



HAL
open science

Analytical modelling of chip formation during beech green wood rotary veneer cutting process

Vincent Bonin

► **To cite this version:**

Vincent Bonin. Analytical modelling of chip formation during beech green wood rotary veneer cutting process. Engineering Sciences [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2006. English. NNT : 2006ENAM0022 . pastel-00002062

HAL Id: pastel-00002062

<https://pastel.hal.science/pastel-00002062>

Submitted on 5 Jan 2007

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



Ecole doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

THÈSE

pour obtenir le grade de

Docteur

de

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité "Mécanique"

*présentée et soutenue publiquement
par*

Vincent BONIN

le 4 Septembre 2006

**MODÉLISATION ANALYTIQUE DE LA FORMATION DU
COPEAU
DURANT LE PROCÉDÉ DE DÉROULAGE DU BOIS DE HÊTRE**

Directeur de thèse : Maurice TOURATIER

Codirecteur(s) de thèse : Rémy MARCHAL

Jury :

M. Eric RAGNEAU , Professeur, LGCGM , INSA, Rennes.....	Président
M. Roger RAKOTOMALALA , Professeur, CMAO, ENI de Tarbes	Rapporteur
M. Bernard THIBAUT , Directeur de recherches CNRS, CNRS Guyane.....	Rapporteur
M. Joseph GRILL , , Directeur de recherches CNRS, LMGC, U. Montpellier 2 ..	Examineur
M. Rémy MARCHAL , Professeur, LABOMAP, ENSAM, Cluny	Examineur
M. Maurice TOURATIER , Professeur, LMSP, ENSAM, Paris.....	Examineur

Laboratoire de Mécanique des Systèmes et des Procédés
ENSAM, CER de Paris

Remerciements

Ce travail a été réalisé en grande partie au La.Bo.Ma.P., Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés, de l'E.N.S.A.M. de Cluny en collaboration avec le L.M.S.P., Laboratoire de Mécanique des Systèmes et des Procédés, de l'E.N.S.A.M. de Paris.

Je tiens à remercier, en tout premier lieu, Monsieur TOURATIER, Professeur des Universités à l'E.N.S.A.M. de Paris, directeur du L.M.S.P. et directeur de cette thèse, pour sa ténacité à me suivre durant ces longues années, son écoute, sa méthodologie et son recul sans lesquels je n'aurais jamais envisagé de proposer une modélisation si différente de la tendance qui se dégageait des études précédentes. Pour tout cela et par la présente, je tiens à lui témoigner toute ma gratitude et mon respect le plus profond.

Dans un second temps, je souhaite remercier Monsieur MARCHAL, Professeur des Universités à l'E.N.S.A.M. de Cluny et codirecteur de cette thèse, pour m'avoir accueilli dans son laboratoire et pour ses conseils scientifiques avisés dans le domaine du bois.

Je tiens à remercier aussi chaleureusement Monsieur RAGNEAU, Professeur des Universités à l'INSA de Rennes, d'avoir accepté la présidence de jury.

De même que je remercie vivement Monsieur RAKOTOMALALA, Professeur des Universités à l'ENI de Tarbes, et Monsieur THIBAUT, Directeurs de recherches au CNRS de Guyane, d'avoir accepté la lourde tâche de rapporter ces travaux.

Je remercie aussi Monsieur GRILL, Directeurs de recherches à l'Université de Montpellier 2, pour avoir accepté sa participation au jury.

Je souhaiterais aussi associer à ces remerciements une somme de personnes aux qualifications très variées qui ont toutes eu une action discrète mais décisive dans mes travaux. Je pense en particulier et dans l'ordre alphabétique, à :

- ✓ Monsieur ALIX, ingénieur Arts et Métiers et responsable de programmation embarquée à EADS, pour ses conseils méthodologiques sur le débbugages et la structuration des programmes.
- ✓ Messieurs BEY et NECTOUX, enseignants au laboratoire de déformation plastique et soudage de l'E.N.S.A.M. de Cluny, pour leur écoute et leur engagement pragmatique face à la théorie des grandes transformations alors que mon étude dépassait leurs compétences et que mes questions ne recevaient aucun écho dans l'enceinte de l'E.N.S.A.M. de Cluny.
- ✓ Monsieur BLERON, Maître de Conférence au La.Bo.Ma.P. de l'E.N.S.A.M. de Cluny, pour la réalisation de la programmation du dépouillement des essais quasi statiques me permettant ainsi d'avoir quelques exemples de programmation et ainsi de me lancer dans mes propres programmations Visual Basic™.
- ✓ Madame BONIN, agent technique à l'E.N.S.A.M. de Cluny et mon ex-femme, pour avoir accepté la lourde tâche de corriger les nombreuses fautes d'orthographe
- ✓ Monsieur BUTAUD, ingénieur de recherche C.N.A.M. au La.Bo.MA.P. de l'E.N.S.A.M. de Cluny, pour son aide en programmation Labview™
- ✓ Monsieur COLLET, Maître de Conférence au La.Bo.MA.P. de l'E.N.S.A.M. de Cluny, pour son réseau de relations au C.T.B.A, Centre Technique du Bois et de l'Aménagement, et dans le monde industriel du bois qui m'ont permis de monter le financement de l'instrumentation thermique de l'outil de coupe.

- ✓ Monsieur PALIN-LUC, Maître de Conférence au L.A.M.E.F.I.P., Laboratoire Matériaux Endommagement Fiabilité et Ingénierie des Procédés de l'E.N.S.A.M. de Bordeaux, pour avoir accepté que je travaille sur sa machine de torsion.
- ✓ Le L.R.B.B., Laboratoire de Rhéologie du Bois de Bordeaux, pour le prêt de capteurs inductifs.
- ✓ Monsieur TERRIER, technicien au laboratoire de déformation plastique et soudage de l'E.N.S.A.M. de Cluny, pour son aide à la réalisation des soudures de thermocouples.
- ✓ Messieurs VALDES et DEQUIDT, respectivement Maître de Conférence à l'I.U.T. de Figeac Toulouse II et Maîtres de Conférence au L.A.M.I.H., Labo Automatique d'Informatique Industrielle et Humaine de l'U.V.H.C., Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, pour leur écoute dans mon isolement géographique nordiste et leurs conseils quasi philosophiques sur la gestion des problématiques scientifiques mais aussi de la programmation ainsi que sur la méthodologie de rédaction des introductions et des conclusions.
- ✓ Monsieur XXX, ingénieur Arts et Métiers et tourneur sur bois de la région de Cluny qui a émis le souhait de rester anonyme comme sa passion de ce matériau l'a amené à considérer son travail dans cette thèse comme naturel. Je tenais tout de même à mentionner sa participation pour la réalisation des éprouvettes des essais quasi statiques de traction et de torsion et aussi pour nos discussions sur ce sujet.
- ✓ Les « zatoufs » ou hommes (à tout faire) de la maintenance générale de l'E.N.S.A.M. de Cluny, qui ont accepté de prêter leurs machines pour la réalisation de mes éprouvettes en sachant pertinemment les dégradations qu'allaient causer l'usinage du bois saturé d'eau en terme d'encrassement et de corrosion.

Que toutes ces personnes soient remerciées pour leurs aides totalement désintéressées.

Je voudrais enfin remercier l'ensemble du personnel du L.M.S.P. de l'E.N.S.A.M. de Paris, de l'E.N.S.A.M. de Cluny ainsi que de l'I.S.I.V. de l'U.V.H.C. pour leur accueil et leur soutien.

*Aux femmes de ma vies
et particulièrement :*

*A ma défunte mère
A ma nourrice, ma seconde mère
A ma fille, Julie*

Sommaire

Introduction	8 pages
1. La problématique industrielle autour du procédé de déroulage du bois	p. Intro-1
1.1. La place particulière du déroulage et du tranchage dans le monde des procédés de fabrication par enlèvement de matière	p. Intro-1
1.2. La place de ces procédés dans le monde industriel du bois	p. Intro-1
1.3. L'horizon de ces procédés à moyen terme	p. Intro-1
1.4. Pourquoi réaliser des recherches sur le déroulage et non le tranchage	p. Intro-2
2. Suivre une démarche d'étude du procédé similaire à celle réalisée dans le métal	p. Intro-4
2.1. Mais avant parlons un peu des échelles d'études possibles	p. Intro-4
2.2. La démarche réalisée dans le métal	p. Intro-5
2.3. Notre souhait	p. Intro-6
3. Problèmes posés	p. Intro-7
4. Méthodologie	p. Intro-7
4.1. Points de vue et hypothèses	p. Intro-7
4.1.1. Point de vue à propos de la modélisation	p. Intro-7
4.1.2. Des choix expérimentaux aussi	p. Intro-7
4.2. Le travail à réaliser et sa présentation dans ce document	p. Intro-7
4.2.1. Etude bibliographique du procédé de déroulage	p. Intro-7
4.2.2. Essais classiques de mécanique	p. Intro-8
4.2.3. Essais de déroulage	p. Intro-8
4.2.4. Modélisation	p. Intro-8
Chapitre I : Etude bibliographique du procédé de déroulage	46 pages
1. Quelques notions sur l'anatomie du bois et ses caractéristiques	p. I-1
1.1. Une structure hiérarchique multi échelle vivante	p. I-1
1.2. Les variations de la structure du bois durant la vie de l'arbre	p. I-4
1.3. L'eau dans le bois	p. I-6
1.4. Conclusion	p. I-7
2. Caractéristiques techniques du déroulage	p. I-8
2.1. La coupe du bois	p. I-8
2.2. L'état du bois lors du déroulage	p. I-8
2.3. Les variables géométriques usuelles du procédé de déroulage	p. I-8
2.4. Les grandeurs cinématiques du procédé de déroulage	p. I-10
2.5. Conclusion	p. I-10
3. La génération du copeau durant le procédé de déroulage	p. I-11
3.1. Comment déterminer si un copeau est fissuré ou non	p. I-11
3.2. Les mécanismes physiques observés	p. I-11
3.2.1. La génération de copeau fissuré	p. I-11
3.2.1.1. Arrachements ou effet Horner	p. I-11
3.2.1.2. La fissuration	p. I-12
3.2.2. La génération de copeau continu	p. I-13
3.2.2.1. La zone située en avant et en dessous de l'outil	p. I-13
3.2.2.2. La zone de copeau libre	p. I-14
3.2.2.3. La zone de copeau très déformé en contact avec l'outil	p. I-14
3.3. La vitesse de déformation induite par la création du copeau	p. I-15
3.4. Conclusion	p. I-16

4. Quelques résultats expérimentaux : grandeurs influentes et grandeurs mesurées	p. I-17
4.1. Description de la machine de micro déroulage utilisée	p. I-17
4.2. Le frottement	p. I-19
4.2.1. La méthode « pion disque »	p. I-19
4.2.2. La détermination du coefficient par les efforts de coupe	p. I-20
4.2.3. La méthode du patin de frottement ajouté sur la dérouleuse	p. I-20
4.3. Les efforts	p. I-23
4.3.1. Variation des efforts en fonction de la morphologie du bois	p. I-24
4.3.2. Variation des efforts en fonction de la teneur en eau du bois	p. I-24
4.3.3. Variation des efforts en fonction de la vitesse de coupe	p. I-25
4.3.4. Variation des efforts en fonction de l'angle de dépouille	p. I-25
4.3.5. Variation des efforts en fonction du rayon de coupe	p. I-26
4.3.6. Variation des efforts en fonction de l'épaisseur nominale du copeau	p. I-27
4.3.7. Variation des efforts en fonction de la longueur de copeau usinée	p. I-28
4.3.8. Variation des efforts en fonction de la température d'étuvage	p. I-28
4.4. Les surépaisseurs	p. I-30
4.5. Les longueurs de contact	p. I-30
4.5.1. Longueur de contact sur la face d'attaque :	p. I-31
4.5.2. Longueur de contact sur la face en dépouille	p. I-33
4.6. La variation de température à la génération du copeau	p. I-34
4.7. Conclusion sur le déroulage du bois	p. I-35
5. Les quelques modélisations numériques ou analytiques de déroulage existants	p. I-36
5.1. La modélisation analytique simplifiée de Thibaut [THI88]	p. I-36
5.2. Les modélisations numériques tirées du procédé de défibrage	p. I-40
5.2.1. La modélisation de Uhmeier [UHM97]	p. I-40
5.2.2. La modélisation de Holmberg [HOL98]	p. I-41
5.3. Conclusion	p. I-44
6. Conclusion du chapitre bibliographique	p. I-46

Chapitre II : essais mécaniques

33 pages

1. Etude bibliographique des essais mécaniques de caractérisation du matériau bois	p. II-1
1.1. Un constat peu glorieux	p. II-1
1.2. Les essais mécaniques simples	p. II-2
1.2.1. Les essais de traction	p. II-2
1.2.2. Les essais de compression	p. II-2
1.2.3. Les essais de cisaillement	p. II-8
1.3. Les essais mécaniques combinés	p. II-9
1.3.1. Les essais de compressions combinées	p. II-10
1.3.2. Les essais combinés de traction ou compression avec des essais de cisaillement	p. II-11
1.4. Les modélisations globales	p. II-12
1.4.1. Les hypothèses communément admises	p. II-12
1.4.2. Les modélisations du comportement global	p. II-12
1.5. Conclusion	p. II-12
2. La campagne d'essais réalisée	p. II-13
2.1. Les grandeurs mesurées : définition des déformations, vitesses de déformation et contraintes utilisées	p. II-13
2.2. La teneur en eau et l'extraction des éprouvettes dans le tronc d'arbre	p. II-15
2.3. Les problèmes rencontrés durant cet essai et solutions utilisées	p. II-16
2.3.1. L'application de l'effort sur l'éprouvette	p. II-16
2.3.2. La définition de la partie active de l'éprouvette	p. II-19

2.3.3. Les conditions aux limites de l'éprouvette	p. II-20
2.3.4. Les mesures, leurs incertitudes et les grandeurs mécaniques en relation	p. II-21
2.4. Les modes opératoires et la mise en oeuvre	p. II-23
2.5. Les résultats	p. II-25
3. Conclusion	p. II-33

Chapitre III : Les essais de déroulage 24 pages

1. Une description plus paramétrique de la machine expérimentale de déroulage	p. III-1
2. Les grandeurs mesurées et calculées	p. III-3
2.1. Mesures réalisées et technologies associées	p. III-3
2.2. Les grandeurs calculées	p. III-5
3. Le mode opératoire et la mise en oeuvre	p. III-6
4. Classer et trier les essais à l'aide de critères	p. III-7
5. La répétabilité du procédé.	p. III-9
6. Résultats et discussion sur les essais de déroulage.	p. III-9
6.1. Discussion sur les critères de tri et leurs conséquences	p. III-9
6.2. Influence de différents paramètres.	p. III-11
6.2.1. L'étude de corrélation	p. III-11
6.2.2. Comparaison avec les résultats bibliographiques	p. III-13
6.2.2.1. Variation de l'angle de frottement en fonction de la vitesse de coupe linéaire	p. III-13
6.2.2.2. Variation des efforts en fonction de la vitesse de coupe linéaire	p. III-14
6.2.2.3. Variation des efforts en fonction de l'angle de dépouille	p. III-15
6.2.2.4. Variation des efforts en fonction de l'épaisseur du copeau	p. III-16
6.2.2.5. Variation des efforts en fonction du rayon de coupe	p. III-17
6.2.2.6. Conclusion	p. III-18
6.2.3. D'autres influences	p. III-18
6.2.3.1. Variations de l'angle de frottement	p. III-18
6.2.3.2. Variations de l'effort exercé sur la face d'attaque et de dépouille	p. III-18
6.2.3.3. Variations de l'effort Variations de l'épaisseur de copeau réelle	p. III-21
6.2.3.4. Variation de la température	p. III-22
7. Conclusion	p. III-23
8. Synthèse	p. III-24

Chapitre IV : la modélisation analytique du procédé de déroulage 52 pages

1. De la transposition de modélisation analytique dans le métal à la nécessité de proposer une autre modélisation	p. IV-1
1.1. Etude bibliographique de quelques grandes modélisations analytiques existantes dans le métal	p. IV-1
1.1.1. La modélisation de Merchant	p. IV-1
1.1.2. La modélisation d'Oxley	p. IV-3
1.1.3. La modélisation adaptée de Pomey	p. IV-6
1.1.4. Conclusion	p. IV-10
1.2. Quelques résultats à propos de l'utilisation directe de ces modélisations	p. IV-11
1.2.1. L'adaptation de la loi de comportement au matériau bois	p. IV-11
1.2.2. Des résultats en efforts peu convaincants mais surtout un problème d'angle du plan de cisaillement	p. IV-12
2. La modélisation hyper élastique du matériau bois	p. IV-13
2.1. Pourquoi une modélisation hyper élastique	p. IV-13
2.2. Les grandes familles de modélisation hyper élastique	p. IV-13

2.2.1. Définition de l'hyper élasticité et des deux grands types de modélisation du phénomène	p. IV-14
2.2.2. Différentes modélisations de l'approche phénoménologique	p. IV-15
2.3. La prise en compte dans la formulation hyper élastique de certaines spécificités du bois	p. IV-15
2.3.1. L'effet Mullins ou adoucissement sous contrainte	p. IV-15
2.3.2. La compressibilité et la porosité	p. IV-16
2.3.3. L'anisotropie ou l'orthotropie	p. IV-16
2.3.4. La viscosité ou sensibilité à la vitesse de déformation	p. IV-16
2.3.4.1. Les formulations de fluage quasi statique	p. IV-16
2.3.4.1.1. L'approche fonctionnelle	p. IV-16
2.3.4.1.2. L'approche par variables internes	p. IV-17
2.3.4.1.3. Les autres formulations	p. IV-17
2.3.4.2. Les formulations à grandes vitesses de déformation	p. IV-18
2.4. Un choix de formulation hyper élastique pour notre modélisation par la modélisation les essais quasi statiques	p. IV-19
2.5. Conditions sur les constantes du potentiel de déformation hyper-élastique	p. IV-20
2.6. Méthodologie de détermination de la forme du potentiel de déformation hyper élastique grâce aux essais quasi statiques	p. IV-20
2.6.1. Le choix des essais de référence	p. IV-21
2.6.2. Détermination du degré du polynôme du potentiel de déformation hyper élastique de Rivlin	p. IV-22
2.6.2.1. L'essai de compression	p. IV-22
2.6.2.2. L'essai de torsion	p. IV-24
2.6.2.3. Choix du degré du polynôme du potentiel de déformation hyper élastique	p. IV-24
2.7. Conclusion	p. IV-25
3. Proposition d'une autre modélisation de la formation du copeau durant le déroulage du bois	p. IV-25
3.1. Premiers constats	p. IV-25
3.2. Etude cinématique	p. IV-25
3.2.1. Paramétrage des coordonnées du point courant	p. IV-25
3.2.2. La représentation du vecteur vitesse	p. IV-26
3.2.3. Recherche de tenseur des gradients de la transformation	p. IV-28
3.2.4. Quantification du rapport de compression	p. IV-29
3.2.5. Calcul des dilatations et des déformations et des vitesses de déformation	p. IV-30
3.2.6. Loi de comportement et calcul des contraintes	p. IV-31
3.3. Résolution des inconnues : deux voies possibles	p. IV-31
3.3.1. Préparation des calculs	p. IV-31
3.3.2. Résolution de l'équilibre du copeau	p. IV-32
3.3.3. Résolution par les puissances	p. IV-32
3.3.3.1. Expression de la plupart des puissances	p. IV-33
3.3.3.2. Le cas particulier de la puissance due à la fissuration devant le nez du couteau	p. IV-34
3.3.3.3. Détermination de l'effort sur la face d'attaque de l'outil	p. IV-34
3.3.3.4. Recherche de l'angle d'inclinaison du plan de cisaillement	p. IV-35
4. Synthèse intermédiaire	p. IV-36
5. L'utilisation d'un l'algorithme de résolution de problématique inverse	p. IV-36
5.1.1. L'algorithme de Levenberg-Marquardt	p. IV-36
5.1.2. Inconvénients de cet algorithme	p. IV-36
5.1.3. Recherche des paramètres initiaux par l'utilisation des essais quasi-statiques	p. IV-37

5.1.3.1. Méthodologie	p. IV-37
5.1.3.2. Les résultats	p. IV-39
5.1.4. L'utilisation des essais de déroulage pour la détermination ou la validation de la modélisation	p. IV-39
6. Synthèse	p. IV-41
7. Résultats de la modélisation analytique de la formation du copeau	p. IV-43
8. Discussion	p. IV-45
8.1. Etude de quelques grandeurs internes à la modélisation	p. IV-45
8.2. Etudes des résultats en fonction de différents facteurs	p. IV-47
8.3. Sensibilité de la modélisation à certaines hypothèses	p. IV-49
8.3.1. Imprécision de l'effort exercé sur la face d'attaque causée par la fissuration : $\Delta F_a(\epsilon_p=0)$	p. IV-49
8.3.2. Etude de différentes imprécisions influant sur l'effort exercé sur la face d'attaque causé par la déformation	p. IV-50
9. Conclusion	p. IV-52

Conclusions et perspectives	3 pages
------------------------------------	----------------

Annexes

A : références bibliographiques	14 pages
B : bibliographie développée des tests mécaniques	64 pages
C : détails des paramètres des essais mécaniques	17 pages
D : étude de corrélation des différents essais quasi statiques	2 pages
E : détails des paramètres des essais de déroulage	3 pages
F : étude de corrélation des différents essais de déroulage.doc	5 pages
G : dépouillement des essais conventionnels	12 pages
H : résultats de la modélisation analytique de la formation du copeau de bois	1 pages

Introduction

1. La problématique industrielle autour du procédé de déroulage du bois

1.1. La place particulière du déroulage et du tranchage dans le monde des procédés de fabrication par enlèvement de matière

Le tranchage et le déroulage sont tous les deux des procédés singuliers de fabrication par enlèvement de matière. En effet, hormis une production spécifique de bonbons et la production de PTFE en ruban, ce sont les seuls procédés dont la valeur ajoutée est apportée au copeau et non à la pièce, qui peut avoir une faible valorisation postérieure (comme bois de trituration pour les panneaux de particules ou le papier, ou comme bois de chauffage).

Les copeaux auront comme caractéristiques recherchées d'être continus, sans fissuration, avec une épaisseur régulière et un état de surface correct et peu de grande déformation de type tuilage.

Pour le tranchage, les feuilles de copeaux réalisées seront déposées par collage comme surface supérieure visible de l'objet final et auront comme principale fonction l'esthétisme. L'épaisseur de copeau visée sera alors la plus faible possible (de l'ordre de 0.3 à 0.6 mm suivant les essences de bois).

Pour le déroulage, l'assemblage des plaques de différentes épaisseurs possibles sera réalisé afin d'obtenir des emballages légers, des panneaux structuraux de type PSL, LVL, et surtout de type contreplaqué (Fig. Intro-1).

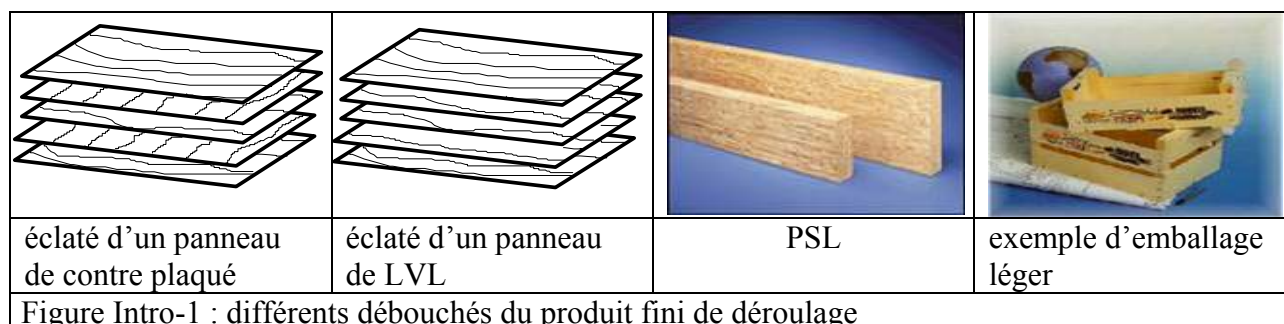


Figure Intro-1 : différents débouchés du produit fini de déroulage

1.2. La place de ces procédés dans le monde industriel du bois

La place occupée par ces procédés est aussi singulière dans l'industrie du bois français. En effet, bien que n'utilisant qu'une infime part de la récolte française (environ 5% de la récolte totale), ces procédés dégagent une plus-value non négligeable en terme financier [PAR03].

Ceci est dû à une expansion des nouveaux types de panneaux dont la part de marché ne fait que croître [SES02] et à un retour en grâce des emballages légers en bois.

Quant au tranchage, l'économie de matière réalisée est incontestable pour un même résultat esthétique.

1.3. L'horizon de ces procédés à moyen terme

Il faut tout de même nuancer un horizon économique qui paraît intéressant au premier abord.

En effet, un contexte de compétitivité est instauré au niveau mondial. La France et l'Europe ne sont pas auto-suffisantes en panneaux et importent beaucoup de produits moins chers en provenance d'Amérique et d'Asie [PAR03]. Il y a donc une certaine nécessité à optimiser ces procédés à

moindre coup. Pour ce faire, il est actuellement nécessaire de développer des modèles de ces procédés.

De plus, après la seconde guerre mondiale, le douglas a été introduit en France pour sa grande rapidité de croissance et ses bonnes performances mécaniques qui en fait un excellent bois de construction. Hors, la tradition en Europe du Sud voulant que les maisons soient maçonnées, implique que la France va se retrouver avec un potentiel de volume récoltable de cette essence qui va atteindre celui du pin maritime d'ici dix ans [IFN03].

Il serait donc intéressant de trouver d'autres débouchés à cette essence d'autant que la nouvelle loi sur l'air incite à l'utilisation accrue de bois dans la construction. Les américains déroulent déjà du douglas mais le placage obtenu est de faible qualité et est destiné à la réalisation de contreplaqué dédié à la réalisation des maisons en bois. Ce marché étant réduit en Europe, il faudrait étudier le déroulage du douglas afin d'obtenir des résultats satisfaisants dans un marché plus exigeant.

Enfin, en Guyane, la France dispose de huit millions d'hectares de forêt quasiment inconnue d'un point de vue technologique dont il faudrait tirer partie.

Ainsi les procédés de tranchage et de déroulage offrent des perspectives de recherche motivantes dans un contexte industriel en attente de gain de part de marché et d'optimisation des ressources forestières citées plus haut.

Ces procédés sont d'autant plus intéressants d'un point de vue scientifique qu'ils sont très originaux par rapport à la grande majorité des autres procédés de fabrication par enlèvement de matière.

1.4. Pourquoi réaliser des recherches sur le déroulage et non sur le tranchage

Afin de choisir entre les deux procédés, il est important de connaître leurs différences :

- La première est d'ordre cinématique :

Le tranchage est la combinaison de deux translations. La première est le mouvement de coupe de l'outil par rapport à la pièce. La seconde, perpendiculaire à la première, permet l'incrémentation de la profondeur de passe qui détermine l'épaisseur du copeau (Fig. Intro-2).

Tandis que le déroulage est la combinaison simultanée d'une rotation de la grume sur elle-même suivant sa longueur par rapport au bâti et d'une translation du couteau par rapport au bâti et perpendiculaire à l'axe de rotation de la grume (Fig. Intro-2a).

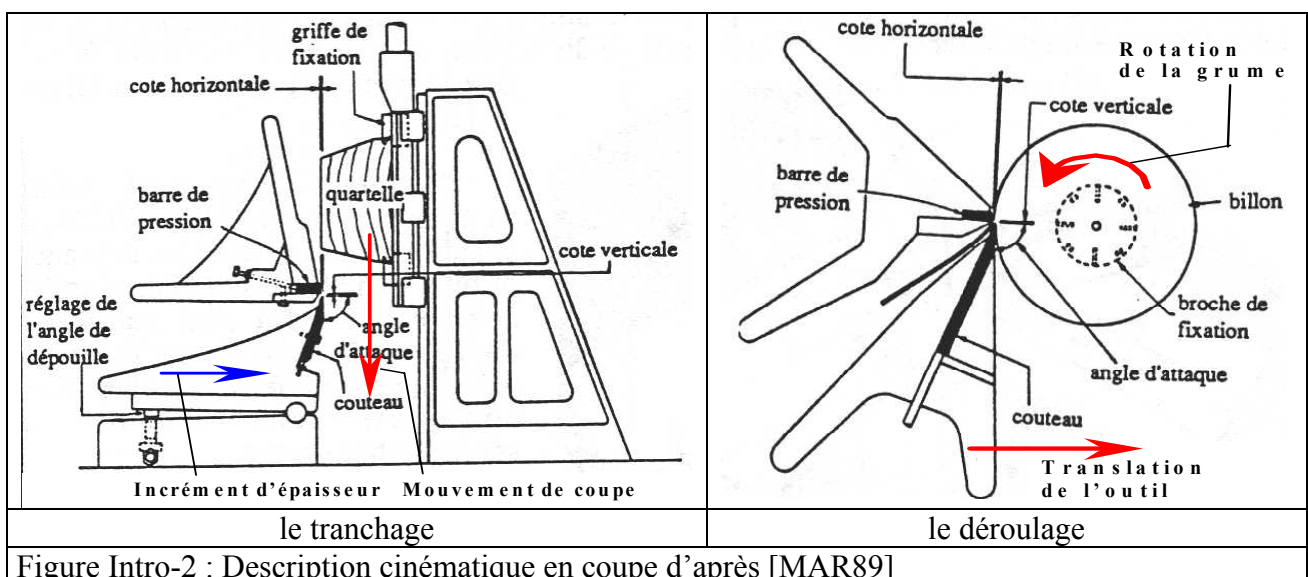


Figure Intro-2 : Description cinématique en coupe d'après [MAR89]

- Une première conséquence de ces cinématiques différentes est qu'il est impossible de choisir le dessin décrit par les cernes dans le copeau de déroulage, contrairement au tranchage, où il est possible de réaliser des copeaux dans n'importe quelle direction par rapport à la grume (ce qui est très intéressant pour l'esthétisme de la surface du copeau.)
- Enfin, une autre conséquence du premier point est que le déroulage permet d'obtenir un copeau continu durant quasiment l'ensemble de l'usinage d'une grume, tandis que le tranchage permettra d'obtenir de nombreuses plaques de longueurs différentes (coupe discontinue).

Il est donc possible de résumer ainsi les différences d'ordre techniques des deux procédés (Tableau intro-1) :

	Déroulage	Tranchage
Surface générée par la coupe	Quasi-cylindrique	Plane
Direction de coupe	Majoritairement tangentiel aux cernes	Variable
Type de coupe	Orthogonal pur	Pas toujours orthogonal (inclinaison du couteau possible)
Opération de coupe	Continue	Discontinue
Orientation de la coupe par rapport à la structure du bois	Quasiment imposé	Possibilité étendue de choix
Tableau Intro-1 : synthèse des différences techniques entre le déroulage et le tranchage permettant un choix pour l'étude d'après [MAR89]		

Le déroulage est alors plus propice à l'étude car il permet l'unicité de la position de l'arête de coupe de l'outil vis-à-vis des cernes du bois et l'observation d'un régime continu de la formation du copeau plus important. Bien que la coupe continue exige de passer au plus vite les différentes phases transitoires.

Enfin, ce choix est conforté par le fait que le tranchage est plus confidentiel par rapport au déroulage en terme de nombre de machines et de volume de matière première transformée dans l'industrie malgré un poids en chiffre d'affaire inversé.

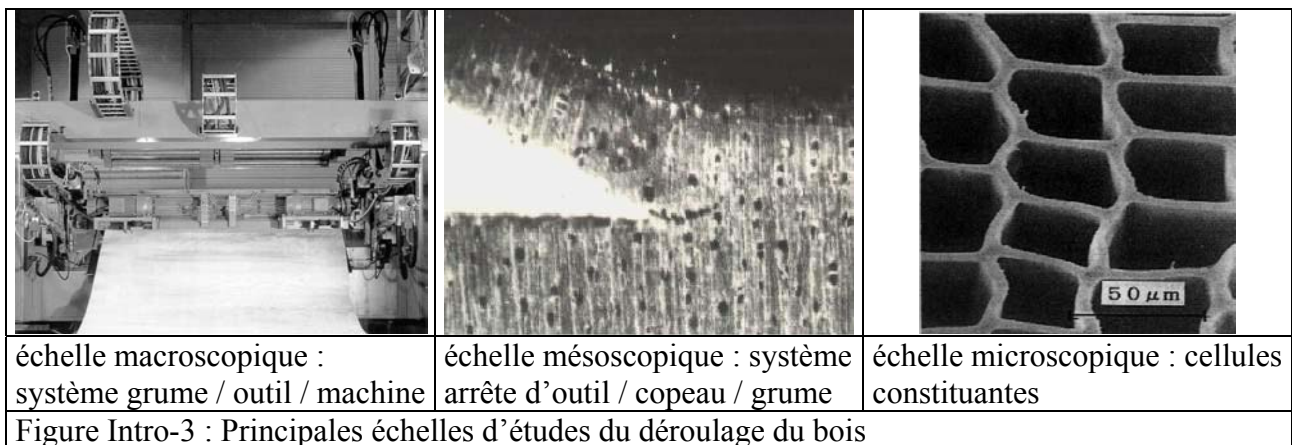
2. Suivre une démarche d'étude du procédé similaire à celle réalisée dans le métal

2.1. la problématique de la définition des échelles d'études possibles

Il existe différentes échelles d'études d'un procédé de fabrication par enlèvement de matière qui sont caractérisées par les grandeurs physiques recherchées et l'échelle des temps [ALI01] et [TOU99].

Dans ce paragraphe, nous mettrons en lumière trois échelles différentes avec leurs caractéristiques et un parallèle avec le matériau bois

Cette prise en compte de l'échelle est d'autant plus importante que le matériau bois est hétérogène à toutes les échelles et que chaque échelle amène une problématique différente en ce qui concerne sa modélisation (Fig. Intro-3).



- L'échelle macroscopique est l'échelle de la modélisation du comportement vibratoire de la machine résultant de l'action de coupe avec lequel il devrait être possible d'analyser le comportement dynamique du système et ses implications en terme de trajectoire d'outil, de domaine de fonctionnement, de commande adaptative....

En ce qui concerne la modélisation du matériau bois à cette échelle, la problématique se posera plus en terme d'introduction dans une loi de comportement, des effets des nœuds, de la non symétrie des grumes et des autres défauts pouvant survenir dans ce matériau d'origine biologique.
- l'échelle mésoscopique est l'échelle à laquelle se situe l'essentiel du travail de cette thèse. Il concerne la grume, l'outil et le copeau au voisinage de la pointe de l'outil. Les modélisations en transformation finies à cette échelle devraient porter sur la formation du copeau et devraient permettre de déterminer l'état de surface usinée, la fragmentation du copeau, la zone de contact copeau - matière, les efforts de coupe, les lois de comportement ou d'endommagement aussi bien de l'outil que du matériau.

En ce qui concerne la modélisation du matériau bois, il sera question de prendre en compte l'orthotropie, la viscosité ou la variation de densité à l'intérieur des cernes pour les essences résineuses.... Mais ceci sera développé plus loin dans ce document.
- l'échelle microscopique est l'échelle cellulaire du matériau bois. A cette échelle on s'attachera à modéliser les grandes transformations et le comportement du matériau usiné et usinant. Ce qui devrait permettre entre autre une caractérisation locale des paramètres thermomécaniques de coupe.

En ce qui concerne la modélisation du matériau bois, il sera donc plutôt question de déterminer le comportement micromécanique des parois cellulaires et du liquide contenu dans ces dernières durant l'usinage.

Il existe d'autres échelles d'observations du procédé mais elles ne seront pas abordées ici.

2.2. La démarche réalisée dans le métal

En ce qui concerne l'échelle mésoscopique, cela fait déjà quelques dizaines d'années que les scientifiques essaient d'expliquer la génération du copeau dans le métal.

Dans un premier temps sont apparus des modélisations analytiques de formation du copeau appliqués à un cas très particulier : la coupe orthogonale continue. Trois grandes approches se dégagent de ces modélisations d'après [CHA01] et [GIL82] : une modélisation mécanique avec les travaux de Merchant dans les années quarante, puis une modélisation utilisant la théorie des lignes de glissement de Lee et Shaffer dans les années cinquante et, enfin, le début des travaux sur une modélisation thermomécanique d'Oxley depuis les années soixante. Notons que les travaux dû à Oxley sont toujours en cours afin d'améliorer sa modélisation et qu'ils ont donné lieu à une synthèse qui fait référence en la matière [OXL89].

Ces modélisations analytiques étant posées sur des hypothèses fortes, certains auteurs se sont appuyés sur elles tout en remettant en cause certaines hypothèses afin d'améliorer les résultats obtenus : Notons les travaux d'Atkins ([ATK04] et [ATK05]) qui utilise les travaux de Merchant afin de les adapter à d'autres matériaux (avec plus ou moins de succès pour le bois) et de prédire la continuité du copeau avec un critère mêlant ténacité, résistance au cisaillement et profondeur de passe. Notons encore les travaux de Kudo ou de Dewhurst modifiant ceux de Lee et Shaffer d'après [GIL82] : notons enfin les travaux de simplifications de la modélisation d'Oxley réalisés par Molinari, afin de ne décrire que la bande de cisaillement d'après [FON04] et [DUD96].

De plus, l'ensemble des modélisation citées se font dans le cas restrictif de la coupe orthogonale continue. Certains auteurs ont donc essayé d'adapter ces modélisations à d'autres cas d'enlèvement de matière : [YOU93] et [FON04] ont tenté d'adapter la modélisation d'Oxley au fraisage respectivement surfacique ou de forme par exemple.

Ainsi il serait possible de montrer par un exemple de recherche bibliographique, les différentes possibilités d'évolution d'une modélisation :

- [DUD96] : étude paramétrique de la modélisation de la bande de cisaillement de Molinari en coupe orthogonale continue avec un outil dont le rayon de bec est infiniment petit.
- [MOU98] : intégration d'une loi de contact thermo-sensible dans la modélisation
- [MOU00] et [MOU04] : application de la modélisation au cas de la coupe oblique avec validation expérimentale
- [MOU05] et [MOL05] : application et étude paramétrique de la modélisation à la coupe en tournage de finition qu'il aurait été possible de qualifier de coupe orthogonale si la profondeur de passe n'était pas de l'ordre du rayon de bec.

Les modélisations analytiques ont un intérêt certain de par leurs résultats globaux et leur simplicité d'écriture bien que la résolution des équations posées ne soit quasiment jamais triviale. Ce qui limite grandement leur nombre.

Parallèlement à ces modélisations sont apparues les modélisations numériques par éléments finis. Bien que leur apparition soit plus récente et que leur évolution soit apparemment liée à l'évolution technologique de la puissance de calcul des ordinateurs, nous sommes convaincus qu'il fallait passer par l'étape des modélisations analytiques afin de poser correctement les différentes grandes

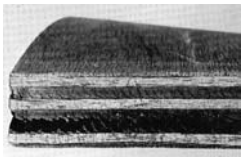
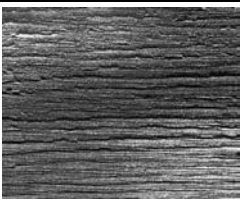

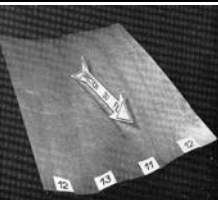
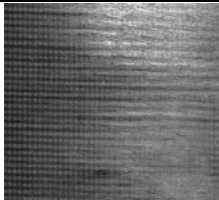
hypothèses nécessaires aux modélisations numériques. (En cela nous rejoignons le point de vue de [BOU93])

En effet, malgré des résultats plus fins en terme d'analyse de la formation du copeau et en particulier une possible prise en compte des phénomènes instationnaires, les modélisations numériques sont encore limitées d'après [FON04]. En particulier, il existe encore beaucoup de problèmes de remaillage, de choix du référentiel d'écriture ou de convergence des calculs. Ces problèmes auraient été largement amplifiés si des analyses préliminaires par les modélisations analytiques n'avaient donné les grandes hypothèses à implémenter dans les codes de calculs. Nous ne nous étendons pas à commenter les modélisations numériques de formation du copeau dans le métal. Le lecteur pourra se reporter aux travaux bibliographiques de [FON04] et [BOU93] pour cela. Notons tout de même les travaux de [ALI01] mais aussi ceux de [CER96], [CER99] et [LEI99]

2.3. Notre souhait

Notre souhait serait de conduire une démarche parallèle à celle réalisée dans le domaine de l'étude de la génération du copeau métallique afin d'avoir une meilleure compréhension des phénomènes physiques mis en jeu lors de la génération d'un copeau continu de bois et ainsi pouvoir prédire les paramètres permettant de réaliser un copeau de bois continu suivant une essence choisie. Cette modélisation du procédé de déroulage est aussi un moyen de capitaliser les connaissances acquises puis de réaliser d'importantes économies d'expérimentation, nécessitant toujours beaucoup de répétition du fait de la forte variabilité du matériau bois.

Cela devrait amener à une augmentation des performances du procédé en évitant les défauts dans le placage (Fig. Intro-4).

				
placage ouvert dû à des fentes de déroulage	placage rugueux	bois pelucheux ou laineux	irrégularité d'épaisseur du placage dans le sens perpendiculaire au fil du bois	placage ondulé
Figure Intro-4 : Quelques défauts de placage d'après [CTB79]				

3. Problèmes posés

Afin de suivre une démarche d'étude du procédé similaire à celle réalisée dans le métal, il va falloir trouver une loi de comportement adéquate pour le matériau bois ainsi que les hypothèses simplificatrices étayant une modélisation analytique choisie et adaptée à la modélisation du procédé de déroulage. L'ensemble de ces éléments devra permettre de décrire de manière satisfaisante la formation du copeau de bois par une confrontation avec l'expérimentation si possible.

4. Méthodologie

Dans ce chapitre, nous allons décrire notre point de vue à priori ainsi que la manière dont nous allons procéder afin d'apporter notre contribution.

4.1. Points de vue et hypothèses

4.1.1. Point de vue à propos de la modélisation

Afin de suivre la démarche réalisée dans le métal, nous nous placerons à une échelle mésoscopique. De plus, comme il n'existe que très peu de modélisations de la génération de la coupe du bois (voir le chapitre sur l'étude bibliographique), nous avons pris le parti de nous intéresser aux modélisations analytiques de la formation du copeau. De ce fait, nous sommes donc limités à une génération de copeau continu, ce qui est le cas favorable à une valeur ajoutée lors du procédé de déroulage industriel.

Enfin il est fortement probable que nous opterons pour une modélisation thermomécanique.

4.1.2. Des choix expérimentaux aussi

Nous savons qu'il serait intéressant d'étudier le déroulage du douglas pour des raisons industrielles. Mais cette essence ayant une forte variation de densité intra-cerne, il serait plus judicieux de commencer par l'étude d'un bois plus homogène.

Le hêtre est actuellement un des trois bois les plus déroulés (avec le pin et le peuplier) [AFO03]. Cette essence correspond au critère exposé ci-dessus et sera donc l'objet de cette étude. Nous discuterons des caractéristiques biologiques de cette essence dans le chapitre d'études bibliographiques et dans la suite de nos travaux.

De plus, le matériau bois étant un matériau vivant et donc très variable à l'intérieur même d'une essence, il nous faudra réaliser un traitement statistique des données afin d'obtenir des résultats globaux exploitables [REN97].

4.2. Le travail réalisé et sa présentation dans ce document

4.2.1. Etude bibliographique du procédé de déroulage

Nous commencerons classiquement par l'étude bibliographique du procédé de déroulage.

Pour bien comprendre les différents travaux déjà réalisés sur ce procédé, nous procéderons d'abord par une approche multi-échelle du matériau bois en insistant sur sa variabilité et le rôle très particulier de l'eau dans ce matériau.

Nous décrirons, ensuite, les caractéristiques géométriques et cinématiques du procédé. Ce qui permettra d'appréhender le procédé d'un point de vue paramétrage de commande. Nous ferons aussi

un point sur les phénomènes physiques ayant pu être observés lors de la génération du copeau surtout à l'échelle mésoscopique. Nous ferons une synthèse des études paramétriques déjà réalisées en insistant principalement sur les efforts de coupe et le frottement qui permet de décomposer les efforts.

Enfin nous ferons le point sur les rares modélisations analytiques ou numériques de la génération du copeau de bois, en mettant en lumière les résultats obtenus mais aussi les hypothèses sous-jacentes.

Tout ceci pour conclure à une carence certaine de connaissance sur le comportement du matériau bois saturé aux vitesses de déformation du procédé de déroulage.

4.2.2. Essais classiques en mécanique

Nous enchaînerons par un chapitre dédié aux essais conventionnels (traction, compression et cisaillement par torsion) que nous avons réalisé sur le matériau bois. Une étude bibliographique montrera les carences mais aussi la difficulté de réaliser des essais dynamiques et de surcroît avec un matériau saturé d'eau. Elle montrera aussi que malgré une foule d'études sur les essais quasi statiques, il existe des carences d'étude en particulier à propos des essais cycliques et des études utilisant plusieurs types d'essais.

Toute cette étude bibliographique nous servira à justifier les séries d'essais que nous présenterons ainsi : nous commencerons par décrire les conditions d'essais ainsi que leur mode opératoire. Nous attacherons un soin particulier à expliquer les problèmes rencontrés et les solutions que nous avons choisies pour y remédier. Une attention particulière sera portée sur l'évaluation des incertitudes afin de pouvoir raisonner sereinement sur les résultats obtenus.

L'ensemble de cette démarche nous amènera non seulement à avoir les caractéristiques mécaniques de la grume qui nous servira pour le déroulage mais aussi à émettre des hypothèses novatrices sur le comportement du matériau bois.

4.2.3. Essais de déroulage

Nous présenterons ensuite le chapitre dédié aux essais de déroulage .

Nous aurons autant que possible la même démarche que dans le chapitre précédent, en présentant le mode opératoire et les conditions d'essais ainsi que les incertitudes de mesures, le dépouillement des résultats.

L'analyse de résultats permettra de choisir quels essais nous permettrons d'alimenter et de valider les modélisations analytiques que nous mettrons en place dans le chapitre suivant. Elle nous permettra aussi d'étayer quelques hypothèses à propos de ces modélisations en particulier d'un point de vue thermique mais aussi au niveau du chargement durant le procédé de déroulage.

4.2.4. Modélisation

Nous finirons l'exposé de nos travaux par un chapitre consacré à la modélisation de la formation du copeau continu durant le procédé de déroulage. Pour ce faire, une explication des différentes grandes modélisations de la formation du copeau métallique et de celles se rapprochant des hypothèses que nous aurons retenues sera faite. Puis nous décrirons les adaptations nécessaires au matériau bois. Ce qui nous amènera à utiliser une résolution par problème inverse afin de trouver les constantes de la loi de comportement du matériau bois à partir d'un échantillonnage d'essai de déroulage. Nous pourrons alors comparer avec les autres résultats expérimentaux que nous aurons obtenus et discuter de la pertinence de nos résultats.

Chapitre I :

Etude bibliographique du procédé de déroulage

Durant l'ensemble du chapitre d'étude bibliographique, nous nous attacherons à mettre en valeur les résultats trouvés sur différentes essences avec une déclinaison particulière pour les valeurs de l'essence de notre étude : le hêtre.

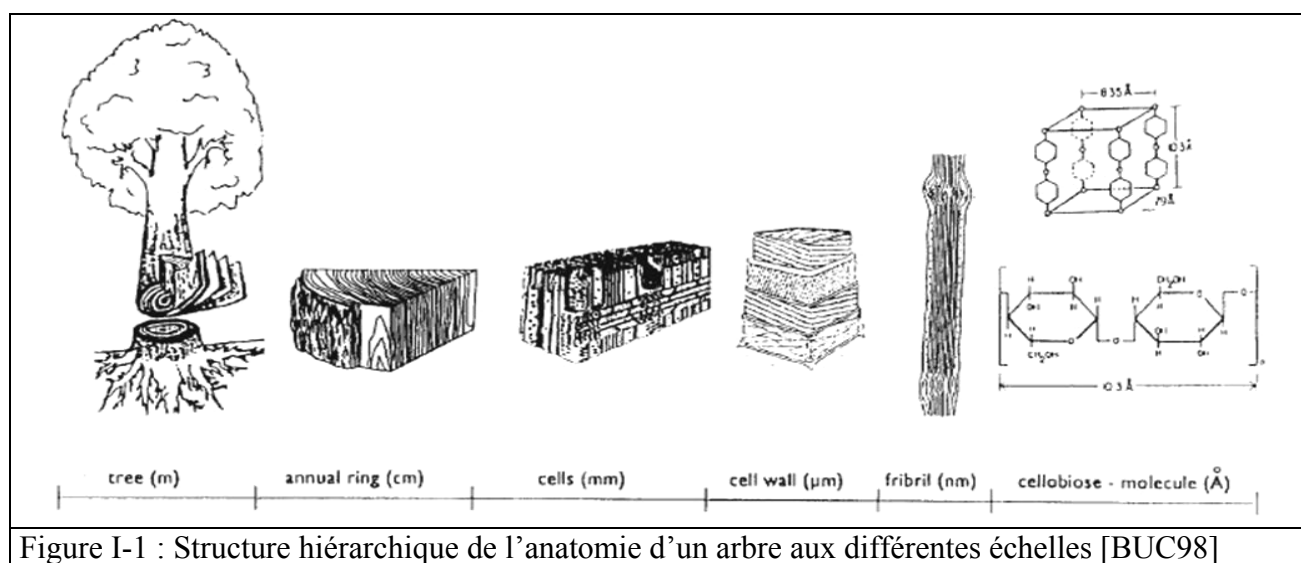
Mais avant de se lancer dans une description fine du déroulage et de ses caractéristiques et en particulier la formation du copeau de bois et ses modélisations mésoscopiques, il est nécessaire de faire quelques rappels sur la structure anatomique de ce matériau.

1. Quelques notions sur l'anatomie du bois et ses caractéristiques

1.1. Une structure hiérarchique multi échelle vivante

L'arbre est un ensemble de tissus biologiquement actifs d'un point de vue physiologique (circulation de fluide et d'information) et aussi physique (équilibre statique et dynamique de la structure complète).

Cette structure présente une hiérarchisation complexe à toutes les échelles (Fig. I-1) qui est dûe à ce couplage fonctionnel [BEA96].



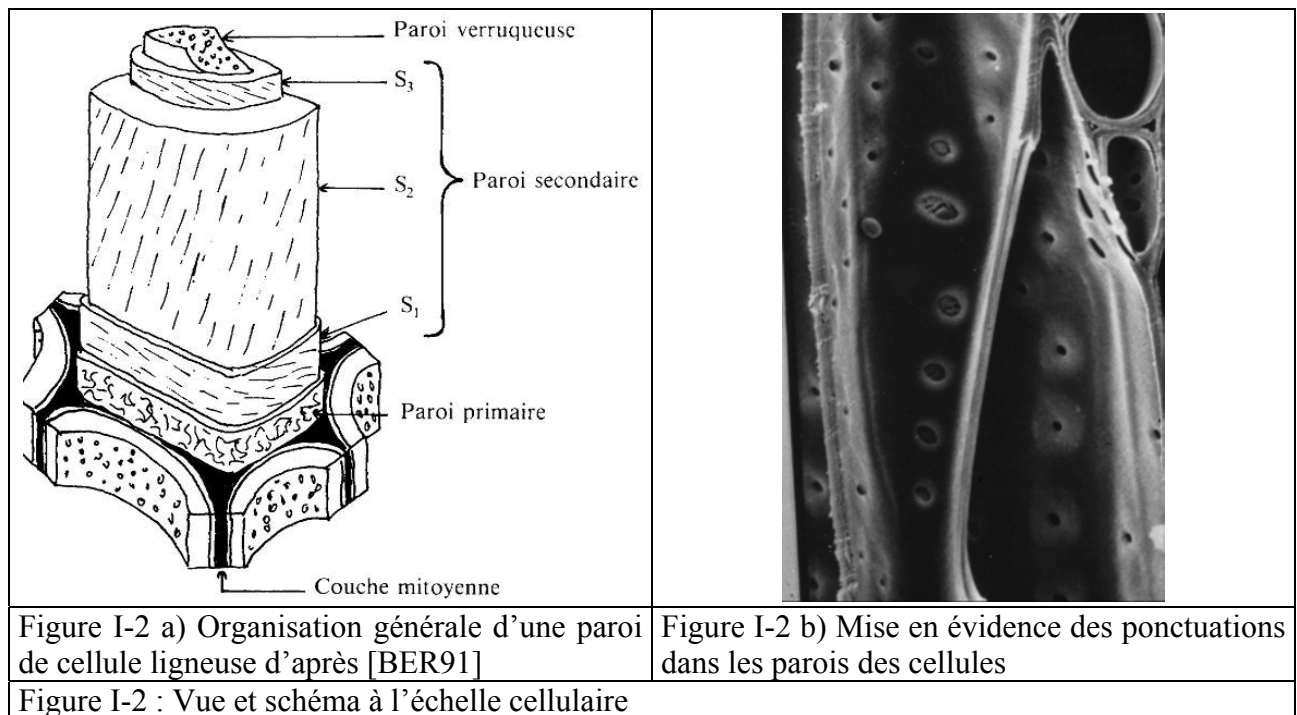
Hormis l'eau qui joue un rôle bien particulier décrit plus tard, les cellules d'un arbre sont composées principalement de polymères et en moyenne de 50% cellulose, 25% hémicellulose, 25% lignine d'après [BUC98] et [KOL84]. Pour le hêtre, [BAS60] avance 40% cellulose, 37% hémicellulose et 23% lignine.

A l'échelle des parois cellulaires, cette matière est organisée en fibrilles qui s'organisent différemment suivant différentes couches à l'intérieur des parois (Tab I-1 et Fig. I-2 a).

De plus, il est important de signaler que des pores, appelés ponctuations, existent entre les cellules qui permettent aux fluides de circuler de cellules en cellules. (Fig. I-2 b).

Couche	Celluloses	Hémicelluloses	Lignines
lamelle mitoyenne	5%	10%	85%
paroi primaire	10%	15%	75%
paroi secondaire S1	30%	30%	40%
paroi secondaire S2	50%	30%	20%
paroi secondaire S3	50%	35%	15%
total bois résineux	50%	25%	25%
total bois feuillus tempérés	50%	30%	20%
total bois feuillus tropicaux	45%	25%	30%

Tableau I-1 : Répartition des principaux polymères dans la paroi cellulaire d'après [GUI87]

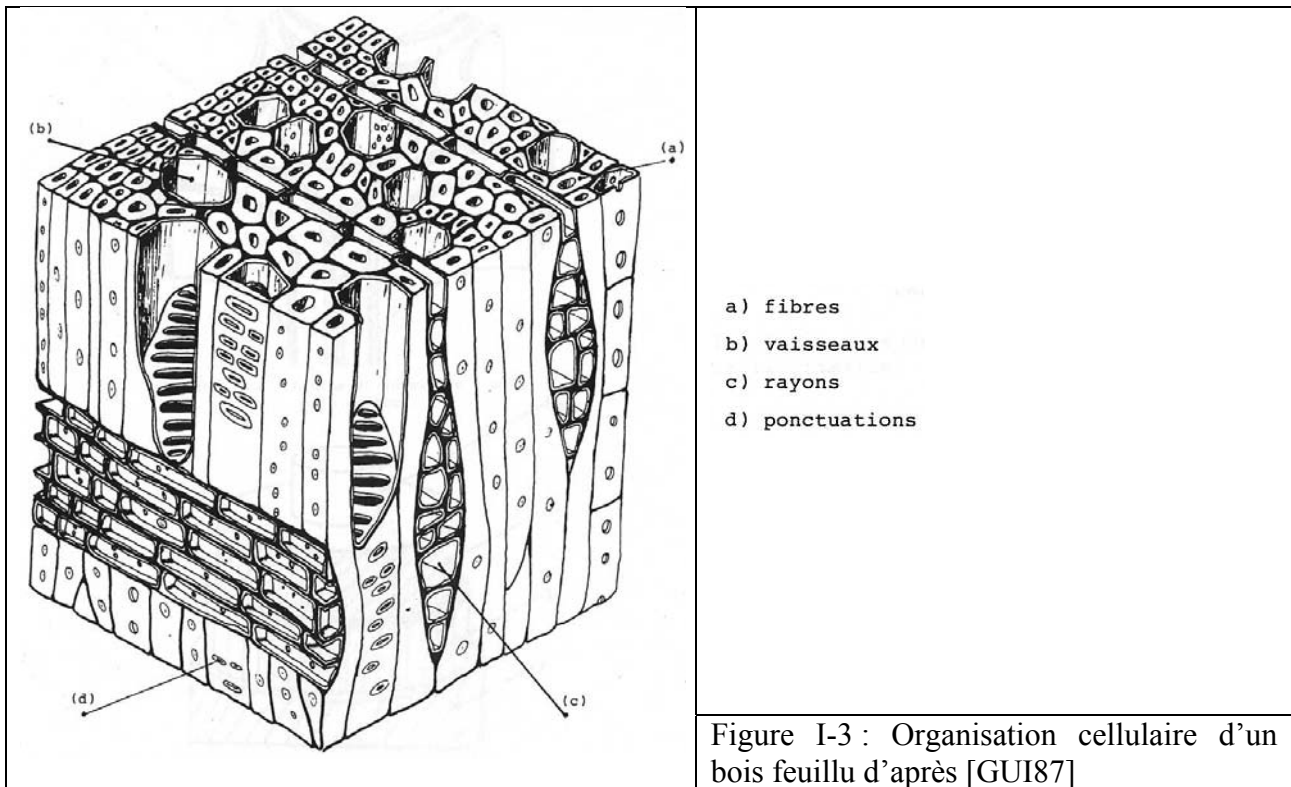


A l'échelle supérieure (celle des cellules), il apparaît une organisation complexe de ces dernières afin de faire circuler les flux à l'intérieur de l'arbre et de le maintenir mécaniquement. Il est possible de discerner différentes cellules qui ont chacune une forme, une orientation et une fonction différente (Fig. I-3)

Les fibres ont uniquement une fonction de soutien mécanique et sont orientées dans le sens du tronc ou de la branche.

Les vaisseaux ont uniquement une fonction de conduction de la sève dans la direction des fibres. Tandis que les rayons ligneux ont une double fonction de conduction, de stockage de la substance de réserve et de maintien mécanique dans une direction quasiment perpendiculaire aux fibres.

Il ressort de cette organisation que la quasi-totalité des cellules, exceptés les rayons ligneux, sont orientées dans le sens du tronc ou de la tige.



L'organisation hiérarchisée dans le sens transverse à la direction des fibres peut s'appréhender à l'échelle supérieure sous la forme de cernes de croissance.

En effet, le climat des régions tempérées amène les végétaux à une forte activité physiologique durant le printemps puis à un ralentissement important durant les autres périodes de l'année. L'activité physiologique durant une année peut mener à des bois d'une hétérogénéité anatomique plus ou moins prononcée entre bois de printemps et bois d'été (tout particulièrement les résineux) ou bien à une hétérogénéité moins flagrante comme certains feuillus.

Le hêtre se caractérise comme un bois «poreux diffus» c'est-à-dire sans nette différenciation entre le bois de printemps et le bois d'été [BAS60] (Fig. I-4).

L'anatomie du bois peut donc amener à une description du bois suivant un repère local cylindrique à l'échelle des cernes (Fig.I-5) :

- La direction longitudinale étant décrite par la direction des fibres
- La direction radiale étant décrite par la direction des rayons ligneux
- La direction tangentielle étant perpendiculaire aux deux autres et tangente aux cernes d'accroissement

Il est aussi possible de définir des plans de coupe (ou section) (Fig.I-5) :

- La coupe transversale ou droite est le plan idéal perpendiculaire aux fibres
- La coupe radiale est le plan idéal incluant la direction des fibres et des rayons ligneux
- La coupe tangentielle est le plan idéal incluant la direction des fibres et la direction tangentielle

Nous verrons dans le détail (plus loin dans ce chapitre) que cette description anatomique correspond à une anisotropie physique globale (mécanique, thermique, etc...).

Après avoir abordé succinctement l'anatomie du bois, nous allons nous pencher sur quelques facteurs qui font varier cette dernière.

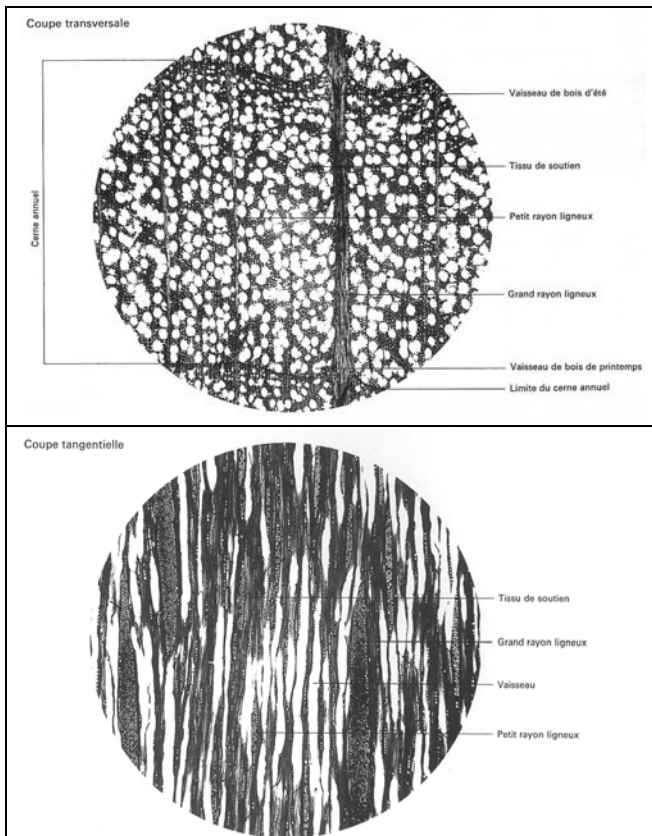


Figure I-4 : Structure anatomique du bois de hêtre [BAS60] et [CTB76]

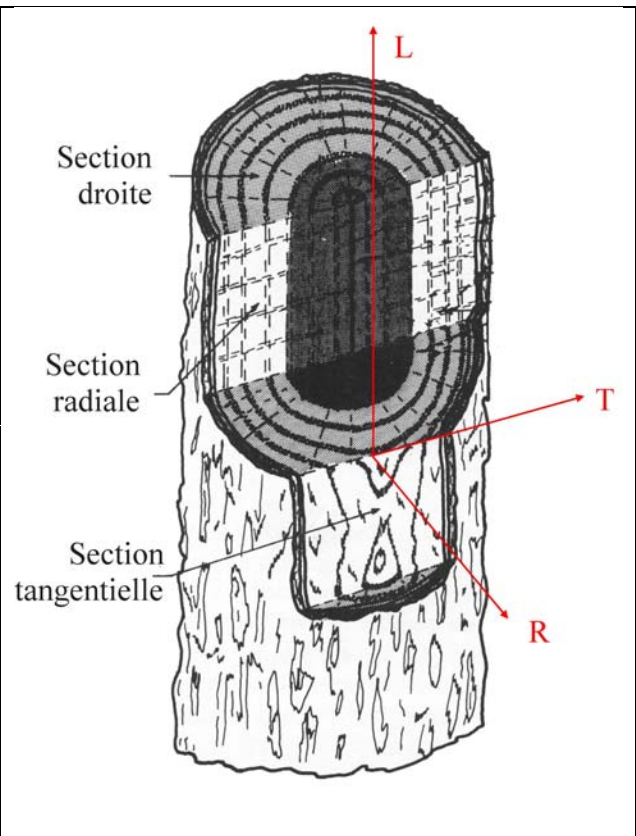
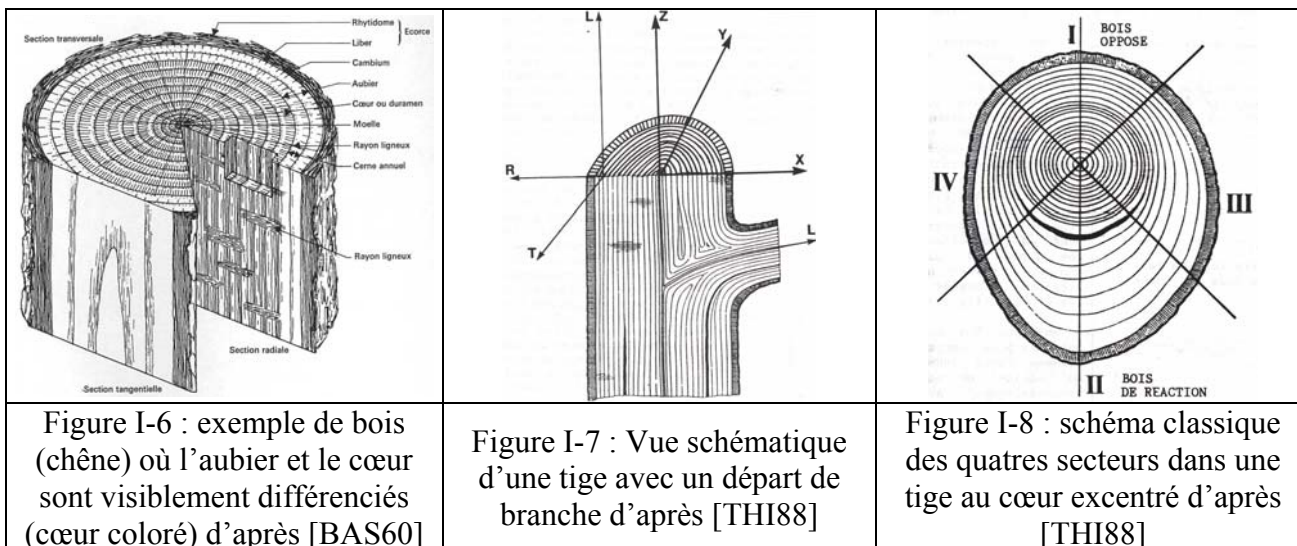


Figure I-5 : Repère local de description anatomique du matériau bois

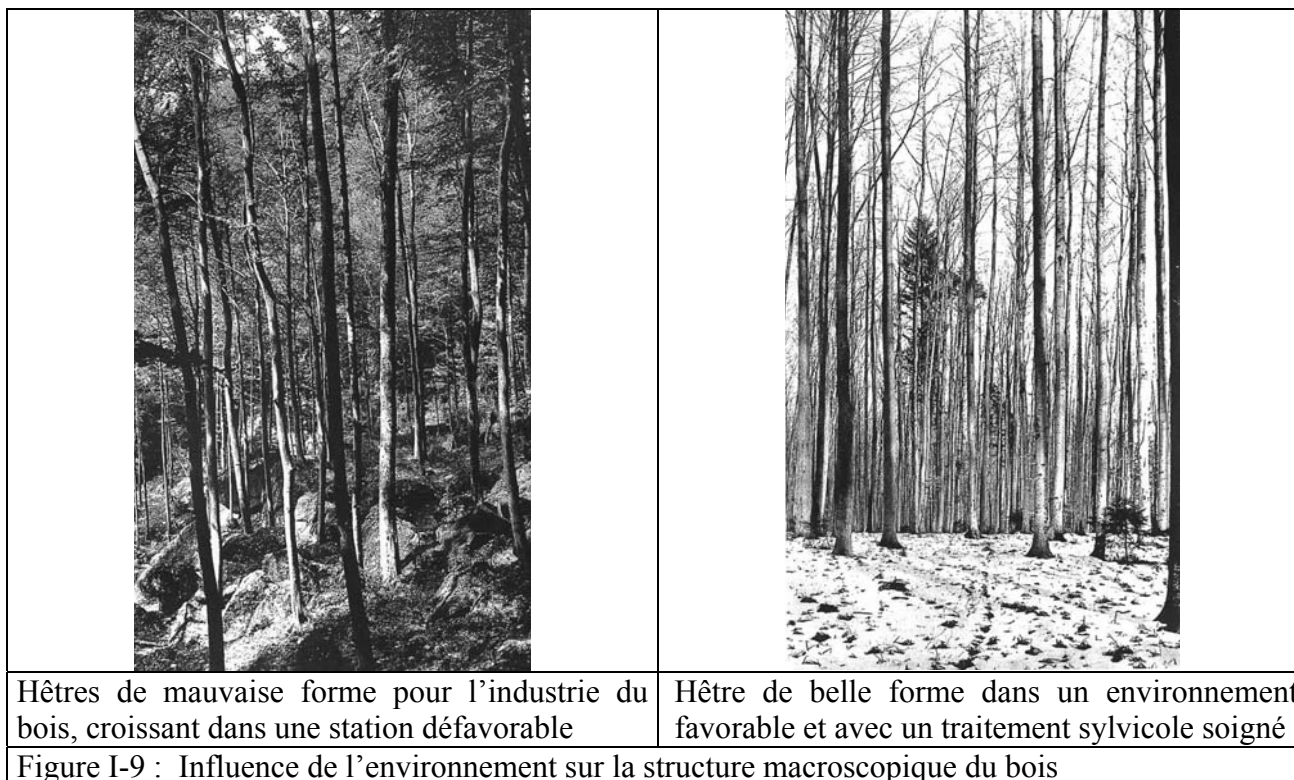
1.2. Les variations de la structure du bois durant la vie de l'arbre

La vie d'un arbre amène intrinsèquement des variations anatomiques de la structure [BEA 96] et [THI88]:

- La formation de bois par le cambium (xylogénèse) s'accompagne de phénomènes physicochimiques complexes qui génèrent des contraintes internes, l'évolution des polyphénols constituant les parois (maturation) et l'accumulation de déchets dûs au métabolisme de l'arbre qui amènent des modifications chimiques du bois, ont pour conséquence une variation anatomique radiale à laquelle il faut rajouter la variation à l'intérieur d'un cerne (Fig.I-6).
- L'apparition d'une branche va amener un changement de direction du repère avec une zone intermédiaire très difficilement qualifiable en terme de direction de fibre (Fig. I-7)
- L'adaptation aux conditions internes et externes qui évoluent à chaque période de croissance depuis la germination jusqu'à la mort de l'arbre a amené l'arbre à créer des secteurs de bois particuliers (bois de réaction) dont le rôle est d'orienter l'arbre dans l'espace (pour rechercher de la lumière ou s'éloigner du voisin, etc.) ou de se réorienter suite à un déplacement accidentel afin de rechercher la verticalité (Fig.I-8).



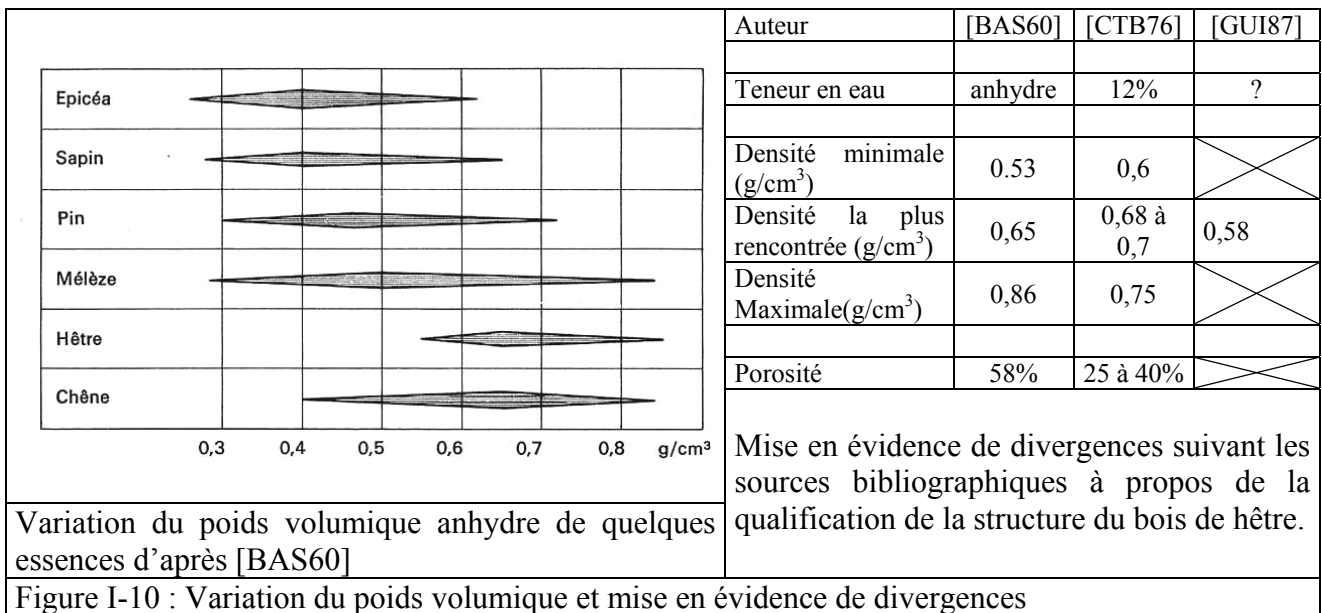
Il est indéniable que l'environnement de l'arbre joue sur sa structure macroscopique (Fig.I-9). Mais le type et la qualité de la sylviculture ainsi que la fertilité du milieu influencent les éléments ligneux tant d'un point de vue qualitatif que quantitatif [LEC83].



En étudiant les différents cas, il est alors possible de donner une plage de dimensions aux cellules (Tableau I-2), ainsi que d'apprécier la variabilité de la structure anatomique globale, en particulier à travers la densité (Fig. I-10).

	Fibre		Vaisseau	
	Maximum	minimum	Maximum	minimum
Longueur (µm)	1382	1180	423	356
Diamètre extérieur (µm)	26.3	22.9	104.6	75.2
Diamètre intérieur (µm)	11.9	7.4		
Epaisseur de paroi (µm)	7.88	6.61		

Tableau I-2 : Plage d'évolution des dimensions des fibres et vaisseaux du hêtre suivant son environnement d'après [LEC83]



Comme pour la porosité ou la densité, toutes les sources ne convergent pas vers des données anatomiques identiques : en effet le Centre Technique du Bois donne un diamètre de vaisseaux entre 55 et 70 µm sans pour autant préciser s'il s'agit du diamètre intérieur ou extérieur [CTB76].

1.3.L'eau dans le bois

La norme NF B 51-004 définit et décrit la manière d'obtenir la teneur en eau contenue dans le bois [NFB854] par un rapport de masse en pourcentage entre l'eau contenue dans le bois et la masse de matière anhydre :

$$H(\%) = \frac{m_H - m_o}{m_o} \times 100$$

où m_H : masse du bois pour une teneur en eau
 m_o : masse anhydre du même spécimen

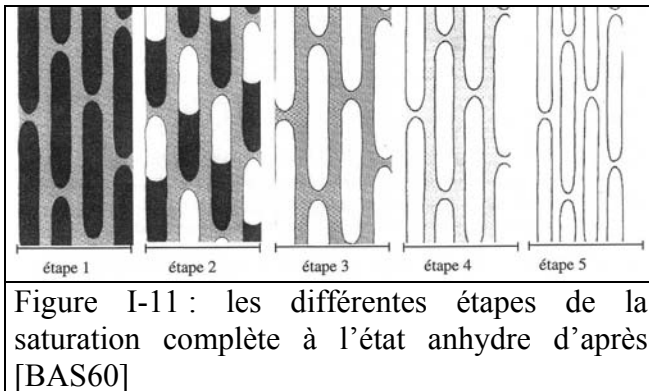
Il existe d'autres méthodes (mesure de la résistance électrique, ou d'autres caractéristiques variant avec la teneur en eau) que cette double pesée pour obtenir cette information sur l'état du bois mais, bien que plus rapides, elles sont moins précises et ont généralement une plage de mesure limitée (souvent entre 0 et 30%) par rapport à la double pesée.

Dans l'arbre vivant, l'eau existe sous deux états différents :

- L'eau liée est absorbée par la cellulose amorphe, l'hémicellulose et la lignine, et donc son extraction s'accompagne d'une restructuration des liaisons chimiques exprimée macroscopiquement par un phénomène de retrait dimensionnel.

- L'eau libre occupe les vides cellulaires et intercellulaires et dont le départ n'occasionne pas de retrait dimensionnel

Ainsi est il possible de décrire un assèchement total du bois en dehors de l'arbre, en cinq étapes (Fig.I-11):



- Etape 1 : **l'état des saturations complètes** est caractérisé par le remplissage de l'ensemble des vides du matériau bois par l'eau libre. Cet état est souvent atteint par immersion du bois dans un fluide. Il est à noter que la teneur en eau peut être supérieure à 100% même pour certains bois vert (c'est à dire fraîchement coupé) non immergés.
- Etape 2 : **l'état de saturation partielle** se caractérise par des vides partiellement remplis d'eau libre tandis que les fibres sont saturées d'eau. Cet état correspond au bois vert.
- Etape 3 : ce point de saturation des fibres est caractérisé par l'absence d'eau libre mais des fibres saturées d'eau. Le **point de saturation** est entre 22 et 40% selon les essences et généralement vers 30%. Pour le hêtre, il se trouve autour de 30% d'après [CTB76] et [KOL84].
- Etape 4 : **l'état intermédiaire** entre le point de saturation et l'état anhydre se caractérise par une perte progressive de l'eau liée contenue par la matière ligneuse. C'est l'état où se trouve le bois s'il est laissé à l'air libre. Cet état se caractérise par des variations dimensionnelles accompagnant les variations d'humidité.
- Etape 5 : **l'état anhydre** se caractérise par une absence totale d'eau dans le bois. Cet état sert de référence à beaucoup de données physiques. La norme NF B 51-004 [NFB85] définit précisément comment caractériser cet état par deux pesées consécutives invariantes à 0.5% près. Ces dernières sont réalisées avec intervalle de 4 heures durant lequel l'échantillon est soumis à un séchage à l'étuve.

Il est donc fort souhaitable et même nécessaire de donner à quelle teneur en eau est évaluée telle ou telle grandeur physique, mécanique ou autre. Dans le domaine à faible vitesse de déformation appelé généralement statique, la connaissance de la teneur en eau est primordiale entre 0% et le point de saturation des fibres et moins nécessaire au delà.

1.4. Conclusion

Nous avons vu que le bois est un matériau complexe et hiérarchisé à toutes ses différentes échelles. L'arrangement cellulaire et l'accroissement de ce matériau vivant induit une description cylindrique de sa structure à l'échelle des cernes bien qu'il faille relativiser cette description en raison des fortes variations de la structure pour de multiples raisons.

Enfin, il est indispensable de bien connaître l'état hygrométrique de ce matériau avant de l'utiliser. Ce sont des caractéristiques atypiques pour un matériau qui va devenir la matière première d'un procédé d'enlèvement de matière tous aussi atypique et que nous allons décrire dans le chapitre suivant.

2. Caractéristiques techniques du déroulage

Dans ce chapitre nous allons nous attacher à définir les variables géométriques usuelles, les grandeurs cinématiques et l'état du bois durant le procédé de déroulage.

2.1. La coupe du bois

Lors de la coupe d'un matériau anisotrope, il peut être intéressant de qualifier la position de l'arête de coupe et du mouvement de coupe par rapport au repère structurel de ce matériau. En 1961, Mac Kenzie a proposé une définition de cette caractérisation par 3 angles :

- 1° angle : angle formé par la direction des fibres et l'arête de coupe
- 2° angle : angle formé par la direction des fibres et la direction de la vitesse de coupe
- 3° angle : angle formé par l'arête de coupe et la direction de la vitesse de coupe (cet angle servant à définir si la coupe est orthogonale (90°) ou oblique)

Ainsi, il est possible de distinguer 3 modes principaux de coupe d'un matériau anisotrope cylindrique (si la coupe est orthogonale) :

- le mode 90-90 : le plan de coupe et l'arête sont perpendiculaires à la direction des fibres du matériau bois
- le mode 90-0 : le plan de coupe est parallèle aux fibres tandis que l'arête de coupe est perpendiculaire à celles-ci
- le mode 0-90 : le plan de coupe est perpendiculaire aux fibres tandis que l'arête de coupe est parallèle à ces dernières. C'est le mode de coupe du déroulage. C'est aussi le mode de coupe qui demande le moins d'énergie toutes choses égales par ailleurs [THI88]

Pour tenir compte des différences induites par une anisotropie dans le plan transversal, il est parfois commode de distinguer des sous modes notés R et T qui indiquent la direction d'usinage dans le plan de coupe (Fig.I-12)

Ainsi, pour être très complet, il faut décrire le déroulage comme un mode de coupe 0-90(-90)T.

2.2. L'état du bois lors du déroulage

Le bois se déroule à l'état vert (fraîchement abattu) avec ou sans étuvage suivant l'épaisseur de copeau voulu et l'essence déroulée. La teneur en eau du bois déroulé est donc toujours largement supérieure au point de saturation de fibres.

Pour ce qui est du hêtre, il peut se dérouler à l'état frais sans étuvage, jusqu'à des épaisseurs de 1.5 à 2 mm environ. Cependant, l'état de surface est amélioré par l'étuvage pour les épaisseurs considérées et indispensable pour les épaisseurs supérieures à 2 mm [CTB76].

2.3. Les variables géométriques usuelles du procédé de déroulage

L'outil est généralement en acier traité mi-dur (60SMD8 par exemple) afin d'éviter les retournements d'arête mais surtout les ébréchures dues aux variations structurelles du bois. Des recherches ont été menées sur des revêtements anti-abrasifs de surfaces permettant d'augmenter la durée de vie des outils ([BEE98], [DJO99]) et sont actuellement développées par Madame NOUVEAU à l'ENSAM.

Les longueurs d'arête de coupe des outils de déroulage industriels (ou couteaux) vont de 720 mm à 3350 mm pour le déroulage en vue de fabrication de contreplaqué [CTB79].

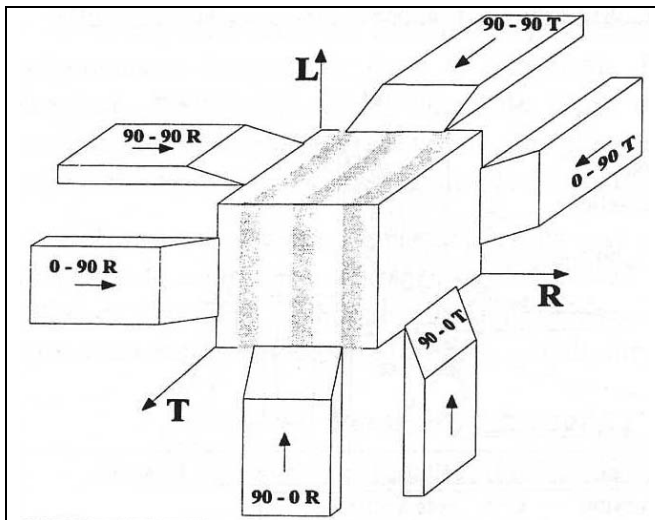


Figure I-12 : Modes de coupes fondamentaux, en coupe orthogonale du bois d'après [MCK61]

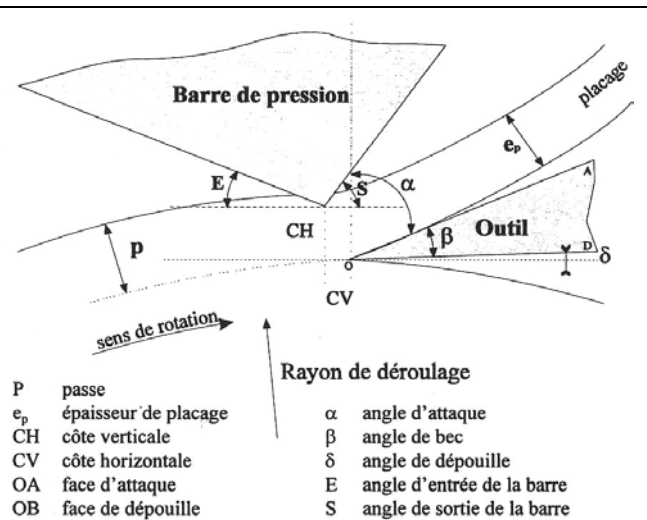


Figure I-13 : Coupe permettant la description de la plupart des variables géométriques du procédé de déroulage d'après [MOV85]

L'angle de bec d'outil est compris entre 19° et 23° et l'angle de dépouille peut varier entre -1° et 4° suivant les essences, l'épaisseur de copeau désirée et le rayon de déroulage (Fig.I-13) et d'après [THI04].

La plupart des dérouleuses industrielles actuelles sont équipées de barres de compression statiques (Fig.I-13) dont l'angle d'entrée est d'environ 15° et dont l'angle de sortie peut être soit grand (de 70° à 100°) soit petit (de 40° à 45°) afin de permettre une décompression plus ou moins brutale du matériau. Il existe aussi des barres rondes fixes, rotatives motorisées ou non.

Ces barres servent à diminuer la fissuration du copeau par un positionnement judicieux par rapport à l'arête de coupe (cote verticale et cote horizontale) permettant de comprimer localement le billon : d'après [THI88], un positionnement optimum peut être trouvé (Tab. I-3). Il existe aussi des barres à positionnement variable mais à pression constante (floating bar).

	Définition	Cote trop faible	Cote trop forte
Cote Verticale (CV)	Avance de la zone de compression par rapport à l'arête de coupe dans le sens de déplacement du bois	<ul style="list-style-type: none"> Favorise la fissuration côté outil Provoque de fortes variations d'épaisseurs Augmente l'effort sur la face d'attaque 	Activité nulle de la barre
Cote Horizontale (CH)	Ecrasement subit par le bois avant la création du copeau	<ul style="list-style-type: none"> Favorise la fissuration côté outil Apparition de fissures dues à l'arrachement côté barre de compression 	Pas de compression

Tableau I-3 : tableau de synthèse des définitions et descriptions des conséquences d'un mauvais réglage de la barre de pression (CV et CH) d'après [THI88]

Pour le cas particulier du hêtre, les données convergent vers les conditions suivantes (Tab.I-4) :

Dans un souci de simplifier notre étude et comme il est possible de réaliser des copeaux déroulés de bonne qualité sans barre de pression, nous orienterons notre étude vers ce cas particulier qui a l'avantage de pouvoir permettre des parallèles avec d'autres matières usinées telles que les métaux et les polymères.

Outil	Angle de bec	20°
	Angle de dépouille	-0.5° pour des rayons de déroulage de 50 mm +0.5° pour des rayons de déroulage de 200 mm +1.5° pour des rayons de déroulage de 300 mm
Barre de compression	Utilisation obligatoire	> 2 mm
	Angle d'entrée de barre	15°
	Cote Verticale	0.6 mm pour une épaisseur de copeau de 2 mm 0.7 mm pour une épaisseur de copeau de 3 mm
	Cote Horizontale	Entre 1.7 et 1.8 mm pour une épaisseur de copeau de 2 mm
Tableau I-4 : variables géométriques de déroulage du hêtre d'après [CTB76], Messieurs THIBAUT et MARCHAL (communications personnelles)		

2.4. Les grandeurs cinématiques du procédé de déroulage

L'avance de l'outil et la vitesse de rotation du billon sont les deux grandeurs cinématiques du procédé de déroulage. L'avance de l'outil est déduite de la vitesse de rotation du billon car il faut garder une épaisseur théorique de copeau constant. De plus, afin de garder les mêmes conditions de création de copeau à l'échelle mésoscopique, la vitesse de rotation du billon est déduite d'une vitesse de coupe via le rayon de coupe.

Ainsi la seule grandeur cinématique indépendante est la vitesse de coupe (vitesse de défilement du matériau bois par rapport à l'arête de coupe) qui peut aller jusqu'à 4m/s [THIBAUT B. communication personnelle].

2.5. Conclusion

Ce chapitre a décrit les paramètres de commandes du procédé de déroulage. Il a été possible d'apprécier les latitudes de chaque paramètre pour l'essence de hêtre. Ce qui laisse présager une grande possibilité de cas favorables à un copeau continu malgré le parti pris de ne pas utiliser de barre de compression afin de simplifier la modélisation.

3. La génération du copeau durant le procédé de déroulage

La génération du copeau a été synthétisée et finement étudiée par [THI88] et complétée pour certains points par [THI04]. Il est possible d'y rajouter [LEN60] (dont [THI88] n'avait qu'un article et qui ne fait que confirmer ses écrits).

Il apparaît deux modes de formation de copeaux : l'un permettant d'obtenir un copeau continu sans macro fissure (qui sont des fissures affectant un pourcentage non négligeable de l'épaisseur du copeau) et l'autre où les macro fissures apparaissent dans le copeau (ce mode étant à éviter industriellement puisqu'il amène une mauvaise qualité de placage par une perte de résistance mécanique et une surconsommation de colle lors de la réalisation du placage).

3.1. Comment déterminer si un copeau est fissuré ou non

Avant de décrire plus en détail ces deux modes, il est intéressant de savoir comment déterminer si un copeau issu du procédé de déroulage est fissuré ou non :

- l'observation directe de la formation du copeau lors de la génération de ce dernier à l'aide d'un dispositif optique (caméra ou prise de photo) permet de déterminer directement la présence de macrofissures [THI88], [LEN60], [HOL98b], [HOL99] [HOL00]. Mais cette méthode est difficile à mettre en place à cause d'une part de l'eau libre éjectée qui vient troubler l'objectif et d'autre part, des problèmes d'étroitesse de champ de grossissement avec une surface non plane.

Les autres solutions déterminent la présence de macro fissures à posteriori :

- Un autre principe est de répandre une encre sur la face fissurée afin que l'encre s'infilte par capillarité dans les macro fissures. L'observation d'une coupe latérale du copeau à l'œil nu ou à faible grossissement permet alors de discerner les macro fissures. Cette méthode est efficace mais demande une préparation soignée du mélange aqueux d'encre afin de pouvoir discerner correctement les fissures (utilisée dans [BEE98] mais non relatée, communication personnelle avec l'auteur).
- Enfin, l'apparition de macro fissures sur une face amène une résistance à la flexion nettement différente suivant la direction de sollicitation. Il suffit donc de comparer ces deux flexions pour savoir s'il y a présence de macro fissures (Fig. I-14).

3.2. Les mécanismes physiques observés

3.2.1. La génération de copeau fissuré

3.2.1.1. Arrachements ou effet Horner

Pour une essence donnée et une vitesse de coupe, il existe une épaisseur minimale en dessous de laquelle il est impossible d'obtenir un copeau continu (cette épaisseur minimum est d'autant plus élevée que le matériau est tendre).

Il est possible de ne pas pouvoir descendre en dessous de 0,2 à 0,3 mm pour certaines essences à faible densité [THI04].

Pour ces essences, l'augmentation de la vitesse de coupe diminue sensiblement l'épaisseur minimale à laquelle est obtenue un copeau non fissuré.

En fait, le matériau se comprime à l'avant de l'outil sans être coupé ce qui amène une double fissuration au dessus et en dessous du plan de coupe entraînant par la suite des fissures des deux

côtés du copeau. Puis le matériau bois cède brutalement en libérant les contraintes accumulées, ce qui donne une coupe saccadée.

[THI04] précise que ce phénomène n'est pas lié à une arête de coupe émoussée et se produit même juste après affûtage des couteaux.

3.2.1.2. La fissuration

A l'inverse, au-delà d'une épaisseur maximale, le phénomène de macro fissuration apparaît. Cette épaisseur maximale est d'autant plus élevée que le matériau est tendre. Mais [THI04] note qu'à même densité et mêmes conditions de coupe, certaines essences n'ont pas la même valeur maximum d'épaisseur de copeau. Il serait intéressant de se tourner vers une échelle d'observation plus fine pour d'expliquer ces différences.

Le processus de coupe devient quasiment périodique et peut se décrire ainsi (Fig I-15):

- La déformation imposée par la géométrie de l'outil crée une zone de contrainte de traction juste devant l'arête de l'outil (confirmé par [LEN60] qui situe l'apparition des fissures devant ou à la pointe de l'outil). Le matériau rompt brutalement en mode I dans un plan quasi parallèle à la direction de coupe, plutôt dirigée vers l'intérieur du bois. Cette libération brutale des contraintes fait chuter les efforts de coupe sur l'outil. Le raccordement des surfaces libres entre le copeau et la pièce n'est plus alors aussi net.
- Puis vient la phase de propagation de la fissure en mode I qui va dans un premier temps continuer à se propager dans la direction de sa création accompagnée d'un mode II dû à l'avance de l'outil qui crée un effort tranchant. Enfin la fissure va présenter un coude et se terminer quasiment à angle droit avec la surface libre sous l'action de la traction et de la flexion du copeau.

La densité du matériau bois et la vitesse de coupe ont ici une influence inverse à celle décrite dans l'effet Horner. Tandis qu'une augmentation de la température du matériau bois favorise l'augmentation des épaisseurs de copeau non fissurés [THI04]. De plus, l'augmentation de l'épaisseur de copeau fait augmenter l'ampleur des fissures mais diminue leur fréquence.

Et en général la structure du matériau bois à l'échelle des cellules est primordiale dans la propagation des fissures, qui se fait entre les cellules [MOV85] et [LEN60] au niveau de la lamelle mitoyenne. Ce dernier auteur remarque aussi des fractures à travers les parois des cellules mais cela vient peut être de la faible vitesse de coupe.

On notera que l'angle entre la direction de coupe et la tangente aux cernes influe sur la fissuration. La probabilité de fissure est considérablement augmentée à la limite des cernes et pour les fortes densités locales (bois d'été).

Ainsi le cas le plus défavorable à un copeau continu est un cerne d'une épaisseur identique à celle du copeau tandis qu'une épaisseur du copeau forte par rapport à l'épaisseur des cernes rend le copeau homogène et diminue ainsi la probabilité de propagation de fissure bien que l'effet Horner puisse encore avoir lieu lorsque l'arête de coupe rencontre du bois de printemps particulièrement peu dense.

Notons que cette différence entre le bois d'été et le bois de printemps, la déviation de la fissure ainsi que la nécessité de prendre en compte l'orthotropie de matériaux étaient déjà clairement mis en évidence dans la littérature des essais quasi statique de fracture en mode I et II [JER00], [JER01a], [JER01b], [REI01b], [REI02a], [REI02b], [SMI03], [VAS02], [WIT05] et [LAR92].

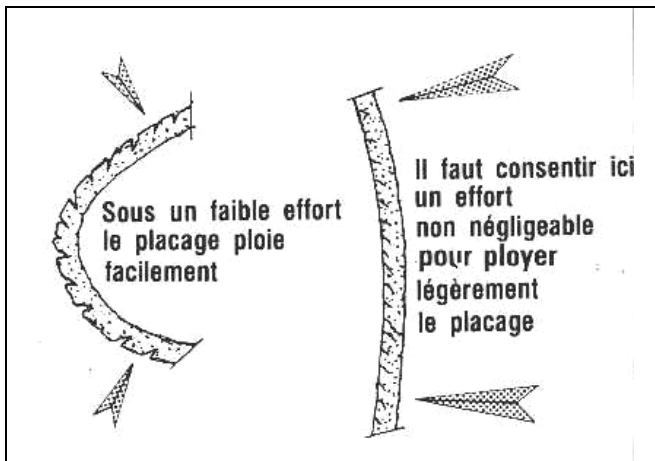
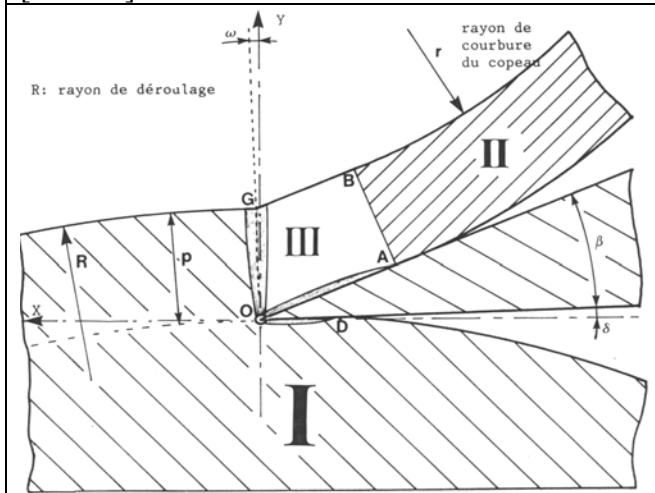


Figure I-14 : différence de résistance à la flexion des deux faces du copeau fissuré d'après [CTB79]



- I : la zone située en avant et en dessous de l'outil
- II : la zone de copeau libre
- III : la zone de copeau très déformé en contact avec l'outil

Figure I-16 : les différentes zones de déformation du bois pendant la génération d'un copeau continu d'après [THI88]

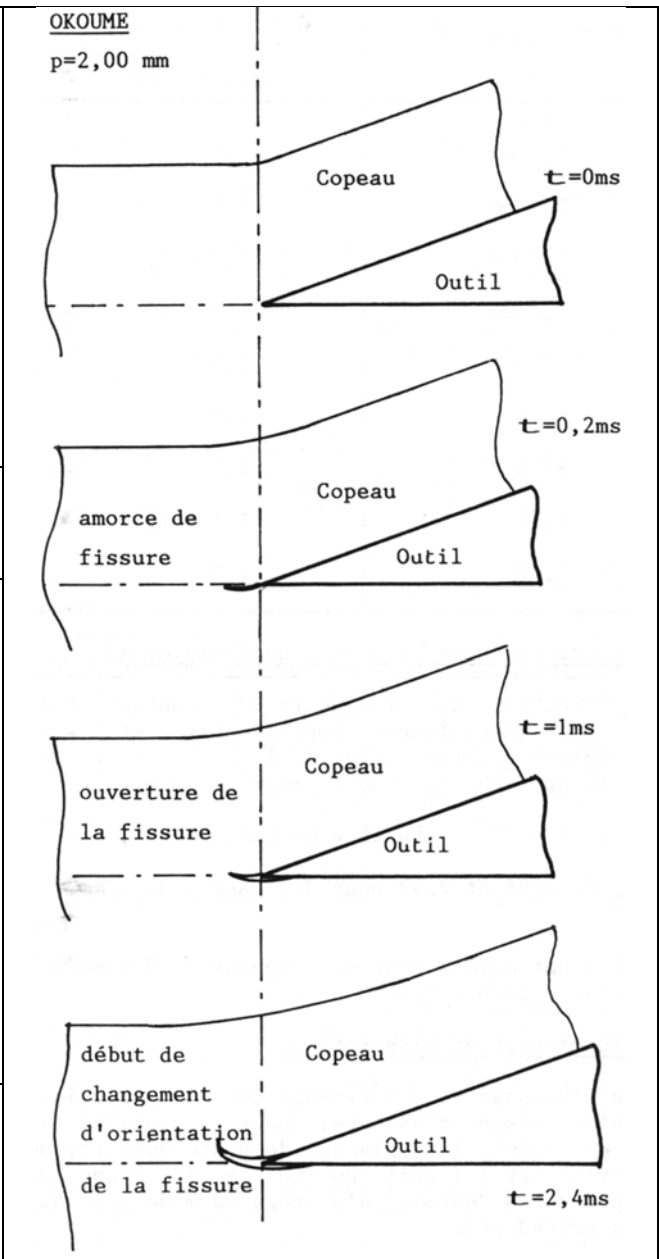


Figure I-15 : Apparition et développement d'une fissure typique d'après [THI88]

Par la suite, nous essayerons de nous placer dans le cas de la génération d'un copeau continu, donc dans une plage d'épaisseur de copeau évitant à la fois l'effet Horner par un copeau minimum à respecter et la fissuration par un copeau maximum à ne pas dépasser.

3.2.2. La génération de copeau continu

Lors de la génération d'un copeau continu il apparaît 3 zones dans le matériau bois (Fig. I-16).

3.2.2.1. La zone située en avant et en dessous de l'outil

La zone située en avant et en dessous de l'outil subit des déformations en compression radiale mais le plus souvent en traction radiale qui provoque des sur ou sous-épaisseurs qui peuvent être mises

en évidence par un passage à l'envers de l'outil qui ne touche alors plus le matériau bois dans le cas d'une sous-épaisseur.

A la frontière de la zone I et de la face en dépouille de l'outil, un contact se réalise et amène un effort sur la face en dépouille de l'outil.

Cette zone frontière est fortement comprimée et cisailée d'autant plus qu'elle est le lieu de micro fissures (fissures n'atteignant pas en moyenne une profondeur de plus de 3 rangées de cellules et inhérentes à la réalisation de surface par arête de coupe lors du procédé de déroulage). Ces micro fissures se propagent au niveau des lamelles mitoyennes situées entre les parois cellulaires des différentes cellules (confirmé par [MOV85]) au niveau de l'arête de coupe ou juste devant cette dernière. Les parois de cellules sont rarement coupées (exception faite des vaisseaux) : il y a donc délamination des fibres souvent après un contact avec l'outil amenant une forte déformation d'après [THI04]. La surface générée n'est alors qu'un relief de creux et bosses de 2 à 3 diamètres de cellules ; tandis que les fibres ainsi séparées passent au-dessus ou au-dessous de l'outil.

Il serait peut être possible de faire un parallèle avec les travaux de [LAR92] sur la reconnaissance à l'échelle cellulaire des différents modes macro-fissures sur du bois d'épicéa au point de saturation des fibres entre autre : cet auteur remarque que contrairement au mode II qui est caractérisé par la destruction des parois cellulaires, le mode I se caractérise par une fissuration entre les cellules au niveau de la lamelle mitoyenne ou de la paroi primaire. De plus, cette fissuration est caractérisée par une diminution de l'apparition de micro-fibrilles avec l'augmentation de la vitesse de propagation de la fissuration (bien que l'auteur n'ai pas dépassé une vitesse de propagation de 0,1m/min). Toutes les observations de [LAR92] vont dans le même sens que [THI04] bien que ce dernier auteur observe des micro-fissurations.

3.2.2.2. La zone de copeau libre

Au-delà, de la zone de contact avec la face d'attaque de l'outil, le copeau est libre de toute contrainte. Nous noterons que la principale déformation du copeau est une courbure à l'inverse de sa courbure initiale pour les grands rayons de déroulage.

De plus, il n'apparaît pas de variation d'épaisseur ni de longueur de copeau dans cette zone à l'exception d'une variation d'épaisseur due aux microfissures qui amènent une incertitude de mesure de l'épaisseur de 20 à 50 μm quelle que soit l'épaisseur du copeau. En effet, le copeau est déjà formé avec l'ensemble de ses défauts générés pendant la coupe (dont une variation d'épaisseur de $\pm 10\%$ par rapport à l'épaisseur nominale)

Cette zone sort de l'étude mésoscopique envisagée lors de nos travaux. Nous ne pousserons donc pas plus avant l'étude de la zone libre du copeau.

3.2.2.3. La zone de copeau très déformé en contact avec l'outil

La zone OABG est définie par la zone de cisaillement OG, la longueur de contact entre le copeau et l'outil et une arbitraire perpendiculaire à la face d'attaque passant par A.

Le principal phénomène générant cette zone est un plan de cisaillement dans une zone étroite autour du segment [OG] qui est quasiment de direction radiale (ω quasi nul) (Fig.I-17) et [THI04]. Ce phénomène est similaire à la coupe des métaux et des polymères de synthèse.

En observant l'évolution de réseaux gravés sur des plans transversaux ([THI88]) ou simplement la déformation de la structure du bois lors de la création du copeau ([LEN60]), il est possible de mettre en évidence certains phénomènes (Fig. I-18):

- la forte déformation par cisaillement d'environ 35% (d'après [THI04]) de l'ensemble du copeau dans une zone voisine de [OG] qui se traduit par un allongement et une diminution d'épaisseur de 4 à 8 %.

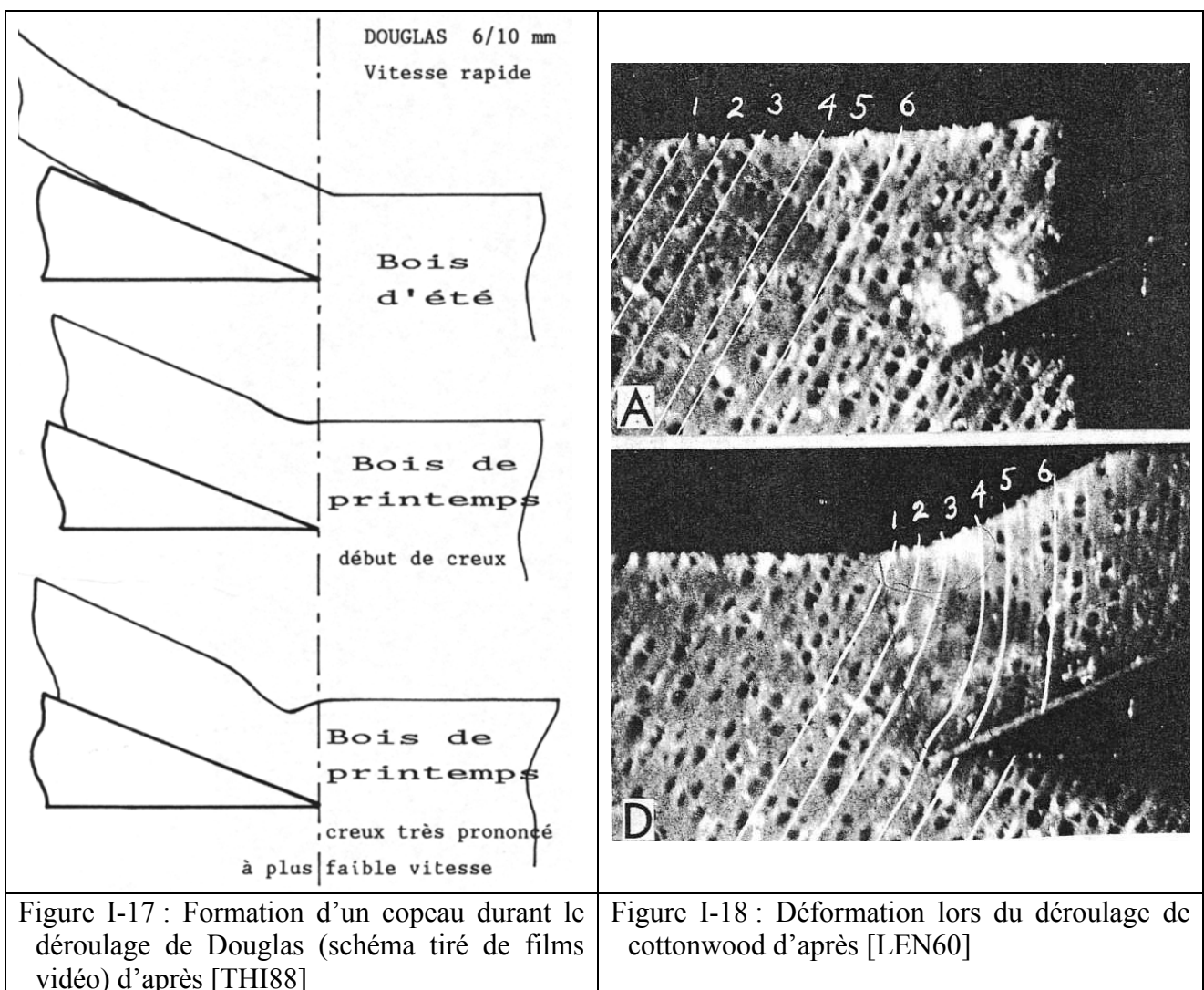
Cet allongement ne dure que sur une longueur de copeau d'environ 5 fois l'épaisseur de ce dernier.

- une forte compression de l'ordre de 30 à 40% au sommet du plan de cisaillement (point G) et diminue rapidement lorsqu'on se rapproche de l'arête de coupe.

Néanmoins, une compression résiduelle voisine de 6% est observable sur une longueur de copeau d'environ 5 fois l'épaisseur de ce dernier mais est quasiment récupérée après un temps conséquent après usinage.

Cette compression cumulée à la compressibilité amène parfois au flambement local de l'ensemble de la structure au voisinage du point G amenant à un creux (Fig. I-17). Ce phénomène se produit pour des bois tendres et amène à un point G en arrière de l'arête de coupe (ω négatif).

- Une zone de fort cisaillement au voisinage proche de la face d'attaque [OA] dont l'ampleur est très variable et dont la cause est certainement due en grande partie aux microfissures générées par la coupe et à un frottement entre le matériau et la face d'attaque [THI04].



3.3. La vitesse de déformation induite par la création du copeau

En sachant que la zone de déformation a une épaisseur d'environ un demi millimètre et que les vitesses de coupe peuvent atteindre 4 m/s, la vitesse de déformation est de l'ordre de 10^3 à 10^4 s⁻¹. [THI04] envisage une vitesse de déformation supérieure à 10^4 s⁻¹

3.4. Conclusion

Finalement il existe trois cas de générations de copeau dont un seul donnant satisfaction. Les deux cas non souhaités déterminent une plage d'épaisseur de copeau convenable : soit un copeau macro-fissuré est généré pour des épaisseurs de copeau trop importantes ; soit le copeau est généré par effet Horner si l'épaisseur de copeau est trop faible.

Dans la plage convenable d'épaisseur de copeau, la génération du copeau se fait dans une zone proche du bec de l'outil et est le lieu de sévères phénomènes physiques tels que de la compression, du cisaillement, du frottement contre l'outil et aussi de la fissuration à une échelle quasiment inférieure à l'échelle mésoscopique.

4. Quelques résultats expérimentaux : grandeurs influentes et grandeurs mesurées

Généralement, les auteurs ont mené leurs essais à partir de machines expérimentales déroulant souvent des rondelles de matériau bois afin de diminuer la variabilité en tirant les spécimens d'un seul arbre. Les études ainsi réalisées ont pu démontrer l'influence de certains paramètres du procédé de déroulage ou du matériau usiné sur les efforts de coupe, le frottement outil-matière, et plus généralement les paramètres mécaniques qui ont pu être observés et que nous allons synthétiser dans ce chapitre.

4.1. Description de la machine de micro déroulage utilisée

Avant cette synthèse, nous allons décrire rapidement la machine que nous utiliserons dans notre étude.

En effet, la partie mécanique de cette dernière a été utilisée par l'ensemble des chercheurs français travaillant sur le procédé de déroulage lui-même ou ses améliorations ([DEC96], [BEA96], [BEE98], etc...) à partir de la mise en service en 1995 ([BUT95]) (Fig. I-19 et I-20).

La partie commande, l'interface utilisateur, l'acquisition des mesures et une part de leur traitement ont été réalisées en un seul programme global sous Labview [DEC96].

Malheureusement, le changement d'une carte d'acquisition en 2001 conduisit à l'impossibilité d'utilisation de ce programme. Il a alors été décidé de séparer la partie commande de la partie acquisition.

La remise en état de la partie puissance et la programmation d'un automate de commande de la partie mécanique et d'un embryon, non opérationnel, de programme d'acquisition des mesures ont été réalisées en 2003 [ELJ03].

Ainsi la micro dérouleuse utilisée permet de mesurer :

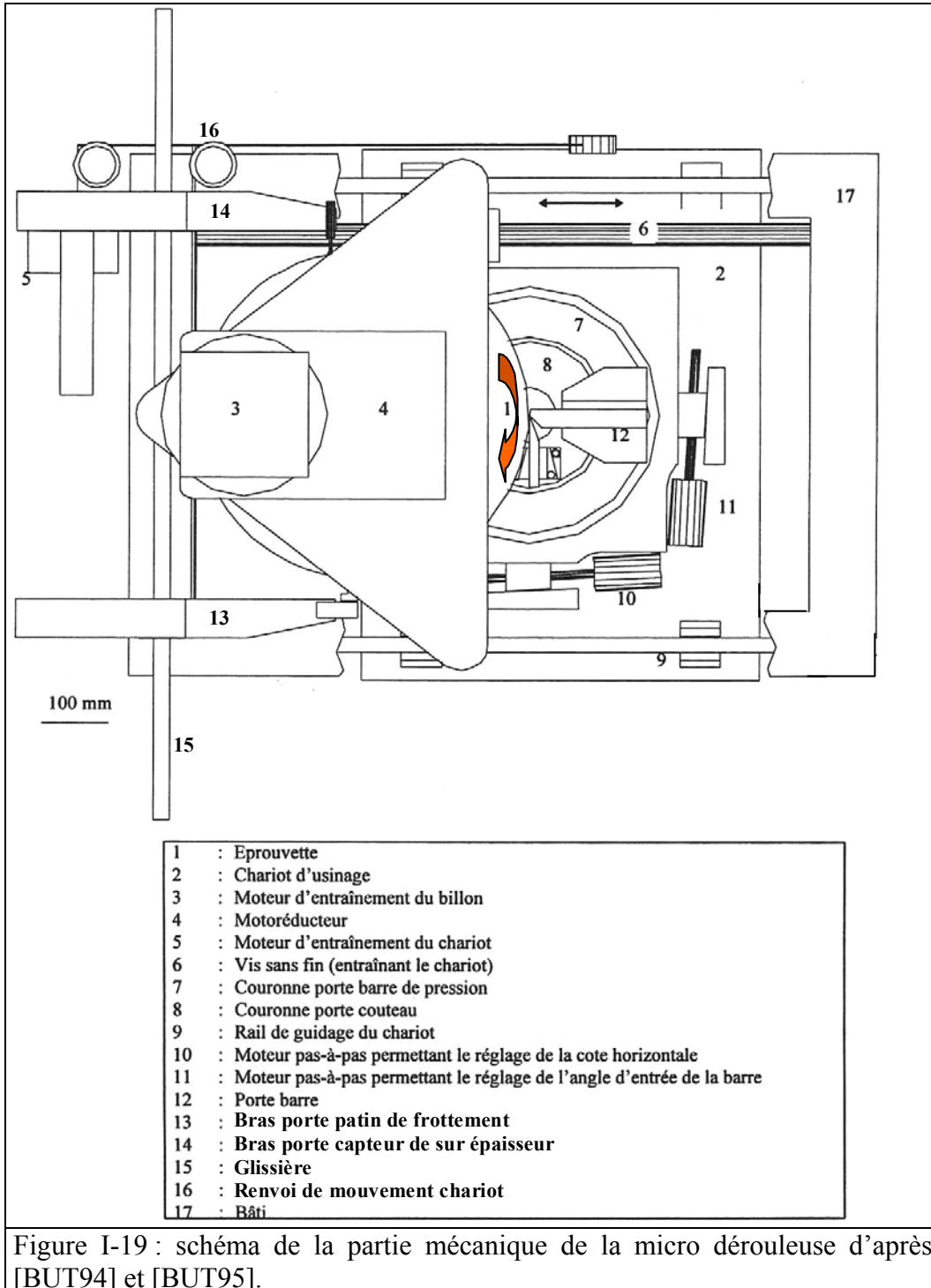
- les efforts exercés sur la barre (X_b , Y_b) de compression et sur l'outil (X_c , Y_c) par le matériau bois avec une technologie de capteurs piézoélectriques fiables et précis mais sensibles au bruit et à la température.
- Les efforts exercés sur un patin de frottement (X_p , Y_p) par le bois avec la même technologie que précédemment. Le patin de frottement applique un effort normal par renvoi d'angle et pression d'un ressort dont le débattement assure un contact permanent entre le patin et la surface fraîche du bois puisque la position de ce dernier est 90° après la coupe dans le sens de défilement du matériau bois.
- La position réelle de la surface usinée grâce à un capteur par induction se trouvant 90° avant la coupe dans le sens de défilement du matériau bois (hors service au moment de nos essais).

L'ensemble des paramètres du procédé sont gérés par l'automate de commande par l'intermédiaire de moteurs pas à pas qui donneront des translations par cale biaise pour le réglage de la cote verticale et de la cote horizontale de la barre ou des rotations des couronnes pour le réglage angulaire de la barre et de l'outil (angle de dépouille).

Lors du déroulage, le déplacement du chariot portant l'outil et la barre de compression est asservi à la vitesse de rotation de la rondelle qui est, elle-même, asservie à l'inverse du rayon de coupe.

Or, pour des raisons de virgule flottante non gérée par l'automate, l'augmentation de la vitesse de rotation ne se fait pas de manière hyperbolique continue mais de manière segmentée [EJR03].

Actuellement, la micro dérouleuse instrumentée est capable de dérouler des rondelles de 30 mm d'épaisseur ce qui du fait de la forme anisotrope du bois, permet d'estimer des valeurs satisfaisantes ramenées à la longueur de coupe du fait de l'absence d'effet de bord ([THI88] préconise des rondelles dont l'épaisseur sera supérieure à 20 mm afin d'éviter ce phénomène). De plus, une épaisseur de 30 mm contient plusieurs longueurs de fibres, élément majoritairement constitutif de la base du matériau bois à l'échelle cellulaire.



Cette machine est capable de dérouler un diamètre maximum de 500 mm et à une vitesse de rotation maximum de 330 tr/min (estimation personnelle après mesure de plusieurs vitesses de rotations fixes et de leurs signaux de commande dont la valeur maximale est de 10 volts). Ce qui permet une vitesse de coupe maximum de 8.64 m/s sur la périphérie maximum.

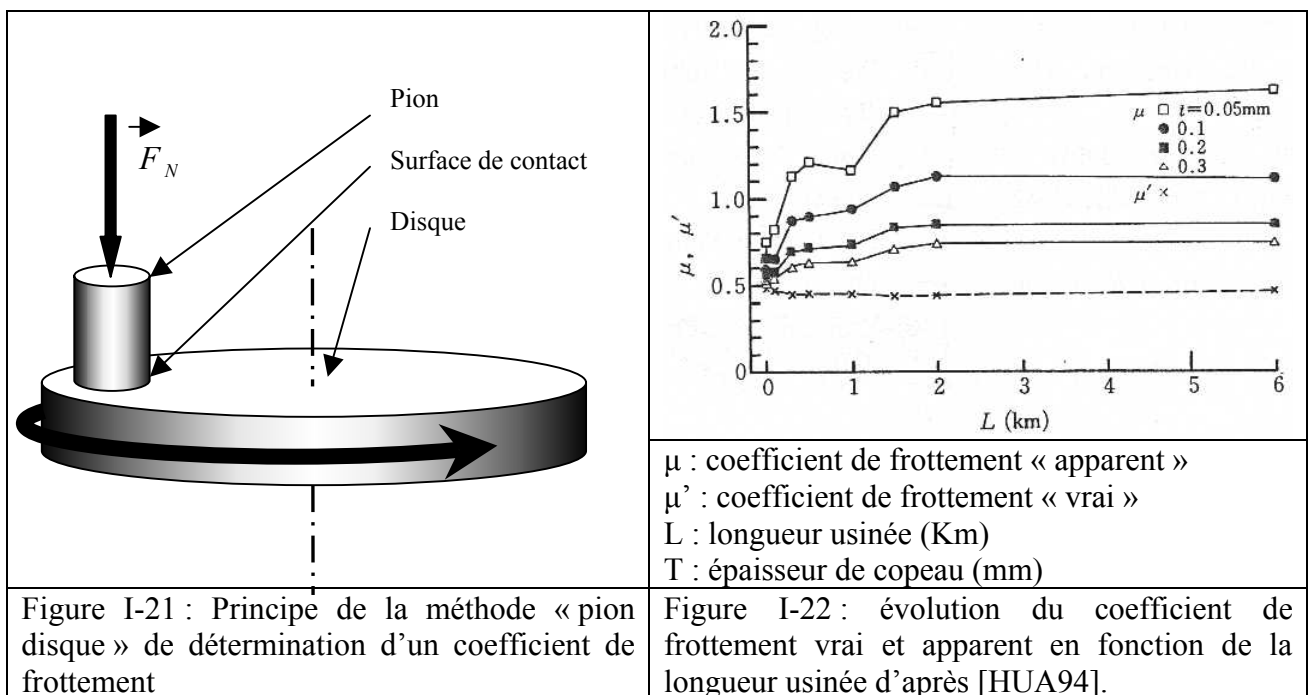
Lors de nos expérimentations, il sera donc intéressant de connaître la valeur de la vitesse de rotation ou du moins un signal s’y référant, afin de savoir si la vitesse maximum de rotation n’est pas atteinte durant les essais de notre étude et si la segmentation de la vitesse de rotation est suffisante.

4.2. Le frottement

Il apparaît plusieurs méthodes pour évaluer le coefficient de frottement ce qui est généralement caractérisé par la modélisation de Coulon : le coefficient de frottement est alors le rapport de l’effort de direction tangentiel à la surface sur celui normal à cette dernière [ALI01]:

4.2.1. La méthode « pion disque »

La méthode classique dite « pion disque » consiste à donner une vitesse relative à un échantillon (le pion) par rapport à un disque tout en appliquant un effort normal à la surface de ce dernier. Les matériaux du pion et du disque étant ceux dont on veut déterminer le coefficient de frottement (Fig. I-21).



Cette méthode est complètement déconnectée du procédé de déroulage. De plus, le matériau bois se mate et sèche durant ces essais et la surface de contact du bois se modifie ce qui augure des résultats relativement erronés [BEE98].

Avant [BEE98] qui utilise le patin de frottement de la microdérouleuse sur une surface constamment rafraîchie, des études antérieures proposaient des résultats intéressants dont il faut relativiser les valeurs absolues mais dont on peut tout de même regarder les tendances [GUA 83] : Le coefficient de frottement d’un bois sec est inférieur à celui d’un bois dont la teneur en eau est en dessous du point de saturation des fibres mais dès l’apparition d’eau libre le coefficient chute car l’eau libre agit comme un lubrifiant. Ainsi, la chute du coefficient de frottement sera d’autant plus importante que le bois contiendra d’eau libre.

De plus, le coefficient de frottement du bois de printemps est plus faible que celui du bois d'été. Cette différence n'est pas expliquée mais pourrait l'être par la différence de densité et donc de capacité à stocker de l'eau libre.

La vitesse relative entre le pion et le disque a une influence qui est différente suivant la teneur en eau du bois : au-delà du point de saturation des fibres, l'augmentation de la vitesse fait diminuer le coefficient de frottement, tandis qu'en dessous elle le fait augmenter.

L'auteur note aussi une orthotropie radiale, tangente, longitudinale du coefficient de frottement sans aller plus précisément dans les directions des vitesses par rapport à la structure du bois.

Enfin l'auteur note une augmentation de la température du bois avec le temps et la vitesse relative ; ce qui confirme bien les doutes émis par [BEE98] sur la possibilité d'obtenir un coefficient de frottement correct avec cette méthode.

4.2.2. La détermination du coefficient par les efforts de coupe

Une autre méthode consiste à utiliser les efforts sur la face d'attaque de l'outil [HUA94]. Pour ce faire il faut éliminer les efforts sur la face en dépouille par l'utilisation d'un fort angle de dépouille. Ce qui n'est pas toujours le cas en déroulage.

Pour une épaisseur de copeau donnée (faible puisque entre 0.05 et 0.3 mm) dans un bois sec (teneur en eau de 12%), l'auteur remarque une constance de l'effort dans le plan de coupe tandis que l'effort normal augmente rapidement durant les deux premiers kilomètres d'usinage. Ce qui pourrait s'expliquer par l'usure rapide de l'arête durant cette période. Cela fait donc varier le coefficient de frottement « apparent ».

En effet, l'auteur explique que l'effort mesuré est la résultante de l'effort sur la face d'attaque et de l'arête de coupe. L'auteur arrive à éliminer l'effort de l'arête de coupe par calcul en posant comme hypothèse que l'effort sur la face d'attaque est proportionnel à l'épaisseur et arrive ainsi à un coefficient de frottement « vrai » constant quelle que soit la distance usinée par l'outil (Fig. I-22).

McKenzie qui a beaucoup travaillé depuis 40 ans sur le frottement va même jusqu'à proposer d'utiliser cet angle de frottement « vrai » comme guide de réglage de la position angulaire de l'outil [MCK91].

[THI04] préconise aussi l'utilisation des mesures directement sur la machine, au plus près des conditions réelles de frottement. L'auteur préconise donc l'utilisation des mesures des efforts sur le couteau afin de déterminer le coefficient de frottement. Mais contrairement aux différents auteurs cités dans ce paragraphe, il préconise de mesurer ce dernier au moment où le copeau se détache. Ainsi le seul contact restant entre l'outil et le matériau bois étant la face en dépouille, il serait donc possible de déterminer le coefficient de frottement. Cette méthode paraît très intéressante mais sa mise en application reste extrêmement délicate si on met en rapport l'instant fugitif dont on parle avec les temps d'échantillonnage nécessaire à des mesures pertinentes. Mais [THI04] préconise aussi la méthode de mesure décrite juste après et qui est plus facilement réalisable cette fois-ci.

4.2.3. La méthode du patin de frottement ajouté sur la dérouleuse

La dernière méthode pour mesurer le coefficient de frottement est de rajouter un patin de frottement de même matière et revêtement que l'outil sur la machine de déroulage, en amont ou en aval de la coupe. Ainsi la surface en contact avec le patin de frottement est toujours renouvelée et ne s'assèche donc jamais.

C'est cette méthode qu'ont utilisé [THI88], [MOT88], [MAR89], [DEC96], [BEA96], [BEE98].

Ce dernier auteur a écrit que cette méthode est plus crédible car la surface du matériau bois en contact avec le patin de frottement est identique à celle que l'outil de déroulage rencontre.

Mais il est nécessaire que le contact entre le patin de frottement et le bois soit de type élastique en raison des irrégularités de surface du bois et du type de mouvement relatif. Car dans le cas d'un contact plastique (déformation plastique des crêtes locales de la surface dont le matériau est le moins dur une fois que ce dernier a atteint localement la dureté Brinell du matériau déformé), le matériau bois subit des modifications de structure incontrôlables qui rend impossible une mesure correcte du coefficient de frottement.

Malheureusement, dans [BEE98], il n'est pas prouvé que le contact entre l'outil et le matériau bois durant le déroulage soit un contact élastique alors que de très fortes déformations sont observées dans les zones au voisinage du contact entre l'outil et le matériau bois [THI88].

Par contre, [BEE98] montre bien que seule la composante mécanique du coefficient de frottement joue un rôle de premier ordre durant le procédé de déroulage (la composante chimique du coefficient de frottement n'est que secondaire).

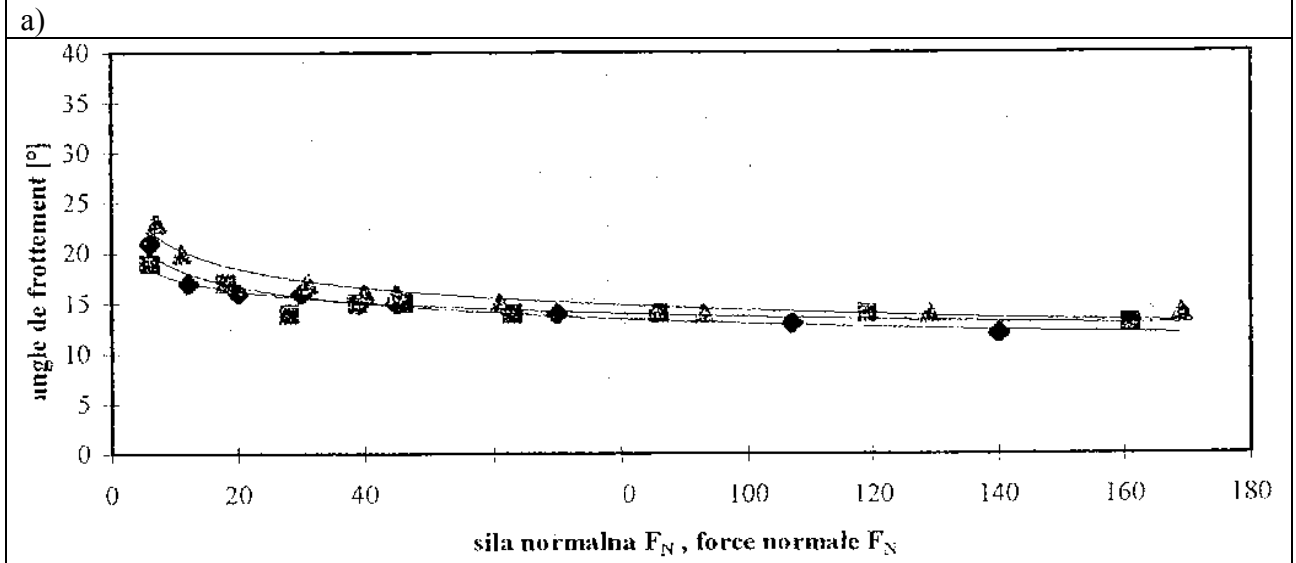
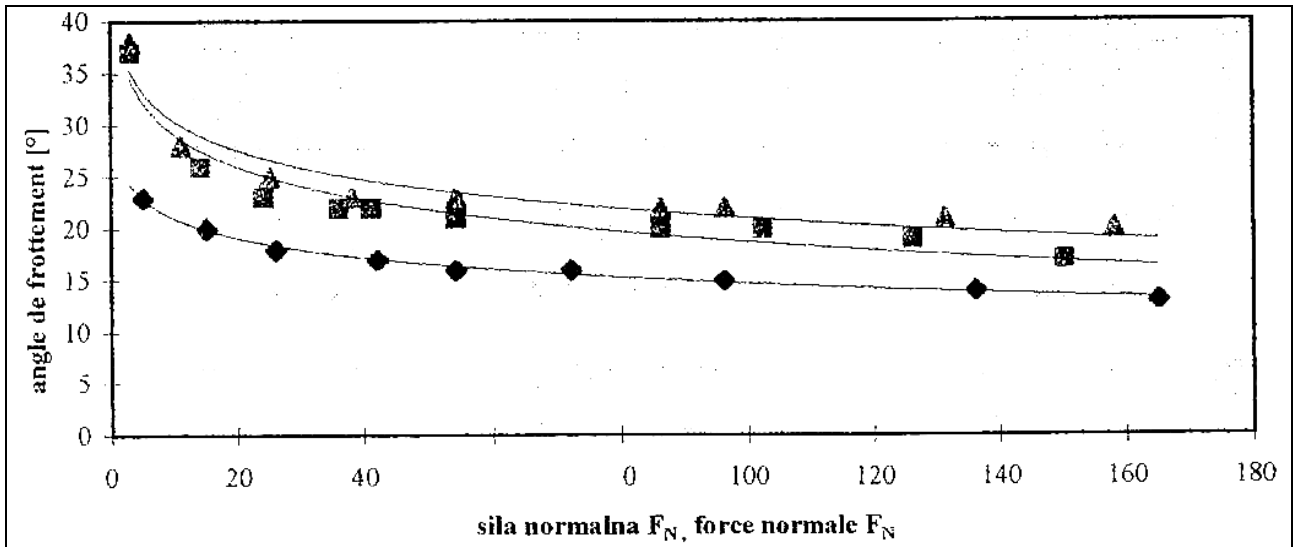
Ses résultats montrent aussi une dépendance relativement faible du coefficient de frottement à la force normale appliquée sur le patin (Fig. I-23 confirmé par [THI04]) et aussi à la vitesse de coupe (Fig. I-24 : résultats recoupés avec [THI88], [DEC98], [THI04], [SUG81] (bien que nous n'ayons pas pu savoir comment cet auteur a déterminé le coefficient de frottement). Il en est de même pour toutes les modélisations du frottement par une loi de type Coulon dans les métaux [TOU99].

De plus, la présence d'eau libre fait diminuer le coefficient de frottement de moitié. (Le coefficient de frottement passe d'une plage de 0.61 à 0.82 sur bois sec à une plage de 0.23 à 0.47 sur bois humide pour un effort normal de 39N et une vitesse de 1m/s) d'après [BEE98] confirmé par [BEA96] et [THI04].

Enfin, [BEA96] fait une liste de facteurs secondaires qui pourraient aussi influencer le coefficient de frottement entre l'outil et le matériau bois :

- la présence de matières plus ou moins lubrifiantes comme les résines ;
- la présence d'une flore bactérienne importante ;
- mais surtout une température proche de 100°C qui favoriserait le dessèchement des surfaces en superficie et donc augmenterait le coefficient de frottement. En dehors de ce cas précis, la température n'a pas d'influence sur le coefficient de frottement [THI04].

A cette liste, [THI04] rajoute l'essence du matériau bois utilisée.



a) patin en acier 60SMD8
 b) patin en acier 60SMD8 revêtu Cr

■	Hêtre	▲	Douglas
◆	Robinier		

Figure I-23 : Evolution de l'angle de frottement en fonction de l'effort normal pour du bois saturé à $V_c=1\text{m/s}$ d'après [BEE98]

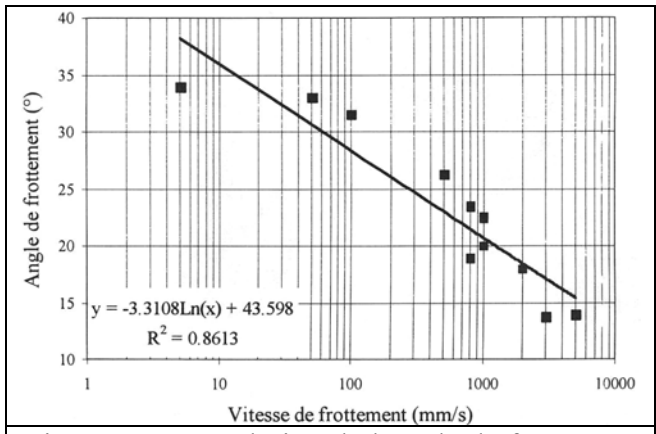


Figure I-24 : Evolution de l'angle de frottement en fonction de la vitesse de coupe pour du peuplier saturé d'après [DEC96]

4.3. Les efforts

Plusieurs auteurs ([THI88], [HUA94] et [MCK91] entre autres) décomposent vectoriellement l'effort exercé par l'outil sur le matériau bois (ou inversement) en plusieurs composantes qui sont les résultantes d'efforts de pression : l'une exercée par la face d'attaque (F_a), une autre exercée par la face en dépouille (F_d) et enfin une exercée par l'arête de l'outil (P). Il est alors possible d'écrire vectoriellement $\vec{F}_c = \vec{F}_a + \vec{F}_d + \vec{P}$ (Fig. I-25).

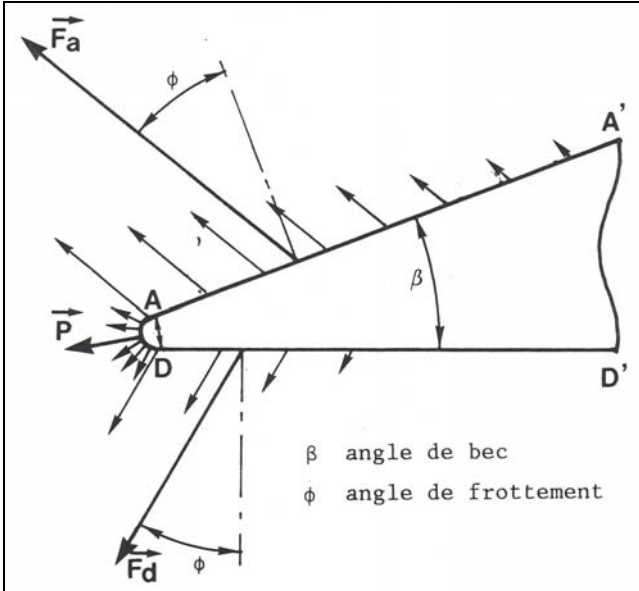


Figure I-25 : Répartition des efforts sur les faces de l'outil d'après [THI88]

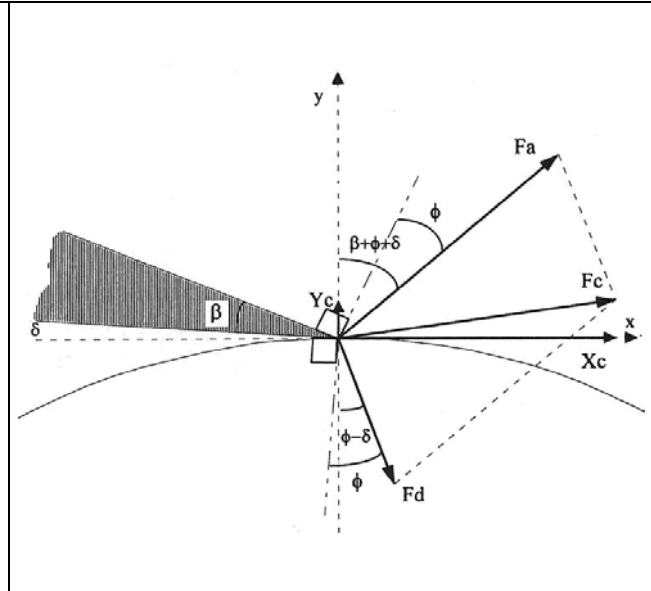


Figure I-26 : Analyse vectorielle des efforts de l'outil sur le bois (hypothèse d'arête parfaitement affûtée) d'après [THI88]

\vec{F}_c : résultante des efforts de l'outil sur le bois
 \vec{F}_d : résultante des efforts de la face en dépouille sur le billon

\vec{F}_a : résultante des efforts de la face d'attaque sur le copeau
 \vec{P} : résultante des efforts de l'arête de coupe sur le bois

Il est très difficile de déterminer l'influence de ces trois composantes sur l'effort global exercé par l'outil sur le matériau bois.

Dans la littérature, il est communément admis que pour une essence donnée, une géométrie et un matériau d'outil donnés, le coefficient de frottement du matériau bois et des deux faces de l'outil sont identiques à l'effet de la variabilité du bois prêt, sans qu'aucun auteur n'ait pu réellement le démontrer.

De plus, il est aussi admis que l'arête de coupe ait un rayon nul. Cette hypothèse peut être vraie lors des premiers mètres de déroulage mais il est permis d'émettre des doutes quant à sa mise en pratique lors des expériences car il faudrait démonter et rectifier le couteau à chaque expérience ce qui amène à une perte de temps considérable.

Néanmoins, avec ces deux hypothèses, il est possible de calculer les normes des composantes vectorielles des résultantes des efforts vectoriels des faces d'attaque et de dépouille de l'outil sur le matériau bois en fonction des mesures de l'effort global de l'outil sur le matériau bois.

En effet, $\vec{F}_c = \vec{F}_a + \vec{F}_d$ par hypothèse d'une arête parfaitement affûtée. Et en projetant orthogonalement les trois vecteurs sur des repères directs composés d'une des deux composantes

(Fa ou Fc) et de son complément (Figure I-26), il est possible d'obtenir les relations suivantes [THI88].

$$\left\{ \begin{array}{l} Fa = \frac{\cos(\Phi - \delta)}{\sin(\beta + 2.\Phi)} . Xc + \frac{\sin(\Phi - \delta)}{\sin(\beta + 2.\Phi)} . Yc \\ Fd = \frac{\cos(\beta + \Phi + \delta)}{\sin(\beta + 2.\Phi)} . Xc - \frac{\sin(\beta + \Phi + \delta)}{\sin(\beta + 2.\Phi)} . Yc \end{array} \right.$$

où Xc et Yc : décomposition orthogonale de Fc
résultante des efforts de l'outil
sur le bois
Fa : norme de la résultante des efforts de la
face d'attaque sur le copeau
Fd : norme de la résultante des efforts de la
face en dépouille sur le billon
 β : angle de bec de l'outil
 δ : angle de dépouille de l'outil
 Φ : coefficient de frottement matériau de
l'outil / matériau bois

Comme il est relativement difficile d'obtenir un coefficient de frottement, ([THI88] note une incertitude absolue pouvant aller jusqu'à 4° malgré des expérimentations bien conduites !), le calcul de Fa et Fd amènera à la prudence s'il faut conclure à la stabilité ou à la faible variation d'un de ces efforts.

4.3.1. Variation des efforts en fonction de la qualité du bois

Toute chose égale par ailleurs, l'effort de coupe global Fc (et donc les efforts Fa et Fd) varie avec la densité locale à l'intérieur du cerne rencontré par l'arête de coupe [MOV85] et plus globalement avec l'essence qui est relativement bien décrite par sa densité globale pour ce qui est de faire varier les efforts de coupe [DEC96].

La variation de densité locale ou globale est la première cause de variation des efforts pour des structures de bois non tourmentées. En effet, la variation de position de l'outil dans un cerne de Douglas peut amener à tripler l'effort de coupe tandis que la rencontre d'un nœud peut amener à quadrupler cet effort.

A densité égale et hormis la rencontre d'un nœud, les efforts de coupes augmentent légèrement lors de la coupe du duramen par rapport à l'aubier (sûrement dûe à leur teneur en eau différente). De même, les effets seront identiques si le fil du bois est incliné radialement [MOV85].

4.3.2. Variation des efforts en fonction de la teneur en eau du bois

Il existe peu d'études sur ce sujet car le bois se déroule fraîchement coupé avec ou sans étuvage dans l'industrie. Notons qu'il n'apparaît pas de grandes différences d'effort de coupe entre un bois complètement saturé d'eau et la même essence séchée (Fig.I-27).

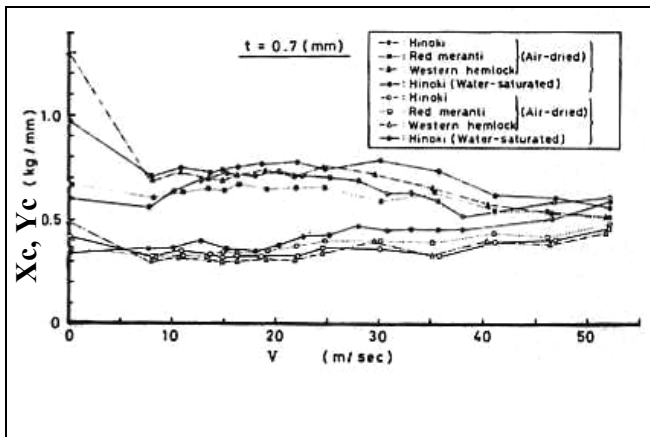


Figure I-27 : Evolution des mesures de l'effort de coupe en fonction de la vitesse de coupe et différentes essences dont l'essence d'Hinoki à l'état complètement saturé d'eau ou séché à l'air d'après [SUG81]

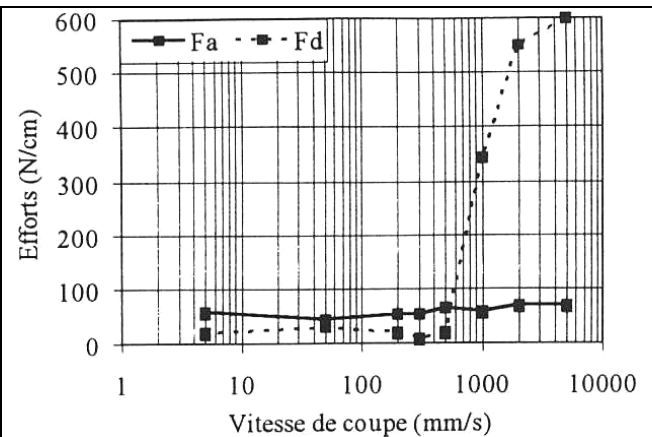


Figure I-28 : Evolution des efforts en fonction de la vitesse de coupe pour du noyer saturé ($\delta=0^\circ$ et $E_p=1\text{mm}$) d'après [DEC96]

4.3.3. Variation des efforts en fonction de la vitesse de coupe

La vitesse de coupe n'affecte apparemment que l'effort sur la face d'attaque toute chose égale par ailleurs (Fig. I-28).

La comparaison de F_d (effort sur la face en dépouille) par rapport à F_a (effort sur la face d'attaque) permet de déterminer un état de refus de coupe (F_d très supérieur à F_a) et donc de déterminer une vitesse de coupe maximum à ne pas dépasser pour une géométrie de coupe donnée [DEC96]. Ce refus de coupe n'est pas mis en évidence par [SUG81] mais des doutes sont permis sur l'obtention des résultats de ce dernier auteur car la plage de vitesse entre 0 et 10 m/s n'est pas explorée.

Pour les expérimentation de [DEC96], la plage de vitesse faisant passer d'une plongée de l'outil dans le matériau à un refus de coupe est relativement faible et peut s'expliquer par l'évacuation de l'eau libre qui ne se fait plus entraînant une rigidité du matériau bois. Elle permet de connaître précisément la vitesse limite de refus de coupe.

Sous cette dernière, la vitesse de coupe a beaucoup moins d'effet sur F_d .

4.3.4. Variation des efforts en fonction de l'angle de dépouille

Beaucoup d'auteurs s'accordent pour dire que l'angle de dépouille joue un rôle important sur les efforts de coupe ([THI88], [BEA96], [DEC96] et même [UHM95] qui tranche du bois à une teneur en eau de 20%).

L'influence de l'angle en dépouille se ressent presque uniquement sur l'effort exercé par la face en dépouille (Fig. I-29 et Fig. I-30) bien qu'il joue aussi sur le régime de coupe ce qui l'amène ainsi à influencer l'épaisseur du copeau et donc l'effort appliqué sur la face d'attaque de l'outil après un déphasage d'un ou plusieurs tours.

Cette variation de l'effort exercé par la face en dépouille peut s'expliquer d'une part par le phénomène de refus de coupe par talonnage pour les angles proches de zéro ou négatifs et d'autre part par une diminution de la surface de contact en dépouille pour les forts angles de dépouille.

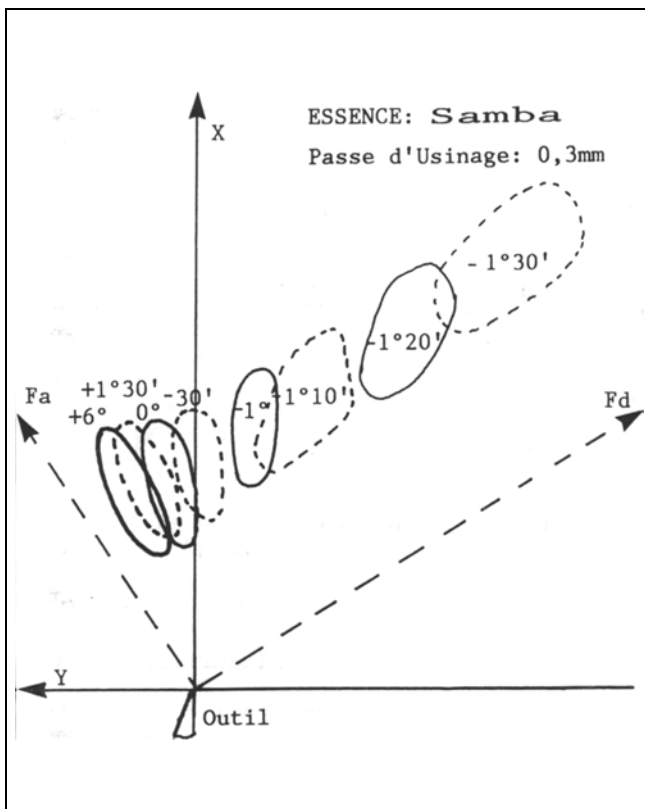


Figure I-29 : Evolution de l'effort de coupe en fonction de l'angle de dépouille avec prise en compte de la variabilité des résultats sous forme d'enveloppe d'après [THI88]

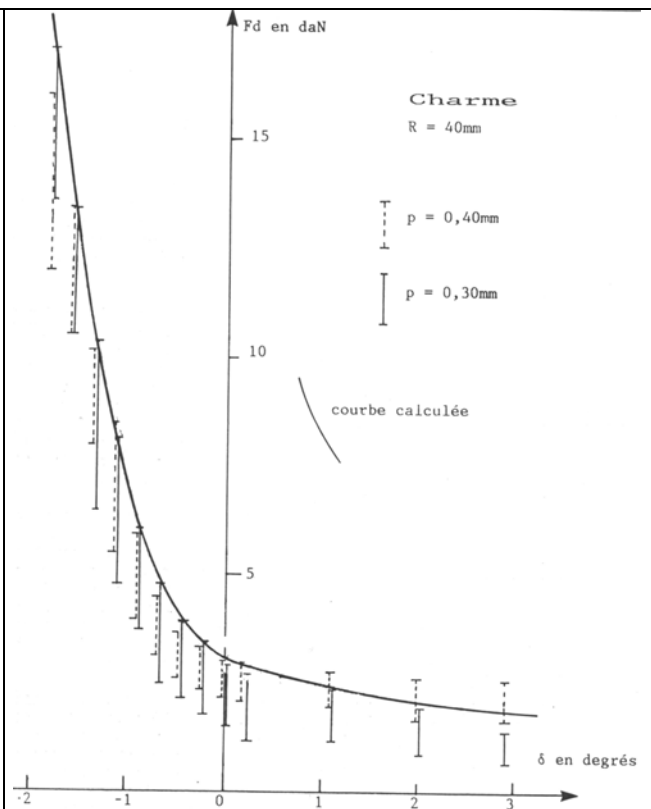


Figure I-30 : Evolution de l'effort F_d en fonction de l'angle de dépouille pour deux épaisseurs nominales de copeau d'après [THI88]

4.3.5. Variation des efforts en fonction du rayon de coupe

L'influence du rayon de déroulage ne se fait sentir quasiment que sur l'effort exercé par la face en dépouille (très faible influence du rayon de déroulage sur F_a) et que dans des conditions particulières : il faut un angle de dépouille inférieur à 2° pour que F_d augmente significativement avec le rayon de déroulage. [DEC96] tire cette conclusion en ayant testé deux angles de dépouilles 0° et 3° (Fig. I-31).

Après un nombre d'essais et de variables beaucoup plus conséquent, [THI88] conclut à l'indépendance entre F_a et le rayon de déroulage contrairement à [DEC96].

De plus, il conclut à une augmentation rapide de F_d avec le rayon de déroulage pour un angle de dépouille négatif et à une quasi-indépendance de F_d par rapport au rayon pour les angles de dépouille positifs. Cette vision est admise par Monsieur MARCHAL (communication personnelle).

Ainsi, il est certain que le rayon de déroulage joue un rôle sur F_d pour les angles de dépouille négatifs mais pour le reste, il est possible d'affirmer que l'influence du rayon de déroulage est faible et discutable.

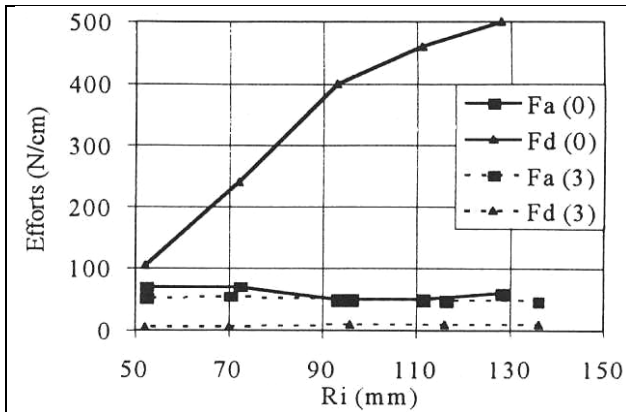


Figure I-31 : Evolution des efforts en fonction du rayon de déroulage dans du noyer saturé pour deux angles de dépouilles ($E_p=1\text{mm}$, $V_c= 1\text{m/s}$) d'après [DEC96]

	Epaisseur nominale (mm)	Fa (N/mm)	Fd (N/mm)
Noyer	0.5	36	43
	1	50	10
	2	75	5
Peuplier	0.5	25	25
	1	27	18
	2	30	5

Tableau I-5 : Evolution des efforts en fonction de l'épaisseur nominale du copeau pour deux essences de bois locaux pour un angle de dépouille inconnu d'après [DEC96]

4.3.6. Variation des efforts en fonction de l'épaisseur nominale du copeau

Il n'est pas apparu de divergence chez les différents auteurs en ce qui concerne l'influence de l'épaisseur nominale du copeau sur l'effort exercé par la face d'attaque. Celle-ci augmente lorsque l'épaisseur augmente (Fig.I-32 et fig.I-33).

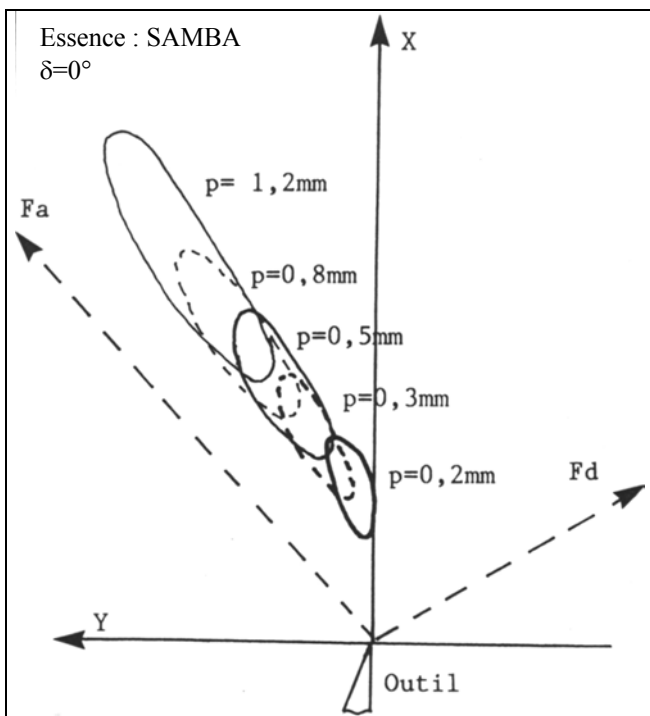


Figure I-32 : Evolution de l'effort de coupe en fonction de l'épaisseur nominale du copeau avec prise en compte de la variabilité des résultats sous forme d'enveloppe d'après [THI88]

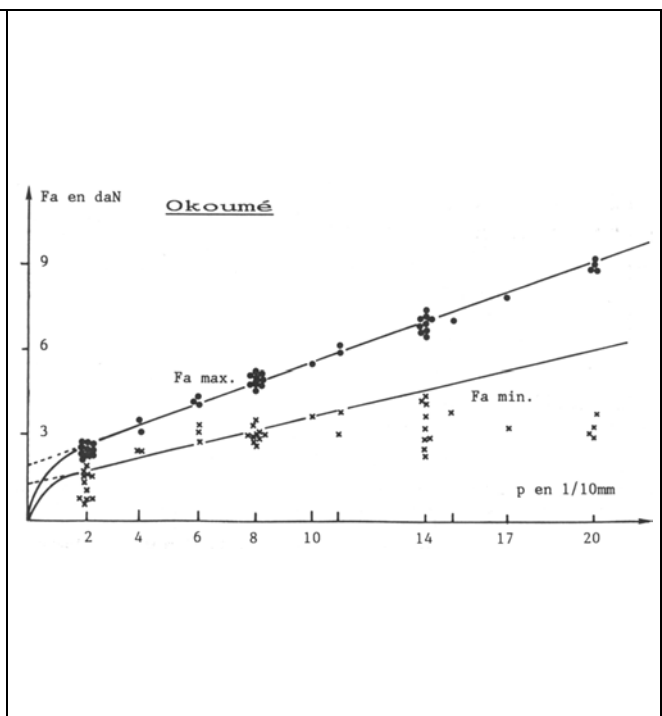


Figure I-33 : Evolution de l'effort Fa en fonction de l'épaisseur nominale du copeau d'après [THI88]

Par contre, l'influence sur l'effort exercé par la face en dépouille est plus contradictoire. [THI88] ne trouve quasiment pas d'influence. Tandis que [DEC96] trouve une importance bien plus marquée de l'épaisseur nominale du copeau qui décroît avec l'augmentation de ce facteur (Tab.I-5)

4.3.7. Variation des efforts en fonction de la longueur d'usinage

Dans ce chapitre, nous sortons des hypothèses classiquement admises. En effet, en regardant l'effet de la longueur de copeau usiné par un seul outil sans réaffûtage, il faut bien avoir à l'esprit que l'arête de coupe ne sera donc plus parfaite et qu'ainsi, la décomposition des efforts décrite plus haut n'est plus valable. Seule reste valable l'évolution des mesures de l'effort global de coupe.

Malgré cela, il apparaît que l'effort global de l'outil sur le bois dans le plan de coupe a tendance à augmenter avec la longueur de copeau usiné ; tandis que l'effort global perpendiculaire au plan de coupe diminue. Il diminue même tant qu'il s'inverse, amenant ainsi un phénomène de refus de coupe (Fig.I-34).

Il est aussi intéressant de remarquer que le revêtement surfacique de l'outil permet de retarder de beaucoup le refus de coupe par une diminution non négligeable du taux de variation de deux efforts (Fig.I-34).

4.3.8. Variation des efforts en fonction de la température d'étuvage

L'utilisation de rondelles lors du déroulage expérimental permet d'éviter au maximum les variations biologiques du bois vivant en tirant dans un seul tronc un nombre considérable d'éprouvettes. Mais il amène un problème de refroidissement rapide des rondelles pour ce qui est de l'étude du déroulage en fonction de la température.

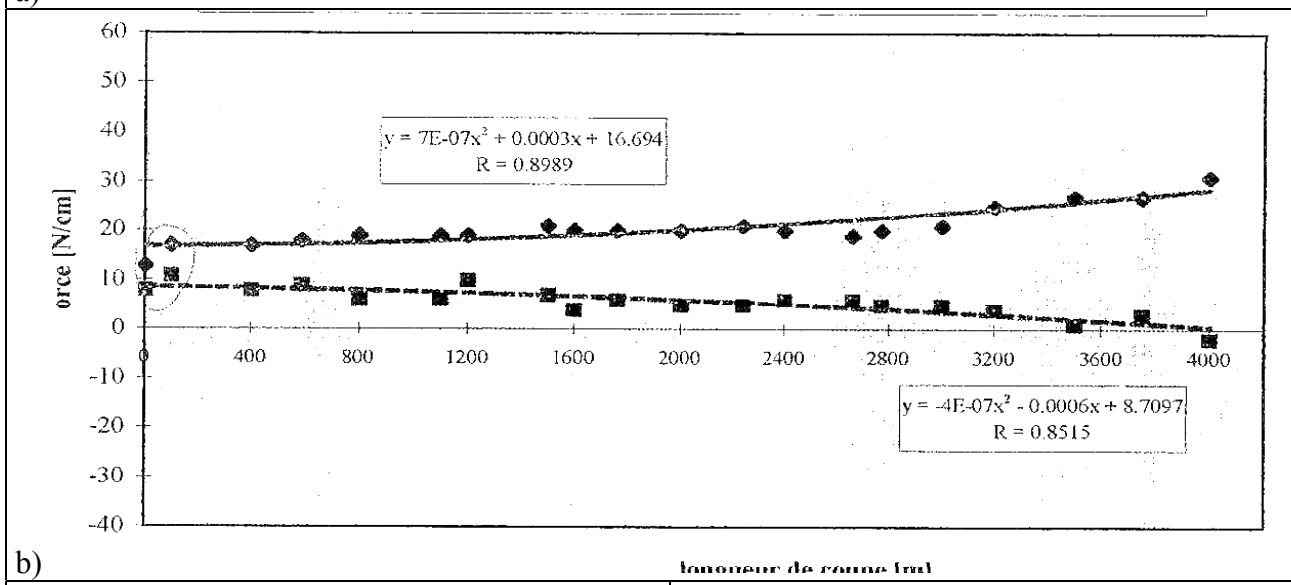
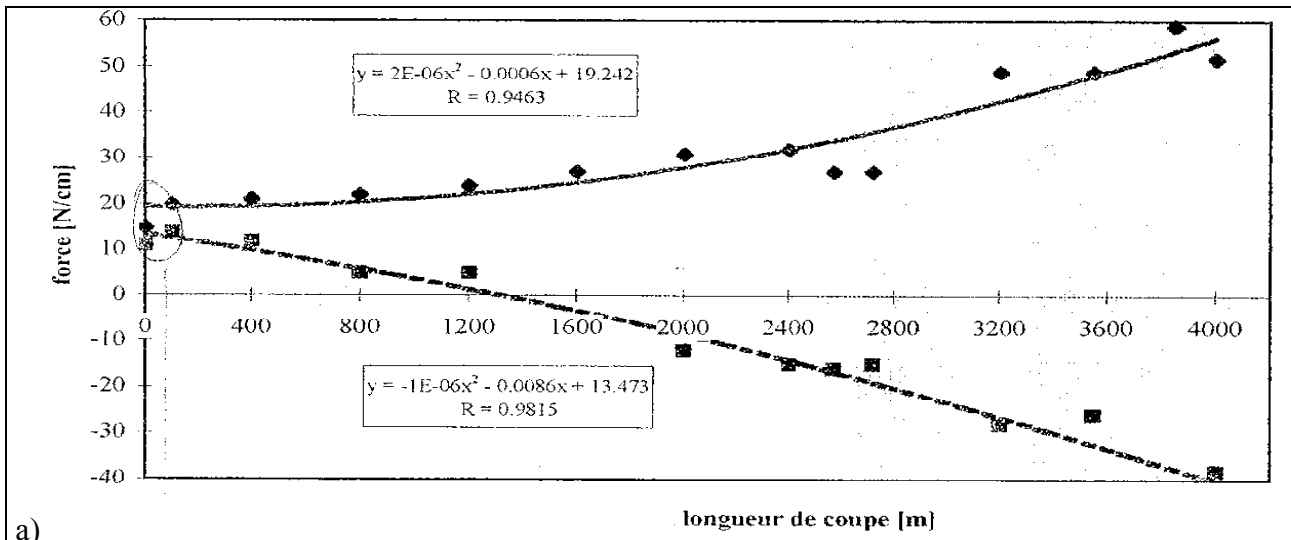
La perte de chaleur se faisant principalement par les côtés des rondelles, plusieurs auteurs ([MAR89] et [BEA96]) ont recouvert ces dernières de cire de paraffine à faible résistance mécanique mais forte résistance thermique afin de constituer un écran au refroidissement par .

Ainsi, on observe une chute de température de 10°C à 35°C en 5 minutes en partant d'une température de 80°C avec ou sans protection (Fig.I-35). De plus, l'incertitude de mesure de température atteint $\pm 5^\circ\text{C}$ dans ce graphique. Ainsi, en tenant compte d'un temps aléatoire de démarrage de l'essai (mise en place de la rondelle sur la micro dérouleuse additionné au lancement de l'essai), il n'est pas possible de connaître exactement la température de la rondelle au moment de la coupe.

La mise en température de l'ensemble du système de coupe n'étant pas possible sur la micro dérouleuse décrite plus haut puisque les capteurs piézoélectriques sont sensibles à la température, cette méthode reste la plus adaptée actuellement bien que pas assez précise.

Néanmoins, l'effort exercé par la face d'attaque n'est que très peu influencé par la température d'étuvage bien que son influence soit toujours visible et est d'autant plus importante que l'épaisseur nominale du copeau est grande.

Par contre, l'effort exercé par la face en dépouille paraît fortement influencé jusqu'à 50°C puis beaucoup moins au delà (Fig.I-36 et [MAR99]).



a) outil non revêtu
 b) outil revêtu CrN

	Xc
	Yc

Figure I-34 : Evolution des mesures de l'effort global de coupe en fonction de la longueur de copeau usiné d'après [BEE98]

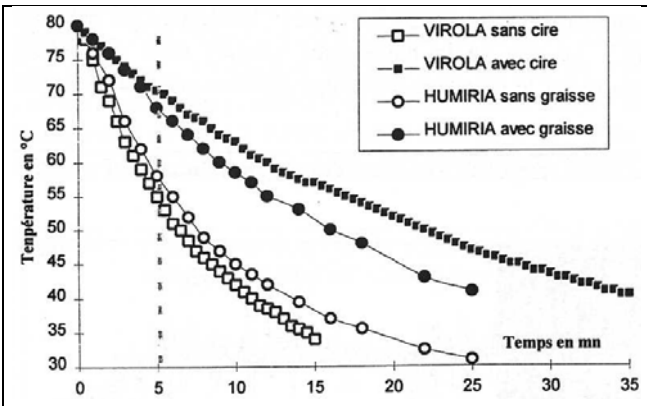


Figure I-35 : Evolution de la température d'une rondelle en fonction du temps pour deux essences avec ou sans revêtement thermique sur les côtés d'après [BEA96]

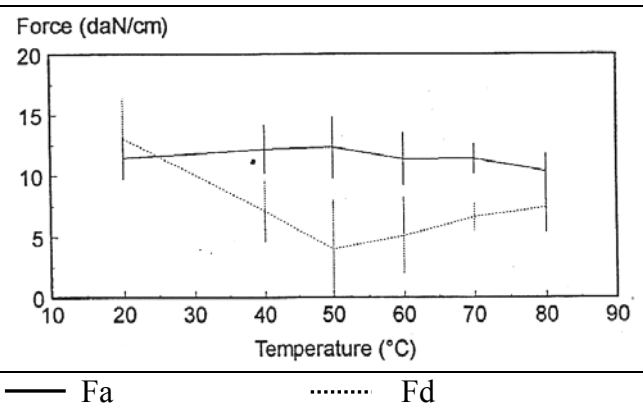


Figure I-36 : Evolution des efforts en fonction de la température d'étuvage pour du chêne saturé (Ep=2mm) d'après [MAR93]

4.4. Les surépaisseurs

Lors de la description de la zone située en avant et en dessous de l'outil (voir ci dessus), [THI88] avait mis en évidence des sur ou sous-épaisseurs par un passage à l'envers de l'outil qui ne touche alors plus le matériau bois dans ce dernier cas. Cela traduit respectivement des régimes à tendance de refus de coupe ou la plongée de l'outil.

Mais en régime stationnaire, l'épaisseur du copeau sera constante ([DEC96], confirmé par (Fig.I-37)).

Si une instabilité se produit sur l'épaisseur du copeau durant le régime non transitoire, le phénomène de surépaisseur aura une périodicité de deux tours. Ces surépaisseurs algébriques peuvent avoir deux causes : la rhéologie du matériaux bois et la déformation du couteau (Fig.I-38).

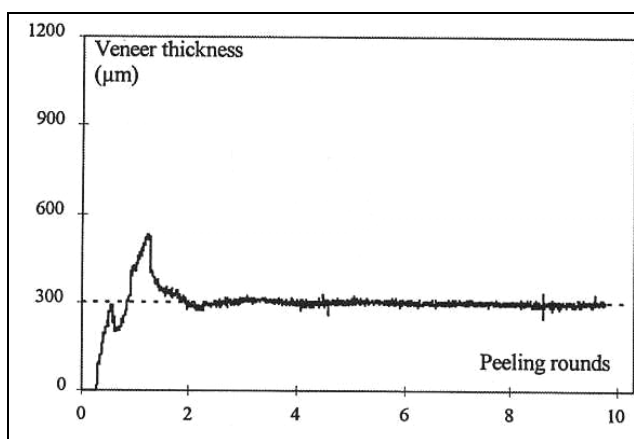


Figure I-37 : Evolution de l'épaisseur en fonction de la rotation du billon dans le cas stationnaire sur du chêne vert pour $V_c=3\text{m/s}$, $\delta=2^\circ$ et une épaisseur nominale de 0,3mm d'après [MAR99]

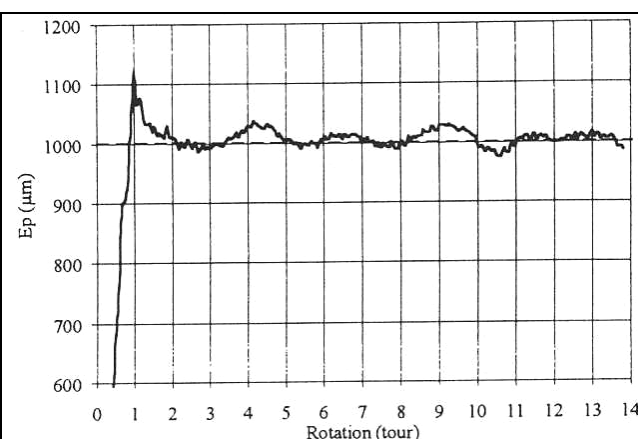


Figure I-38 : Evolution de l'épaisseur en fonction de la rotation du billon dans le cas d'une instabilité sur du peuplier pour $V_c=1\text{m/s}$, $\delta=1^\circ$ et une épaisseur nominale de 1mm d'après [DEC96]

Cette déformation est le résultat de deux déformations qui s'opposent : l'une est créée par les efforts s'exerçant sur la face d'attaque et l'autre par les efforts s'exerçant sur la face en dépouille. Sans entrer plus en avant dans les détails, [DEC96] a estimé par calcul que seulement 2% d'une surépaisseur qui peut atteindre 20% par rapport à la cote nominale du copeau dans les premiers tours de déroulage, était dû à la déformation de l'outil. L'auteur en conclut qu'il est absolument nécessaire d'avancer dans le domaine de la rhéologie du bois lors du déroulage.

Pour notre travail, nous souhaitons étudier le régime stationnaire de la coupe et nous essaierons autant que faire ce peut de nous trouver en dehors des instabilités décrites ci-dessus.

4.5. Les longueurs de contact

Actuellement, il n'est pas possible de mesurer avec précision les longueurs de contact entre l'outil et le copeau sur la face d'attaque ou entre l'outil et le billon de bois sur la face en dépouille.

Les études antérieures ont surtout porté sur la longueur en contact sur la face d'attaque.

La plupart des mesures de longueur de contact sont tirées de l'observation de la face latérale de coupe durant le déroulage enregistrée sur des films (méthode utilisée par [THI88]) ou par mesure de la plage de frottement sur l'outil.

La première méthode a une précision estimée à 50%. Tandis que la seconde paraît plus précise à première vue, bien qu'elle ne donne qu'une estimation par excès, la longueur de contact durant un

essai peut être amenée à varier et la mesure de la facette d'usure ne sera que le reflet de la moyenne des maxima atteints par la longueur de contact ([THI88] pour la face d'attaque).

[DEC96] estime géométriquement les longueurs de contact des deux faces de l'outil. La variation de ces estimations explique bien les variations d'efforts lorsque la géométrie de coupe change (angle dépouille et rayon déroulage)

4.5.1. Longueur de contact sur la face d'attaque :

Malgré les remarques du dessus, la longueur de contact entre la face d'attaque et le copeau peut être estimé par excès.

Dans une première approche, il apparaît judicieux de donner cette grandeur en rapport avec l'épaisseur nominale de copeau (Tableau I-6) :



Essence ou remarque	Epaisseur nominale de copeau p : (mm)	Rapport $\frac{La}{Ep_0}$	Longueur en contact estimée (mm)
Frêne	1,5	1,4	2,1
Noyer	0,8	1,2 à 1,5	0,98 à 1,2
	1,2	1,3 à 1,6	1,56 à 1,92
	2	1,4 à 1,6	2,8 à 3,2
Châtaigner	0,4	1,6	0,64
	0,6	1,6	0,96
	0,8	1,7	1,36
Okoumé	1	1,1 à 1,3	1,1 à 1,3
	2	1,3	2,6
TOCHIGHI et HAYASHI 1974 dans [THI88]	0,4 à 1	1,03	0,41 à 1,03
SUGIYAMA 1977 dans [THI88]	normal	1 à 2	
	faible	1 à 6	

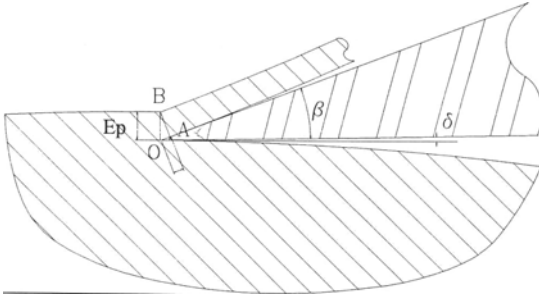
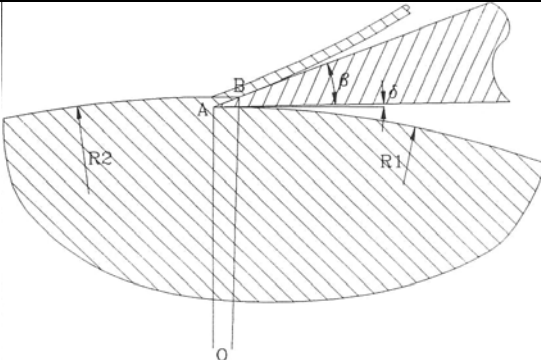
Tableau I-6 : Estimation par excès de la longueur de contact (La) entre la face d'attaque et le copeau d'après [THI88]

Grâce à deux hypothèses totalement géométriques, il est aussi possible d'appréhender le maximum et le minimum de la longueur de contact (Tab.I-7) .

Le calcul de [DEC96] est intéressant car il fait intervenir les surépaisseurs. Comme il a déjà été dit nous essaierons de ne pas avoir de trop fortes surépaisseurs.

De plus, au regard des travaux de [THI88] qui montre des différences certaines entre les longueurs de contact avec des essences différentes, les hypothèses purement géométriques de [DEC96] peuvent paraître lourdes de conséquences. Mais il paraît difficile actuellement de rendre compte de la nature du matériau dans une prédiction de longueur de contact.

En posant l'hypothèse, de surépaisseurs nulles et comme les rayons de déroulage minima sont bien plus grands que les épaisseurs nominales de copeau ($R_{\text{mini}} \approx 25\text{mm}$ et Ep_0 maxi $\approx 5\text{mm}$), il nous est apparu intéressant de parler d'une approximation grossière qui paraît aussi convenir mais que nous n'avons pas trouvé dans la littérature (peut être trop simpliste?) mais qui cadre avec les expérimentations et les modélisations des auteurs (Tab.I-8)

Hypothèse	la longueur de contact minimum est égale à la projection de l'épaisseur du copeau sur la face d'attaque de l'outil dans la direction normale à cette dernière	la longueur de contact maximale est égale à la projection de l'épaisseur du copeau sur la face d'attaque de l'outil suivant la direction de coupe
Schéma		
Résultat	$La = [Ep_o - Se(\theta) + Se(\theta - 2.\pi)] \cos\left(\frac{\pi}{2} - \beta - \delta\right)$	$La = [R + Ep_o + Se(\theta - 2.\pi)] \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2} - \beta - \delta - \widehat{B}\right)}{\sin\left(\frac{\pi}{2} + \beta + \delta\right)}$ et $\widehat{B} = \sin^{-1}\left(\frac{R + Se(\theta)}{R + Ep_o + Se(\theta - 2.\pi)} \sin\left(\frac{\pi}{2} + \beta + \delta\right)\right)$
Désignation	<p>La : longueur en contact entre le copeau et la face d'attaque Ep_o : épaisseur nominale du copeau R : rayon de déroulage tel que R=R₁ Se (θ) : surépaisseur produite θ : position angulaire du billon β : angle de bec de l'outil δ : angle de dépouille de l'outil</p>	
Valeurs numériques	<p>Si Ep_o = 1mm, La=0,35mm Si Ep_o = 2mm, La=0,68mm</p>	<p>Si Ep_o = 1mm, La=2,7mm Si Ep_o = 2mm, La=5,25mm</p>
Tableau I-7 : Calcul de la longueur de contact entre la surface d'attaque de l'outil et le copeau au-delà de 2 tours de déroulage d'après [DEC96]		

Hypothèse	<ul style="list-style-type: none"> la longueur de contact minimum est égale à la projection de l'épaisseur du copeau sur la face d'attaque de l'outil dans la direction normale à cette dernière Pas de surépaisseur car régime stationnaire R >> Ep_o 	<ul style="list-style-type: none"> la longueur de contact maximale est égale à la projection de l'épaisseur du copeau sur la face d'attaque de l'outil suivant la direction de coupe Pas de surépaisseur car régime stationnaire R >> Ep_o
Résultat	$La = Ep_o \cdot \sin(\beta + \delta)$	$La = Ep_o / \sin(\beta + \delta)$
Désignation	<p>La : longueur en contact entre le copeau et la face d'attaque Ep_o : épaisseur nominale du copeau β : angle de bec de l'outil δ : angle de dépouille de l'outil</p>	
Valeurs numériques	<p>Si Ep_o = 1mm, β=20°, δ=1°, La=0,35mm Si Ep_o = 2mm, β=20°, δ=1°, La=0,71mm</p>	<p>Si Ep_o = 1mm, β=20°, δ=1°, La=2,79mm Si Ep_o = 2mm, β=20°, δ=1°, La=5,58mm</p>
Tableau I-8 : approximation grossière de la longueur de contact		

4.5.2. Longueur de contact sur la face en dépouille

Encore moins de travaux ont été réalisés pour mesurer la longueur de contact entre la face en dépouille et le billon.

Ce manque d'étude est peut être dû à un manque d'intérêt de ce contact dans les modélisations numériques ou analytiques dès que l'on considère l'outil indéformable. Néanmoins il existe bien un effort exercé sur cette face et donc une surface sur laquelle il s'applique.

Il est quand même intéressant de constater que [DEC96], par ces approximations de longueur de contact, détermine deux cas bien distincts : le refus de coupe qui n'est pas l'objet de cette étude et la coupe en plongée (Tab. I-9).

Hypothèse	Il existe une surépaisseur (qui peut être due au foisonnement des cellules ou au comportement du matériau bois ou à la flèche de l'outil)
Schéma	
Résultat	$Ld = R \cdot \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2} - \delta - \sin^{-1}\left(\frac{R + Se(\theta)}{R} \sin\left(\frac{\pi}{2} + \delta\right)\right)\right)}{\sin\left(\frac{\pi}{2} + \delta\right)}$
Désignation	<p>Ld : longueur en contact entre le billon et la face en dépouille R : rayon de déroulage tel que $R = R_1$ Se(θ) : surépaisseur produite θ : position angulaire du billon δ : angle de dépouille de l'outil</p>
Valeurs numériques	Si $Se = -0,05\text{mm}$, $R = 100\text{mm}$, $\delta = 1^\circ$ alors $Ld = 1,86\text{mm}$
Tableau I-9 : Calcul de la longueur de contact entre la surface d'attaque de l'outil et le copeau au-delà de 2 tours de déroulage d'après [DEC96]	

4.6. La variation de température à la génération du copeau

Apparemment il n'existe pas d'auteur ayant publié sur la mesure de la variation de température durant la génération du copeau à différentes températures initiales.

Quelques récentes études ont porté sur l'augmentation de température durant la génération du copeau uniquement à température ambiante ([CSA04], [KUS04a] et [KUS04b]).

En effet, les difficultés s'accroissent : il est déjà difficile de connaître précisément la température du matériau bois juste avant la génération du copeau car il est difficile de maintenir une rondelle de test à température constante autre qu'ambiante.

De plus, les moyens conventionnels de mesure de température sont inadaptés ou très difficilement mis en œuvre [ASC99] et [BOU93]:

- Les vernis thermosensibles déposés sur les faces de l'outil ne sont pas assez sensibles à la faible génération de température et sont de toute façon arrachés par l'abrasion du matériau.
- La mesure par point de fusion d'une poudre placée entre deux demi-outils pour obtenir un isotherme, reste peu évident à mettre en œuvre vu la faible génération de température
- Pour la même raison, les mesures de microdureté sur l'outil amenant à la détermination des températures grâce à un lien précis avec la structure de l'acier ne fonctionne pas.
- La mesure infrarouge est délicate si on souhaite obtenir des valeurs absolues de température mais si on souhaite connaître une variation de température (comme c'est le cas ici), elle paraît assez fiable. Mais la présence de brouillard d'eau, molécule triatomique qui bloque les infrarouges, la rend inopérante comme tout système optique d'ailleurs.
- Restent les thermocouples et autres sondes à implanter à l'intérieur de l'outil au ras des surfaces de contact. Les mesures effectuées sont justes et précises mais ces capteurs ont un encombrement non négligeable alors que l'angle de bec n'est que de 20°. Il est donc très délicat de mettre en place un capteur de ce type au plus près de l'arête de coupe sans que celui-ci ne se fasse arracher.

Afin de contourner le problème d'encombrement des sondes, [KUS04a] et [KUS04b] a placé des capteurs (thermistances) plus loin de l'arête de coupe et grâce à une méthode inverse et une modélisation de comportement thermique de l'outil obtenu par l'identification de système, l'auteur a pu déterminer la réponse du système outil plus capteur afin de pouvoir déterminer par la suite le flux de chaleur dans l'outil dû à la zone de contact entre l'outil et le copeau.

Il en résulte que moins de 6% de la puissance mécanique générée lors du déroulage de chêne saturé transite sous forme de flux de chaleur dans l'outil. Ce n'est donc pas le principal moyen d'évacuation de la chaleur s'il y a création de chaleur. Ce pourcentage diminue quand la vitesse augmente comme le phénomène de transport est plus important mais aussi lorsque l'épaisseur de copeau augmente. Ce que ne s'explique pas l'auteur.

Nous ne parlerons pas plus de [CSA04] que pour dire que l'auteur essayait d'appréhender les températures avec des thermocouples insérés dans une fraise puisque son travail portait sur le fraisage du chêne dont la teneur en eau était située entre 12 et 20%. L'auteur a trouvé des températures de l'ordre de 500°C à la surface de l'outil. Et bien que le procédé de fraisage soit assez éloigné du déroulage, il est vraisemblable d'émettre quelques doutes sur les résultats obtenus ne serait-ce que par la difficulté d'implanter des instruments de mesures dans un outil tournant.

4.7. Conclusion sur le déroulage du bois

Nous avons vu les facteurs d'influence des grandeurs mesurées. Dans ce chapitre, seules les influences les plus évidentes ont été relatées mais, comme il est possible de le voir au paragraphe relatant les variations des efforts en fonction du rayon de coupe, certains facteurs agissent de paire ou par interaction. Ainsi, comme [UHM95] le préconise vivement, il serait sage d'envisager un plan d'expérience complet lors de nos essais de déroulage.

De plus, bien des incertitudes de mesures restent à lever sur les longueurs de contact entre le matériau bois et l'outil mais aussi sur les mesures de température qui n'ont fait l'objet que de très peu d'approches. La mesure de frottement par patin ajouté à la dérouleuse, paraît la plus précise bien que la variation d'amplitude du ressort permettant le contact entre le patin et la surface fraîchement déroulée amène une incertitude sur la détermination du coefficient de frottement.

Mais ces problèmes ne sont que techniques, le nœud scientifique consiste en la rhéologie du bois lors du déroulage comme le soulignent [DEC96], [THI88] et [THI04].

Pour cela, nous allons nous positionner dans un cas particulier du déroulage qui est le régime stationnaire de la coupe d'un copeau continu en dehors des instabilités d'épaisseur et sans barre de compression. (Cela nous obligera à vérifier durant nos futurs essais si le copeau n'est pas macro fissuré en réalisant une double flexion sur ce dernier.)

Mais avant de nous lancer dans l'examen des études antérieures du comportement du matériau bois, nous allons finir ce chapitre par les rares modélisations de déroulage que nous avons pu trouver dans la littérature.

5. Les quelques modélisations numériques ou analytiques de déroulage existants

Il existe peu de modélisations du procédé de déroulage. En fait, seul [THI88] a proposé une modélisation analytique portant surtout sur les efforts et basée sur des observations expérimentales. Il existe aussi deux auteurs qui ont travaillé sur des modélisations éléments finis du procédé de défibrage pour l'industrie de la pâte à papier et qui ont modifié accessoirement la forme des outils dans leurs simulations afin de voir si leurs hypothèses pouvaient convenir au déroulage ou au tranchage [UHM97] et [HOL98b] avec [HOL99] et [HOL00] qui sont deux articles tirés de la thèse. Les deux grandes modélisations ([HOL98b] et [THI88]) sont encore en développement actuellement ([PER04] et [THI04]) ; ces récents travaux seront intégrés à la présentation de ces modélisations afin d'en montrer l'évolution.

5.1. La modélisation analytique simplifiée de Thibaut [THI88]

Avant de se lancer dans une théorie sur la formation du copeau, [THI88] remarque que la théorie de Merchant ne fonctionne pas. En effet, l'angle d'inclinaison du plan de cisaillement primaire est beaucoup trop proche de la direction radiale pour qu'il soit admis par la théorie de Merchant. L'auteur pense que cette différence provient du comportement du bois dans ce plan de cisaillement : le comportement du bois doit être viscoélastique compressible en compression contrairement à la théorie de Merchant. Ce comportement viscoélastique expliquerait pourquoi le copeau est quasiment sans déformations résiduelles après le procédé. L'auteur en conclut qu'il est nécessaire de mieux connaître et modéliser le comportement du bois vert aux grandes vitesses de déformation si nous voulons un jour analyser plus finement les phénomènes de coupe.

Après avoir réalisé de nombreuses expérimentations, l'auteur propose de poser des hypothèses afin de modéliser les efforts de coupe permettant la genèse du copeau :

- le mécanisme principal de formation du copeau est un cisaillement très localisé le long d'un plan de glissement perpendiculaire à la vitesse de coupe.
- La déformation angulaire dans ce plan est supposée uniforme le long de ce plan (entre 30 et 35%) à l'exception des extrémités
- Etant donné la faible anisotropie dans le plan transverse et la géométrie de coupe, le matériau usiné sera considéré comme isotrope et homogène (à cette échelle) et le problème sera posé en deux dimensions.
- La distribution des contraintes tangentielles le long du plan de cisaillement est supposée indépendante de la distribution des contraintes normales à ce plan en tout point
- A l'interface matériau bois – outil, le mouvement relatif des deux matériaux amène à décrire ce contact comme un frottement de type Coulon en tout point du contact en supposant l'angle de frottement stationnaire et égal sur toute la surface.
- Les forces d'inerties seront négligées face aux efforts résultants de la déformation du matériau bois et des frottements.

La structure multi-échelle du matériau bois va imposer de décrire celui-ci différemment au voisinage proche de l'arête de coupe. En effet, à l'exception du phénomène de couche limitée au point G, il est possible de décrire le matériau bois comme une structure organisée de type nid d'abeille dans le plan de cisaillement OG. Par contre, au voisinage très proche de l'arête, cette dernière rencontre les parois cellulaires qui sont décrites comme des milieux continus dont la résistance est beaucoup plus élevée (Fig.I-39).

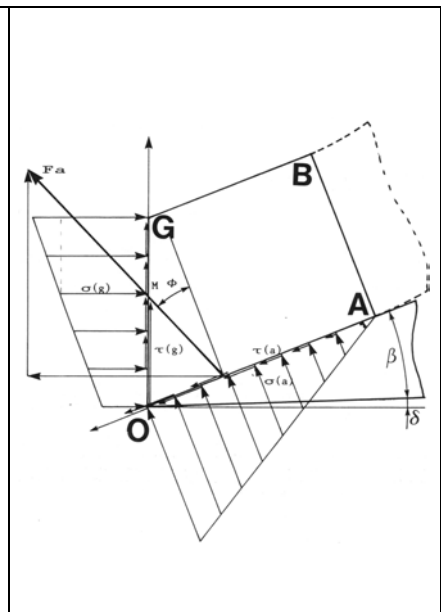
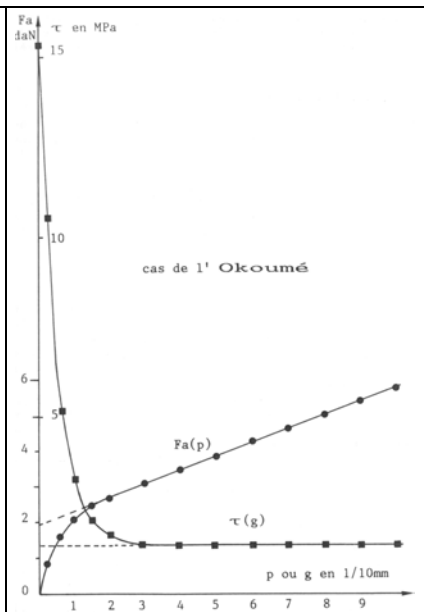


Figure I-39 : Distribution des contraintes le long du plan de cisaillement primaire d'après [THI88]

Figure I-40 : Distribution des contraintes calculées le long du plan de cisaillement primaire et de l'effort exercé par la face d'attaque en fonction de l'épaisseur nominale de copeau d'après [THI88]

Figure I-41 : Distribution des forces surfaciques aux frontières du copeau supposé en équilibre d'après [THI88]

En fait, dans la zone très proche de l'arête, l'outil ne coupe pas réellement le matériau bois car les cellules sont très fortement déformées combinant flambement des parois, cisaillement et rupture en traction et parce que la lamelle mitoyenne est la moins résistante de l'ensemble de constituant des parois cellulaires.

Néanmoins, l'auteur propose de modéliser la contrainte tangentielle dans le plan de cisaillement par :

$$\begin{cases} \tau(g) = T \left(1 + K \cdot e^{-\frac{g}{C}} \right) & \text{si } 0 \leq g < p \\ \tau(g=p) = 0 & \text{au point G} \\ & \text{(phénomène de couche limite)} \end{cases}$$

- où p : épaisseur nominale du copeau
- T : valeur en MPa
- K : paramètre sans dimension traduisant l'augmentation de la contrainte au voisinage de l'arête de coupe
- C : paramètre en mètre traduisant la rapidité de décroissance de la concentration de contrainte au voisinage de l'arête de coupe

[THI88] donne des valeurs pour le hêtre : T = 3,78Mpa, K= 5,9 et C = 50μm

En intégrant cette équation sur le plan de cisaillement et la longueur d'arête utilisée et en la comparant à la projection de l'effort exercé sur la face d'attaque, on obtient :

$$Fa = \frac{b \cdot T}{\cos(\delta + \beta + \phi)} \left[p + K \cdot C \left(1 - e^{-\frac{p}{C}} \right) \right]$$

- où Fa : norme de la résultante des efforts de la face d'attaque sur le copeau
 p : épaisseur nominale du copeau
 b : longueur d'arête utilisée
 T : valeur en MPa
 K : paramètre sans dimension traduisant l'augmentation de la contrainte au voisinage de l'arête de coupe
 C : paramètre en mètre traduisant la rapidité de décroissance de la concentration de contrainte au voisinage de l'arête de coupe
 β : angle de bec de l'outil
 δ : angle de dépouille de l'outil
 Φ : coefficient de frottement matériau de l'outil / matériau bois

Dès que l'épaisseur nominale devient assez importante, l'effort de coupe devient linéaire en fonction de cette épaisseur (Fig.I-40).

L'auteur propose aussi des modélisations simples pour les différentes distributions surfaciques (Fig.I-41):

- La distribution surfacique des forces normales au contact outil – matériau bois est de forme triangulaire (la pente étant obtenue par intégration sur la surface de contact et en la comparant à la projection sur la face d'attaque de l'effort exercé sur la face d'attaque) :

$$\begin{cases} \sigma(a) = \frac{2 \cdot Fa \cdot \cos(\phi)}{b \cdot La} \left(1 - \frac{a}{La} \right) & \text{si } 0 < a \leq La \\ \sigma(a) = 0 & \text{si } a > La \end{cases}$$

- où La : longueur de contact entre le copeau et la face d'attaque de l'outil
 Fa : norme de la résultante des efforts de la face d'attaque sur le copeau
 b : longueur d'arête utilisée
 Φ : coefficient de frottement matériau de l'outil / matériau bois

- La distribution surfacique des forces tangentielles au contact outil – matériau bois déduite de la précédente par le frottement de Coulon :

$$\tau(a) = \sigma(a) \cdot \tan(\phi)$$

- où Φ : coefficient de frottement matériau de l'outil / matériau bois

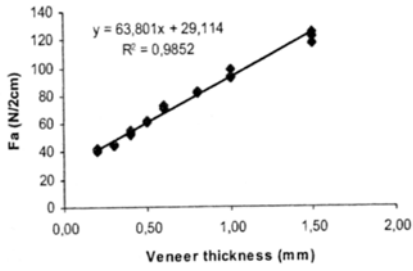
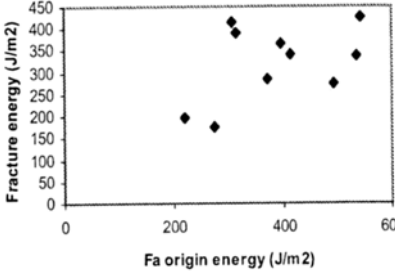
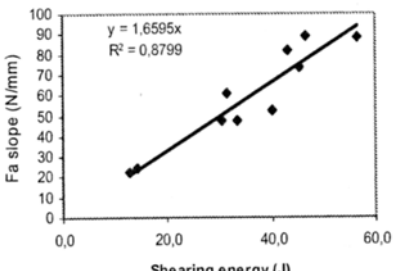
- La distribution surfacique des forces normales au plan de cisaillement est de forme affine (les coefficients sont déduits de l'équilibre statique du copeau):

$$\sigma(g) = \frac{-Fa}{b.p} \left[4.\sin(\delta + \beta + \phi) - 2.\frac{La}{p}.\cos(\phi) \right] + \frac{-Fa}{b.p^2} \left[4.\frac{La}{p}.\cos(\phi) - 6.\sin(\delta + \beta + \phi) \right].g$$

où Fa : norme de la résultante des efforts de la face d'attaque sur le copeau
 p : épaisseur nominale du copeau
 b : longueur d'arête utilisée
 La : longueur de contact entre le copeau et la face d'attaque de l'outil
 β : angle de bec de l'outil
 δ : angle de dépouille de l'outil
 Φ : coefficient de frottement matériau de l'outil / matériau bois

L'auteur ne fait pas le lien avec les déformations. Ce qui montre bien la carence qu'il y a au niveau des lois de comportement du matériau bois à ces vitesses de déformation et à ces teneurs en eau.

[THI04] ne fait toujours pas le lien avec les déformations mais il propose une analyse énergétique qui provient d'une observation expérimentale : à épaisseur de copeau tendant vers 0, l'effort exercé sur face d'attaque ne tend pas vers 0N (Fig.I-42) sans donner des précisions sur la manière dont il a obtenu cette courbe et en particulier sur les vitesse de coupe, les angle de dépouilles utilisés.

		
<p>Figure I-42 : effort exercé sur la face d'attaque en fonction de l'épaisseur de copeau d'après [THI04]</p>	<p>Figure I-43 : énergie de macro fracture en fonction de l'origine de la courbe Fig.I-42 soit l'effort d'attaque à épaisseur de copeau nul d'après [THI04]</p>	<p>Figure I-44 : pente de la courbe Fig.I-42 en fonction de l'énergie de cisaillement d'après [THI04]</p>

Le raisonnement consiste à évaluer l'énergie de coupe de la face d'attaque avec l'addition des énergies de fissuration, de frottement du matériau bois contre la face d'attaque et de déformation dans le plan principal de cisaillement. Après simplifications par la largeur de coupe et la vitesse de coupe, il est possible d'écrire :

$$Fa = \frac{a.GfI}{\cos(\alpha - \phi) - \sin(\phi)} + \frac{D}{\cos(\alpha - \phi) - \sin(\phi)}.t$$

$$= A + B.t$$

où Fa : effort sur la face d'attaque
 a : constant >1
 GfI : énergie de fracture créant une nouvelle surface
 α : angle d'attaque
 Φ : angle de frottement
 D : énergie spécifique de déformation
 A et B : constantes

La constante A est l'effort sur la face d'attaque à une épaisseur de copeau nul. Cette constante est liée à l'énergie de micro-fissuration nécessaire à créer une nouvelle surface. En comparant avec l'énergie de macro fissuration, la constante A est légèrement inférieure à cette dernière (Fig.I-43) et, comme elle, la constante est indépendante de la température et quasiment indépendante de la

densité du matériau bois. La bibliographie prouve que l'énergie de macro-fissuration est indépendante de la vitesse de déformation mais il n'est pas prouvé que la constante A le soit aussi. La constante B est la pente de la courbe de l'effort exercé sur la face en fonction de l'épaisseur de copeau. Cette constante est liée au comportement du matériau bois durant les déformations nécessaires à la génération du copeau (en particulier le cisaillement dans le plan principal) (Fig.I-44). [THI04] note clairement que ce n'est pas réellement la dissipation qui est recherchée mais plutôt l'énergie nécessaire pour atteindre une déformation donnée qu'il va comparer entre les tests quasi statiques en la constante B.

L'auteur note enfin une différence notable entre les deux valeurs comparées : bien que chaque valeur décroisse avec la température, la constante B ne montre pas une sensibilité plus importante à la température après une certaine température comme le fait l'énergie nécessaire pour atteindre une déformation donnée lors d'un test de cisaillement quasi statique par exemple.

[THI04] montre que le frottement explique beaucoup le comportement des efforts à différentes vitesses de coupe et qu'il influence grandement dans l'inclinaison du plan de cisaillement. Il est aussi la source d'une grande partie de l'énergie consommée durant le procédé de déroulage.

Cette approche énergétique permet aussi à l'auteur d'appréhender l'apparition des macro-fissures avec un nouvel angle : l'énergie dissipée dans la bande de cisaillement qui augmente avec l'épaisseur du copeau ne doit pas dépasser celle nécessaire à l'apparition de l'énergie de fissuration macroscopique, sans quoi l'épaisseur de copeau maximum est atteinte et l'apparition de macro-fissures se fait.

Finalement, l'auteur doute sérieusement sur la capacité des tests quasi-statiques à remplacer les tests de déroulage.

[THI04] reste indéniablement flou sur les simplifications de ses calculs au point d'égaliser des énergies à des projections d'efforts sur des directions. En effet, il est très difficile de justifier la simplification par le terme de la vitesse de coupe car la vitesse de contact entre la face d'attaque et le matériau bois n'est certainement pas égale à la vitesse de coupe du fait de la compressibilité du matériau bois.

5.2. Les modélisations numériques tirées du procédé de défibrage

Tout d'abord, nous caractériserons le procédé de défibrage par quelques données avant de décrire les deux modélisations : la défibration est surtout réalisée avec du bois d'épicéa dont la teneur en eau dépasse 30% et dont la température est de 150°C. Les vitesses relatives entre les outils et le matériau bois peuvent atteindre 100m/s.

Mais nous verrons que les modélisations qui en découlent sont parfois bien loin de la réalité industrielle surtout du point de vue de vitesse de déformation.

5.2.1. La modélisation de Uhmeier [UHM97]

La modélisation numérique de défibrage décrit ici est une coupe 90-32-90T par l'enfoncement d'un outil de coupe indéformable sans angle de dépouille et avec un angle de bec variable de 25° à 40°.

Tandis que le matériau bois utilisé est décrit comme un matériau orthotrope homogène continu sans nœud ni cerne. Son comportement est décrit par une loi élastique linéaire (Hook généralisée aux matériaux orthotropes) et une loi idéalement plastique en plasticité standard dont la surface de charge est décrite par le critère de Hill :

$$F.(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G.(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H.(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 \quad \text{où 1, 2 et 3 indiquent les directions d'orthotropie}$$

$$+ 2.L.\sigma_{23}^2 + 2.M.\sigma_{31}^2 + 2.N.\sigma_{12}^2 = 1 \quad \text{F, G, H, L, M et N constantes}$$

De plus, seul le frottement de la face d'attaque (de type Coulon) est pris en compte et une loi de fissuration linéaire est utilisée en traction et cisaillement.

Il est assez regrettable que les valeurs de coefficients de la loi de comportement proviennent de la littérature et sont tirés d'essais quasi statiques et non dynamiques bien que l'auteur les donne pour deux états hygrométriques eux aussi discutables au regard du procédé (une teneur en eau de 12% et au point de saturation des fibres soit une teneur en eau de 30%).

Par contre, les conclusions de l'étude bibliographique de l'auteur sur le frottement correspondent parfaitement aux nôtres : le coefficient de frottement du bois sec est inférieur à celui du bois humide sauf s'il y a présence d'eau libre qui joue alors le rôle de lubrifiant faisant ainsi chuter le coefficient de frottement.

L'auteur affirme que la modélisation ainsi réalisée est en raisonnable corrélation avec l'expérimentation bien que la surface de charge reste à vérifier expérimentalement. De plus, il ne précise ni la nature des points de comparaisons entre l'expérimentation et la modélisation (géométrie du copeau, efforts sur l'outil, déformations, températures, etc.....) ni le degré de précision. Enfin, une étude de sensibilité de l'épaisseur du copeau calculé par rapport à la variation des énergies de fissuration de traction et cisaillement, des modules élastiques et de la surface de charge montre qu'une variation de + ou - 20% d'un de ces trois facteurs peut amener une variation totale d'épaisseur du copeau 25% pour la surface de charge et de 12,5% pour les deux autres facteurs.

De plus, l'auteur insiste sur l'intérêt d'utiliser des coefficients de loi de comportement tirés d'expériences à même vitesse de déformation que le procédé sans pour autant donner de solution pour les obtenir.

Par contre, l'auteur met en évidence une interaction forte entre le coefficient de frottement et l'angle de bec de l'outil sur l'épaisseur du copeau. Cette interaction nous conforte dans l'idée d'un plan d'expérience aussi complet que possible.

5.2.2. La modélisation de Holmberg [HOL98b]

La modélisation numérique de défibrage étudiée est une coupe 0-90-90 avec une orientation du bois pouvant aller de T à R. Comme précédemment l'outil est indéformable mais sa géométrie est très variable : dans le cas du défibrage, l'angle de bec est de 90° et l'angle de dépouille de 0° (Fig.I-45) tandis que pour le tranchage, l'angle de dépouille est de 2° et l'angle de bec peut être de 15° à 45°(Fig.I-46).

La modélisation du tranchage avec un angle d'attaque de 45° démontre une faible connaissance des pratiques industrielles de cet auteur.

<p>Figure I-45 : Comparaison des déformations et de la fissuration des études numériques et expérimentales dans le cas du défilage d'après [HOL98b]</p>	<p>Figure I-46 : Comparaison des déformations et de la fissuration des études numériques et expérimentales dans le cas du tranchage ou déroulage d'après [HOL98b]</p>	<p>Figure I-47 : efforts expérimentaux et simulés en fonction du déplacement de l'outil durant le défilage d'après [PER04]</p>

L'auteur a mené une étude du matériau bois à la fois à l'échelle des cellules et mésoscopique afin de justifier la description mésoscopique du matériau bois comme une succession de couches homogènes continues isotropes et compressibles qui représentent l'alternance des cernes. L'hypothèse d'isotropie se justifie par l'étude de la coupe uniquement dans le plan transverse à la direction des fibres.

Pour décrire le comportement élastique du bois de printemps, l'auteur utilise une élasticité non linéaire tandis que pour le bois d'été, une description linéaire est utilisée. Pour le domaine plastique, l'auteur utilise la plasticité décrite dans les éléments mousse d'ABACUS : c'est une plasticité non associée où la surface de charge et le potentiel plastique ne sont pas identiques :

Surface de charge :

$$\sqrt{\left(\frac{q}{\sigma_o}\right)^2 \left(Pt.Pc_{/o} - \frac{\sigma_o.(Pt - Pc_{/o})}{3} - \frac{\sigma_o^2}{9} \right) + \left(\frac{Pt - Pc}{2} + P\right)^2} - \frac{Pt + Pc}{2} = 0$$

Potentiel plastique :

$$h = \sqrt{\frac{9}{2}.P^2 + q^2} \text{ avec } \Delta \epsilon_{ij}^{pl} = \Delta \lambda \cdot \frac{\partial h}{\partial \sigma_{ij}}$$

où σ_{ij} : composantes de tenseur de contrainte de Cauchy

S_{ij} : composantes de tenseur déviatorique de contrainte de Cauchy : $S_{ij} = \sigma_{ij} + P.I_{ij}$

P : pression hydrostatique : $P = -\frac{\sigma_{kk}}{3}$

q : Contrainte équivalente de Von Misses :

$$q = \sqrt{\frac{3}{2}.S_{ij}.S_{ij}}$$

Pt : limite élastique hydrostatique en traction

Pc : limite élastique hydrostatique en compression actuelle

$Pc_{/o}$: limite élastique hydrostatique en compression initiale

σ_o : contrainte seuil (limite élastique) de la compression uniaxiale

$\Delta \epsilon_{ij}^{pl}$: composantes de l'incrément de déformation plastique

$\Delta \lambda$: multiplicateur plastique

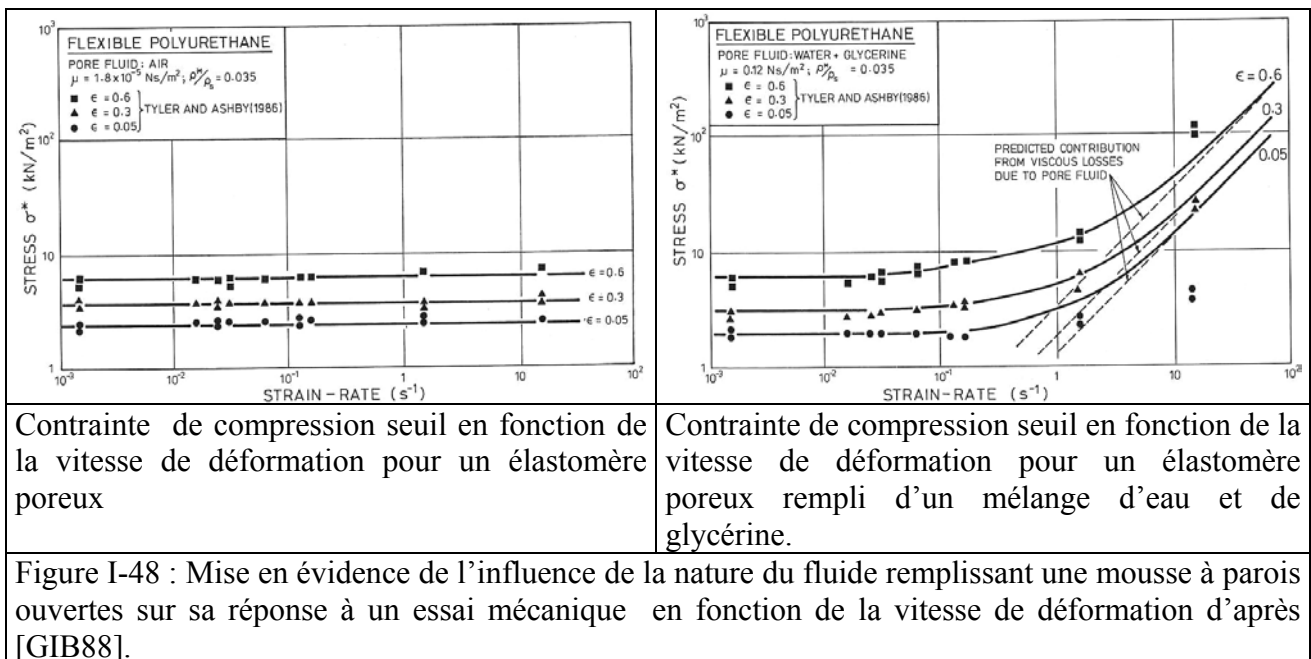
De plus, le frottement de type Coulon est pris en compte sur les deux faces de l'outil et une loi de fissuration bilinéaire est utilisée en traction et cisaillement.

Comme dans le procédé industriel étudié, l'auteur utilise l'essence d'épicéa dans ses expériences de caractérisation du matériau bois.

Mais il est clair que les essais de défibrage ainsi que les tests de caractérisation ont été réalisés à température ambiante et non à la température du procédé de défibrage (150°C). Il en est de même pour les vitesses de déformations qui sont quasi statiques.

Cette remarque prend toute son importance si on fait une analogie entre le matériau bois et les mousses comme le fait l'auteur :

Le matériau bois est un matériau poreux dont les cavités peuvent être remplies de liquide qui a la possibilité de circuler à travers les ponctuations des parois de cellules. Or [GIB88] montre que les mousses à parois ouvertes et contenant du fluide ont tendance à se rigidifier avec une vitesse de déformation croissante (Fig.I-48).



En effet, un fluide ayant une certaine viscosité dynamique, la déformation d'une mousse imbibée nécessitera l'éjection algébrique du fluide. Ce qui sera la cause d'un travail d'autant plus important que la viscosité dynamique du fluide ou la déformation de la mousse seront élevées (obstruction du passage dû à la déformation de ces derniers).

Ainsi, si nous nous permettons un parallèle entre les mousses à parois ouvertes décrites ci-dessus et le matériau bois (suggéré par [GIB88], [FRA92],[FRA93] et [HOL98b]) et sachant que la viscosité dynamique de l'eau est cinquante fois inférieure à celle de l'essence (Tab.I-12), nous avons intérêt à regarder les résultats de cette modélisation aussi bien les résultats d'essais dynamiques effectués sur du matériau bois non saturé avec beaucoup de prudence.

Fluide	Viscosité dynamique (Ns/m ²)
Air	$1,85 \cdot 10^{-5}$
Eau	$1 \cdot 10^{-3}$
Glycérine	1,4
Mélange eau / glycérine	0,001 à 1

Tableau I-10 : viscosité dynamique de différents fluides à 20°C d'après [GIB88]

[HOL98b] lui-même, reconnaît qu'il faudrait développer des tests de caractérisation à grande vitesse de déformation pour combler cette carence.

De plus, certaines valeurs des coefficients de la loi de comportement proviennent de la littérature.

Enfin, l'auteur donne deux états hygrométriques eux aussi discutables au regard du procédé et de [GIB88](une teneur en eau de 12% et au point de saturation des fibres soit une teneur en eau de 28%).

Dans cette étude, des comparaisons d'efforts exercés sur l'outil (Fig.I-47) et de déformations du matériau bois sont réalisées entre les expériences et les résultats numériques. Malheureusement, peu d'essais ont été réalisés pour chaque configuration (maximum 7) alors qu'en tenant compte de la variabilité de ce matériau un beaucoup plus grand nombre d'essais aurait dû être réalisé.

Les caractéristiques des couches homogènes sont croissantes entre le bois de printemps et d'été mais cette croissance n'est pas déterminée par l'expérimentation car il n'existe pas actuellement de tests de caractérisation à cette échelle. Alors qu'il apparaît important de bien différencier le bois d'été et de printemps dans la modélisation du procédé de défibrage.

De plus, il est difficile de comparer des états de déformations incluant des macro-fissurations alors que les éléments de fracture numérique sont introduits manuellement tandis qu'expérimentalement les fissures ne sont pas prédéterminées. Des problèmes de formation du copeau apparaissent en tranchage. En effet, la fissuration du copeau ne se fait pas au bon endroit entre la modélisation et l'expérience (Fig.I-46).

Ce qui n'est pas étonnant. Puisque la modélisation numérique de [HOL98b] utilise là encore le comportement de fissuration des éléments mousse alors que les observations de [THI88] sur les macro-fissurations durant le déroulage du matériau bois à l'échelle microscopique sont en opposition avec celles de [FOR98] à la même échelle sur les nids d'abeille et les mousses à paroi ouverte : le premier auteur note surtout une fissuration se propageant entre les cellules du matériaux bois tandis que le second note une rupture des parois des cellules. Or ce dernier auteur insiste bien sur la dépendance du comportement des fissurations macroscopiques aux phénomènes de fissurations à l'échelle structurelle cellulaire.

[PER04] qui a poursuivi les travaux de [HOL98b], a surtout travaillé à l'échelle inférieure à celle mésoscopique afin de conforter les hypothèses de [HOL98b]. L'auteur insiste sur les diverses possibilités de modélisation du matériau bois à cette échelle : il est possible de le modéliser comme un matériau continu dont les caractéristiques seraient des caractéristiques moyennes, comme un matériau multicouches de matériaux continus pour prendre en compte l'hétérogénéité des cernes ou comme un matériau tenant compte de la microstructure en modélisant chaque fibre. Chaque modélisation a ses points forts et faibles : une échelle plus fine permet généralement une meilleure prise en compte des problèmes locaux mais il est alors impossible de modéliser l'ensemble du procédé et inversement.

5.3. Conclusion

Nous avons vu qu'il existe actuellement une modélisation analytique portée sur les efforts avec un complément d'approche par les énergies et deux modélisations numériques dont une relativement aboutie portant sur le procédé de défibrage mais qui pouvait être adaptée au tranchage sans trop de difficultés.

Dans ces trois modélisations, les auteurs choisissent à la foi une échelle mais aussi de mettre en avant telle ou telle caractéristique du matériau bois. Ce qui a pour effet de donner des descriptions du comportement très différentes par leurs formulations.

Il apparaît aussi que la formulation d'une loi de comportement se fait non seulement dans une optique du matériau mais aussi dans un but précis (exemple : décrire le comportement du bois durant le défibrage), et qu'il faut adapter la description du comportement à ce but.

L'ensemble des auteurs sont d'accord pour constater la nécessité d'approfondir la connaissance sur les lois de comportement du matériau bois au delà du point de saturation des fibres et aux grandes vitesses de déformation.

Cette carence est d'autant plus grande que les modélisations numériques ne sont actuellement capable de décrire que le début de la formation du copeau pour des problèmes de convergence et surtout de temps de calcul, alors que le régime stationnaire qui nous intéresse. Ce qui renforce notre conviction d'essayer de modéliser la formation du copeau durant le procédé de déroulage par une modélisation analytique.

6. Conclusion du chapitre bibliographique

Après avoir appréhendé succinctement les caractéristiques si particulières du matériau bois, nous avons décrit le procédé de déroulage d'un point de vue technologique avant de nous intéresser aux phénomènes physiques permettant la génération du copeau continu. Ces phénomènes physiques sont relativement bien décrits dans la littérature.

Il est donc possible de décrire les phénomènes physiques aussi bien de fissuration qui amène à une plage correcte d'épaisseur de copeau que les phénomènes permettant de générer un copeau continu non macro-fissuré.

L'étude des variables observables du procédé montre des interactions complexes qu'il paraît difficile d'expliquer sans prendre en compte les variations de l'angle de frottement d'après [THI04]. Notons tout de même que cette valeur cruciale peut être apparemment correctement estimée durant le procédé, ce qui n'est pas le cas de la longueur de contact entre le copeau et l'outil. De plus, très peu d'études sur les mesures de température ont été réalisées du fait des difficultés technologiques rencontrées. Mais il est quand même certain que l'outil n'est pas le vecteur prépondérant de refroidissement.

Le peu de modélisation existant prouve bien l'ampleur du problème dont le nœud scientifique reste la connaissance de la rhéologie du bois vert durant le déroulage. Les modélisations numériques citées ne permettant pas de décrire le régime stationnaire de la formation du copeau et en considérant la démarche de recherche scientifique réalisée dans le métal, nous sommes confortés dans l'idée de commencer par l'étude de modélisation analytique du régime stationnaire de la coupe d'un copeau continu afin de proposer des lois de comportement du matériau bois au delà du point de saturation des fibres et aux grandes vitesses de déformation.

Pour ce faire, et bien que [THI04] émette des doutes sur l'utilité de réaliser des essais conventionnels mécaniques quasi statiques, nous allons tout d'abord réaliser une batterie d'essais afin de bien appréhender les phénomènes physiques des déformations dans le bois même si cela paraît bien éloigné des conditions du procédé de déroulage.

Chapitre II :

Essais mécaniques

1. Etude bibliographique des essais mécaniques de caractérisation du matériau bois

Dans cette courte bibliographie, nous nous attacherons à présenter les résultats des différentes études ainsi que les modélisations qui en découlent en commençant par les essais mécaniques simples puis combinés. Chaque essai sera décrit en abordant l'aspect cellulaire, puis les résultats quasi statiques pour enchaîner sur ceux dynamiques avant de conclure sur les modélisations tirées de ces résultats. Nous finirons par les modélisations globales du comportement du matériau bois existantes.

Par contre nous ne traiterons pas ici des problèmes de définitions des grandeurs ou des problèmes techniques rencontrés lors des essais. Ces aspects seront développés ultérieurement.

Le lecteur pourra se reporter à l'annexe B « bibliographie développée des tests mécaniques », pour plus de détails.

1.1. Un manque de connaissances

Avant toute autre chose, un constat s'impose : peu d'études ont été réalisées au-delà du point de saturation des fibres et encore moins à grandes vitesses de déformation. A notre connaissance, une seule a été réalisée avec ces deux contraintes réunies [REN96a]!

Dans le cadre de la détermination des coefficients d'une loi de comportement donnée, il est souvent nécessaire de réaliser au moins trois types d'essais uni axiaux (traction et compression si le matériau n'a pas la même réponse durant ces sollicitations, et cisaillement). En complément, il est possible de réaliser des essais supplémentaires combinant deux sollicitations ou plus. Nous les appellerons, essais combinés.

Il existe peu d'auteurs qui ont réalisé un panel quasi complet d'essais (traction, compression et cisaillement).

- [BEA96] a effectué des essais monotones de compression radiale, accompagnés d'essais de cisaillement dans le plan RT avec des essais de ténacité en mode I dans le plan RL. Ces essais ont été réalisés sur la base de la modélisation simplifiée de [THI88] dans le but de trouver des indicateurs de déroulabilité de bois dans une problématique de caractérisation des bois des espèces endémiques de la Guyane française.
- [KRE96] a effectué des essais monotones de traction, de compression, de cisaillement, de flexion et de fracture en mode I et II dans les trois directions d'orthotropie afin de déterminer l'influence de la densité et de la teneur en eau. Malheureusement, l'auteur a séché le pin utilisée avant de le réhydrater au delà du point de saturation, ce qui change la réponse aux essais mécaniques du matériau bois par rapport à ce que l'on pourrait observer sur du bois vert stricto sensu (communication personnelle avec R. Marchal)
- enfin [GAU80] a cherché à décrire le comportement quasi statique du bois. Elle a donc réalisé des essais monotones de traction, de compression et de cisaillement dans les trois directions d'orthotropie à différentes teneurs en eau.

Ainsi l'ensemble de la bibliographie actuelle ne permet pas de déterminer une expression littérale et encore moins les constantes d'une loi de comportement du matériau bois durant le déroulage.

1.2. Les essais mécaniques simples

1.2.1. Les essais de traction

Nous avons trouvé peu de littérature intéressante sur les essais de traction : [GAU80], [KOL84], [GUI87] et [KRE96].

Tous ces auteurs réalisent des essais à des vitesses de déformation quasi statique pour des raisons techniques. En effet, nous ne disposons actuellement que d'essais à base d'explosifs insérés à l'intérieur de l'éprouvette et surtout de projectiles impactants (barres d'Hopkinson) ; il serait nécessaire d'inverser la poussée par un système mécanique ce qui ne permettrait plus d'obtenir des informations cohérentes grâce à des jauges de déformation déposées au niveau des barres.

De plus, l'ensemble des études ne propose que des chargements monotones jusqu'à rupture : souvent, l'essai de traction est décrit par une zone linéaire élastique suivie d'une zone non linéaire supposée non élastique juste avant la rupture [GUI87].

La contrainte limite d'élasticité linéaire et la contrainte à rupture pouvant être très proches, le matériau bois est décrit comme ayant une rupture fragile ([GUI87] et [GAU80]). Mais le dernier auteur montre qu'il est possible d'avoir un début de fissuration qui se traduit par une chute importante et brutale de contrainte avant la rupture totale de l'éprouvette.

L'étude des paramètres influants ne se porte que sur la teneur en eau et la densité : la tendance est à la décroissance aussi bien du module d'élasticité linéaire que de la contrainte à rupture entre 10% de teneur en eau et le point de saturation des fibres [KRE96] mais il n'y a pas d'étude portant au-delà du point de saturation des fibres. Apparemment une densité croissante du matériau bois augmenterait les grandeurs pouvant être retirées d'un essai de traction. Une interaction existe entre la teneur en eau inférieure au point de saturation des fibres et la densité au moins pour la traction parallèle aux fibres [KRE96].

Les essais de traction sont en général utilisés dans le cadre d'une modélisation du comportement global. Seul [BEN88], qui travaille sur les essences de Douglas et pin maritime à une teneur en eau de 12%, propose une modélisation de la contrainte à rupture quasi statique de la forme :

$$\sigma_{rupture}(\theta) = \frac{\sigma_L}{\sigma_L \sin^n(\theta) + \sigma_T \cos^n(\theta)}$$

où $\sigma_{rupture}(\theta)$: contrainte à rupture à l'angle θ

σ_L : contrainte à rupture longitudinale

σ_T : contrainte à rupture transversale

θ : angle de sollicitation par rapport à la direction des fibres

n : constante entre 1,5 et 2 suivant l'essence sollicitée

Il n'est jamais fait allusion à la porosité du matériau bois et donc à la compressibilité en tant que capacité à perdre du volume lors des essais de traction.

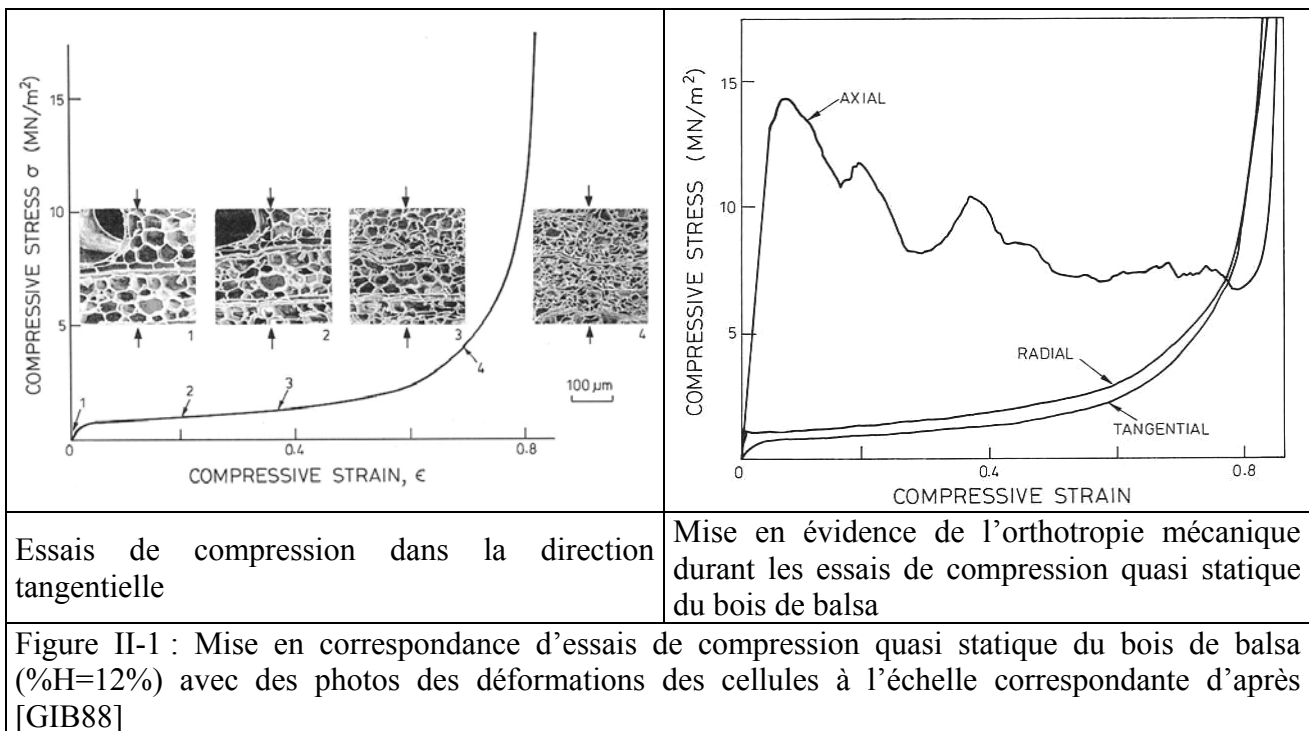
1.2.2. Les essais de compression

La littérature sur les essais de compression est abondante. Evidemment, elle l'est beaucoup moins à grande vitesse de déformation.

Pour des raisons expérimentales, les études statiques balayent un champ de variables plus importantes tandis que les études dynamiques se concentrent plus sur la détermination et la comparaison de certaines grandeurs avec les essais quasi statiques avec des variables dites

classiques. Nous commencerons par étudier les résultats des essais de compression quasi statique car les essais dynamiques font souvent référence aux premiers.

Du point de vue mésoscopique mais aussi à l'échelle cellulaire, la compression a un effet différent suivant les directions d'orthotropie (Fig. II-1). La compression tangentielle amène dans un premier temps une déformation élastique et non élastique uniforme par flexion de l'ensemble des parois des cellules, contrairement à la compression radiale. Dans certaines essences telles que le douglas, la différence bois d'été/bois de printemps, peu amener le bois d'été à jouer un rôle de renforcement de la structure. [REI01a] confirme ces différences de déformations à l'échelle supérieure.



Beaucoup d'auteurs ([GAU80], [OUD92], [UHM96], [KRE96], [BAR01], ...) étudient l'influence de plusieurs facteurs (généralement deux) en même temps. Les facteurs d'influence étudiés étant généralement différents d'un auteur à l'autre, il nous est difficile de synthétiser l'ensemble de ces études d'une autre manière qu'en commentant l'influence de chaque facteur indépendamment. Mais il faut garder à l'esprit que les interactions entre les facteurs sont une réalité bien tangible.

A petite vitesse de déformation, il existe quelques études de chargement cyclique pourtant préconisées par [GAU80] afin de déterminer la limite élastique mais aussi la part d'élasticité vis-à-vis de la part non élastique. Grâce à ces essais, il est très clair que le matériau bois a un comportement très différent d'un comportement élasto-plastique classique surtout à teneur en eau supérieure au point de saturation des fibres et d'autant plus si la température est élevée. En effet, sur les cycles, quasiment toute la déformation est élastique au-delà de la contrainte de limite élastique linéaire qui se situe au premier coude de la courbe (Fig. II-2). Après inspection au microscope électronique, [DWI98] n'observe pas de dommages sur les parois cellulaires, il suggère donc que l'irréversibilité des déformations provienne d'un réarrangement structural de la matière à l'intérieur des parois cellulaires. [UHM96] confirme aussi bien l'étude macro que microscopique.

De part sa nature cellulaire, le bois est un matériau anisotrope qu'il est possible de considérer comme orthotrope localement dans les directions longitudinale, radiale et tangentielle [FRA92] et [FRA93]. En regardant le rapport d'anisotropie entre ces trois directions, certains auteurs ont considéré le bois comme un matériau principalement anisotrope dans la direction longitudinale et isotrope dans le plan transverse d'après [ADA98] et [GIB88]. Ces anisotropies ne sont ni constantes

ni identiques mais diminuent lorsque la teneur en eau augmente [OUD92]. Après le point de saturation des fibres, l'influence de ce facteur est quasi nulle [KOL84]. Enfin, les anisotropies ne sont pas identiques entre les essences de résineux et celles feuillues. Ce qui pourrait mettre en péril notre étude sur le hêtre vis à vis du problème industriel du déroulage du douglas mais cette dernière essence est bien trop compliquée à modéliser au premier abord.

Nous retrouvons les mêmes influences de la teneur en eau ([KOL84], [BEN88], [KRE96], [REN96b], [BEA96] et [UHM96]) (Fig.II-3) et de la densité ([GIB88], [FRA92] et [FRA93]) que celles décrites pour les essais de traction. A ceci près que [KOL84], [FRA92] et [FRA93] mesurent la très faible influence de la teneur en eau sur les caractéristiques des courbes de compression après le point de saturation des fibres (Fig. II-4). Nous retrouvons aussi l'interaction déjà décrite entre densité et teneur en eau inférieure au point de saturation des fibres (Fig. II-5).

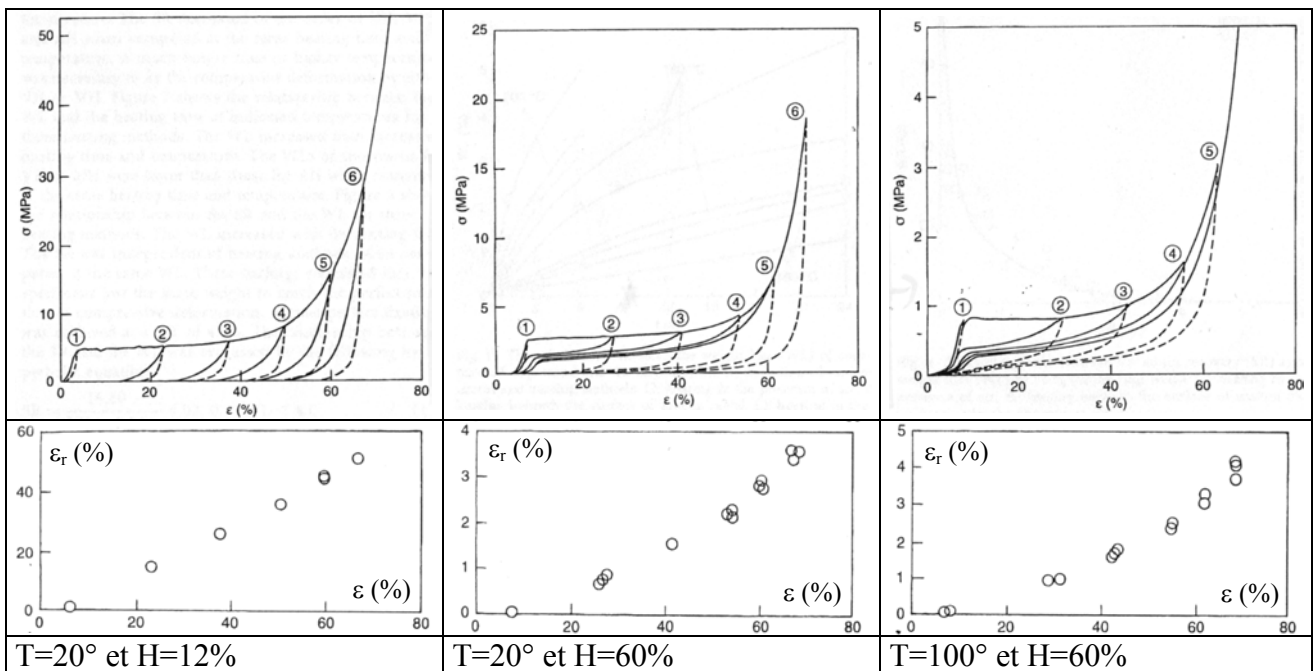


Figure II-2 : évolution de la contrainte de compression radiale cyclique avec l'incrément de déformation du bois de Sugi japonais en fonction de la déformation ainsi que l'évolution de la déformation résiduelle ϵ_r d'un cycle en fonction de la déformation maximale de ce cycle à différentes teneurs en eau et températures d'après [DWI98]

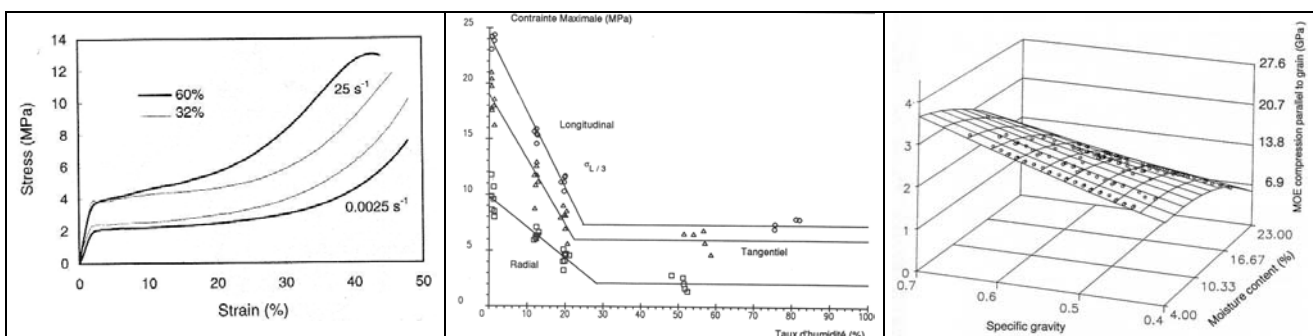


Figure II-3 : Evolution de la contrainte de compression radiale du bois d'épicéa en fonction de la déformation à différentes teneurs en eau et différentes vitesses de déformation d'après [UHM96]

Figure II-4 : évolution de la contrainte de limite élastique dans les trois directions principales d'orthotropie en fonction de la teneur en eau pour le bois de pin maritime d'après [FRA92] et [FRA93]

Figure II-5 : Influence de la densité sur le module d'élasticité linéaire en fonction de la teneur en eau d'après [KRE96]

L'influence de la température est incontestée par l'ensemble des auteurs. Globalement, le matériau bois est moins résistant lorsque la température augmente. Malheureusement, les auteurs ne sont pas d'accord sur l'évolution des valeurs caractéristiques des résultats avec la température : [BAR01] trouve une chute importante des propriétés mécaniques du bois vert autour de 50°C avec une décroissance non linéaire (confirmée par [KOL84] et [BEA96]) tandis que d'autres ([FRA92], [FRA93]) trouvent une décroissance linéaire avec la température.

[UHM96] a constaté que la vitesse de déformation intermédiaire, (inférieure à 100 s⁻¹ tandis que les vitesses quasi statiques seraient inférieures à 1s⁻¹ au sens de [ADA98]) commençait déjà à influencer sur le comportement. En couplant cette étude avec une variation de la teneur en eau, il en a déduit que la vitesse de déformation ainsi que la température avaient une influence certaine sur les contraintes (en particulier la contrainte de limite élastique linéaire et que l'eau libre augmentait l'énergie nécessaire à la déformation et risquait de jouer un grand rôle à grande vitesse de déformation (Fig. II-3). Il est regrettable que l'auteur n'ait pas étudié aussi les déformations.

Désormais, nous allons nous attacher à décrire les résultats à grandes vitesses de déformation des différentes études. Tous les résultats obtenus sont mis en rapport avec les résultats statiques. Ainsi l'étude de l'influence de la vitesse de déformation peut se résumer actuellement à trouver le lien entre les grandeurs mécaniques à grande vitesse de déformation et ces mêmes grandeurs quasi statiques ([REI97],[ADA98] et [VUR03]).

La plupart des études portent sur le comportement du matériau bois à teneur en eau inférieure au point de saturation des fibres pour le bois de peuplier avec des vitesses de déformation ne dépassant pas 10³ s⁻¹ car elles ont pour but de simuler le crash de conteneur en bois qui sert alors d'absorbeur d'énergie afin de protéger un second conteneur rempli d'uranium. Seul [REN96a] et [REN96b] effectue une étude à grande vitesse de déformation du matériau bois saturé mais il développe une modélisation en petites déformations.

De part la technologie utilisée (pilon ou barre d'Hopkinson), il n'est possible d'obtenir que des chargements monotones pouvant aller jusqu'à la densification du matériau bois. Parfois, l'énergie du pilon est trop faible et la partie mobile du pilon s'arrête [ADA98], ce qui amène à des essais à vitesse de déformation non constante.

Lors des essais dynamiques, il sera nécessaire de faire la différence entre la contrainte pic se trouvant en bout de la partie linéaire et contrainte du plateau car la vitesse de déformation a tendance à favoriser les déformations hétérogènes [ADA98]. Apparemment, lors de la seule étude dynamique sur du bois saturé ce genre de pic, ne se produit pas.

L'influence du fluide libre ainsi que la nature de ce dernier sont incontestables aussi bien sur le module élastique dans le cadre d'une élasticité linéaire que sur les contraintes de limite élastique et à rupture (Tab. II-1). Lors des compressions dynamiques, les spécimens saturés sont parfois plus rigides que les spécimens secs. Ils peuvent supporter de plus grandes contraintes à rupture et ont une contrainte de limite élastique plus élevée. L'auteur explique que la chute des caractéristiques mécaniques des parois est compensée par la difficulté qu'a l'eau libre (ou du liquide libre) à se déplacer de cavité en cavité par les pores des cellules. Le matériau réagit donc différemment aux vitesses de sollicitation suivant le liquide libre dans ces cavités. L'auteur remarque par ailleurs que l'endommagement microscopique des éprouvettes est similaire quelle que soit la vitesse de déformation.

A	Quasi statique	Dynamique	Quasi statique	Dynamique		C	Quasi statique	Dynamique	Quasi statique	Dynamique	
	sec	sec	Saturé d'eau	Saturé d'eau	Saturé de glycerol		sec	sec	Saturé d'eau	Saturé d'eau	Saturé de glycerol
L	5670	6350	2620	4670	6220	L	65.1	107	20.3	88	98
R	1260	958	470	1740		R	7.3	32	2.7	17	
T	780	670	270	1590		T	5.7	31	2.3	17	
B	Quasi statique	Dynamique	Quasi statique	Dynamique		D	Quasi statique	Dynamique	Quasi statique	Dynamique	
	sec	sec	Saturé d'eau	Saturé d'eau	Saturé de glycerol		sec	sec	Saturé d'eau	Saturé d'eau	Saturé de glycerol
L	0.3	0.69	0.4	0.34	0.61	L	12.6	44	8.4	16	38
R	0.2	1.75	0.3			R	2.2	15	1.2	7	
T	0.4	1.49	0.5			T	2.6	10	1.1	6	
A=Module d'élasticité linéaire (MPa)			B=déformation limite d'élasticité linéaire (%)			C=Contrainte à rupture (MPa)			D=Contrainte limite élastique (MPa)		

Tableau II-1 : Comparaison de différentes caractéristiques de compression statique et dynamique (réalisée avec des barres d'Hopkinson) du bois de bouleau à différentes teneurs en eau ou glycérol d'après [REN96a] et [REN96b] (résultat confirmé pour la même essence de bois et d'autres pour la teneur en eau faible (9%) par [BUC00])

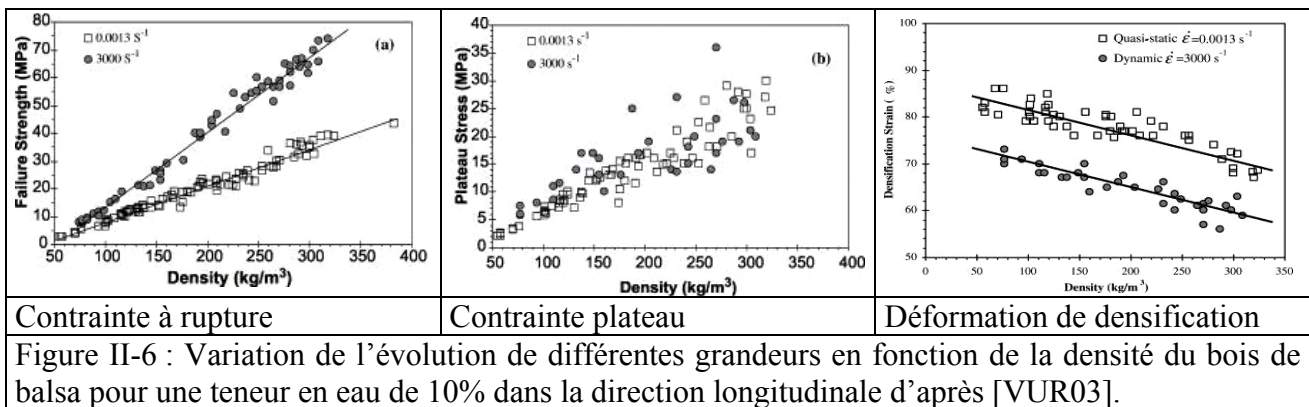
Malheureusement, la majeure partie de l'étude porte sur la première partie linéaire des courbes. Ce qui aboutit forcément à un modèle en petite déformation uniquement sur les modules élastiques. De plus, il est fort dommage de ne pas avoir réalisé des essais avec différents fluides dans les trois directions. Enfin, les mesures de déformation comme celles de contraintes ne sont pas exploitées et l'absence de mesures de déformation dans les directions radiales et tangentielles nous laisse douter sur le nombre d'essais réalisés.

Seuls [ADA98] et [VUR03] ont étudié l'influence de la densité à grande vitesse de déformation et la teneur en eau de ces études était bien inférieure au point de saturation de fibres. On retrouve l'influence de la densité sur les caractéristiques de l'essai de compression mais son influence peut varier par rapport à celle en quasi statique (Fig. II-6) : dans la direction longitudinale, la contrainte du plateau n'est quasiment pas affectée par la vitesse de déformation (confirmé par [ADA98]) tandis que la contrainte à rupture est très sensible (plus 50 à 130% par rapport à la contrainte quasi statique). La déformation de densification diminue avec la vitesse de déformation [VUR03].

Il est regrettable que [VUR03] ne se soit pas plus intéressé aux directions transverses et ne donne aucun résultat similaire à ceux dans la direction longitudinale. De plus nous ne savons pas si cet effet se cumule avec celui de la teneur en eau car cela n'a jamais été étudié.

L'anisotropie évolue avec la vitesse de déformation mais les études ne sont que partielles et à des teneurs en eau en-dessous du point de saturation des fibres. [REI97] s'est limité à la contrainte pic jusqu'à 8000 s^{-1} pour les directions longitudinale et transverse tandis que [ADA98] s'intéresse aux caractéristiques de l'ensemble de la courbe de compression (contraintes, déformations et pentes) mais s'est limité à des vitesses de 350 s^{-1} . Ce qui limite grandement notre intérêt pour son étude en rapport avec les vitesses de déformation du procédé. La décharge montre une déformation résiduelle plus importante qu'en quasi statique dans toutes les directions d'orthotropie (longitudinale et transverse) [BRA97].

Enfin, [FRA92] (et [FRA93]) remarque que le comportement du bois semble devenir constant au-delà d'une vitesse de déformation de 850 s^{-1} .



Le nombre d'études sur le comportement du matériau bois compression a amené bien des auteurs à proposer des modélisations que nous classerons en deux familles : la modélisation de l'influence d'un facteur sur une ou plusieurs caractéristiques des courbes de compression et la proposition d'une modélisation complète ou partielle du comportement à partir de cet essai.

Nous ne ferons qu'un rapide balayage du premier type pour nous focaliser un peu plus sur le second. Nous invitons le lecteur à se reporter à l'annexe B pour consulter plus en détails les différentes modélisations du premier type.

Comme pour l'essai de traction, [BEN88] propose la même formulation de la contrainte à rupture en compression en fonction de l'orientation des fibres et pour les mêmes conditions.

Ce même auteur propose une modélisation de la contrainte à rupture en fonction de la teneur en eau de type additif avec un terme exponentiel en partant du point de saturation des fibres comme référence. [REN96a], [FRA92] et [FRA93] proposent une modélisation multiplicative avec un terme linéaire sensible à la teneur en eau dont le référentiel est 12%, soit la teneur moyenne en eau du matériau bois laissé à l'air libre.

Comme un grand nombre de données bibliographiques, [GUI87] propose que des modélisations sensibles à la densité soient proportionnelles en puissance proche de 1,5 pour les feuillus (et linéaires pour les résineux) pour modéliser les différentes caractéristiques décrivant l'élasticité linéaire (modules et coefficients de Poisson) à partir d'un bois de référence appelé résineux ou feuillu standard en ne connaissant que la densité à 12% de teneur en eau.

[BEA96] propose une proportionnalité du module d'élasticité linéaire radial et de la contrainte limite élastique de la même direction d'orthotropie en fonction de l'infra densité (Volume humide rapporté au poids anhydre) pour des essences de bois exotiques saturés :

$$\begin{cases} E_R = \alpha \cdot ID \\ \sigma_{yR} = \beta \cdot ID^{1,5} \end{cases}$$

Où E_R : module d'élasticité linéaire radial
 σ_{yR} : contrainte limite élastique radiale
 ID : infra densité
 α et β : constantes

Ce dernier auteur, ayant fait varier les deux caractéristiques de son étude suivant la température, propose d'utiliser une formulation tangentielle hyperbolique en fonction de la température. A sa suite, [BAR01] va généraliser cette formulation pour les trois directions d'orthotropie.

Enfin, [ADA98] exprime la sensibilité à la vitesse de déformation de beaucoup de paramètres des courbes de compression, par des modélisations linéaires. Rappelons que les vitesses de déformation de ses études ne dépassent pas 350 s^{-1} pour des bois dont la teneur en eau est de 10%. Nous ne donnerons ici que quelques exemples de ces formulations :

$$\sigma_{plateauL}(\dot{\epsilon}_O) = \sigma_{plateauL}^{statique}$$

Où $\dot{\epsilon}_O$: vitesse de déformation de l'essai

$$\sigma_{plastiqueTransverse}(\dot{\epsilon}_O) = \sigma_{picTransverse}^{statique} (1 + 0,003 \cdot \dot{\epsilon}_O)$$

$$E_{PlastiqueTransverse}(\dot{\epsilon}_O) = E_{PlastiqueTransverse}^{statique} (1 + 0,005 \cdot \dot{\epsilon}_O)$$

Ce même auteur propose alors de considérer le matériau bois comme un matériau homogène orthotrope caractérisé par une isotropie transverse élasto-plastique poreuse dans le cadre de la plasticité standard avec une hypothèse supplémentaire forte qui consiste à découpler le comportement dans chaque direction d'orthotropie. Cette hypothèse provient d'un prolongement des études de compression combinée de [FRA92] et [FRA93] dont nous parlerons plus loin.

En généralisant le cas précédent, l'ensemble des auteurs proposant une vision globale à partir des essais de compression simple se place dans le cas de la plasticité standard avec une orthotropie singulière de la direction longitudinale menant à une isotropie transverse : [REI97] propose une modélisation à grande vitesse de déformation mais toujours bien en dessous du point de saturation des fibres, qui serait indépendante de la vitesse de déformation mais surtout dont le comportement serait parfaitement rigide, parfaitement plastique et parfaitement compactable en plus des conditions précédemment citées. Malheureusement cette modélisation n'apparaît cohérente que pour la direction transverse.

[REI01a] qui travaille sur la compression quasi statique de matériau bois d'essence d'épicéa à une teneur en eau de 12%, propose un critère de rupture de Tsai. Tandis que [YOS97a] propose de modéliser la partie non élastique du comportement du matériau bois par une loi de Ludwick ou Voce-Palm.

$$\text{Voce-Palm : } \sigma = F - (F - Y) \exp(-q \cdot \epsilon^p)$$

Où Y : contrainte de limite élastique initiale

$$\text{ou Ludwik : } \sigma = Y + a(\epsilon^p)^m$$

ϵ^p : déformation non élastique du matériau

F, q, a et m : caractéristiques du matériau

Nous noterons enfin que [TAB00] dans sa tentative de modélisation par éléments finis du comportement du matériau bois en compression radiale ou longitudinale, utilise aussi une loi de contrainte d'écoulement modifiée cette fois-ci pour tenir compte de la vitesse de déformation.

1.2.3. Les essais de cisaillement

Nous n'avons pas trouvé de publication portant sur des essais de cisaillement à haute vitesse de déformation.

En effet, au regard de la bibliographie des divers essais de cisaillement à haute vitesse de déformation dans les métaux d'après [DEL93], il apparaît délicat de réaliser ce type d'essais dans le bois à cause de l'imprécision de réalisation des éprouvettes en bois saturé (finesse de paroi de 0,3 mm, coaxialité de 0,01 mm demandée...). Néanmoins, la littérature est abondante en ce qui concerne les essais quasi statiques. Ceci est dû à la grande diversité des essais possibles afin d'obtenir les grandeurs techniques nécessaires à une détermination des modélisations globales.

L'ensemble des auteurs détermine des courbes de contraintes en fonction de la déformation avec des chargements monotones. Ces courbes comprennent une partie linéaire au départ se terminant par une rupture après une partie non linéaire [JOH96]. Certains auteurs ne vont pas jusque là et publient directement les courbes brutes d'acquisition surtout lors de l'utilisation des essais de torsion ([KOR84]).

Les résultats en torsion de section carrée de [YOS96], montrent très bien la faible anisotropie transverse.

Malgré un essai de cisaillement amenant énormément d'incertitudes, il est tout de même possible d'affirmer qu'en dessous du point de saturation des fibres, la teneur en eau fait diminuer la contrainte limite de cisaillement quelle que soit la densité spécifique du matériau bois [KRE96]. Pour ce qui est de l'influence de la densité, [KOL84] obtient une diminution quasiment linéaire de la contrainte de cisaillement à rupture dans le plan radial lorsque la densité augmente. De plus, [LAW81] qui travaille par torsion de section circulaire avec différentes essences saturées de glycérine, trouve que les bois à forte densité (dont l'essence de hêtre fait partie) peuvent avoir une contrainte de cisaillement à rupture 2,4 fois plus importante que des essences à faible densité. Quelle que soit la méthode utilisée, l'ensemble des auteurs ayant réalisé des essais de cisaillement est d'accord pour décrire un adoucissement systématique des modules d'élasticité linéaire de cisaillement ainsi que des contraintes limites élastiques et à rupture avec une augmentation des déformations s'y rattachant lors de la réalisation des essais à des températures plus élevées. Ce qui est aussi l'effet constaté durant les essais de compression et de traction. Par contre, c'est sur la forme de l'évolution des caractéristiques que les auteurs divergent : on observe souvent un certain maintien des valeurs (surtout pour les essences à faible densité) entre 20 et 40°C avant une décroissance plus ou moins rapide suivant l'essence et la teneur en eau. Cette décroissance est d'autant plus rapide que le bois est dense ([LAW81] et [BEA96]) . Mais après 70°C, [BEA96] observe un tassement aussi bien des contraintes à rupture que des modules d'élasticité linéaire de cisaillement. Tandis que les autres auteurs n'observent pas ce phénomène à haute température ([LAW81], [SUZ82], [KOR84] et [JOH96]).

De même que pour les essais de traction, les modélisations des courbes de cisaillements sont rares : [BEA96] réutilise la forme en tangente hyperbolique afin de décrire l'évolution du module d'élasticité linéaire de cisaillement et la contrainte de cisaillement à rupture en fonction de la température.

Dans ses différents articles [YOS93], [YOS95a], [YOS95b] et [YOS97b], l'auteur propose une modélisation du déplacement des points de l'éprouvette de section rectangulaire soumise à la torsion par une somme infinie de fonctions transcendentes traduisant le gauchissement; il en découle alors des déplacements et des contraintes de la même forme hyperbolique sommée infiniment.

[YOS96] modélise la variation des modules d'élasticité linéaire de cisaillement en fonction de l'orientation des fibres du matériau bois par rapport à la géométrie de la pièce par une modélisation ressemblant fortement à celle de [BEN88] en traction avec une puissance de 2. Notons que cet auteur considère encore que le matériau bois est orthotrope avec une isotropie transverse et propose aussi d'utiliser comme critère de limite élastique la forme de Hill plutôt que celle de Jenkin qui est le critère de la contrainte maximum (Fig.II-7).

$$\frac{\tau_{LT}^2}{S_{LT}^2} + \frac{\tau_{LR}^2}{S_{LR}^2} + \frac{\tau_{RT}^2}{S_{RT}^2} = 1$$

où τ_{ij} : contrainte de cisaillement actuelle
 S_{ij} : contrainte de cisaillement à la limite élastique

1.3. Les essais mécaniques combinés

Il est, technologiquement, possible de combiner des sollicitations. C'est ce qu'ont fait [FRA92], [JOH99], [YAM99] et [DEM04]. Le premier auteur combina plusieurs compressions tandis que les autres se sont intéressés à l'action combinée du cisaillement avec la compression. Malheureusement aucun auteur n'a réalisé d'étude dynamique.

1.3.1. Les essais de compressions combinées

Outre les tests de compression simple, [FRA92] réalise des tests de compression combinant soit 2 ou 3 compressions suivant les directions d'orthotropie mais à des teneurs en eau de 12 et 20% et pour deux essences : le peuplier et le pin maritime.

Nous retrouvons encore beaucoup de points communs avec les autres modélisations : l'auteur se place dans le cadre de la plasticité standard et envisage une élasticité linéaire. En ne tenant compte que des essais unidirectionnels et bidirectionnels, l'auteur propose une formulation du critère de limite élastique de forme Tsai-Wu dont la surface de charge diminue à mesure que la teneur en eau augmente (en dessous du point de saturation des fibres). Ne s'intéressant qu'à l'espace des compressions, [FRA92] a posé comme hypothèse la symétrie de comportement du matériau bois en traction et compression. Ce qui lui permet de simplifier l'expression du critère de Tsai-Wu à tord.

En tenant compte des essais tridimensionnels, l'auteur propose de modéliser la fonction seuil par des plans perpendiculaires aux directions d'orthotropie (Fig.II-8) mais de ce fait il ne fait que reformuler le critère de Jenkins des contraintes maximales. Cela implique l'hypothèse de considérer que les directions d'orthotropie ont des contraintes mécaniques découplées malgré quelques problèmes à l'intersection des plans (Fig.II-9).

$$(\sigma_{11}-X)(\sigma_{22}-Y)(\sigma_{33}-Z)=0$$

où σ_{ii} : contrainte dans la direction d'orthotropie i

X, Y, Z : contrainte de limite élastique de compression simple.

<p>$(\vec{X}, \vec{Y}, \vec{Z})$ repère lié à la géométrie de la pièce ——— critère de limite élastique de Hill</p>	<p>➔ Direction de l'écoulement Plastique.</p> <p>○ Incohérence du critère proposé par [FRA92]</p>	
<p>Figure II-7 : diagramme des contraintes limites élastiques pour l'essence de bois de Konara (Chêne japonais) à une teneur en eau de 65% et à température ambiante d'après [YOS96]</p>	<p>Figure II-8 : représentation du critère de limite élastique proposé pour l'essence de peuplier d'après [FRA92]</p>	<p>Figure II-9 : Mise en évidence de certaines incohérences du critère de limite élastique proposé</p>

Des doutes sont permis sur la précision des résultats car l'auteur utilise des jauges de déformation collées sur un matériau. Le collage correct de ce type de capteur sur un matériau poreux et rempli d'eau est sujet à forte discussion surtout lorsqu'on connaît les précautions préconisées par les

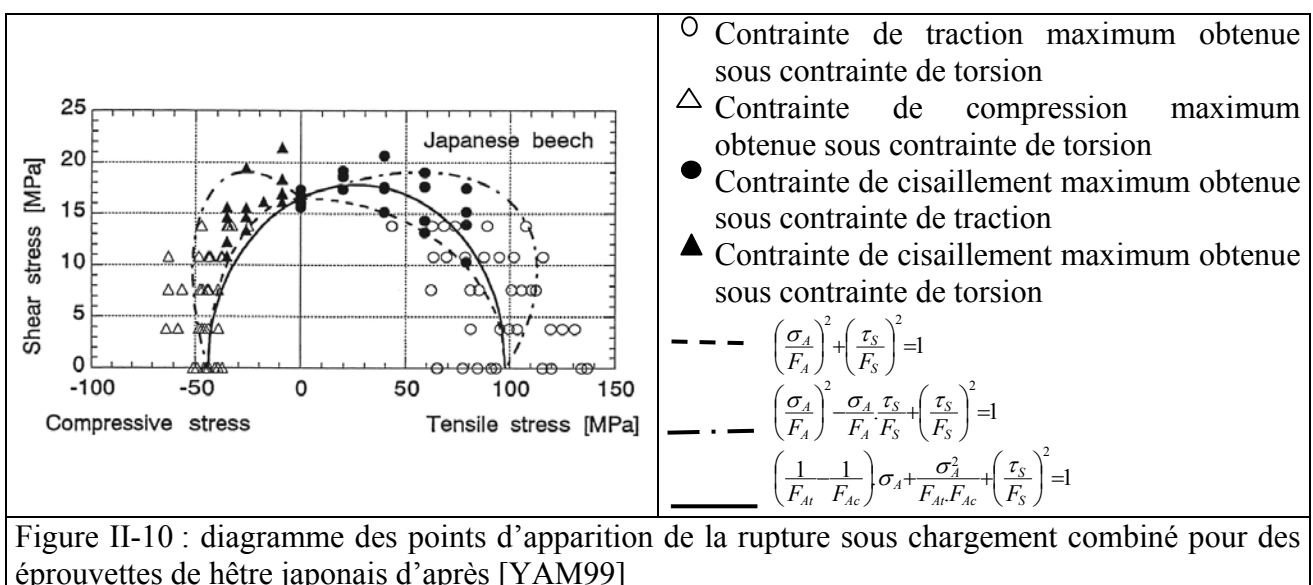
constructeurs pour réaliser des collages sur des matériaux plus conventionnels comme l'acier (communications personnelles avec le responsable technique de VISHAY MEASUREMENTS Nord). De plus, la hauteur de 5 mm des éprouvettes pose le problème de la prise en compte de la composition cellulaire du matériau bois face à sa modélisation comme matériau homogène.

1.3.2. Les essais combinés de traction ou compression avec des essais de cisaillement

[DEM04] a expérimenté une combinaison de compression et de cisaillement (jusqu'à 46% soit 35°) suivi 2 heures plus tard d'une nouvelle compression sur un bois d'essence inconnue mais saturé. Ses observations sont très intéressantes : durant la compression pure ou combinée avec du cisaillement faible, les parois de cellule se déforment indépendamment de l'organisation ou de l'épaisseur des cellules tandis que les coins des parois se déforment durant la compression combinée avec un fort cisaillement. Ce qui augure un comportement à l'échelle supérieure différent et tendrait à invalider l'idée de pouvoir caractériser ce matériau complexe par de simples essais de type traction, compression ou cisaillement pure. Par contre, le deuxième chargement de la même éprouvette par compression pure amène les mêmes déformations que lors du premier cycle et ce qu'elles que soient les sollicitations précédentes. L'auteur en déduit donc que les déformations observées au niveau des parois sont des endommagements permanents dans les parois des cellules.

[JOH99] étudiant les effets de la compression combinée à un cisaillement par torsion sur des éprouvettes d'épicéa saturées d'eau de section circulaire de diamètre 16 mm et de même longueur, met en évidence l'adoucissement thermique. Grâce à une analyse au microscope, il montre aussi que la fissuration ne détruit plus les cellules du matériau bois à haute température mais les sépare les unes des autres.

Tandis que l'auteur précédent se limitait à un essai de torsion sous pression constante unique, [YAM99] a effectué l'ensemble des essais possibles entre l'essai de torsion et les essais de traction ou de compression avec des incréments de 20% par rapport à la rupture de l'essai simple avec différentes essences de bois dont du hêtre japonais (*Fagus crenata*) mais à des teneurs en eau comprises entre 9 et 12%. L'auteur montre que, sous une contrainte initiale constante et faible, la contrainte limite à rupture de l'essai est plus importante que la contrainte limite à rupture de l'essai simple (sans contrainte initiale). De plus, le critère de Hill apparaît correspondre le mieux à chaque essai combiné individuellement mais c'est le critère de Tsai-Wu qui correspond le mieux à l'ensemble des essais (Fig. II-10).



1.4. Les modélisations globales

1.4.1. Les hypothèses communément admises

Quels que soient les auteurs et leur domaine d'étude, il est admis que le matériau bois montre une orthotropie qui est plus prononcée dans le sens longitudinal que dans le sens transverse aux fibres. Ce qui a amené certains auteurs ([KOR84], [REI97], [BRA97], [ADA98] et [BUC00]) à considérer le matériau bois comme un matériau isotrope dans sa coupe transversale.

Certains auteurs comme [OUD92], [ADA98] et [VUR03], ont considéré le matériau bois comme un matériau poreux. Cette hypothèse est réalisée lors des essais de compression statique ou dynamique et amène souvent les auteurs à utiliser des modélisations tenant compte d'un plateau de contrainte et du compactage (comme [REI97] : la modélisation envisage une forte augmentation des contraintes de compression aux fortes déformations). Par contre, il est surprenant que cette considération de porosité n'ait pas amené les auteurs à se poser la question de la conservation de volume dudit matériau.

L'ensemble des auteurs modélisent le matériau bois par une partie élastique linéaire ([GUI87], [GIB88], [KOL84], [THI88], [GIL72], [HOL98b], [HOL99] et [HOL00] surtout en hypothèse des petites perturbations) et une plasticité standard qui pourrait être remise en question à l'analyse des cycles décrits par [DWI98] surtout au-delà du point de saturation des fibres pour les vitesses de déformation faible. Tandis qu'à grande vitesse de déformation, le doute reste permis d'après [BRA97]. En tout cas l'effet de la durée de sollicitation sur le comportement du matériau bois est incontestable.

1.4.2. Les modélisations du comportement global

Sur les trois auteurs qui ont réalisé les trois types d'essai, seul [GAU80] a proposé une modélisation.

L'auteur propose de modéliser le comportement du matériau bois par une élasticité linéaire suivie d'une plasticité standard avec le critère de limite élastique de Tsai qui tient compte de l'effet Bauschinger (dissymétrie du comportement mécanique entre la compression et la traction d'après [WAT76]). Cette forme de critère paraît un peu mieux adaptée que la forme encore plus réduite de Hoffman pour laquelle le nombre d'essais nécessaire à la détermination de ses constantes est plus faible, car la courbe fournie par ce critère est généralement en dessous des points expérimentaux et $P+Q+R \neq 0$.

$$F_1 \cdot \sigma_{rr} + F_2 \cdot \sigma_{tt} + F_3 \cdot \sigma_{ll} + F_{11} \cdot \sigma_{rr}^2 + F_{22} \cdot \sigma_{tt}^2 + F_{33} \cdot \sigma_{ll}^2 \quad \text{où } \sigma_{ij} : \text{contraintes exprimées dans le repère}$$
$$+ 2 \cdot F_{12} \cdot \sigma_{rr} \cdot \sigma_{tt} + 2 \cdot F_{23} \cdot \sigma_{tt} \cdot \sigma_{ll} + 2 \cdot F_{31} \cdot \sigma_{ll} \cdot \sigma_{rr} \quad \text{d'orthotropie}$$
$$+ F_{44} \cdot \sigma_{ll}^2 + F_{55} \cdot \sigma_{lr}^2 + F_{66} \cdot \sigma_{rt}^2 = 1 \quad F_{ij} : \text{constantes à déterminer expérimentalement}$$

Hoffman :

$$F \cdot (\sigma_{tt} - \sigma_{ll})^2 + G \cdot (\sigma_{ll} - \sigma_{rr})^2 + H \cdot (\sigma_{rr} - \sigma_{tt})^2 + 2 \cdot L \cdot \sigma_{ll}^2 + 2 \cdot M \cdot \sigma_{lr}^2 + 2 \cdot N \cdot \sigma_{rt}^2 + P \cdot \sigma_r + Q \cdot \sigma_t + R \cdot \sigma_l = 1$$

1.5. Conclusion

Il est regrettable de constater le manque d'études réalisées sur le matériau bois surtout en traction et cisaillement. De plus, la technologie de ces deux types d'essais ne permet pas actuellement d'obtenir des résultats convenables à grande vitesse de déformation. Pour l'essai de compression, une littérature plus conséquente existe mais elle ne traite quasiment exclusivement que des essais à

faible vitesse de déformation. Il est possible de réitérer les mêmes remarques en parlant des études sur le matériau bois saturé.

Ainsi, comme le procédé de déroulage est mis en œuvre sur du matériau bois saturé et sollicité à grande vitesse, même la littérature à propos des moyens d'obtention des caractéristiques mécaniques est insuffisante.

Néanmoins et quel que soit le type d'essai, il est très regrettable de ne pas trouver une littérature plus fournie sur des essais cycliques car ces derniers permettent de déterminer sans ambiguïté le début de la partie non élastique du comportement.

Il est possible de noter l'influence certaine de la densité, bien que ce paramètre global seul ne soit pas toujours suffisant, et de l'orthotropie structurelle du matériau bois sur son comportement. La température est aussi un facteur primordial et fait chuter les caractéristiques mécaniques du matériau bois de manière non linéaire pour certains auteurs. La vitesse de déformation couplée à la teneur en fluide (dont la nature est importante) agissent aussi de manière certaine et cruciale sur le comportement du matériau bois. Enfin, les comportements en traction et en compression sont bien différents.

Ainsi nous avons décidé de réaliser trois types d'essais : traction, compression et cisaillement simples dans les trois directions d'orthotropie afin d'intégrer à la fois l'orthotropie du matériau, mais aussi l'effet Bauschinger. Nous avons aussi décidé de ne pas nous limiter à des chargements monotones afin de bien appréhender l'ensemble des phénomènes physiques qui pourraient intervenir lors de ces essais sur un matériau bois saturé en eau afin de coller au plus près des conditions du procédé de déroulage. Malheureusement, cette décision ainsi que les possibilités techniques actuellement limitées nous ont contraint à travailler dans des plages de vitesse de déformation bien loin de celle du procédé. Enfin, la prise en compte de la compressibilité du matériau bois amène certains désagréments quant à l'expression des résultats.

2. La campagne d'essais réalisée

Nous commencerons ce chapitre par décrire les grandeurs que nous mesurerons, puis viendra une discussion sur des problèmes plus pragmatiques tels que l'extraction des éprouvettes, pour en arriver à la description des essais et à leur analyse.

2.1. Les grandeurs mesurées : définition des déformations, vitesses de déformation et contraintes utilisées

Dans ce chapitre, nous ne souhaitons pas faire un résumé de la thermomécanique des milieux continus en grandes transformations. Cela est déjà très bien développé dans [COI97] et [TOU95a], [TOU95b], [TOU95c] et [TOU95d]. Mais il nous a semblé important de mettre en lumière certaines notions qui font souvent défaut dans la littérature étudiée.

Il existe plusieurs définitions pour les déformations, soit dans la configuration lagrangienne soit dans celle eulérienne [SOU96]. Afin d'éviter tout problème d'objectivité dans l'expression d'une loi de comportement pour le matériau bois qui est orthotrope, nous avons décidé de nous placer dans la configuration lagrangienne et d'exprimer nos déformations sous la forme classique de Cauchy soit $m=1/2$ ou de Green-Lagrange soit $m=1$ au sens de [SOU96]. Ce faisant, la description choisie impose la définition des vitesses de déformations.

Le matériau bois est constitué de cellules, il est donc poreux et de plus compressible d'après [THI88] entre autres. Il n'est alors pas possible de calculer le tenseur des contraintes de Cauchy (description purement eulérienne) à partir du tenseur des contraintes de Piola-Lagrange ([COI97] et [TOU95b]) sans connaître la variation de volume. Cette dernière nécessite de connaître les déformations dans les trois directions, ce qui est extrêmement délicat expérimentalement. Nous avons donc là encore une raison de choisir la description lagrangienne. Et nous exprimerons les contraintes avec le tenseur des contraintes de Piola-Lagrange à cheval sur les deux configurations pour des raisons de facilités expérimentales malgré un 2° tenseur de Piola-Kirchoff purement lagrangien.

Déformations lagrangiennes utilisées [SOU96] :

$$\begin{cases} \text{Si } m \neq 0 & \overline{\overline{E}}_m = \frac{\overline{\overline{C}} - \overline{\overline{I}}}{2.m} \\ \text{Si } m = 0 & \overline{\overline{E}}_m = \frac{1}{2} \text{Ln}(\overline{\overline{C}}) \end{cases}$$

Vitesse de déformation lagrangienne :

$$\frac{d\overline{\overline{E}}}{dt} = \frac{1}{2} \left(\frac{d\overline{\overline{F}}^T}{dt} \cdot \overline{\overline{F}} + \overline{\overline{F}}^T \cdot \frac{d\overline{\overline{F}}}{dt} \right)$$

1° tenseur de Piola-Kirchoff ou tenseur de Piola-Lagrange $\overline{\overline{\Pi}}$:

$$\overrightarrow{dF} = \overline{\overline{\Pi}} \cdot \overrightarrow{n_0} \cdot dS_0$$

Où $\overline{\overline{F}}$: tenseur gradient de la transformation

$\overline{\overline{C}}$: tenseur des dilatations de Cauchy droit tel que $\overline{\overline{C}} = \overline{\overline{F}}^T \cdot \overline{\overline{F}}$

$\overline{\overline{I}}$: tenseur identité

\vec{n} : normale unitaire à une surface

dS : surface élémentaire

\overrightarrow{dF} : force élémentaire ($\overrightarrow{dF} = \overline{\overline{F}} \cdot \overrightarrow{dF_0}$)

l'indice 0 correspond à la configuration initiale lagrangienne

2° tenseur de Piola-Kirchoff :

$$\overrightarrow{dF_0} = \overline{\overline{S}} \cdot \overrightarrow{n_0} \cdot dS_0 \text{ et } \overline{\overline{\Pi}} = \overline{\overline{F}} \cdot \overline{\overline{S}}$$

2.2. La teneur en eau et l'extraction des éprouvettes dans le tronc d'arbre

Afin de se rapprocher au mieux des conditions du procédé industriel de déroulage, l'ensemble des essais a été réalisé avec des éprouvettes saturées en eau provenant d'une grume à l'état vert. Nous avons pris grand soin de toujours immerger ces éprouvettes durant leur stockage afin d'éviter un séchage qui aurait pu entraîner un passage en dessous du point de saturation des fibres et ainsi changer la rhéologie du matériau bois. De même, en amont du processus de test, nous avons débité au plus vite le tronc d'arbre afin de le stocker dans des cuves pleines d'eau.

Le bois pouvant être décrit dans un repère cylindrique à l'échelle mésoscopique, il serait normal que le volume élémentaire d'une éprouvette soit de forme adaptée à ce repère autour du point considéré soit $(dr, d\theta, dz)$ dans la base $(\vec{L}, \vec{R}, \vec{T})$. Or pour des raisons pratiques (moyens de réalisation de l'éprouvette, parallélisme des surfaces à mesurer, etc...), les éprouvettes prélevées sont souvent décrites dans un repère cartésien proche localement du repère cylindrique. Ainsi, la réalisation des éprouvettes amène des contraintes [GUI87] : pour réaliser une homogénéisation des propriétés mécaniques dans le plan transverse, il faut que la section de l'éprouvette contienne plusieurs cernes dont le rayon de courbure soit très grand devant la dimension tangentielle cartésienne. Il faudra donc être prudent quant à l'interprétation des résultats d'éprouvettes de petites sections transversales et/ou tirées d'arbres de petits diamètres ou d'une position trop proche de l'axe d'un arbre. L'auteur n'exprime pas de critère radial pour les essences de bois tropicaux ou poreux diffus (l'essence de hêtre en fait partie) dont le bois de printemps et d'été ne sont pas si différents (malgré de très gros rayon ligneux pour l'essence de hêtre). C'est donc un avantage d'utiliser ce type d'essence afin de diminuer les imprécisions sur les mesures. Par contre, [GUI87] ne définit pas de critère dans la direction longitudinale. En règle générale, ce sont plutôt les auteurs à forte culture « bois » qui abordent le problème de l'extraction des éprouvettes ([MOV85], [GUI87], [THI88], [BEA96], [REN97],...). Les autres ont sûrement considéré que la structure du matériau bois était parfaitement alignée suivant la géométrie de la pièce. Pourtant il peut y avoir de fortes implications sur les résultats escomptés. C'est pourquoi [GAU80] obtient la direction longitudinale de ses éprouvettes par fendage s'extrayant ainsi d'une incertitude sur la position angulaire des fibres par rapport à la géométrie de l'éprouvette.

Pour notre part nous avons suivi les conseils de [GUI87] en choisissant un tronc de hêtre dans les plus gros que les forestiers nous ont proposé (diamètre minimum de 0,5 m). Ce tronc était de belle constitution et était quasiment exempt de branches. Nous avons ensuite prélevé des disques à différentes hauteurs mais toujours loin des branches afin de réaliser les futurs essais de déroulage. Les tronçons restants ont été débités en suivant les indications de [GUI87] et la méthode de [GAU80]. Le sens longitudinal étant la direction de plus grande longueur, nous en avons déduit que la dimension minimum de la partie active de l'éprouvette devait être au minimum dix fois plus important que cette longueur soit 13,8 mm pour l'essence de hêtre (cette dimension permettant d'ailleurs d'avoir plusieurs cernes incluses dans l'éprouvette). C'est ce que confirme [BAR01] en exprimant la nécessité d'avoir un volume mini d'un centimètre cube pour des cellules dont la grandeur maximale serait de 1 mm.

2.3. Mise en place des essais

2.3.1. Choix de l'éprouvette et application de l'effort sur celle-ci

Dans ce paragraphe, nous discutons des différentes possibilités de transmission des efforts et des formes d'éprouvettes spécifiques associées afin de réaliser au mieux nos essais. Le lecteur pourra se référer à l'annexe B pour plus de détails et en particulier aux schémas des éprouvettes spécifiques.

Afin de réaliser des essais de **traction**, le pincement des éprouvettes n'est pas une solution adéquate dès que la teneur en eau du matériau bois avoisine ou dépasse le point de saturation des fibres. Dans la littérature, il existe deux grandes familles de géométrie d'éprouvettes qui utilisent des appuis positifs afin de solliciter les éprouvettes : la première consiste à réaliser des encoches rondes ou en forme de V sur deux faces opposées d'une éprouvette parallélépipédique. Cette solution est décrite par les normes américaines ATSM D 143-52 et française NF B 51-010 comme une solution permettant de réaliser des essais de traction uniquement dans le sens perpendiculaire aux fibres et pour des teneurs en eau inférieures au point de saturation des fibres. Ces restrictions peuvent se comprendre en terme de limitation des imprécisions dues au fléchissement des bras supportant les appuis positifs. Ce type d'application de l'effort ne nous paraît pas très satisfaisant si nous souhaitons réaliser des essais de traction dans les trois directions principales d'orthotropie. La deuxième famille d'éprouvette est inspirée des éprouvettes plus classiques de traction des autres matériaux. Mais elles sont modifiées afin d'obtenir des appuis positifs de mise en position par appuis sur une couronne ou un cône comme le préconise l'ensemble des auteurs. Cette géométrie permet de réaliser des essais dans les trois directions principales d'orthotropie avec un matériau bois saturé d'eau. Nous avons donc opté pour ce système d'application des efforts pour l'essai de traction en utilisant des étriers de forme conique à 45°.

Pour l'essai de **compression**, l'application de l'effort se fait classiquement avec deux tas plats en contact sur la totalité des sections droites extrémité des éprouvettes. Il est d'usage qu'au moins un de ces tas plats soit fixé au bâti par l'intermédiaire d'une liaison rotule afin de récupérer les éventuels écarts géométriques des éprouvettes. Les problèmes surviennent lors de l'étude du facteur température sur le comportement en compression. En effet, il est nécessaire d'hydrater les éprouvettes afin que leurs teneurs en eau reste stable malgré la température. Pour cela, deux solutions peuvent être envisagées : la première consiste en la réalisation d'essais relativement rapides sans autre préparation que celle de l'éprouvette. Le problème de la montée en température à teneur en eau constante peut se poser sans la possession d'une enceinte à atmosphère contrôlée en température et teneur en eau de l'air, car le temps mis par le centre d'un cube pour atteindre une température n'est pas négligeable (7 minutes pour atteindre 50°C pour un cube de 30 mm de côté d'après [BAR01]). De plus, le temps de réalisation de l'essai ainsi que le contact avec des tas en acier à température ambiante vont amener les éprouvettes à se refroidir. Ainsi, il est difficile de garantir une température homogène de l'éprouvette lors de l'essai. La deuxième solution est l'immersion dans l'eau à température désirée pour les éprouvettes saturées d'eau ([BEA96] et [BAR01]). Cette solution technique assure une température constante de l'éprouvette de compression durant l'ensemble de l'essai quelle que soit la durée de ce dernier. Par contre, il amène aussi des inconvénients : si l'auteur désire être précis, il devra nécessairement corriger l'effort obtenu par la poussée d'Archimède réalisé sur le tas plat supérieur en fonction de son enfoncement dans le liquide. De plus, la teneur en eau est fixée et correspond à celle du bois complètement saturé. Enfin, la chaleur du système de régulation thermique peut amener une variation de rigidité de la machine d'essais qui peut influencer les mesures [BAR01]. Nous avons choisi cette méthode en l'améliorant : afin de limiter la dissipation thermique, nous avons limité le récipient en volume.

Nous l'avons posé directement sur le tas plat inférieur. Afin que la rigidité de la paroi écrasée ne joue pas, nous l'avons réalisé en acier. De même, afin de limiter les pertes thermiques influençant la rigidité et peut être les mesures, nous avons complètement isolé le récipient avec de la fibre réfractaire de four de fonderie et posé un bouchon isolé lui aussi. Par contre, le récipient était doté d'un thermoplongeur réglable mais aussi d'une pompe à eau d'aquarium permettant une homogénéisation de la température à l'intérieur du récipient. Enfin, le niveau d'eau était ajusté légèrement au dessus de la surface supérieure de l'éprouvette avant le début de l'essai.

Il existe de multiples moyens d'obtenir une contrainte de **cisaillement** et nous allons les commenter afin d'étayer notre choix.

Les essais de cisaillement par traction ou par compression peuvent se décliner en deux réalisations : une sollicitation de compression ou de traction sur des éprouvettes en dehors des axes principaux d'orthotropie peut générer une contrainte de cisaillement par la théorie des rotations des tenseurs des contraintes que nous ne développerons pas ici (voir [SEI80] ou [GUI87]). Malheureusement cette méthode n'est valable que dans le domaine élastique. En effet, le domaine non élastique fait apparaître des bandes de cisaillement localisées à l'intérieur du bois de printemps. De plus, [YOS00] conclut qu'il est nécessaire d'utiliser une autre méthode afin de déterminer le début du domaine non élastique comme la contrainte de traction influe sur la contrainte limite élastique surtout entre 15 et 30° d'inclinaison des fibres par rapport à la direction de sollicitation.

Il est aussi possible d'écraser ou d'étirer des éprouvettes de formes particulières afin d'obtenir un cisaillement dans une partie localisée de cette dernière. Cette méthode n'amène pas les auteurs l'ayant utilisée à remarquer des lacunes comme dans la première méthode

([BAS60], [GAU80], [KOL84], [LAN97] et [LAN00]). Par contre lors de la sollicitation, une déformation par flexion ou compression des parties des éprouvettes inutiles à la mesure vient dégrader la précision des mesures.

[YOS98] a essayé de déterminer le module élastique de cisaillement par l'étude de la flexion simple en statique. Malheureusement les modules trouvés sont beaucoup plus faibles. L'auteur pense que ces problèmes viennent pour partie des problèmes de concentration de contraintes aux appuis et n'a donc pas poussé plus loin l'étude.

Il est aussi possible de placer une éprouvette cubique ou de forme spécifique entre deux outils dont les projections des surfaces d'appui sur cette dernière n'ont pas d'intersection dans une projection orthogonale dans la direction de l'effort exercé. Soit on parle de cisaillement avec des outils dont les bords sont rectilignes ([LIU84], [KOL84] et [OKK89]) ; soit on parle de poinçonnement avec matrice et poinçon de forme complémentaire ronde ou rectangulaire ([KOL84] et [JOH97]). En tout cas, suivant le jeu mis entre les deux outils, les résultats peuvent différer considérablement ([KOL84] et [OKK89]) malgré une répétabilité correcte -au moins dans la direction des fibres- [JOH97]. [KOL84] prouve par photoélasticimétrie qu'il y a une concentration de contraintes sur les bords de l'outil entraînant une mauvaise répartition de ces dernières. Cette observation pourrait être l'explication de la considérable variabilité avec le maintien en position des éprouvettes. Enfin, [LIU84] affirme que l'essai de cisaillement n'amène pas un cisaillement pur.

Dans le même esprit, [JIU84] et [YOS99] ont entaillé une éprouvette afin de localiser les déformations dans le plan de cisaillement désiré. D'après [YOS99], la mesure du module de cisaillement et de la contrainte limite élastique serait correcte. Par contre, l'apparition des fissures se fait de manière localisée à l'intérieur du bois de printemps. De plus, une déformation de flexion de la partie libre de l'éprouvette diminue la précision de la mesure.

Afin d'éviter les problèmes liés au cisaillement, [BEA96] utilise la forte différence d'orthotropie dans le sens longitudinal afin de maintenir la pièce dans cette direction. Il laisse un jeu de 5 mm entre les mâchoires et leur imprime une translation relative. Ce principe de maintien, additionné à un degré de liberté transverse matérialisé par une table à billes, permet d'augmenter la répétabilité de l'essai mais le limite à deux plans de cisaillement principaux sur trois. De plus, la rupture de l'éprouvette se fait soit le long des mors soit à 45° par rapport à la direction de la charge. Il n'est pas certain que cette rupture soit due au cisaillement, il est possible qu'elle puisse venir de la

traction transversale que la table à bille devrait minimiser sans qu'il soit possible d'en savoir l'efficacité lors de l'essai ni la répétabilité de cet effet.

[GAU80] utilise un parallélogramme déformable afin d'obtenir un champ de contraintes de déformation. L'extraction de l'éprouvette de forte taille (230 x 230 x 10 mm) est quasiment impossible sans avoir de gros problèmes d'homogénéité (surtout dans la coupe tangentielle).

Il reste enfin les essais de torsion d'éprouvette dont la section est circulaire ou carrée. En comparant avec des essais de compression hors axe d'orthotropie en faisant varier la direction de torsion ([YOS93],[YOS95a],[YOS95b]et[YOS97b]), l'auteur a démontré la bonne corrélation de l'essai de torsion de section carrée avec l'expérimentation pour trouver les caractéristiques de cisaillement du matériau. Il a aussi montré la grande difficulté qu'il y a de tenir compte de l'orthotropie du matériau dans la théorie de la torsion. L'intérêt de l'éprouvette de section carrée est une obtention plus facile des éprouvettes. Malheureusement, lors de la torsion il y a gauchissement de la section ce qui rend impossible la prise de dimension afin de savoir s'il y a conservation du volume ou non. [LAW81], [SUZ82] et [KOR84] ont préféré la solution de la section circulaire avec une analyse des contraintes un peu plus simple. Mais il est alors nécessaire de récupérer une information de déformation, dans ce cas l'information de rotation, en se soustrayant aux problèmes d'évasement de l'éprouvette. Pour [KOR84], l'apparition de la rupture se faisait toujours sur le bord extrême de l'éprouvette quelle que soit l'essence du bois. Ce qui confirme l'analyse mécanique de contraintes qu'a fait cet auteur sur l'essai de cisaillement par torsion de section circulaire (Fig. II-11).

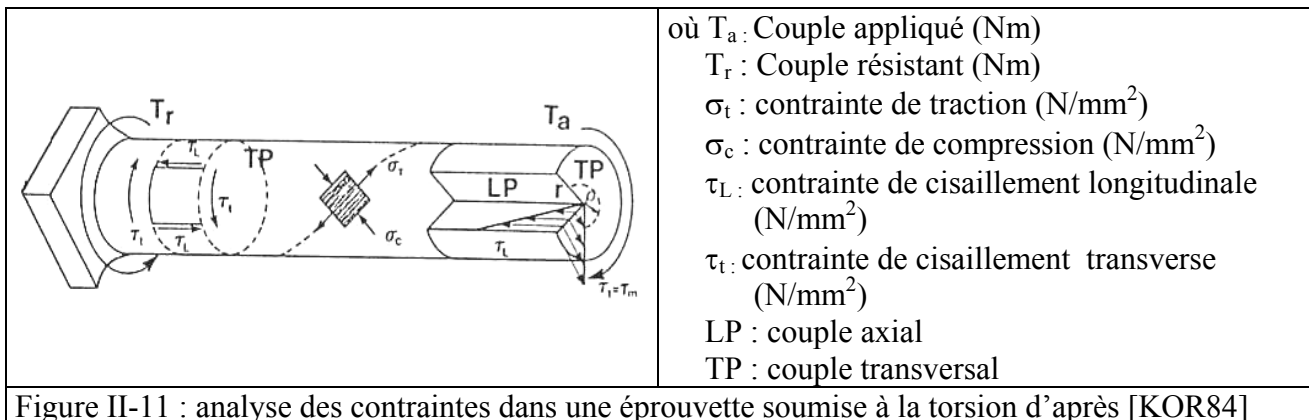
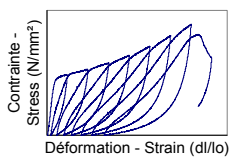
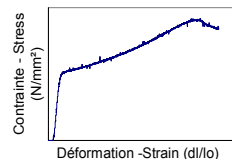
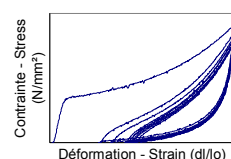
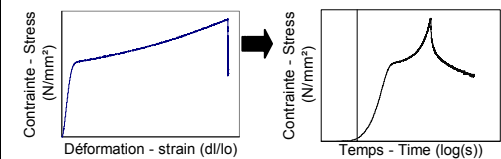


Figure II-11 : analyse des contraintes dans une éprouvette soumise à la torsion d'après [KOR84]

Nous avons choisi la torsion d'éprouvette de section circulaire afin d'obtenir les contraintes de cisaillement parce que les auteurs ne parlent pas de trop grande incertitude, qu'il est possible d'explorer les trois directions d'orthotropie au-delà de la limite d'élasticité linéaire malgré une théorie de dépouillement des essais assez complexe et le problème de la prise en compte de l'évasement de l'éprouvette pour lequel nous avons trouvé une solution décrite plus loin.

Enfin, nous avons aussi choisi de ne pas nous limiter aux simples chargements monotones (Tab. II-2). Nous avons décidé de réaliser différents chargements cycliques faisant des allers et retours entre 0 newtons et une valeur de déformation fixe (appelé chargement cyclique absolu) ou augmentant d'une valeur fixe (appelé chargement cyclique incrémental). Les chargements cycliques absolus ont servi à déterminer la part élastique du comportement par rapport à la part anélastique à une déformation donnée durant le premier cycle et aussi à appréhender les dommages du matériau durant les cycles suivants. Les chargements cycliques incrémentaux ont permis de déterminer avec précision le point d'apparition de l'anélasticité sur la courbe monotone. Des essais à chargement monotones avec arrêt régulier afin de prendre les dimensions des sections des parties actives nous ont permis d'étudier la variation de volume sous contrainte du matériau bois. Nous avons aussi réalisé des essais de relaxation à une déformation donnée et à différentes températures afin de mettre en évidence à la fois la partie visqueuse du matériau bois mais aussi le rôle de la

température. Enfin nous avons aussi réalisé des essais de compression monotone en volume confiné pour les comparer aux chargements monotones classiques.

Chargement cyclique incrémental	Chargement monotone	Chargement cyclique absolu	Relaxation / Sensibilité à la Température	Test de compressibilité
Zéro Newton ↔ $i \cdot \Delta \%$ où Δ incrément i nombre de cycles	Zéro Newton ⇒ rupture	Zéro Newton ↔ $\Delta \%$ où Δ incrément	Chauffage durant l'arrêt de 20 à 80°C	Chargement monotone avec arrêts réguliers
				
identification de la zone limite d'élasticité / anélasticité	Détermination de la limite élastique	<ul style="list-style-type: none"> • Détermination du rapport élasticité / anélasticité dans la déformation • Endommagement 	Détermination de la sensibilité au temps et à la température	Détermination du volume de l'éprouvette
Traction Compression Cisaillement par torsion	Traction Compression Cisaillement par torsion	Traction Compression Cisaillement par torsion	Traction (pas de température) Compression	Traction Compression Cisaillement par torsion
Tableau II-2 : appellation, description, courbe typique, but et domaine d'utilisation des différents types de chargements utilisés				

2.3.2. La définition de la partie active de l'éprouvette

Des nuances dans la géométrie de la partie active de l'éprouvette de **traction** apparaissent entre [KOL84] dont la partie active est de section droite circulaire constante ou en forme de « diabolo » pour [GAU80]. Cette dernière forme permet de localiser très précisément l'initiation de la rupture contrairement à la section droite dans laquelle l'apparition de la rupture est plus aléatoire. Sa section plus faible dans le sens des fibres permet d'éviter le cisaillement longitudinal des têtes d'éprouvettes mais implique l'utilisation de mesures de déformation locales de type jauges de déformation dont nous doutons sérieusement de l'efficacité. Toutes les sections des parties actives ont un diamètre supérieur à 10 mm. Nous opterons donc pour une section circulaire constante de 18 mm de diamètre et de longueur 50 mm.

Lors d'une étude préliminaire sur la réalisation de ces éprouvettes nous avons constaté une variation des contraintes et déformations maximum pouvant aller jusqu'à 50% dans le sens longitudinal, 20% dans le sens radial suivant et 10% dans le sens tangentiel entre une réalisation sur un tour mécanique par nos soins et la réalisation par un tourneur professionnel. Après observation des ruptures, cette différence proviendrait de l'affûtage plus aigu des outils du tourneur et aussi de son savoir faire sur la coupe nette des fibres du matériau bois. Cette coupe plus franche limiterait les sites où une fissuration pourrait se propager prématurément. Nous avons donc confié la réalisation des éprouvettes de traction (et aussi de torsion) à Monsieur Philippe Dion, ingénieur arts et métiers et tourneur sur bois professionnel.

La forme des éprouvettes de **compression** est simple : elles ont une forme prismatique généralement pour les essais quasi statiques ou cylindriques pour les essais dynamiques et l'étude de l'influence de la pression hydrostatique. Les dimensions des éprouvettes sont très variées. Nous citerons des éprouvettes de 30x30x30 mm pour [BEA96] et [BAR01] ou Ø35x70 mm pour [GAU80] ou encore une hauteur de 5 à 10 mm avec un élancement compris entre 1/4 et 1/6 pour [ADA98] dont les éprouvettes n'ont pas la dimension minimale requise suivant les critères que nous nous sommes fixés, soit 13,8 mm minimum. L'élancement de l'éprouvette, ses défauts d'usinages (parallélisme des sections sollicitées) ainsi que les conditions aux limites appliquées sur ces dernières (voir paragraphe suivant) pouvant induire des contraintes parasites et favoriser l'apparition de bandes de cisaillement ([FRA92], [FRA93], [BEA96]), nous avons choisi de réaliser des éprouvettes cubiques de côté 15, 28-30 et 55-65 mm. Ces dernières étant volontairement très imposantes par rapport au rayon de courbure des cernes, ont permis de mettre en lumière les précautions nécessaires d'extraction des éprouvettes.

Le choix du type d'essai permettant d'obtenir des contraintes de **cisaillement** nous a induit à utiliser des éprouvettes dont la partie active sera cylindrique. Nous avons choisi une section de diamètre 16 mm et de longueur 25 mm afin de respecter les critères déjà cités.

2.3.3. Les conditions aux limites de l'éprouvette

Le mode de liaison entre l'éprouvette et la machine de traction détermine les conditions aux limites de l'éprouvette sollicitée. Ainsi, du dispositif mécanique d'alignement choisi dépendra la répartition uniforme des efforts sur l'éprouvette et donc la précision des mesures surtout aux faibles efforts. Le système mécanique classique consiste à utiliser une rotule entre la machine et le porte éprouvette afin d'aligner l'ensemble. Mais il est possible d'utiliser la forme conique des extrémités de certaines éprouvettes comme rotule [GAU80]. Remarquons que pour éviter le problème d'effort d'alignement à déformation nulle, [BEC96] a utilisé une liaison par filin d'acier entre la machine de traction et le porte éprouvette lors de l'étude du comportement du polyuréthane à faible vitesse de déformation. Pour notre part nous avons mis en place les deux premiers dispositifs par l'utilisation de forme conique pour transmettre l'effort et une pseudo rotule constituée par le jeu volontaire de la liaison entre l'étrier et la tige le supportant (Fig.II-12).

Lors de l'essai de compression, le frottement influence la déformation des éprouvettes et leur donne souvent une forme de « tonneau ». Cette forme implique des déformations non homogènes dont on ne connaît pas le champ de déformation [BAR01]. Afin de limiter ce phénomène, deux solutions sont possibles suivant le but recherché :

Si l'auteur cherche une bonne répétabilité, l'utilisation d'empreinte enchâssant l'éprouvette, dans le tas plat, sur une petite hauteur de manière à créer une liaison encastrement, sera nécessaire ([BEA96] et [BAR01]). La précision de l'usinage des tas plats mais surtout des éprouvettes fait qu'il est difficile d'assurer un emboîtement sans jeu ni serrage de l'éprouvette dans le tas plat. De plus, une simulation réalisée par [BAR01] dans le cas des petites perturbations, montre une erreur supérieure à 30% sur les efforts par rapport au cas idéal (sans frottement).

Sinon, il faut se rapprocher des conditions idéales en diminuant autant que faire se peut le coefficient de frottement à l'interface. Pour cela [GUI87] préconise l'emploi de deux feuilles de polytétrafluoréthylène (plus communément appelé Téflon dont le coefficient de frottement est très faible) intercalées entre chaque tas plat et l'éprouvette. Une autre simulation de [BAR01] montre une erreur de plus de 10% entre les cas avec et sans frottement.

Nous avons choisi de diminuer au mieux le coefficient de frottement en intercalant systématiquement trois feuilles de polytétrafluoréthylène d'épaisseur 0,05 mm d'épaisseur (les plus fines du marché). En effet, le coefficient de frottement matériau bois/téflon et téflon/métal étant beaucoup plus important que le coefficient téflon/téflon, nous avons décidé de mettre 3 feuilles afin

d'être certains d'obtenir un glissement entre feuilles. L'épaisseur très faible des feuilles couplée à la faible résistance mécanique du téflon ont permis une expansion transversale des éprouvettes la plus librement possible (Fig.II-13).

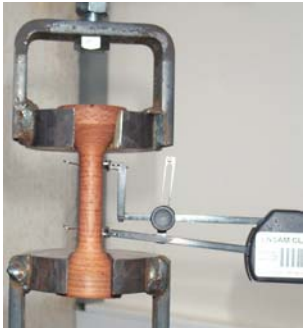

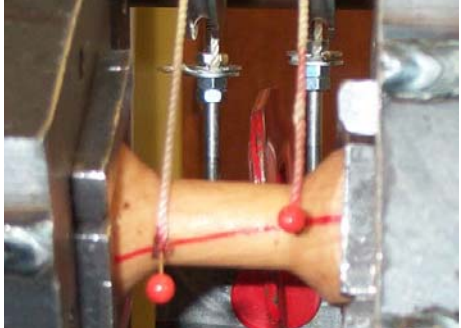
2.3.4. Les mesures, leurs incertitudes et les grandeurs mécaniques en relation

Ce chapitre a pour utilité d'explicitier les incertitudes exprimées sur les résultats à venir. Pour ce faire, nous examinerons les valeurs mesurées et leurs incertitudes afin de pouvoir estimer l'incertitude des valeurs calculées par différenciation puis passage en valeur absolue des termes négatifs et recherche d'un maximum (Tab. II-3).

Il est possible de constater que les incertitudes relatives maximales sur les vitesses de déformation et les contraintes sont inférieures à 4% quel que soit le type d'essai. Pour ce qui est des déformations, nous avons donné des incertitudes absolues car les déformations en début d'essais étant nulles, il est aberrant de donner des incertitudes relatives.

Notons que l'ensemble des incertitudes des moyens de mesures sont issus des documents constructeurs et que nous avons maximisé les incertitudes dans les calculs de propagation d'erreur. Par contre, afin de diminuer l'influence de l'incertitude due aux variations dimensionnelles de réalisation des éprouvettes, nous avons mesuré systématiquement au pied à coulisse chacune d'elles.

Pour la torsion, nous ne donnons pas l'incertitude sur la contrainte mais sur le couple car ces dernières sont liées entre elles et la résolution du système d'équations dépend fortement de la modélisation choisie pour le comportement. De plus, nous nous sommes soustraits aux hypothèses hasardeuses sur l'évasement des éprouvettes en plaçant des aiguilles à distance connue (utilisation d'entretoise calibrée) dans la partie active de l'éprouvette. Ces aiguilles servant à fixer des fils reliés à deux capteurs inductifs LVDT récupérant une information sur le mouvement des deux sections concernées (Fig. II-14). Il est important de remarquer que l'implantation des aiguilles ne perturbait en rien l'essai de torsion puisque aucune des fissurations n'a débuté sur les aiguilles.

		
<p>Figure II-12 : éprouvette de traction (direction radiale) mise en place dans ses étriers dont un monté sur tige rotulée (en haut), extensomètre mis en position</p>	<p>Figure II-13 : mise en évidence de la déformation de la feuille de téflon au contact de l'éprouvette de compression après un écrasement de 80% au sens de Cauchy</p>	<p>Figure II-14 : mise en évidence du moyen de mesure de l'angle par épingles, cordes et capteurs de déplacement et de l'homogénéité des déformations durant l'essai de torsion</p>

Direction de sollicitation 1 Indice 0 pour l'état initial	Traction (section circulaire de diamètre D)	Compression (section carrée de côté g)	Torsion (section circulaire de diamètre D)
Mesures et incertitudes de mesures de déplacement ↓	extensomètre : $\Delta e = \Delta \left(\frac{l_1 - l_{10}}{l_{10}} \right)$ = 0,5% de l'échelle	déplacement de traverse : $\Delta d = 4\mu\text{m}$	capteur LVDT : $\Delta c = 10\mu\text{m}$ (0,5% de la course maximum) Longueur intersection : $\Delta L = 0,01\text{mm}$ (utilisation d'entretoise)
	géométrie d'éprouvette : $\Delta g = 0,2\text{mm}$		
Incertitude maximum absolue sur la déformation de Green-Lagrange ou de Cauchy	$\Delta E_{11}^{GL} = \Delta \left(\frac{1}{2} \cdot \left(\left(\frac{l_1}{l_{10}} \right)^2 - 1 \right) \right)$ $= \frac{l_1}{l_{10}} \cdot \Delta e = 0,025\%$ $\Delta E_{11}^C = \Delta \left(\frac{l_1 - l_{10}}{l_{10}} \right) = \Delta e = 0,025\%$	$\Delta E_{11}^{GL} = \Delta \left(\frac{1}{2} \cdot \left(\left(\frac{l_1}{l_{10}} \right)^2 - 1 \right) \right)$ $= \frac{l_1}{l_{10}^2} \Delta d + \frac{l_1^2}{l_{10}^3} \Delta g = 1,36\%$ $\Delta E_{11}^C = \Delta \left(\frac{l_1 - l_{10}}{l_{10}} \right)$ $= \frac{\Delta d}{l_{10}} + \frac{l_1 \cdot \Delta g}{l_{10}^2} = 1,36\%$	$\Delta E_{11(i=2ou3)} = \frac{2 \cdot \Delta c}{L} + \frac{(l_{c1} - l_{c2})}{L^2} \Delta L$ $= 0,0012\text{rad} = 0,07^\circ$ où $E_{11(i=2ou3)} = \pm \frac{\alpha \cdot X_i}{2 \cdot L} = \pm \frac{(l_{c1} - l_{c2}) \cdot X_i}{D \cdot L}$ (torsion d'axe 1 et α angle de torsion entre deux sections distantes de L)
Mesures et incertitudes de mesures d'effort ou de couple ↓	capteur de force : $\Delta F = \text{Max}(1\% \text{ de la valeur indiquée, } 0,5\% \text{ de l'échelle})$ géométrie d'éprouvette : $\Delta g = 0,2 \text{ mm}$		
Incertitude maximum sur la contrainte Piola-Lagrange ou du couple pour l'essai de torsion	$\Delta \left(\frac{4 \cdot F_1}{\pi \cdot D_0^2} \right) = \frac{\Delta F}{F_1} + 2 \cdot \frac{\Delta g}{D_0} = 3\%$	$\Delta \left(\frac{F_1}{g_0^2} \right) = \frac{\Delta F}{F_1} + 2 \cdot \frac{\Delta g}{g_0} = 4\%$	Couple mètre : $\Delta C_m = 1,25\%$
Mesures et incertitudes de mesures vitesse de déplacement ↓	vitesse de la traverse : $\Delta V/V = 0,1\%$ pour 100mm déplacement de traverse : $\Delta d = 4\mu\text{m}$		Temps : $\Delta t = 1\text{s}$ Angle : $\Delta \alpha = 1^\circ$ Longueur intersection : $\Delta L = 0,01\text{mm}$ (utilisation d'entretoise)
	géométrie d'éprouvette : $\Delta g = 0,2\text{mm}$		
Incertitude maximum sur la contrainte Piola-Lagrange	$\frac{\Delta(\dot{E}_{11})}{\dot{E}_{11}} = \frac{\Delta d}{l_1} + 2 \cdot \frac{\Delta g}{l_{10}} + \frac{\Delta V}{V} = 4\%$ Si $x_1 = X_{10} \cdot (1 + \lambda_1(t))$ donc $\frac{dE_{11}}{dt} = \dot{E}_{11} = (1 + \lambda_1) \cdot \dot{\lambda}_1$		$\frac{\Delta \dot{E}_{11}}{\dot{E}_{11(i=2ou3)}} = \frac{\Delta \alpha}{\alpha} + \frac{\Delta t}{t} + \frac{\Delta L}{L} + \frac{\Delta g}{D} = 4\%$ Si torsion idéale : $\dot{E}_{11(i=2ou3)} = \pm \frac{X_i}{2 \cdot L} \cdot \frac{d\alpha}{dt}$


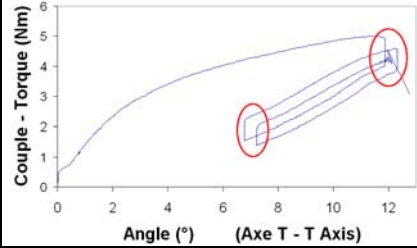
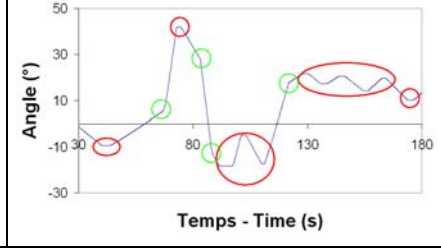
Tableau II-3 : expression des incertitudes des grandeurs mécaniques en fonction des incertitudes

2.4. Les modes opératoires et la mise en oeuvre




Nous avons réalisé plus de 700 essais qui peuvent se décomposer comme suit : 120 essais de traction, 104 de torsion et 487 de compression. Le lecteur pourra se reporter à l'annexe C afin de connaître les détails sur les paramètres de l'ensemble des différents essais réalisés. Nous pouvons les synthétiser dans le tableau ci-dessous (Tab. II-4).

Les essais de torsion avec le matériau bois sont caractérisés par une forte amplitude et un faible couple si on les compare aux essais réalisés dans les métaux. Ainsi, nous n'avons pas trouvé de machine de torsion expérimentale adéquate dans les laboratoires du réseau ENSAM, nous avons finalement utilisé une machine d'enseignement utilisée à l'ENSAM de Bordeaux (Fig. II-15). Cette machine, de conception ancienne, a été équipée d'un couple mètre par jauge de déformation dont la précision des mesures a déjà été évoquée. Par contre, la motorisation hydraulique à commande manuelle par volant, nous a posé problème durant les essais cycliques (Fig. II-15) : Nous nous sommes aperçus d'une variation de couple à déformation constante à chaque changement de sens de rotation (Fig. II-16). Après avoir douté de notre moyen de mesure des déformations, nous nous sommes rendus compte que le mandrin tournant de la machine marquait un temps d'arrêt en changeant de sens de rotation (jeu) et ce quelle que soit la vitesse avec laquelle nous manions le volant de commande. Nous avons donc testé le dispositif tournant à vide et avons constaté le même défaut. Par contre en augmentant la vitesse de rotation sans changer le sens, le problème ne se posait pas. Nous en avons donc conclu que ce n'était pas notre dextérité à manier le volant de commande qui provoquait le défaut mais bien l'inversion de poussée hydraulique et/ou du jeu dans le moteur hydraulique (Fig. II-17). En tout cas, nous ne pouvions rien y faire.

Type de chargement	Paramètres	Traction			Compression			Torsion		
	Direction de sollicitation ou axe de torsion L : longitudinal(e) R : radial(e) T : tangentiel(le)	L	R	T	L	R	T	L	R	T
Monotone	Nombre d'essais	28	28	28	86	150	147	18	19	19
	Vitesse d'essai (mm/min)	1 - 10 - 100 - 1000			0,2 - 0,5 - 1 - 2 - 5 - 10 - 20 - 50 - 100 - 500			0,8- 3,2 - 7,6 - 15°/s		
	Température (°C)	20			20 - 45 - 65 - 80			20		
Cyclique incrémental	Nombre d'essais	4	4	4	10	10	10	7	8	7
	Incrément (%)	0,1	0,15 - 0,25		1 - 2	1 - 5		1 - 2,5°		
	Vitesse d'essai (mm/min)	10 - 100			5 - 10 - 50			0,8- 1,6°/s	0,8°/s	
	Température (°C)	20			20 - 80			20		
Cyclique absolu	Nombre d'essais	4	4	4	10	11	10	7	7	7
	Valeur maxi du cycle (%)	0,35	1,2 - 1,5		5 - 10	1 - 5 - 30		5 - 8 11 Nm	5 Nm (1 - 2,5°)	
	Vitesse d'essai (mm/min)	10 - 100			5 - 10 - 50			0,8 - 1,6 - 3,2 - 7,6°/s		
	Température (°C)	20			20			20		
Compressibilité	Nombre d'essais	2	2	2	4	6	6	2	1	2
	Vitesse d'essai (mm/min)	10			5 - 10			0,8°/s		
	Température (°C)	20			20			20		
Relaxation / Sensibilité à la température	Nombre d'essais	2	2	2	R : 3 ST : 5	R : 3 ST : 5	R : 3 ST : 5	X		
	Valeur d'arrêt (%)	0,35	1,2 - 1,5		5 - 10	5 - 30				
	Vitesse d'essai (mm/min)	10			5 - 10					
	Température (°C)	20			R : 20 ST : (30 - 80)					
Compression confinée	Nombre d'essais	X			1	1	1	X		
	Vitesse d'essai (mm/min)				0,5					
	Température (°C)				20					
Nombre total par direction		40	40	40	119	186	182	34	35	35
Nombre total		120			487			104		
Tableau II-4 : synthèse des essais mécaniques classiques réalisés										

		
<p>Figure II-15 : vue d'ensemble de la machine de torsion en action sur une éprouvette en bois</p>	<p>Figure II-16 : couple de torsion en fonction de l'angle de torsion de 2 sections distantes de 25 mm. Mise en évidence du problème au changement de sens de rotation durant l'essai de torsion</p>	<p>Figure II-17 : angle du mandrin en fonction du temps lors d'un essai à vide. Mise en évidence du problème moteur</p>

Nous avons rencontré quelques problèmes lors des essais de traction longitudinale : la rupture de l'éprouvette ne se faisait pas dans la partie active de l'éprouvette comme pour les directions radiale et tangentielle (Tab. II-5). La rupture de l'éprouvette se faisait à travers le cône de transmission des efforts. Cette rupture non souhaitée n'a que peu d'importance pour notre étude puisqu'elle se produit dans le sens longitudinal. Nous verrons que durant l'essai de traction, le bois développe un comportement élastique fragile. Ainsi ce problème influera sur une détermination tridimensionnelle de la contrainte limite d'élasticité linéaire dans le cadre de la plasticité standard mais pas dans celle d'un problème plan comme celui du procédé de déroulage. Par contre, cette rupture bien centrée dans le cône extrémité de l'éprouvette nous a conforté sur le choix de la méthode de réalisation de parallélépipèdes rectangles qui ont servi à la réalisation des éprouvettes.

		
<p>Essai de traction longitudinale</p>	<p>Essai de traction radiale</p>	<p>Essai de traction tangentielle</p>
<p>Tableau II-5 : faciès typiques de rupture durant l'essai de traction</p>		

2.5. Les résultats

Nous commencerons par les résultats de compressibilité car ces derniers doivent au moins confirmer cet aspect du matériau bois lors des essais de compression et le cas échéant, induire une écriture des contraintes de la forme Piola-Lagrange. Les résultats montrent qu'il est possible de qualifier le matériau bois comme ne perdant pas de volume lors des essais de traction et de torsion (ce qui n'a rien d'étonnant pour ce dernier essai) mais il est très compressible dans le sens transverse en compression surtout dans la direction tangentielle (Tab. II-6). A une compression de 30% au sens de Cauchy, correspond une perte de volume linéaire de 30% lors de la compression tangentielle et 20% lors de celle radiale. De plus, lors de ces deux derniers essais, les variations dimensionnelles longitudinales ne dépassent pas 0,5%. Ce qui a tendance à confirmer l'hypothèse d'un problème plan durant la formation du copeau par le procédé de déroulage. Enfin, le rôle de la troisième direction (direction tangentielle lors de la compression radiale et inversement) n'est absolument pas le même : il est très important de noter que lors de la compression tangentielle les

déformations dans la direction radiale ne dépassent pas 3% au sens de Cauchy tandis que la direction tangentielle se déforme de plus de 12% dans l'autre essai de compressibilité.

Ceci est confirmé par les quelques essais de compression confinée que nous avons réalisés. La compression confinée étant la compression dans une enceinte fermée avec un chargement monotone (Tab. II-7). Dans notre cas, l'enceinte permettait de comprimer une éprouvette à un volume fini déterminé par la descente du piston mais les jeux entre le piston et l'enceinte permettaient à l'eau libre de s'évacuer. Ce type d'essai n'étant pas soumis à une pression hydrostatique, nous avons pu comparer les courbes de compression libre et confinée : ces courbes sont quasiment identiques dans la direction tangentielle. Ce qui implique que seule la direction tangentielle se déforme durant les compressions tangentielles. Par contre, lors de la compression de direction radiale, les courbes diffèrent nettement impliquant une déformation tangentielle qui pourrait s'expliquer par les rayons ligneux importants pour l'essence étudiée.

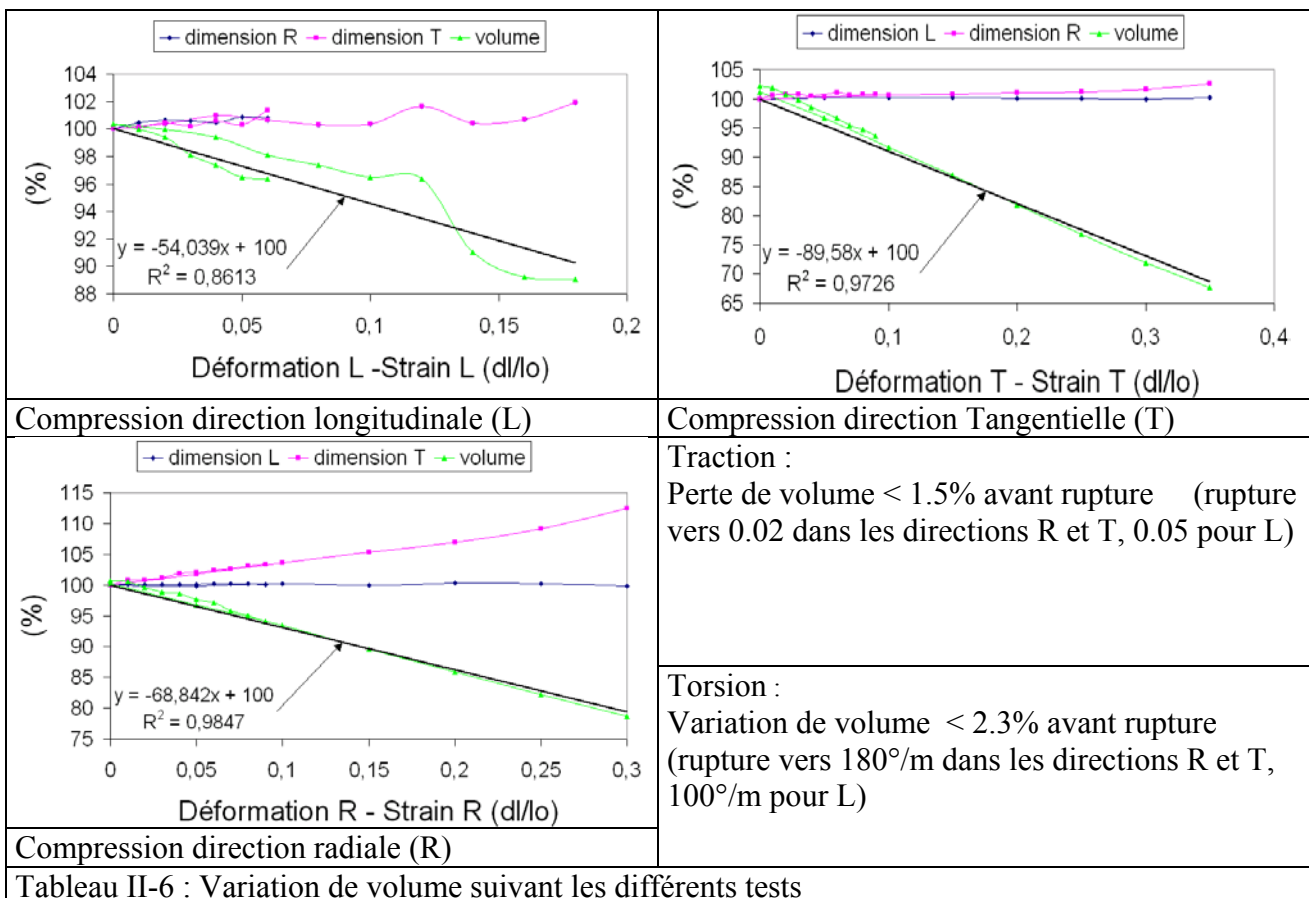

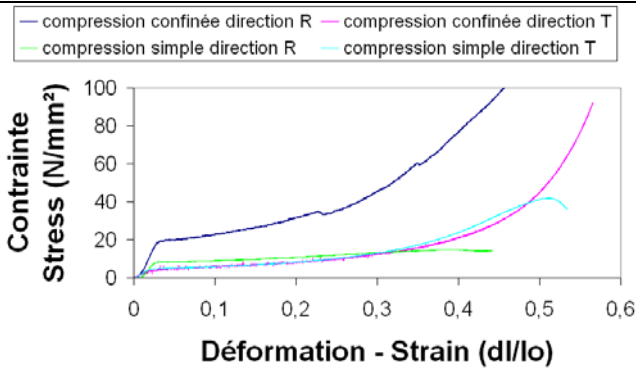
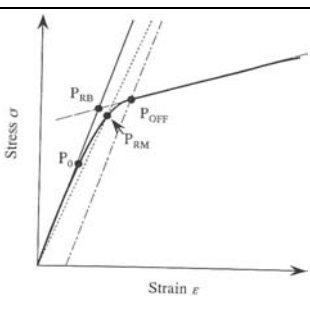
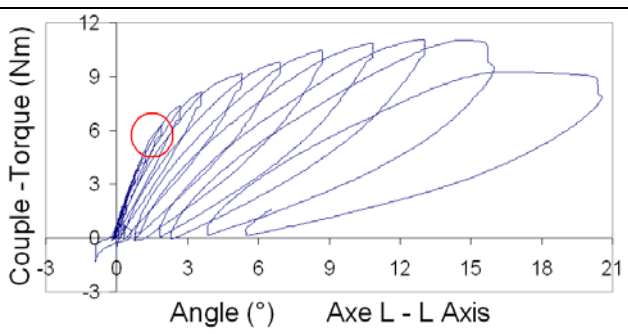
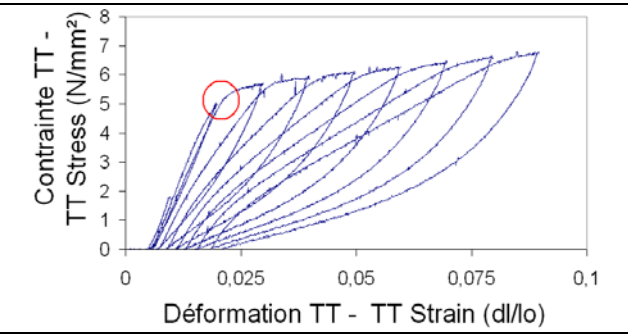
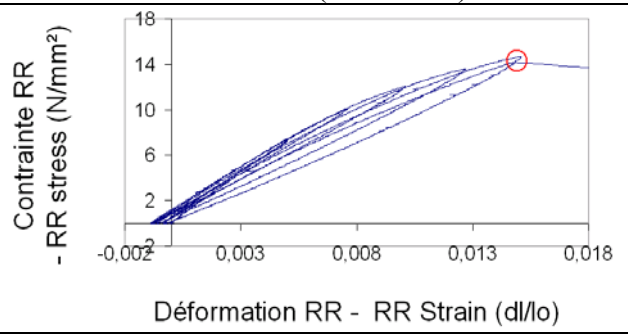


Tableau II-6 : Variation de volume suivant les différents tests

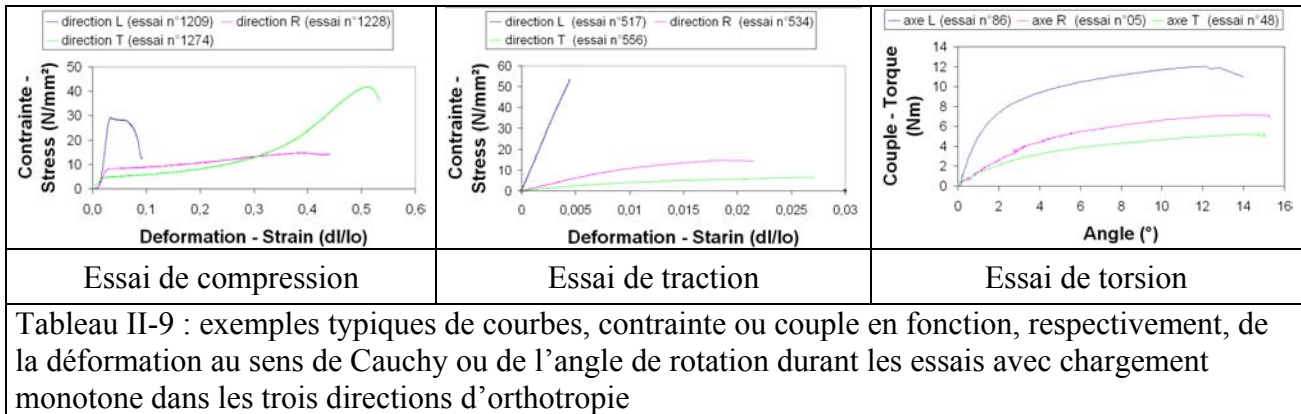
Le chargement cyclique incrémental est le seul essai permettant de déterminer en une seule fois où se trouve le début de la zone d'irréversibilité. D'après les courbes typiques ci-après, le matériau bois sollicité en traction développe un comportement élastique – fragile tandis que durant la compression et la torsion, il a un comportement dont la première partie est élastique quasi linéaire puis une seconde partie non élastique qui est marquée par une très faible déformation non élastique en fin de chaque cycle (Tab. II-8). La contrainte limite élastique en traction est donc la contrainte maximale. Et malgré une légère inflexion de la courbe nous choisirons aussi cette valeur comme limite d'élasticité linéaire. Tandis que nous avons choisi de déterminer la limite d'élasticité linéaire durant l'essai de compression par la méthode de Reiley Burstein. Enfin, la méthode de l'absence d'offset nous est apparue adéquate pour l'essai de torsion. En effet, lors de cet essai, la section circulaire de l'éprouvette n'est pas sollicitée de manière homogène, la zone de non élasticité apparaît sur la limite extérieure de la section et progresse vers l'intérieur de la section.

	
<p>Outillage spécifique nécessaire à la compression confinée d'éprouvettes cubiques composé d'un piston et d'une enceinte – Mise en évidence de la fuite de l'eau libre sur le tas plat inférieur</p>	<p>Contrainte en fonction de la déformation pour la compression libre et confinée dans les directions radiale et tangentielle (essai n° 1203, 1205, 1228 et 1274)</p>
<p>Tableau II-7 : l'essai de compression confinée : mise en œuvre et résultats</p>	

	<ul style="list-style-type: none"> • P_0 : méthode de l'absence d'offset • P_{RB}: méthode de Reiley Burstein • P_{off}: méthode de l'offset de déformation • P_{RM} : méthode de la réduction du module élastique 	
<p>Essai de torsion d'axe L (essai n°92)</p>		
		
<p>Essai de compression tangentielle (essai n°1477)</p>	<p>Essai de traction radiale (essai n°601)</p>	
<p>Tableau II-8 : désignation des différentes méthodes classiques de détermination du point de limite d'élasticité linéaire à partir d'un essai monotone d'après [YOS97a] et exemples typiques de courbes d'essai avec détermination de la fin de zone élastique</p>		

Après avoir choisi la manière de déterminer la contrainte limite d'élasticité linéaire dans le cadre de la plasticité standard, nous avons pu dépouiller les essais monotones en terme de seuil d'élasticité linéaire et de rupture, décliné sous forme de contrainte et de déformation au sens de Cauchy. Notre but n'étant pas de faire une modélisation du comportement du bois en quasi statique mais plutôt de viser à la compréhension des phénomènes physiques afin de voir s'ils sont transposables dans le domaine des grandes vitesses de déformation, nous avons juste réalisé une analyse de corrélations. Ne sont présentées ici que les courbes types des trois types d'essais dans les trois directions d'orthotropie (Tab. II-9) et une analyse de corrélation de la contrainte limite élastique (Tab. II-10). Le lecteur trouvera en annexe D l'ensemble des tableaux de corrélation portant sur les déformations et contraintes à rupture et de limite d'élasticité linéaire.

L'étude du tableau II-10 et de l'annexe D montre qu'une corrélation entre les valeurs seuil d'élasticité linéaire, les valeurs maximum à rupture et les pentes des parties de courbes élastiques, est bien naturelle. Nous noterons, plus singulièrement, une sensibilité de la contrainte limite d'élasticité linéaire de compression tangentielle à l'ensemble des paramètres de l'essai mais surtout à quasiment l'ensemble des facteurs biologiques décrivant les éprouvettes. Ce qui peut poser des problèmes d'analyse des résultats expérimentaux. Il en est de même du module d'Young dans les trois directions de compression.



	Essais de compression			Essais de traction			Essais de torsion		
	contrainte seuil L	contrainte seuil R	contrainte seuil T	contrainte maxi L	contrainte maxi R	contrainte maxi T	Couple seuil axe L	Couple seuil axe R	Couple seuil axe T
Déformation seuil ou angle seuil	0,0632	0,0252	-0,1614	0,7456	0,3838	0,2042	-0,1832	-0,3013	-0,0288
Contrainte ou couple maximum	0,9174	0,1051	0,2765				0,6848	0,6278	0,8437
Déformation ou angle maximum	-0,6136	-0,3446	-0,2037				0,0040	-0,2116	0,1456
Arête du cube	-0,0497	0,2321	0,2432						
Densité	-0,1044	0,1184	0,3428						
Vitesse de déformation	-0,0868	-0,0249	-0,1898	0,2647	0,5389	0,4911	0,6696	0,1906	0,6158
Température	-0,6984	-0,7420	-0,6603						
Défauts (Nœuds,...)	-0,0600	0,1972	0,2775						
Flèche dans les cernes	-0,0958	0,1509	0,3960						
Angle maximum des cernes	-0,0920	-0,0527	0,2355						
Angle des fibres	-0,1316	0,2510	0,5360						
Angle du rayon ligneux moyen	-0,1672	0,0691	0,3224						
Amplitude d'angle des rayons	0,0650	0,0511	0,1549						
Module d'Young ou G	0,6947	0,7825	0,8678				-0,1424	0,1246	0,3301
Nombre d'essais	86	150	147	28	28	28	18	19	19
Seuil de corrélation significatif à 0.05	0,2120	0,1603	0,1620	0,3739	0,3739	0,3739	0,4683	0,4555	0,4555
Seuil de corrélation significatif à 0.01	0,2764	0,2097	0,2118	0,4785	0,4785	0,4785	0,5897	0,5751	0,5751
Seuil de corrélation significatif à 0.001	0,3488	0,2660	0,2667	0,5880	0,5880	0,5880	0,7084	0,6932	0,6932

Tableau II-10 : étude des corrélations entre les limites d'élasticité linéaire et les différents paramètres recueillis

Nous avons identifié trois paramètres dont nous souhaiterions discuter l'influence sur la contrainte limite d'élasticité linéaire : la taille de l'arête du cube, la température dans les essais de compression, la vitesse de déformation pour l'ensemble des essais.

La contrainte limite d'élasticité linéaire durant les essais de compression, est apparemment corrélée à la taille de l'arête du cube (Fig. II-18), ce qui paraît étonnant en considérant les règles que nous nous sommes imposées pour réaliser les éprouvettes. Cette corrélation est à relativiser car, d'une part, une corrélation identique au sens transverse (ordre polynomial de degré 1) n'existe pas dans le sens longitudinal (malgré une variation des résultats conséquents dans cette direction) et, d'autre part, l'influence de ce facteur est faible comme la pente des courbes de tendance est inférieure à 5% dans le sens transverse. Une explication pourrait être donnée par [ADA98] qui a observé le même type de phénomène dans son étude quasi statique du comportement mais principalement dans la direction longitudinale. L'auteur explique alors que le procédé d'obtention des éprouvettes par sciage a créé des zones détériorées aux limites physiques de l'éprouvette dont les caractéristiques seraient beaucoup plus proches de la lignine pure que du matériau bois. Cette théorie expliquerait assez bien les variations trouvées lors de la diminution de la taille de l'éprouvette. De plus, il n'est pas exclu que le procédé d'obtention des éprouvettes fasse apparaître des endommagements locaux du matériau au voisinage des surfaces réalisées et qu'avec un changement d'échelle des éprouvettes, ces endommagements prennent une importance accrue. Inversement, lors de l'agrandissement de celle-ci, il serait important de savoir qu'au delà d'une quarantaine de millimètres, il devient très ardu d'obtenir des éprouvettes dont la structure interne soit en accord avec sa géométrie.

La corrélation de la température aux caractéristiques de limite d'élasticité linéaire et de rupture ne fait aucun doute (Fig. II-19). La température adoucit le matériau bois (augmentation des déformations et diminution des contraintes avec une température croissante). Comme notre intérêt se porte surtout sur le sens transverse et que l'amplitude de l'influence de la température ainsi que l'échantillonnage en température sont trop faibles, nous nous garderons bien de trancher sur l'existence d'un seuil à partir duquel l'influence de la température augmente - bien qu'apparemment il existe au moins pour la direction longitudinale. Cette absence apparente de seuil est encore confirmée par différenciation des courbes de relaxation à température ambiante et à température variant (Tab. II-11). Nous pouvons dans le même temps mettre en lumière la caractéristique visqueuse du matériau bois même à température ambiante par un chargement de type relaxation. C'est à dire sa sensibilité à la vitesse de sollicitation même si dans ce cas cette dernière tend vers zéro au lieu d'être importante comme dans le procédé de déroulage. Nous ne parlerons pas ici des essais de relaxation durant l'essai de traction dont les résultats sont identiques à ceux de compression ; ni de ceux de torsion qui ont été éliminés à cause de l'incapacité de la machine à garder constante une déformation donnée durant assez de temps (moteur hydraulique et commande manuelle amenant une dérive lente mais non négligeable).

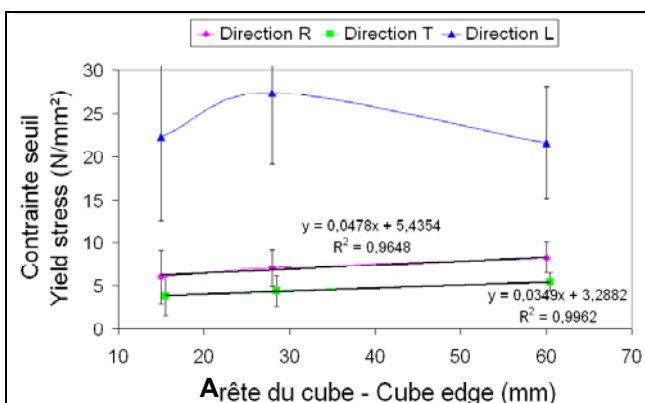


Figure II-18 : contrainte limite d'élasticité linéaire moyennée en fonction de la taille du cube durant les essais de compression dans les trois directions principales d'orthotropie

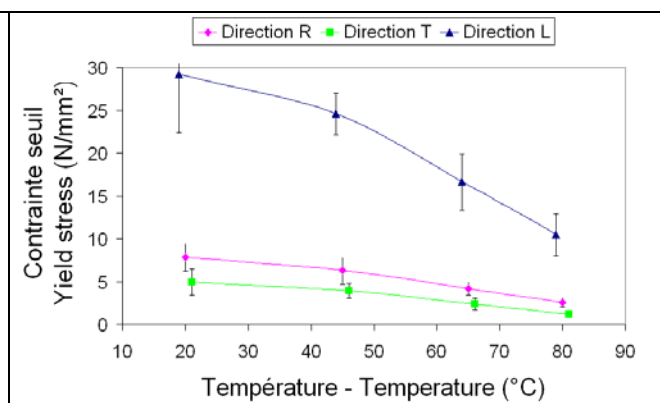


Figure II-19 : : contrainte limite d'élasticité linéaire moyennée en fonction de la température durant les essais de compression dans les trois directions principales d'orthotropie

<p>Contraite limite d'élasticité linéaire en fonction du temps après arrêt à 30% de déformation au sens de Cauchy dans la direction radiale (essai de relaxation) à température ambiante ou variable (augmentation de la température dans le temps)</p>	<p>Différence des deux courbes de relaxation en fonction de la température.</p>
<p>Tableau II-11 : mise en évidence de l'influence de la température et de la viscosité du matériau bois</p>	

La corrélation de la vitesse de déformation avec les déformations à rupture durant l'essai de compression est apparemment claire (annexe D) ainsi qu'avec les contraintes limites d'élasticité linéaire durant les essais de traction et de torsion dans le sens transverse (Tab. II-12). Mais les inverses ne sont pas vrais. De plus, nous obtenons des résultats qu'il faut relativiser à la manière du facteur de dimension du cube comme les résultats montrent une corrélation de type différent pour la direction longitudinale ainsi qu'une pente de droite faible pour les directions transverses par rapport à la direction longitudinale (le tout exprimé en échelle logarithmique). Enfin, bien que nous couvrions une large plage de vitesse de déformation (de 0,0003 à 0,3 s⁻¹ pour l'essai de traction ou compression et de 0,0022 à 0,0418 s⁻¹ pour l'essai de torsion), nous sommes très loin des vitesses de déformations du procédé de déroulage soit autour de 10000s⁻¹.

<p>Essai de traction</p>	<p>Essai de torsion</p>
<p>Tableau II-12 : influence du facteur vitesse de déformation sur la contrainte limite d'élasticité linéaire moyennée</p>	

Durant les essais dont le chargement était cyclique absolu, nous nous sommes employés à utiliser les valeurs maximales des cycles suivant les critères que nous donnons dans le Tableau II-13. Nous avons utilisé le couple comme valeur maximum de cycle durant les essais de torsion afin de limiter les imprécisions dues au matériel utilisé et dont nous avons déjà parlé précédemment.

Type d'essai	Compression	Traction	Torsion
Type de valeur utilisée	déformation	déformation	Couple
Critère utilisé	1 et 2	1 et 3	1 et 3
Critère 1	Valeur légèrement supérieure à la limite d'élasticité linéaire		
Critère 2	Valeur correspondant à une déformation du procédé de déroulage		
Critère 3	Valeur légèrement inférieure à la rupture		
Tableau II-13 : définition et application des différents critères permettant de déterminer les valeurs maximum des cycles de chargement cyclique absolu			

Une fois la réalisation des essais à chargement cyclique absolu terminée, l'analyse du travail interne de chaque cycle, qui équivaut à l'aire contenu dans chaque cycle, a fait apparaître une décroissance très importante de celui-ci entre le premier et le second cycle puis une diminution beaucoup plus faible du travail interne sur les cycles suivants (Tab. II-14). Cette observation est apparemment valable dans les trois types d'essais bien que nous ne l'ayons pas quantifié dans l'essai de torsion pour les raisons matérielles déjà évoquées. Une explication plausible de ce phénomène serait un réarrangement de la structure du matériau bois durant le premier cycle avec peut être les premiers endommagements ; ces derniers continuant à augmenter durant les cycles suivants. Il est, par contre, certain que ce phénomène jouera expérimentalement durant l'essai de déroulage d'autant plus que le copeau déroulé sera de faible épaisseur et donc qu'une grande part de celle-ci aura déjà été sollicitée le tour d'avant par la face en dépouille de l'outil. Dans ce cas, il nous faudrait tenir compte d'une contrainte limite d'élasticité linéaire très grandement diminuée (entre 5 et 10 fois) en compression et en torsion pour nos modélisations de la génération de copeau durant le procédé de déroulage.

Enfin, en regardant de plus près la part anélastique résiduelle en fin de cycle, nous commençons sérieusement à douter de l'hypothèse communément admise qui assimile le matériau bois à un matériau standard. En effet, la part élastique est au minimum de 70% en compression et peut aller jusqu' à 90% en torsion et 85% en traction. Ce qui est énorme et contraire à l'hypothèse d'une part élastique très faible face à celle plastique pour les matériaux standards. Et ceci est toujours aussi vrai pour les cycles suivants.

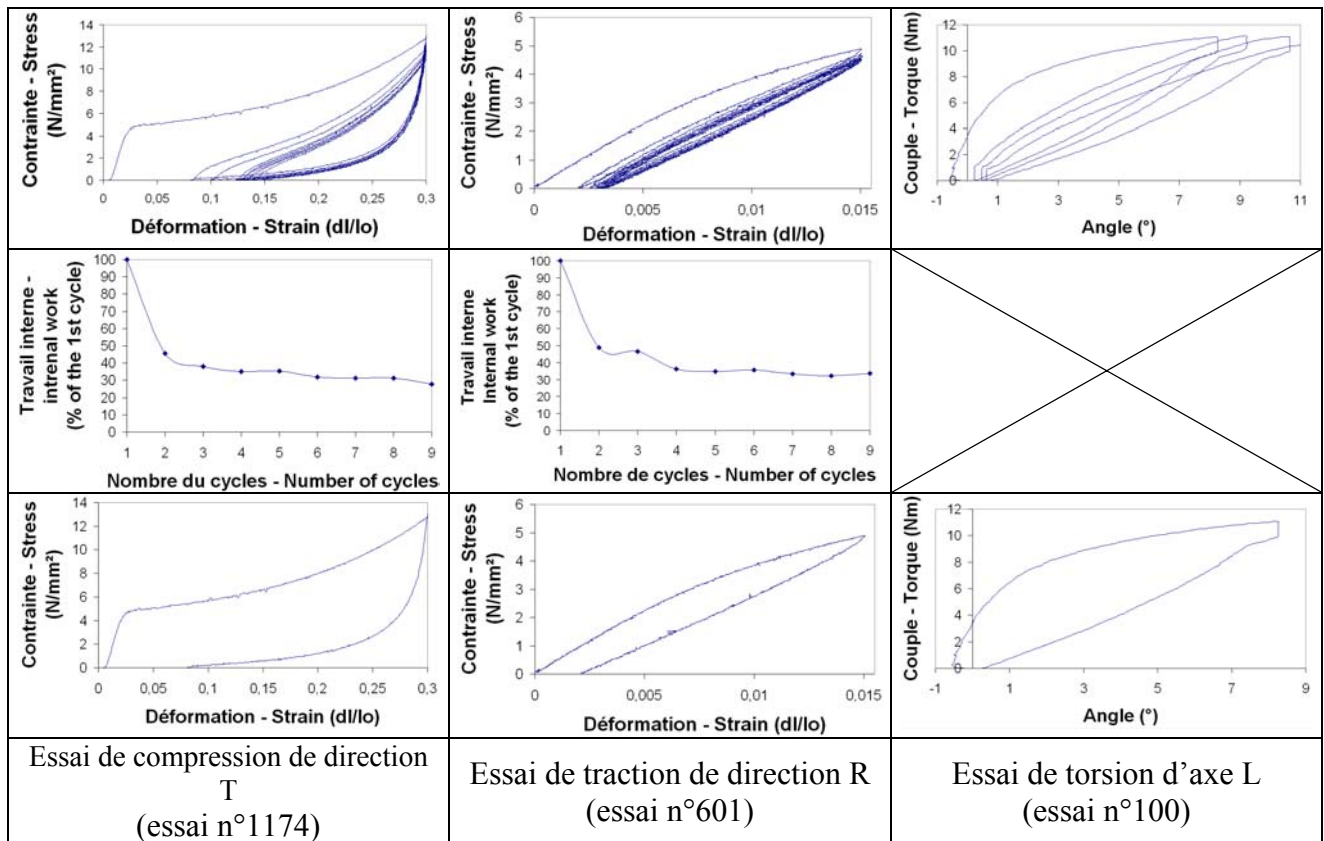


Tableau II-14 : du haut vers le bas :

- Courbe typique des essais avec chargement cyclique absolu pour les trois types d'essais, contrainte ou couple en fonction de la déformation au sens de Cauchy ou de l'angle pour l'ensemble de cycles de l'essai
- Travail interne de chaque cycle exprimé en pourcent du premier cycle en fonction du nombre de cycles
- Premier cycle des courbes typiques décrites au premier point – mise en évidence de la partie anélastique résiduelle en fin de premier cycle

3. Conclusion

En nous appuyant sur l'étude bibliographique des essais mécaniques réalisés, nous avons conçu et réalisé, avec l'aide d'un tourneur sur bois professionnel, les étriers d'adaptation aux machines d'essais et les éprouvettes qui nous ont permis d'effectuer plus de 700 essais de traction, compression et cisaillement par torsion avec différents types de chargement quasi statiques.

En se replaçant dans le contexte de l'étude d'un procédé de fabrication à très haute vitesse de déformation, nous sommes loin des vitesses d'usinage. Mais les avancées technologiques actuelles ne permettent pas de réaliser l'étude complète du comportement d'un matériau à de telles vitesses et seuls les essais de compression dynamique peuvent être actuellement réalisés sur du bois saturé. Ainsi, il ne nous est pas possible d'appréhender de manière expérimentale le rôle que l'eau libre doit sûrement jouer lorsque les vitesses de déformation sont élevées.

De plus, certains problèmes de mise en œuvre sont apparus et ont limité notre investigation (rupture par cisaillement du cône de transmission d'effort durant l'essai de traction longitudinal, décroissance de couple à angle constant lors d'un changement de sens de rotation durant les essais de torsion).

Mais malgré ces restrictions et grâce à une étude systématique basée sur différents types de chargement, nous avons pu mettre en lumière un certain nombre de points sur le comportement du matériau bois qui amènent à repenser la manière quasi unique avec laquelle l'ensemble des auteurs modélise le matériau bois. En effet, outre les valeurs des contraintes et déformations à rupture et de limite d'élasticité linéaire pour les trois types d'essais, nous avons affiné la notion de compressibilité du matériau bois en compression de deux manières différentes et convergentes vers les mêmes conclusions. Les déformations longitudinales sont certes toujours aussi négligeables en sollicitation transverse ; mais il est surtout apparu que l'anisotropie radiale / tangente était telle que lors d'une compression tangentielle les déformations radiales étaient elles aussi négligeables.

Nous avons retrouvé la sensibilité des essais à la température sans pour autant trancher sur la présence d'un seuil à partir duquel ce facteur aurait une importance accrue.

Mais les enseignements les plus intéressants proviennent des chargements cycliques absolus : tout d'abord la part inélastique résiduelle de n'importe quel cycle de chaque essai est inférieure à 30%. Ce qui remet en cause les modélisations utilisées par les auteurs de notre bibliographie qui modélisent généralement le matériau bois comme un matériau orthotrope élasto - plastique dans le cadre de la plasticité standard avec effet Bauschinger et parfois compressible.

Enfin, nous avons constaté une chute brutale du travail interne entre le premier et le second cycle qui est probablement dû à un réarrangement de la structure du matériau avant son endommagement progressif. Lors du déroulage de copeau de faible épaisseur, il est quasiment certain qu'une grande partie du copeau à former a déjà été sollicitée par la face en dépouille de l'outil le tour d'avant. Hors, le phénomène de réarrangement peut faire chuter les caractéristiques de contrainte d'au moins un facteur 5. Nous allons donc sûrement devoir en tenir compte afin de construire notre modèle analytique de coupe et de pouvoir le comparer aux résultats expérimentaux.

L'ensemble de ces résultats nous pousse à être très prudents sur l'utilisation de la modélisation conventionnelle élasto-plastique en plasticité standard avec plus ou moins d'hypothèses supplémentaires. A cette modélisation, nous préférons nous tourner vers celles des polymères hyperélastiques qui paraissent à nos yeux se rapprocher un peu mieux du comportement décrit ci-dessus. Nous développerons les différentes facettes de ces modélisations dans notre chapitre sur la modélisation de la coupe après avoir décrit et discuté des résultats des essais expérimentaux de déroulages dans le chapitre qui suit.

Chapitre III :

Les essais de déroulage

Ce chapitre est dédié aux essais expérimentaux de déroulage. Il nous permettra de continuer l'analyse du comportement du matériau bois dans les conditions réelles cette fois-ci. Ce chapitre est aussi nécessaire afin de répondre aux besoins de calage des modélisations analytiques de formation du copeau ainsi qu'à leurs vérifications par d'autres essais non utilisés lors de la première étape. Rappelons que lors du calage, il est nécessaire d'utiliser au moins un nombre d'essais supérieur ou égal au nombre d'inconnues que contient la modélisation du comportement plus celles contenues dans la modélisation de la formation du copeau.

Ainsi ce chapitre a pour objet de décrire les moyens et la méthodologie utilisés pour réaliser les essais de déroulage, mais aussi d'explicitier les analyses que nous avons réalisées afin de comprendre les phénomènes physiques présents lors de la génération du copeau et de trier les essais de déroulage qui serviront plus tard à alimenter la modélisation de la formation du copeau ou à vérifier celle-ci.

1. Une description plus paramétrique de la machine expérimentale de déroulage

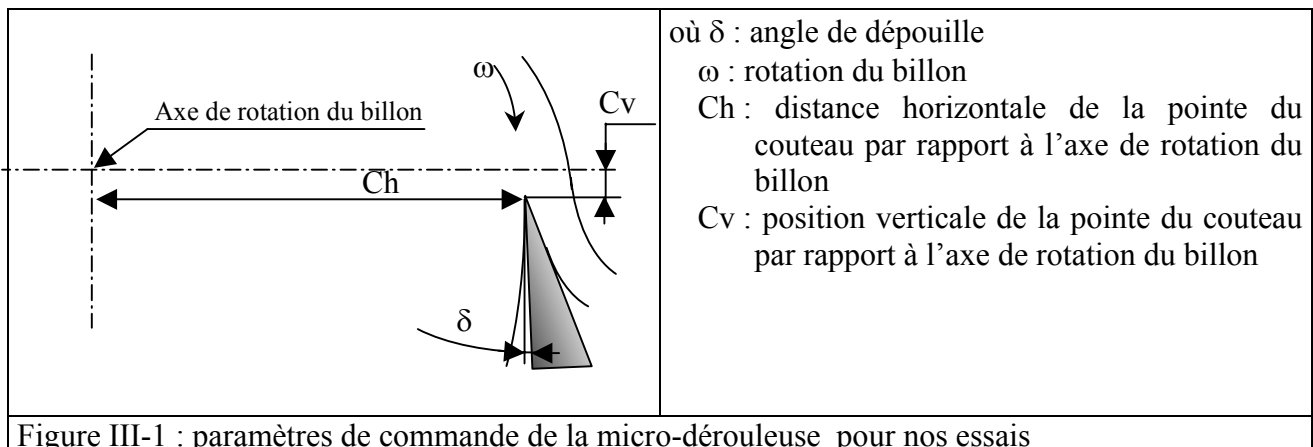
Nous ne reprendrons pas ici la description technologique de la micro-dérouleuse expérimentale que nous avons réalisée dans le chapitre I de notre étude. Nous mettrons en lumière plus particulièrement les paramètres de commande du procédé ainsi que les technologies permettant ces réglages afin d'appréhender la précision des paramètres de commandes par rapport à leurs consignes et aussi les plages possibles de chacun des paramètres. Les lecteurs pourront se référer à [BUT94] (conception mécanique), [DEC96] (premier logiciel de commande de la machine et d'acquisition de données) et [ELJ03] (modification de la partie commande de la machine après un incident technique) pour plus de détails.

Le fait de s'être placé dans le cas du déroulage sans barre de compression a impliqué un grand nombre de paramètres de commande en moins (cotes verticale et horizontale, angles d'entrée et de sortie de la barre de pression). Les paramètres de commande restants sont alors (Fig. III-1) :

- l'angle de dépouille, qui est changé par la mise en rotation par un moteur pas à pas d'une vis dont l'écrou est lié au porte couteau en liaison pivot d'axe perpendiculaire à la vis,
- la position verticale de la pointe du couteau par rapport à l'axe de rotation du billon qui est réalisé manuellement
- la distance horizontale de la pointe du couteau par rapport à l'axe de rotation du billon, soit le rayon de déroulage actuel, est réalisée par des cotes de fabrication entre le chariot et la couronne porte couteau ainsi qu'entre le couteau et la couronne porte couteau (le couteau étant plaqué sur la surface de référence de la couronne par une cale biaise) mais aussi grâce à une liaison glissière réalisée par quatre patins à bille et dont le mouvement est assuré par une vis à bille sans fin mise en rotation par un moteur brushless,
- la rotation du billon qui est réalisée par un moteur brushless accouplé à un réducteur.

Avec ces paramètres de commande, il est possible de piloter le déroulage de deux manières : soit à vitesse angulaire constante c'est à dire que la vitesse de rotation du billon ainsi que la vitesse d'avance du chariot porte couteau sont constantes, soit à vitesse linéaire constante c'est-à-dire que la vitesse périphérique du billon est constante, ce qui implique une vitesse d'avance du chariot porte couteau allant croissante avec la diminution du rayon de déroulage et une vitesse de rotation du billon proportionnelle à l'inverse du rayon de déroulage. Dans ce cas, [ELJ03] précise que la vitesse

de rotation du billon n'est pas décrite de manière hyperbolique continue mais segmentée pour des raisons de virgules flottantes de l'automate utilisé.



[DEC96] définit les précisions relatives de l'ensemble des positionnements angulaires où des rotations sont de l'ordre de $0,01^\circ$, tandis que celles des translations sont de l'ordre de $0,01$ mm. Il précise aussi que la position absolue est difficile à obtenir. Au regard des codeurs angulaires utilisés, la remarque de [DEC96] prend tout son sens et c'est pourquoi il existe une phase d'initialisation de la machine durant laquelle l'ensemble des éléments en mouvement viennent automatiquement en butée sur des capteurs afin de repérer leur position absolue.

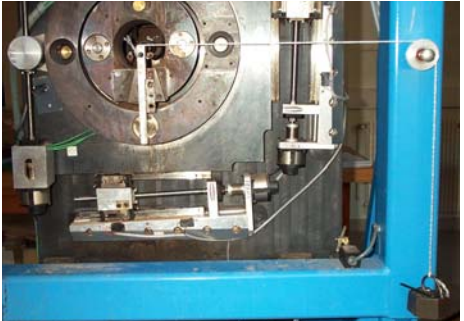
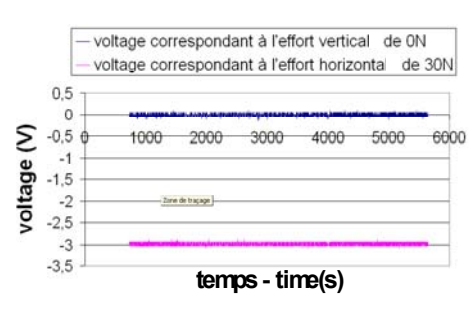
Afin de réaliser un positionnement vertical manuel du couteau par rapport à l'axe de rotation du billon dans l'ordre de grandeur cité ci-dessus, la procédure implique de faire coïncider l'arête du couteau et l'axe de rotation de la couronne porte-couteau, les cotes de fabrication de la machine expérimentale impliquant une même hauteur verticale des deux axes de rotation. La précision du positionnement manuel est obtenue grâce à un système optique de grossissement fixe par rapport au bâti et à la rotation du couteau grâce à la couronne.

Ne reste plus que le « grand nombre de segmentation de la vitesse de rotation du billon » qui n'est pas défini par [ELJ03] et qui est considéré par l'auteur comme satisfaisant. Par contre, comme la machine est limitée à une vitesse de rotation de billon de 330 tours par minute et à des diamètres de billons de 500 mm et comme la vitesse de rotation ne fait qu'augmenter avec les rayons qui diminuent à vitesse linéaire constante, nous avons décidé de limiter notre étude à une vitesse linéaire de 5m/s et d'enregistrer la consigne de rotation de billon afin de vérifier si elle ne saturait pas à 10 Volts pour être certains de rester dans les « mêmes » conditions de coupe durant l'ensemble d'un essai (exception faite de la segmentation de la vitesse linéaire).

2. Les grandeurs mesurées et calculées

2.1. Mesures réalisées et technologies associées

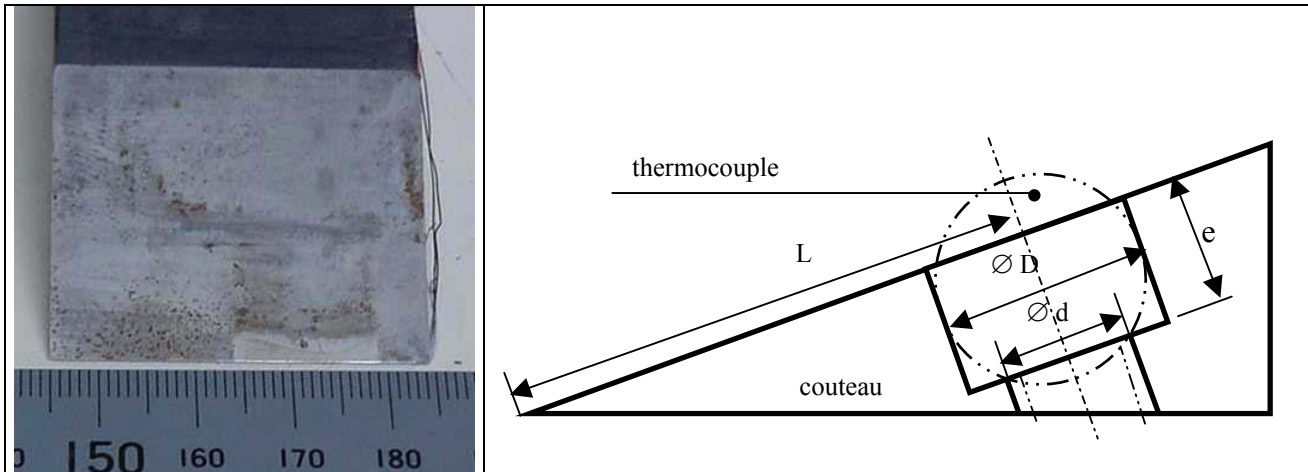
Dans le chapitre I, nous avons fait le point sur les mesures prévues à la conception de la machine expérimentale de déroulage. Seules les mesures des efforts sur le couteau et le patin par cellules piézoélectriques ont été utilisées. Cette technologie permet de ne pas dépasser 1% d'erreur de linéarité ou d'hystérésis pour chaque direction de mesure. En fait, la plus grande incertitude de mesure vient de l'interaction entre les directions de mesure qui pourrait se monter à 2% d'après les fiches techniques du constructeur des cellules de force. Un petit inconvénient est la nécessité d'un étalonnage périodique de ces cellules de mesure au moins une fois par an. Comme nous ne connaissons pas la fréquence d'étalonnage de cette machine expérimentale, nous avons réalisé un étalonnage en nous approchant au mieux d'un effort donné grâce à la constante G (classiquement : 9,81 Kg/N) mesurée à Cluny ainsi qu'une masse calculée pour atteindre au mieux 30N et mesurée à 0,02 gramme près (Tab.III-1).

		<p>Moyenne du voltage correspondant à l'effort horizontal de 30N = 2,971 V</p> <p>Ecart type sur moyenne des voltages = 0,00977 V</p> <p>Coefficient correcteur des enregistrements = 10,097</p>
<p>Montage expérimental d'étalonnage avec renvoi par poulie de l'effort donné par une masse (en bas à droite)</p>	<p>Visualisation des courbes de voltage obtenues pour les efforts horizontal et vertical</p>	<p>Résultats déduits des courbes</p>
<p>Tableau III-1 : exemple d'étalonnage des cellules de mesure des efforts sur le couteau dans la direction horizontale</p>		

Malheureusement la mesure de la position réelle de la surface usinée avait été détériorée et n'a pu être réparée pour les expérimentations que nous avons menées, ce qui nous a privé d'une valeur d'analyse plus fine en ce qui concerne des problèmes éventuels de périodicité à deux tours près des autres valeurs mesurées. Mais nous avons tout de même mesuré l'épaisseur réelle du copeau avec un pied à coulisse digital dont la précision est de 0,02 mm. Nous avons mesuré plusieurs fois cette épaisseur dans le sens perpendiculaire aux fibres pour chaque essai afin d'évaluer au mieux les variations éventuelles d'épaisseur de copeau.

En plus de ces mesures, nous avons utilisé la technique de la double flexion du copeau afin de savoir s'il était fissuré. Mais surtout nous avons implanté un thermocouple dans l'outil afin d'avoir une appréciation de l'élévation de la température lors du déroulage. Rappelons que c'est quasiment la seule technologie applicable dans le cas du procédé de déroulage. Sachant qu'il était peu probable de dépasser 100°C du fait de la présence d'eau libre jamais observé en ébullition lors du déroulage du matériau bois, nous avons choisi un thermocouple de type K qui présentait la meilleure sensibilité thermique entre 20 et 100°C. A la différence de l'enlèvement de matière métallique, l'angle de bec de 20° pose un gros problème de place afin de loger la pointe du thermocouple au plus près de l'arête de coupe. Pour résoudre cet épineux problème nous avons commencé par

éliminer les gaines plastiques des futures thermocouples et avons réalisé leur isolation par oxydation qu'il a fallu optimiser afin de garantir à la fois l'isolation électrique et une continuité de la connexion dans le fil. Après quoi, il a fallu insérer et maintenir le thermocouple dans l'outil à l'aide d'un trou lamé débouchant. Nous avons commencé par des thermocouples de diamètre 0,2 mm puis nous avons miniaturisé le thermocouple en utilisant des diamètres de fils de 0,076 mm. Ce dernier se trouvait plus proche de l'arête de coupe, le système couteau plus thermocouple avait un meilleur temps de réponse entre 20 et 100°C aussi bien à la montée qu'à la descente mais il était un peu moins précis (Tab.III-2). La grande inconnue étant la longueur de contact entre le copeau et l'outil, nous avons privilégié le critère de la distance entre thermocouple et l'arête de coupe ce qui nous a amené à choisir le thermocouple de diamètre 0,076 mm.



Mise en évidence de la position correcte mais limite du thermocouple de diamètre 0,2 mm par rapport à la trace laissée par le contact du copeau sur l'outil

Schéma de principe de l'implantation d'un thermocouple au plus près de l'arête de coupe du couteau

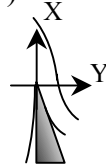
	Thermocouple de diamètre 0,2 mm	Thermocouple de diamètre 0,076 mm
Distances L - D - d - e (mm)	0,94 - 0,4 - 0,25 - 0,22	2 - 0,8 - 0,5 - 0,5
Erreur de précision à la montée en température de ~20 à 100°C (°C)	$0,88 < \Delta p < 0,98$	$1,11 < \Delta p < 1,15$
Temps de réponse à la montée en température de ~20 à 100°C (seconde)	1,04	0,82
Temps de réponse à la descente en température de ~100 à 20°C (seconde)	1,43	1,23

Tableau III-2 : expression des critères qualifiant le moyen de mesure de la température à l'intérieur du couteau

2.2. Les grandeurs calculées

A partir des efforts sur le patin de frottement, nous avons déduit le coefficient de frottement du matériau bois sur le couteau à la vitesse du procédé de déroulage (mais forcément à la bonne température). Une fois le coefficient de frottement calculé et grâce aux mesures d'efforts sur le couteau nous avons pu déterminer les efforts sur les faces d'attaque et de dépouille avec l'hypothèse d'une arête de couteau parfaitement affûtée comme le décrit [THI89] dans le chapitre I de notre étude. Notons que F_a et F_d sont respectivement la somme des projections des efforts vertical et horizontal dans la direction définie par l'autre force à chercher :

$$\begin{cases} F_a = \frac{\cos(\Phi - \delta)}{\sin(\beta + 2\Phi)} \cdot X_c + \frac{\sin(\Phi - \delta)}{\sin(\beta + 2\Phi)} \cdot Y_c \\ F_d = \frac{\cos(\beta + \Phi + \delta)}{\sin(\beta + 2\Phi)} \cdot X_c - \frac{\sin(\beta + \Phi + \delta)}{\sin(\beta + 2\Phi)} \cdot Y_c \end{cases}$$



où X_c et Y_c : décomposition orthogonale de la résultante des efforts de l'outil sur le bois
 F_a : norme de la résultante des efforts de la face d'attaque sur le copeau
 F_d : norme de la résultante des efforts de la face en dépouille sur le billon
 β : angle de bec de l'outil
 δ : angle de dépouille de l'outil
 Φ : coefficient de frottement matériau de l'outil / matériau bois

Comme le préconise [BUT94], nous avons calculé l'angle de frottement plutôt à partir des variations des efforts sur le patin qu'avec les efforts eux-mêmes, l'effort vertical (normal à la surface) variant en fonction du rayon et de la densité locale du bois. Nous avons donc tracé la courbe et estimé la pente de la courbe de tendance. En faisant varier les efforts et de leurs incertitudes, nous avons estimé que l'imprécision sur l'angle de frottement pouvait atteindre $1,5^\circ$. Nous avons majoré cette incertitude à 2° en tenant compte du choix arbitraire du début et de la fin du régime stationnaire.

A partir de cette estimation, nous avons pu calculer la propagation d'incertitude dans le calcul des efforts sur la face d'attaque et en dépouille. Les résultats montrent une incertitude de 10 à 20% sur l'effort appliqué sur la face d'attaque tandis que l'incertitude passe de 15 à 35% sur l'effort exercé sur la face en dépouille. Il faut remarquer une très grande sensibilité des incertitudes à l'incertitude provenant de l'angle de frottement.

$$\begin{aligned} \Delta F_a &= \frac{\cos(\Phi - \delta)}{\sin(\beta + 2\Phi)} \cdot \Delta X_c + \frac{\sin(\Phi - \delta)}{\sin(\beta + 2\Phi)} \cdot \Delta Y_c \\ &+ \frac{\sin(\Phi - \delta) \cdot X_c + \cos(\Phi - \delta) \cdot Y_c}{\sin(\beta + 2\Phi)} \cdot (\Delta \delta + \Delta \Phi) \\ &+ \left(\frac{\cos(\Phi - \delta) \cdot X_c + \sin(\Phi - \delta) \cdot Y_c}{\sin^2(\beta + 2\Phi)} \cdot \cos(\beta + 2\Phi) \right) \cdot (\Delta \beta + 2 \cdot \Delta \Phi) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Delta F_d &= \frac{\cos(\beta + \Phi + \delta)}{\sin(\beta + 2\Phi)} \cdot \Delta X_c + \frac{\sin(\beta + \Phi + \delta)}{\sin(\beta + 2\Phi)} \cdot \Delta Y_c \\ &+ \frac{\sin(\beta + \Phi + \delta) \cdot X_c + \cos(\beta + \Phi + \delta) \cdot Y_c}{\sin(\beta + 2\Phi)} \cdot (\Delta \delta + \Delta \Phi + \Delta \beta) \\ &+ \left(\frac{\cos(\beta + \Phi + \delta) \cdot X_c + \sin(\beta + \Phi + \delta) \cdot Y_c}{\sin^2(\beta + 2\Phi)} \cdot \cos(\beta + 2\Phi) \right) \cdot (\Delta \beta + 2 \cdot \Delta \Phi) \end{aligned}$$

où F_a : norme de la résultante des efforts de la face d'attaque sur le copeau
 F_d : norme de la résultante des efforts de la face en dépouille sur le billon
 β : angle de bec de l'outil
 δ : angle de dépouille de l'outil
 Φ : coefficient de frottement matériau de l'outil - matériau bois
 X_c et Y_c : décomposition orthogonale de F_c résultante des efforts de l'outil sur le bois

3. Le mode opératoire et la mise en œuvre

A la vue du peu d'informations à notre disposition permettant de prédire l'état du copeau (continuité et fissuration), nous avons décidé de réaliser un plan complet d'expériences. Pour ce faire, nous avons défini les paramètres sur lesquels nous pouvions agir puis leurs plages et enfin les seuils que nous avons utilisés (Tab.III-3). Comme le préconise [CTB76] dans le tableau I-4, nous avons utilisé un angle de bec de 20°. Et comme l'angle de dépouille préconisé diminue de 1° entre les rayons 300, 200 et 50 mm, nous avons réalisé nos essais entre les rayons 220 mm et 110 mm afin de pouvoir voir l'influence d'un changement d'angle de dépouille. Nous avons utilisé comme matière première les rondelles tirées de la même grume de hêtre que les essais quasi-statiques. Nous avons repéré la position de ces rondelles dans la grume ainsi que l'utilisation séquentielle de chaque rondelle.

Enfin, notons que les usinages nécessaires à l'implantation du thermocouple et au dégagement de ses fils sur la face en dépouille ont limité l'affûtage du couteau à un pierrage de l'arête de coupe au lieu d'une rectification des faces. Malgré cela, l'impact des usinages a été limité puisque le couteau venait d'être rectifié juste avant les électroérosions.

Durant la réalisation des essais et à vitesse de coupe linéaire et angle de dépouille donnés, nous nous sommes très vite aperçus qu'il n'était pas nécessaire d'augmenter l'épaisseur de copeau plus loin que l'épaisseur pour laquelle nous obtenions les premières macro-fissurations du copeau puisqu'au delà les macro-fissurations apparaissaient systématiquement. Ce gain de matière première, nous a permis de réaliser quelques essais avec des valeurs d'angle de dépouille et d'épaisseur de copeau - s'il ne fissurait pas - un peu plus extrêmes. Ce sont les valeurs entre parenthèse dans le tableau III- 3. Nous avons ainsi réalisé 102 essais dont 10% sont des répétitions d'essais à comportement variés afin d'appréhender la variabilité des essais de déroulage. (Le lecteur pourra retrouver en annexe E une description de l'ensemble des combinaisons de paramètres testés.)

Paramètre	Plage de variation	Seuils
Angle de dépouille : δ (°)	$0 < \delta < 3$	0 - 0,5 - 1 - (2) - (3)
Epaisseur de copeau : e_p (mm)	$0 < \text{épaisseur} < 2$	0,1 - 0,3 - 0,6 - 0,8 - 1 - (1,2) - (2)
Vitesse de coupe linéaire : V (m/s)	$0 < V < 5$	0,1 - 0,5 - 1 - 2 - 3 - (4) - 5
Tableau III-3 : définitions des paramètres des plages et des seuils du plan complet d'expérience de déroulage		

4. Classer et trier les essais à l'aide de critères

Après chaque essai, nous avons tout d'abord vérifié la fissuration et la continuité de chaque copeau. Les essais dont le copeau était fissuré furent exclus de notre étude, comme nous nous intéressons à la modélisation d'un copeau continu. Sur chaque enregistrement d'essai dont le copeau était non fissuré, nous avons vérifié que la consigne de rotation du billon n'était pas saturée. Cela nous permet d'affirmer que tous nos essais ont été réalisés avec les paramètres de commande que nous avons souhaités. Après quoi, nous avons transformé nos enregistrements de tension en enregistrement correspondant aux grandeurs mesurées grâce aux calibrages effectués et à leurs enregistrements. Nous avons défini les zones temporelles de régime continu dans lesquels nous avons réalisé la moyenne de chaque valeur mesurée durant le déroulage. L'angle de frottement a été calculé comme décrit plus haut et c'est avec lui et les moyennes des enregistrements des efforts sur le couteau que nous avons calculé les efforts sur la face d'attaque et de dépouille du couteau comme le décrit [THI88]. Dans le but de quantifier la qualité de nos mesures, chaque calcul de moyenne fut accompagné d'un écart type tandis que le calcul de l'angle de frottement qui est égale à l'arc tangente du coefficient directeur de la régression linéaire, fut accouplé au résidu de cette régression. Nous avons aussi observé les courbes d'efforts et en avons défini trois sortes de qualités (Tab. III-4) qui se retrouvent d'ailleurs dans les écarts types des efforts mais aussi de la température (dont nous calculons moyenne et écart type dans la zone de régime stationnaire).

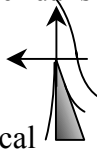
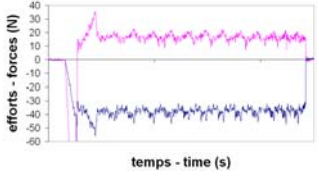
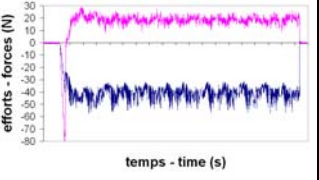
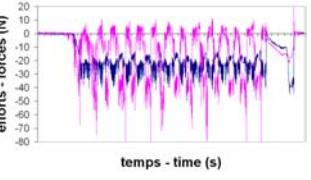
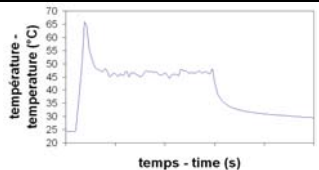
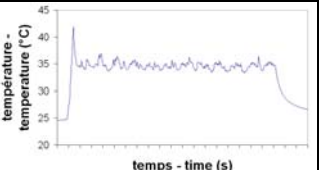
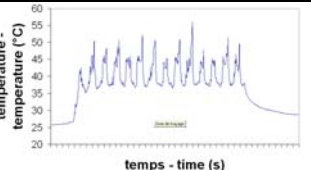
Numéro d'essai	37	32	83
Paramètres: δ (°) - ep (mm) - V (m/s)	0 - 0,6 - 5	0 - 0,6 - 0,5	1 - 0,1 - 1
Effort du bois sur le couteau exprimé dans le repère :  — Effort vertical — Effort horizontal			
Température du thermocouple			
Type de qualité	bonne	dégradée	A éliminer

Tableau III-4 : exemple de différentes qualités de courbes complètes (régimes transitoires inclus) observées après traitement des enregistrements : évolution des efforts exercés sur le couteau et de la température en fonction du temps

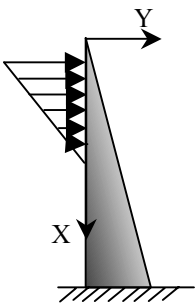
C'est grâce à cette observation qualitative que nous avons fait un premier tri dans les essais qui nous a permis de fixer un seuil de qualité des essais en imposant que l'écart type de chaque valeur moyennée soit inférieur à 10% de la valeur maximum des essais non éliminés pour affirmer que l'essai était de qualité. La fréquence d'enregistrement étant de 1000 hertz, nous avons eu un nombre d'enregistrements conséquent durant le régime stationnaire (710 au minimum), ce qui nous a permis de choisir un résidu minimum de 0,2 pour affirmer que la détermination du coefficient de frottement était de qualité.

En nous référant à [DEC96], nous avons créé un autre critère de qualité en rapportant l'effort de la face en dépouille à celui sur la face d'attaque. D'après l'auteur, le seuil de ce critère est 1 et au-delà, il permet d'exprimer le refus de coupe. La prédominance de l'effort de la face en dépouille pourrait

alors s'expliquer par l'absence de l'évacuation de l'eau libre. Lors de la discussion sur les résultats nous expliciterons nos doutes sur ce critère.

Enfin nous avons aussi défini un critère d'exclusion relié à l'épaisseur du copeau en soustrayant l'épaisseur mesurée à l'épaisseur du paramètre de commande du procédé. Afin de déterminer le seuil de ce critère, il nous a fallu tenir compte de l'incertitude du moyen de mesure de l'épaisseur réelle du copeau (0,02 mm) mais aussi des micro-fissurations qui ont amené des paquets de 2 à 3 cellules en supplément sur l'une des deux faces du copeau. En faisant l'hypothèse d'une très forte sollicitation de ces cellules, entre la face d'attaque (ou en dépouille) et le copeau, et d'un effort non négligeable du pied à coulisse sur ces cellules déjà très endommagées car sorties de leur structure, nous n'avons tenu compte que de l'épaisseur des parois (cf. tab.I-2). Nous avons ainsi déterminé un seuil de 0,1 mm au-delà duquel il est possible d'affirmer qu'il existe un phénomène cyclique sur deux tours de variation d'épaisseur de copeau dû à la déformation du couteau et de la rondelle. Malheureusement, il ne nous sera pas a priori possible de modéliser ce genre de phénomène par une modélisation analytique et nous devons éliminer ces essais de notre étude.

En appliquant à notre cas, les calculs classiques de résistance de matériau sur un dièdre tronqué (présence d'un rayon de bec) représentant le couteau encastré ([THI88]), il est possible d'appréhender la variation maximum d'épaisseur de copeau provenant de la flèche de l'outil ainsi que la variation d'angle de dépouille (Tab. III-5). Ces variations ne sont pas négligeables mais n'expliquent pas à elles seules les variations d'épaisseur que nous avons pu constater entre les épaisseurs théoriques et mesurées le cas échéant.

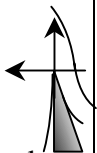
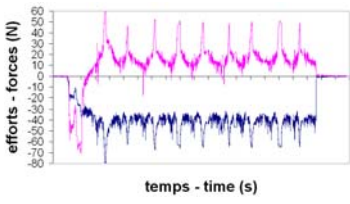
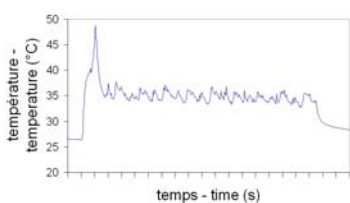
Modélisation utilisée	Résultats obtenus	désignations	Application numériques à notre cas
	$y'(0) = \frac{12.P}{E.b.l.\tan^3 \beta} \left(\ln\left(\frac{l}{d}\right) - 1 \right)$ $y(0) = \frac{12.P}{E.b.\tan^3 \beta} \left(\ln\left(\frac{L}{l}\right) + \frac{1}{3} + \frac{2l}{L} \right)$	<p>Où L : longueur du dièdre l : longueur de contact outil / matériau bois sur la face en dépouille b : largeur d : distance entre le sommet du dièdre théorique et le début du contact sur la face en dépouille de l'outil β : angle de bec E : module d'Young P : résultante horizontale du contact</p>	<p>L = 40 mm l = 1 mm b = 30 mm d = 0,005 mm β = 20° E = 200000 Mpa P = 200 N</p> <p>$y'(0) = 2,1^\circ$ $y(0) = 0,035\text{mm}$</p>
<p>Tableau III-5 : estimation par la résistance de matériau de la variation d'angle de dépouille et de déplacement de l'arête du couteau pouvant engendrer une variation d'épaisseur</p>			

5. La répétabilité du procédé.

Seulement 10% des essais ont été répétés, pour des problèmes de qualité et de quantité de matière première. Lors de ces répétitions nous avons pu constater que des variations locales de densité ont pu être détectées (Tab. III-6). Mais ces variations essentiellement dues au choix des rondelles extraites du billons à dérouler n'ont pas apporté une grande variabilité sur l'effort vertical, l'effort appliqué sur la face d'attaque, l'épaisseur réelle du copeau ni sur la température. Par contre, l'effort horizontal ainsi que l'effort en dépouille et l'angle de frottement entre le copeau et l'outil paraissent moins répétables (Tab. III-7).

6. Résultats et discussion sur les essais de déroulage.

Ce chapitre a deux buts bien distincts. Le premier est d'effectuer un choix dans les essais afin de déterminer quels sont les plus aptes à nourrir et valider une modélisation de formation du copeau. Ce tri va amener une discussion sur les critères d'élimination des différents essais. Le second est d'appréhender les phénomènes physiques ayant cours durant le déroulage grâce à une étude des liens entre les différents paramètres que nous avons décrits. Dans ce cadre, il est intéressant de prendre en compte l'ensemble des essais (à l'exception des doublons) afin de pouvoir appréhender l'ensemble des phénomènes physiques.

Numéro d'essai	1 (doublon du 32)	valeur	Variation moyenne (%)
Paramètres : δ (°) - ep (mm) - V (m/s)	0 – 0,6 – 0,5	Fv : Effort moyen vertical sur le couteau durant le régime stationnaire	4,9%
Effort du bois sur le couteau exprimé dans le repère :  — Effort vertical — Effort horizontal		Fh : Effort moyen horizontal sur le couteau durant le régime stationnaire	16,2%
		Fa : Effort sur la face d'attaque	8,3%
		Fd : Effort sur la face en dépouille	13,3%
Température du thermocouple 		epr : Epaisseur réelle	4,3%
		T : Température moyenne durant le régime stationnaire	6,5%
		f : Angle de frottement	15,5%
Tableau III-6 : exemple d'un essai doublé avec apparition de phénomènes de variation de densité locale : essai n° 1 répétition de l'essai 32.		Tableau III-7 : variations moyennes de différentes valeurs pour les essais ayant été répétés.	

6.1. Discussion sur les critères de tri et leurs conséquences

Après avoir écarté les essais suivant les critères décrits précédemment, nous avons cherché à caractériser ces derniers : trois types d'essais rejetés se forment.

Une première population constituée de trois essais n'est éliminée qu'à cause d'une différence d'épaisseur théorique et réelle supérieure à 0,1 mm. Ces essais ont tous en commun de ne pas satisfaire au critère sur le coefficient de corrélation permettant d'appréhender la qualité de la détermination du coefficient de frottement et surtout d'avoir en commun des paramètres de commande de vitesse linéaire très faible (0,1 m/s) et un angle de dépouille au delà de 1°.

La majorité d'essais (16 sur 26) est très typée et est composée d'essais dont la majeure partie possède les trois caractéristiques suivantes sauf trois essais qui n'en possèdent que deux :

- un critère qualitatif est « à rejeter » (cf. Tableau III-4)
- un critère de refus de coupe supérieur à 1,2 avec un effort moyen horizontal du bois sur le couteau en régime continu très nettement négatif (< -12N dans le repère de la figure III-2). En effet, ce critère est très fortement lié à l'effort moyen horizontal du bois sur le couteau (Fig.III-2).
- une différence d'épaisseur théorique et réelle supérieure à 0,1 mm, pour le copeau

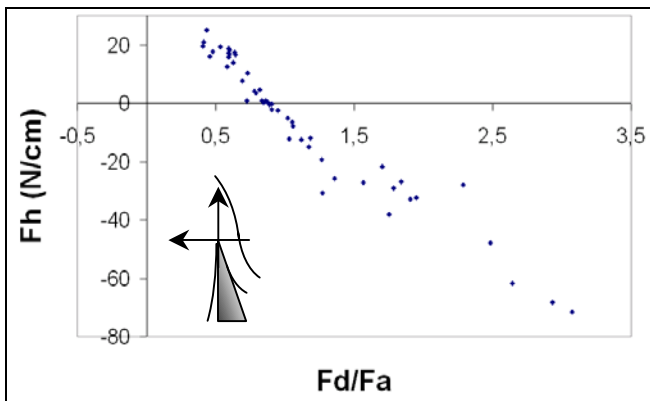


Figure III-2 : Evolution de l'effort horizontal dans le repère représenté en fonction du ratio entre l'effort exercé sur la face en dépouille et celui de la face d'attaque pour l'ensemble des essais non fissurés

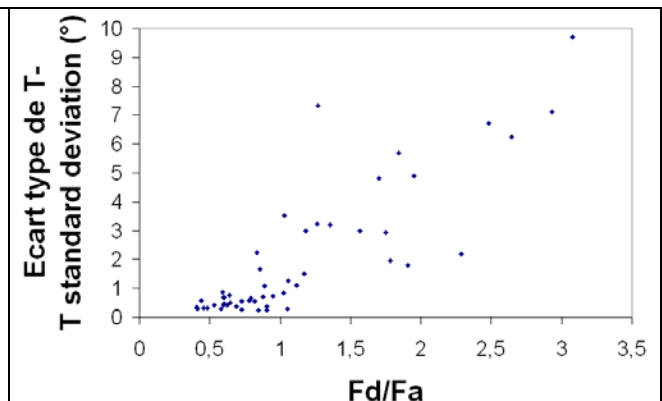


Figure III-3 : Evolution de l'écart type de la température en régime stationnaire en fonction du ratio entre l'effort exercé sur la face en dépouille et celui de la face d'attaque pour l'ensemble des essais non fissurés

Les écarts types des efforts et de la température sont aussi toujours très élevés par rapport aux seuils définis. Ce sont des cas typiques où l'effort sur la face en dépouille instantané est plus important que l'effort sur la face d'attaque et provient principalement de l'effort horizontal instantané qui est très instable. Ces fluctuations se retrouvent aussi dans la température mesurée (Fig.III-3) et dans l'épaisseur réelle du copeau. Ainsi il apparaît que lorsque l'effort horizontal joue un rôle prédominant, le thermocouple pourtant positionné au ras de la face d'attaque de l'outil enregistre aussi l'effet thermique du frottement sur la face en dépouille. Ce qui n'est pas déraisonnable à la vue de l'épaisseur de l'outil. Au regard du critère d'épaisseur de copeau et de la fluctuation de l'effort horizontal, il est probable que le billon et le couteau se soit déformés de manière instable dans le temps donnant ainsi une épaisseur fluctuante à l'épaisseur du copeau.

Enfin, une troisième population de 7 essais est un peu moins typée que la précédente et ne présente que le critère de refus de coupe supérieur à 1 avec un effort moyen horizontal du bois sur le couteau en régime continu négatif. Ce critère est nettement moins accentué que dans la seconde population puisque le refus de coupe est quantifié entre 1,02 et 1,36 tandis que l'effort horizontal varie entre -26 à -5,2 newtons. Or la qualité des courbes est « dégradée » seulement, et celui d'exclusion de l'épaisseur étant satisfait (<0,1), il est théoriquement possible d'utiliser ces essais pour une modélisation analytique de la formation du copeau. Ainsi malgré un refus de coupe au sens de [DEC96], le couteau et le billon déroulé ont certainement dû se déformer de manière stable (cette situation se produit fréquemment en production).

En regroupant toutes ces populations, nous avons appréhendé les conditions paramétriques de commande générant ces instabilités :

- Soit l'épaisseur du copeau est trop faible (0,1 mm) et dans 80% des cas nous obtenons une épaisseur de copeau très différente entre la consigne et l'épaisseur de copeau réelle. Avec un rayon de bec faible mais existant, une partie du matériau bois doit littéralement passer en-dessous de l'outil un tour sur deux. Ce qui expliquerait des variations d'épaisseur allant facilement du double au triple de l'épaisseur nominale et une discontinuité du copeau dans la plupart des cas.
- Soit, à épaisseur de copeau et angle de dépouille constants, l'augmentation de vitesse montre tout d'abord qu'une vitesse trop faible (0,1 m/s) dégrade les conditions de coupe et nous retombons peut être dans le cas de la première population mais avec une dégradation de la coupe plus sévère cette fois-ci, avec les deux dernières populations. Nous proposons comme explication aux fortes variations d'épaisseur, l'apparition de l'effet Horner : l'arête de l'outil ne parvenant pas à couper le matériau bois, ce dernier se déforme par compression sur le bec de l'outil générant des fissurations par traction (mode I) en arrière de l'arête de coupe. Lorsque le matériau bois est assez comprimé, la coupe reprend brutalement et le cycle recommence.
- Soit la vitesse croissant, il y a apparition d'une dégradation progressive de la coupe par l'apparition de la dernière population puis de la seconde. L'apparition de ce seuil de vitesse peut apparemment être repoussé (de 1 à 5 m/s) par une augmentation de l'épaisseur du copeau ou par une augmentation de l'angle de dépouille.

6.2. Influence de différents paramètres.

Afin de compléter notre étude, nous avons ensuite réalisé une étude des corrélations entre les différents paramètres sur plusieurs populations de résultats afin d'appréhender l'influence de chaque paramètre, à l'intérieur de chaque population. La population globale des essais non fissurés a tout d'abord été classée suivant le critère d'exclusion de l'épaisseur du copeau puis suivant le critère du refus de coupe (Fig. III-4). Nous avons choisi de descendre ce critère à 0,8 et de créer ainsi deux sous-populations à celle des essais théoriquement modélisables. La raison de la diminution de ce critère est due à un effort horizontal sur le couteau qui oscillait de part et d'autre du zéro et dont l'effort moyen était proche du zéro. Nous avons donc choisi d'exprimer à travers ce critère, non seulement le fait que l'effort sur la face de dépouille devenait plus grand que l'effort sur la face d'attaque mais aussi le fait que l'effort horizontal instantané sur le couteau restait positif.

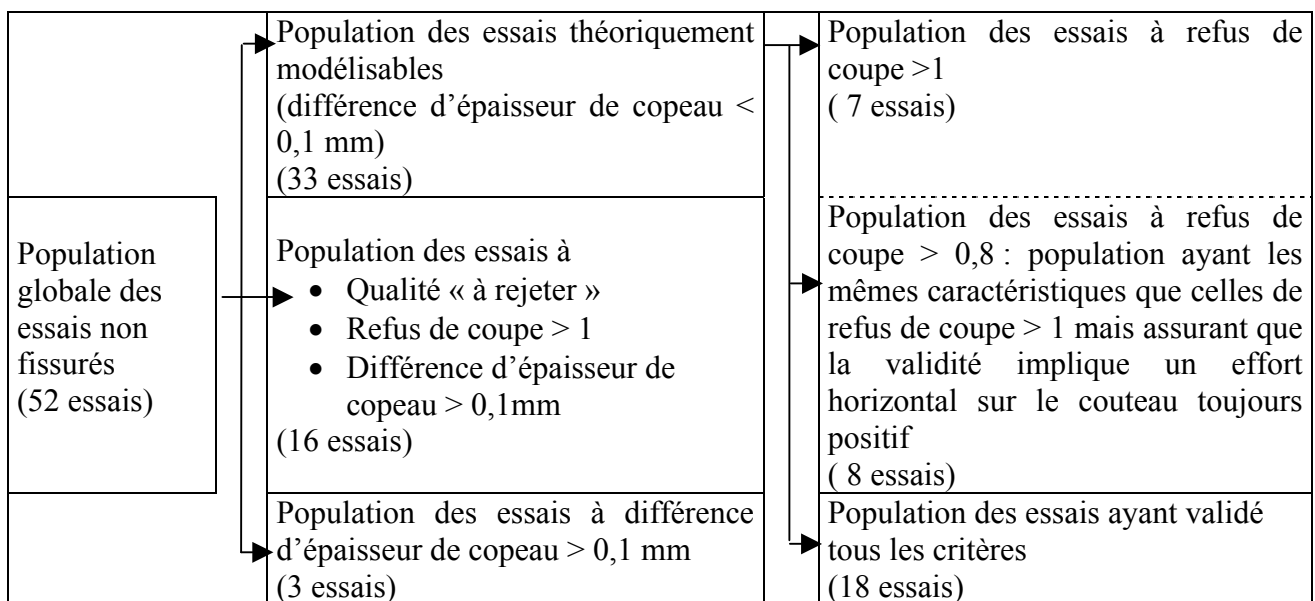


Figure III-4 : décomposition de la population des essais non fissurés en vue d'une étude de corrélation

6.2.1. L'étude de corrélation

Le lecteur pourra se référer à l'annexe D afin d'avoir de plus amples détails sur l'étude de corrélation menée. Nous avons noté dans le Tableau III-7 les seuils significatifs de corrélation linéaire en fonction du nombre d'individus de chaque population définie, et nous leur avons affecté une couleur que nous retrouverons dans les discussions sur ces coefficients, ce qui rendra la lecture de résultats plus rapide et plus claire.

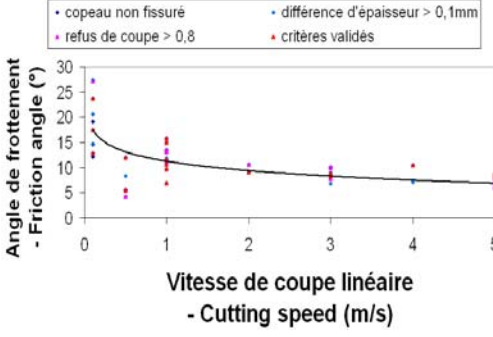
Nous commencerons par essayer de retrouver les résultats de l'étude bibliographique sur les différentes familles de population que nous avons déterminées, ce qui nous permettra de valider nos résultats et aussi d'introduire des nuances. Puis nous continuerons nos analyses des autres facteurs toujours afin de comprendre au mieux les phénomènes physiques ayant lieu durant le déroulage.

type de population	copeau non fissuré	différence d'épaisseur > 0,1mm	théoriquement modélisable	refus de coupe > 0,8	Critères validés
nombre d'essais	52	16	33	15	18
seuil de corrélation significatif à 0,05	0,2732	0,4973	0,3440	0,5139	0,4683
seuil de corrélation significatif à 0,01	0,3541	0,6226	0,4421	0,6411	0,5897
seuil de corrélation significatif à 0,001	0,4433	0,7419	0,5465	0,7604	0,7084
Tableau III-7 : seuils significatifs de corrélation linéaire pour les différentes populations d'essais de déroulage					

6.2.2. comparaison avec les résultats bibliographiques

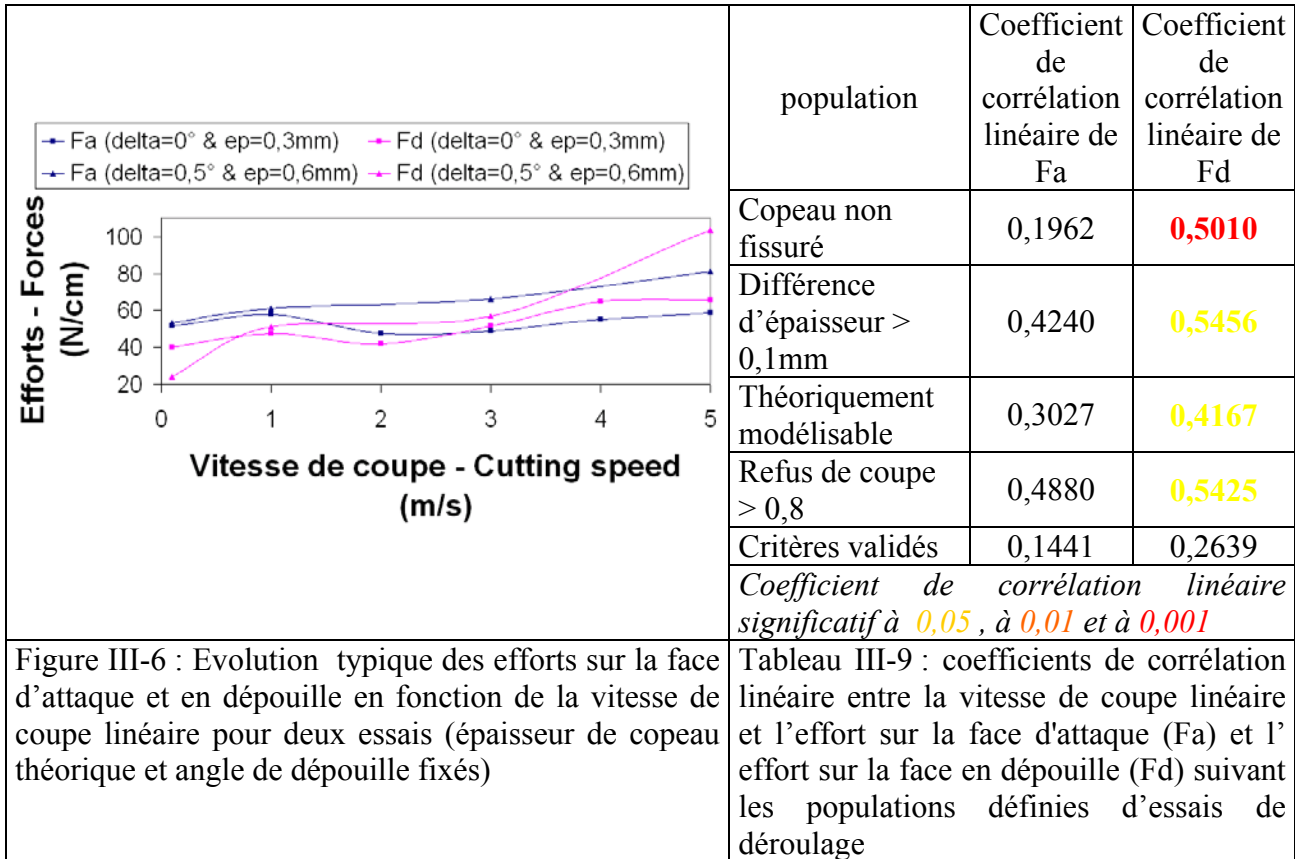
6.2.2.1. Variation de l'angle de frottement en fonction de la vitesse de coupe linéaire

[DEC96] et [THI04] trouvent une relation logarithmique entre le coefficient de frottement et la vitesse de coupe linéaire. Ce que nous confirmons en reportant les coefficients des corrélations linéaire et logarithmique (Tab.III-8). Comme l'auteur, nous trouvons des valeurs expérimentales de l'ordre de 30° aux alentours de 0,1 m/s (Fig.III-5). Mais la régression est de plus faible qualité car nous avons considéré l'ensemble des essais d'une population (l'angle de dépouille et l'épaisseur de copeau théorique variant dans chaque population), tandis que [DEC96] ne précise pas ce genre de détails. De plus, bien que [DEC96] travaille sur de l'essence de peuplier, l'abscisse à l'origine de la courbe de régression diffère grandement. Outre la différence de l'essence étudiée, nous pouvons observer comme raison à cette différence, une dispersion grandissante des essais à mesure que la vitesse de coupe linéaire décroît, ainsi que des essais à la vitesse de 0,5 m/s bien en dessous de la courbe de régression (Fig.III-3).

	population	Coefficient de corrélation linéaire	Coefficient de corrélation de la courbe	Equation de la courbe de régression
	Copeau non fissuré	-0,5739	-0,7232	$f = -2,7160.Ln(V) + 11,230$
	Différence d'épaisseur > 0,1mm	-0,6742	-0,8437	$f = -3,3636.Ln(V) + 11,529$
	Théoriquement modélisable	-0,4771	-0,6411	$f = -2,6137.Ln(V) + 11,379$
	Refus de coupe > 0,8	-0,4617	-0,6344	$f = -3,1977.Ln(V) + 11,646$
	Critères validés	-0,4881	-0,6633	$f = -2,2844.Ln(V) + 11,318$
	Courbe de [DEC96] sur du peuplier saturé			0,9280 $f = -3,3108.Ln(V) + 43,598$
	<i>Coefficient de corrélation linéaire significatif à 0,05, à 0,01 et à 0,001</i>			
Figure III-5 : Evolution du coefficient de frottement en fonction de la vitesse de coupe linéaire, représentation de l'ensemble des essais non fissurés triés par population	Tableau III-8 : comparaison des coefficients de corrélation linéaire et logarithmique et des équations de régressions logarithmiques expérimentales avec [DEC96] suivant les populations définies d'essais de déroulage			

6.2.2.2. Variation des efforts en fonction de la vitesse de coupe linéaire

Comme l'absence de corrélation linéaire significative ne signifie pas absence d'un autre type de corrélation, nous avons vérifié graphiquement l'indépendance effective de l'effort sur la face d'attaque par rapport à la vitesse de coupe linéaire (Fig.III-6). Par contre, l'effort sur la face en dépouille est sensible à la vitesse de coupe quelle que soit la population définie (Tab.III-9). Il est par ailleurs normal de trouver une corrélation dont la signification diminue au fur et à mesure des tris de populations, puisque l'un de ces critères de tris de populations est le ratio entre les efforts sur les différentes faces et que l'un de ces efforts dépend de la vitesse de coupe linéaire.



6.2.2.3. Variation des efforts en fonction de l'angle de dépouille

L'étude de la variation entre les efforts et l'angle de dépouille montre que les expérimentations semblent rentrer dans le cadre décrit par [THI88] (Fig.III-7) : l'influence sur l'effort exercé sur la face d'attaque reste très flou comme les amplitudes se chevauchent. L'effort exercé sur la face en dépouille paraît décroître avec l'augmentation de l'angle de dépouille à l'exception de l'angle de 0,5° dont les efforts paraissent plus importants que ceux de 0°. Lors de la décomposition de la population d'essais théoriquement modélisables suivant l'angle de dépouille, nous avons été amenés à considérer la faiblesse du nombre d'essais (en particulier pour les angles en dépouille de 2 et 3°), nous avons donc relativisé l'importance des corrélations à 0,01 et surtout à 0,05 par rapport au nombre d'essais dans une sous population et par rapport à l'amplitude de certains critères bien que nous corrigions le seuil significatif des corrélations en fonction du nombre d'essais dans chaque population (Tab.III-10).

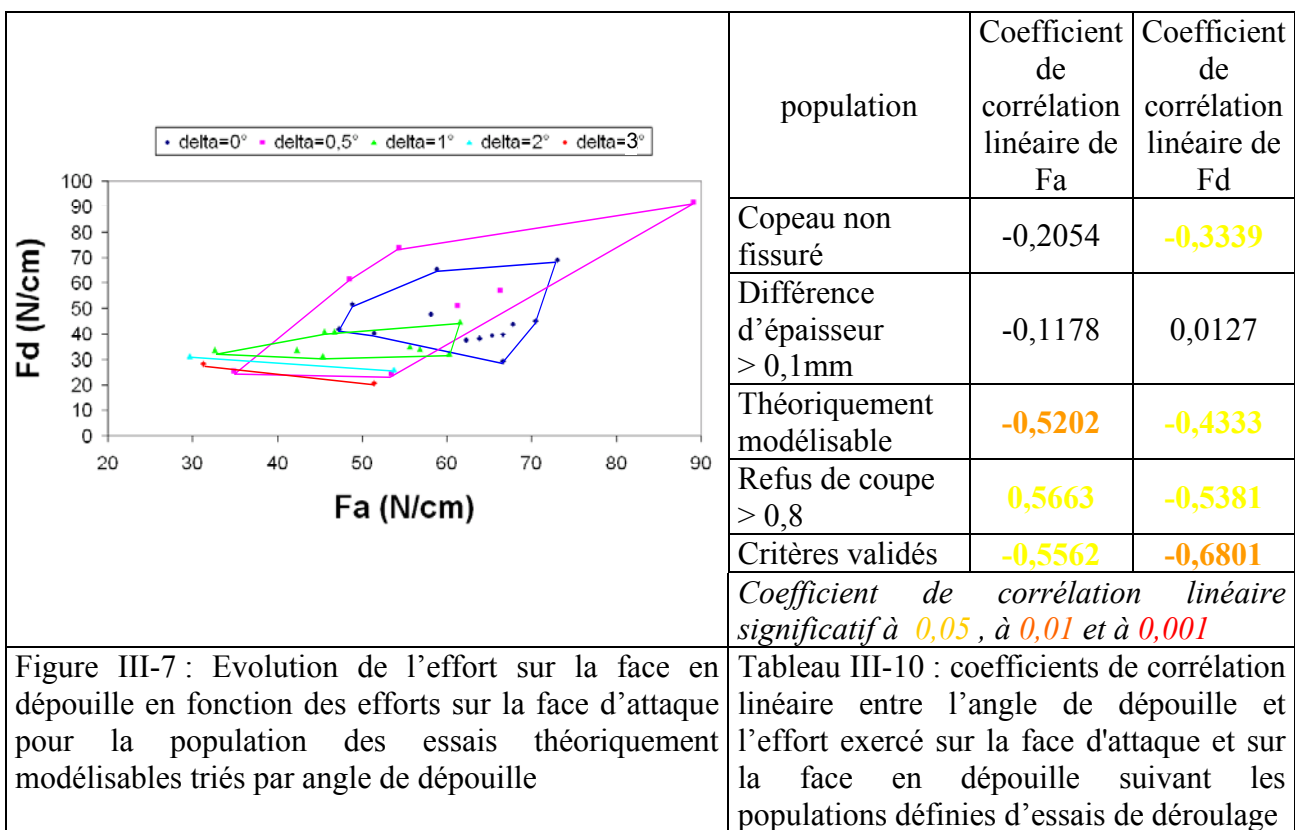


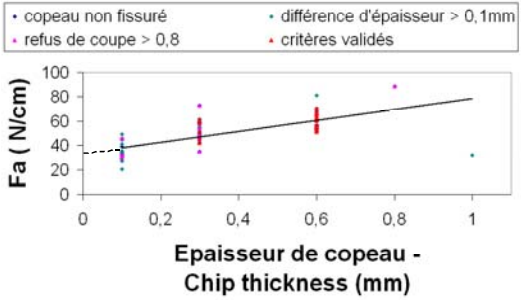
Figure III-7 : Evolution de l'effort sur la face en dépouille en fonction des efforts sur la face d'attaque pour la population des essais théoriquement modélisables triés par angle de dépouille

Tableau III-10 : coefficients de corrélation linéaire entre l'angle de dépouille et l'effort exercé sur la face d'attaque et sur la face en dépouille suivant les populations définies d'essais de déroulage

6.2.2.4. Variation des efforts en fonction de l'épaisseur du copeau

D'après l'étude des corrélations linéaires (Tab.III-11), l'effort sur la face en dépouille n'apparaît pas être affecté par l'épaisseur du copeau contrairement à l'effort sur la face d'attaque (Fig.III-8) similairement à [THI88]. Lors de l'expression de l'équation des courbes de régression linéaire suivant chaque population, l'effort sur la face d'attaque à épaisseur de copeau théorique nulle est assez constant autour de 30 N/cm. Ce qui n'est pas le cas de la pente des courbes de régression. Mais comme la population des essais ayant satisfait tous les critères paraît n'être qualifiée que par deux épaisseurs théoriques, il serait peut être plus judicieux de s'appuyer sur l'équation de la courbe de régression de la population théoriquement modélisable.

De plus, l'épaisseur de copeau est corrélée à l'effort en dépouille pour la population des refus de coupe supérieur à 0,8. Nous expliquerons ce phénomène un peu plus loin dans notre étude lors de l'étude de la corrélation de certains paramètres avec l'épaisseur réelle de copeau.

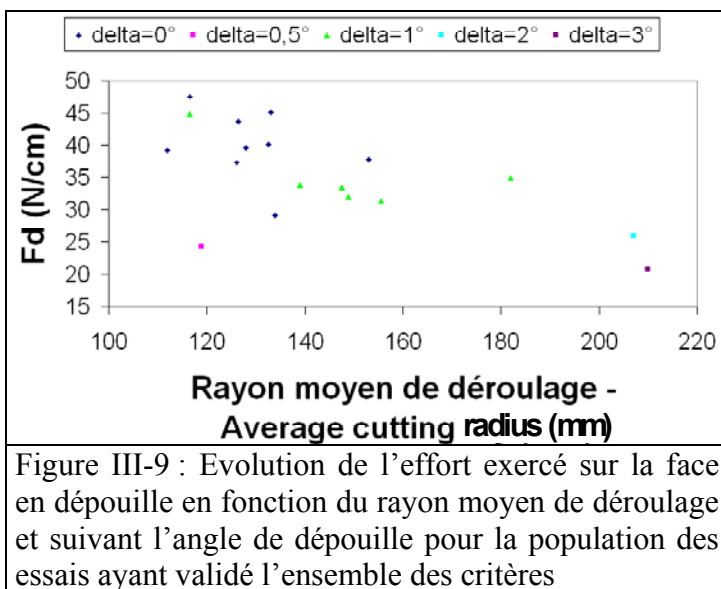
	population	Coefficient de corrélation linéaire de Fa	Coefficient de corrélation linéaire de Fd	Equation de la courbe de régression de Fa
	Copeau non fissuré	0,6957	-0,2498	Fa = 44,691.ep + 33,826
	Différence d'épaisseur > 0,1mm	0,3652	-0,0565	X
	Théoriquement modélisable	0,7594	0,0589	Fa = 50,165.ep + 33,757
	Refus de coupe > 0,8	0,8349	0,6685	Fa = 67,83.ep + 29,505
	Critères validés	0,5460	-0,3269	Fa = 31,13.ep + 42,425
<i>Coefficient de corrélation linéaire significatif à 0,05, à 0,01 et à 0,001</i>				
Figure III-8 : Evolution de l'effort sur la face d'attaque en fonction de l'épaisseur de copeau théorique. Représentation de l'ensemble des essais non fissurés triés par population	Tableau III-11 : coefficient de corrélation linéaire et équation de régression linéaire expérimentale entre l'épaisseur de copeau théorique et l'effort exercé sur la face d'attaque (Fa), et en dépouille (Fd) suivant les populations d'essais de déroulage définies			

6.2.2.5. Variation des efforts en fonction du rayon de coupe

Il apparaît très nettement l'absence de lien entre la force sur la face d'attaque et le rayon de déroulage (Tab.III-12). Par contre, pour ce qui est de la force appliquée sur la face en dépouille, l'influence est beaucoup plus délicate à exprimer pour nos expérimentations. En effet, nous avons choisi de réaliser des essais avec un angle de dépouille positif et comme l'influence du rayon de courbure est très claire uniquement dans le cas d'un angle négatif, nous nous retrouvons dans l'indécision que nous avons décelée dans l'étude bibliographique (Fig.III-9). Et comme l'effort sur la face en dépouille n'est pas a priori un élément prépondérant de modélisation analytique de la formation du copeau, nous ne pousserons pas plus loin nos investigations.

type de population		copeau non fissuré	différence d'épaisseur $r > 0,1$ mm	Théorie modélisable	refus de coupe $> 0,8$	Critères validés
effort sur la face d'attaque						
rayon initial	(mm)	-0,0445	0,4837	-0,1864	0,1061	-0,4126
rayon final	(mm)	-0,0690	0,4657	-0,2309	0,0520	-0,4448
rayon moyen	(mm)	-0,0570	0,4809	-0,2088	0,0792	-0,4287
effort sur la face en dépouille						
rayon initial	(mm)	0,3055	0,5796	0,1493	0,1848	-0,6489
rayon final	(mm)	0,3092	0,5807	0,1473	0,1442	-0,6415
rayon moyen	(mm)	0,3086	0,5881	0,1484	0,1647	-0,6454

Tableau III-12 : coefficients de corrélation linéaire entre le rayon de coupe et l'effort exercé sur la face d'attaque et de dépouille suivant les populations définies d'essais de déroulage



6.2.2.6. Conclusion

Il est apparemment possible de confirmer les résultats de l'étude bibliographique à travers nos essais :

- Le coefficient de frottement varie de manière logarithmique avec la vitesse de coupe linéaire
- L'effort exercé sur la face d'attaque paraît être indépendant de la vitesse de coupe linéaire et du rayon de coupe. Par contre, il dépend fortement de l'épaisseur théorique du copeau à l'exception évidente de la population dont la différence d'épaisseur est supérieure à 0,1 mm
- L'effort exercé sur la face en dépouille paraît être indépendant de l'épaisseur du copeau théorique, mais dépend de la vitesse de coupe linéaire et du rayon de déroulage, bien que l'influence de ce dernier facteur soit plus floue.
- L'influence de l'angle de dépouille est très difficile à appréhender sur les deux efforts.

Ces résultats, cohérents avec l'étude bibliographique, tendraient à prouver que nos essais ont été réalisés de manière relativement correcte et que nous pouvons les utiliser pour alimenter et valider notre étude sur la modélisation analytique de la formation du copeau durant le procédé de déroulage.

Des critères ont permis de ventiler l'ensemble des essais en différentes populations. La population dite « à différence d'épaisseur $> 0,1$ mm » ne peut pas être modélisée par une modélisation analytique puisque le critère démontre des instabilités d'épaisseur non modélisables de cette manière. De même, la population dite du « refus de coupe $> 0,8$ » démontre un comportement différent de la population ayant validé l'ensemble des critères, surtout au niveau de l'effort exercé sur la face en dépouille. Ce qui nous permettrait de l'utiliser pour la modélisation, mais il faut encore se pencher sur l'étude des autres paramètres pour en être plus sûr.

6.2.3. D' autres facteurs d'influences

Nous allons continuer cette étude en nous intéressant aux corrélations qui ne nous ont pas permis de valider notre plan d'expérience.

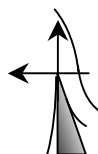
6.2.3.1. Variations de l'angle de frottement

Nous ne parlerons que très peu des variations de l'angle de frottement, car le frottement étant à la base d'une partie de la température générée aussi bien que du calcul des efforts sur la face d'attaque ou en dépouille, nous parlerons des liens qui les unissent dans les paragraphes concernés par ces paramètres.

6.2.3.2. Variations de l'effort exercé sur les faces d'attaque et de dépouille

Si on exprime les efforts exercés par le bois sur les faces d'attaque et en dépouille de l'outil en fonction des efforts vertical et horizontal utilisés durant nos essais de déroulage dans le repère défini par la direction de mesure des capteurs, il est possible d'expliquer une part des corrélations que nous trouvons dans le tableau III-13 :

$$\begin{cases}
 Fa = \frac{-\cos(f - \delta).Fv + \sin(f - \delta).Fh}{\sin(\beta + 2.f)} \\
 = -\frac{\cos(f - \delta).Fv}{\sin(\beta + 2.f)} \left(1 - \tan(f - \delta) \cdot \frac{Fh}{Fv} \right) \\
 Fd = \frac{-\cos(\beta + f + \delta).Fv - \sin(\beta + f + \delta).Fh}{\sin(\beta + 2.f)} \\
 = -\frac{\cos(\beta + f + \delta).Fv}{\sin(\beta + 2.f)} \left(1 + \tan(\beta + f + \delta) \cdot \frac{Fh}{Fv} \right)
 \end{cases}$$



où Fv et Fh : décomposition orthogonale de la résultante des efforts de l'outil sur le bois

Fa : norme de la résultante des efforts de la face d'attaque sur le copeau

Fd : norme de la résultante des efforts de la face en dépouille sur le billon

β : angle de bec de l'outil ($\beta=20^\circ$)

δ : angle de dépouille de l'outil ($0 \leq \delta \leq 3^\circ$)

f : angle de frottement matériau de l'outil / matériau bois ($4 \leq \delta \leq 28^\circ$)

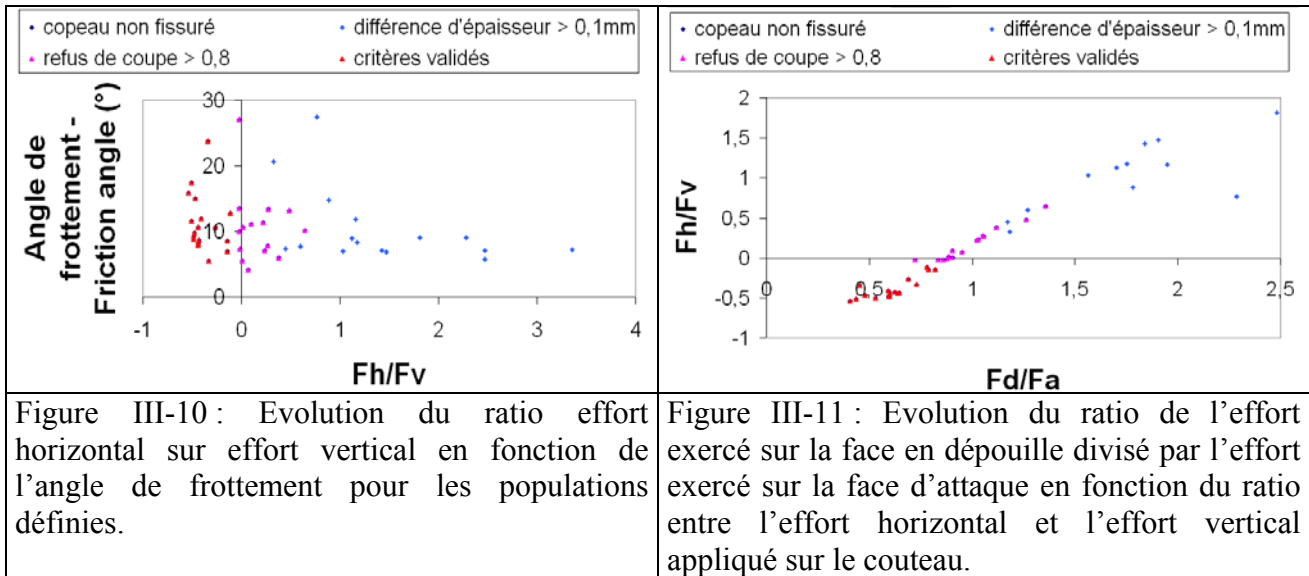
type de population		copeau non fissuré	différence d'épaisseur > 0,1 mm	Théorie ment modélisable	refus de coupe > 0,8	Critères validés
Effort exercé sur la face d'attaque						
effort moyen vertical sur le couteau	Fv (N/cm)	-0,7303	-0,7006	-0,7316	-0,7817	-0,5641
effort moyen horizontal sur le couteau	Fh (N/cm)	0,4004	-0,1061	0,2704	-0,1745	0,6185
Effort exercé sur la face en dépouille						
effort moyen vertical sur le couteau	Fv (N/cm)	-0,1564	-0,5264	-0,3092	-0,7251	0,2500
effort moyen horizontal sur le couteau	Fh (N/cm)	-0,9039	-0,9427	-0,6546	-0,5870	-0,3592
angle de frottement	f (°)	-0,4120	-0,4067	-0,5196	-0,5103	-0,7739
effort sur la face d'attaque	Fa (N/cm)	0,0268	0,4313	0,5436	0,8965	0,4973
<i>Coefficient de corrélation linéaire significatif à 0,05, à 0,01 et à 0,001</i>						
Tableau III-13: coefficients de corrélation linéaire significatifs entre l'effort exercé sur la face d'attaque et différents paramètres suivant les populations d'essais de déroulage définies						

L'effort vertical paraît tenir une place prépondérante dans le calcul de l'effort sur la face d'attaque. En effet, l'angle de frottement étant compris entre 4 et 28° lors de nos expérimentations, l'angle de dépouille entre 0 et 3°, la tangente de $(f - \delta)$ est toujours inférieure à 0,53 tandis que le ratio Fh/Fv ne dépasse pas 1,5 dans 90% des essais de la population totale (Fig.III-10). Il est donc normal que l'effort exercé sur la face d'attaque soit très corrélé à l'effort vertical et très peu à l'effort horizontal. En regardant de plus près la corrélation entre l'effort exercé sur la face d'attaque et l'effort moyen horizontal sur le couteau, il est possible d'expliquer la différence entre la population validant l'ensemble des critères (coefficient de corrélation positif et significatif à 0,01) et la population à refus de coupe supérieure à 0,8 (corrélation négative non significative) par le critère même qui définit la différence entre ces populations : le ratio Fd/Fa définissant le refus de coupe supérieur à 0,8 implique globalement un ratio Fh/Fv positif alors qu'il est systématiquement négatif lorsque le refus de coupe est inférieur à 0,8 (Fig.III-11). Ainsi le rôle de Fh/Fv est opposé dans les deux populations. C'est donc le caractère de refus de coupe qui engendre un coefficient de corrélation négatif pour les populations concernées.

En ce qui concerne l'effort exercé sur la face en dépouille, il est possible de mener le même raisonnement. Comme la tangente de $(\beta + f + \delta)$ est en moyenne 3,75 fois plus élevée que celle de $(f - \delta)$ (au minimum 2,1 fois et au maximum 6,35 fois), il est normal que l'effort horizontal soit prédominant vis à vis de l'effort vertical dans l'effort exercé sur la face en dépouille. Ainsi l'effort vertical joue-t-il un rôle symétrique à celui de l'effort horizontal dans le calcul de l'effort exercé sur

la face d'attaque. Nous retrouvons aussi les différences entre populations mais cette fois-ci pour l'effort vertical.

De plus, la corrélation qui existe entre l'effort exercé sur la face en dépouille et celui exercé sur la face d'attaque s'explique par la symétrie des influences, et aussi par les critères de définition des populations (Fig.III-11).



L'effort exercé sur la face en dépouille paraît être plus sensible au frottement que l'effort exercé sur la face d'attaque. Et cela apparaît surtout pour la population ayant validé l'ensemble des critères. La première explication est mathématique : d'une part, la tangente de $(\beta + f + \delta)$ est beaucoup plus sensible aux variations de l'angle de frottement que la tangente de $(f - \delta)$ que nous retrouvons dans le calcul de l'effort exercé sur la face d'attaque. D'autre part, l'étude de la dérivée du calcul de l'effort exercé sur la face en dépouille par rapport à l'angle de frottement montre clairement l'influence accrue du ratio Fh/Fv quand celui-ci est négatif - ce qui caractérise la population incriminée :

$$\frac{\partial Fd}{\partial f} = \frac{\sin(\beta + f + \delta).Fv - \cos(\beta + f + \delta).Fh}{\sin(\beta + 2.f)} + 2. \frac{\cos(\beta + f + \delta).Fv + \sin(\beta + f + \delta).Fh}{\sin(\beta + 2.f). \tan(\beta + 2.f)}$$

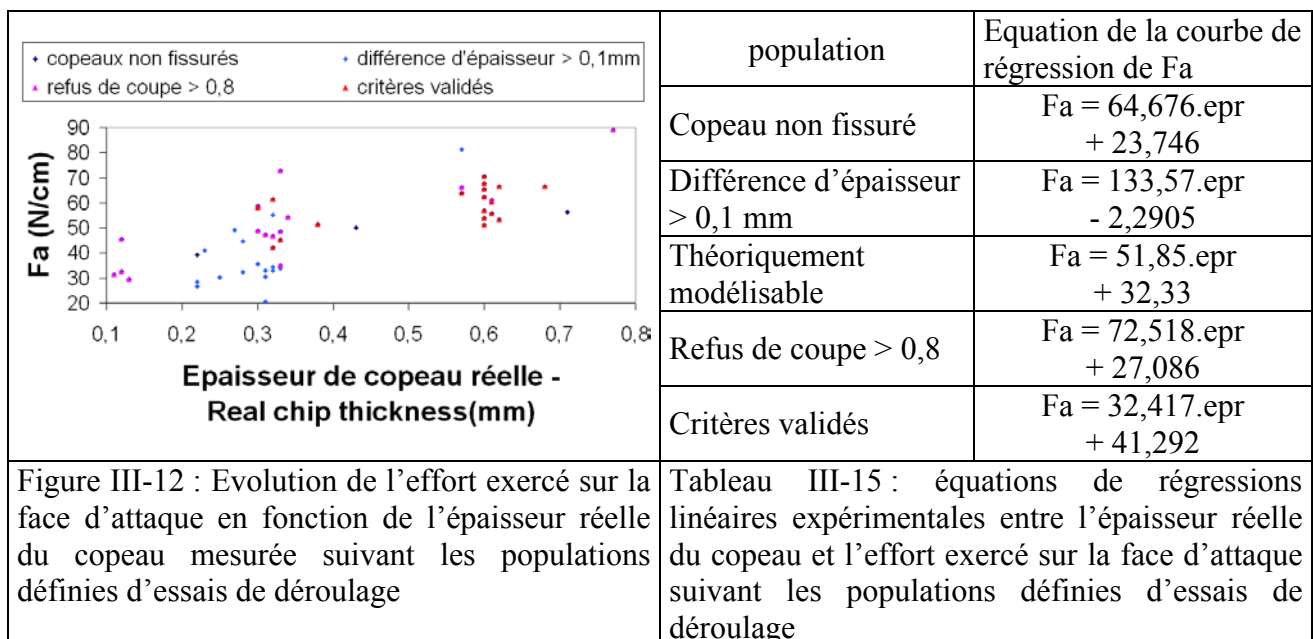
$$= \frac{\cos(\beta + f + \delta).Fv}{\sin(\beta + 2.f). \tan(\beta + 2.f)} \left((2 + \tan(\beta + 2.f). \tan(\beta + f + \delta)) + (-\tan(\beta + 2.f) + 2. \tan(\beta + f + \delta)). \frac{Fh}{Fv} \right)$$

La seconde explication est plus physique, car le frottement au nez de l'outil est une explication à l'existence d'un effort sur la face en dépouille, en particulier lorsque l'angle est strictement positif et que nous considérons la population ayant validé l'ensemble des critères. Le foisonnement des cellules ainsi que le retour élastique du matériau bois peuvent aussi concourir à l'effort exercé sur la face en dépouille pour la population concernée, il est sûr que ces deux phénomènes sont liés au frottement.

6.2.3.3. Variations de l'épaisseur de copeau réelle

L'épaisseur de copeau réellement mesurée est évidemment corrélée à l'épaisseur théorique exceptée pour la population qui est justement caractérisée par ce défaut. Nous retrouvons sans surprise une meilleure corrélation avec l'effort moyen exercé sur la face d'attaque et les corrélations qui en découlent pour les efforts horizontal et vertical (Tab.III-14). De même, l'explication de la corrélation à l'effort exercé sur la face en dépouille et de l'épaisseur réelle (ou théorique) peut se faire à travers les liens forts de ces deux grandeurs vis à vis de l'effort exercé sur la face d'attaque. Par contre, il est possible de réaliser la même remarque que pour l'épaisseur du copeau théorique en ce qui concerne la faiblesse de l'étendue des mesures de l'épaisseur du copeau pour la population des essais ayant validé l'ensemble des critères (Fig.III-12). Ce qui nous amène à nous intéresser plus à l'équation de la courbe de régression de la population théoriquement modélisable qu'à celle ayant validé l'ensemble des critères (Tab.III-15).

type de population		copeau non fissuré	différence d'épaisseur > 0,1 mm	Théoriquement modélisable	refus de coupe > 0,8	Critères validés
épaisseur du copeau	ep(mm)	0,8267	0,3873	0,9930	0,9968	0,9810
effort moyen vertical sur le couteau	Fv (N/cm)	-0,7703	-0,6907	-0,8231	-0,9323	-0,7280
effort moyen horizontal sur le couteau	Fh (N/cm)	0,4577	0,0412	0,5920	-0,0618	0,9175
effort sur la face d'attaque	Fa (N/cm)	0,7438	0,7456	0,7510	0,8329	0,5380
effort sur la face en dépouille	Fd (N/cm)	-0,1741	0,2119	0,0332	0,6760	-0,3694
<i>Coefficient de corrélation linéaire significatif à 0,05, à 0,01 et à 0,001</i>						
Tableau III-14: coefficients de corrélation linéaire significatifs entre l'épaisseur réelle de copeau et différents paramètres suivant les populations définies d'essais de déroulage						



6.2.3.4. Variation de la température

L'étude des corrélations de la température mesurée montre bien qu'elle est en relation avec l'effort exercé sur la face en dépouille du couteau et absolument pas avec l'effort sur la face d'attaque de l'outil (Fig.III-13 et Tab III-16) bien que le positionnement de la tête du thermocouple soit au ras de cette face d'attaque et au plus près de l'arête de coupe. Les autres corrélations (avec la vitesse de coupe, l'effort horizontal et l'angle de frottement) peuvent être interprétés comme la conséquence de cette première corrélation (Fig.III-14).

De plus, en considérant les valeurs mesurées, la population théoriquement modélisable est caractérisée par une température ne dépassant pas 50°C. Seulement 15% de cette population dépasse 41°C et l'ensemble de la population ayant validé tous les critères est inférieure à ce seuil. Or une grande majorité des auteurs ayant réalisé aussi bien des essais de traction, de compression ou de cisaillement sont en accord pour affirmer que la température ne joue pas de rôle prépondérant. Or, comme la valeur mesurée est le fruit de la dissipation thermique due au frottement sur les deux faces de l'outil mais aussi à la conduction thermique à travers ce contact de la chaleur générée par la formation du copeau, il est possible de poser l'hypothèse d'une très faible génération de chaleur lors de la création du copeau. Cette hypothèse est réaliste pour une température initiale de rondelles à température ambiante, il faudra sûrement se pencher sur sa validité lors de l'étude du déroulage avec étuvage entre 50 et 90°C. (Rappelons que nous n'avons pas réalisé cette étude comme il n'était pas possible de connaître précisément la température du matériau bois juste avant que sa périphérie arrive sur le couteau)

type de population		copeau non fissuré	différence d'épaisseur > 0,1 mm	Théoriquement modélisable	refus de coupe > 0,8	Critères validés
vitesse de coupe	V (m/s)	0,6284	0,7270	0,6168	0,6504	0,7285
effort moyen horizontal sur le couteau	Fh (N/cm)	-0,8810	-0,8706	-0,6408	-0,7306	0,0443
angle de frottement	f (°)	-0,4814	-0,6285	-0,4847	-0,4774	-0,6232
effort sur la face en dépouille	Fd (N/cm)	0,8843	0,8550	0,7279	0,6967	0,4381
effort sur la face d'attaque	Fa (N/cm)	-0,1709	0,1888	0,1997	0,4357	0,3227
<i>Coefficient de corrélation linéaire significatif à 0,05, à 0,01 et à 0,001</i>						

Tableau III-16 : coefficients de corrélation linéaire significatifs entre la température moyenne du stationnaire et différents paramètres suivant les populations définies d'essais de déroulage

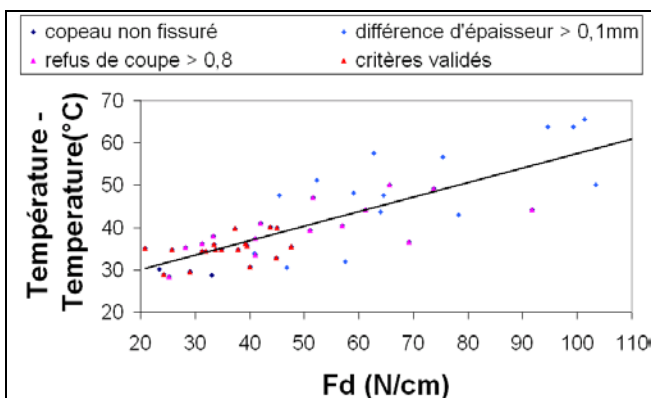


Figure III-13 : Evolution de la température moyenne mesurée en fonction de l'effort exercé sur la face en dépouille du couteau suivant les populations définies d'essais de déroulage

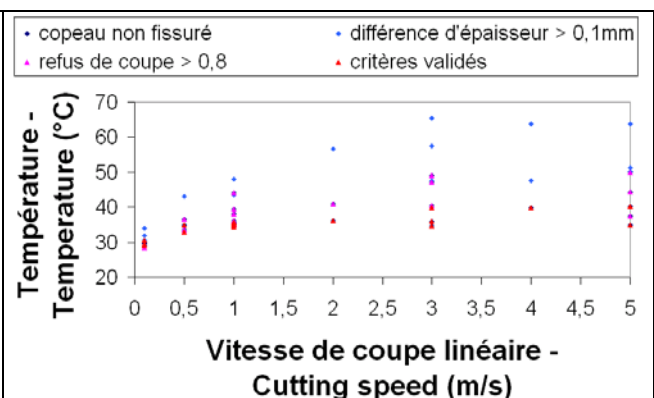


Figure III-14 : Evolution de la température moyenne mesurée en fonction de la vitesse de coupe linéaire suivant les populations définies d'essais de déroulage

7. Conclusion

Après une étude bibliographique conséquente du procédé de déroulage ainsi que des phénomènes se produisant durant ce dernier, nous avons décidé de réaliser nous-mêmes notre propre plan d'expérience en particulier afin de combler l'absence de prise de mesure de température durant le procédé de déroulage. Nous avons donc mis au point et qualifié la mise en position d'un thermocouple au ras de la face d'attaque du couteau et au plus près de l'arête de coupe (soit à moins d'un millimètre). Au final, nous avons réalisé 102 essais dont 10% d'essais de répétabilité en utilisant une large plage de paramètres de commande.

Une étude des corrélations entre certains paramètres nous a permis de retrouver les résultats de l'étude bibliographique du procédé de déroulage surtout en terme d'efforts sur les faces d'attaque ou de dépouille et aussi de coefficient de frottement en fonction des trois paramètres principaux de commande de la micro-dérouleuse (vitesse de coupe linéaire, angle de dépouille et épaisseur théorique de copeau) Ce faisant, nous avons prouvé que nos résultats n'étaient pas incohérents et pouvaient donc servir de base au calage et à la validation d'une modélisation analytique du copeau une fois certains essais éliminés.

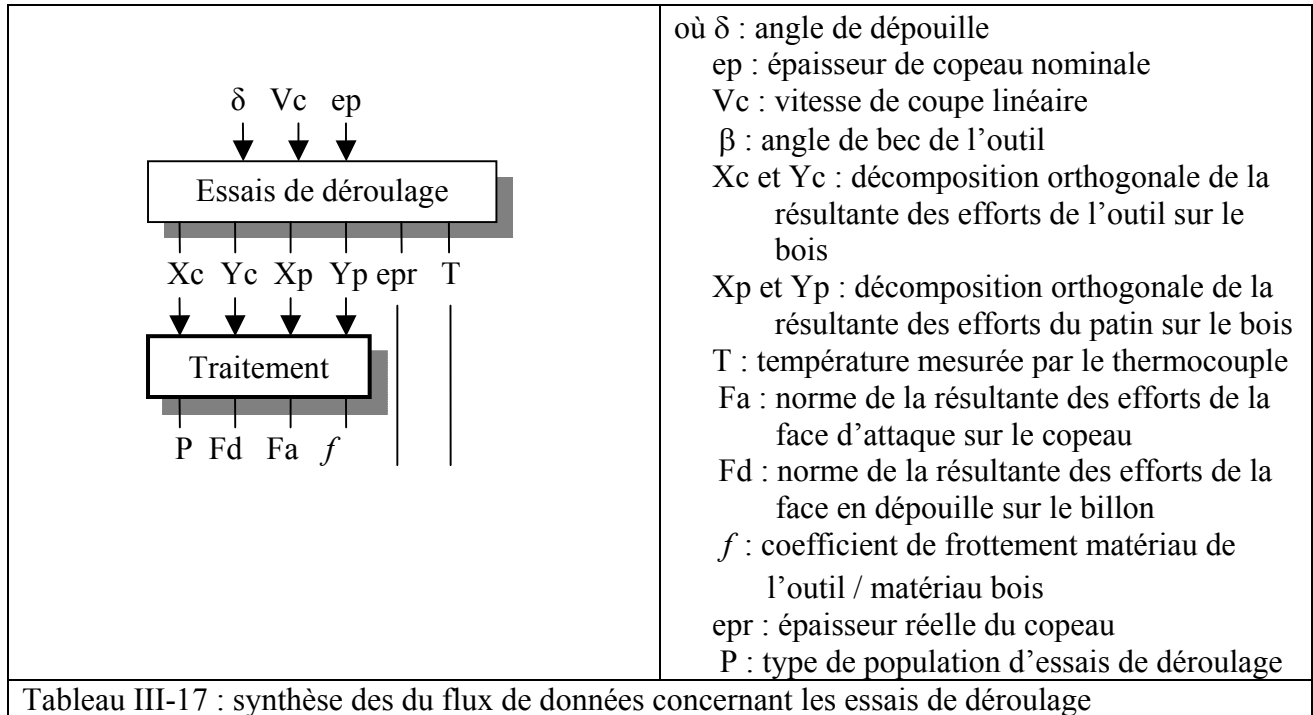
En effet, après élimination des essais pour lesquels le copeau était fissuré, nous avons pu observer différents comportements dont nous avons donné une probable explication physique pour chacun d'entre eux. Nous avons pu identifier une population de 33 essais qui pourraient être modélisés en évitant le phénomène cyclique de génération du copeau, si prépondérant qu'il est impossible de déterminer un régime stationnaire. Par contre cette population peut se diviser en deux catégories dont le critère de différenciation n'est pas le ratio des efforts sur les différentes face mais plutôt le signe toujours positif de l'effort horizontal appliqué sur le couteau. Ces deux populations ne présentent pas de grandes différences à l'exception de ce qui se passe sur la face en dépouille. C'est pourquoi nous utiliserons les deux populations pour la validation de la modélisation mais nous privilégierons celle à l'effort horizontal strictement positif pour le calage.

Notons de plus que l'effort exercé sur la face en dépouille n'est pas négligeable par rapport à celui exercé sur la face d'attaque (entre 40 et 140%). Ainsi le matériau bois arrivant au-dessus de l'arête de coupe pour former le copeau de bois a déjà été sollicité de manière significative le tour d'avant par le contact avec la face en dépouille. Evidemment cette sollicitation n'est pas homogène et devrait être fonction de la distance entre le point considéré et la surface en dépouille. Néanmoins nous avons vu que quelle que soit la sollicitation et son intensité, le matériau est probablement le siège de réorganisation amenant une chute des caractéristiques d'un facteur 5 à 10 comme nous l'avons remarqué au chapitre II sur les essais mécaniques.

Enfin, nous avons étudié les mesures de températures enregistrées et pu conclure au lien avec l'effort exercé sur la face en dépouille et non avec l'effort sur la face d'attaque. De plus, l'augmentation de température mesurée durant le procédé étant si faible au regard des études de sensibilité thermique du matériau bois durant les essais quasi statiques qu'il serait, dans un premier temps, plausible de décrire une modélisation du procédé de déroulage sans tenir compte de ce facteur.

8. Synthèse

Cette synthèse a pour but de clarifier par un schéma (Tab.III-17) les données amont et aval de nos essais de déroulage. Ce schéma sera amené à être complété par la suite afin de synthétiser l'ensemble de notre démarche.



Chapitre IV :

La modélisation analytique du procédé de déroulage

1. De la transposition de modélisation analytique dans le métal à la nécessité de proposer une autre modélisation

1.1. Etude bibliographique de quelques grandes modélisations analytiques existantes dans le métal

Dans ce paragraphe, nous allons présenter la synthèse de trois modélisations analytiques de copeau continu de métal en régime stationnaire : la modélisation mécanique de Merchant, qui est certainement la plus connue des modélisations analytiques de formation du copeau de métal, la modélisation thermomécanique d'Oxley, qui est la première modélisation thermomécanique, mais aussi la modélisation adaptée de Pomey, beaucoup moins connue mais très intéressante pour notre étude comme elle est basée sur une variation progressive de la déformation du matériau.

1.1.1. La modélisation de Merchant

La modélisation de Merchant date du milieu des années quarante et est une modélisation purement mécanique. Il est possible d'en trouver des descriptions ainsi que des critiques dans [GIL82], [BOU93], [ALI01], [FON04], entre autres.

Cette modélisation décrit la formation du copeau durant la coupe orthogonale par une approche énergétique dont les hypothèses sont :

- les déformations sont planes,
- la formation du copeau s'effectue avec une brusque variation du vecteur vitesse le long d'un segment de droite (représentant le plan de cisaillement principal) dont l'inclinaison est déterminée par la minimisation de la puissance totale dissipée,
- le matériau est modélisé par une loi de comportement parfaitement plastique ($\sigma_{ep} = \sigma_0$),
- le contact de l'outil avec le matériau est modélisé par une loi de frottement de Coulomb.

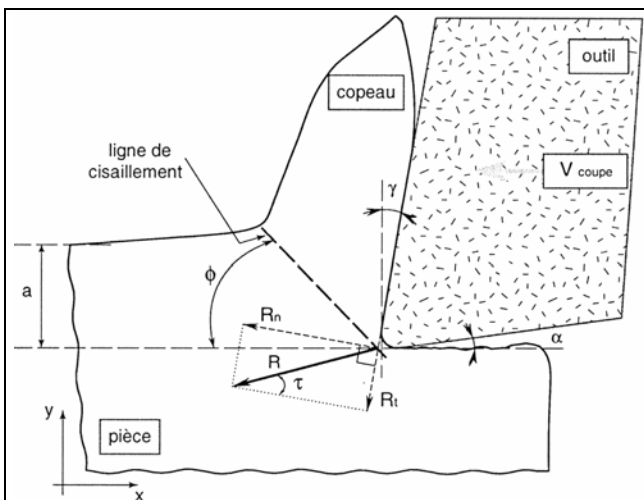


Figure IV-1 : Modélisation de la coupe orthogonale de Merchant d'après [ALI01]

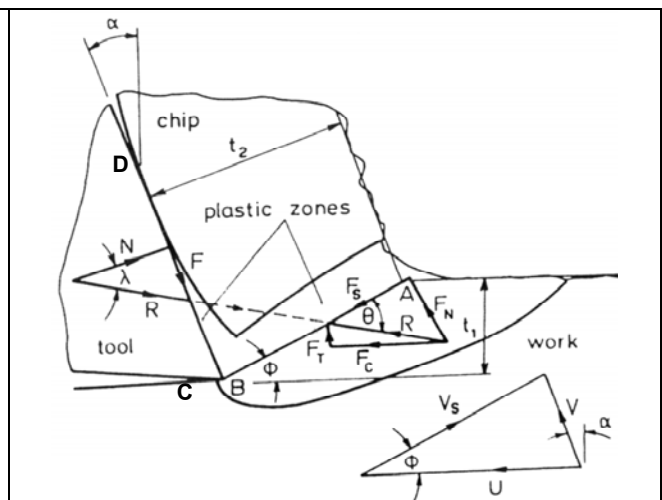


Figure IV-2 : Modélisation de la coupe orthogonale d'Oxley d'après [OXL89]

L'épaisseur de copeau se détermine par une relation de conservation de flux de matière en supposant que les vitesses de part et d'autre du plan de cisaillement sont uniformes. Les efforts peuvent alors être déterminés en considérant la loi de Coulomb et l'équilibre des efforts :

$$V_o \cdot \sin(\phi) = V_{cop} \cdot \cos(\phi - \gamma)$$

$$\Rightarrow hc = s \cdot \frac{\cos(\phi - \gamma)}{\sin(\phi)}$$

$$et \begin{cases} F_c = K_s \cdot L \cdot \frac{hc}{\sin(\phi)} \cdot \frac{\cos(f - \gamma)}{\sin(\phi + f - \gamma)} \\ F_a = K_s \cdot L \cdot \frac{hc}{\sin(\phi)} \cdot \frac{\sin(f - \gamma)}{\cos(\phi + f - \gamma)} \end{cases}$$

où V_o : vitesse de coupe

V_{cop} : vitesse du copeau

ϕ : angle d'inclinaison du plan de cisaillement principal

γ : angle d'attaque de l'outil

hc : épaisseur du copeau

s : profondeur de passe

F_c : effort de coupe

F_a : effort d'avance

K_s : effort spécifique de coupe

L : largeur de coupe

f : angle de frottement

Le principe de minimisation de la puissance dissipée implique la détermination de l'angle d'inclinaison du plan de cisaillement principal qui se répercute alors dans les efforts et l'épaisseur du copeau :

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{f - \gamma}{2}$$

$$\Rightarrow \begin{cases} F_c = K_s \cdot L \cdot \frac{hc}{\sin(\phi)} \cdot \frac{\cos(f - \gamma)}{\sin\left(\frac{\pi}{4} + \frac{f - \gamma}{2}\right)} \\ F_a = K_s \cdot L \cdot \frac{hc}{\sin(\phi)} \cdot \frac{\sin(f - \gamma)}{\cos\left(\frac{\pi}{4} + \frac{f - \gamma}{2}\right)} \end{cases}$$

$$et hc = s \cdot \frac{\cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{f + \gamma}{2}\right)}{\sin\left(\frac{\pi}{4} - \frac{f - \gamma}{2}\right)}$$

Il est aussi possible de calculer la longueur de contact entre l'outil et le copeau en résolvant l'équation d'équilibre des moments mais il est alors nécessaire de poser des hypothèses supplémentaires sur la répartition de la contrainte le long de la surface de contact entre le copeau et l'outil.

Cette modélisation ne peut être utilisée que dans le cas de la représentation d'une opération d'ébauche puisque la faible épaisseur de copeau imposerait alors un calcul en contrainte plane. De plus, l'utilisation d'une loi de comportement parfaitement plastique implique une absence totale de sensibilité à la température, à l'écrouissage et aussi à la vitesse de déformation. Enfin et surtout, Hill (dans [OXL89]) a démontré que l'utilisation de cette modélisation ne peut se faire que dans le cas où l'angle de coupe est égal à l'angle de frottement, sinon le prolongement des champs de contraintes aux zones rigides n'est pas valide.

Il existe d'autres modélisations fondées sur les lignes de glissement et elles sont assez nombreuses (Lee et Schaeffer, Kudo, Dewhurst). La méthode des lignes de glissement permet de résoudre des problèmes de plasticité en déformation plane pour un matériau modélisé de manière parfaitement plastique. Le lecteur pourra se référer à [GIL82] pour une démonstration synthétique et claire de la méthodologie de résolution de ces problèmes. Ces modélisations sont basées sur celle de Merchant et diffèrent peu de cette dernière en ce qui concerne l'angle d'inclinaison du plan principal de cisaillement.

Malheureusement [THI88] et [THI04] invalident cet angle par l'expérimentation, dans le cas de l'application de la modélisation de Merchant au matériau bois. A la lumière de ce problème de validation de déformation, les travaux de [ATK04] et [ATK05], qui sont basés sur ceux de Merchant en introduisant un critère permettant de prédire la continuité du copeau de bois, paraissent très discutables.

1.1.2. La modélisation d'Oxley

Oxley a proposé sa modélisation thermomécanique dans les années 70 et n'a cessé de l'améliorer (Fig. IV-2). Cette modélisation a été développée pour tenir compte des effets de la vitesse de déformation et aussi des champs thermiques dont l'importance est incontestée dans le domaine des métaux et qui provient des travaux de Boothroyd (Tab.IV-1).

Il est possible d'en trouver des descriptions ainsi que des critiques dans [GIL82], [BOU93], [ALI01], [FON04] mais surtout dans [OXL89].

Cette modélisation s'appuie sur plusieurs hypothèses :

- La déformation se produit dans une bande de cisaillement primaire d'épaisseur non nulle et à une vitesse de cisaillement $\dot{\gamma}$ constante,
- La zone de cisaillement secondaire est caractérisée par un ratio entre l'épaisseur de cette zone et l'épaisseur de copeau égale à δ , un écrouissage du matériau saturé et un contact outil / matière collant amenant à considérer le profil de vitesse à l'intérieur de cette zone comme linéaire,
- La loi de comportement du matériau métallique est une loi thermo-visco-plastique de forme :

$$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}, T) = \sigma_1(\dot{\bar{\varepsilon}}, T) \bar{\varepsilon}^{n(\dot{\bar{\varepsilon}}, T)}$$

où $\bar{\sigma}$: contrainte équivalente

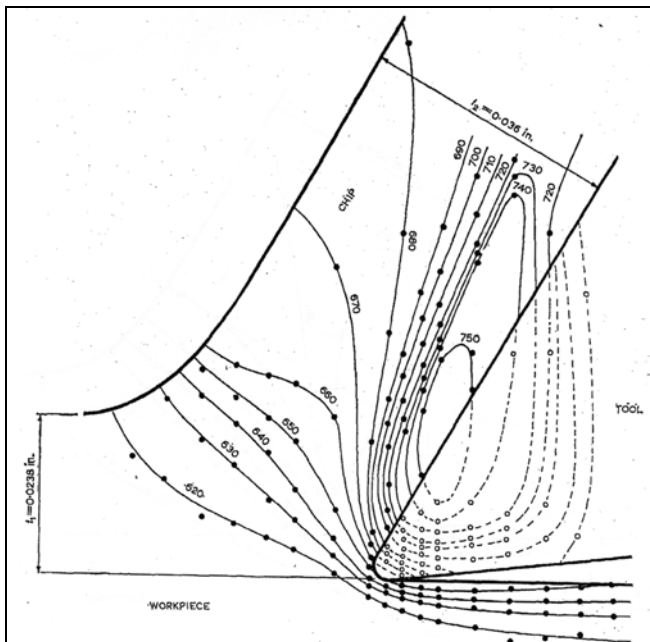
$\bar{\varepsilon}$: déformation équivalente

$\dot{\bar{\varepsilon}}$: vitesse de déformation équivalente

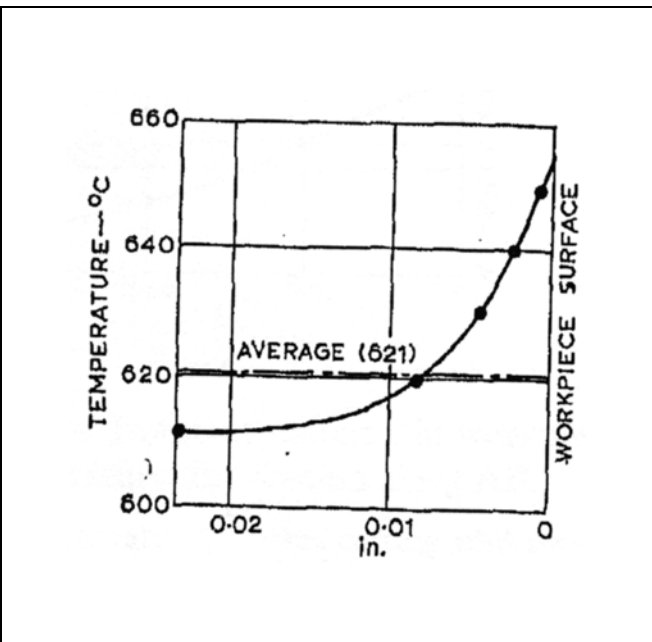
T : température

σ_1 : limite élastique dépendant de $\dot{\bar{\varepsilon}}$ et T

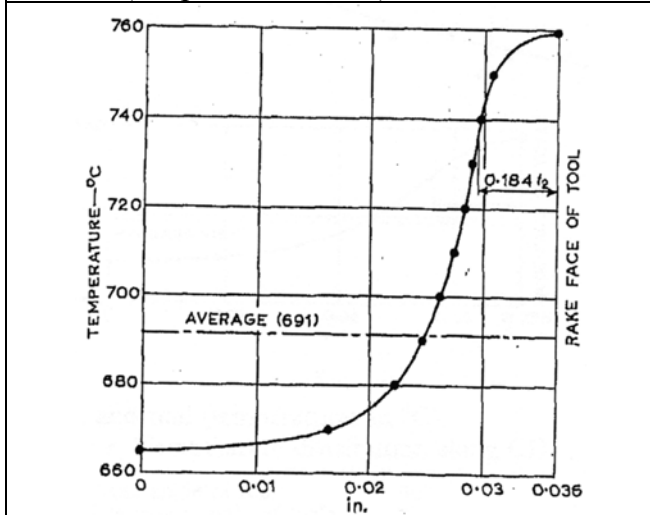
n : coefficient d'écrouissage dépendant de $\dot{\bar{\varepsilon}}$ et T



Lignes isothermes dans la pièce, le copeau et le couteau (températures en °C)



Distribution de la température le long de AB de la Figure IV-2



Distribution de la température le long de CD de la Figure IV-2

Material: free cutting mild steel.
 Cutting speed: 75 ft/min.
 Width of cut: 0.25 in.
 Rake angle of tool: 30°.
 Clearance angle of tool: 7°.
 Temperature of workpiece: 611°C.

Conditions de coupe

Tableau IV-1 : Mesures expérimentales des températures durant un usinage de métaux à coupe orthogonale d'après [BOO63]

La résolution s'effectue en utilisant les équations d'équilibre des efforts et des moments ainsi que la minimisation de la puissance dissipée par la coupe. L'étude se fait sur chaque zone de cisaillement (primaire et secondaire).

Pour la zone de cisaillement primaire, on considère que la déformation le long de la ligne [AB] de la Figure IV-2, est la moitié de la déformation totale due à la traversée de cette zone de cisaillement. Et bien que la largeur de la bande de cisaillement primaire soit inconnue, il est aussi possible de déterminer la vitesse de déformation en utilisant un paramètre C à rechercher par la suite. Enfin il est possible d'exprimer une température uniforme le long de [AB] (Fig. IV-2) :

$$\bar{\varepsilon}_{AB} = \frac{\cos(\alpha)}{2 \cdot \sqrt{3} \cdot \sin(\phi) \cdot \cos(\phi - \alpha)}$$

$$\dot{\bar{\varepsilon}}_{AB} = \frac{C \cdot U \cdot \sin(\phi) \cdot \cos(\alpha)}{t_1 \cdot \sqrt{3} \cdot \cos(\phi - \alpha)}$$

$$T_{AB} = T_0 + \frac{2 \cdot \eta \cdot (1 - \beta) \cdot \bar{\sigma}_{AB} \cdot \bar{\varepsilon}_{AB}}{\rho \cdot Cp}$$

$$\text{avec } \begin{cases} \beta = 0,5 - 0,35 \cdot \log\left(\frac{\tan(\phi)}{Pe}\right) & \text{si } \frac{\tan(\phi)}{Pe} < 10 \\ \beta = 0,3 - 0,15 \cdot \log\left(\frac{\tan(\phi)}{Pe}\right) & \text{si } \frac{\tan(\phi)}{Pe} > 10 \end{cases}$$

$$\text{où } Pe = \frac{K}{\rho \cdot Cp \cdot U \cdot t_1}$$

Où $\bar{\varepsilon}_{AB}$: déformation équivalente le long de [AB]

$\dot{\bar{\varepsilon}}_{AB}$: vitesse de déformation équivalente le long de [AB]

$\bar{\sigma}_{AB}$: contrainte équivalente le long de [AB] calculée à partir de la loi de comportement

T_{AB} : température

α : angle d'attaque

ϕ : angle d'inclinaison du segment [AB]

U : vitesse de coupe initiale

T_0 : température initiale

ρ : densité du métal (7,8T/m³)

C_p : capacité calorifique du métal (dépendant de T)

K : conductivité thermique

Pe : nombre de Peclet

t_1 : profondeur de passe

η : coefficient exprimant que la formation du copeau n'est pas terminée en [AB] :

$$0 < \eta < 1$$

Oxley propose de prendre empiriquement $\eta = 0,7$

β : coefficient de proportionnalité empirique (d'après les travaux de Boothroyd) exprimant la fraction de température conduite pendant le travail. $0 \leq \beta \leq 1$

Ainsi la contrainte et la température sont liées et ne pourront être déterminées que par une boucle de recherche dans l'algorithme que propose [OXL89]. Il en est de même pour la zone de cisaillement secondaire où, avec les hypothèses citées ci-dessus, il est possible d'écrire :

$$\bar{\sigma}_{CS} = \sigma_1(\dot{\bar{\varepsilon}}_{CS}, T_{CS})$$

$$\bar{\varepsilon}_{CS} = 1$$

$$\dot{\bar{\varepsilon}}_{CS} = \frac{U \cdot \sin(\phi)}{\delta \cdot t_2 \cdot \sqrt{3} \cdot \cos(\phi - \alpha)}$$

$$\langle T_{int} \rangle = T_0 + \frac{2 \cdot (1 - \beta) \cdot \bar{\sigma}_{AB} \cdot \bar{\varepsilon}_{AB}}{\rho \cdot Cp} + \Psi \cdot \Delta T_M$$

$$\text{où } \log\left(\frac{T_M}{T_C}\right) = 0,006 - 0,195 \cdot \delta \cdot t_2 \cdot \sqrt{\frac{t_2}{Pe \cdot Y}} + 0,5 \cdot \log\left(\frac{t_2}{Pe \cdot Y}\right)$$

$$\text{et } T_C = \frac{Y \cdot \sigma_{CS}}{\sqrt{3} \cdot t_2 \cdot \rho \cdot Cp}$$

où $\bar{\sigma}_{CS}$: contrainte équivalente dans la

zone de cisaillement secondaire

$\bar{\varepsilon}_{CS}$: déformation équivalente dans la zone de cisaillement secondaire

$\dot{\bar{\varepsilon}}_{CS}$: vitesse de déformation

équivalente dans la zone de cisaillement secondaire

$\langle T_{int} \rangle$: température moyenne à l'interface

ΔT_M : augmentation maximum de température dans le copeau

Ψ : coefficient de proportionnalité empirique (d'après les travaux de Boothroyd) exprimant la variation de température le long de l'interface outil / copeau.

$$0 \leq \Psi \leq 1$$

T_C : échauffement moyen dans le copeau
 t_2 : épaisseur du copeau
 Y : longueur de contact de l'interface outil / copeau.

Il est nécessaire de calculer la longueur de contact pour déterminer les trois inconnues suivantes : C (qui devrait être proche de 5,9), ϕ et δ (qui devrait être proche de 0,125) d'après [OXL89]. Pour ce faire, on résout l'équation des moments au point B : à l'interface entre l'outil et le copeau, la résultante normale (\vec{N}) est hypothétiquement au milieu de la longueur de contact signifiant ainsi une hypothèse de contrainte normale constante sur toute la surface de contact et en calculant la pression. Sur [AB], on calcule la pression hydrostatique le long de ce segment :

$$P(z) = \frac{\sigma_{AB}}{\sqrt{3}} \left[1 + 2 \cdot \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - 2 \cdot C \cdot n \cdot \frac{z}{AB} \right]$$

où P : pression hydrostatique
 h : longueur de contact outil / copeau
 λ : angle de frottement
 θ : angle entre la résultante \vec{R} et [AB]

$$\Rightarrow h = \frac{t_1 \cdot \sin(\theta)}{\cos(\lambda) \cdot \sin(\phi)} \left[1 + \frac{C \cdot n}{3 \cdot \left(1 + \frac{\pi}{2} - 2\phi - C \cdot n \right)} \right]$$

avec $\begin{cases} \tan(\theta) = 1 + 2 \cdot \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - C \cdot n \\ \lambda = \theta - \phi + \alpha \end{cases}$

La détermination de ϕ se fait par la comparaison des résultantes appliquées à l'interface entre l'outil et le copeau et le segment [AB] tandis que celle de C se fait par la comparaison entre la contrainte normale à l'interface et la pression hydrostatique en B exprimée normalement à l'interface entre l'outil et le copeau :

$$\frac{\sigma_{AB} \cdot t_1 \cdot w}{\sqrt{3} \cdot \sin(\phi) \cdot \cos(\theta)} = \frac{\sigma_{CS} \cdot h \cdot w}{\sqrt{3} \cdot \sin(\lambda)} \Rightarrow \phi$$

où w : largeur d'usinage

$$\frac{N}{h \cdot w} = \frac{\sigma_{AB}}{\sqrt{3}} \cdot \left(1 + \frac{\pi}{2} - 2 \cdot \alpha - 2 \cdot C \cdot n \right) \Rightarrow C$$

Enfin δ est déterminé par la minimisation de la puissance globale en recherchant le minimum de la norme de l'effort horizontal appliqué sur le couteau par le métal (soit $\|\vec{F}_c\|$).

Le problème de cette modélisation est une thermique très empirique doublée d'une résolution alternée avec la partie mécanique. De plus la résolution de l'algorithme proposé par [OXL89] amène à essayer de trouver une triplette de valeur (C , ϕ , δ) par essais successifs provoquant alors des erreurs mathématiques (racines négatives par exemple) ou physiques (normes d'efforts négatives) qu'il faut savoir gérer et éliminer.

1.1.3. La modélisation adaptée de Pomey

La modélisation de Pomey est basée sur une hypothèse novatrice par rapport aux autres modélisations analytiques de la formation du copeau métallique. En effet, Pomey n'a pas adopté

l'hypothèse d'une variation brusque de la direction du métal au moment du cisaillement dans la zone primaire (Fig.IV-3). Ce qui amène une cinématique plus complexe qui fait l'originalité de cette modélisation.

[CON91] et [COR94] ont adapté cette modélisation en la simplifiant par l'ajout d'une hypothèse supplémentaire qui est une trajectoire circulaire de la matière dans la zone de cisaillement primaire (contrairement à Pomey qui avait déterminé une trajectoire parabolique). Ainsi il est alors possible de décrire la trajectoire de la matière non plus par la tangente mais par l'angle réalisé avant de sortir de la zone de cisaillement primaire (Fig. IV-4).

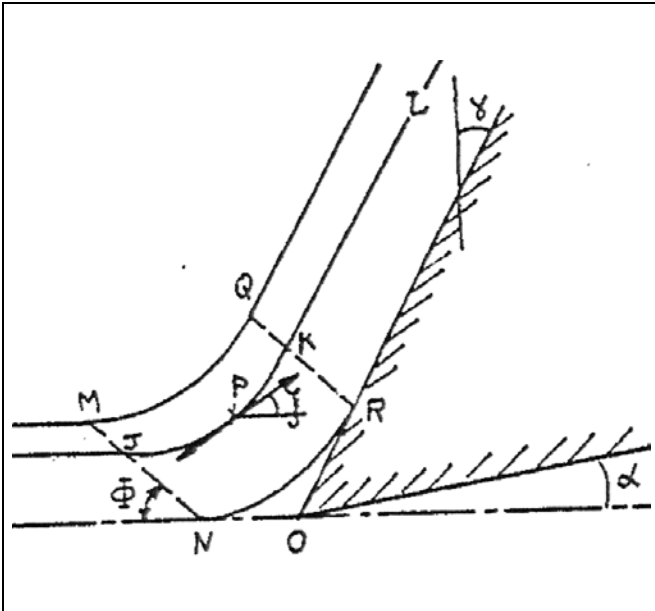


Figure IV-3 : Paramètres de la modélisation de Pomey du point courant P d'après [CON91]

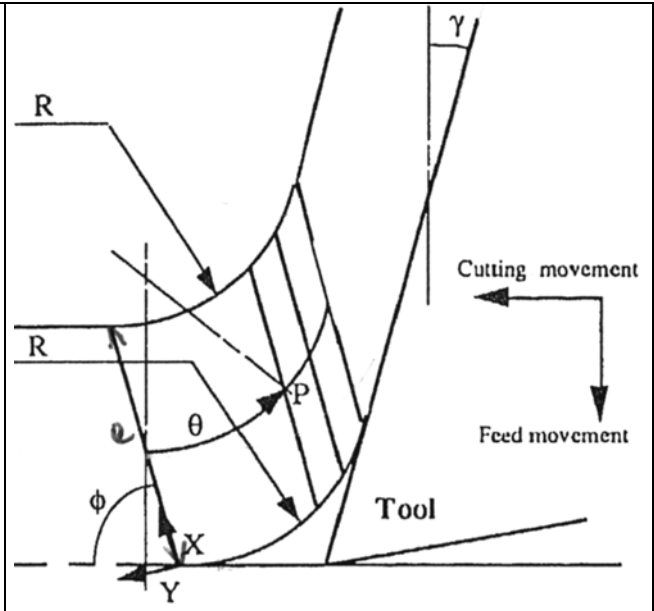


Figure IV-4 : Paramètres de la modélisation adaptée de Pomey du point courant P d'après [CON91] et [COR94]

Outre ces hypothèses, cette modélisation est caractérisée par les hypothèses suivantes :

- le contact de l'outil avec le matériau est modélisé par une loi de frottement de Coulomb,
- il existe une fracture générée plutôt en mode I devant le nez de l'outil,
- la loi de comportement du matériau métallique est une loi thermo-visco-plastique de Norton-Hoff de la forme :

$$\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T) = K(T) \bar{\epsilon}^{\frac{1}{M(T)}} \dot{\bar{\epsilon}}^{\frac{1}{N(T)}}$$

avec

$$si \ T < T_0 \quad \begin{cases} K = K_0 \\ M = M_0 \\ N = N_0 \end{cases}$$

$$si \ T_0 \leq T \leq T_1 \quad \begin{cases} K = a_1 \cdot e^{-(b_1 \cdot T + c_1)} + d_1 \\ M = a_2 \cdot e^{-(b_2 \cdot T + c_2)} + d_2 \\ N = \frac{a_3}{T + b_3} \end{cases}$$

où $\bar{\sigma}$: contrainte équivalente

$\bar{\epsilon}$: déformation équivalente

$\dot{\bar{\epsilon}}$: vitesse de déformation équivalente

T : température

K, M et N : coefficients dépendant de T

T_0 : seuil de sensibilité à la température des coefficients

T_1 : température limite de validité de la loi de comportement du matériau

a_i, b_i, c_i et d_i : constantes

La résolution de cette modélisation se fait par l'équilibrage global des puissances. Mais, contrairement aux autres modélisations, il faut tout d'abord commencer par déterminer entièrement la cinématique dans la zone de cisaillement primaire.

Sans autre explication, les auteurs affirment pouvoir présenter l'évolution du vecteur vitesse d'écoulement dans la zone de déformation (Fig. IV-5) ; ce qui permet d'exprimer la norme de la vitesse du point courant P grâce à une relation géométrique ainsi que la norme de la vitesse en sortie de la zone de cisaillement primaire en prenant $\theta = \frac{\pi}{2} - \gamma$:

$$V_P = V_0 \cdot \frac{\sin(\phi)}{\sin(\theta + \phi)}$$

où V_P : norme de la vitesse du point courant P

V_0 : vitesse de coupe

ϕ : angle d'inclinaison de la zone de cisaillement primaire

θ : paramètre angulaire du point courant P

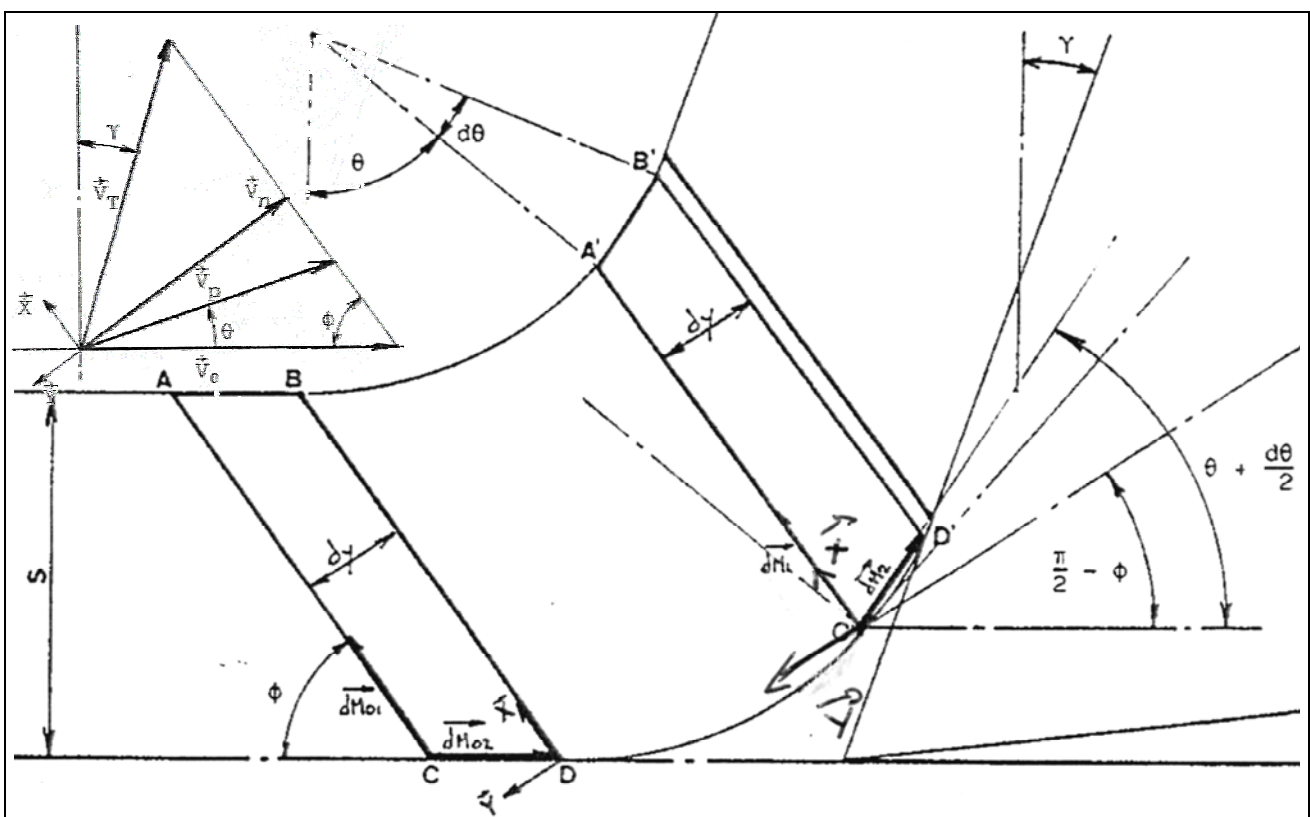


Figure IV-5 : Cinématique de la modélisation adaptée de Pomey d'après [CON91] et [COR94]

Il faut ensuite exprimer la déformation du couple de vecteurs élémentaires $(\overrightarrow{dM}_{01}, \overrightarrow{dM}_{02})$ représentant le parallélogramme non déformé ABCD en fonction du couple $(\overrightarrow{dM}_1, \overrightarrow{dM}_2)$ représentant la même tranche élémentaire de matière à un instant de la déformation. En négligeant l'ordre 1 en $d\theta$ dans le calcul de dy en fonction de la norme de dM_2 , il est possible d'arriver à exprimer le tenseur gradient de la transformation ainsi que les tenseurs des déformations de Green-Lagrange et celui des vitesses de déformation.

$$\overline{\overline{F}} = \begin{bmatrix} 1 & \cot an(\theta + \phi) - \cot an(\phi) \\ 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & z \\ 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\overline{\overline{E}} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 0 & z \\ z & z^2 \end{bmatrix}$$

$$\dot{\overline{\overline{E}}} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 1 & z \end{bmatrix} \cdot \frac{dz}{dt} = \frac{-V_0 \cdot \sin(\phi)}{2.R \cdot \sin^3(\theta + \phi)} \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 1 & z \end{bmatrix}$$

$$\text{comme } \frac{dz}{dt} = \frac{dz}{d\theta} \cdot \frac{d\theta}{dt} = \frac{dz}{d\theta} \cdot \frac{V_p}{R}$$

où $\overline{\overline{F}}$: représentation matricielle du tenseur gradient de la transformation exprimé dans le repère $(O, \overrightarrow{X}, \overrightarrow{Y}, \overrightarrow{L})$

$\overline{\overline{E}}$: représentation matricielle du tenseur des déformations de Green-Lagrange exprimé dans le repère $(O, \overrightarrow{X}, \overrightarrow{Y}, \overrightarrow{L})$

$\dot{\overline{\overline{E}}}$: représentation matricielle du tenseur des vitesses de déformation exprimé dans le repère $(O, \overrightarrow{X}, \overrightarrow{Y}, \overrightarrow{L})$

z : paramètre du tenseur $\overline{\overline{F}}$

R : rayon du courbure constant de la trajectoire circulaire du point courant P

La connaissance de ces tenseurs permet alors d'exprimer la vitesse de déformation équivalente et la déformation équivalente au sens de Von Mises :

$$\dot{\overline{\overline{\varepsilon}}} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \text{tr}(\dot{\overline{\overline{E}}} \cdot \dot{\overline{\overline{E}}})} = \frac{V_0 \cdot \sin(\phi)}{R \cdot \sin^3(\theta + \phi)} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot (\cot an(\theta + \phi) - \cot an(\phi))^2 + 1}{3}}$$

$$\overline{\overline{\varepsilon}} = \int_{t_0}^{t_{final}} \dot{\overline{\overline{\varepsilon}}} \cdot dt = \int_0^{\frac{\pi-\gamma}{2}} \frac{1}{\sin^2(\theta + \phi)} \sqrt{\frac{2 \cdot (\cot an(\theta + \phi) - \cot an(\phi))^2 + 1}{3}} \cdot d\theta$$

$$\text{avec } R \cdot d\theta = V_p \cdot dt$$

Ainsi l'angle ϕ est alors trouvé par minimisation de la puissance interne dans la zone de cisaillement primaire. Les valeurs trouvées par les auteurs sont comprises entre 50° et 60° pour un angle d'attaque variant de 0° à 15° .

Le problème de la détermination du rayon de courbure de la trajectoire paraît plus ardu. En effet une minimisation de la même puissance par rapport à R amène un angle ϕ maximum. Les auteurs font alors une analogie à une formule utilisée par Pomey et recherchent le minimum de la fonction R obtenue soit $\theta = 0$ dans la formule de Pomey :

$$\frac{dz}{dt} = \frac{-V_0 \cdot \sin(\phi)}{2.R \cdot \sin^3(\theta + \phi)} = -\frac{\|\overrightarrow{V_T} - \overrightarrow{V_0}\|}{s \cdot \sin(\phi)}$$

où s : profondeur de passe

$$\Leftrightarrow R = \frac{s \cdot \cos(\phi - \gamma)}{\cos(\gamma) \cdot \sin^3(\theta + \phi)}$$

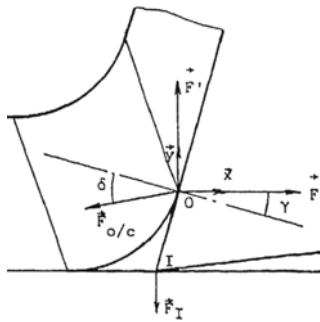
Afin de déterminer la contrainte dans la zone de déformation, il est alors nécessaire de résoudre l'équation de la chaleur en posant comme hypothèse une conductivité constante du matériau et une température uniforme dans chaque plan qui augmente avec θ :

$$\frac{d^2 T}{d\theta^2} - \left[\cot \alpha n(\theta + \phi) + \frac{\rho \cdot C_p \cdot V_0 \cdot R \cdot \sin(\phi) \cdot \sin(\theta + \phi)}{k} \right] \cdot \frac{dT}{d\theta} - \frac{R^2 \cdot \sin^2(\theta + \phi)}{k} \cdot \left[\frac{\frac{1}{\bar{\varepsilon}} \cdot \dot{\bar{\varepsilon}}^{\frac{N+1}{N}}}{N+1} \cdot \left(K + T \cdot N \cdot \left(\frac{dK}{dT} - \frac{K}{M^2} \cdot \frac{dM}{dT} \cdot \ln(\bar{\varepsilon}) \right) \right) \right] = 0$$

où k : conductivité thermique
C_p : capacité calorifique
ρ : densité

La température de chaque plan étant connue en fonction de l'angle θ et en négligeant la puissance de la quantité d'accélération, il est possible d'écrire l'équilibre des puissances et d'en déduire l'effort exercé sur la face d'attaque de l'outil :

$$F_{O/C} = \frac{p \cdot \frac{1-\nu^2}{E} \cdot K_{IC}^2 + \frac{1}{V_0} \int_D tr(\bar{S}_D \cdot \dot{\bar{E}}) \cdot dv}{1 - \frac{\sin(\delta) \cdot \sin(\phi)}{\cos(\delta - \gamma) \cdot \cos(\phi - \gamma)}}$$



où F_{O/C} : effort de l'outil sur le copeau sur la face d'attaque de l'outil

p : épaisseur de la pièce

ν : coefficient de poisson

E : module d'élasticité linéaire

K_{IC} : énergie critique de fissuration en mode I

\bar{S}_D : tenseur déviatorique des contraintes

$\dot{\bar{E}}$: tenseur des vitesses de déformation

δ : angle de frottement

Un intérêt certain de cette modélisation est que sa description est réalisée dans la configuration de Lagrange, ce qui peut être un atout majeur dans le cadre de l'utilisation d'une formulation hyperélastique pour décrire le comportement du matériau bois. En effet, dans ce cadre, nous nous sommes penchés sur l'utilisation d'autres modélisations, en particulier celle de Molinari, que le lecteur intéressé pourra retrouver dans [FON04] mais aussi [DUD96] et [MOU98]. Cette modélisation est basée sur une description eulérienne de la déformation à l'intérieur de la bande de cisaillement primaire, mais sa transcription à la description lagrangienne supprime les intérêts de cette modélisation : simplification du terme de dérivée partielle temporelle dans la dérivée particulière pour décrire un régime stationnaire par exemple.

Par contre, la détermination du rayon de courbure est assez scabreuse car elle nécessite une direction constante de la différence entre le vecteur vitesse initial et courant au point P ; ce qui paraît peu probable dans la réalité.

1.1.4. Conclusion

Nous avons décrit trois modélisations analytiques de formation du copeau métallique. Toutes ont pour point commun de décrire un régime continu de formation d'un copeau continu ce qui est propre aux modélisations analytiques. L'outil est toujours parfaitement rigide. Les phénomènes décrits sont toujours constants dans le sens de l'épaisseur d'usinage mais aussi et surtout suivant la longueur du plan de cisaillement principal ; ce qui simplifie grandement les calculs. De même, aucune modélisation ne tient compte des phénomènes existants sur la face en dépouille tels que le frottement. Enfin la description de la loi de comportement du matériau est purement plastique incompressible avec plus ou moins de sensibilité à la température ou à la vitesse de déformation bien que le rôle de la thermique soit très clair en usinage des métaux.

1.2. Quelques résultats à propos de l'utilisation directe de ces modélisations

1.2.1. L'adaptation de la loi de comportement au matériau bois

La théorie de Merchant donnant une inclinaison du plan de cisaillement principal purement géométrique, il ne nous a pas été nécessaire d'évaluer sa transposition au bois ([THI88] ayant déjà invalidé cette modélisation). Nous avons donc essayé de transposer directement la modélisation d'Oxley à notre cas en utilisant une loi de comportement se rapprochant plus du matériau bois : nous avons choisi de rester dans une description purement plastique en plasticité standard avec une contrainte équivalente de Hoffman qui permet d'exprimer l'orthotropie initiale, l'effet Bauschinger d'un matériau et sa compressibilité dans une moindre mesure ($P + Q + R \neq 0$) ainsi qu'avec une contrainte d'écoulement de type Johnson-Cook qui est encore valide au-delà d'une vitesse de déformation de 10^4 s^{-1} (contrairement à la contrainte de Bodner-Partom par exemple) d'après [BOI85], [TOU99] et [CHA01] et permet d'exprimer la sensibilité à l'écrouissage, au taux d'écrouissage et à la température (bien que cette dernière n'ait pas une grande influence lors du déroulage) :

$$\bar{\sigma}^H(\sigma_{ij}) - Rp(\bar{\varepsilon}^P, \dot{\varepsilon}^P, T) = 0$$

avec

$$\bar{\sigma}^H = \sqrt{\frac{1}{2} \left[\begin{aligned} & F.(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G.(\sigma_{11} - \sigma_{33})^2 + H.(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 \\ & + 2.(L.\sigma_{23}^2 + M.\sigma_{13}^2 + N.\sigma_{12}^2) \\ & + (P.\sigma_{23} + Q.\sigma_{13} + R.\sigma_{12}) \end{aligned} \right]}$$

$$R = \left[\sigma_0 + A.(\bar{\varepsilon}^P)^{\frac{1}{n}} \right] \left[1 + B. \left\langle \log \left(\frac{\dot{\varepsilon}^P}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right\rangle \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{ref} - T_0} \right)^m \right]$$

$$\text{et } \langle X \rangle = \begin{cases} X & \text{si } X \geq 0 \\ 0 & \text{si } X \leq 0 \end{cases}$$

où $\bar{\sigma}^H$: contrainte équivalente de Hoffman

R_p : contrainte d'écoulement de Johnson Cook

$\dot{\varepsilon}^P$: vitesse de déformation plastique équivalente associée à $\bar{\sigma}^H$

$\bar{\varepsilon}^P$: déformation plastique équivalente associée à $\bar{\sigma}^H$

σ_{ij} : composantes de l'expression matricielle du tenseur des contraintes de Cauchy

σ_0 : contrainte limite d'élastique linéaire

n : coefficient d'écrouissage

$\dot{\varepsilon}_0$: seuil de sensibilité à la vitesse de déformation pris à 1 s^{-1}

T_{ref} : température de référence

$T_{ref} = 100^\circ\text{C}$ pour le matériau bois

T_0 : température ambiante (20°C)

M : coefficient d'adoucissement thermique

$A, B, F, G, H, L, M, N, P, Q$ et R : constantes du matériau

Remarque : $P + Q + R \neq 0$ sinon

expression de l'incompressibilité

Nous avons choisi comme température de référence la température de vaporisation de l'eau car cet élément apparaît comme le plus important vecteur de transport de chaleur dans le bois d'après [CAI95], [SUL97], [DED00] et [LUD04].

Les coefficients de la contrainte équivalente de Hoffman sont calculés à partir des essais de traction, compression et torsion quasi statiques tandis que les coefficients de la contrainte d'écoulement de Johnson-Cook font l'objet d'une optimisation grâce à l'algorithme de Levenberg-Marquardt dont nous parlerons plus loin.

Remarquons que dans le cadre de la recherche des coefficients de la contrainte équivalente de

Hoffman, il est nécessaire de poser l'hypothèse d'élasticité linéaire en plus de la plasticité afin de pouvoir dépouiller les essais de torsion et d'en retirer des valeurs de contrainte limite élastique de cisaillement en combinant les équations des trois directions.

1.2.2. Des résultats en efforts peu convaincants mais surtout un problème d'angle du plan de cisaillement

Après avoir simplifié la thermique de la modélisation d'Oxley en nous appuyant sur notre étude thermique du déroulage, il est apparu très difficile de résoudre à la fois l'optimisation de l'effort de coupe modélisé par rapport aux efforts expérimentaux ainsi que la validation de l'angle d'inclinaison du plan de cisaillement principal de la modélisation d'Oxley. En effet, l'augmentation de l'angle prédit par la modélisation implique une très grande augmentation des efforts. Ainsi, un compromis entre ces deux contraintes amène à considérer que moins de 30% des essais modélisés auraient un effort de coupe à moins de 20% de leurs valeurs de référence expérimentales (Fig. IV-6) ; tandis que l'angle d'inclinaison du plan de cisaillement principal serait compris entre 69° et 77° (Fig. IV-7). Ces résultats ne sont évidemment pas admissibles et c'est pourquoi nous ne rentrerons pas dans les détails de l'obtention des constantes de la loi de comportement.

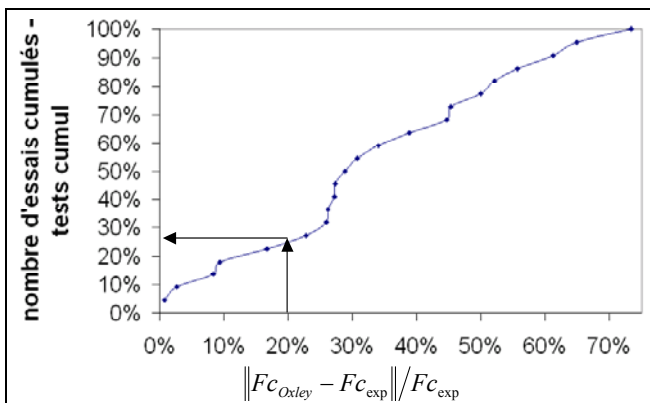


Figure IV-6 : Evolution du nombre d'essais cumulés exprimé en pourcent en fonction de la valeur absolue de l'erreur entre l'effort de coupe expérimentale et celui prédit par la modélisation d'Oxley exprimé en pourcent.

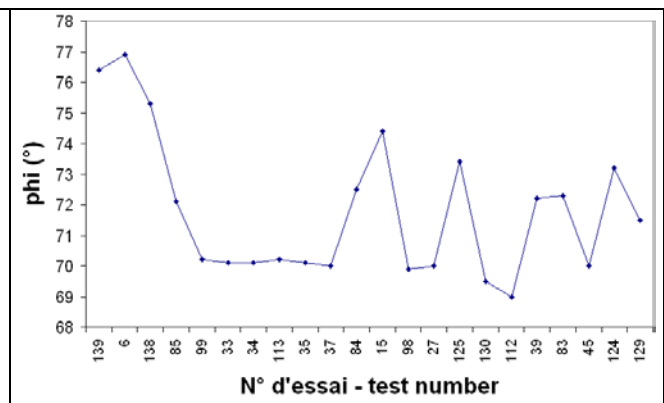


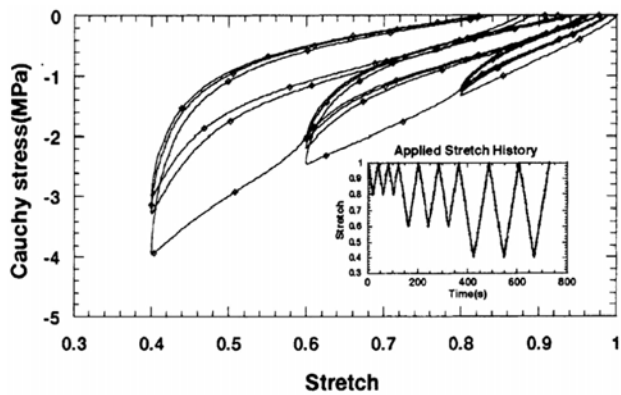
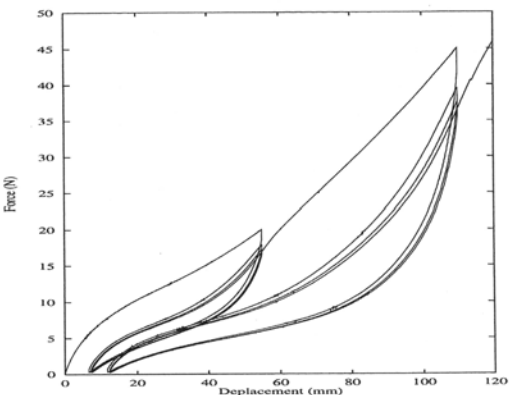
Figure IV-7 : Angle d'inclinaison du plan de cisaillement principal de la modélisation d'Oxley pour chaque essai expérimental testé

2. La modélisation hyper élastique du matériau bois

2.1. Pourquoi une modélisation hyper élastique

Voyant que quasiment l'ensemble des auteurs ayant étudié le comportement du matériau bois étaient partis dans une seule voie de modélisation élastique plastique standard, et que les modélisations analytiques basées sur cette modélisation de comportement n'amènent pas une prédiction de l'angle de cisaillement principal cohérente avec l'expérimentation, nous avons souhaité élargir le champ d'investigation et essayé d'appréhender le comportement du matériau bois en le comparant avec d'autres matériaux afin d'estimer s'il était possible d'adapter la modélisation du comportement à celle du matériau bois.

Le constat d'élasticité non linéaire de [BUC98] qui compare le matériau bois et le roc à l'aide d'un capteur ultrasonique, la composition chimique du matériau bois ainsi que les modélisations numériques du procédé de défibrage nous ont amené à nous intéresser au comportement des polymères. En effet, les courbes de contrainte en fonction de la déformation de nos essais ont une forte ressemblance avec les courbes expérimentales résultant d'essais de traction ou compression cycliques de certains polymères (Tab. IV-2) ou encore [GON05] et [DOU97].

	
Contrainte en fonction de la déformation lors d'un essai de compression cyclique à amplitudes différentes d'un caoutchouc naturel d'après [AMI01]	Force en fonction du déplacement de la traverse lors d'un essai de traction cyclique à amplitudes différentes d'un polychloroprène d'après [MOR00]
Tableau IV-2 : Courbes typiques de force ou contrainte en fonction de la déformation ou du déplacement de la traverse dans le cas de polymères	

2.2. Les grandes familles de modélisation hyper élastique

2.2.1. Définition de l'hyper élasticité et des deux grands types de modélisation du phénomène

D'après [LAR98] et [LAI98], un matériau hyper élastique est d'abord un matériau élastique c'est à dire dont l'état de contrainte est réversible et ne dépend que des déformations et non de l'histoire de ces dernières. De plus, comme le confirme [TOU95c], un milieu élastique peut être modélisé par une loi de comportement hyper élastique s'il existe une densité d'énergie de déformation telle que le premier tenseur des contraintes de Piola-Kirchhoff puisse dériver de cette dernière par rapport au tenseur des gradients de la transformation. Cette définition correspond à l'approche phénoménologique de l'hyper élasticité et nous intéressera particulièrement. En effet, elle vise à donner une expression mathématique d'un potentiel hyper élastique en se référant aux phénomènes

observés lors d'essais expérimentaux et sans se préoccuper de la structure du matériau à l'échelle inférieure.

Tandis que la seconde approche, dite statistique, paraît très difficilement applicable au matériau bois comme elle consiste à rechercher une explication physique des phénomènes observés à partir des hypothèses sur la structure microscopique du matériau, sur l'élasticité de ses constituants et sur la loi statistique (gaussienne ou non) de répartition des molécules. Cette modélisation statistique suppose que les longues macromolécules constituant le matériau soient capables de prendre un grand nombre de configurations. Ces macromolécules sont reliées par des liaisons pontales formées durant l'opération de vulcanisation, le nombre de ces liaisons étant supposé suffisamment petit pour ne pas gêner le mouvement des chaînes. Notons que même pour cette approche il n'existe pas que des approche isotropes (le lecteur pourra trouver un panel assez vaste de formulations conventionnelles chez [OUL93], [SAI95], [LAR98], [LAI98] et [MOR00] ou plus originales [YIN02]). Il existe aussi quelques tentatives de formulation anisotrope en particulier orthotrope ([BIS02]).

2.2.2. Différentes modélisations de l'approche phénoménologique

Il existe de très nombreuses formulations pour ce potentiel de déformation hyper élastique. Ce chapitre n'a pas la prétention d'en faire un inventaire exhaustif mais plutôt de sensibiliser le lecteur à l'étendue des modélisations actuellement utilisées.

Le potentiel de déformation hyper élastique qui dérive du tenseur des gradients de la transformation, est le plus souvent formulé avec les élongations principales ou avec les invariants du tenseur des dilatations de Cauchy-Green droit (seules quelques formulations très connues sont ici données à titre d'exemple (Tab. B-3) se reporter à [OUL93], [SAI95], [LAR98], [LAI98], [MOR00] et [HAR01] pour plus de détails.):

Auteur(s)	Modélisation	Domaine de validité	Où W : potentiel de déformation hyper élastique
Mooney	$W=C_{10}(I_1-3)+C_{01}(I_2-3)$	$\lambda_1 < 2,5$	$I_1 = tr(\overline{C}) = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2$
Rivlin	$W = \sum_{i,j=0}^{\infty} C_{ij} (I_1 - 3)^i \cdot (I_2 - 3)^j$	Sans restriction	$I_2 = \frac{1}{2} \left[tr(\overline{C})^2 - tr(\overline{C}^2) \right] = \frac{1}{\lambda_1^2} + \frac{1}{\lambda_2^2} + \frac{1}{\lambda_3^2}$
Hart-Smith	$W = C_1 \int \exp[C_3(I_1 - 3)^2] dI_1 + C_2 \cdot Ln\left(\frac{I_2}{3}\right)$	$\lambda_1 < 3$	$I_3 = det(\overline{C}) = \lambda_1^2 \lambda_2^2 \lambda_3^2$
Valanis et Landel	$W = 2 \cdot \mu \cdot \sum_{i=1}^n \lambda_i (Ln \lambda_i - 1)$	Sans restriction	\overline{C} : tenseur des dilatations de Cauchy-Green droit
Ogden	$W = \sum_r \frac{\mu_r}{\alpha_r} (\lambda_1^{\alpha_r} + \lambda_2^{\alpha_r} + \lambda_3^{\alpha_r} - 3)$	Sans restriction	λ_i : valeurs propres de \overline{F} tenseur des gradients de la transformation

Tableau B-3 : Principales modélisations de potentiel de déformation de comportement hyper élastique de l'approche phénoménologique d'après [LAR98]

Mais il existe aussi des potentiels de déformations exprimés avec d'autres invariants tels que le taux de dilatation, l'amplitude de distorsion et le mode de distorsion défini dans [CRI00]. L'expression du potentiel de déformation dépend aussi grandement du type de repère utilisé : dans le domaine de la modélisation d'artères, la description cylindrique semble plus appropriée d'après [CHE98] ou [HOL98a] pour la partie du potentiel représentant le potentiel de déformation anisotrope qui est d'ailleurs exprimé par une fonction exponentielle des composantes du tenseur des déformations de Green-Lagrange.

2.3. La prise en compte dans la formulation hyper élastique de certaines 2.4.spécificités du bois

2.4.1. L'effet Mullins ou adoucissement sous contrainte

D'après [MOR00], cet effet se produit lorsqu'un élastomère est sollicité de manière cyclique, une diminution de la charge nécessaire pour obtenir la même élongation est observée. Après un certain nombre de cycles, ce nombre pouvant dépendre de l'amplitude de la déformation, la réponse se stabilise (Tab. IV-2). [MUL47] fut le premier à observer ce phénomène, qui porte aujourd'hui son nom et avait remarqué entre autre que le plus grand pourcentage d'adoucissement est obtenu lors du premier cycle avec une stabilisation du comportement après 3 ou 4 cycles suivant les élongations imposées. Bien que les similitudes soient troublantes entre les résultats expérimentaux des polymères et nos essais sur le matériau bois, les tentatives d'explication amenant aux différentes modélisations ne peuvent pas s'appliquer à ce dernier pour les modélisations phénoménologiques en raison de la porosité du matériau bois et de sa structure organisée à toutes les échelles. Ainsi nous ne présenterons pas les nombreuses modélisations possibles dont aucune n'est validée ni pour l'ensemble des élastomères ni pour toute sollicitation. Une présentation des modélisations de phénomène assez large peut être trouvée dans [LAR98].

2.4.2. La compressibilité et la porosité

Pour qu'une modélisation d'une déformation tienne compte de la compressibilité d'un matériau il suffit que le troisième invariant du tenseur des dilatations ne soit pas égal à 1 et apparaisse dans la formulation du potentiel de déformation $W=W(I_1, I_2, I_3)$.

Ce potentiel se décompose souvent en deux parties découplées : une partie déviatorique et une partie compressible empirique ou non d'après [OUL93], [BEC96], [MOR00], [MAN02] ou encore [HOL98a] dont la partie compressible n'est pas exprimée en fonction de I_3 et dont il a déjà été question ([OUL93] fait un inventaire non exhaustif de certaines formes empiriques de la partie compressible que nous ne citerons pas ici). Il existe des formes de potentiel utilisant les valeurs propres du tenseur des gradients de la transformation $W=W(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3)$ mais elles ne permettent pas une visualisation aussi facile de la compressibilité. Mais la formulation la plus générale tenant compte de la compressibilité est une formulation étendue de modélisation polynomiale de Rivlin (d'après [LAR98]) et elle pourrait se décliner au matériau bois au moins pour des vitesses de déformation quasi statiques.

$$W = \sum_{i,j,k=0}^{\infty} C_{ijk} \cdot (I_1 - 3)^i \cdot (I_2 - 3)^j \cdot (I_3 - 1)^k$$

où I_i : invariants du tenseur des dilatations de
Cauchy-Green droit
 C_{ijk} : constantes du modèle

Une autre démarche utilisée pour les mousses de polymères, consiste à partir de l'échelle inférieure et d'étudier la déformation des parois afin d'en tirer un comportement mésoscopique ([OUL93]). Cette démarche a déjà été mise en œuvre par [HOL98b] afin de la conjuguer au matériau bois. Dans les deux cas -polymères ou matériau bois- la démarche est réalisée à vitesse de déformation quasi statique et amène à modéliser un matériau isotrope. De plus, bien que [OUL93] fasse la différence entre mousses à cavités fermées ou communicantes entre elles, la démonstration théorique amenant au comportement n'en tient pas compte peut être parce que l'influence de la viscosité et de la possibilité de mouvement du fluide à l'intérieur du matériau à travers des pores de tailles différentes, n'est pas un facteur prépondérant pour des vitesses de sollicitations quasi statiques. [OUL93] démontre toutefois qu'à des vitesses quasi statiques, les propriétés élastiques linéaires des

mousses peuvent être exprimées en fonction des caractéristiques du polymère et des paramètres géométriques des cellules et que la flexion des parois est le mécanisme prépondérant.

2.4.3. L'anisotropie ou l'orthotropie

Comme pour la compressibilité, il est pratique de diviser l'expression du potentiel de déformation en deux parties découplées : une partie isotrope compressible ou non et une partie anisotrope ([WEI96] et [HOL98a]) mais parfois il arrive que certains termes du potentiel soit couplés ([LÜR01]). Nous n'avons trouvé que des expressions de potentiels se rapportant à de l'orthotropie avec isotropie transverse afin d'identifier l'ensemble des constantes se référant au modèle. La partie anisotrope du potentiel de déformation est généralement exprimée à partir des valeurs propres soit du tenseur de Green-Lagrange soit du tenseur des dilatations de Cauchy-Green droit et peut prendre des formes telles que (d'après [HOL98a]) :

$$W_{anisotrope} = C \left[e^{a_1 E_1^2 + a_2 E_2^2 + a_3 E_3^2 + 2.a_4 E_1 E_2 + 2.a_5 E_1 E_3 + 2.a_6 E_2 E_3} - 1 \right]$$

où E_i : valeurs propres du tenseur de Green-Lagrange
C et a_i : constantes du modèle

2.4.4. La viscosité ou sensibilité à la vitesse de déformation

La dépendance au temps, ou viscosité, pose deux problèmes majeurs à la modélisation d'un matériau hyper élastique en grande transformation : la non linéarité qui rend délicat le principe de superposition de Boltzmann (bien que [AMI01] en fasse usage) et les grandes transformations qui imposent que les configurations de travail aux différents temps ne soient pas superposées (d'après [ROB00]). Un nombre conséquent de modélisations existe pour traduire la viscosité des polymères hyper élastiques. La quasi totalité correspond à des modélisations de fluage dont nous n'évoquerons ici que le principe.

2.4.4.1. Les formulations de fluage quasi statique

Des synthèses des développements théoriques et les détails calculatoires menant aux différentes modélisations sont consultables dans [AND96], [BEC96], [LAR98] et [ROB00]. Nous n'évoquerons ici que les principes de modélisation :

2.4.4.1.1. L'approche fonctionnelle

Le principe de cette approche consiste à décrire les contraintes par une fonctionnelle du tenseur des déformations à l'instant t et d'un tenseur permettant de prendre en compte l'histoire des déformations.

L'origine de cette formulation remonte aux travaux de Bernstein, Kearsley et Zappas en 1963, qui ont généralisé la formulation viscoélastique linéaire en petites déformations qui est basée sur le principe de Boltzmann.

2.4.4.1.2. L'approche par variables internes

L'écriture de cette approche est plus rigoureuse et une dépendance du potentiel de déformation non seulement aux composantes du tenseur des dilatations de Cauchy-Green mais aussi d'autres variables telle que la température et des variables internes dont les valeurs dépendent de l'historique du matériau.

De plus, elle est aussi basée sur la généralisation aux grandes déformations des modélisations rhéologiques introduites par Sidoroff en 1974, dont le point le plus important est la non-additivité des tenseurs de déformation en grandes transformations : ainsi le tenseur des gradients de la transformation est décomposé de manière multiplicative en un tenseur élastique et un tenseur anélastique dépendant de l'histoire passée du matériau :

$$\overline{\overline{F}} = \overline{\overline{F^e F^a}}$$

où $\overline{\overline{F}}$: tenseur des gradients de la transformation

$\overline{\overline{F^e}}$: tenseur élastique

$\overline{\overline{F^a}}$: tenseur anélastique dépendant de l'histoire passée du matériau

2.4.4.1.3. Les autres formulations

En 1990, Hong, Lee et Roldan ont utilisé la modélisation de Rivlin en créant une dépendance des coefficients au temps par une fonction de relaxation sous la forme d'une série de Prony. Bien qu'en introduisant le temps dans le potentiel de déformation, l'auteur sort du cadre des processus réversibles car cette variable n'est pas une variable d'état d'après [LAR98].

$$W(I_1, I_2, t) = \sum_{i,j=0}^n \left[C_{ij}^0 \left(1 - \sum_{k=0}^r g_k \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_k}} \right) \right) \right] (I_1 - 3)^i (I_2 - 3)^j$$

2.4.4.2. Les formulations à grandes vitesses de déformation

Les modèles qui ont été trouvés dans la littérature proviennent originellement des travaux de Bernstein, Kearsley et Zappas en posant l'hypothèse de l'additivité des contraintes hyper élastiques et des contraintes viscoélastiques.

D'après [YAN00], une constante N supérieure à 3 permet de prendre en compte des vitesses de déformation supérieures à 10^4s^{-1} malheureusement se pose alors le problème de l'identification des paramètres. Il en est de même pour la forme de la fonction ϕ . C'est pourquoi [YAN00] utilise N=1 et une forme linéaire de ϕ en fonction de $(I_2 - 3)$. Ce qui limite la validité de la modélisation (Fig. III-8). Ces modélisations sont limitées à des matériaux homogènes, isotropes et incompressibles.

$$\overline{\overline{\sigma^v}} = -p^v \overline{\overline{Id}} + \overline{\overline{F}}(t) \int_{t=-\infty}^t \left[\phi(I_1, I_2) \sum_{i=1}^N e^{-\frac{t-\tau}{\theta_i}} \dot{\overline{\overline{E}}}(\tau) d\tau \right] \overline{\overline{F^T}}(t)$$

où $\overline{\overline{\sigma^v}}$: partie viscoélastique du tenseur des contraintes

p^v : pression hydrostatique du matériau viscoélastique

$\overline{\overline{Id}}$: tenseur identité

$\overline{\overline{F}}(t)$: tenseur des gradients de la transformation

$\dot{\overline{\overline{E}}}$: tenseur des vitesses de déformation de Green-Lagrange : $\dot{\overline{\overline{E}}} = \frac{1}{2} \left(\dot{\overline{\overline{F}}}^T \overline{\overline{F}} + \overline{\overline{F}}^T \dot{\overline{\overline{F}}} \right)$

I_i : invariants du tenseur des dilatations de Cauchy-Green droit

ϕ : fonction à définir

N, θ_i : constantes à définir

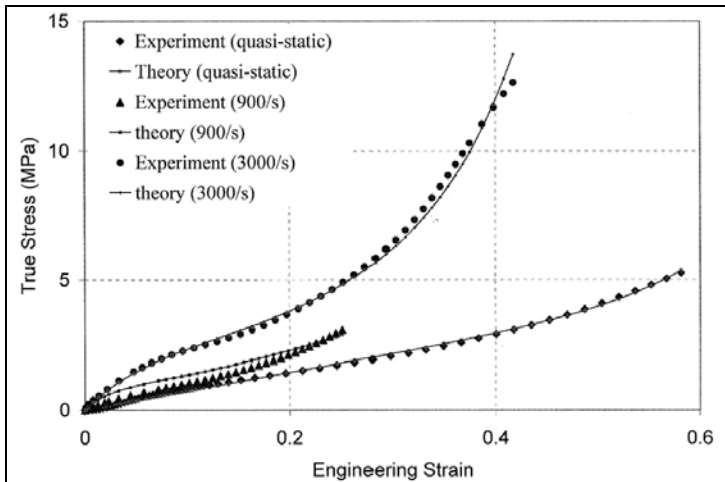


Figure III-8 : Evolution des courbes de contraintes en fonction de la déformation pour différentes vitesses de déformation du caoutchouc SHA70 d'après [YAN00]

2.5. Un choix de formulation hyper élastique pour notre modélisation grâce à la modélisation des essais quasi statiques

Le bref exposé des différentes possibilités qu'offre la modélisation des polymères hyper élastiques, montre qu'il est possible de prendre en compte différents aspects du matériau bois tels que l'orthotropie, la viscosité, la compressibilité ou l'adoucissement sous contrainte.

Mais pour des problèmes de formulation et surtout d'identification des constantes, il est impossible de tenir compte de l'ensemble de ces caractéristiques à la fois.

Nous sommes donc partis avec l'idée de simplifier au maximum la formulation du potentiel de déformation hyper élastique que nous allons utiliser pour la raison énoncée ci-dessus mais aussi car c'est la première fois que ce genre de modélisation est proposé et qu'une formulation simple devrait suffire pour permettre de déterminer si nous sommes partis dans la bonne voie.

Ainsi la faible orthotropie dans le plan de direction radial / tangentiel ne sera pas modélisée vu la complexité de la prise en compte de celle-ci dans la modélisation du potentiel de déformation hyper élastique et les faibles résultats de l'adaptation directe des modélisations des métaux.

Par contre, comme l'angle d'inclinaison du plan de cisaillement principal pourrait s'expliquer par la compressibilité du matériau bois durant le procédé de déroulage, nous avons donc pris le parti d'exprimer cette caractéristique à travers notre proposition de potentiel de déformation hyper-élastique.

La formulation étendue de modélisation polynomiale de Rivlin apparut alors comme celle permettant la plus grande souplesse d'utilisation malgré un nombre de constantes pouvant augmenter de manière drastique :

$$W = \sum_{\substack{i,j,k=0 \\ i+j+k=N}}^N C_{ijk} \cdot (I_1 - 3)^i \cdot (I_2 - 3)^j \cdot (I_3 - 1)^k$$

où I_i : invariants du tenseur des dilatations de Cauchy-Green droit

C_{ijk} : coefficients constants de la modélisation

N : degré du polynôme du potentiel de déformation hyper élastique

Enfin la viscosité sera plutôt prise en compte directement dans les constantes du potentiel de déformation hyper élastique par une optimisation de ces coefficients par rapport aux résultats expérimentaux.

La détermination du degré du polynôme du potentiel de déformation hyper élastique se fera par l'étude des essais quasi statiques une fois que nous aurons tranché sur les conditions que nous allons appliquer sur les coefficients C_{ijk} .

2.6. Conditions sur les constantes du potentiel de déformation hyper-élastique

Outre les conditions de bonne corrélation avec les courbes expérimentales, les paramètres mécaniques des matériaux doivent satisfaire d'autres critères, appelés inégalités constitutives, déduits mathématiquement de certaines restrictions sur la densité d'énergie. Par exemple, dans la théorie linéaire, on impose à l'énergie de déformation d'être une fonction quadratique définie positive afin de respecter les propriétés mécaniques du matériau. Ces conditions entraînent des coefficients de Lamé et des modules d'Young positifs.

Dans la théorie de l'hyper élasticité, la question s'est évidemment posée. Mais deux problèmes fondamentaux se posent quant au respect des inégalités constitutives : les auteurs ne sont pas d'accord sur le nombre d'inégalités constitutives nécessaires de même que sur leurs formes afin d'obtenir un potentiel de déformation hyper élastique non trivial et non sur-contraint par les inégalités d'après [LAI98] et [SAI95].

Dans l'optique d'une première tentative d'identification d'une modélisation de comportement hyper élastique au matériau bois, nous avons décidé de ne pas trop contraindre notre loi de comportement. Et d'après [QUI94], il apparaîtrait qu'un potentiel hyper élastique non contraint par un nombre important d'inégalités constitutives a une meilleure corrélation vis-à-vis des courbes expérimentales mais peut se révéler instable et prédire des contraintes aberrantes très facilement détectables. Ainsi nous avons décidé de ne contraindre notre comportement qu'au second principe de thermodynamique auquel toute loi de comportement est soumis tout en veillant à ce que la modélisation de la loi de comportement ne devienne pas instable.

Comme nous avons démontré que l'évolution thermique n'était pas prédominante dans le processus de formation du copeau durant le procédé de déroulage mais que, par contre, la température initiale du matériau bois joue un rôle assez important (étuvage industriel avant le déroulage et influence de la température initiale durant nos essais conventionnels), nous avons décidé de poser l'hypothèse d'une température constante durant nos modélisations. Comme l'énergie interne spécifique et l'entropie spécifique dépendent de la température uniquement, notre hypothèse amène à simplifier l'inégalité de Clausius-Duhem :

Au point considéré du domaine de matière étudié :

$$\rho_0 \cdot \left(T(\vec{X}, t) \frac{\partial s_0}{\partial t} - \frac{\partial e_0}{\partial t} \right) + tr \left(\overline{\overline{S}} \cdot \overline{\overline{\dot{E}}} \right) - \frac{\overline{\overline{q}}_0}{T(\vec{X}, t)} \cdot \overrightarrow{grad} (T(\vec{X}, t)) \geq 0$$

$$\Leftrightarrow tr \left(\overline{\overline{S}} \cdot \overline{\overline{\dot{E}}} \right) \geq 0 \quad \text{si } T = T_{initial}$$

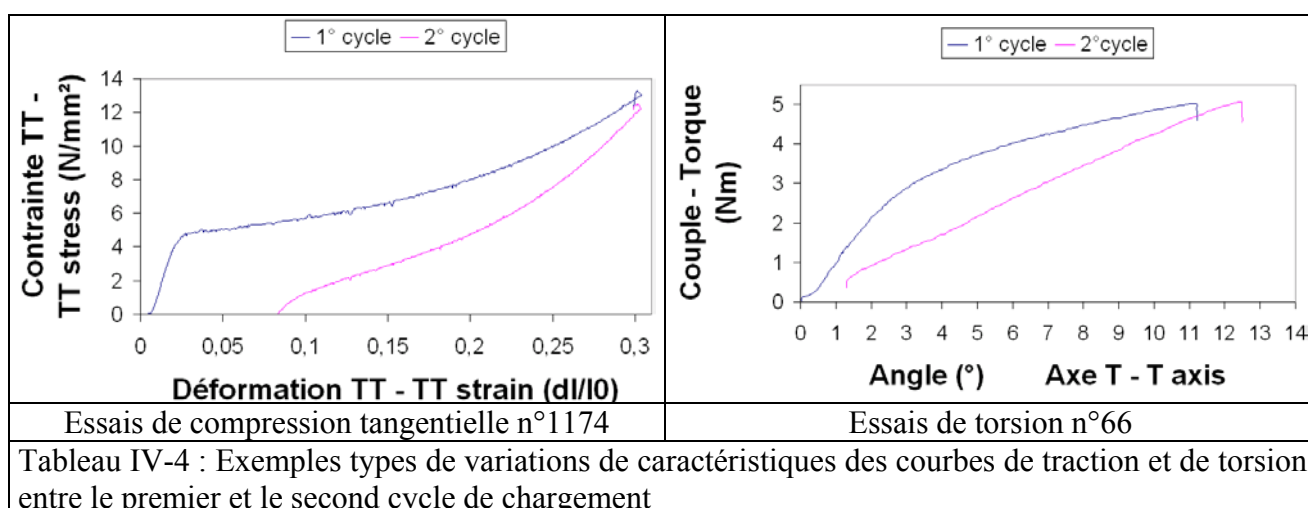
où ρ_0 : masse volumique dans la configuration initiale de Lagrange
 T : température
 t : temps
 s_0 : entropie spécifique dans la configuration initiale de Lagrange
 e_0 : énergie interne spécifique dans la configuration initiale de Lagrange
 $\overline{\overline{\dot{E}}}$: tenseur des vitesses de déformation dans la configuration initiale de Lagrange
 $\overline{\overline{S}}$: représentation matricielle du second tenseur des contraintes de Piola-Kirchhoff
 \overrightarrow{q}_0 : flux de chaleur dans la configuration initiale de Lagrange

2.7. Méthodologie de détermination de la forme du potentiel de déformation hyper élastique grâce aux essais quasi statiques

Nous aurions souhaité pouvoir utiliser des essais dynamiques afin de déterminer la forme du potentiel de déformation hyper élastique. Mais, comme il a été expliqué précédemment, la technologie actuelle ne le permet pas. Nous nous sommes donc tourné vers nos essais quasi statiques afin de déterminer la forme de ce potentiel tout en étant conscient que ce choix pourrait être une des sources d'erreur en cas d'absence de résultats.

2.7.1. Le choix des essais de référence

Nous avons conclu au chapitre III concernant les essais de déroulage, que le matériau bois arrivant au nez du couteau avait déjà été sollicité de manière significative : les essais modélisables étaient caractérisés par un ratio de l'effort sur la face en dépouille sur l'effort sur la face d'attaque compris entre 40% et 140%. Afin de tenir compte de cette conclusion, nous n'avons pas choisi de nous appuyer sur les essais à chargement monotones mais sur les essais à chargement cycliques absolus et particulièrement sur la montée en charge du second cycle de ce chargement qui montre une évolution notable des caractéristiques du matériau bois vis à vis du premier cycle (Tab. IV-4).



Mais contrairement à la modélisation élasto plastique, il n'est pas nécessaire d'utiliser les trois types d'essais (traction, compression et torsion) afin de déterminer les coefficients du potentiel de déformation hyper élastique. Le nombre de coefficients étant très rapidement bien plus grand que le nombre de type d'essais (Tab. IV-5) et comme la modélisation prévue ne prend pas en compte l'orthotropie du matériau bois, il a fallu choisir les essais de manière à ce qu'ils soient les plus représentatifs des phénomènes présents lors du procédé de déroulage : soit un essai de compression tangentielle et une combinaison d'essais de torsion d'axe longitudinal et transversal afin de calculer la contrainte de cisaillement approximativement tangentielle radiale dans le cas de notre modélisation comme il faut tenir compte de l'anisotropie longitudinale dans le dépouillement des courbes expérimentales.

Degré du terme du potentiel	Nombre de coefficients	Désignation des coefficients du degré	Influence dans les dérivées partielles du potentiel hyper élastique par rapport aux invariants du tenseur des dilatations de Cauchy :		
			$\frac{\partial W}{\partial I_1}$	$\frac{\partial W}{\partial I_2}$	$\frac{\partial W}{\partial I_3}$
1	3	C ₁₀₀ , C ₀₁₀ , C ₀₀₁	C ₁₀₀	C ₀₁₀	C ₀₀₁
2	6	C ₂₀₀ , C ₁₁₀ , C ₀₂₀ , C ₁₀₁ , C ₀₁₁ , C ₀₀₂	C ₂₀₀ , C ₁₁₀ , C ₁₀₁	C ₁₁₀ , C ₀₂₀ , C ₀₁₁	C ₁₀₁ , C ₀₁₁ , C ₀₀₂
3	10	C ₃₀₀ , C ₂₁₀ , C ₁₂₀ , C ₂₀₁ , C ₀₃₀ , C ₁₁₁ , C ₀₂₁ , C ₁₀₂ , C ₀₁₂ , C ₀₀₃	C ₃₀₀ , C ₂₁₀ , C ₁₂₀ , C ₂₀₁ , C ₁₁₁ , C ₁₀₂	C ₂₁₀ , C ₁₂₀ , C ₀₃₀ , C ₁₁₁ , C ₀₂₁ , C ₀₁₂	C ₂₀₁ , C ₁₁₁ , C ₀₂₁ , C ₁₀₂ , C ₀₁₂ , C ₀₀₃
4	14	C ₄₀₀ , C ₃₁₀ , C ₂₂₀ , C ₃₀₁ , C ₁₃₀ , C ₂₁₁ , C ₁₂₁ , C ₂₀₂ , C ₀₄₀ , C ₀₃₁ , C ₁₁₂ , C ₀₂₂ , C ₁₀₃ , C ₀₁₃	C ₄₀₀ , C ₃₁₀ , C ₂₂₀ , C ₃₀₁ , C ₁₃₀ , C ₂₁₁ , C ₁₂₁ , C ₂₀₂ , C ₁₁₂ , C ₁₀₃	C ₃₁₀ , C ₂₂₀ , C ₁₃₀ , C ₂₁₁ , C ₁₂₁ , C ₀₄₀ , C ₀₃₁ , C ₁₁₂ , C ₀₂₂ , C ₀₁₃	C ₃₀₁ , C ₂₁₁ , C ₁₂₁ , C ₂₀₂ , C ₀₃₁ , C ₁₁₂ , C ₀₂₂ , C ₁₀₃ , C ₀₁₃ , C ₀₀₄

Tableau IV-5 : Détail des différents coefficients du potentiel de déformation hyper élastique et de leur influence dans les dérivées partielles de ce dernier en fonction de l'ordre des coefficients (i+j+k)

En utilisant la formule de calcul du couple de l'annexe G, dépouillement des essais, et en considérant une anisotropie transverse de direction L -les autres directions étant désignées par T comme transverse-, on obtient :

$$\begin{cases} M_{Torsion \text{ d'axe } T} = \int_{\Sigma_0} (X_T \cdot S_{LT} - X_L \cdot S_{TT}) \cdot d\Sigma_0 \\ M_{Torsion \text{ d'axe } L} = 2 \cdot \int_{\Sigma_0} X_T \cdot S_{LT} \cdot d\Sigma_0 \end{cases}$$

$$\Rightarrow \int_{\Sigma_0} X_L \cdot S_{TT} \cdot d\Sigma_0 = \frac{M_{Torsion \text{ d'axe } L}}{2} - M_{Torsion \text{ d'axe } T}$$

où S_{ij} : composantes du second tenseur des contraintes de Piola-Kirchhoff dans le repère anatomique local du matériau bois avec l'hypothèse d'isotropie transverse
 X_i : les composantes du point considéré dans le même repère
 $M_{torsion \text{ d'axe } i}$: moment de torsion mesuré durant l'essai de torsion suivant l'axe désigné i

Outre la modélisation de comportement retenue, la principale raison d'un dépouillement des essais de torsion avec l'hypothèse d'isotropie transverse est causée par la mise à jour des problèmes sur la machine de torsion à l'inversion du sens de rotation (Fig.II-16 et Fig.II-17) qui ont grandement compromis la précision de mesure du second cycle de chargement des essais de torsion utilisés. Ainsi il paraissait assez hasardeux de discerner les directions radiale et tangentielle dans cette situation.

2.7.2. Détermination du degré du polynôme du potentiel de déformation hyper élastique de Rivlin

Plutôt que d'essayer de trouver au hasard quels seraient les coefficients du potentiel de déformation hyper élastique qui conviendraient le mieux à notre modélisation, nous avons essayé de comparer les polynômes approximant les réponses expérimentales des essais quasi statiques de compression et de torsion à leurs expressions analytiques hyper élastiques:

2.7.2.1. L'essai de compression

En considérant l'hypothèse d'indépendance des déformations dans les différentes directions d'orthotropie, il est possible d'écrire la contrainte du premier tenseur de Piola-Kirchhoff dans la direction de sollicitation en fonction de l'élongation dans cette direction (le détail des calculs se trouve dans l'annexe G, dépouillement des essais conventionnels) :

$$\Pi_{22} = \sum_{\substack{i,j,k=0 \text{ à } N \\ i+j+k=N}} 2^j (2i+2k+j) \lambda_T C_{ijk} (\lambda_T^2 - 1)^{i+j+k-1} \quad \text{où } \Pi_{22} : \text{composante du premier tenseur de Piola-Kirchhoff dans la direction de sollicitation}$$

C_{ijk} : constantes de la modélisation

N : degré du polynôme du potentiel de déformation hyper élastique

i, j, k : degré polynomial respectivement du premier, second et troisième invariant du tenseur des dilatations de Cauchy

λ_T : élongation dans la direction de sollicitation

$$\lambda_T = \frac{l}{l_0}$$

l : longueur actuelle de l'éprouvette dans le sens de sollicitation

l_0 : longueur initiale de l'éprouvette dans le sens de sollicitation

Il est alors possible de modéliser la courbe expérimentale par des polynômes des moindres carrés dont les termes seront de puissance impaire. Il apparaît une très nette amélioration de l'approximation polynomiale pour un degré 7 soit un degré de potentiel de déformation de 4 (Tab. IV-6).

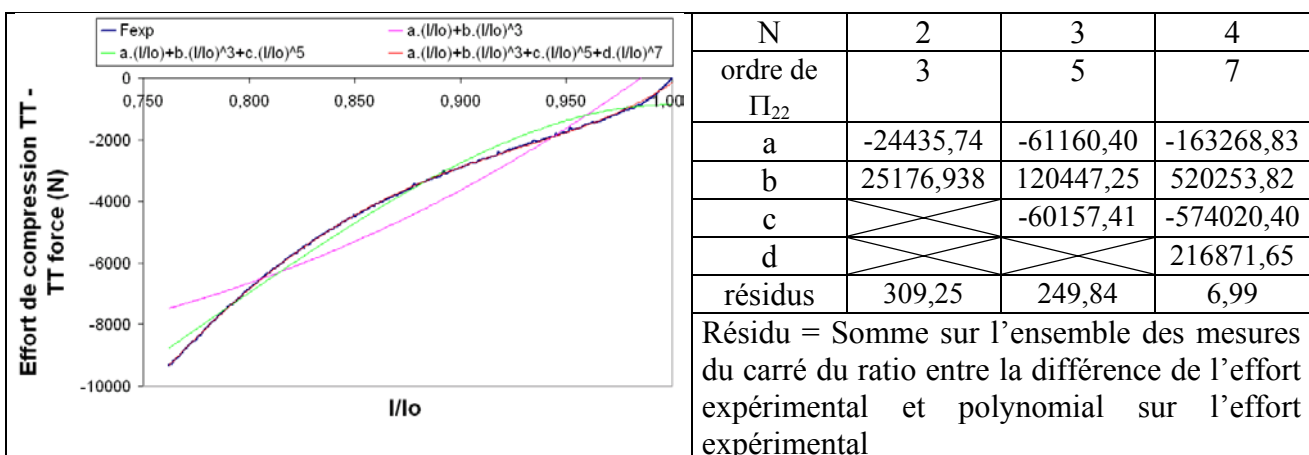


Tableau IV-6 : Approximation de la courbe d'effort en fonction de l'élongation par différents polynômes des moindres carrés, expression des coefficients et des résidus.

2.7.2.2. L'essai de torsion

Mais avant de tirer des conclusions sur la compression, il est possible de réaliser une étude identique pour la courbe expérimentale obtenue à partir des essais de torsion. D'après les développements mathématiques réalisés dans l'annexe G, dépouillement des essais conventionnels

avec un comportement hyper élastique, il est possible d'exprimer le moment de torsion en fonction des coefficients C_{ijk} :

$$M_{T/1} = -8\pi \left[\sum_{\substack{i=0 \text{ à } N \\ j=1 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot \left(\frac{\alpha}{L}\right)^{2(i+j)-1} \cdot \frac{R^{2(i+j)+2}}{2(i+j)+2} - \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=1 \\ i+j+k=N}} C_{ij1} \cdot \left(\frac{\alpha}{L}\right)^{2(i+j)+1} \cdot \frac{R^{2(i+j)+4}}{2(i+j)+4} \right]$$

où M_t : moment de torsion
 C_{ijk} : constantes de la modélisation
 N : degré du polynôme du potentiel de déformation hyper élastique
 i, j, k : degré polynomial respectivement du premier, second et troisième invariant du tenseur des dilatations de Cauchy
 α : angle de torsion de l'éprouvette
 L : longueur de la partie active de l'éprouvette
 R : rayon de la partie active de l'éprouvette

Notons que seuls les coefficients avec $k=0$ ou 1 entrent dans le calcul du moment de torsion. De plus, les termes contenant des coefficients de la forme C_{ij0} proviennent de la dérivée partielle du potentiel de déformation hyper élastique d'ordre $(i+j)$ par rapport au second invariant tandis que les autres termes proviennent de la dérivée partielle du potentiel d'ordre $(i+j+1)$ par rapport au troisième invariant. Le tableau IV-5 peut alors être adapté pour indiquer en caractères gras les coefficients qui interviendront à la fois dans le calcul de la compression et de la torsion, les autres n'intervenant que dans la compression (Tab. IV-7) en sachant que les coefficients C_{ij0} et C_{ij1} ont une influence différente.

Degré du terme du potentiel	Nombre de coefficients	Désignation des coefficients du degré	Influence dans les dérivées partielles du potentiel hyper élastique par rapport aux invariants du tenseur des dilatations de Cauchy :		
			$\frac{\partial W}{\partial I_1}$	$\frac{\partial W}{\partial I_2}$	$\frac{\partial W}{\partial I_3}$
1	3	$C_{100}, C_{010}, C_{001}$	C_{100}	C_{010}	C_{001}
2	6	$C_{200}, C_{110}, C_{020}, C_{101}, C_{011}, C_{002}$	$C_{200}, C_{110}, C_{101}$	$C_{110}, C_{020}, C_{011}$	$C_{101}, C_{011}, C_{002}$
3	10	$C_{300}, C_{210}, C_{120}, C_{201}, C_{030}, C_{111}, C_{021}, C_{102}, C_{012}, C_{003}$	$C_{300}, C_{210}, C_{120}, C_{201}, C_{111}, C_{102}$	$C_{210}, C_{120}, C_{030}, C_{111}, C_{021}, C_{012}$	$C_{201}, C_{111}, C_{021}, C_{102}, C_{012}, C_{003}$
4	14	$C_{400}, C_{310}, C_{220}, C_{301}, C_{130}, C_{211}, C_{121}, C_{202}, C_{040}, C_{031}, C_{112}, C_{022}, C_{103}, C_{013}$	$C_{400}, C_{310}, C_{220}, C_{301}, C_{130}, C_{211}, C_{121}, C_{202}, C_{112}, C_{103}$	$C_{310}, C_{220}, C_{130}, C_{211}, C_{121}, C_{040}, C_{031}, C_{112}, C_{022}, C_{013}$	$C_{301}, C_{211}, C_{121}, C_{202}, C_{031}, C_{112}, C_{022}, C_{103}, C_{013}, C_{004}$
C_{ijk} : intervenant dans les calculs de torsion et compression			C_{ijk} : intervenant dans le calcul de compression		
Tableau IV-7 : Détail des différents coefficients du potentiel de déformation hyper élastique et de leur influence dans les dérivées partielles de ce dernier en fonction de l'ordre des coefficients $(i+j+k)$; indication de leur implication dans le calcul pour les essais de traction et de compression					

Il est alors possible de modéliser la courbe expérimentale par des polynômes des moindres carrés dont les termes seront de puissance impaire. Une approximation polynomiale d'ordre 5 paraît être la meilleure (Tab.IV-8).

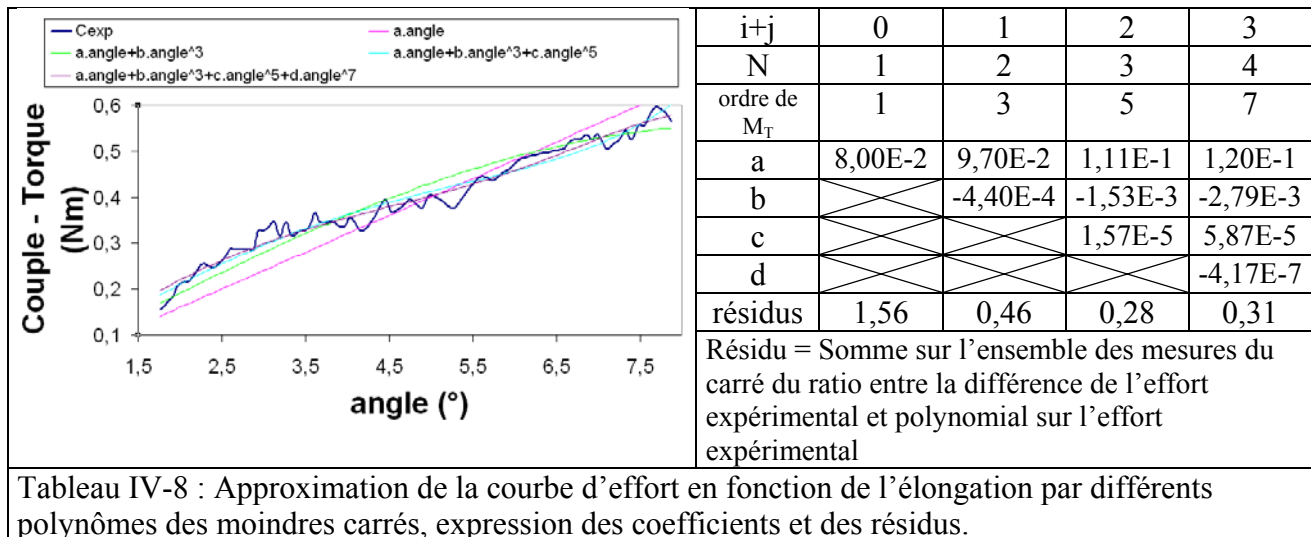


Tableau IV-8 : Approximation de la courbe d'effort en fonction de l'élongation par différents polynômes des moindres carrés, expression des coefficients i et des résidus.

2.7.2.3. Choix du degré du polynôme du potentiel de déformation hyper élastique

Afin d'approcher au mieux les réponses expérimentales choisies au sens des moindres carrés, il est nécessaire d'utiliser un potentiel de déformation hyper élastique de degré quatre ; ce qui nous amène à considérer 33 coefficients. En fait, nous utiliserons 25 coefficients a priori, car le choix du polynôme des moindres carrés représentant la courbe expérimentale de torsion serait d'ordre cinq, ce qui impliquerait l'annulation des coefficients d'ordre quatre impliqués dans la modélisation de cet essai. Le doute est permis sur l'utilisation de ce polynôme d'ordre cinq pour approcher l'essai de torsion du fait des incertitudes expérimentales liées à la machine de torsion. Ainsi, suivant que les coefficients C_{ijk} obtenus grâce à ce polynôme vérifient ou non l'inégalité de Clausius-Duhem, nous serons tentés de diminuer l'ordre de ce dernier ; ce qui donnera une réponse moins précise mais plus sûre et diminuera encore le nombre d'inconnues.

2.8. Conclusion

Après avoir brossé l'ensemble des possibilités de prise en compte des phénomènes que pouvait intégrer une modélisation hyper élastique, nous avons choisi de limiter la modélisation du potentiel de déformation hyper élastique à la formulation de Rivlin généralisée d'ordre quatre ; laissant ainsi de côté les multiples possibilités qu'offrent les diverses modélisations hyper élastiques. Mais dans le cadre d'une première modélisation du matériau bois par une formulation hyper élastique, il ne nous est pas apparu opportun de complexifier la formulation. Ainsi la prise en compte de la vitesse de déformation se fera plutôt par une optimisation de constantes grâce à un algorithme de problématique inverse.

Par la suite, nous avons choisi de ne soumettre notre modélisation qu'à la validation de l'inégalité de Clausius-Duhem qui est une traduction du second principe de la thermodynamique comme l'ensemble des auteurs ne convergent pas vers un système commun d'inégalités constitutives.

Enfin, nous avons déterminé l'ordre du potentiel de déformation hyper élastique grâce à l'utilisation et à la modélisation hyper élastique des essais de torsion mais surtout de compression dont les réponses ont été approchées au mieux par des polynômes des moindres carrés.

Ayant déterminé la formulation du potentiel hyper élastique que nous allons utiliser, nous pouvons désormais passer à la proposition d'une modélisation décrivant la formation du copeau durant le procédé de déroulage.

3. Proposition d'une autre modélisation de la formation du copeau durant le déroulage du bois

3.1. Premiers constats

Dans ce chapitre nous allons développer une modélisation analytique de la coupe du matériau bois qui ne tiendra pas compte de l'augmentation de la température au ras de la face d'attaque de l'outil, et plus généralement des augmentations de la température durant la formation du copeau. En effet, nous avons pu mesurer que ces très faibles augmentations sont liées aux phénomènes physiques qui se passent sur la face en dépouille.

De plus, [THI04] a mis en évidence l'existence d'une micro-fissuration qui se propage juste devant le nez de l'outil grâce à l'existence d'un effort sur la face d'attaque lorsque l'épaisseur du copeau tend vers zéro. Ainsi, nous allons devoir prendre en compte d'une manière ou d'une autre cette fissuration dans le calcul des efforts sur la face d'attaque de l'outil.

Le même auteur met aussi en avant le nœud scientifique de l'angle du plan de cisaillement anormalement important dont nous avons déjà parlé précédemment et qui nous a amené à remettre en cause radicalement l'idée d'utiliser les modélisations analytiques développées pour décrire la formation du copeau de métal.

Enfin, le choix de modéliser le matériau bois par une formulation hyper élastique amène l'inconvénient de devoir exprimer la cinématique dans le repère lagrangien qui n'est pas le repère le plus intéressant pour exprimer les phénomènes stationnaires (voir la modélisation de Molinari).

Après ces premiers constats, nous nous sommes naturellement tournés vers la modélisation de Pomey qui sera la base de notre réflexion bien qu'il faille y intégrer au minimum la compressibilité du matériau.

3.2. Etude cinématique

3.2.1. Paramétrage des coordonnées du point courant

Le paramétrage du point courant ne pourra pas se faire identiquement à celui exprimé dans [CON91] ou [COR94]. En effet, ces auteurs ont simplifié la trajectoire de la matière en la posant comme hypothétiquement circulaire dans la zone de déformation considérée. Dans notre cas, même en partant identiquement des mêmes hypothèses, le constat de la compressibilité nous amène à envisager une trajectoire parabolique ou elliptique. Ainsi nous avons choisi de paramétrer le point courant par l'angle de la tangente à la trajectoire décrite (Cf. fig.IV-9).

3.2.2. La représentation du vecteur vitesse

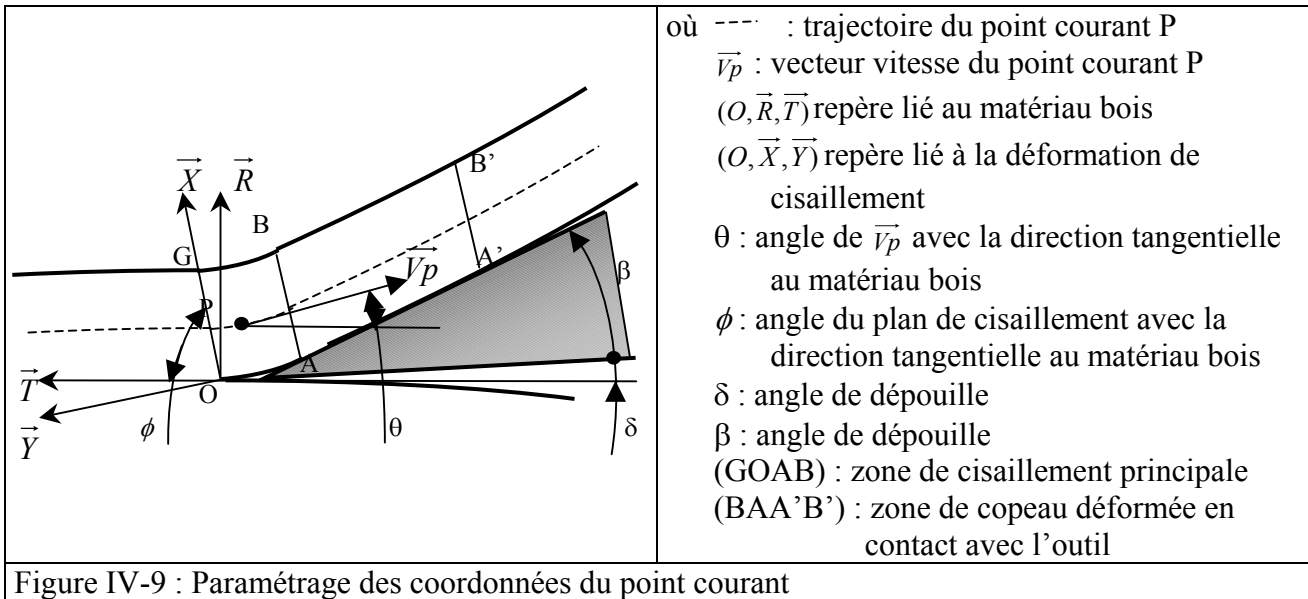
De même, la représentation de l'évolution du vecteur vitesse ne peut se faire le long d'une droite inclinée d'un angle ϕ comme le décrivent [CON91] et [COR94] si nous envisageons la compressibilité du matériau. Par contre, il est possible de décrire cette évolution grâce à la formule qui est à l'origine de cette description graphique soit (rappelons que la modélisation est décrite dans le repère lagrangien) :

$$\vec{V}_p = \overline{\overline{F}} \cdot \vec{V}_o$$

où \vec{V}_p : vecteur vitesse du point courant P

\vec{V}_o : vecteur vitesse du point courant P sur [OG]

$\overline{\overline{F}}$: tenseur gradient de la transformation



3.2.3. Recherche du tenseur du gradient de la transformation

La figure ci-dessous précise les notations qui seront à la base de notre démonstration (cf. Fig.IV-10) :

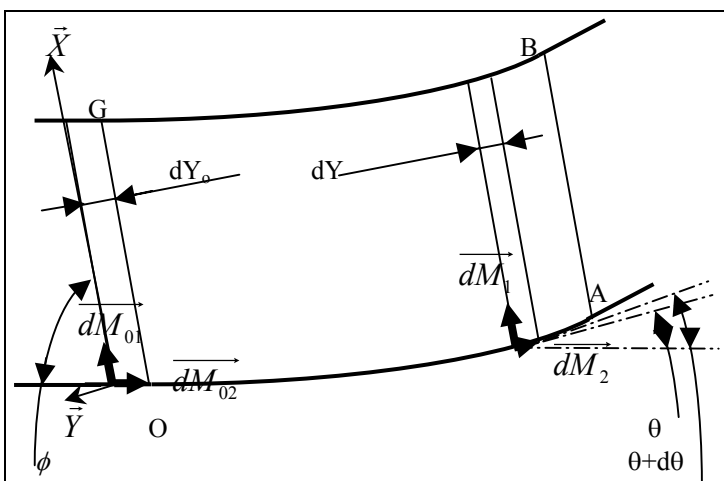


Figure IV-10 : Définition des grandeurs pour la recherche du tenseur des gradients de la transformation

Nous allons calculer les vecteurs élémentaires avant (indice 0) et pendant la déformation. Pour cela, nous allons poser quelques hypothèses, surtout au niveau de la compression du matériau bois :

- La compression ainsi que le cisaillement, sont homogènes dans le volume élémentaire défini. Cette hypothèse n'est, ni infirmée, ni confirmée expérimentalement pour le cisaillement. Par contre [THI88] et [THI04] indiquent une compression locale d'au moins 30% dans la région proche de la surface libre du copeau qui décroît « très rapidement » sans donner d'indication sur la compression dans le reste de la zone de cisaillement primaire ni sur la rapidité de diminution de ce pic de contrainte. Ainsi comme nous venons de l'écrire, nous avons considéré ce pic de contrainte comme très localisé et avons décidé de prendre en compte une compression plus générale.
- Similairement à [ADA98], la compression dans une direction d'orthotropie est découplée des autres directions. Cette hypothèse permet d'alléger les écritures de la modélisation

analytique tout en limitant l'erreur volumique si on considère nos courbes expérimentales (cf. chapitre II sur les essais classiques)

- Le matériau bois sera modélisé par une formulation hyper élastique compressible. Cette hypothèse se justifie par une faible anisotropie suivant les directions radiale et tangentielle par rapport à la direction longitudinale dans un problème de modélisation se situant dans un plan constitué par les deux premières directions.
- L'angle d'inclinaison du plan de cisaillement ϕ est proche de 90° (hypothèse qui devra se retrouver par le calcul) mais qui nous permet dans un premier temps d'assumer une compression suivant la direction Y, et non une direction tangentielle par rapport aux fibres du matériau bois (cf. Fig. IV-1).
- Enfin l'outil étant parfaitement rigide, il est possible de connaître la valeur final du paramètre $\theta = \beta + \delta$ du point courant P en fin de déformation (soit sur le segment [AB] de la figure IV-9)

Contrairement à [CON91] et [COR94] l'épaisseur dy du volume élémentaire n'est pas constante durant la transformation et amène la notion de compressibilité du matériau. Nous noterons λ le rapport de cette longueur avant et pendant la transformation. λ est donc une fonction de l'angle θ qu'il faudra définir.

De plus, en négligeant le terme d'ordre 1 en $d\theta$, il est possible d'exprimer dM_2 en fonction de dy :

$$\begin{aligned} dY &= dM_2 \cdot \cos\left(\theta + \frac{d\theta}{2} - \frac{\Pi}{2} + \phi\right) \\ &= dM_2 \left[\cos\left(\theta - \frac{\Pi}{2} + \phi\right) \cdot \cos\left(\frac{d\theta}{2}\right) - \sin\left(\theta - \frac{\Pi}{2} + \phi\right) \cdot \sin\left(\frac{d\theta}{2}\right) \right] \\ &= dM_2 \left[\cos\left(\theta - \frac{\Pi}{2} + \phi\right) - \sin\left(\theta - \frac{\Pi}{2} + \phi\right) \frac{d\theta}{2} \right] \\ &\approx dM_2 \cdot \cos\left(\theta - \frac{\Pi}{2} + \phi\right) \end{aligned}$$

Ainsi peut on exprimer les vecteurs unitaires dans le repère (O, \vec{X}, \vec{Y}) avant et pendant la transformation (cf. Tab.IV-9) de la façon suivante :

NB : $dM_{(0)i} = \sqrt{dM_{(0)i} \cdot dM_{(0)i}}$	Avant déformation	Pendant la déformation
\vec{dM}_1	$\vec{dM}_{01} = dM_{01} \cdot \vec{X}$	$\vec{dM}_1 = dM_1 \cdot \vec{X} = dM_{01} \cdot \vec{X}$
\vec{dM}_2	$\vec{dM}_{02} = -dY_0 \cdot [\cot \text{an}(\phi) \cdot \vec{X} - \vec{Y}]$	$\vec{dM}_2 = dY_0 \cdot \lambda(\theta) \cdot \left[\tan\left(\theta + \phi - \frac{\Pi}{2}\right) \cdot \vec{X} - \vec{Y} \right]$

Tableau IV-9 : Expression des différents vecteurs élémentaires avant et pendant la transformation

Ainsi il est possible de projeter sur les axes X et Y les différents vecteurs et d'exprimer ceux durant la déformation en fonction des premiers ce qui permettra de déterminer les composantes représentant le tenseur gradient de la transformation dans le repère (O, \vec{X}, \vec{Y}) (cf. Tab.IV-10) :

	Projection sur X	Projection sur Y
\overrightarrow{dM}_1	$F_{XX}.dM_{01/X} + F_{XY}.dM_{01/X}$ $= F_{XX}.dM_{01} = dM_{01}$	$F_{YX}.dM_{01/X} + F_{YY}.dM_{01/X}$ $= F_{YX}.dM_{01} = 0$
\overrightarrow{dM}_2	$F_{XX}.dM_{01/X} + F_{XY}.dM_{01/X}$ $= -F_{XX}.dY_0 \cdot \cot an(\phi) - F_{XY}.dY_0$ $= dY_0 \cdot \lambda(\theta) \cdot \tan\left(\theta + \phi - \frac{\Pi}{2}\right)$	$F_{YX}.dM_{01/X} + F_{YY}.dM_{01/X}$ $= -F_{YX}.dY_0 \cdot \cot an(\phi) - F_{YY}.dY_0$ $= -dY_0 \cdot \lambda(\theta)$

Tableau IV-10 : Décomposition des différents vecteurs unitaires durant la transformation sur X et Y en fonction des projections des vecteurs unitaires avant la transformation

Ainsi, la représentation matricielle du tenseur gradient de la transformation exprimé dans le repère $(O, \vec{X}, \vec{Y}, \vec{L})$ \vec{L} étant la direction longitudinale décrite par les fibres du matériau bois et donc la troisième direction du repère lagrangien est :

$$\overline{\overline{F}} = \begin{bmatrix} F_{XX} & F_{XY} & 0 \\ F_{YX} & F_{YY} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & \lambda(\theta) \cdot \cot an(\theta + \phi) - \cot an(\phi) & 0 \\ 0 & \lambda(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & z(\theta) & 0 \\ 0 & \lambda(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Remarquons que le déterminant de $\overline{\overline{F}}$ n'est pas égal à 1 mais à $\lambda(\theta)$; ce qui montre bien que notre modélisation tient compte d'une certaine compressibilité.

3.2.4. Quantification du rapport de compression

Afin de quantifier la compression globale, nous nous sommes référés aux quelques mesures de pertes de teneur en eau que nous avons réalisées entre la grume non déroulée et celle du copeau. En utilisant [KOL84], il est possible de déterminer la fraction volumique que représente l'eau libre du matériau bois d'essence de hêtre. En ajoutant deux hypothèses relativement plausibles telles que :

- Les cavités de nos rondelles sont complètement saturée d'eau comme les éprouvettes ont été immergées durant plusieurs mois.
- Les déformations du matériau bois amènent une déformation qui s'apparenterait à la déformation d'une structure à l'échelle cellulaire. Ainsi l'eau liée resterait à l'intérieur des parois et seule l'eau libre fluierait en dehors des cellules par un jet d'eau très visible et perpendiculaire à la rondelle durant le déroulage.

Il nous est possible de remonter d'une perte de la teneur en eau à un rapport de compression global. Notons que seule la compression amène une variation volumique tandis qu'un cisaillement par glissement simple seul n'amène aucune variation de ce type.

Nous avons réalisé 19 essais de mesure de perte de teneur en eau. Cette perte est de 12% en moyenne pour une précision de 0,09%H en utilisant la norme NF B 51-004 et une balance dont la précision était de 0,001 gr. Ainsi il a été possible de déterminer une compression globale de 11%.

Nous posons enfin une hypothèse de linéarité du rapport de compression en fonction de l'angle θ . Ce dernier varie 0° et $\beta + \delta$ tandis que λ varie entre 1 et 0,89. Ce qui amène la formulation suivante :

$$\lambda(\theta) = 1 - \frac{0,11}{\beta + \delta}$$

- où λ : rapport de compression global
 θ : angle de \vec{v}_p avec la direction tangentielle au matériau bois
 δ : angle de dépouille
 β : angle de dépouille

3.2.5. Calcul des dilatations et des déformations et des vitesses de déformation

Une fois le rapport de compression déterminé, le tenseur gradient de la transformation est complètement connu pour tous θ compris entre 0 et $\beta + \delta$. Il est donc facile de calculer les grandeurs suivantes :

$$\overline{\overline{C}} = \overline{\overline{F}}' \overline{\overline{F}} = \begin{bmatrix} 1 & z & 0 \\ z & \lambda^2 + z^2 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\overline{\overline{E}} = \frac{[\overline{\overline{C}} - Id]}{2} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 0 & z & 0 \\ z & z^2 + \lambda^2 - 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\dot{\overline{\overline{E}}} = \frac{d\overline{\overline{E}}}{dt} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 0 & \dot{z} & 0 \\ \dot{z} & 2(z\dot{z} + \lambda\dot{\lambda}) & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

où $\overline{\overline{F}}$: représentation matricielle du tenseur gradient de la transformation exprimé dans le repère $(O, \vec{X}, \vec{Y}, \vec{L})$

$\overline{\overline{C}}$: représentation matricielle du tenseur de Cauchy droit exprimé dans le repère $(O, \vec{X}, \vec{Y}, \vec{L})$

$\overline{\overline{E}}$: représentation matricielle du tenseur des déformations de Green-Lagrange exprimé dans le repère $(O, \vec{X}, \vec{Y}, \vec{L})$

$\dot{\overline{\overline{E}}}$: représentation matricielle du tenseur des vitesses de déformation exprimé dans le repère $(O, \vec{X}, \vec{Y}, \vec{L})$

Or $\frac{dz}{dt} = \frac{dz}{d\theta} \cdot \frac{d\theta}{dt}$ de même pour λ . Il faut donc déterminer un lien entre le temps et l'angle θ .

Contrairement à [CON91] et [COR94] qui assimilent la trajectoire à un cercle, nous ne pouvons pas utiliser la relation liant la vitesse tangentielle à celle angulaire par le rayon du cercle. Par contre, [THI04] a mesuré l'épaisseur de la zone principale de cisaillement autour de 0,5mm. Ainsi, comme nous connaissons la vitesse tangentielle quel que soit l'angle θ , il est possible localement d'écrire :

$$ds = V_p dt = R d\theta$$

$$\text{et } \int_{\text{trajectoire}} ds = 0,5\text{mm}$$

Où ds : abscisse curviligne de la trajectoire du point courant dans la zone de cisaillement principale (GOAB) avec comme origine le point situé sur [OG]

V_p : norme du vecteur vitesse du point courant P

t : temps

R : rayon de courbure instantané

θ : angle de \vec{v}_p avec la direction tangentielle au matériau bois

En posant comme hypothèse un rapport constant entre V_p et R , on obtient un rapport constant pour $d\theta/dt$. Il est alors possible de connaître ce rapport au moyen d'une intégrale curviligne, et ainsi de déterminer les valeurs des coefficients de la matrice représentant le tenseur des vitesses de déformation $\dot{\overline{\overline{E}}}$.

Cette hypothèse paraît à première vue brutale mais, outre le fait qu'elle permette un calcul simple, elle a l'avantage de décrire un rayon de courbure instantané relativement cohérent avec la physique : lorsque la vitesse tangentielle est importante, il est normal que le rayon de courbure le soit aussi.

3.2.6. Loi de comportement et calcul des contraintes

Nous avons déterminé dans le chapitre IV-2 la forme du potentiel hyper élastique W de la loi de comportement que nous allons utiliser, soit la formulation étendue de modélisation polynomiale généralisée de Rivlin à l'ordre 4:

$$\begin{aligned}
 W &= \sum_{\substack{i,j,k=0 \\ i+j+k \leq 3}}^3 C_{ijk} \cdot (I_1 - 3)^i \cdot (I_2 - 3)^j \cdot (I_3 - 3)^k \\
 &= C_{100} \cdot (I_1 - 3) + C_{010} \cdot (I_2 - 3) + C_{001} \cdot (I_3 - 3) \\
 &\quad + C_{200} \cdot (I_1 - 3)^2 + C_{020} \cdot (I_2 - 3)^2 + C_{002} \cdot (I_3 - 3)^2 \\
 &\quad + C_{110} \cdot (I_1 - 3)(I_2 - 3) + C_{101} \cdot (I_1 - 3)(I_3 - 3) \\
 &\quad + C_{011} \cdot (I_2 - 3)(I_3 - 3) \\
 &\quad + C_{300} \cdot (I_1 - 3)^3 + C_{030} \cdot (I_2 - 3)^3 + C_{003} \cdot (I_3 - 3)^3 \\
 &\quad + C_{210} \cdot (I_1 - 3)^2 \cdot (I_2 - 3) + C_{120} \cdot (I_1 - 3)(I_2 - 3)^2 \\
 &\quad + C_{201} \cdot (I_1 - 3)^2 \cdot (I_3 - 3) + C_{021} \cdot (I_2 - 3)^2 \cdot (I_3 - 3) \\
 &\quad + C_{102} \cdot (I_1 - 3)(I_3 - 3)^2 + C_{012} \cdot (I_2 - 3)(I_3 - 3)^2 \\
 &\quad + C_{111} \cdot (I_1 - 3)(I_2 - 3)(I_3 - 3) \\
 &\quad + C_{400} \cdot (I_1 - 3)^4 + C_{112} \cdot (I_1 - 3)(I_2 - 3)(I_3 - 3)^2 \\
 &\quad + C_{202} \cdot (I_1 - 3)^2 \cdot (I_3 - 3)^2 + C_{022} \cdot (I_2 - 3)^2 \cdot (I_3 - 3)^2 \\
 &\quad + C_{103} \cdot (I_1 - 3)(I_3 - 3)^3 + C_{013} \cdot (I_2 - 3)(I_3 - 3)^3
 \end{aligned}$$

où I_i : invariants du tenseur des dilatations de Cauchy-Green droit

$$\begin{cases}
 I_1 = \text{tr}(\overline{\overline{C}}) = 2 + z^2 + \lambda^2 \\
 I_2 = \frac{1}{2} \left[\left(\text{tr}(\overline{\overline{C}}) \right)^2 - \text{tr}(\overline{\overline{C}}^2) \right] = 1 + z^2 + 2 \cdot \lambda^2 \\
 I_3 = \det(\overline{\overline{C}}) = \lambda^2
 \end{cases}$$

et

$$\overline{\overline{C}}^2 = \overline{\overline{C}} \cdot \overline{\overline{C}} = \begin{bmatrix} 1 + z^2 & z(1 + z^2 + \lambda^2) \\ z(1 + z^2 + \lambda^2) & z^2 + (z^2 + \lambda^2)^2 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$$

Avec ce potentiel, il est possible de calculer le tenseur des contraintes :

$$\begin{aligned}
 \overline{\overline{S}} &= 2 \cdot \left(\frac{\partial W}{\partial I_1} + I_1 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_2} + I_2 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \cdot \overline{\overline{Id}} \\
 &\quad - 2 \cdot \left(\frac{\partial W}{\partial I_2} + I_1 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \cdot \overline{\overline{C}} + 2 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_3} \cdot \overline{\overline{C}}^2 \\
 &= \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{21} & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{33} \end{bmatrix}
 \end{aligned}$$

où

$$\begin{cases}
 S_{11} = 2 \cdot \left(\frac{\partial W}{\partial I_1} + \frac{\partial W}{\partial I_2} \cdot (1 + z^2 + \lambda^2) + \frac{\partial W}{\partial I_3} \cdot (z^2 + \lambda^2) \right) \\
 S_{22} = 2 \cdot \left(\frac{\partial W}{\partial I_1} + 2 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_2} + \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \\
 S_{33} = 2 \cdot \left(\frac{\partial W}{\partial I_1} + \frac{\partial W}{\partial I_2} \cdot (1 + z^2 + \lambda^2) + \frac{\partial W}{\partial I_3} \cdot \lambda^2 \right) \\
 S_{11} = -z \cdot 2 \cdot \left(\frac{\partial W}{\partial I_2} + \frac{\partial W}{\partial I_3} \right)
 \end{cases}$$

De la même manière que dans le chapitre IV-2, nous n'imposons sur les constantes C_{ijk} que la contrainte permettant de valider le second principe de la thermodynamique (encore appelé inégalité de Clausius-Duhem) soit $\text{tr}(\overline{\overline{S}} \cdot \dot{\overline{\overline{E}}}) \geq 0$ dans tout le domaine concerné.

3.3. Résolution des inconnues : deux voies possibles

A l'exception des constantes de la loi de comportement, il reste aussi à déterminer précisément l'angle d'inclinaison du plan de cisaillement principal ϕ . Et pour le déterminer soit nous posons l'équilibre du copeau déformé encore en contact avec le couteau comme l'a fait [THI88], soit nous passons par l'égalisation des puissances internes et externes.

Dans ce chapitre, nous allons nous attacher à démontrer que la première solution n'amène pas à une solution stable et développer la seconde.

3.3.1. Préparation des calculs

Comme les efforts mesurés sur le couteau l'ont été dans la configuration actuelle, il est nécessaire de translater l'ensemble des grandeurs dans cette configuration et surtout le tenseur des contraintes et des vitesses de déformation. (Nous n'explicitons pas ces tenseurs sous leurs formes matricielles dans le repère $(O, \vec{X}, \vec{Y}, \vec{L})$. Leurs formes deviennent réellement conséquentes et nous avons réaliser ces calculs numériquement)

$$\overline{\overline{G}} = \overline{\overline{F}}^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & -\frac{z(\theta)}{\lambda(\theta)} & 0 \\ 0 & \frac{1}{\lambda(\theta)} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\overline{\overline{d}} = \overline{\overline{G}}^T \cdot \overline{\overline{E}} \cdot \overline{\overline{G}}$$

$$\overline{\overline{\sigma}} = \frac{\overline{\overline{F}} \cdot \overline{\overline{S}} \cdot \overline{\overline{F}}^T}{\det(\overline{\overline{F}})}$$

où $\overline{\overline{G}}$: représentation matricielle du tenseur inverse au tenseur gradient de la transformation $(\overline{\overline{F}})$ exprimé dans le repère $(O, \vec{X}, \vec{Y}, \vec{L})$

$\overline{\overline{E}}$: représentation matricielle du tenseur des vitesses de déformation lagrangienne

$\overline{\overline{d}}$: représentation matricielle du tenseur des vitesses de déformation eulérienne

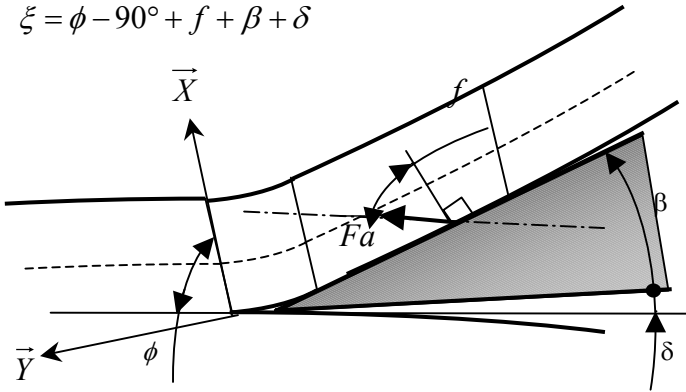
$\overline{\overline{S}}$: représentation matricielle du second tenseur des contraintes de Piola-Kirchhoff

$\overline{\overline{\sigma}}$: représentation matricielle du tenseur des contraintes de Cauchy

3.3.2. Résolution de l'équilibre du copeau

En considérant l'équilibre du copeau déformé en contact avec l'outil (BAA'B') de la figure IV-9 et en négligeant les forces d'inerties, il apparaît une condition sur l'angle du vecteur contrainte $(\overline{\overline{\sigma}} \cdot (-\vec{Y}))$ qui doit être de même direction que l'effort sur la face d'attaque $\overline{\overline{F}}a$. Ainsi

$$\xi = \phi - 90^\circ + f + \beta + \delta$$



où ξ = angle entre le vecteur $(\vec{\sigma} \cdot (-\vec{Y}))$ et le vecteur $-\vec{X}$

Φ : angle du plan de cisaillement avec la direction tangentielle au matériau bois (proche de 90°)

f : angle de frottement compris entre 6 et 16° et mesuré expérimentalement par le patin de frottement

β : angle de dépouille = 20°

δ : angle de dépouille compris entre 0 et 3°

Nous avons remarqué une sensibilité très importante de ξ par rapport aux constantes de la loi de comportement. En effet, une variation de 1% de certains coefficients entraîne une variation de plus de 20% de cet angle. Enfin et surtout, la mise en évidence de la micro-fissuration juste devant l'outil, amène à se questionner sur la part de celle-ci dans la norme et l'inclinaison de l'effort exercé sur la face d'attaque et donc complémentirement sur la part de cet effort réalisant l'équilibre du copeau. Ainsi, une résolution par les puissances paraît beaucoup plus précise.

3.3.3. Résolution par les puissances

En négligeant la puissance de la quantité d'accélération, il est possible d'écrire :

$$P_a = 0 = P_e + P_i = P_e + (P_d + P_c + P_f)$$

où P_a : puissance de la quantité d'accélération

P_e : puissance due aux efforts extérieurs

P_i : puissance des efforts intérieurs, qui est composé de :

P_d : puissance due à la déformation dans la zone de cisaillement principale

P_c : puissance due à la fissuration devant le nez du couteau

P_f : puissance due au frottement du copeau sur la face d'attaque de l'outil

3.3.3.1. Expression de la plupart des puissances

Il est possible d'exprimer chaque puissance séparément à l'exception de la puissance due à la fissuration devant le nez du couteau que nous ne calculons pas mais estimons par l'effort sur la face d'attaque pour une épaisseur nulle et pour laquelle nous consacrerons le chapitre suivant. Les autres puissances sont relativement faciles à exprimer et à calculer numériquement si on exprime P_f comme le résultat d'un frottement de Coulomb (cette hypothèse est de toute façon déjà admise lors du calcul des efforts sur la face d'attaque et de dépouille à partir des efforts mesurés par les capteurs d'efforts expérimentaux et aussi lors du dépouillement des efforts sur la patin de frottement qui amène à déterminer l'angle de frottement qui est donc déterminé par l'expérimentation) :

$$Pe = L.Vo.Fa.\cos(\alpha - f)$$

$$Pf = L.Vt.Fa.\sin(f)$$

$$Pd = L. \iint_{GOAB} \text{tr}(\overline{\overline{\sigma}} \cdot \overline{\overline{d}}) dS = L. \int_0^{\beta+\delta} R. \frac{\sin(\phi + \theta)}{\sin(\phi)} \cdot \text{tr}(\overline{\overline{\sigma}} \cdot \overline{\overline{d}}) d\theta$$

où L : largeur de la rondelle

Fa : norme de l'effort de la face d'attaque de l'outil exercé sur le bois

Vo : norme du vecteur vitesse du point courant P sur [OG] de la figure IV-9

Vt : norme du vecteur vitesse $\overline{v_p}$ du point courant lors que $\theta = \beta + \delta$ c'est à dire sur [AB] de la figure IV-9

f : angle de frottement compris entre 6 et 16° et mesuré expérimentalement par le patin de frottement

α : angle d'attaque de l'outil ($\alpha = 90 - \beta - \delta$ en degrés)

ϕ : angle du plan de cisaillement avec la direction tangentielle au matériau bois

β : angle de dépouille

δ : angle de dépouille

θ : angle de $\overline{v_p}$ avec la direction tangentielle au matériau bois

$\overline{\overline{\sigma}}$: tenseur des contraintes de Cauchy

$\overline{\overline{d}}$: tenseur des vitesses de déformation eulérienne

3.3.3.2. Le cas particulier de la puissance due à la fissuration devant le nez du couteau

Comme le suggère [THI04], nous avons utilisé l'effort exercé sur la face d'attaque pour une épaisseur nulle afin d'appréhender la puissance nécessaire à la création de la surface juste au devant de l'arête de coupe de l'outil. L'auteur ayant fait le lien avec la fissuration macroscopique du matériau bois et qu'il existe déjà des travaux sur ce dernier point ([LAR92], [BEA96], [KRE96], [PRO96], [UHM97], [JER00], [JER01a], [JER01b], [REI01b], [REI02a], [REI02b], [VAS02], [SMI03], [WIT05], entre autres) nous n'avons pas souhaité approfondir trop ce domaine par de nouveaux essais, comme il apparaît à travers cette bibliographie, la nécessité de prendre en compte l'échelle cellulaire du matériau bois qui ne fait pas partie de notre étude (ce constat est aussi fait pour les polymères d'après [FOR98]). Notons tout de même que cette prise en compte de l'échelle cellulaire se fait soit par une description en nid d'abeille parallèlement à [FOR98], soit par un constat expérimental d'apparition au nez de la fissure, de micro-fibrilles qui ont tendance à disparaître avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation. En général, il apparaît une certaine sensibilité des fissures en mode I ou II à la vitesse de déformation ; ce qui n'apparaît pas au niveau du déroulage d'après [THI04]. Mais la grande différence entre les deux modes de fissuration tient surtout à une fissure se propageant dans la lamelle mitoyenne entre les cellules tandis que le mode II se propagerait à travers les parois des cellules du matériau Bois.

Bien que [THI04] n'ait pas précisé la manière dont il avait obtenu ses résultats, il a quand même démontré la linéarité de l'effort sur la face d'attaque par rapport à l'épaisseur de coupe. Dans un premier temps, nous avons donc choisi de déterminer expérimentalement cet effort par une modélisation linéaire à vitesse de coupe et angle de dépouille fixé. Cela nous a permis d'obtenir une quinzaine de valeurs de l'effort sur la face d'attaque à épaisseur nulle en utilisant notre population théoriquement modélisable. L'étude de cet effort par rapport aux paramètres de commande et aux valeurs mesurées, ainsi que l'étude de sa précision, se fera dans le chapitre suivant où nous

discuterons de notre modélisation analytique. Nous avons aussi souhaité calculer cette effort grâce à des courbes de régression linéaire en regroupant nos essais suivant les populations définies au chapitre III.

Ainsi, grâce à une modélisation linéaire et nos essais, il est possible de déterminer la part de l'effort sur la face d'attaque (ramenée à la longueur de coupe) due à la fissuration permettant la création de la surface donnant le copeau. Il serait donc possible d'écrire :

$$Pc = L.a.Gfl$$

où a : facteur correctif

Gfl : énergie nécessaire à la création d'une nouvelle surface ramenée à la longueur de coupe

3.3.3.3. Détermination de l'effort sur la face d'attaque de l'outil

Il est donc possible d'écrire l'égalité des puissances sous la forme :

$$Vo.Fa.\cos(\alpha - f) = a.Gfl + Vt.Fa.\sin(f) + \int_0^{\beta+\delta} R. \frac{\sin(\phi + \theta)}{\sin(\phi)} .tr(\overline{\sigma} . \overline{d}) d\theta$$

$$\Leftrightarrow Fa = Fa(ep = 0) + \frac{\int_0^{\beta+\delta} R. \frac{\sin(\phi + \theta)}{\sin(\phi)} .tr(\overline{\sigma} . \overline{d}) d\theta}{Vo.\cos(\alpha - f) - Vt.\sin(f)}$$

où Fa : norme de l'effort de la face d'attaque de l'outil exercé sur le bois

Fa(ep=0) : Fa pour une épaisseur de copeau nulle

Vo : norme du vecteur vitesse du point courant P sur [OG]

Vt : norme du vecteur vitesse \vec{v}_p du point courant lors que $\theta = \beta + \delta$ soit sur [AB]

f : angle de frottement compris

α : angle d'attaque de l'outil ($\alpha = 90 - \beta - \delta$ en degrés)

ϕ : angle du plan de cisaillement avec la direction tangentielle au matériau bois

β : angle de dépouille

δ : angle de dépouille

θ : angle de \vec{v}_p avec la direction tangentielle au matériau bois

=

$\overline{\sigma}$: tenseur des contraintes de Cauchy

\overline{d} : tenseur des vitesses de déformation eulérienne

a: facteur correctif

Gfl : énergie nécessaire à la création d'une nouvelle surface ramenée à la longueur de coupe

3.3.3.4. Recherche de l'angle d'inclinaison du plan de cisaillement

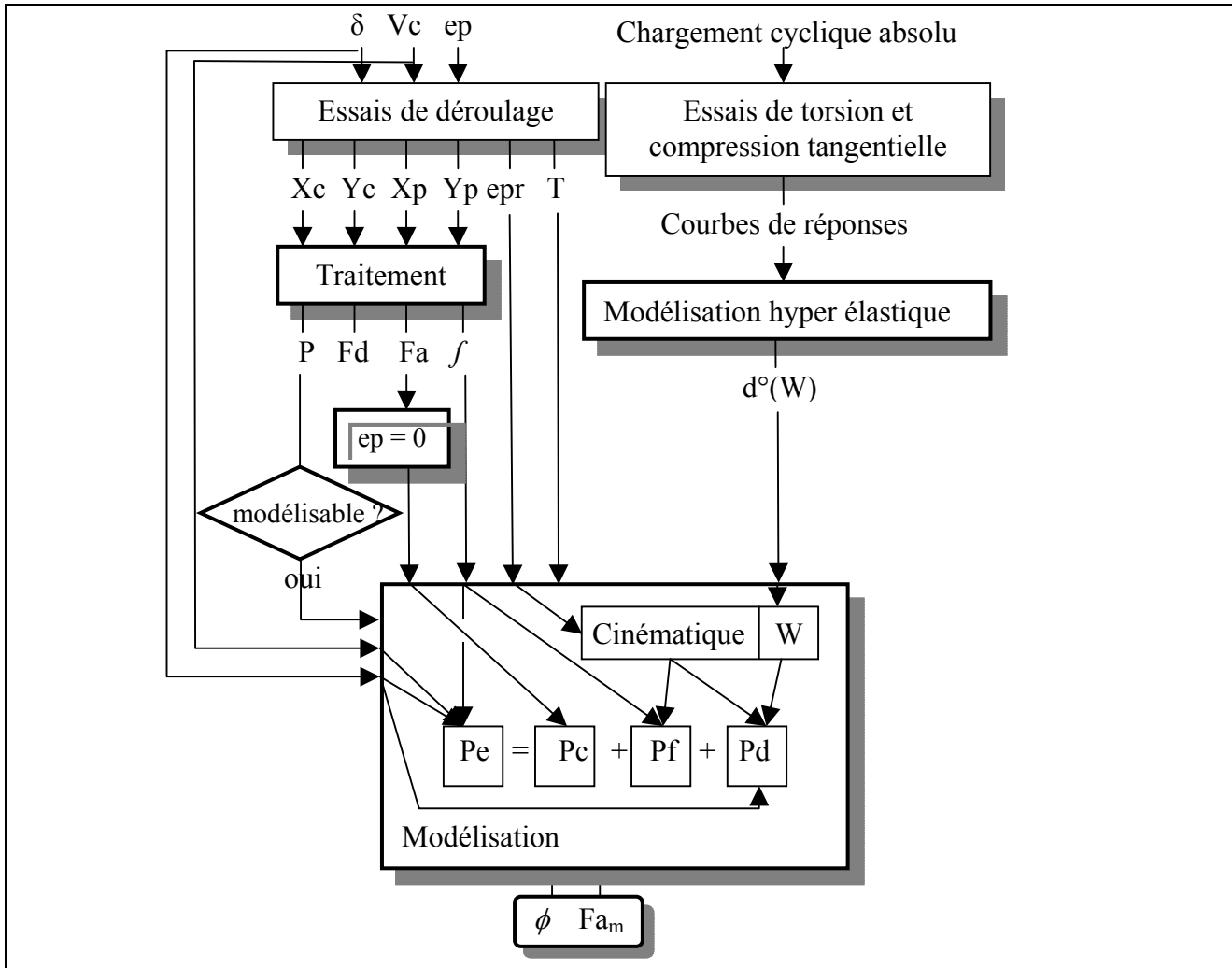
Il est donc relativement aisé de calculer la part de l'effort exercé sur la face d'attaque due à la déformation dans la zone [OGBA] dans la figure IV-9, qui est égale au deuxième terme de la somme ci-dessus. Par contre, il reste à déterminer l'angle du plan principal de cisaillement.

Pour ce faire, nous allons poser l'hypothèse que le matériau bois se déforme de manière à minimiser l'énergie utilisée. Ainsi, nous chercherons à trouver le minimum de $Pd = L. \iint_{GOAB} tr(\overline{\sigma} . \overline{d}) dS$ et nous

verrons dans le chapitre suivant que nous sommes très proches de l'angle de 90° qu'il n'était pas possible de prédire avec les autres modélisations analytiques.

4. Synthèse intermédiaire

Le schéma de synthèse du chapitre III peut alors être repris et complété ainsi (Tab.IV-11). Cette synthèse permet d'appréhender plus précisément la méthodologie de modélisation directe de notre modélisation :



où δ : angle de dépouille
 ep : épaisseur de copeau nominale
 Vc : vitesse de coupe linéaire
 β : angle de bec de l'outil
 Xc et Yc : décomposition orthogonale de la résultante des efforts de l'outil sur le bois
 Xp et Yp : décomposition orthogonale de la résultante des efforts du patin sur le bois
 T : température mesurée par le thermocouple
 Fa : norme de la résultante des efforts de la face d'attaque sur le copeau
 Fd : norme de la résultante des efforts de la face en dépouille sur le billon
 f : coefficient de frottement matériau de l'outil / matériau bois

epr : épaisseur réelle du copeau
 P : type de population d'essais de déroulage
 W : potentiel de déformation hyper élastique de degré $d^\circ(W)$
 Pe : puissance due aux efforts extérieurs
 Pd : puissance due à la déformation dans la zone de cisaillement principale
 Pc : puissance due à la fissuration devant le nez du couteau
 Pf : puissance due au frottement du copeau sur la face d'attaque de l'outil
 Fa_m : norme modélisée de la résultante des efforts de la face d'attaque sur le copeau
 ϕ : angle du plan de cisaillement avec la direction tangentielle au matériau bois

Tableau IV-11 : synthèse des du flux de données concernant la modélisation directe du procédé de déroulage

5. L'utilisation d'un algorithmique de résolution de problématique inverse

Comme nous l'avons spécifié dans le second paragraphe de ce chapitre nous avons pour projet d'utiliser un algorithme de problématique inverse afin d'optimiser les constantes de notre loi de comportement hyper élastique.

Mais face à la multitude de domaines d'applications possibles et d'algorithmes différents (que le lecteur intéressé pourra aborder dans [TIK74], [BUI93], [GAV96] ou encore [ARA99]), nous avons choisi la prudence en utilisant comme outil, l'algorithme de Levenberg-Marquardt qui fut déjà programmé au LMSP-ENSAM Paris mais surtout qui a déjà été largement utilisé pour l'optimisation des constantes dans des lois de comportement non linéaire de différents polymères sollicités à plus ou moins grande vitesse de déformation ([ZAB92],[GEL95], [LAR98], [MOR00], [ZOU01] et [ZOU02]).

5.1.1. L'algorithme de Levenberg-Marquardt

Nous n'allons pas retracer dans ce chapitre le détail de la théorie de cet algorithme. Mais il faut quand même savoir que, comme tout algorithme d'optimisation, il va chercher à minimiser une fonctionnelle. Levenberg et Marquardt ont réalisé un algorithme de minimisation d'une fonctionnelle pondérée par des contraintes, fondée sur la méthode de résolution de Gauss-Newton. Cette résolution est basée sur une linéarisation locale des variables observables et un développement de Taylor au second ordre des fonctions de contraintes. Afin de conserver ces hypothèses, Levenberg et Marquardt ont ajouté à cette résolution, la contrainte d'une variation des paramètres à optimiser se trouvant dans une sphère centrée sur les paramètres précédents et de rayon fixé de façon à ce que les nouveaux paramètres restent au voisinage des premiers. Le lecteur intéressé par une description précise de cet algorithme pourra se référer à [ZAB92],[GEL95], [LAR98] et [ZOU01].

Contrairement à [ZOU01], nous n'avons pas utilisé la différence entre observations expérimentales et observations estimées dans la fonctionnelle mais cette même différence divisée par les observations expérimentales. Ainsi, lors de notre étude du comportement élasto plastique couplé à la modélisation d'Oxley, il nous a été possible d'essayer d'optimiser les paramètres de cette loi de comportement en essayant de nous rapprocher à la fois des efforts expérimentaux mais aussi de l'angle du plan de cisaillement principal (soit un angle visé de 90°).

De plus, si nous bornons les paramètres à optimiser, le nombre de contraintes est deux fois plus important que le nombre de paramètres ; ce qui pose des problèmes de dimensionnement des matrices à l'intérieur de l'algorithme. Afin d'éviter ce problème, nous avons simplement déterminé la borne (supérieure ou inférieure) la plus proche de chaque paramètre puisque ce sont les bornes les plus proches qui pénalisent incontestablement la fonctionnelle à minimiser, et nous n'avons pas considéré la borne la plus éloignée.

5.1.2. Inconvénients de cet algorithme

L'inconvénient majeur de ce type d'algorithme est une très forte sensibilité aux valeurs initiales des paramètres à optimiser. Il faut donc partir d'une estimation « réaliste » de ces paramètres et déterminer une séquence de corrections de ces derniers jusqu'à ce que la convergence soit atteinte selon les critères définis.

Dans le chapitre suivant nous allons donc expliquer la méthodologie afin de déterminer des paramètres initiaux réalistes à partir des essais quasi statiques. A partir de là, nous avons pu dégager trois politiques de correction possible :

- faire évoluer l'ensemble des paramètres de la loi de comportement de manière uniforme. Ce type de correction paraît être en désaccord avec les expérimentations d'essais conventionnels de compression dynamique et statique sur le matériau bois de [REN96a], [REN96b] et [ADA98]. Malgré cela, cette hypothèse est raisonnable comme nous avons modélisé le matériau bois par une formulation hyper élastique isotrope,
- faire évoluer les paramètres identiques de manière identique,
- faire évoluer les paramètres non nuls séparément.

Ces trois politiques peuvent être employées séparément, ou l'une à la suite de l'autre. Mais il serait assez aberrant de commencer par faire évoluer les paramètres séparément pour les faire évoluer par la suite de manière identique à l'ensemble des paramètres. Nous envisageons donc différentes séquences de corrections (Tab. IV-12) :

	Evolution uniforme de tous paramètres	Evolution identique des paramètres égaux	Evolution séparée de chaque paramètre
Ordre des différentes corrections dans les séquences envisagées	1		
		1	
			1
	1	2	
	1		2
		1	2
	1	2	3

Tableau IV-12 : Définition des différentes séquences de corrections envisagées

5.1.3. Recherche des paramètres initiaux par l'utilisation des essais quasi-statiques

5.1.3.1. Méthodologie

Il faut identifier les coefficients C_{ijk} correctement pondérés du potentiel de déformation hyper élastique aux coefficients des polynômes des moindres carrés approchant au mieux les réponses expérimentales des essais quasi statiques choisis. Comme certains coefficients ont une influence dans la modélisation des essais de traction et de torsion, ils seront déterminés avec le polynôme des moindres carrés approchant la courbe expérimentale de torsion tandis que, dans un second temps, les autres permettront de modéliser le polynôme des moindres carrés approchant la courbe expérimentale de compression.

Une fois l'ensemble des coefficients trouvés, il ne faut pas oublier de valider ces derniers en vérifiant l'inégalité de Clausius-Duhem.

De plus, afin de limiter le nombre de coefficients à déterminer, nous avons fait l'hypothèse que les coefficients ayant la même influence en terme de puissance dans la modélisation d'un essai seraient identiques. Cette hypothèse limite alors le nombre de coefficients au double du degré du potentiel de déformation hyper élastique.

Malheureusement, pour des détails calculatoires cette hypothèse implique une indétermination de coefficient dans la modélisation de l'essai de torsion. En effet, les coefficient C_{ij1} ont une influence opposée aux coefficients C_{ij0} ce qui entraîne une stricte annulation pour l'ordre 1 du potentiel de déformation hyper élastique. Afin d'éviter ce désagrément et comme l'essai de torsion est un essai à volume constant nous avons décidé d'annuler les coefficients C_{ij1} (Tab.IV-13). Cette annulation de coefficients ne retire en rien la prise en compte de la compressibilité dans la modélisation de la compression comme d'autres coefficients impliquant le troisième invariant ne sont pas annulés (exemple C_{002} ou C_{012} entre autres).

Degré du terme de W	Coefficient intervenant en compression seulement	Coefficient intervenant en compression et en torsion
1	C_{100}	C_{010} et $C_{001}=0$
2	$C_{200}=C_{002}$	$C_{110}=C_{020}$ et $C_{101}=C_{011}=0$
3	$C_{300}=C_{102}=C_{012}=C_{003}$	$C_{210}=C_{120}=C_{030}$ et $C_{201}=C_{111}=C_{021}=0$
4	$C_{400}=C_{202}=C_{112}=C_{022}=C_{103}=C_{013}$	$C_{310}=C_{220}=C_{301}=C_{130}=C_{211}=C_{121}=C_{040}=C_{031}=0$

Tableau IV-13 : synthèse des simplifications sur les coefficients du potentiel de déformation hyper élastique W

Il est possible d'écrire pour la torsion :

$$M_{T/1} = t_1 \cdot \alpha^1 + t_3 \cdot \alpha^3 + t_5 \cdot \alpha^5 + t_7 \cdot \alpha^7$$

$$= -8\pi \cdot \left[\sum_{\substack{i=0 \text{ à } N \\ j=1 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot \left(\frac{\alpha}{L}\right)^{2(i+j)-1} \cdot \frac{R^{2(i+j)+2}}{2(i+j)+2} - \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=1 \\ i+j+k=N}} C_{ij1} \cdot \left(\frac{\alpha}{L}\right)^{2(i+j)+1} \cdot \frac{R^{2(i+j)+4}}{2(i+j)+4} \right]$$

donc

$$C_{010} = -\frac{t_1}{8\pi \cdot \left(\frac{R^4}{4L}\right)} \quad C_{110} = -\frac{t_3}{8\pi \cdot \left[3 \cdot \left(\frac{R^6}{6L^3}\right)\right]}$$

$$C_{210} = -\frac{t_5}{8\pi \cdot \left[6 \cdot \left(\frac{R^8}{8L^5}\right)\right]} \quad C_{310} = 0$$

où M_t : moment de torsion

C_{ijk} : constantes de la modélisation

N : degré du polynôme du potentiel de déformation hyper élastique

i, j, k : degré polynomial respectivement du premier, second et troisième invariant du tenseur des dilatations de Cauchy

α : angle de torsion de l'éprouvette

L : longueur de la partie active de l'éprouvette

R : rayon de la partie active de l'éprouvette

t_i : coefficients du polynôme des moindres carrés approchant au mieux la courbe de torsion

Ainsi pour la compression :

$$\begin{aligned}
F &= c_1 \cdot \lambda_T + c_3 \cdot \lambda_T^3 + c_5 \cdot \lambda_T^5 + c_7 \cdot \lambda_T^7 \\
&= S_0 \cdot \sum_{\substack{i,j,k=0 \text{ à } N \\ i+j+k=N}} C_{ijk} \cdot (i+j+k) \cdot 2^{j+1} \cdot \lambda_T^2 \cdot (\lambda_T^2 - 1)^{i+j+k-1} \\
&= S_0 \cdot \left[\begin{aligned} &(2 \cdot C_{100} + 4 \cdot C_{010}) \cdot \lambda_T \\ &+ (8 \cdot C_{200} + 24 \cdot C_{110}) \cdot (\lambda_T^3 - \lambda_T) \\ &+ (30 \cdot C_{300} + 84 \cdot C_{210}) \cdot (\lambda_T^5 - 2 \cdot \lambda_T^3 + \lambda_T) \\ &+ (88 \cdot C_{400}) \cdot (\lambda_T^7 - 3 \cdot \lambda_T^5 + 3 \cdot \lambda_T^3 - \lambda_T) \end{aligned} \right]
\end{aligned}$$

où F : effort exercé durant l'essai de compression

C_{ijk} : constantes de la modélisation

N : degré du polynôme du potentiel de déformation hyper élastique

i, j, k : degré polynomial respectivement du premier, second et troisième invariant du tenseur des dilatations de Cauchy

λ_T : élongation dans la direction de sollicitation

$$\lambda_T = \frac{l}{l_0}$$

l : longueur actuelle de l'éprouvette dans le sens de sollicitation

l_0 : longueur initiale de l'éprouvette dans le sens de sollicitation

S_0 : section initiale perpendiculaire à la direction de sollicitation

c_i : coefficients du polynôme des moindres carrés approchant au mieux la courbe de compression

La résolution tient alors dans la résolution d'un système de quatre équations à quatre inconnues que nous n'exprimerons pas littéralement (bien que la matrice soit diagonale).

5.1.3.2. Les résultats

Nous avons déduit des polynômes des moindres carrés représentant au mieux les courbes expérimentales les coefficients C_{ijk} du potentiel de déformation hyper élastique. Malheureusement, seuls les coefficients issus du polynôme d'ordre 1 représentant la torsion valident l'inégalité de Clausius-Duhem pour la modélisation de cet essai (Tab. IV-14). Ce qui confirme notre prudence quant à cette courbe dont l'imprécision est importante.

5.1.4. L'utilisation des essais de déroulage pour la détermination ou la validation de la modélisation

Dans le chapitre III, nous avons identifié une trentaine d'essais de déroulage à notre disposition afin de déterminer les coefficients du potentiel de déformation hyper élastique mais aussi afin de valider notre modélisation. Il est évident qu'un essai utilisé pour une de ces deux tâches ne doit pas l'être pour l'autre. Mais sur quel critère définir notre choix ?

Après simplification, le potentiel de déformation est composé de sept constantes à déterminer et un nombre au moins égale d'essais est donc nécessaire lors de l'optimisation par un algorithme de problématique inverse. Néanmoins, plus le nombre d'essai est supérieur au nombre minimum et moins les constantes seront sensibles aux critères de choix des essais.

De même, plus les variables caractérisant les essais dédiés à l'optimisation ont des plages larges plus la modélisation aura des chances d'être valide sur de larges plages de paramètres.

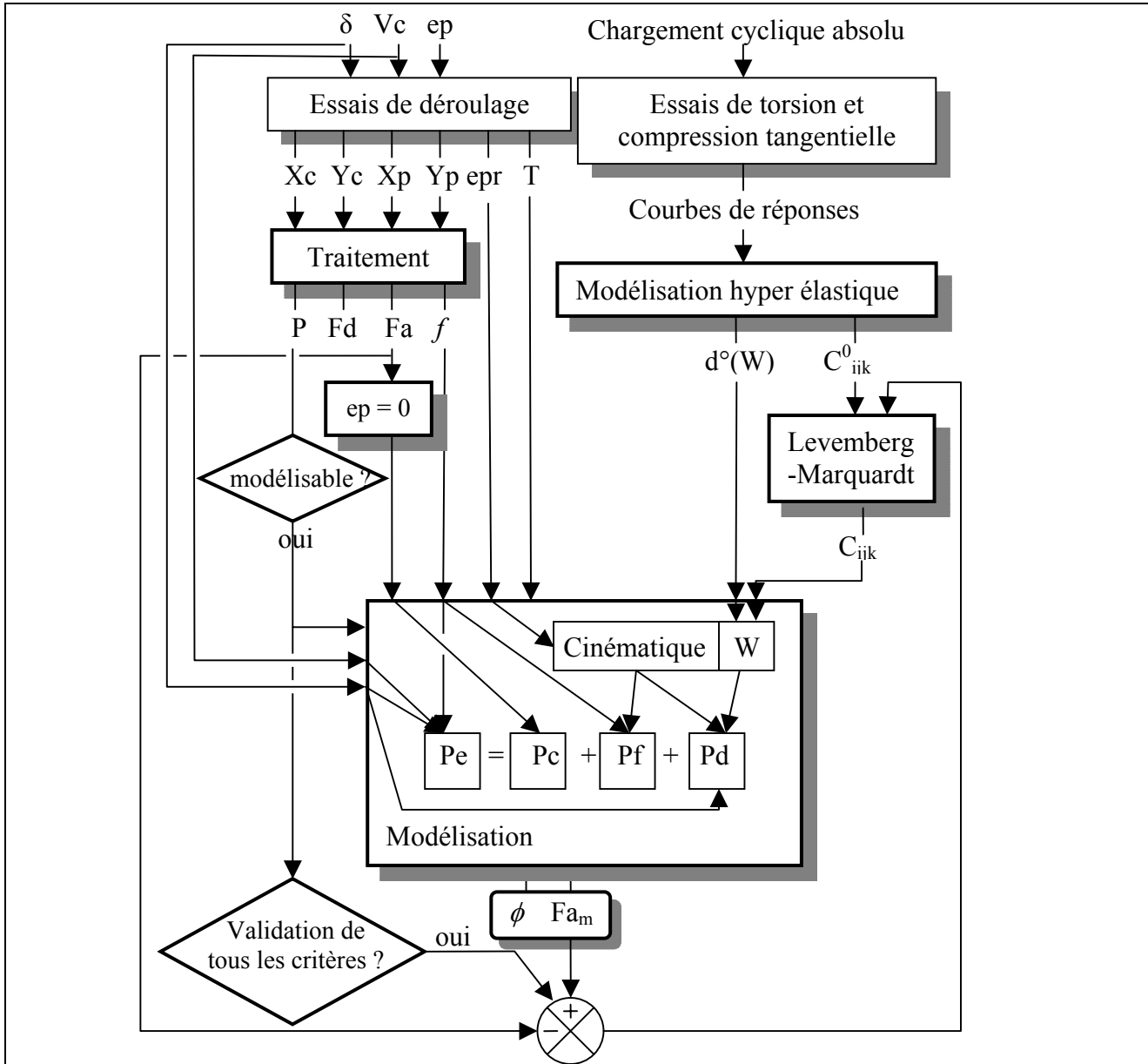
Dans le chapitre III, nous avons identifié dans la population des essais pouvant être modélisé deux familles numériquement identiques et dont les plages de variables étaient les plus vastes possibles. Nous avons donc choisi de les utiliser : la population ayant validé l'ensemble des critères est dédié à optimiser les constantes du potentiel de déformation hyper élastique tandis que le reste de la population d'essai pouvant être modélisé est dédié à la validation de notre modélisation.

Ordre du polynôme des moindres carrés représentant l'essai de torsion	1	3	5		
C100	8,80	10,70	12,25		
C010	-4,45	-5,40	-6,17		
C001	0	0	0		
C200	3,66	-1174,74	-4103,06		
C110	0	392,80	1368,91		
C020	0	392,80	1368,91		
C101	0	0	0		
C011	0	0	0		
C002	3,66	-1174,74	-4103,06		
C300	3,27	3,27	839295,29		Effort de compression tangentielle expérimental et modélisé en fonction de la dilatation dans la direction de sollicitation
C210	0	0	-299747,14		
C120	0	0	-299747,15		
C201	0	0	0		
C030	0	0	-299747,15		
C111	0	0	0		
C021	0	0	0		
C102	3,28	3,28	839295,30		
C012	3,28	3,28	839295,30		
C003	3,28	3,28	839295,30		
C400	3,16	3,16	3,16		
C310	0	0	0		
C220	0	0	0		
C301	0	0	0		
C130	0	0	0		
C211	0	0	0		
C121	0	0	0		
C202	3,17	3,17	3,17		
C040	0	0	0	Couple expérimental et modélisé en fonction de l'angle de torsion	
C031	0	0	0		
C112	3,17	3,17	3,17		
C022	3,17	3,17	3,17		
C103	3,17	3,17	3,17		
C013	3,17	3,17	3,17		
C004	3,17	3,17	3,17		
Validation de Clausius-Duhem en compression	OUI	OUI	OUI		
Validation de Clausius-Duhem en torsion	OUI	NON	NON		

Tableau IV-14 : expression des coefficient C_{ijk} en (N/mm²) du potentiel de déformation hyper élastique et leurs validations à partir des essais quasi statiques – Courbes expérimentales des essais conventionnels quasi statiques et leur modélisation hyper élastique.

6. Synthèse

Il est donc possible de synthétiser l'ensemble de notre démarche de modélisation comme suit (Tab. IV-15). Comme nous l'avons expliqué, seule la population validant l'ensemble des critères est utilisée afin de trouver des coefficients optimaux par un bouclage sur les résultats expérimentaux et un algorithme de problématique inverse. L'autre partie des essais modélisables est utilisée de façon directe sans bouclage dans notre modélisation afin de valider notre modélisation.



où δ : angle de dépouille
 ep : épaisseur de copeau nominale
 Vc : vitesse de coupe linéaire
 β : angle de bec de l'outil
 Xc et Yc : décomposition orthogonale de la résultante des efforts de l'outil sur le bois
 Xp et Yp : décomposition orthogonale de la résultante des efforts du patin sur le bois
 T : température mesurée par le thermocouple
 Fa : norme de la résultante des efforts de la face d'attaque sur le copeau
 Fd : norme de la résultante des efforts de la face en dépouille sur le billon

f : coefficient de frottement matériau de l'outil / matériau bois

epr : épaisseur réelle du copeau

P : type de population d'essais de déroulage

W : potentiel de déformation hyper élastique de degré d°(W)

Pe : puissance due aux efforts extérieurs

Pd : puissance due à la déformation dans la zone de cisaillement principale

Pc : puissance due à la fissuration devant le nez du couteau

Pf : puissance due au frottement du copeau sur la face d'attaque de l'outil

Fa_m : norme modélisée de la résultante des efforts de la face d'attaque sur le copeau

ϕ : angle du plan de cisaillement avec la direction tangentielle au matériau bois

C_{ijk} : constantes du potentiel de déformation hyper élastique dont les valeurs initiales sont C⁰_{ijk}

Tableau IV-15 : synthèse des du flux de données concernant la démarche globale de modélisation du procédé de déroulage

7. Résultats de la modélisation analytique de la formation du copeau

A partir de ces constantes nous avons appliqué les différentes politiques de correction des paramètres que nous avons envisagées. Très peu d'entre elles ont donné un résultat convainquant comme l'arrêt de l'algorithme a souvent été causé par la non validation de l'inégalité de Clausius-Duhem et non pas par une convergence algorithmique.

Notons que cet algorithme utilise une fonctionnelle définie ainsi :

$$\Phi = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^N \left(\frac{d_i - \tilde{d}_i}{\tilde{d}_i} \right)^2 + \sum_{j=1}^q \frac{\omega_j}{C_j}$$

où Φ : fonctionnelle à minimiser

d_i : observations estimées de l'essai i

\tilde{d}_i : observations expérimentales de l'essai i

N : nombre d'essais

C_j : contrainte j de nombre q

ω_j : pondération de la contrainte

La synthèse des différentes tentatives d'optimisation met en évidence l'importance cruciale de vérifier le second principe de la thermodynamique ainsi que la faible efficacité d'une deuxième politique de correction (Tab.IV-16). La seconde politique de correction a pour effet d'entraîner la diminution de l'angle d'inclinaison de la zone de cisaillement. Ainsi, les valeurs de la fonctionnelle inscrite dans le tableau IV-14 ne correspondent pas aux valeurs lors de l'arrêt de l'algorithme mais à celle d'un angle minimum d'inclinaison de la zone de cisaillement autour de 83° ; ce qui est déjà bien faible par rapport à l'expérimentation.

Evolution uniforme de tous paramètres	Evolution identique des paramètres égaux	Evolution séparée de chaque paramètre	Critère d'arrêt de l'algorithme	Φ atteint ($\Phi_{\text{initial}}=1,16$)	Coefficient multiplicateur moyen permettant de passer d'une étape à l'autre
1			convergence	0,1649	19,5
1	2		Clausius-Duhem	0,1621	6,94
1		2	Clausius-Duhem	0,1614	23,17
	1		Clausius-Duhem	>1	
		1	Clausius-Duhem	>1	
	1	2	Non convergence d'une étape intermédiaire		
1	2	3			

Tableau IV-16 : Séquences de correction des paramètres informées de leur critère d'arrêt, de la valeur atteinte par la fonctionnelle ainsi que de la variation moyenne des facteurs.

Par contre, l'efficacité de l'algorithme n'est pas à remettre en cause (Fig.IV-11). De plus, le grand nombre d'essais (18) de la population ayant validé l'ensemble des critères assure une très bonne stabilité de l'optimisation. En effet, une politique d'évolution uniforme de l'ensemble des paramètres lancée avec l'ensemble des essais pouvant théoriquement être modélisés (33 essais) amène à une variation du facteur de proportionnalité de 0,6%. Rappelons que la partie de la population théoriquement modélisable mais ne validant pas l'ensemble des critères est normalement dédiée à la validation de l'optimisation.

Quelle que soit la séquence d'optimisation réalisée, notre modélisation est sans commune mesure plus proche de la réalité expérimentale que celle d'Oxley (Fig.IV-12). Le tableau IV-17 permet d'apprécier la proximité des efforts calculés par rapport aux efforts expérimentaux ainsi que la plage de l'angle d'inclinaison de la zone de cisaillement.

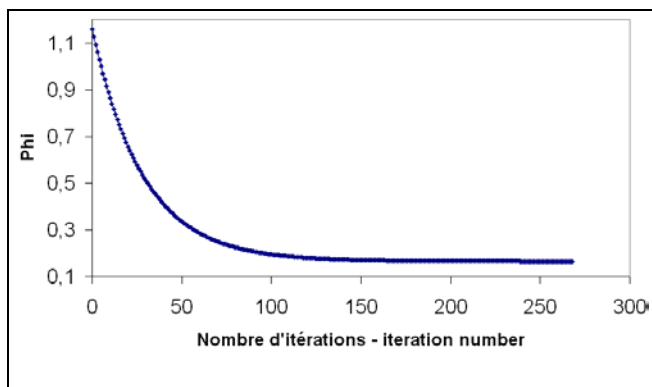


Figure IV-11 : Evolution de la fonctionnelle à minimiser en fonction du nombre d'itérations réalisées par l'algorithme d'optimisation dans le cadre d'une politique d'évolution uniforme de tous les paramètres

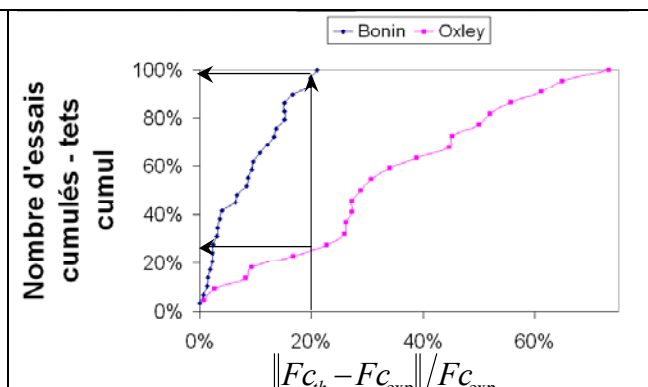


Figure IV-12 : Evolution du nombre d'essais cumulés exprimée en pourcent en fonction de la valeur absolue de l'erreur entre l'effort de coupe expérimentale et celui prédit par la modélisation exprimée en pourcent dans le cadre d'une politique d'évolution uniforme de tous les paramètres pour notre modélisation et pour la modélisation d'Oxley

(N/mm ²)	Evolution uniforme de tous les paramètres	Evolution uniforme de tous les paramètres suivi de l'évolution identique des paramètres égaux	Evolution uniforme de tous les paramètres suivi de l'évolution séparée de chaque paramètre
C100	171,11	75,39	174,31
C010	-86,58	-24,62	-84,12
C200	71,22	-328,66	103,32
C110	0	0	5,70
C020	0	0	-2,82
C002	71,22	-328,66	46,04
C300	63,73	-1150,44	-210,65
C210	0	0	-40,96
C120	0	0	-15,64
C030	0	0	2,92
C102	63,73	-1150,44	1,64
C012	63,73	-1150,44	103,83
C003	63,73	-1150,44	183,37
C400	61,51	-697,66	-9936,47
C202	61,51	-697,66	-5028,70
C112	61,51	-697,66	3050,27
C022	61,51	-697,66	756,81
C103	61,51	-697,66	767,70
C013	61,51	-697,66	600,08
C004	61,51	-697,66	-508,63
Plage d'angle d'inclinaison de la zone de cisaillement	[86,4 ; 89,2]	[83,8 ; 87,6]	[85,2 ; 89]
Pourcentage d'essais sous le seuil d'erreur de X% sur Fa	X=20%	96%	96%
	X=15%	75%	75%
	X=10%	62%	62%

Tableau IV-17 : expression des paramètres optimisés en N/mm², de l'angle d'inclinaison de la zone de cisaillement déterminé par notre modélisation ainsi que de la précision entre théorie et expérimental à propos de l'effort sur la face d'attaque

8. Discussion

Dans ce paragraphe nous utiliserons les résultats de notre modélisation optimisée uniquement par la politique d'évolution uniforme de tous les paramètres, puisque l'efficacité d'une seconde politique de correction n'est vraiment pas flagrante en rapport avec l'évolution des paramètres de la loi de comportement hyper élastique modélisant le matériau bois.

Le lecteur curieux pourra se reporter à l'annexe H où sont présentés les résultats bruts issus des essais de déroulage et de la modélisation présentée ici. Un accord le plus souvent satisfaisant est enregistré sur les efforts exercés sur la face d'attaque de l'outil. De plus, un angle d'inclinaison de la zone de déformation est déterminé de manière réaliste α_c c'est à dire proche de 90° .

Dans cette annexe, il est possible de s'apercevoir que les plages d'erreur entre effort sur la face d'attaque calculé et celle mesuré pour les deux populations d'essais de déroulage utilisées sont quasiment identiques. Ainsi, contrairement aux aprioris, la population d'essais dédiés à l'optimisation n'a pas une précision de modélisation bien plus importante que celle de la population dédiée à la validation de notre modélisation. C'est pourquoi, nous avons choisi de présenter l'analyse de notre modélisation sur l'ensemble des essais pouvant être modélisés (il en est de même pour la figure IV-12).

8.1. Etude de quelques grandeurs internes à la modélisation

Nous avons choisi d'exprimer quelques composantes intéressantes des différents tenseurs en fonction de θ (angle de \vec{v}_p avec la direction tangentielle au matériau bois) afin de pouvoir apprécier leur évolution tout au long de la trajectoire d'un point courant dans la zone [OABG] de la figure IV-9 de déformation permettant au copeau de se former (Tab.IV-18).

Pour cela nous avons choisi de décrire l'essai numéro 113, car il provient de la population validant l'ensemble des critères et il est caractérisé une vitesse de coupe initiale (soit la vitesse du point courant sur [OG] de la figure IV-9) de 5m/s ce qui permettra de mieux apprécier les maxima atteints par les valeurs dépendant de cette vitesse v_c en particulier les vitesses de déformation $\dot{\epsilon}$.

La non linéarité de la modélisation est évidente ainsi que la décroissance de la vitesse le long de la trajectoire qui est causées par la modélisation de la compressibilité et est expliquée physiquement en raisonnant par l'absurde : comment pourrait-il y avoir compression du matériau bois approximativement dans la direction de la vitesse de coupe sans ralentissement de ce matériau ?

La compressibilité peut être aussi à l'origine de la différence de déformation estimée par [THI04] (35% de cisaillement) et celle de notre modélisation. [THI04] tire sont estimation de la déformation de cisaillement de [THI88] qui, mesurant la diminution d'épaisseur du copeau, en déduit une déformation de cisaillement de 35% sous les hypothèses de plasticité donc aussi d'incompressibilité. Comme nous positionnons dans les hypothèses d'hyper élasticité et de compressibilité, il n'est pas étonnant de ne pas trouver la même déformation de cisaillement puisque la compressibilité intervient dans le terme du tenseur gradient de transformation exprimant le cisaillement et donc dans la déformation.

La vitesse de déformation envisagée dans notre modélisation est de l'ordre de $2000s^{-1}$ alors que [THI04] l'envisage plus vers $40000s^{-1}$. Cette différence pourrait s'expliquer par l'hypothèse fondamentale à l'origine de la modélisation : une variation non brusque de la trajectoire de la matière. De toute façon, même en envisageant une vitesse de déformation de l'ordre de celle modélisée, nous restons dans le domaine des grandes vitesses de déformations.

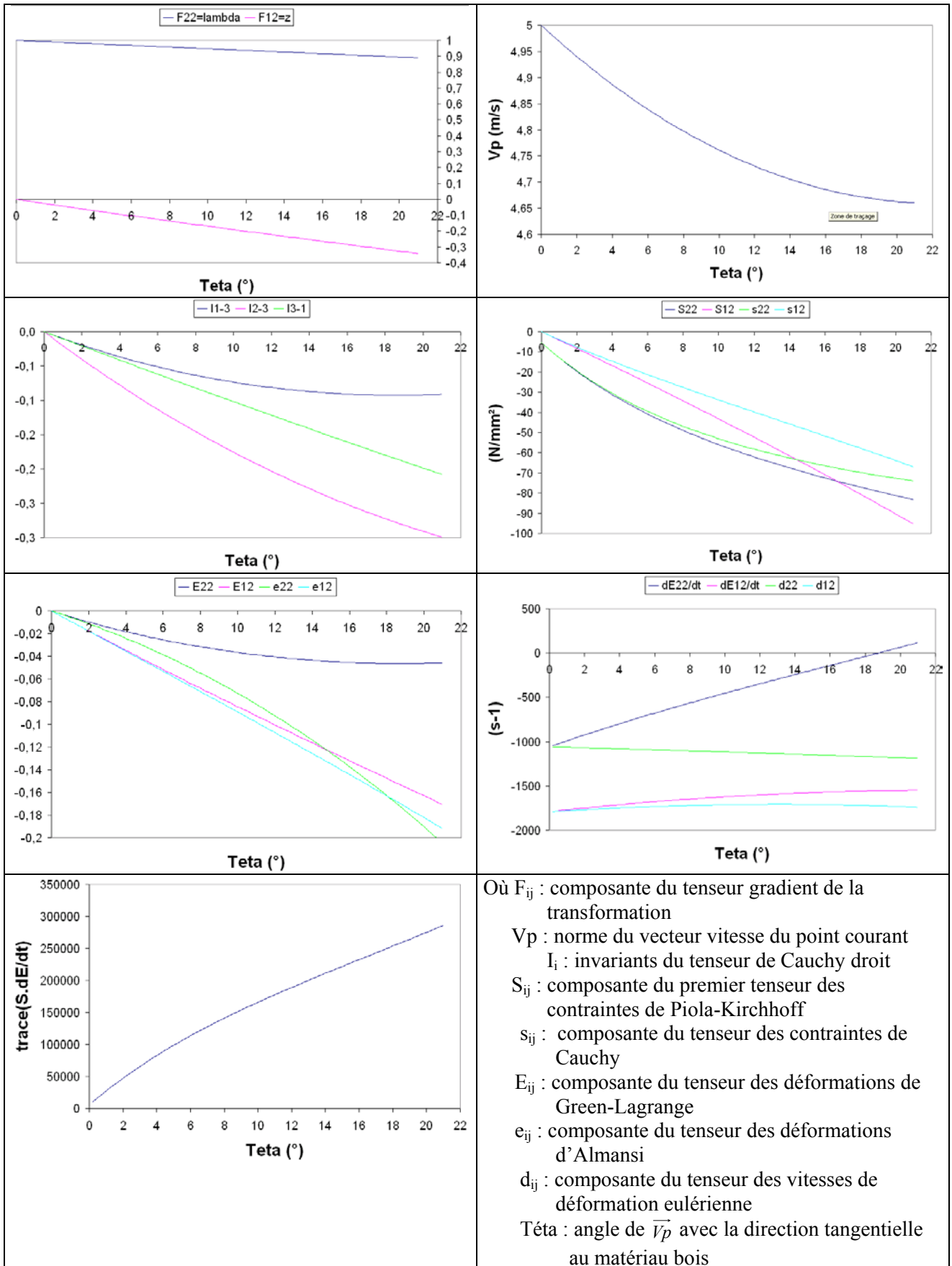


Tableau IV-18 : Evolution de différentes valeurs caractéristiques de la modélisation proposée en fonction de l'angle de \vec{v}_p avec la direction tangentielle au matériau bois.(essais n° 113, $V_c=5\text{m/s}$, $\delta=1^\circ$, épaisseur de copeau=0,63mm)

8.2. Etudes des résultats en fonction de différents facteurs

L'effort exercé sur la face d'attaque du couteau est composé de deux grandes parties que sont l'effort sur la face en dépouille pour une épaisseur de copeau nulle et l'effort causé par la déformation correctement pondérée. Nous allons donc étudier séparément ces deux termes :

$$Fa = Fa(ep = 0) + \frac{\int_0^{\beta+\delta} R \cdot \frac{\sin(\phi + \theta)}{\sin(\phi)} \cdot tr(\bar{\sigma} \cdot \bar{d}) d\theta}{Vo \cdot \cos(\alpha - f) - Vt \cdot \sin(f)} \quad (\text{Voire page IV-31 pour la définition de chaque terme})$$

Nous avons réalisé une étude de corrélation entre les données d'entrées de notre modélisation et ses principaux résultats, soit les différents efforts ainsi que l'angle d'inclinaison de la zone de cisaillement auxquels nous avons ajouté le temps total de traversée de la zone de déformation (Tab. IV-19):

	Angle ϕ	Fa de déformation	Fa (ep=0)	Fa calculé	$trace(\bar{\sigma} \cdot \bar{d})$	Temps de traversée	$\frac{Fa_{calculé} - Fa_{exp}}{Fa_{exp}}$
Angle de dépouille δ	-0,9977	-0,1524	-0,3740	-0,3810	-0,1655	-0,1966	0,2154
Vitesse de coupe Vc	0,1995	0,0619	0,4329	0,3604	0,8928	-0,5542	0,3322
Epaisseur réelle ep_r	0,2240	0,9943	0,0348	0,7248	0,4271	0,1283	0,1208
Angle de frottement f	-0,1619	0,2920	-0,6447	-0,2665	-0,4153	0,7373	-0,1275
Effort sur la face d'attaque expérimental Fa	0,5406	0,7270	0,4900	0,8700	0,4438	-0,0734	0,0319
Angle ϕ	1	0,1501	0,3951	0,3947	0,1722	0,1872	-0,2021
Fa de déformation	0,1501	1	-0,0295	0,6818	0,3823	0,1659	0,1243
Fa(ep=0)	0,3951	-0,0295	1	0,7111	0,3721	-0,3775	0,5840
Fa calculé	0,3947	0,6818	0,7111	1	0,5412	-0,1596	0,5148
Seuil des coefficients de corrélation linéaire significatif à 0,05 = 0,3673		Seuil des coefficients de corrélation linéaire significatif à 0,01 = 0,4705			Seuil des coefficients de corrélation linéaire significatif à 0,001 = 0,5790		

Tableau IV-19: coefficients de corrélation linéaire significatifs entre différents paramètres de notre modélisation et différents résultats de cette dernière

L'angle d'inclinaison de la zone de déformation est surtout extrêmement corrélé à l'angle de dépouille qui n'intervient pourtant que dans la borne mobile de l'intégrale permettant de calculer l'effort exercé sur la face d'attaque causé par la déformation (Fig.IV-13). De plus, cette corrélation se fait comme si l'augmentation de l'angle de dépouille équivalent à une rotation de l'outil amenait aussi la même rotation de l'angle d'inclinaison et expliquerait l'absence de corrélation avec l'effort causé par la déformation.

L'effort exercé sur la face d'attaque et causé par la déformation (Fa de déformation) est logiquement corrélé à l'épaisseur du copeau par un droite affine (Fig. IV-14). Il l'est aussi très fortement avec l'effort expérimental et celui calculé. Ceci est très logique puisque l'algorithme d'optimisation fait varier cet effort à travers la loi de comportement afin de rapprocher l'effort global calculé de celui expérimental.

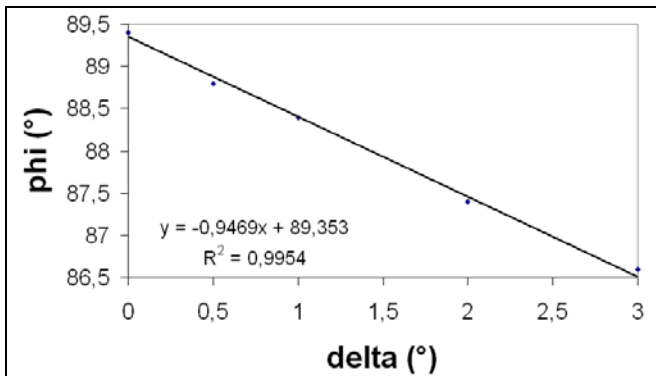


Figure IV-13 : Evolution de l'angle d'inclinaison de la zone de déformation en fonction de l'angle de dépouille

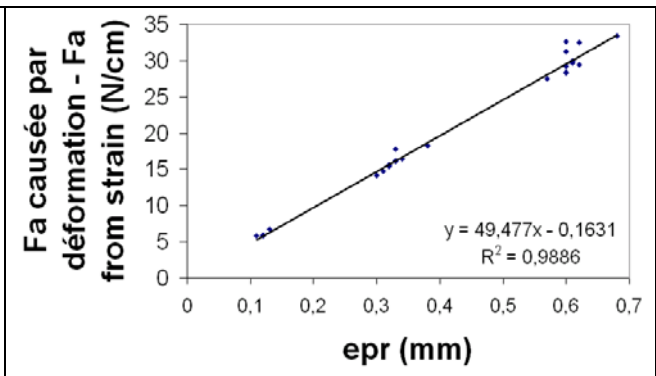


Figure IV-14 : Evolution de l'effort exercé sur la face d'attaque et causé par la déformation en fonction de l'épaisseur réelle

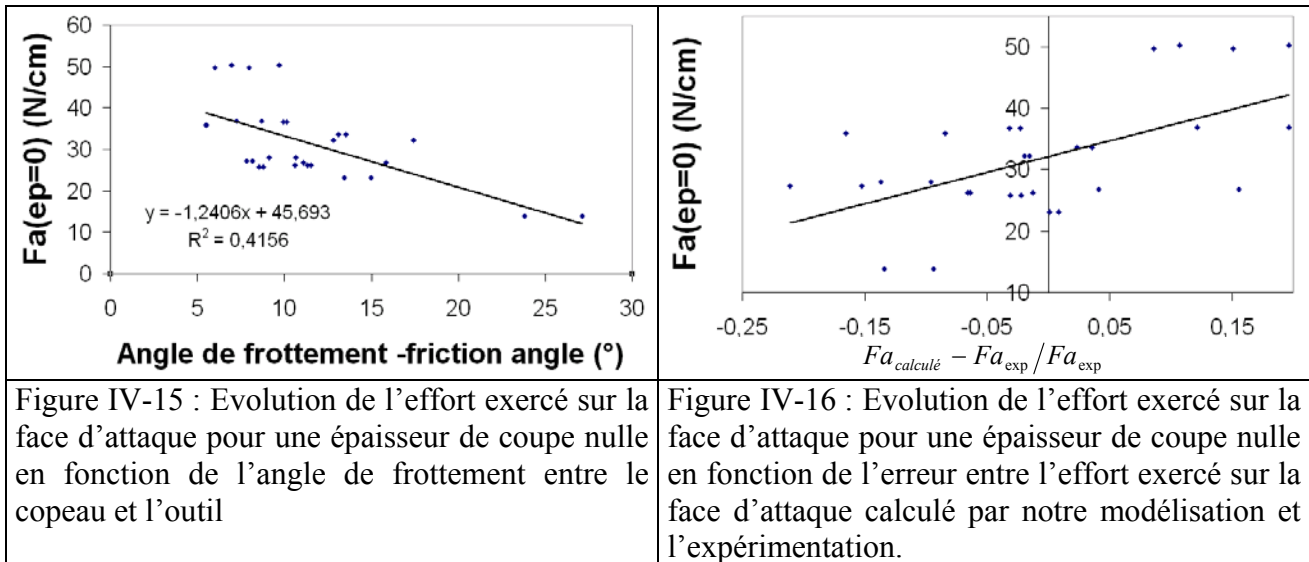
De la même manière, l'effort exercé sur la face d'attaque mais causé par la fissuration cette fois-ci, est aussi lié à l'effort calculé et à l'effort expérimental comme l'a analysé [THI04]. Par contre, il est peu lié à ϕ et à la vitesse de coupe ce qui irait dans le sens des démonstrations de [THI04]. Mais est très lié à l'angle de frottement (Fig. IV-15). En effet, la fissuration mise en évidence doit sûrement être un mélange de fissuration en modes I et II. Or il est clair qu'en mode I, le moyen d'écartement par une cale biaisée ici le couteau implique un frottement qui doit jouer sur la manière dont se crée la surface comme il joue, en aval, sur la manière dont s'évacue les deux parties de matière qui ont été séparées. Ce raisonnement peut aussi expliquer le faible lien avec l'angle de dépouille qui ne ferait qu'augmenter l'angle de la cale biaisée de notre parallèle.

L'effort global calculé est alors la somme des influences de ses deux composantes. Il est alors possible de voir si un facteur influent sur une des deux composantes uniquement est influent sur l'effort global et donc apprécier l'importance de ce facteur.

La trace du produit du tenseur de Cauchy avec celui des vitesses de déformation montre une corrélation importante avec la vitesse de coupe qu'il n'est pas surprenant de retrouver puisqu'il est question de produit par le tenseur des vitesses de déformation. Par contre, il n'est pas possible de retrouver cette influence dans l'effort causé par la déformation bien que la trace en soit à l'origine. En effet la pondération d'ordre inverse en vitesse annule cet effet.

Le temps de traversée globale de la zone de déformation est évidemment corrélée de manière négative à la vitesse de coupe. Par contre, il montre une très forte corrélation avec l'angle de frottement qui pourrait s'expliquer par le lien qui existe entre la vitesse de coupe et le coefficient de frottement. Et plus physiquement, plus l'angle de frottement augmente, plus le frottement s'oppose au mouvement du matériau bois qui s'évacue, et donc joue sur le temps de traversée de la zone de déformation.

Enfin, l'erreur entre l'effort exercé sur la face d'attaque calculé par notre modélisation et l'expérimentation est corrélée de manière significative mais assez lâche aux efforts composant l'effort exercé sur la face d'attaque (Fig. IV-16). Par contre, il est plus surprenant de ne pas trouver de corrélation entre l'erreur et la vitesse de coupe initiale, et à travers ce paramètre, à la vitesse de déformation. Ce qui signifierait qu'exprimer un comportement hyper visco élastique ne serait pas la meilleure voie d'amélioration de notre modélisation alors que nous exprimons ici les résultats de la politique d'optimisation par l'évolution uniforme de tous les paramètres résultant de nos essais quasi statiques. Apparemment il serait plus judicieux de se pencher en premier lieu sur une détermination plus fine de l'effort sur la face d'attaque à copeau nul qui est très fortement corrélée à l'erreur et dont la détermination amène une source d'imprécision importante (voir chapitre suivant).



8.3. Sensibilité de la modélisation à certaines hypothèses

Nous allons étudier la sensibilité de notre modélisation en commençant par l'étude de l'effort exercé sur la face d'attaque causé par la fissuration comme sa précision est directement liée à celle de l'effort modélisé puis nous étudierons l'influence de l'incertitude de différents facteurs sur l'effort exercé sur la face d'attaque causé par la déformation.

8.3.1. Imprécision de l'effort exercé sur la face d'attaque causé par la fissuration : $\Delta Fa_{(ep=0)}$

Cet effort a été déterminé par une modélisation linéaire des données expérimentales des efforts à vitesse de coupe et angle de dépouille fixé pour au moins deux épaisseur de copeau différentes:

$$Fa_{(ep=0)} = Fa_1 - \frac{Fa_2 - Fa_1}{ep_2 - ep_1} \cdot ep_1 = \frac{Fa_1 \cdot ep_2 - Fa_2 \cdot ep_1}{ep_2 - ep_1}$$

$$\begin{aligned} dFa_{(ep=0)} &= \frac{ep_2}{ep_2 - ep_1} dFa_1 - \frac{ep_1}{ep_2 - ep_1} dFa_2 \\ &+ \frac{(Fa_2 - Fa_1) \cdot ep_1}{(ep_2 - ep_1)^2} \cdot dep_2 \\ &+ \frac{(Fa_1 - Fa_2) \cdot ep_2}{(ep_2 - ep_1)^2} \cdot dep_2 \end{aligned}$$

$$si \begin{cases} \Delta Fa_1 = \Delta Fa_2 = \Delta Fa \\ \Delta ep_1 = \Delta ep_2 = \Delta ep \end{cases}$$

$$donc \Delta Fa_{(ep=0)} = \frac{ep_2 + ep_1}{ep_2 - ep_1} \left(\Delta Fa + \frac{(Fa_2 - Fa_1)}{ep_2 - ep_1} \cdot \Delta ep \right)$$

où $Fa_{(ep=0)}$: effort exercé sur la face d'attaque causé par la fissuration pour une vitesse de coupe et un angle de dépouille donnés

Fa_i : effort exercé sur la face d'attaque pour l'essai i ($Fa_1 < Fa_2$)

Ep_i : épaisseur de copeau de l'essai i ($ep_1 < ep_2$)

En posant l'hypothèse que les incertitudes sur les efforts sont identiques à celles estimées dans le chapitre II ; et en faisant même pour la mesure d'épaisseur mais sachant que nous avons utilisé un

ped à coulisse numérique de précision 0,01mm, nous avons pu estimer l'imprécision sur l'effort à épaisseur de copeau nul à 10N.

Vu le résultat de la propagation d'incertitude au travers la méthode de détermination de l'effort à épaisseur de copeau nul, l'incertitude de ce dernier est toujours plus importante que l'incertitude sur l'effort exercé sur la face d'attaque. De plus, comme l'utilisation des équations de droite des moindres carrés par population n'a mené à aucuns résultats probants, quelles que soient les politique de correction utilisées, il faudrait réaliser plus d'essais à vitesse de coupe et angle de dépouille constants, et pour lesquels le copeau n'est pas fissuré afin de modéliser la réponse par une droite des moindres carrés.

8.3.2. Etude de différentes imprécisions influant sur l'effort exercé sur la face d'attaque causé par la déformation

Du fait de l'intégral sur le domaine de la trace du produit des tenseurs représentant l'énergie de déformation, nous avons essayé d'exprimer numériquement la sensibilité de notre modélisation à certains facteurs. Pour cela, nous les avons multiplié par un coefficient multiplicateur allant de 0,1 à 1,8 (Tab. IV-20).

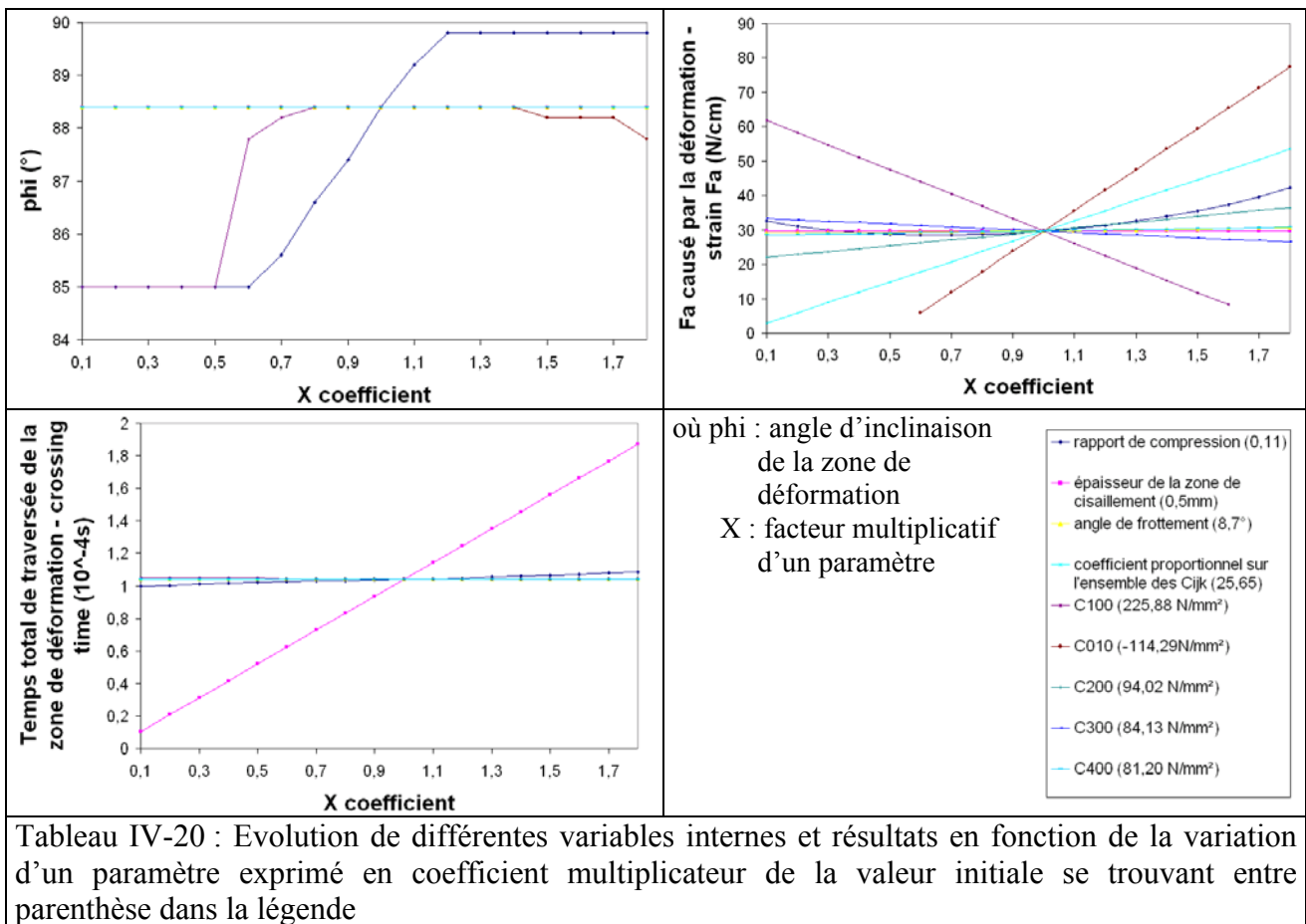


Tableau IV-20 : Evolution de différentes variables internes et résultats en fonction de la variation d'un paramètre exprimé en coefficient multiplicateur de la valeur initiale se trouvant entre parenthèse dans la légende

Lorsqu nous avons fait varier les constantes du potentiel de déformation hyper élastique une à une, les constantes d'ordre 1 ont montré qu'elles ne pouvaient être trop modifiées sous peine de ne plus vérifier l'inégalité de Clausius-Duhem. C'est pourquoi le coefficient multiplicateur de C100 ne dépasse pas 1,6 tandis que celui de C010 doit être supérieur ou égale à 0,6. Ces deux coefficients ont un effet certain aussi bien sur l'angle d'inclinaison de la zone de déformation et sur l'effort provenant de cette dernière, tandis que les coefficients d'ordre supérieur n'ont que très peu d'effet à première vue mais assure plutôt une stabilité du potentiel de déformation hyper élastique vis à vis

de l'inégalité constitutive comme la variation proportionnelle de l'ensemble des facteurs n'est pas limitée telle que l'est la variation des coefficients d'ordre 1.

Les variations de l'angle d'inclinaison se font par palier lors de la variation des paramètres de notre modélisation ; exception faite de la constante du rapport de compression. C'est aussi ce paramètre qui fait varier de manière non linéaire l'effort exercé sur la face d'attaque de l'outil causé par la déformation.

9. conclusion

Dans ce chapitre, nous avons commencé par étudier la description des grandes modélisations analytiques de formation du copeau métallique, nous avons alors constaté que la modélisation faite se faisait toujours en régime continu avec une loi de comportement élasto plastique et que les phénomènes décrits étaient toujours constants, non seulement dans la profondeur d'usinage, mais aussi dans la direction de l'épaisseur du copeau.

Par la suite, nous avons tenté de transposer la modélisation d'Oxley au matériau bois en utilisant une loi élasto plastique dont la contrainte équivalente de Hoffman et la loi d'érouissage de Johnson Cook. Cette tentative fut un échec et nous a mené à considérer le matériau bois non plus comme un matériau orthotrope mais plutôt comme un matériau hyper élastique et surtout compressible bien qu'aucune modélisation analytique dans le domaine métallique n'envisage cette hypothèse.

Nous avons donc proposé une modélisation basée principalement sur la variation non brusque de la trajectoire du matériau bois dans la zone de cisaillement principale et sur la compressibilité de ce matériau.

Pour ce faire une bibliographie des différentes possibilités de formulation hyper élastique a été réalisée. Bien que de multiples possibilités de prise en compte des différents aspects du matériau bois soient envisageables (orthotropie, viscosité, effet Mullins, compressibilité...), nous avons choisi de simplifier au maximum notre modélisation en utilisant la formulation généralisée du polynôme de Rivlin à l'ordre 4 laissant ainsi de côté tous les aspects du matériau bois à l'exception de la compressibilité et de la viscosité (qui fut prise en compte par une optimisation des coefficients). L'ordre de ce polynôme a été déterminé par la modélisation hyper élastique et une identification aux coefficients des polynômes des moindres carrés représentant au mieux les réponses expérimentales des essais quasi statiques choisis.

La description de notre modélisation se fait dans la configuration lagrangienne, hyper élasticité oblique. Une fois l'ensemble des inconnues cinématiques connues, nous passons dans la configuration eulérienne afin de pouvoir résoudre la confrontation aux efforts par un calcul de puissances. Notons que nous envisageons une sensibilité à la température initiale mais que nos essais ont démontré qu'il était possible de négliger la variation de température durant la formation du copeau de matériau bois.

Les résultats sur une trentaine d'essais sont plutôt encourageants puisque, pour la première fois, il est possible de prédire par une modélisation analytique, un angle réaliste d'inclinaison de la zone de cisaillement principal qui est si particulier expérimentalement. De plus, l'optimisation de l'effort exercé sur la face d'attaque suivant les différents essais, amène à considérer que plus de 75% des efforts calculés sont à moins de 15% des efforts expérimentaux.

Enfin, l'étude de notre modélisation a mis en évidence des points faibles qui seront mis en avant dans les perspectives de notre chapitre de conclusion finale.

Conclusions et perspectives

Dans l'optique de modéliser à l'échelle mésoscopique la formation du copeau durant le procédé de déroulage, nous nous sommes aperçus que le nœud scientifique actuel était de déterminer une loi de comportement du matériau bois dans les conditions du procédé ; soit à grande vitesse de déformation avec un bois saturé d'eau. En effet, il existe à notre connaissance trois modélisations dont une seule est analytique et porte uniquement sur les efforts. Ce procédé de fabrication très particulier apporte une valeur ajoutée au copeau qui doit être continu. Ainsi nous nous sommes naturellement tournés vers les modélisations analytiques qui sont particulièrement adaptées à la prise en compte du régime continu sans oublier que ce type de modélisation permet d'exprimer les hypothèses les plus importantes avant de passer à une analyse plus fine numérique.

Afin de pouvoir adapter la démarche réalisée dans le domaine du métal au matériau bois, nous avons réalisé plus de sept cents essais quasi statiques de traction, compression et torsion ; ainsi qu'une centaine d'essais de déroulage.

Pour les essais de traction et de torsion, l'application des efforts sur les éprouvettes a dû être mise au point par nos soins. De plus, nous ne nous sommes pas limités au simple chargement monotone jusqu'à la rupture. Ce qui nous a amené à douter de la modélisation de la loi de comportement élasto-plastique communément admise à des vitesses de déformation quasi statiques pour le matériau bois. De même, constatant une carence dans le domaine des mesures de températures pendant le déroulage, nous avons mis au point un couteau instrumenté de thermocouples placés au plus près de l'arête de coupe malgré un angle de bec d'outil des plus fins. Nous en avons conclu que la faible augmentation de température mesurée durant le procédé provenait surtout des phénomènes physiques se produisant sur la face en dépouille.

Les modélisations analytiques de la formation du copeau métallique étant toutes basées sur des lois de comportement plastiques en grandes déformations, avec sensibilité à la température mais aussi à la vitesse de déformation. Nous avons essayé d'adapter la modélisation thermomécanique d'Oxley à notre procédé en utilisant une loi de comportement tenant compte de l'orthotropie initiale, de l'effet Bauschinger et d'une loi d'écrouissage seulement isotrope, mais sensible à l'écrouissage, à la vitesse de déformation ainsi qu'à la température à travers la contrainte d'écoulement de Johnson-Cook. Les résultats ne sont pas acceptables, surtout en ce qui concerne l'angle d'inclinaison de la zone de cisaillement principal qui est si particulier dans la réalité.

Nous avons donc conclu à la nécessité de créer notre propre modélisation qui sera basée sur plusieurs hypothèses :

- Cette modélisation est une modélisation analytique de la formation d'un copeau de bois continu à l'échelle mésoscopique en régime stationnaire sans barre de compression et avec un outil parfaitement rigide.
- Cette modélisation ne prend pas en compte les phénomènes physiques se produisant sur la face en dépouille
- Le frottement est qualifié expérimentalement par un patin de frottement et n'est donc pas une inconnue de la modélisation
- Les phénomènes physiques décrits ne tiennent compte que de ce qui se passe au voisinage de la face d'attaque de l'outil
- Ces phénomènes sont décrits comme constants dans la largeur de coupe mais aussi dans la direction d'inclinaison de la zone de cisaillement.
- Le bois est saturé d'eau et est dit « homogène » c'est à dire qu'il ne démontre pas de trop grandes variations de densité à l'intérieur d'un cerne. De plus, le matériau bois est modélisé

par une loi de comportement hyper élastique compressible dont le potentiel de déformation est exprimé sous la forme d'un polynôme généralisé de Rivlin d'ordre quatre, et dont les termes ont été optimisés pour tenir compte de la vitesse de déformation durant le déroulage.

- La compression du matériau bois dans une direction est découplée de celle associées aux autres directions. Ainsi, elle n'amène pas de déformation dans les directions transversales à la direction de sollicitation.
- L'angle d'inclinaison de la zone de cisaillement principal étant proche de 90° , la zone de déformation principale n'est pas le lieu d'une compression tangentielle mais d'une compression suivant la perpendiculaire à la direction d'inclinaison de cette zone.
- Cette compression évolue de manière linéaire par rapport à l'angle correspondant à l'inclinaison de la tangente à la trajectoire du point courant étudié.
- Pour en finir avec la compression, elle est supposée introduire une déformation qui s'apparenterait à la déformation d'une structure à l'échelle cellulaire.
- Il existe une fissuration qui est prise en compte dans l'équilibre énergétique de notre modélisation, qui se propage juste devant le nez de l'outil et qui est caractérisée par un effort exercé sur la face d'attaque de l'outil non nul pour une épaisseur de copeau nul.
- L'augmentation de température durant la formation du copeau est négligée ; ce qui ne signifie en aucun cas une absence de sensibilité à la température initiale.

Chacune des ces hypothèses peut être critiquée et remise en question. Mais néanmoins, pour la première fois et grâce à cette modélisation, nous avons pu prédire de manière totale non contrainte une inclinaison de la zone de cisaillement en accord avec l'expérimentation ; ce qui prouve que la compressibilité est le phénomène physique prédominant dans la prédiction de cet angle par rapport aux autres aspects du matériau bois. De plus, les efforts exercés sur la face d'attaque de l'outil sont prédits par notre modélisation de manière assez correcte.

Afin d'améliorer les performances de notre modélisation, il serait intéressant d'augmenter le nombre, déjà conséquent, d'essais de déroulage pouvant être modélisés afin de pouvoir diminuer l'incertitude sur le calcul de la force exercée sur la face d'attaque pour une épaisseur de copeau nulle.

De même il faudrait tenir compte d'une compression variant dans la direction de l'inclinaison de la zone de déformation comme certains auteurs l'ont décrit d'après leurs expérimentations. Par contre, il n'apparaît pas forcément nécessaire dans un premier temps de développer une formulation hyper élastique tenant compte de la vitesse de déformation, car l'erreur entre les efforts prédits et expérimentaux n'est pas en corrélation avec la vitesse de coupe. Il est probable que cette indépendance soit due à l'influence de l'incertitude non négligeable du calcul de l'effort exercé sur la face d'attaque pour une épaisseur de copeau nulle.

A plus long terme, il serait intéressant d'améliorer les essais de cisaillement par torsion et de trouver des moyens de réaliser des essais conventionnels de compression, cisaillement et fissuration à grande vitesse de déformation. Ces essais nous permettraient de valider ou non bien des hypothèses que nous avons posées, et d'établir l'influence de l'orthotropie du matériau durant la formation du copeau.

En considérant le procédé, la prise en compte d'une variation de compression dans l'épaisseur de copeau ne peut se faire que si une étude quantifie cette dernière dans l'épaisseur mais peut être aussi au travers de la zone de déformation, l'hypothèse de linéarité de l'augmentation au travers de la zone de cisaillement étant totalement abstraite. Cette étude pourrait se faire d'un point de vue local grâce à des photos ultra rapides ; et d'un point de vue global, grâce à une étude plus précise de la perte de la teneur en eau lors du passage à travers la zone de déformation.

Les outils de l'étude de la variation de compression étant mis au point, l'étape suivante serait d'ajouter à notre modélisation une barre de compression afin de nous rapprocher d'une modélisation des conditions industrielles.

Dans le même ordre d'idée, une étude du déroulage en faisant varier la température initiale entre 30 et 90°C serait recommandée pour modéliser l'influence de l'étuvage industriel et permettrait d'inclure une sensibilité à la température initiale dans les coefficients du potentiel de déformation hyper élastique.

De même, l'étude de l'influence sur le déroulage, de la teneur en eau initiale entre point de saturation des fibres et la saturation en eau permettrait de mettre en lumière l'importance du mouvement de ce fluide à travers les pores des cellules.

Dans les deux dernières études envisagées, la largeur de coupe pourrait avoir une grande importance : les cellules coupées sur les faces d'une rondelle amènent une grande facilité de mouvement du fluide qui est alors expulsé, tandis que la température initiale élevée chute rapidement dans une rondelle. C'est d'ailleurs pour cette raison que nous n'avons réalisé que des essais de déroulage à température initiale ambiante. Ainsi avant de réaliser ces deux études, il faudrait valider les précédentes avec une épaisseur de coupe plus conséquente.

Et nous n'avons pas encore évoqué toutes les possibilités entraînées par les différences d'essences de bois : dans ce domaine, il serait sage de commencer par modéliser le comportement d'essence de bois dit « homogènes » avant de s'attaquer à la modélisation du comportement du Douglas qu'il faudra sûrement modéliser comme une succession de tranches de matériau bois de différentes caractéristiques impliquant ainsi des comportements variables en fonction du ratio entre ces tranches et l'épaisseur du copeau.

Pour conclure, il reste donc énormément de chemin à parcourir entre la modélisation proposée et celle du procédé de déroulage du douglas souhaitée par l'industrie. Mais notre modélisation ouvre un champ de possibilités et d'améliorations qu'il n'était pas possible d'envisager jusqu'alors, puisque l'angle d'inclinaison de la zone de déformation était jusqu'à maintenant non accessible aux approches développées dans la littérature existante.

Annexe A :

Références Bibliographiques

- [ADA98] ADALIAN C. *Comportement du bois en compression dynamique multiaxiale – application à la simulation de crashes de conteneur*. Thèse mécanique. Bordeaux : Université de Bordeaux I, 1998, 378 p.
- [AFO03] AFOCEL. *Mémento 2003 [en ligne]* disponible sur : http://www.afocel.fr/ftp/memento/MEMENTO_2003.pdf (consulté le 17/09/2003)
- [ALI01] ALI F. *Modélisation et simulation thermomécaniques de la coupe des métaux*. Thèse Mécanique. Paris : ENSAM Paris, 2001, 284 p.
- [AMI01] AMIN A.F.M.S., ALAM M.S., OKUI Y. *An improved hyperelasticity relation in modelling viscoelasticity response of natural and high damping rubbers in compression: experiments, parameter identification and numerical verification*, Mechanics of materials, 2001, vol. 34, pp. 75-95
- [AND96] ANDRIEUX F. *Sur les milieux visco-hyperélastiques endommageables* Compiègne : Université de technologie de Compiègne, 1996, 237 p.
- [ARA99] OBSERVATOIRE FRANÇAIS DES TECHNIQUES AVANCEES *Problèmes inverses de l'expérimentation à la modélisation*. OFTA. Paris : 1999, 231 p. (arago22)
- [ASC99] ASCH G. *Les capteurs en instrumentation industrielle 5^e édition* Dunod, 1999, 834 p., ISBN 2100047582
- [ATK04] ATKINS A.G. *Fracture toughness and cutting of wood*. In : 2nd International symposium on wood machining, Vienna Austria, 5-7 Juillet 2004, pp. 205-210
- [ATK05] ATKINS A.G. *Toughness and cutting: a new way of simultaneously determining ductile fracture and strength*. Engineering fracture mechanics, 2005, vol. 72, pp. 849-860
- [BAR01] BARDET S. *Comportement thermoviscoélastique transverse du bois humide*. Thèse mécanique. Montpellier : université de Montpellier II, 2001, 226 p.
- [BAS60] LIGNUM *Bois Massif* Zurich : Union suisse en faveur du bois, 1960, 94 pp. (bases technologiques)
- [BEA96] Beauchène J. *Evolution du comportement du bois vert avec la température Application à l'étude du déroulage de quelques bois guyanais*, Thèse Science du Bois, ENGREF, 1996, 170 p.
- [BEC96] BECHIR H. *Comportement viscoélastique des élastomères de polyuréthane en grandes déformations Modélisation / Validation* Thèse Mécanique, Paris : ENSAM Paris, 1996, 172 p.

- [BEE98] BEER P., *Etude de l'influence des modifications de la surface de l'outil sur la qualité de la coupe par déroulage*, Thèse matériaux et procédés, Cluny : ENSAM Cluny, 1998, 95 p.
- [BEN88] BENDAHMANE M. *Etude du comportement mécanique du bois avec nœuds*. Thèse mécanique. Bordeaux : Université de Bordeaux I, 1988, 94 p.
- [BER91] BERRADA M.E. *Recouvrance hygro-thermique du bois vert*, Thèse mécanique, génie mécanique génie civil. Montpellier : Université de Montpellier II, 1991, 281 p.
- [BIS02] BISCHOFF J.E., ARRUDA E.M., GROSH K. *Finite element simulations of orthotropic hyperelasticity*. Finite elements in analysis and design, 2002, vol. 32, pp. 983-998
- [BOI85] BOIS D., GRAVE A. *Simulation numérique d'essais d'impact et comparaison de lois de comportement*. Journal de physique, 1985, Colloque C5, vol. 46, Supplément au n° 8, pp. C5-101 – C5-112
- [BOO63] BOOTHROYD G. *Temperature in orthogonal metal cutting*, Industrial administration and engineering production group applied mechanics group, 1963, vol.177, n° 29, pp. 789-802
- [BOU93] BOUZID W. *Etude expérimentale et numérique de la coupe orthogonale*. Thèse Mécanique et matériaux. Paris : ENSAM Paris, 2093, 170 p.
- [BRA97] BRAGOV A., LOMUNOV A.V. *Dynamic properties of some wood species*, Supplément au journal de physique III, 1997, vol. 7, pp. C3-487 C3-492
- [BUC00] BUCAR J., SEVERA L., HAVLICEK M., ROLC S. *Response of wood to the explosive loading*, Journal de physique, 2000, vol. 10, pp. Pr9-529 Pr9-534
- [BUC98] BUCUR V., RASOLOFOSAON P.N.J. *Dynamic elastic anisotropy and nonlinearity in wood and rock* Ultrasonics, 1998, vol. 36, pp. 813-824
- [BUI93] BUI H. D. *Introduction aux problèmes inverses en mécanique des matériaux*. Edition eyrolles. Paris : 1993, 232 p. (collection de la direction des études et recherches d'électricité de France)
ISSN 0399-4198
- [BUT94] BUTAUD J.-C. *Conception d'une dérouleuse instrumentée : mémoire de diplôme ingénieur CNAM*. CNAM mécanique industrielle. Cluny : ENSAM Cluny, 1994, 77 p.
- [BUT95] BUTAUD J.-C., DECES-PETIT C., MARCHAL R. *An experimental device for the study of wood cutting mechanisms : the microlathe*. **In:** Poster session proceedings of the 12th International Wood Machining Seminar, Kyoto(Japan), 2-4 Oct. 1995, pp. 479-485

- [CAI95] CAI L., CHANG J. *using FEM to analyse heat transfer processes in wood*, Holz als roh und Werkstoff, 1995, vol. 53, pp. 183-186
- [CER96] CERETTI E., FALLBÖHMER P., WU W.T., ALTAN T. *Application of 2 FEM to chip formation in orthogonal cutting*. Journal of materials processing technology, 1996, vol. 59, pp. 169-180
- [CER99] CERETTI E., LUCCHI M., ALTAN T. *FEM simulation of orthogonal cutting : serrated chip formation*. Journal of materials processing technology, 1999, vol. 95, pp. 17-186
- [CHA01] CHANGEUX B. *Loi de comportement pour l'usinage Localisation de la déformation et aspects microstructuraux*. Thèse mécanique et matériaux. Paris : ENSAM Paris, 2001, 159 p.
- [GEL95] GELIN J. C., GHOUTAI O. *Une méthode d'identification inverse des paramètres matériels pour les comportement non-linéaires*. Revue européenne des éléments finis, 1995, vol. 4, n° 4 ,pp. 463-485
- [CHE98] CHEREF M. *Approche mécanique à la conception d'une prothèse vasculaire de petit diamètre*. Thèse mécanique. Paris : université de Paris XII, 1998, 119p.
- [COI97] COIRRIER J. *Mécanique des milieux continus Concepts de base Cours et exercices avec solutions*. Dunod, Paris, 1997, 467 p., ISBN 2100034367
- [CON91] CONSTANTIN T. *Modélisation viscoplastique de la coupe en tournage : mémoire de diplôme ingénieur CNAM*. CNAM mécanique industrielle. Paris : ENSAM Paris, 1991, 95 p.
- [COR94] CORDEBOIS J.P. *Viscoplastic modelling of cutting in turning*, Journal of materials processing technology, 1994, vol. 41, pp. 187-200
- [CRI00] CRISCIONE J.C., HUMPHREY J.D., DOUGLAS A.S., HUNTER W.C. *An invariant basis for natural strain which yields orthogonal stress response terms in isotropic hyperelasticity*. Journal of the mechanics and physics of solids, 2000, vol. 48, pp. 2445-2465
- [CSA04] CSANADY E. *Thermal loading in wood cutting tools*. **In** : 2nd International symposium on wood machining, Vienna Austria, 5-7 Juillet 2004, pp. 289-300
- [CTB76] CENTRE TECHNIQUE du BOIS. *Hêtre(fagus spp.)* CTB. Paris : CTB, 1976, 14 p. (Fiches de documentation sur les principales essences des pays tempérés)
- [CTB79] CENTRE TECHNIQUE du BOIS. *Technologie du déroulage* CTB. Paris : CTB, 1979, 64 p. (Cahiers technique du bois) ISSN 0528-4937
- [DEC96] DECES-PETIT C., *Etude des phases transitoires au cours du déroulage de bois*, Thèse mécanique et matériaux, Cluny : ENSAM Cluny, 1996, 120 p.
- [DED00] DEDIC A. *Simplifying convective heat and mass transfer in moisture desorption of beech wood by introducing characteristic transfer coefficients*, Holz als roh und Werkstoff, 2000, vol. 58, pp. 96-101

- [DEL93] DELTORT B. *Etude expérimentale et numérique du cisaillement adiabatique dans un acier martensitique*. Thèse science et génie des matériaux. Paris : Ecole Nationale des Supérieure des Mines de Paris, 1993, 234 p.
- [DEM04] DE MAGISTRIS F., SALMEN L. *Deformation of wet wood under combined shear and compression*. **In** : 2nd International symposium on wood machining, Vienna Austria, 5-7 Juillet 2004, pp. 75-82
- [DJO99] DJOUADI M.A., BEER P., MARCHAL R., SOKOLOWSKA A., LAMBERTIN M., PRECHT W., NOUVEAU C. *Antiabrasive coatings : application for wood processing*. Surface Coating and technology, 1999, vol. 166-119, pp. 508-516
- [DOU97] DOUNIS V.D., WILKES G.L. *Structure-property relationships of flexible polyurethane foams*. Polymer, 1997, vol. 38, n° 11, pp. 2819-1828
- [DUD96] DUDZINSKI D., MOLINARI A. *A modelling of cutting for viscoplastic materials*, International journal of mechanical science, 1996, vol. 39, n° 4, pp. 369-389
- [DUD96] DUDZINSKI D., MOLINARI A. *A modelling of cutting for viscoplastic materials*. International journal o mechanical science, 1996, vol. 39, n° 4, pp. 369-389
- [DWI98] DWIANTO W., NORIMOTO M., MOROOKA T., TANAKA F., INOUE M., LIU Y. *Radial compression of sugi wood*, Holz als roh und Werkstoff, 1998, vol. 56, pp. 403-411
- [ELJ03] EL JAZOULI M. et NAJARI O. *Automatisation d'une micro dérouleuse de bois instrumentée : rapport de fin d'étude d'ingénieur Art et Métiers Meknès*. Cluny : ENSAM Cluny, 2003, 70 p.
- [FON04] FONTAINE M. *Modélisation thermomécanique du fraisage de forme et validation expérimentale*. Thèse science de l'ingénieur / mécanique des matériaux. Metz : université de Metz, ISGMP, 2004, 222p.
- [FOR98] FORD C.M., BIBSON L.J. *Uniaxial strength asymmetry in cellular materials: a analytical model*. International journal of mechanical science, 1998, vol. 40, n° 6, pp. 521-531
- [FRA92] FRANCOIS P. *Plasticité du bois en compression multiaxiale*. Thèse mécanique. Bordeaux : Université de Bordeaux I, 1992, 118 p.
- [FRA93] FRANCOIS P., MORLIER P. *Plasticité du bois en compression simple*, Matériaux et Techniques, 1993, n° 12, pp. 5-14
- [GAU80] GAUTHERIN M.T. *critère de contrainte limite du bois massif*, Thèse mécanique appliquée à la construction – mécanique des matériaux, Paris : université Pierre et Marie Curie Paris VI, 1980, 113 p.
- [GAV96] GAVRUS A. *Identification automatique des paramètres rhéologiques par analyse inverse*. Thèse science et génie des matériaux. Paris : ENS Mines Paris, 1996, 190 p.

- [GIB88] GIBSON L. J. et ASHBY M. F. *Cellular Solids Structure & Properties* Pergamon Press, 1988, 357 p.
- [GIL72] GILLIS P.P. *Orthotropic elastic constants of wood* Wood science and technology, 1972, vol. 6, pp. 138-156
- [GIL82] GILORMINI P. *Contribution à la modélisation du copeau en usinage des métaux*. Thèse propriétés mécaniques des matériaux. Paris : ENSMP, 1982, 105p.
- [GON05] GONG L., KYRIAKIDES S., JANG W.Y. *Compressive response of open-cell foams. Part I: morphology and elastic properties*. International journal of solids and structures, 2005, vol. 42, pp.1355-1379
- [GUA83] GUAN N., THUNELL B., LYTH K. *On friction between steel and some common swedish wood species*. Holz als Roh und Werkstoff, 1983, vol. 41, pp. 55-60
- [GUI87] GUITARD D. *Mécanique du matériau bois et composites* Cepadues éditions, 1987, ISBN 2.85428.152.7
- [HAR01] HARTMANN S. *Parameter estimation of hyperelasticity relations of generalized polynomial-type with constraint conditions*. International Journal of Solids and Structures, 2001, vol. 38, pp. 7999-8018
- [HOL00] HOLMBERG S., PETERSSON H. *Modelling and simulation of machining process related to initial wood defibration*. **In** : International Symposium on Wood Machining, ENSAM Paris, 27-29 Sept 2000, pp. 265-273
- [HOL98a] HOLZAPFEL G.A., WEIZSÄCKER H.W. *Biomechanical behavior of the arterial wall and its numerical characterisation*. Computer in biology and medicine, 1998, vol. 28, pp. 377-392
- [HOL98b] HOLMBERG S. *A numerical and experimental study of initial defibration of wood*. Thèse structural Mechanics, Lund (Sweden): Lund University, Lund Institute of Technology, 1998, 216 p.
- [HOL99] HOLMBERG S., PERSSON K., PETERSSON H. *Nonlinear mechanical behaviour and analysis of wood and fibre materials*. Computers and Structures, 1999, n° 72, pp. 459-480
- [HUA94] HUANG Y.-S. *Cutting force components in orthogonal cutting parallel to the grain (90-0) II : effects of feed lengths*. Mokuzai Gakkaishi, 1994, vol. 40, N° 10, pp. 1059-1066
- [IFN03] IFN. Inventaire Forestier National **[en ligne]** disponible sur : <http://www.ifn.fr/> (consulté le 17/09/2003)
- [JER00] JERONIMIDIS G. *fracture energy of wood: cutting measurements and mechanisms*. **In** : International Symposium on Wood Machining, ENSAM Paris, 27-29 Sept 2000, pp. 265-273

- [JER01a] JERNKVIST L.O. *Fracture of wood under mixed mode loading II. Experimental investigation of Picea abies*. Engineering Fracture Mechanics, 2001, vol. 68, pp. 565-576.
- [JER01b] JERNKVIST L.O. *Fracture of wood under mixed mode loading I. Derivation of fracture criteria*. Engineering Fracture Mechanics, 2001, vol. 68, pp. 549-563.
- [JOH97] JOHASSON L. , PENG E., SIMONSON R. *Effects of temperature and sulfonation on shear deformation of spruce wood* Wood and Science Technology, 1997, vol. 32, n° 2, pp. 105-117
- [JOH99] JOHANSSON L., PENG F., SIMONSON R. *Mechanical fiber separation under torsional stress* Wood science and technology, 1999, vol. 33, pp.43-54
- [KOL84] KOLLMANN, CÔTE *Principles of wood science and technology Volume I : Solid wood* Springer-Verlag, 1968, 592 p., ISBN 3540042970
- [KOR84] KORAN Z. *Wood failure under torsional loading as a function of temperature* Wood and Fiber Science, 1984, vol. 16, n° 1, pp. 12-19
- [KRE96] KRETSCHMANN D.E., GREEN D.W. *modelling moisture content – mechanical property relationships for clear southern pine*, Wood and fiber science, 1996, vol. 28, n° 3, pp. 320-337
- [KUS04a] KUSIAK A., BATTAGLIA J.L., MARCHAL R. *Heat klux estimation in a CrN coated tool during MDF machining using the non integer system identification technique. **In** : Fractional differentiation and its application FDA*, Bordeaux France, 19-20 Juillet 2004
- [KUS04a] KUSIAK A., BATTAGLIA J.L., BATSALÉ J.C., MARCHAL R. *Coating influence on heat flux in the tool when MDF machining. **In** : 2nd International symposium on wood machining*, Vienna Austria, 5-7 Juillet 2004
- [LAI98] LAINE E. *Lois de comportement isotropes non-linéaires en grandes déformations. Application au caoutchouc*. Thèse mécanique. Poitiers : université de Poitiers, 1998, 249p.
- [LAN00] LANG E.M., BEJO J., KOVACS Z. *Orthotropic strength and elasticity of hard woods in relation to composite manufacture. Part I : Orthotropy of shear strength* Journal of the society of Swiss wood science and technology, 2000, vol. 32, n° 4, pp. 502-519
- [LAN97] LANG E.M. *An alternative method for shear strength assessment*, Forest products journal, 1997, vol. 47, n° 11-12, pp. 81-84
- [LAR92] LARRICQ P. *Une méthode d'estimation des caractéristiques de rupture différée d'un matériau viscoélastique orthotrope Application au bois*. Thèse mécanique. Bordeaux : Université de Bordeaux I, 1992, 121 p.

- [LAR98] LARABA-ABBES F. *Etude des comportements hyperélastiques et viscoélastiques de deux élastomères de type NR et PDMS par extensométrie optique bidimensionnelle*. Thèse mécanique et matériaux. Paris : Ecole Centrale de Paris, 1998, 295 p.
- [LAW81] LAW K.N., KORAN Z. *Torsional shear stress of wood at various temperatures* Wood Science Technology, 1981, vol. 15, pp. 227-235
- [LEC83] LECLERCQ A. *Influence de la sylviculture sur la structure anatomique du bois de hêtre* Bulletin de recherche agronomique gembloux, 1983, vol. 18, n° 3, pp. 197-209
- [LEI99] LEI S., SHIN Y.C., INCOPERA F.P. *Thermo-mechanical modelling of orthogonal machining process by finite elements analysis*. International journal of machine tools and manufacture, 1999, vol. 39, pp. 731-750
- [LEN60] LENEY L. *Mechanism of veneer formation at the cellular level*. research bulletin 744. Columbia Missouri, 1960, 111 p.
- [LIU84] LIU J.Y. *New shear strength test for solid wood* Wood and Fiber Science, 1984, vol. 16, n° 4, pp.567-574
- [LUD04] LUDWIG N., REDAELLI V., ROSINA E., AUGELLI F. *Moisture detection in wood and plaster by IR thermography*, Infrared physics and technology, 2004, vol. 46, pp. 161-166
- [LÜR01] LÜRDING D., BASAR Y., HANSKÖTTER U. *Application of transversely isotropic materials to multi-layer shell elements undergoing finite rotations and large strains*. International Journal of Solids and Structures, 2001, vol. 38, pp. 3493-3503
- [MAN02] MANIATTY A.M., LIU Y., KLAAS O., SHEPAHARD M.S. *Higher order stabilized finite element method for hyperelastic finite deformation*. Computer methods in applied mechanics and engineering, 2002, vol. 191, pp. 1491-1503
- [MAR89] MARCHAL R. *Valorisation par tranchage et déroulage des bois de chêne méditerranéens*. Thèse INPL spécialité science du bois. Nancy-Metz : INPL, 1989, 294 p.
- [MAR93] MARCHAL R. *Mechanical aspects of heating wood in rotary veneer cutting*. In : 11th International Wood Machining Seminar, Honne (Norvege), 25-27 Mai 1993, pp. 257-277
- [MAR99] MARCHAL R. *La coupe du bois par déroulage : du processus au procédé : Habilitation à diriger des recherches*. Montpellier : Université de Montpellier 2, 1999, 130 p.
- [MCK61] MAC KENZIE W.M. *Fundamental aspects of the wood cutting process*, Doctoral thesis. University of Michigan, 1961
- [MCK91] MCKENZIE W. M. *Friction as a guide to optimum rake angle in wood machining*. Wood Science Technology, 1991, vol. 25, pp. 397-401

- [MOL05] MOLINARI A., MOUFKI A. *A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations Part I: theory.* . International journal of machine tools and manufacture, 2005, vol. 45, pp. 166-180
- [MOR00] MOREAU C., *Etude expérimentale et numérique de l'hyper élasticité avec prise en compte de la compressibilité-identification paramétrique inverse-application aux élastomères compacts: polychloroprène, mélanges à base de caoutchouc naturel,* thèse science de l'ingénieur mention génie mécanique, Lorient : Université de Bretagne Sud, 2000, 180 p.
- [MOT88] MOTHE F. *Aptitude au déroulage du bois de douglas. Conséquences de l'hétérogénéité du bois su la qualité du plaquage.* Thèse science du bois. Nancy : Institut National Polytechnique de Lorraine, 1988, p.
- [MOU00] MOUFKI A., DUDZINSKI D., MOLINARI A., RAUSCH M. *Thermomechanical modelling of oblique cutting: force and chip flow predictions.* International journal of mechanical sciences, 2000, vol. 42, pp. 1205-1232
- [MOU04] MOUFKI A.,DEVILLEZ A., DUDZINSKI D., MOLINARI A. *Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation.* International journal of machine tools and manufacture, 2004, vol. 44, pp. 971-989
- [MOU05] MOUFKI A., MOLINARI A. *A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations Part II : Parametric study.* International journal of machine tools and manufacture, 2005, vol. 45, pp. 181-193
- [MOU98] MOUFKI A., MOLINARI A., DUDZINSKI D. *Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law,* Journal of the mechanics and physics of solids, 1998, vol. 46, n° 10, pp. 2103-2138
- [MOU98] MOUFKI A., MOLINARI A., DUDZINSKI D. *Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law.* Journal of mechanic physic solids, 1998, vol. 46, n° 10, pp. 2103-2138
- [MOV85] MOVASSAGHI E. *Influence des paramètres microdensitométriques du bois, sur les efforts de coupe et la qualité des placages du Douglas et de châtaigner obtenus par déroulage.* Thèse Science du Bois. Nancy : Institut National Polytechnique de Lorraine, 1985, 181 p.
- [MUL47] MULLINS L. *Effect of stretching on the properties of rubber.* The research association of british rubber manufacturers, 1947, vol. 16, n° 12, pp. 275-289
- [NFB8510] AFNOR Bois : *Essais de traction perpendiculaire aux fibres* NF B 51-010. 1942, 2 p.
- [NFB853] AFNOR Bois : *Conditions générales d'essais* NF B 51-003. 1985, 4 p.
- [NFB854] AFNOR Bois : *détermination de l'humidité* NF B 51-004. 1985, 3p., ISSN 0335-3931

- [OKK89] OKKONEN E.A., RIVER B.H. *Factor affecting the strength of block-shear specimens* Forest product journal, 19989, vol. 39, n° 1, pp. 43-50
- [OUD92] OUDJEHANE A. *Contributions théoriques et expérimentales à l'étude du comportement de milieux poreux anisotropes : le bois*. Thèse mécanique. Clermont-ferrand : université Blaise Pascal – Clermont II, 1992, 156 p.
- [OUL93] OULD EYIH A. *Contribution a l'étude du comportement en grande déformations des mousses : modèle de simulation numérique de chargement d'un siège par un mannequin*. Thèse mécanique. Lyon : Ecole Centrale de Lyon, 1993, 219 p.
- [OXL89] OXLEY P.L.B. *Mechanics of machining An analytical approach to assessing machinability*. Chichester : Ellis horwood Limited publishers, 1989, 242 p.
- [PAR03] PARLEMENT EUROPEEN. *Section V.18.3 le secteur des produits semi-finis en bois*. [en ligne] disponible sur : http://www.europarl.eu.int/workingpapers/agri/s5-18-3_fr.htm#l4-15 (consulté le 17/09/2003)
- [PER04] PERSSON K., PETERSSON H. *Multiscale modelling of properties, deformations and fracture in wood*. **In** : 2nd International symposium on wood machining, Vienna Austria, 5-7 Juillet 2004, pp. 229-240
- [QUI94] QUIGLEY C. J., MEAD J., JOHNSON A. R. *Large strain viscoelastic constitutive models for rubber, part I: determination of material constants*, rubber chemistry and technology, 1994, vol. 68 , pp. 230-247
- [REI01a] REITERER A., STANZL-TSCHEGG S.E. *Compressive behavior of softwood under uniaxial loading at different orientations to the grain*. Mechanics of materials, 2001, vol. 33, pp. 705-715
- [REI01b] REITERER A. *The influence of temperature on the mode I fracture behaviour of wood*. Journal of materials science letter, 2001, vol. 20, pp.1905-1907
- [REI02a] REITERER A., SINN G., STANZL-TSCHEGG S.E. *Fracture characteristics of different wood species under mode I loading perpendicular to the grain*. Materials science and Engineering, 2002, A332, pp. 29-36
- [REI02b] REITERER A., TSCHEGG S. *The influence of moisture content on the mode I fracture behaviour of sprucewood*. Journal of materials science, 2002, vol. 37, pp.4487-4491
- [REI97] REID S.R., PENG C. *Dynamic uniaxial crushing of wood* International journal of impact engineering, 1997, vol. 19, N° 5-6, pp. 531-570
- [REN96a] RENAUD M., RUEFF M., ROCABOY *Mechanical behaviour of saturated wood under compression : Part I : Behaviour of wood at high rates of strain* Wood science and technology, 1996, vol. 30, pp. 153-164

- [REN96b] RENAUD M., RUEFF M., ROCABOY *Mechanical behaviour of saturated wood under compression : Part 2 : Behaviour of wood at low rates of strain some effects of compression on wood structure* Wood science and technology, 1996, vol. 30, pp. 237-243
- [REN97] RENAUDIN P. *approche probabiliste du comportement mécanique du bois de structure prise en compte de la variabilité biologique*. Thèse LMT. Cachan : ENS de Cachan, 1997, 225 p.
- [ROB00] ROBISSON A. *Comportement visco-hyperélastique endommageable d'élastomères SBR et PU : prévision de la durée de vie en fatigue*. Thèse science et génie des matériaux. Paris : Ecole Nationale des Supérieure des Mines de Paris, 2000, 281 p.
- [SAI95] SAINT-MARTIN T. *Comportement élongationnel de polymères à l'état caoutchoutique. Etude réalisée en vue de la simulation numérique du procédé de thermoformage* Thèse science physique. Strasbourg : Université Louis Pasteur de Strasbourg, 1995, 143 p.
- [SEI80] SEUCHEPINE J.L. *Mise au point d'une méthode expérimentale destinée à l'identification de la matrice des complaisances élastiques de solides anisotropes : application aux matériaux bois* Thèse ingénieur. Nancy : Institut National Polytechnique de Lorraine, 1980, 186 p.
- [SES02] SESSI. *Chiffre clés Le bois en chiffre édition 2002*. PI005. Paris : SESSI, 2002, 30 p.
- [SOU96] SOUA A. *Maîtrise des déformation des composants de base d'un moteur à piston*. Thèse Mécanique. Paris : ENSAM Paris, 1996, 131 p.
- [SUG81] SUGIYAMA S., MATSUO F. *effect of cutting velocity on cutting phenomenon, cutting force and frictional coefficient in orthogonal cutting of wood*. Mokuzai Gakkaishi, 1981, vol. 27, N° 12, pp. 863-872.
- [SUL97] SULEIMAN B.M., LARFELD J., LECKNER B., GUSTAVSSON M. *Thermal conductivity and diffusivity of wood*, Wood science and technology, 1997, vol. 33, pp. 465-473
- [SUZ82] SUZUKI S., TAMAI A., HIRAI N. *Effect on orthotropic properties of wood III Anisotropy in the LR-plane* Mokuzai Gakkaishi, 1982, vol. 28, N° 7, pp. 401-406
- [TAB00] TABIEI A., WU J. *Three-dimensional nonlinear orthotropic finite element material model for wood*, Composite structures, 2000, vol. 50, pp. 143-149
- [THI04] THIBAUT B., BEAUCHENE J. *Links between wood machining phenomena and wood mechanical properties: the case of 0°/90° orthogonal cutting of green wood*. **In** : 2nd International symposium on wood machining, Vienna Austria, 5-7 Juillet 2004, pp. 149-160
- [THI88] THIBAUT B. *Le processus de coupe du bois par déroulage* Thèse science. Montpellier : Université des sciences et technologies du Languedoc, 1988, 367 p.

- [TIK74] TIKHONOV A., ARSENIN V. *Méthodes de résolution de problèmes mal posés*. Edition mir. Moscou : 1974, 203 p.
- [TOU95a] TOURATIER M. *Thermomécanique des milieux continus solides, fluides, structures, composites Chapitre I – Géométrie des déformations Notes de cours*, ENSAM, Paris, 1995, 19 p.
- [TOU95b] TOURATIER M. *Thermomécanique des milieux continus solides, fluides, structures, composites Chapitre II – Lois de conservation et conséquences Notes de cours*, ENSAM, Paris, 1995, 23 p.
- [TOU95c] TOURATIER M. *Thermomécanique des milieux continus solides, fluides, structures, composites Chapitre III – Lois de comportement usuelles Notes de cours*, ENSAM, Paris, 1995, 34 p.
- [TOU95d] TOURATIER M. *Thermomécanique des milieux continus solides, fluides, structures, composites Chapitre IV – Formulation des problèmes aux limites Notes de cours*, ENSAM, Paris, 1995, 17 p.
- [TOU99] TOURATIER M. *Computational models of chip formation and chip flow in machining in a multi-scale approach. Present status and future needs*. **In:** the 2nd International Workshop on Modeling of Machining Operation, Nantes, Jan.25-26, 1999, 29 p.
- [UHM95] UHMEIER A. *Some fundamental aspects of wood chipping*. Tappi journal, 1995, vol. 78, N° 10, pp. 79-86
- [UHM96] UHMEIER A., SAMEN L. *Influence of strain rate and temperature on the radial compression behavior of wet spruce*. Journal of engineering materials and technology, 1996, vol. 118, p. 289-294
- [UHM97] UHMEIER A., PERSSON K. *Numerical analysis of wood chipping*. Holzforschung, 1997, vol. 51, pp. 83-90
- [VAS02] VASIC S., SMITH I. *Brinding crack model for fracture of spruce*. Engineering fracture mechanics, 2002, vol. 69, pp. 745-760
- [VUR03] VURAL M., RACHICHANDRAN G., *Dynamic response and energy dissipation characteristics of balsa wood : experiment and analysis*, International journal of solids and structures, 2003, vol. 40, pp. 2147-3170
- [WAT76] WAGONER R.H., CHENOT J.-L. *Plasticity* **In** : WAGONER R.H., CHENOT J.-L. *Fundamentals of metal forming* John Willey & Sons Inc., 1976, pp. 219-256
- [WEI96] WEISS J.A., MAKER B.N., GOVINDJEE S. *Finite element implementation of incompressible, transversely isotropic hyperelasticity*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1996, vol. 135, pp. 107-128
- [WIT05] WITTEL F.K., DILL-LANGER G., KRÖPLIN B.H. *modelling of damage evolution in soft-wood perpendicular to the grain by means of a discrete element approach*. Computational material science, 2005, vol. 32, pp. 594-603

- [YAM99] YAMASAKI M., SASAKI Y., ANDO K. *Mechanical Properties of wood under combined axial force and torque* Mokuzai Gakkaishi, 1999, vol. 45, N° 4, pp. 297-305
- [YAN00] YANG L.M., SHIM V.P.W., LIM C.T. *A visco-hyperelastic approach to modelling the constitutive behaviour of rubber*, International Journal of Impact Engineering, 2000, vol. 24, pp. 545-560
- [YIN02] YIN H.M., SUN L.Z., CHEN J.S. *Micromechanics- based hyperelastic constitutive modelling of magnetostrictive particle-filled elastomers*. Mechanics of materials, 2002, vol. 34, pp. 505-516
- [YOS00] YOSHIARA H., OHTA M. *Estimation of the shear strength of wood by multiaxial-tension tests off-axis specimens* Journal of Wood Science, 2000, vol. 46, pp. 159-163
- [YOS93] YOSHIARA H., OHTA M. *Measurement of the shear moduli of wood by the torsion of a rectangular bar* Mokuzai Gakkaishi, 1993, vol. 39, N° 9, pp. 997-997
- [YOS95a] YOSHIARA H., OHTA M. *Shear stress - shear strain relationship of wood in the plastic region* Mokuzai Gakkaishi, 1995, vol. 41, N° 6, pp. 529-536
- [YOS95b] YOSHIARA H., OHTA M. *Determination of the shear stress - shear strain relationship of wood by torsion tests* Mokuzai Gakkaishi, 1995, vol. 41, N° 11, pp. 988-993
- [YOS96] YOSHIARA H., OHTA M. *Analyse of the yield behavior of wood under combined shear stresses in torsion tests* Mokuzai Gakkaishi, 1997, vol. 42, N° 6, pp. 541-545
- [YOS97a] YOSHIARA H., OHTA M. *Stress - strain relationship of wood in the plastic region III determination of the yield stress by formulating the stress - plastic strain relationship* Mokuzai Gakkaishi, 1997, vol. 43, N° 6, pp. 464-469
- [YOS97b] YOSHIARA H., OHTA M. *Analyse of the shear stress - shear strain relationships in wood obtained by torsion tests* Mokuzai Gakkaishi, 1997, vol. 43, N° 6, pp. 457-463
- [YOS98] YOSHIARA H., KUBOJIMA Y., NAGOAKA K., OHTA M. *Measurement of the shear modulus of wood by static bending tests* Journal of Wood Science, 1998, vol. 44, pp. 15-20
- [YOS99] YOSHIARA H., OHSAKI H., KUBOJIMA Y., OHTA M. *Application of the Iosipescu shear test on the measurement of the shear properties of wood* Journal of Wood Science, 1999, vol. 45, pp. 24-29
- [YOU93] YOUNG H.T., MARTHEW P., OXLEY P.L.B. *Predicting cutting forces in face milling*. International journal of machine tools and manufacture, 1993, vol. 34, n° 6, pp. 771-783
- [ZAB92] ZABARAS N., SCHNUR D. S. *An inverse method for determining elastic material properties and a material interface*. International journal for methods in engineering, 1992, vol. 33, pp. 2039-2057

- [ZOU01] ZAOURI B. *Modélisation et simulation de l'enlèvement de revêtements polymériques par impact particulaire*. Thèse Mécanique. Paris : ENSAM Paris, 2001, p.
- [ZOU02] ZOUARI B., TOURATIER M. *Simulation of organic coating removal by particle impact*. *Wear*, 2002, vol. 253, pp. 488-497

Annexe B :

Bibliographie développée des tests mécaniques

1. de l'échelle cellulaire à l'échelle mésoscopique	p. B-3
1.1. de l'observation de l'organisation des cellules à la définition de caractéristiques mécaniques	p. B-3
1.2. la compréhension des phénomènes mésoscopiques durant les essais mécaniques par l'étude de l'échelle inférieure	p. B-4
2. le problème de l'extraction des éprouvettes dans le tronc d'arbre	p. B-7
3. la teneur en eau des éprouvettes	p. B-10
4. les grandeurs mesurées	p. B-12
4.1. les déformations	p. B-12
4.2. les vitesses de déformation	p. B-13
4.3. les contraintes	p. B-14
5. les différents essais	p. B-15
5.1. essais de traction	p. B-15
5.1.1. problèmes rencontrés durant cet essai et solutions utilisées	p. B-16
5.1.1.1. l'application de l'effort sur l'éprouvette	p. B-16
5.1.1.2. la définition de la partie active de l'éprouvette	p. B-17
5.1.1.3. les conditions aux limites de l'éprouvette	p. B-17
5.1.2. les résultats à vitesse de déformation quasi statique	p. B-18
5.1.2.1. les chargements cycliques	p. B-18
5.1.2.2. influence de la teneur en eau	p. B-19
5.1.2.3. influence de la densité	p. B-20
5.1.2.4. influences non étudiées	p. B-20
5.1.3. les modélisations utilisées	p. B-20
5.2. essai de compression	p. B-21
5.2.1. problèmes rencontrés durant cet essai et solutions utilisées	p. B-21
5.2.1.1. l'application de l'effort sur l'éprouvette	p. B-21
5.2.1.2. la définition de la partie active de l'éprouvette	p. B-22
5.2.1.3. les conditions aux limites de l'éprouvette	p. B-23
5.2.2. les résultats	p. B-24
5.2.2.1. résultats à vitesse de déformation quasi statique	p. B-24
5.2.2.1.1. les chargements cycliques	p. B-24
5.2.2.1.2. influence de l'orientation des fibres par rapport à la géométrie de l'éprouvette	p. B-26
5.2.2.1.3. influence de la teneur en eau	p. B-30
5.2.2.1.4. influence de la densité	p. B-32
5.2.2.1.5. influence de la température	p. B-33
5.2.2.1.6. influence de la vitesse de déformation	p. B-35
5.2.2.1.7. influence de la taille de l'éprouvette	p. B-36
5.2.2.1.8. influence de la pression hydrostatique	p. B-37
5.2.2.1.9. influences non citées	p. B-37
5.2.2.2. résultats à grandes vitesses de déformation	p. B-37
5.2.2.2.1. les chargements cycliques	p. B-37
5.2.2.2.2. influence de la teneur en eau	p. B-38
5.2.2.2.3. influence de la densité	p. B-39
5.2.2.2.4. influence de la vitesse de déformation	p. B-40
5.2.2.2.5. influences non étudiées	p. B-42

5.2.3.	les modélisations utilisées	p. B-42
5.2.3.1.	les modélisations du comportement du matériau bois en compression	p. B-42 p. B-45
5.2.3.2.	modélisation de l'orientation des fibres par rapport à la géométrie de l'éprouvette	p. B-45
5.2.3.3.	modélisation de la teneur en eau	p. B-46
5.2.3.4.	modélisation de la densité	p. B-46
5.2.3.5.	modélisation de la température	p. B-47
5.2.3.6.	modélisation de la vitesse de déformation	p. B-47
5.3.	essai de cisaillement	p. B-47
5.3.1.	problèmes rencontrés durant ce essai et solutions utilisées	p. B-47
5.3.1.1.	les essais de cisaillement par traction ou compression	p. B-48
5.3.1.1.1.	traction ou compression hors d'axe	p. B-49
5.3.1.1.2.	traction ou compression d'éprouvettes à géométrie spéciale	p. B-49
5.3.1.2.	les essais de cisaillement par cisaillement ou poinçonnement	p. B-51
5.3.1.3.	les essais de cisaillement par flexion	p. B-51
5.3.1.4.	les essais de cisaillement par déformation de parallélogramme	p. B-52
5.3.1.5.	les essais de cisaillement par torsion	p. B-53
5.3.2.	les résultats à vitesse de déformation quasi statique	p. B-54
5.3.2.1.	influence de l'orientation des fibres par rapport à la géométrie de l'éprouvette	p. B-54
5.3.2.2.	influence de la teneur en eau	p. B-55
5.3.2.3.	influence de la densité	p. B-56
5.3.2.4.	influence de la température	p. B-56
5.3.2.5.	influence de la taille de l'éprouvette	p. B-56
5.3.2.6.	influences non étudiées	p. B-56
5.3.3.	les modélisations utilisées	p. B-58
5.4.	les essais combinés	p. B-58
5.4.1.	les essais combinés de compression	p. B-60
5.4.2.	les essais combinés de traction ou compression avec les essais de cisaillement par torsion	p. B-62
5.5.	synthèse sur les essais mécaniques	p. B-64
6.	les modélisations mécaniques les plus utilisés	p. B-64
6.1.	les hypothèse communément admises	p. B-64
6.2.	Les modélisations du comportement global	

Etant donné le constat de manque d'information sur le comportement du matériau bois, nous allons intéresser aux moyens d'obtenir les caractéristiques alimentant les lois de comportement, à leur problèmes de réalisation ainsi qu'au résultats obtenus et les valeurs obtenues pour l'essence de notre étude.

Avant tout autre chose, un constat s'impose : peu d'études ont été réalisées au delà du point de saturation des fibres et encore moins à grandes vitesse de déformation. Et une seule a été réalisée avec ces deux contraintes réunies [REN96a]!

Ainsi l'ensemble de la bibliographie actuelle ne permet pas de déterminer une expression littérale et encore moins les constantes d'une loi de comportement du matériau bois durant le déroulage. Néanmoins, cette annexe essaiera de synthétiser les nombreuses références en les classant par type d'essai et surtout par vitesse de déformation et enfin par la teneur en eau.

Avant ce classement, il nous est apparu nécessaire de faire quelques remarques

1. de l'échelle cellulaire à l'échelle mésoscopique

1.1.de l'observation de l'organisation des cellules à la définition de caractéristiques mécaniques

Dans la première partie de ce chapitre, nous avons vu que le bois est une structure hiérarchisée à tous les niveaux et pouvait être décrit dans un repère cylindrique à l'échelle mésoscopique. Cette description était étayée par les cernes annuels mais aussi par la présence de rayon ligneux à l'échelle inférieure. ([OUD92] décrit le matériau bois comme un arrangement cellulaire non aléatoire).

L'observation de l'échelle cellulaire a mis en évidence les ponctuations qui permettent au différents fluides de circuler de cellules en cellules durant la vie de l'arbre.

Le matériau bois est donc un matériau poreux dont il est nécessaire de connaître la teneur en eau afin de connaître ses caractéristiques.

Ainsi, en petites déformations, il est couramment admis une description de l'élasticité par un modèle linéaire orthotrope qu'il est possible d'écrire en notation matricielle exprimé dans le repaire d'orthotropie locale (r, θ, z) défini dans la base cylindrique $(\vec{L}, \vec{R}, \vec{T})$ décrite précédemment ([GUI87], [GIB88], [KOL84], [THI88], [GIL72], [HOL98b], [HOL99], [HOL00] entre autre):

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{rr} \\ \varepsilon_{\theta\theta} \\ \varepsilon_{zz} \\ 2 \cdot \varepsilon_{\theta z} \\ 2 \cdot \varepsilon_{zr} \\ 2 \cdot \varepsilon_{r\theta} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{E_R} & \frac{\nu_{TR}}{E_T} & \frac{\nu_{LR}}{E_L} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu_{RT}}{E_R} & \frac{1}{E_T} & \frac{\nu_{LT}}{E_L} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu_{RL}}{E_R} & \frac{\nu_{TL}}{E_T} & \frac{1}{E_L} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{TL}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LR}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{RT}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{rr} \\ \sigma_{\theta\theta} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{\theta z} \\ \sigma_{zr} \\ \sigma_{r\theta} \end{pmatrix}$$

où E_i : modules d'élasticité linéaire d'Young dans la direction i

G_{ij} : module de cisaillement

ν_{ij} : coefficient de Poisson

avec les conditions suivantes:

- la matrice de complaisance est symétrique
- les termes de sa diagonale sont positifs
- $1 - \nu_{TR} \cdot \nu_{RT} > 0$, $1 - \nu_{LT} \cdot \nu_{TL} > 0$ et $1 - \nu_{RL} \cdot \nu_{LR} > 0$
- $1 - \nu_{TR} \cdot \nu_{LT} - \nu_{RL} - \nu_{RT} \cdot \nu_{TL} \cdot \nu_{LR} - (\nu_{TR} \cdot \nu_{RT} + \nu_{LT} \cdot \nu_{TL} + \nu_{RL} \cdot \nu_{LR}) > 0$
(car la matrice doit avoir 3 valeurs propres strictement positive pour avoir une énergie volumique de déformation définie positive)

Nous verrons par la suite d'autres formulations de modélisation en particulier dans le domaine non élastique.

Mais il est intéressant de voir qu'à partir d'une étude de flexion de paroi cellulaire considérée comme un matériau isotrope, certains auteurs arrivent à expliquer l'anisotropie de la rigidité élastique en terme d'arrangement géométrique de type nid d'abeille d'une structure à matériau isotrope [GIL72].

De plus, l'auteur arrive même à classer les modules d'élasticité et de cisaillement ($E_L \gg E_R > G_{LR} = G_{LT} > E_T > G_{RT}$). Il explique la faiblesse du module d'élasticité E_T du module de cisaillement G_{RT} par la flexion des parois cellulaires plutôt qu'une déformation directe. Tandis que le module d'élasticité E_L est très anisotrope aux deux autres par une anisotropie structurale des cellules dans cette direction doublée de l'effet des cernes annuels à l'échelle mésoscopique.

La modélisation cellulaire de [KOP91] est un peu plus développée et tient compte des différences entre bois de printemps et d'été ainsi que de la présence de rayons ligneux. Il permet d'essayer de trouver la réaction d'un cerne par une modélisation composée de deux couches de cellules (bois d'été et de printemps) et de rayon ligneux dont les caractéristiques de paroi varie suivant le type de cellule.

C'est de cette manière que [HOL98b] (et aussi [HOL99]) justifie les variations de caractéristiques mécaniques à l'intérieur du cerne et propose une modélisation numérique avec des éléments mousse pour le défibrage du bois (voir la première partie de la bibliographie).

1.2.la compréhension des phénomènes mésoscopiques durant les essais mécaniques par l'étude de l'échelle inférieure

L'observation de l'échelle cellulaire a surtout été réalisée durant les essais de compression quasi statique. Sûrement parce que cette observation est aisée dans ce cas, contrairement aux autres essais.

Elle permet aussi de mettre en évidence les raisons des changements de pente ou les décrochements des courbes des essais mésoscopiques (Fig. B-1) :

C'est à partir de ces observations à l'échelle cellulaire qu'il est alors possible de décrire les différents mécanismes de déformation des cellules qui expliquent l'orthotropie du matériau bois :

- La compression tangentielle amène dans un premier temps une déformation élastique et non élastique uniforme par flexion de l'ensemble des parois des cellules. Dans certaines essences telles que le douglas, la différence bois d'été bois de printemps, peu amener le bois d'été à jouer un rôle de renforcement de la structure à l'échelle mésoscopique (Fig. B-2).
- Comme la compression tangentielle, la déformation élastique dans la direction radiale est uniforme et est due à la flexion des parois cellulaires. Par contre, la déformation non élastique débute localement au voisinage du tas plat qui comprime l'éprouvette ou à la limite marquée bois d'été – bois de printemps dans les essences avec une grande différence de densité entre ces deux bois (typiquement le Douglas) (Fig. B-3). Cette déformation va ensuite se propager à l'intérieur de l'éprouvette.
- La compression longitudinale amène une déformation élastique uniforme des parois. A une certaine déformation, il y a rupture des extrémités des cellules ou flambement des parois cellulaires d'où une chute de la courbe contrainte en fonction des déformations. Après cette rupture le matériau bois va à nouveau résister jusqu'à une nouvelle rupture ou un nouveau flambement (Fig. B-4).

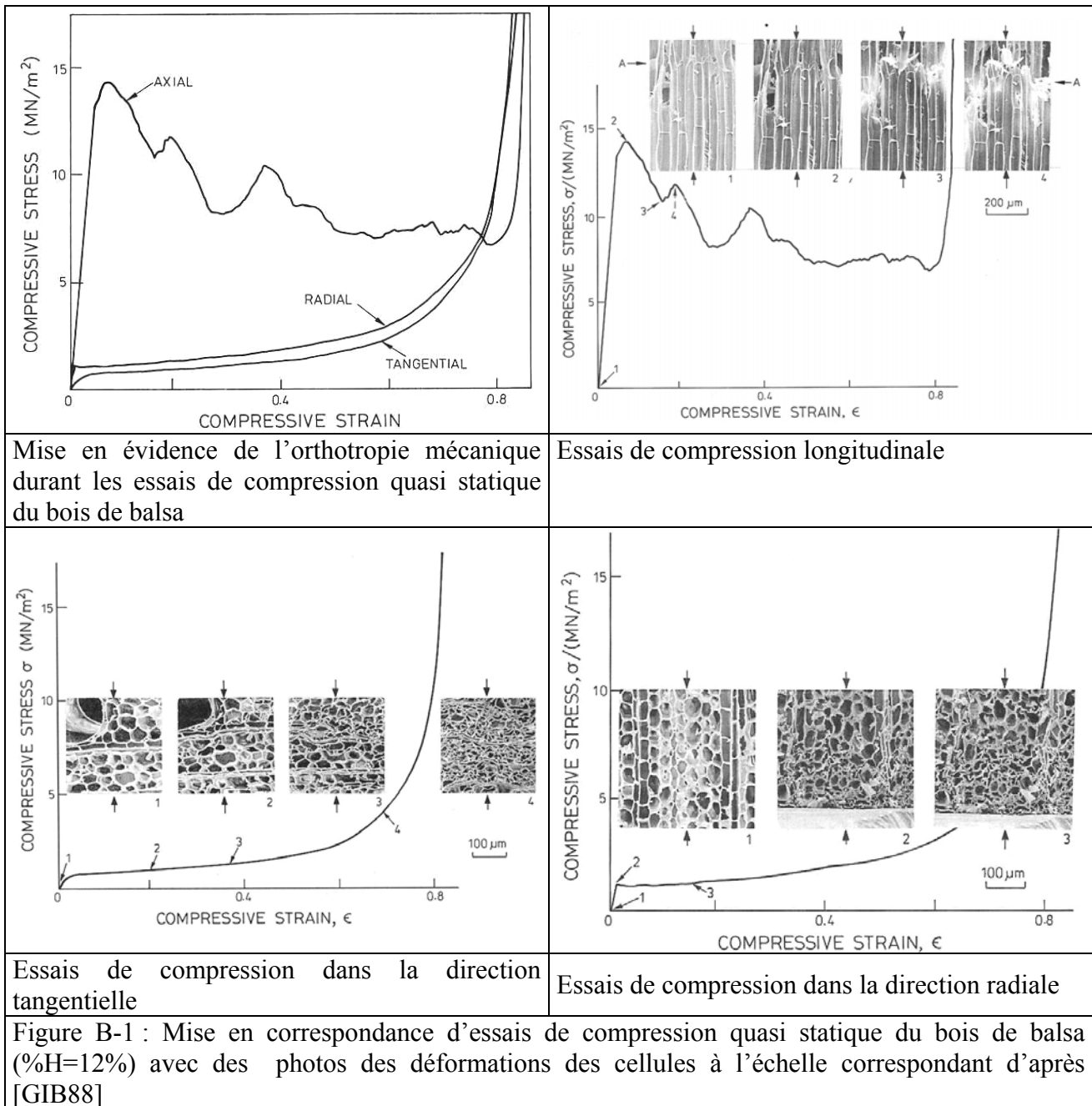
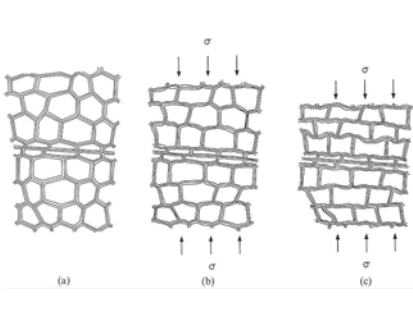
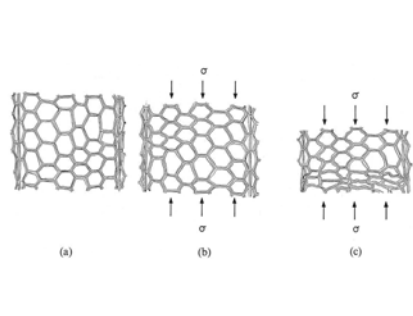
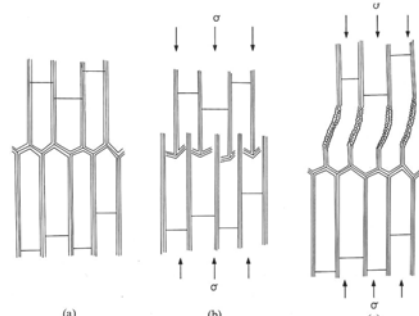


Figure B-1 : Mise en correspondance d'essais de compression quasi statique du bois de balsa (%H=12%) avec des photos des déformations des cellules à l'échelle correspondant d'après [GIB88]

[DEM04] a expérimenté une combinaison de compression et de cisaillement (jusqu'à 46% soit 35°) suivi 2 heures plus tard d'une nouvelle compression sur un bois d'essence inconnue mais saturé. Ses observations sont très intéressantes : durant la compression pure ou combinée avec du cisaillement faible, les parois de cellule se déforment indépendamment de l'organisation ou de l'épaisseur des cellules tandis que les coins des parois se déforment durant la compression combinée avec un fort cisaillement. Ce qui augure un comportement à l'échelle supérieure différent et tendrait à invalider l'idée de pouvoir caractériser ce matériau complexe par de simple essai de type traction, compression ou cisaillement pure.

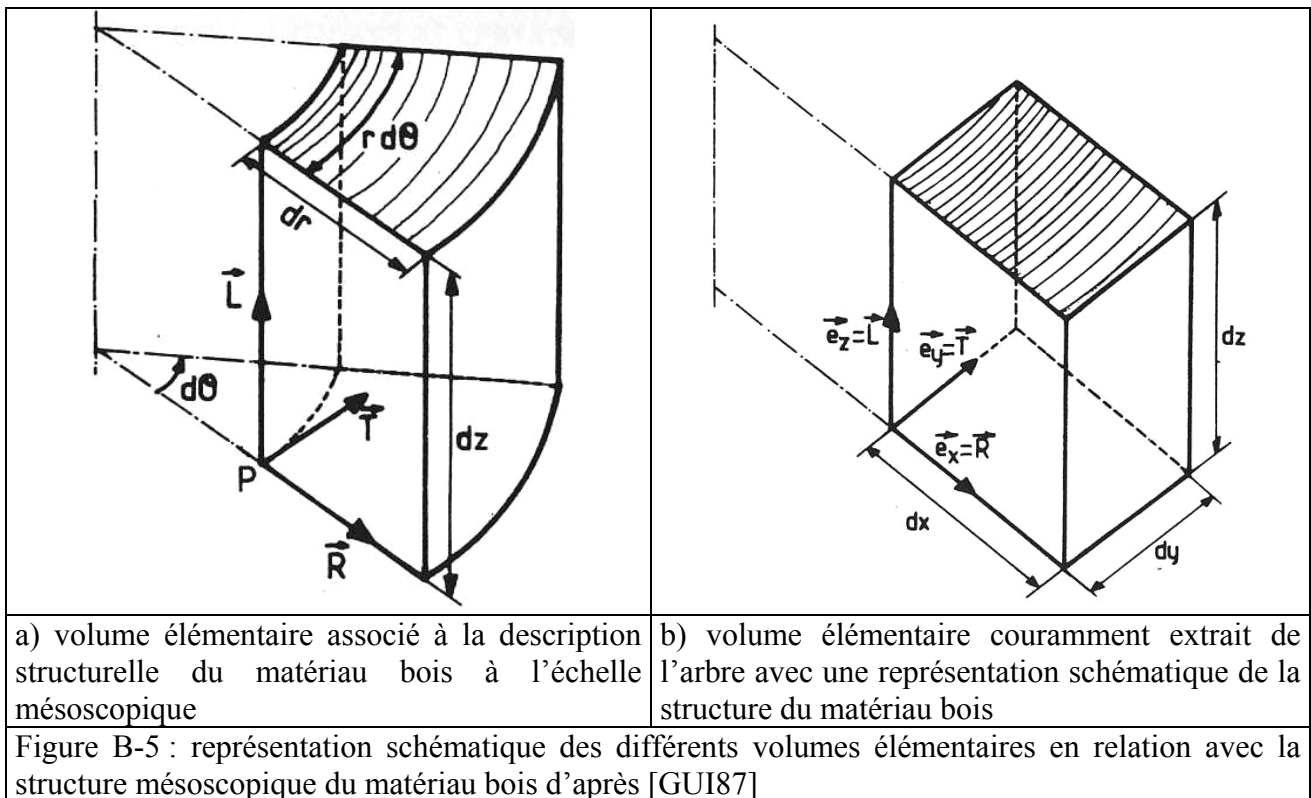
Par contre, le deuxième chargement de la même éprouvette par compression pure amène les mêmes déformations que lors du premier cycle et ce quelles que soient les sollicitations précédentes. L'auteur en déduit donc que les déformations observées au niveau des parois sont des endommagements permanents dans les parois des cellules.

		
<p>a) structure non déformée b) déformation élastique uniforme par flexion des parois c) déformation non élastique uniforme par flexion des parois</p>	<p>a) structure non déformée b) déformation élastique uniforme par flexion des parois c) déformation non élastique locale</p>	<p>a) structure non déformée b) déformation non élastique par déchirure des extrémités des cellules c) déformation non élastique par flambement des parois cellulaires</p>
<p>Figure B-2 : déformation théorique à l'échelle cellulaire du bois de balsa (%H=12%) durant un essai de compression quasi statique dans la direction tangentielle d'après [GIB88]</p>	<p>Figure B-3 : déformation théorique à l'échelle cellulaire du bois de balsa (%H=12%) durant un essai de compression quasi statique dans la direction radiale d'après [GIB88]</p>	<p>Figure B-4 : déformation théorique à l'échelle cellulaire du bois de balsa (%H=12%) durant un essai de compression quasi statique dans la direction tangentielle d'après [GIB88]</p>

2. le problème de l'extraction des éprouvettes dans le tronc d'arbre

Le bois pouvant être décrit dans un repère cylindrique à l'échelle mésoscopique, il serait normal que le volume élémentaire d'une éprouvette soit de forme adaptée à ce repère autour du point considéré soit $(dr, d\theta, dz)$ dans la base $(\vec{L}, \vec{R}, \vec{T})$ (Fig. B-49a) .

Or pour des raisons pratiques (moyens de réalisation de l'éprouvette, parallélisme des surfaces à comprimer, etc...), les éprouvettes prélevées sont souvent décrites dans un repère cartésien proche localement du repaire cylindrique (Fig. B-5b)).



Ainsi, la réalisation des éprouvettes amène des contraintes [GUI87]: Pour réaliser une homogénéisation des propriétés mécaniques dans le plan transverse, il faut que la section de l'éprouvette contienne plusieurs cernes dont le rayon de courbure soit très grand devant la dimension tangentielle cartésienne dy .

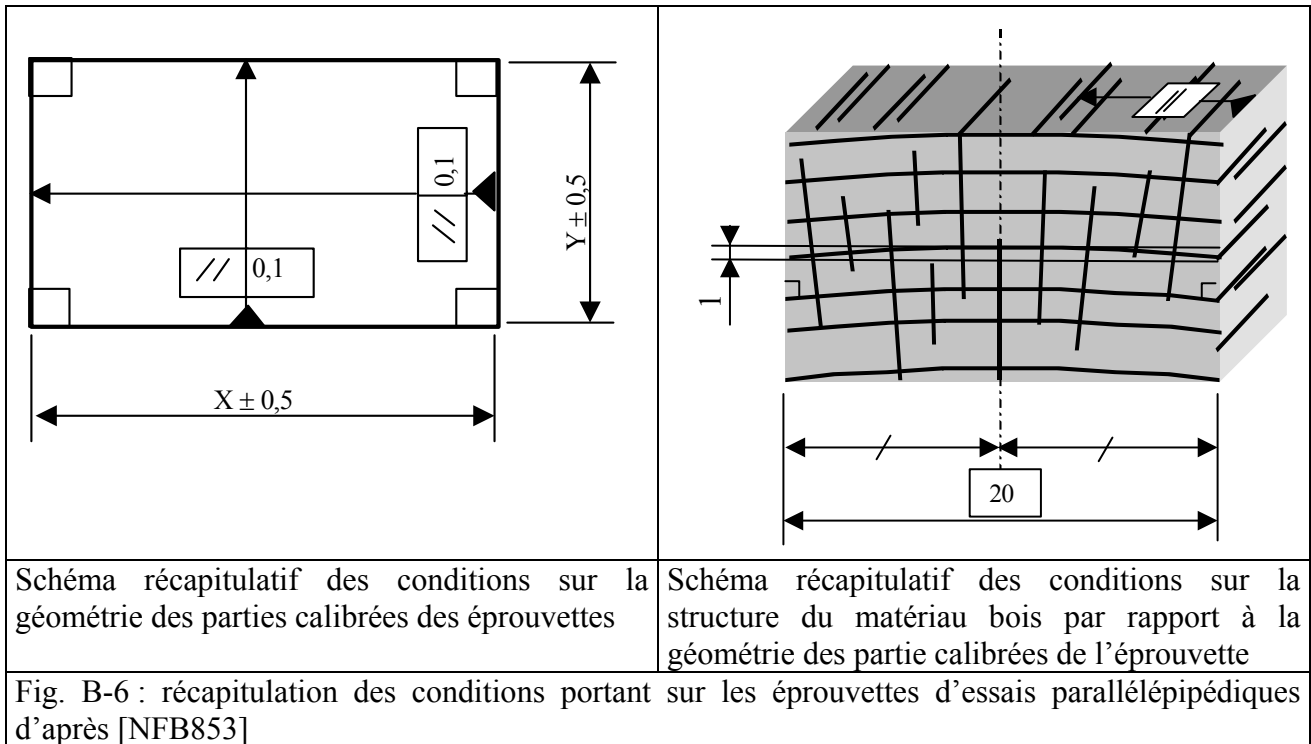
Il faudra donc être prudent quand à l'interprétation des résultats d'éprouvettes de petites sections transversales et / ou tirée d'arbre de petits diamètres ou d'une position trop proche de l'axe d'un arbre.

L'auteur n'exprime pas de critère radial pour les essences de bois tropicaux ou poreux diffus dont le bois de printemps et d'été ne sont pas si différents. De même, il ne définit pas de critère dans la direction longitudinale. Enfin, ses critères ne sont pas quantitatifs.

La norme NF B 51-003 sur les conditions générales des essais, quantifie ces valeurs et donne aussi des conditions sur la géométrie des éprouvettes (Fig. B-6):

- Les faces des éprouvettes doivent être rigoureusement perpendiculaires
- Les dimensions calibrées des éprouvettes doivent être précises à $\pm 0,5\text{mm}$.
- La variation des dimensions calibrées des éprouvettes ne doit pas dépasser $0,1\text{mm}$.
- Les éprouvettes ne doivent pas contenir de nœuds ni de défaut

- L'axe longitudinal doit être parallèle aux fibres du bois
- Les portions des couches d'accroissement du matériau bois doivent avoir une courbure négligeable soit une flèche maximum de 1mm pour une épaisseur dans le sens tangentiel de 20mm.
- Les portions des couches d'accroissement du matériau bois doivent être perpendiculaire aux deux faces opposées des éprouvettes.
- Le plan de symétrie des éprouvettes doit être confondu avec le plan radial



Bien que certains critères soient quantifiés dans les normes, tous ne le sont pas. De plus, une certaine ambiguïté reste. Il est effectivement impossible d'avoir une flèche de 1mm des couches d'accroissement et une perpendicularité de ces dernières avec les faces opposées d'autant plus que cette perpendicularité n'a pas de tolérance.

Il est assez rare que les auteurs évoquent le sujet de l'extraction des éprouvettes de l'arbre. En règle générale, ce sont plutôt les auteurs à forte culture « bois » qui l'abordent ([MOV85], [GUI87], [THI88], [BEA96], [REN97],...). Les autres ont sûrement considéré le bois comme une structure décrite ci-dessus, ils ont sélectionnés des éprouvettes suivant des critères non explicités et ils ont du considérer que la structure du matériau bois était parfaitement alignée suivant la géométrie de la pièce. Pourtant il peut y avoir de fortes implications sur les résultats escomptés (Fig. B-7).:

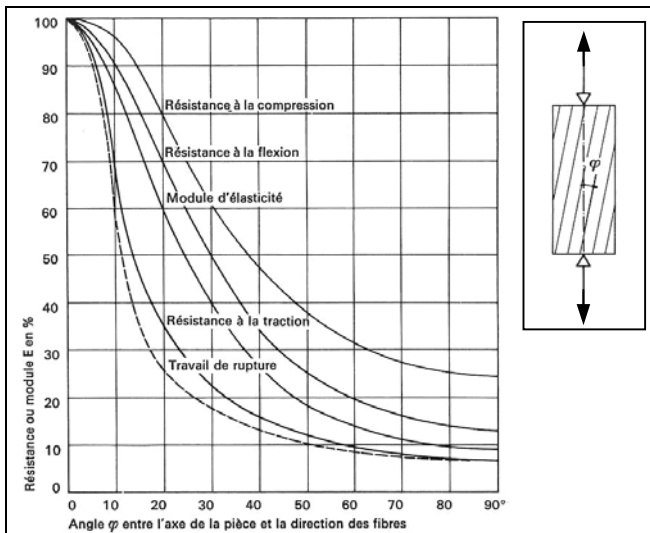


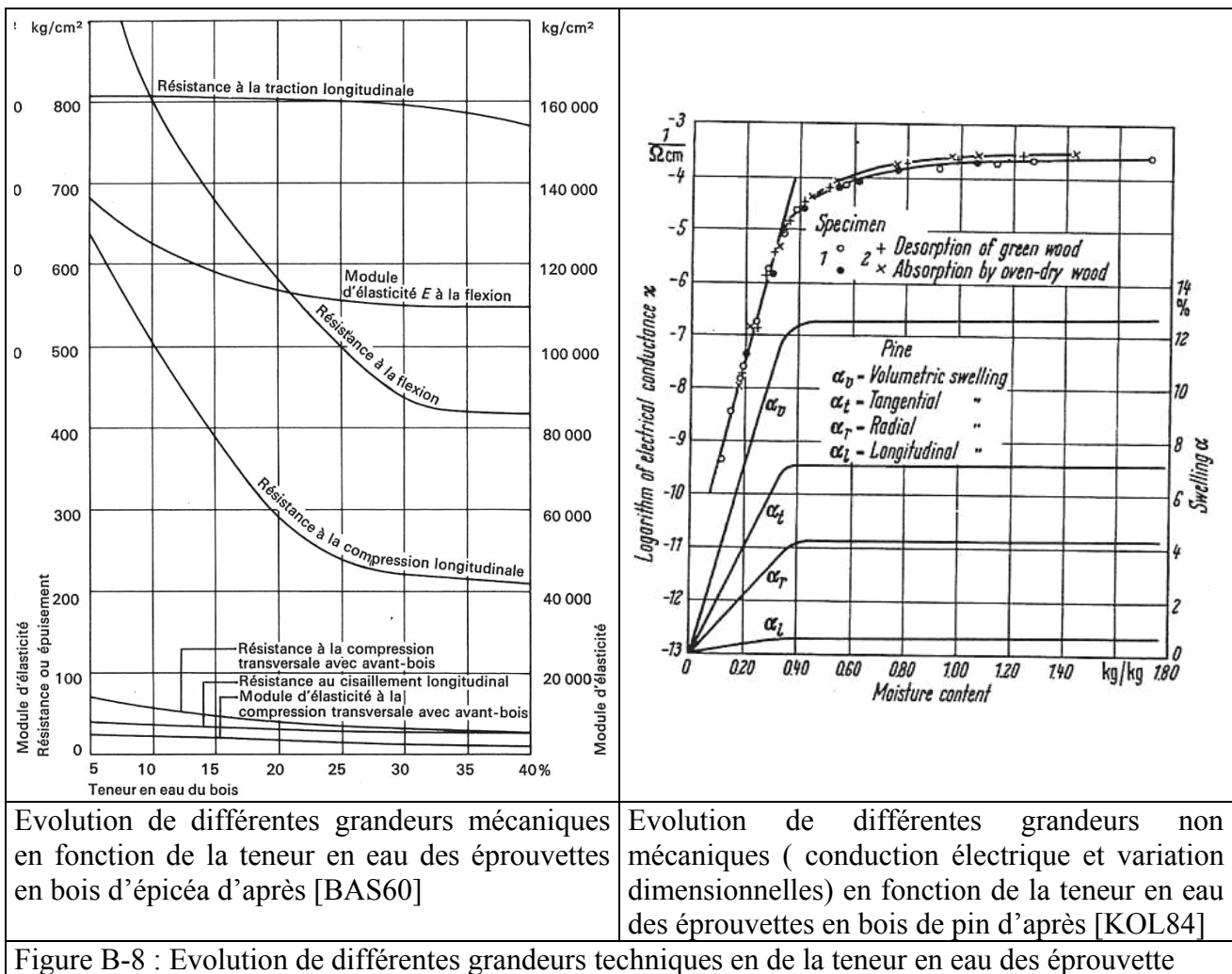
Figure B-7 : évolution de différentes résistance et module d'élasticité en fonction de l'angle entre l'axe de la pièce et la direction des fibres d'après [BAS60]

C'est pour cette raison que [GAU80] obtient la direction longitudinale de ses éprouvettes par fendage s'extrayant ainsi d'un incertitude sur la position angulaire des fibres par rapport à la géométrie de l'éprouvette.

3. la teneur en eau des éprouvettes

Le pourcentage d'eau libre à l'intérieur des cavités risque influencer les résultats des essais dynamiques à forte vitesse de déformation. C'est aussi le cas durant les essais quasi statiques. Mais cette fois, c'est l'eau contenue dans la matière ligneuse qui influence les résultats à faible vitesse de déformation (Fig. B-8).

Les variations constatées en dessous du point de saturation des fibres s'appliquent aussi bien à des grandeurs mécaniques qu'à d'autres grandeurs techniques. Il sera donc souhaitable de limiter notre étude bibliographique aux cas au delà du point de saturation des fibres pour les valeurs absolues et ne prendre en considération que les tendances des études se trouvant en dessous de ce point.



Il est anecdotique mais intéressant de prendre conscience que, non seulement, la teneur en eau peut influencer les résultats mais aussi l'état physique de cet eau. En effet, si le cœur de l'éprouvette se trouve être gelée, les résultats en seront modifiés (Fig. B-9).

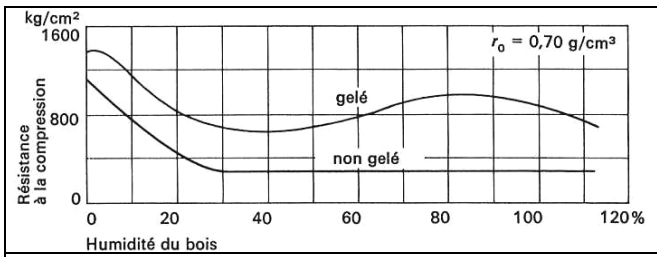


Figure B-9 : Evolution de la résistance à la compression longitudinale du bois de hêtre en fonction de la teneur en eau et de son état physique d'après [KOL84]

4. les grandeurs mesurées

Dans ce chapitre, nous ne voulons pas faire un résumé de la thermomécanique des milieux continus en grandes transformations. Cela est déjà très bien traité dans [COI97] et [TOU95a], [TOU95b], [TOU95c] et [TOU95d]. Mais il nous a semblé important de mettre en lumière certaines notions qui font souvent défaut dans la littérature étudiée.

4.1.les déformations

Il existe plusieurs définitions pour les déformations soit dans la configuration de lagrangienne ou eulérienne [SOU96] :

Les mesures des déformations lagrangiennes sont définies ainsi

$$\begin{cases} \text{Si } m \neq 0 & \overline{\overline{E}}_m = \frac{\overline{\overline{C}} - \overline{\overline{I}}}{2.m} \\ \text{Si } m = 0 & \overline{\overline{E}}_m = \frac{1}{2} \cdot \text{Ln}(\overline{\overline{C}}) \end{cases}$$

où $\overline{\overline{F}}$: tenseur gradient
 $\overline{\overline{C}}$: tenseur des dilatations de Cauchy droit tel que $\overline{\overline{C}} = \overline{\overline{F}}^T \overline{\overline{F}}$

Les mesures des déformations eulériennes sont définies ainsi

$$\begin{cases} \text{Si } m \neq 0 & \overline{\overline{A}}_m = \frac{\overline{\overline{B}} - \overline{\overline{I}}}{2.m} \\ \text{Si } m = 0 & \overline{\overline{A}}_m = \frac{1}{2} \cdot \text{Ln}(\overline{\overline{B}}) \end{cases}$$

$\overline{\overline{B}}$: tenseur des dilatations tel que $\overline{\overline{B}} = \overline{\overline{F}} \overline{\overline{F}}^T$
 $\overline{\overline{I}}$: tenseur identité

Prenons l'exemple des déformations les plus connues dans le cas unidimensionnel (Tab. B-10). Il apparaît clairement qu'il est nécessaire de bien définir de quelle déformation on parle. Malheureusement, ce n'est pas le cas dans la littérature.

Il faudra donc relativiser les résultats qui seront donnés par la suite car une imprécision pourra se produire par la simple erreur de définition de l'expression de la déformation choisie que nous espérons être la déformation d'Hencky.

Nom de la déformation	configuration	Valeur de m	Cas unidirectionnel	Valeur si $l_0=100$ et $l=70$ pour une compression	Variation en % Dans le cas $l_0=100$ et $l=70$
Green Lagrange	lagrangienne	1	$\frac{1}{2} \left[\left(\frac{l}{l_0} \right)^2 - 1 \right]$	-0.255	-15%
Cauchy	lagrangienne	$\frac{1}{2}$	$\frac{l-l_0}{l_0}$	-0.3	0%
Hencky	eulérienne	0	$\text{Ln} \left(\frac{l}{l_0} \right)$	-0.356	18.6%
Swainger	eulérienne	$-\frac{1}{2}$	$\frac{l-l_0}{l}$	-0.428	42.6%
Almansi	eulérienne	-1	$\frac{1}{2} \left[1 - \left(\frac{l_0}{l} \right)^2 \right]$	-0.52	73.3%

Tableau B-1 : expression des déformations les plus connues avec une comparaison de ces dernières dans le cas d'une compression

4.2.les vitesses de déformation

Continuons sur les différentes définitions des vitesses de déformation [TOU95a]:

Dans la configuration eulérienne, la vitesse de déformation est définie

$$\text{par : } \underline{\underline{D}} = \frac{1}{2} \left(\underline{\underline{grad}}_x(\underline{\underline{V}}) + \underline{\underline{grad}}_x^T(\underline{\underline{V}}) \right)$$

où $\underline{\underline{V}}$: vitesse en description eulérienne

$\underline{\underline{F}}$: tenseur gradient de la transformation

Dans la configuration lagrangienne, la vitesse de déformation est définie

$$\text{par : } \underline{\underline{dE}} = \frac{1}{2} \left(\underline{\underline{dF}} \underline{\underline{F}} + \underline{\underline{dF}}^T \underline{\underline{F}} \right) = \underline{\underline{F}}^T \underline{\underline{DF}}$$

Pour les même raisons d'imprécision de définition dans la plupart des études qui composent cette bibliographie nous aurons tendance à penser que la vitesse de déformation données est celle eulérienne sans en être pourtant certain (Tab. B-2).

Traction compression pure uni axiale sans pincement transversal sur une barre de section constante et quelconque mais d'axe rectiligne suivant lequel s'exerce la sollicitation.	
On pose alors la transformation suivant $\begin{cases} x_1 = X_1 \\ x_2 = X_2 \\ x_3 = X_3 + U_3(X_3, t) \end{cases}$,	
Avec X_i coordonnées lagrangiennes U_i coordonnées du vecteur déplacement fini lagrangien x_i coordonnées eulériennes v_i coordonnée de la vitesse eulérienne telle que v_i soit la dérivée particulière de x_i dans le temps t	
Hypothèses de calcul	
$\underline{\underline{dE}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial v_3}{\partial x_3} \left(\frac{\partial x_3}{\partial X_3} \right)^2 \end{bmatrix}$	$\underline{\underline{D}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial v_3}{\partial x_3} \end{bmatrix}$
Expression lagrangienne de la vitesse de déformation	Expression eulérienne de la vitesse de déformation
Tableau B-2 : expression de la vitesse de déformation lagrangienne et eulérienne dans le cas d'une compression idéalisée d'après [TOU95a]	

De plus, nous n'avons trouvé que peu d'études avec des vitesses de déformations élevées se rapprochant de celles du procédé de déroulage. Dans ces quelques études, une seule portait sur des bois au delà du point de saturation des fibres.

4.3.les contraintes

Le matériau bois est constitué de cellules, il est donc poreux et de plus compressible d'après [THI88] entre autre. C'est d'ailleurs pour cette raison que la théorie de la formation du copeau de Merchant n'est pas applicable à ce matériau.

Une autre conséquence néfaste de cette compressibilité est qu'il n'est pas possible d'effectuer l'égalité volumique entre l'état initial et l'état actuel permettant de calculer le tenseur des contraintes de Cauchy (description eulérienne) à partir du tenseur des contraintes de Piola-Lagrange ([COI97] et [TOU95b]) :

<p>Le second tenseur de Piola–Kirchoff $\overline{\overline{S}}$ est défini tel que : $\overrightarrow{dF_0} = \overline{\overline{S}} \overrightarrow{n_0} . dS_0$</p> <p>Le premier tenseur de Piola–Kirchoff ou tenseur de Piola-Lagrange $\overline{\overline{\Pi}}$ est défini tel que : $\overrightarrow{dF} = \overline{\overline{\Pi}} \overrightarrow{n_0} . dS_0$</p> <p>Le tenseur de Cauchy $\overline{\overline{\sigma}}$ est défini tel que : $\overrightarrow{dF} = \overline{\overline{\sigma}} \overrightarrow{n} . dS$</p>	<p>où \overrightarrow{n} : normale unitaire à une surface en configuration actuelle (eulérienne)</p> <p>$\overrightarrow{n_0}$: normale unitaire à une surface en configuration de référence (lagrangienne)</p> <p>dS : surface élémentaire en configuration actuelle (eulérienne)</p> <p>dS_0 : surface élémentaire en configuration de référence (lagrangienne)</p> <p>\overrightarrow{dF} : force élémentaire en configuration actuelle (eulérienne)</p> <p>$\overrightarrow{dF_0}$: force élémentaire fictive telle que $\overrightarrow{dF_0} = \overline{\overline{F}} \overrightarrow{dF}$</p> <p>$\overline{\overline{F}}$: tenseur gradient de la transformation</p>
--	--

Pour passer de l'un à l'autre il faudrait mesurer les déformations volumiques (dans les trois directions pour un cube). Or aucun auteur ne précise ce genre de détail, et très peu explicitent clairement s'il considèrent le matériau bois comme compressible ou non.

Ainsi, dans le doute, nous aurons tendance à considérer les contraintes exprimées comme provenant du tenseur de Piola-Lagrange qui est à cheval sur la configuration de Lagrange pour la géométrie et sur celle d'Euler pour les efforts.

5. les différents essais

Dans le cadre de la détermination des coefficients d'une loi de comportement donnée, il est souvent nécessaire de réaliser au moins trois type d'essais uni axiaux (traction et compression si le matériau n'a pas la même réponse durant ces sollicitations, et cisaillement). En complément, il est possible de réaliser des essais supplémentaires combinant deux sollicitation ou plus. Nous les appellerons les essais combinés.

Il existe peut d'auteur qui ont réaliser un panel quasi complet d'essais (traction, compression et cisaillement).

- [BEA96] a effectué des essais monotones de compression radiale, accompagné d'essais de cisaillement dans le plan RT avec des essais de ténacité en mode I dans le plan RL. Ces essais ont été réalisés sur la base de la modélisation simplifiée de [THI88] dans le but de trouver des indicateurs de déroulabilité de bois dans une problématique de découverte des espèces endémiques de la Guyane française.
- [KRE96] a effectué des essais monotones de traction, de compression, de cisaillement, de flexion et de fracture en mode I et II dans les trois directions d'orthotropie afin de déterminer l'influence de la densité et de la teneur en eau. Malheureusement, l'auteur a asséché l'essence de pin utilisée avant de la réhydratée au delà du point de saturation ; ce qui change la réponse aux essais mécaniques du matériau bois (communication personnelle avec R. Marchal)
- enfin [GAU80] a cherché à décrire le comportement quasi statique du bois. Elle a donc réaliser des essais monotones de traction, de compression et de cisaillement dans les trois direction d'orthotropie à différents teneurs en eau.

Dans ce chapitre, nous allons nous attacher à décrire les différents essais réalisés au paravent.

5.1.essais de traction

Nous avons trouvé peu de littérature intéressante sur les essais de traction : [GAU80], [KOL84], [GUI87] et [KRE96].

Tous ces auteurs réalisent des essais à des vitesses de déformation quasi statique. En effet, il est très délicat de réaliser des essais propres à grandes vitesses de déformation alors que pour atteindre ces vitesses, nous ne disposons actuellement que d'essais à base d'explosifs insérés à l'intérieur de l'éprouvette et surtout de projectiles impactant (barres d'Hopkinson) dont le principe est décrit ci dessous (Fig. B-10) :

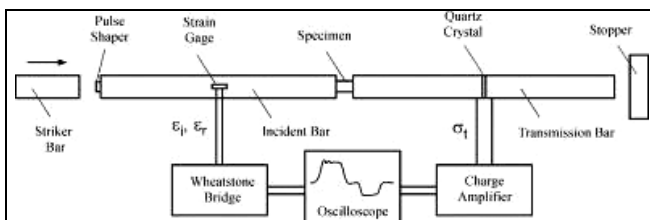


Figure B-10 : principe des essais de compression à grande vitesse appelées barres d'Hopkinson d'après [VUR03]

Pour réaliser un essai de traction avec ce type de matériel, il serait nécessaire d'inverser la poussée par une système mécanique forcément non totalement rigide ou alors de forte inertie. Ce qui ne permettrait plus d'obtenir des informations cohérentes au niveau des jauges de contraintes déposées au niveau des barres.

5.1.1. problèmes rencontrés durant cet essai et solutions utilisées

5.1.1.1. l'application de l'effort sur l'éprouvette

Le premier problème rencontré est l'application de l'effort sur l'éprouvette. En effet, le matériau bois étant poreux, il s'avère que le pincement des éprouvettes ne soit pas une solution adéquate dès que la teneur avoisine ou dépasse le point de saturation des fibres. Il existe donc deux grandes familles de géométrie d'éprouvettes qui utilisent des appuis positifs afin de solliciter les éprouvettes:

- la première consiste à réaliser des encoches rondes ou en forme de V sur deux face opposées d'une éprouvette parallélépipédique.

Cette solution est décrite par les normes américaine ATSM D 143-52 et française NF B 51-010 comme une solution permettant de réaliser des essais de traction uniquement dans le sens perpendiculaire aux fibres.(Fig. B-11).

<p>Géométrie d'éprouvette décrite dans la norme ATSM D 143-52</p>	<p>Géométrie d'éprouvette décrite dans la norme NF B 51-010 d'après [NFB8510]</p>	
<p>Figure B-11 : différentes géométrie d'encoches des éprouvette de traction perpendiculaire aux fibres d'après [KOL84]</p>	<p>Figure B-12 : répartition des contraintes dans la section en travail durant un essai de traction d'après [KOL84]</p>	

La restriction à la traction perpendiculaire aux fibres peut se comprendre en terme de fléchissement des bras supportant les appuis positifs. Et même, dans une hypothèse peu convaincante de rigidité de ces derniers, des coefficients de contraintes apparaissent dans la section idéalement en travail (Fig. B-12).

Ces essais ne nous paraissent pas très satisfaisants si nous souhaitons réaliser des essais de traction dans les trois directions principales d'orthotropie.

- La deuxième famille d'éprouvette est inspirée des éprouvettes plus classiques de traction des autres matériaux. Mais elles sont modifiées afin d'obtenir des appuis positifs de mise en position soit par appui sur une couronne ou un cône comme le préconise l'ensemble des auteurs cités ci-dessus.

Cette géométrie permet de réaliser des essais dans les trois directions principales d'orthotropie (Fig. B-13).

5.1.1.2. la définition de la partie active de l'éprouvette

Des nuances de géométrie de la partie active de l'éprouvette apparaissent entre [KOL84] dont la partie active est de section droite circulaire constante [KOL84], de section droite parallélépipédique constante ou en forme de « diabolos » (Fig. B-13).

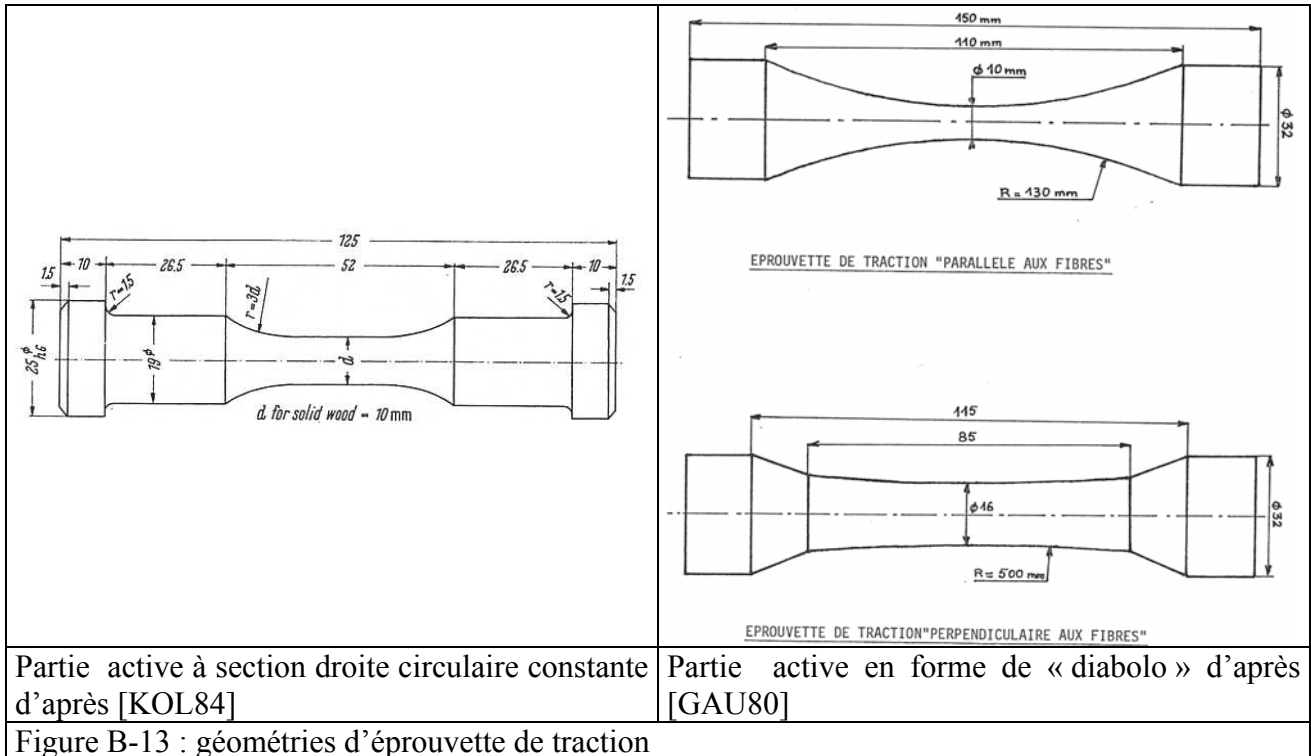


Figure B-13 : géométries d'éprouvette de traction

Cette dernière forme permet de localiser très précisément l'initiation de la rupture contrairement à la section droite où l'apparition est plus aléatoire. La section des éprouvettes en forme de « diabolos » est plus faible dans le sens des fibres afin d'éviter le cisaillement longitudinal des têtes d'éprouvettes.

Par contre, l'utilisation de cette forme particulière implique l'utilisation de mesures de déformation locales de type jauges de contraintes dont la longueur utile n'est pas forcément compatible avec les hétérogénéités du matériau bois en particulier les cernes de croissance (jauges de 2mm pour du pin sylvestre [GAU80]).

De plus, le collage correcte de ce type de jauges sur un matériau poreux et rempli d'eau est sujet à discussion surtout lorsqu'on connaît les précautions préconisées par les constructeurs pour réaliser des collages sur des matériaux plus conventionnels comme l'acier (communications personnelles avec le responsable technique de VISHAY MEASUREMENTS Nord).

Enfin, dans la direction tangentielle il sera nécessaire, d'après [GAU80], d'extraire l'éprouvette dans une partie où le rayon des cernes d'accroissement est en adéquation avec la longueur d'éprouvette en travail.

5.1.1.3. les conditions aux limites de l'éprouvette

Le mode de liaison éprouvette machine de traction détermine les conditions aux limites de l'éprouvette sollicitée. Ainsi, du dispositif mécanique d'alignement choisi dépendra la précision des mesures surtout aux faibles efforts.

Le système mécanique classique consiste à utiliser une rotule entre la machine et le porte éprouvette afin d'aligner l'ensemble. Mais il est possible d'utiliser la forme conique des extrémités de certaines éprouvettes comme rotule (Fig. B-14). Cette technique originale semble porter ses fruits car il n'est pas mentionné dans l'étude qu'une correction a été réalisée afin de faire passer les courbes par l'origine (Fig. B-16).

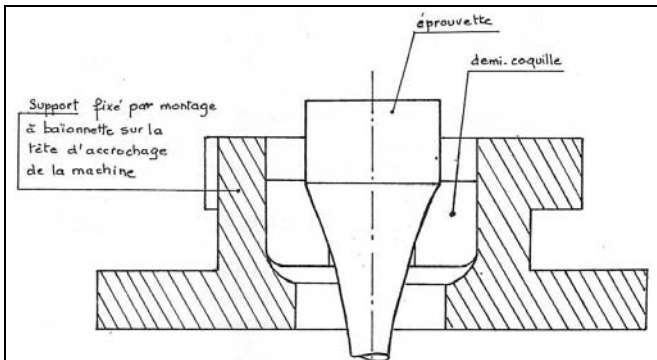


Figure B-14 : Montage des éprouvettes de traction d'après [GAU80]

Remarquons que pour éviter le problème d'effort d'alignement à déformation nulle, [BEC96] utiliser une liaison par filin d'acier entre la machine de traction et le porte éprouvette lors de l'étude du comportement du polyuréthane à faible vitesse de déformation.

5.1.2. les résultats à vitesse de déformation quasi statique

5.1.2.1. les chargements cycliques

L'ensemble des études ne proposent que des chargements monotones jusqu'à rupture : Souvent, l'essai de traction est décrit par une zone linéaire élastique suivi d'une zone non linéaire supposée non élastique juste avant la rupture (Fig. B-15).

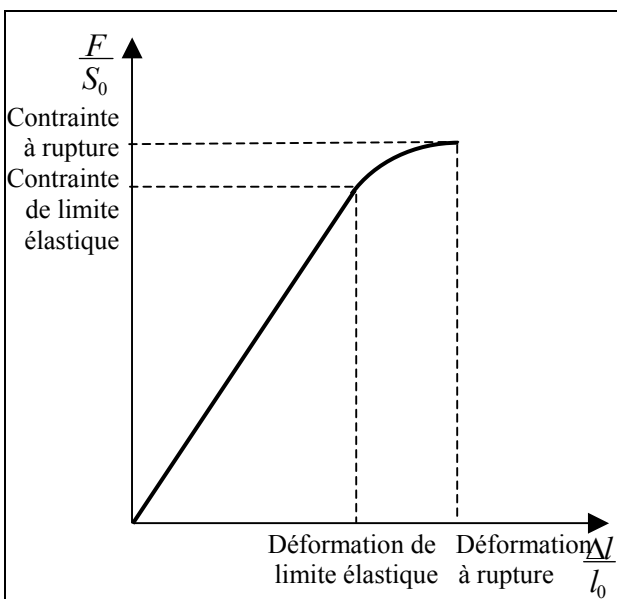


Figure B-15 : courbe type d'essais de traction d'après [GUI87]

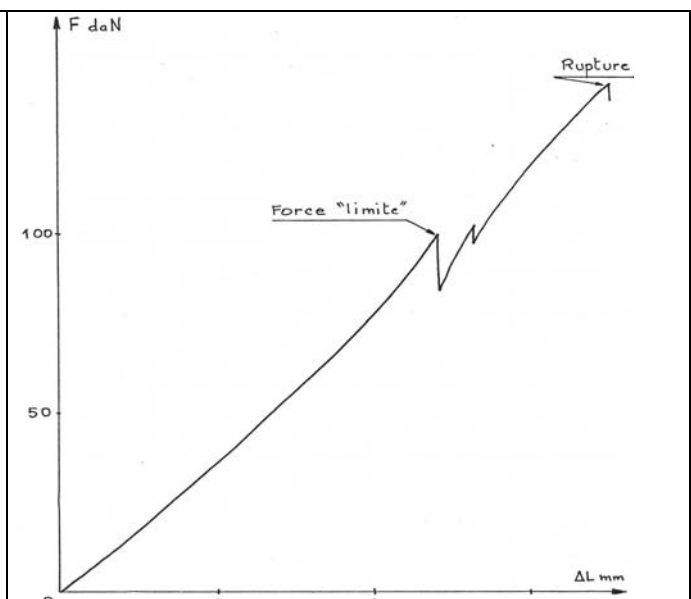


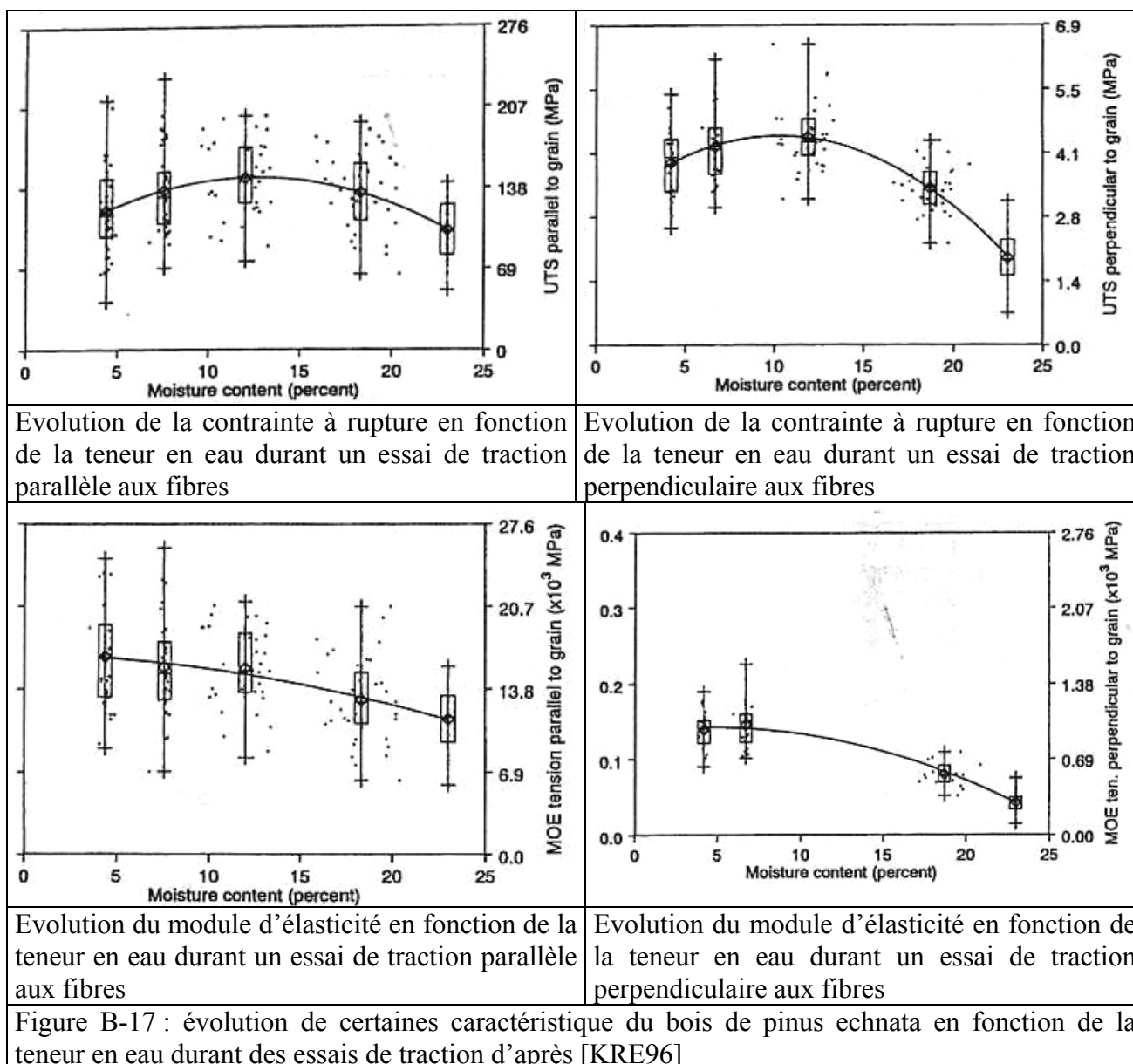
Figure B-16 : Enregistrement d'un essai de traction de bois de Douglas hors d'axe principal d'orthotropie d'après [GAU80]

Suivant les essences de bois, il est possible d'obtenir une déformation de limite élastique et une déformation à la rupture qui sont très voisines. Dans ce cas, le matériau bois est décrit comme ayant une rupture fragile ([GUI87] et [GAU80]). Mais le dernier auteur montre qu'il est possible d'avoir un début de fissuration qui se traduit par une chute importante et brutale de contrainte avant la rupture totale de l'éprouvette comme il est souvent admis lorsqu'on parle de rupture (Fig. B-16). L'auteur a appelé cette première apparition de fissure le « point limite »

5.1.2.2. influence de la teneur en eau

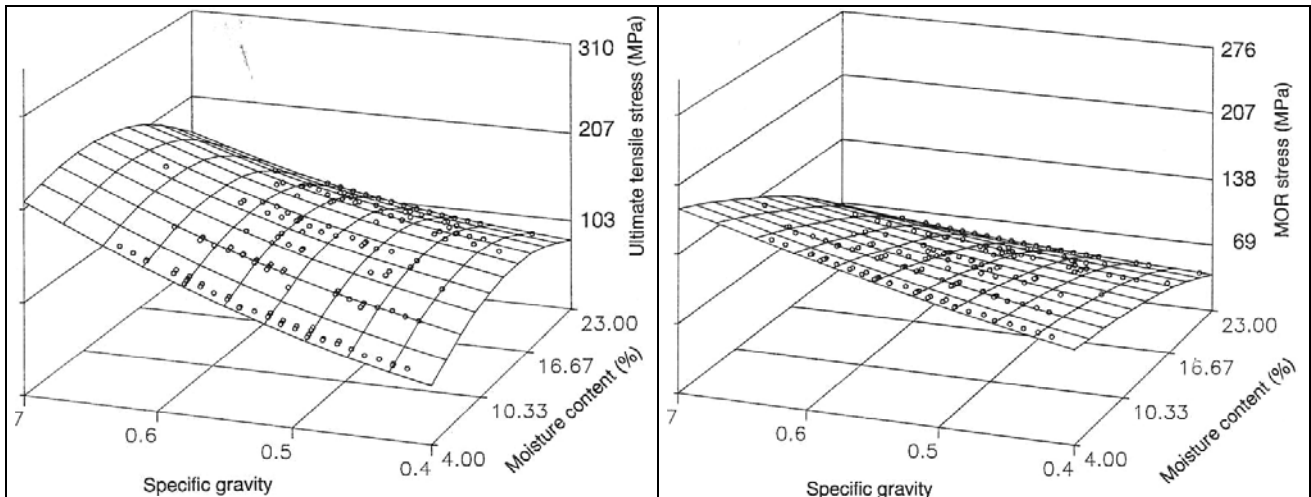
Dans le cadre d'une description d'un comportement élastique – non élastique – rupture, la teneur en eau du matériau bois influe aussi bien sur le module d'élasticité que sur le point de rupture. La tendance est à une décroissance aussi bien du module d'élasticité que de la contrainte à rupture entre 10% de teneur en eau et le point de saturation des fibres (Fig. B-17).

Tout porte à croire que les caractéristiques de matériau bois ne varient pas au delà du point de saturation de fibres durant une sollicitation de traction à vitesse de déformation quasi statique.



5.1.2.3. influence de la densité

La densité influence aussi les grandeurs pouvant être retirée d'un essai de traction. Globalement, les caractéristiques diminuent avec la densité ou l'infra-densité (masse de bois anhydre divisé par le volume de bois saturé correspondant). Une interaction existe entre la teneur en eau et la densité (Fig. B-18).



Evolution de la contrainte à rupture en fonction de la densité durant un essai de traction parallèle aux fibres

Evolution du module à rupture en fonction de la densité durant un essai de traction parallèle aux fibres

Figure B-18 : évolution de certaines caractéristique du bois de pinus echnata en fonction de la densité spécifique durant des essais de traction d'après [KRE96]

5.1.2.4. influences non étudiées

Nous n'avons pas trouvé d'études portant ni sur l'influence de la température, ni sur la vitesse de déformation ni sur l'influence de la taille des éprouvettes (pourtant recommandée par [GAU80]) ni sur l'effet de la compressibilité du matériau ou de l'orientation du matériau par rapport à la géométrie de l'éprouvette et encore moins sur l'effet des imperfection de structure du matériau (nœuds...). De même, nous n'avons rien trouvé sur des chargements cycliques durant des essais de traction.

5.1.3. les modélisations utilisées

Il n'y a pas de modélisation de traction à proprement parler. Ou elle sont très rares : [BEN88], qui travaille sur les essences de Douglas et pin maritime à une teneur en eau de 12%, propose une modélisation de la contrainte à rupture quasi statique de la forme :

$$\sigma_{rupture}(\theta) = \frac{\sigma_L}{\sigma_L \sin^n(\theta) + \sigma_T \cos^n(\theta)}$$

où $\sigma_{rupture}(\theta)$: contrainte à rupture à l'angle θ

σ_L : contrainte à rupture longitudinale

σ_T : contrainte à rupture transversale

θ : angle de sollicitation par rapport à la direction des fibres

n : constante entre 1,5 et 2 suivant l'essence sollicitée

Les essais de traction sont en général utilisés dans le cadre d'une modélisation du comportement global. Les valeurs obtenues par ces essais servent à alimenter des modèles.

Par contre, certains auteurs ([KRE96]) n'étudient que deux directions principales d'orthotropie car ils posent l'hypothèse d'une isotropie transverse (direction R et T) par rapport à l'anisotropie dans le sens des fibres (L).

Dans la bibliographie examinée, il n'est jamais fait allusion à la porosité du matériau bois et donc à la compressibilité en tant que capacité à perdre du volume lors des essais de traction.

5.2.essai de compression

La littérature sur les essais de compression est abondante. Evidemment, elle l'est beaucoup moins à grande vitesse de déformation.

Pour des raisons expérimentales, les études statiques balaient un champ de variables plus important tandis que les études dynamiques se concentrent plus sur la détermination et la comparaison de certaines grandeurs avec les essais quasi statiques avec des variables dites classiques (exemple : dans les trois directions d'orthotropie).

5.2.1. problèmes rencontrés durant cet essai et solutions utilisées

5.2.1.1. l'application de l'effort sur l'éprouvette

L'application de l'effort se fait classiquement par deux tas plats en contact sur l'ensemble des sections droites extrémité des éprouvettes. Il est d'usage qu'au moins un de ces tas plats soit fixé au bâti par l'intermédiaire d'une liaison rotule afin de récupérer les éventuels écarts géométriques des éprouvettes.

Les problèmes surviennent lors de l'étude du facteur température sur le comportement en compression. En effet, il est nécessaire d'hydrater les éprouvettes afin que leurs teneurs en eau reste stable malgré la température. Pour cela, deux solutions peuvent être envisagées :

- Soit la réalisation d'essais relativement rapides. Il reste alors le problème de la montée en température à teneur en eau constante qui ne peut se faire sans la possession d'une enceinte à atmosphère contrôlée en température et teneur en eau de l'air car le temps mis par le centre d'un cube pour atteindre une température n'est pas négligeable (Fig. B-19).

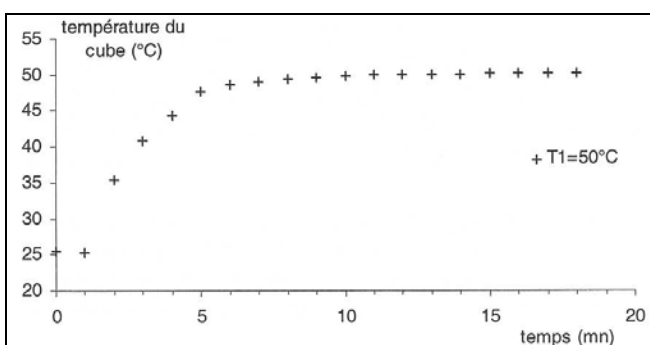
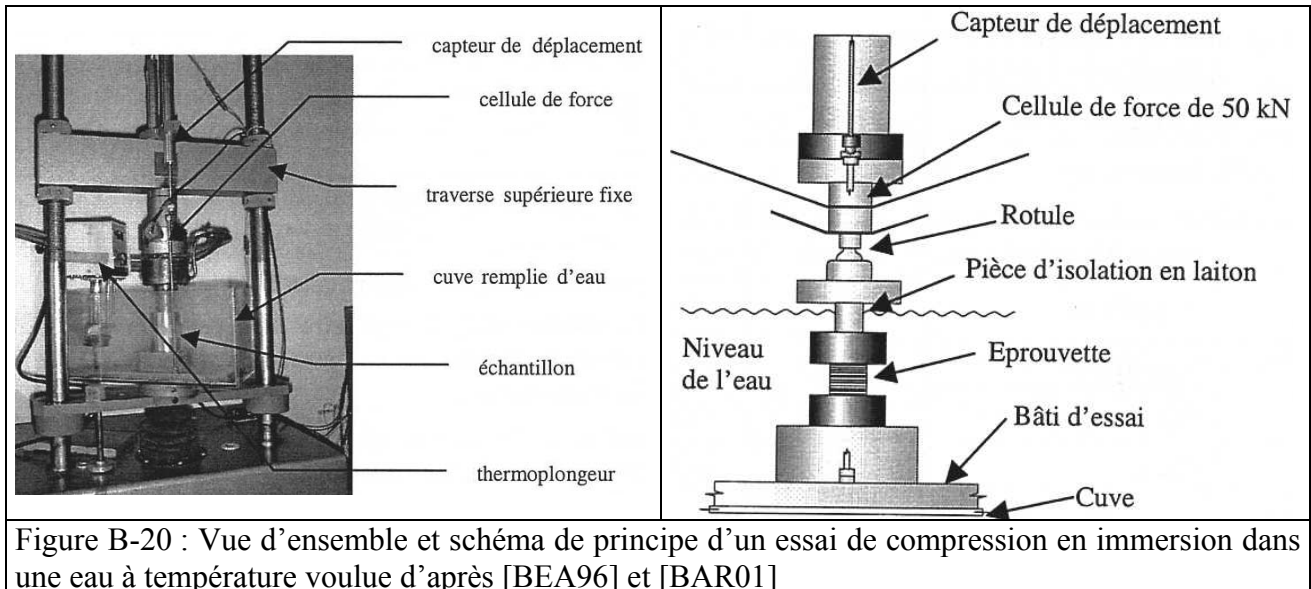


Figure I-19 : Evolution de la température au centre d'un cube de 30mm d'arrête en bois guyanais saturé d'eau en fonction du temps lorsque l'éprouvette est plongée dans une eau à 50°C d'après [BAR01]

De plus, le temps de réalisation de l'essai ainsi que le contact avec des tas en acier à température ambiante vont amener les éprouvettes à se refroidir. Ainsi, il est difficile de garantir une température homogène de l'éprouvette lors de l'essai.

- La deuxième solution est l'immersion dans de l'eau à température désirée pour les éprouvettes saturée d'eau (Fig. B-20).



Cette solution technique assure une température constante de l'éprouvette de compression durant l'ensemble de l'essai quelle que soit la durée de ce dernier. Par contre, il amène aussi des inconvénients : Si l'auteur désire être précis, il devra nécessairement corriger l'effort obtenu par la poussée d'Archimède réalisé sur le tas plat supérieur en fonction de son enfoncement dans le liquide. De plus, la chaleur du système de régulation thermique peut amener une variation de rigidité de la machine d'essais qui peut influencer les mesures (Fig. B-21).

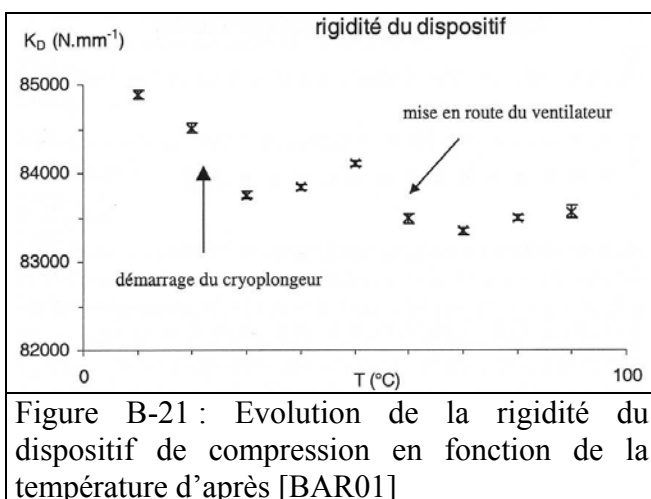


Figure B-21 : Evolution de la rigidité du dispositif de compression en fonction de la température d'après [BAR01]

5.2.1.2. la définition de la partie active de l'éprouvette

La forme des éprouvettes est simple : elles ont une forme prismatique généralement dédiée aux essais quasi statiques ou cylindriques généralement utilisée pour les essais dynamiques et l'étude de l'influence de la pression hydrostatique.

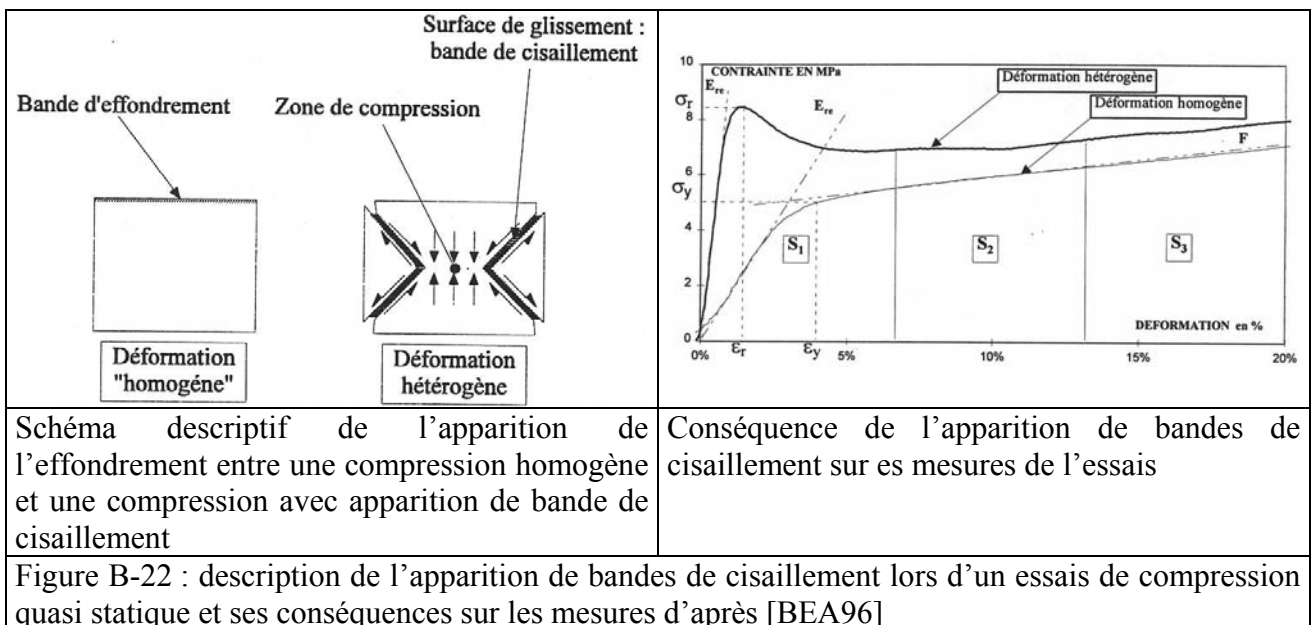
L'élancement de l'éprouvette ainsi que ses défauts d'usinages (parallélisme des sections sollicitées) ainsi que les conditions aux limites appliquées sur ces dernières (voir paragraphe suivant) peuvent induire des contraintes parasites et favoriser l'apparition de bandes de cisaillement ([FRA92], [FRA93], [BEA96]).

Les dimensions des éprouvettes sont très variées. Nous citerons des éprouvettes de 30x30x30mm pour [BEA96] et [BAR01] ou Ø35x70mm pour [GAU80] ou encore une hauteur de 5 à 10mm avec un élancement compris entre 1/4 et 1/6 pour [ADA98].

Or, si le bois est considéré comme un matériau homogène continu dont les hétérogénéités seraient les cellules, il est alors nécessaire d'avoir un volume mini d'un centimètre cube pour des cellules dont la grandeur maximale serait de 1mm [BAR01]. Ainsi [ADA98], a réalisé la plupart de ses essais avec des éprouvette trop petites.

5.2.1.3. les conditions aux limites de l'éprouvette

Les conditions aux limites influencent énormément le comportement à la rupture des éprouvettes en favorisant l'apparition de zone de cisaillement locales (Fig. B-22) :



Ce phénomène peut être dû au frottement entre le matériau bois et l'acier des tas plats.

Sans aller jusqu'à l'apparition de bandes de cisaillement, ce frottement influence la déformation des éprouvettes et leur donne souvent une forme de « tonneau ». Cette forme implique des déformations non homogènes dont on ne connaît pas le champ de déformation [BAR01].

Afin de limiter ce phénomène, deux solutions sont possibles suivant le but recherché:

- Si l'auteur cherche une bonne répétabilité, l'utilisation d'empreinte enchâssant l'éprouvette dans le tas plat sur une petite hauteur de manière à créer une liaison encastrement sera nécessaire (Fig. B-23).

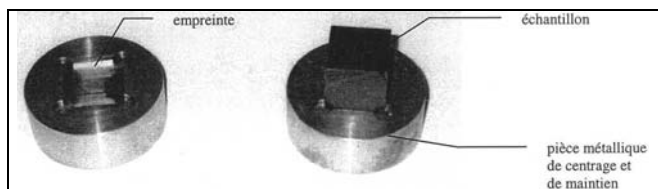


Figure B-23 : description des empreintes réalisées dans les tas plats pour enchâsser les éprouvettes d'après [BEA96] et [BAR01]

Les conditions décrites alors sont répétables mais fausses. Et une simulation réalisée par [BAR01] dans le cas des petites perturbation, montre une erreur supérieure à 30% sur les efforts par rapport au cas idéal (sans frottement).

De plus la précision de l'usinage des tas plats mais surtout des éprouvettes (variation de dimension avec la teneur en eau inférieure au point de saturation, relaxation des contraintes et précision des moyens de fabrication) font qu'il est difficile d'assurer un emboîtement sans jeux ni serrage de l'éprouvette dans le tas plats.

- Si l'auteur souhaite se rapprocher des conditions idéales. Il sera nécessaire de diminuer autant que faire se peut le coefficient de frottement à l'interface. Pour cela [GUI87], préconise l'emploi de deux feuilles de polytétrafluoréthylène (plus communément appelé Téflon et dont le coefficient de frottement est très faible) intercalées entre chaque tas plat et l'éprouvette. Une autre simulation de [BAR01] dans le même cadre, montre une erreur de plus de 10% entre les cas avec et sans frottement.

5.2.2. les résultats

Nous commencerons par étudier les résultats des essais de compression quasi statique car les essais dynamiques font souvent références aux premiers.

5.2.2.1. résultats à vitesse de déformation quasi statique

Beaucoup d'auteurs ([GAU80], [OUD92], [UHM96], [KRE96], [BAR01], ...) étudient l'influence de plusieurs facteurs (généralement deux) en même temps. Les facteurs d'influence étudiés étant généralement différents d'un auteur à l'autre, il nous est difficile de synthétiser l'ensemble de ces études qu'en commentant l'influence de chaque facteur indépendamment. Mais il faut garder à l'esprit que les interactions entre les facteurs sont une réalité bien tangible que nous essaierons de mettre en valeur.

5.2.2.1.1. les chargements cycliques

Très peu d'auteurs ont réalisé des essais cycliques. Pourtant ce genre d'essais sont nécessaires afin de déterminer la limite élastique mais aussi le part d'élasticité vis à vis de la part non élastique [GAU80].

Grâce à ces essais, il est pourtant possible de voir très clairement que le matériau bois à un comportement très différents d'un comportement élasto-plastique classique surtout à teneur en eau supérieure au point de saturation des fibres et d'autant plus si la température est élevée (Fig. B-24)

En effet, sur les cycles, quasiment toute la déformation est élastique au-delà de la contrainte de limite élastique qui se situe au premier coude de la courbe.

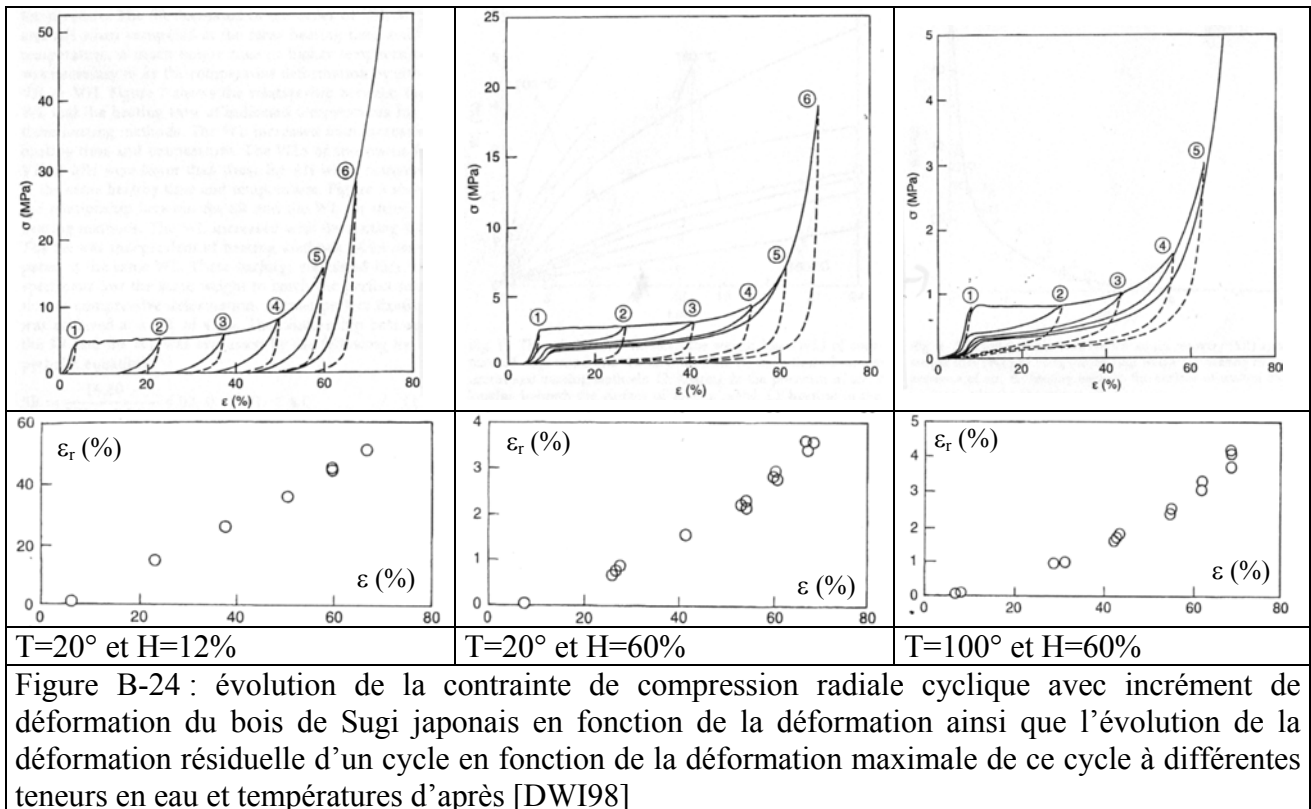
Les points d'arrêt des décharges (à contrainte nulle), ne sont jamais les mêmes (celui du cycle suivant a une déformation supérieure au précédent). Ces points ont tendance à se rapprocher avec une teneur en eau qui augmente.

Par contre, il n'y a pas de dommages sur les parois cellulaires après une inspection au microscope électronique, [DWI98] suggère donc que l'irréversibilité des déformations provienne d'un réarrangement structurel de la matière à l'intérieur des parois cellulaires.

[UHM96] s'est intéressé à la déformation non élastique résiduelle après une compression radiale d'environ 50% et un temps de relaxation de 20 minutes à 100°C(Fig. B-25).

L'auteur montre une très faible déformation résiduelle de l'ordre de moins de 4% (Fig. B-26). Tandis que lors du deuxième chargement, la contrainte de limite élastique est réduite de 30 à 55% sans pour autant que des fractures soient détectées dans les parois de cellules. Ainsi, lors que la température augmente, la déformation non élastique fait de même tandis que la contrainte de limite élastique et l'énergie absorbée diminuent

Malheureusement, aucun auteur ne s'est intéressé à l'évolution des modules d'élasticité linéaires. De plus, il n'y a pas eu d'étude complète dans les trois directions principales d'orthotropie.



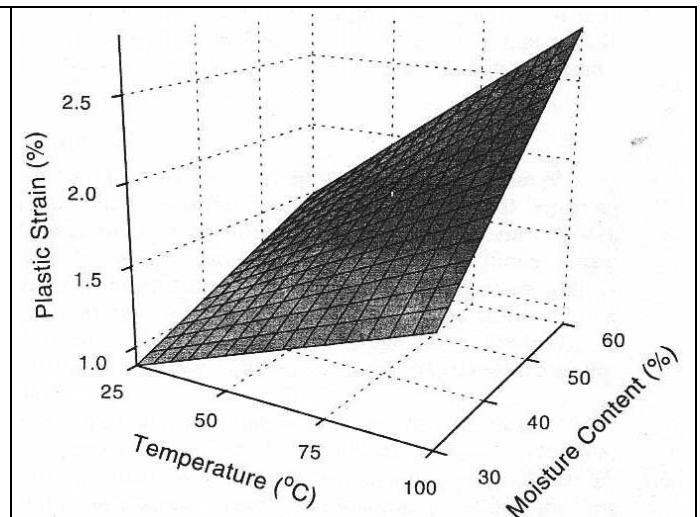
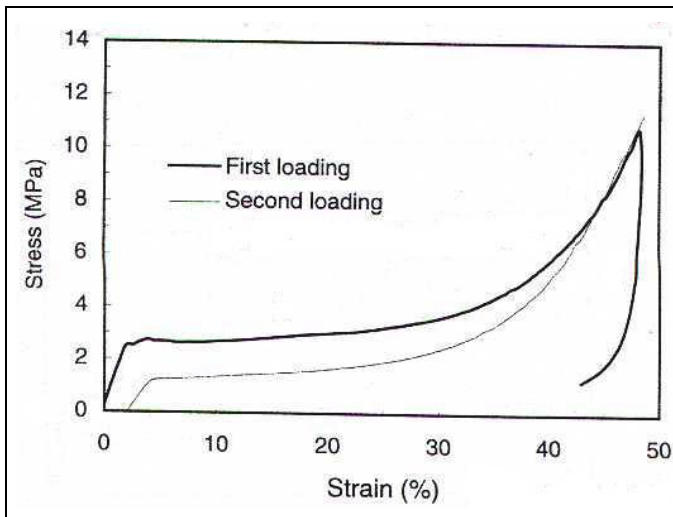


Figure B-25 : évolution de la contrainte de compression radiale à 25°C en deux cycles de déformation jusqu'à 50% du bois d'épicéa en fonction de la déformation avec une relaxation de 20 min. à 100°C d'après [UHM96]

Figure B-26 : évolution de la déformation résiduelle entre les deux cycles en fonction de la teneur en eau et de la température d'après [UHM96]

5.2.2.1.2. influence de l'orientation des fibres par rapport à la géométrie de l'éprouvette

De part sa nature cellulaire, le bois est un matériau anisotrope qu'il est possible de considérer comme orthotrope localement dans les directions longitudinale, radiale et tangentielle (Fig. B-27). En regardant le rapport d'anisotropie entre ces trois directions, certains auteurs ont considéré le bois comme un matériau principalement anisotrope dans la direction longitudinale et isotrope dans le plan transverse (Fig. B-28).

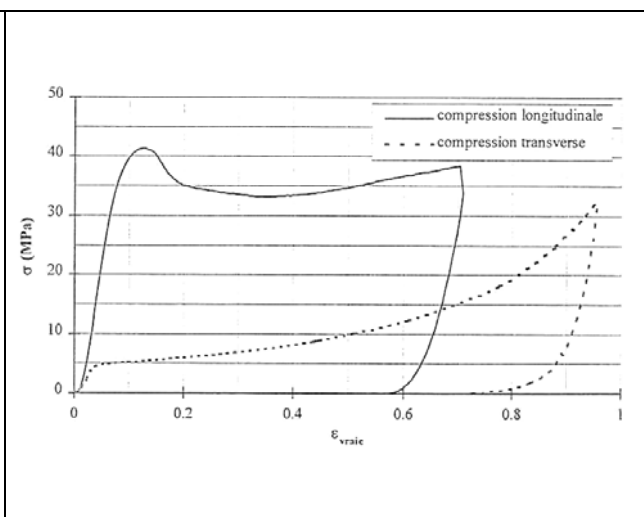
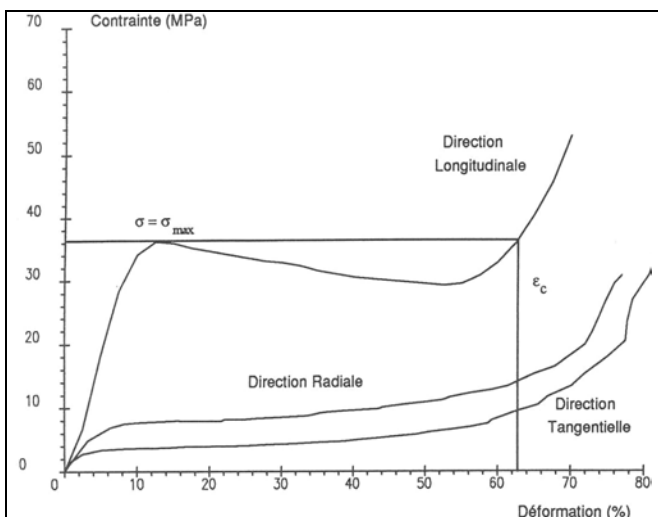


Figure B-27 : Evolution de la contrainte en fonction de la déformation durant un essai de compression monotone jusqu'à rupture de peuplier à H<20% suivant les trois directions principales d'orthotropie d'après [FRA92] et [FRA93]

Figure B-28 : Evolution de la contrainte en fonction de la déformation durant un essai de compression suivant la direction principale d'anisotropie et sa direction transverse à H=10% d'après [ADA98]

Ainsi certains auteurs se sont intéressés à cette anisotropie en faisant varier l'orientation des fibres par rapport à la géométrie de l'éprouvette et donc par rapport à la direction de sollicitation.

Bien que travaillant sur du bois d'épicéa à une teneur en eau inférieure au point de saturation des fibres et uniquement sur des compressions allant de la compression longitudinale à la compression radiale, [REI01a] a étudié l'ensemble des variations des courbes mesurées : il en déduit que le matériau bois est non seulement anisotrope dans ses contraintes caractéristiques et son élasticité (modules d'Young dans l'hypothèse d'une élasticité linéaire) mais aussi dans ses déformations. Les phénomènes de déformation sont différents entre une déformation purement longitudinale (pas de densification mais flambage des fibres) , une déformation purement radiale (densification) et une déformation intermédiaire (apparition de plan de glissement dû au bois de printemps) (Fig. B-29) :

Toujours dans l'hypothèse d'une élasticité linéaire, l'auteur montre qu'il est possible de calculer classiquement le module d'Young à une position angulaire donnée à partir des modules longitudinal et radial. Malheureusement, la théorie de l'orthotropie classique ne permet pas de calculer les coefficients de poisson.

On peut remarquer que la courbe de contrainte en fonction de la déformation n'a pas la même forme entre la direction purement longitudinale (croissance quasi linéaire puis rupture) et la direction purement radiale (croissance quasi linéaire, plateau de contrainte quasiment constant puis augmentation rapide de la contrainte).

La courbe dans la direction tangentielle pure est similaire à celle décrite dans la direction radiale pure [GIB88]

[OUD92] qui travaille sur l'essence de chêne, a mesuré les anisotropies des modules d'élasticité dans l'hypothèse d'une élasticité linéaire ainsi que de la contrainte de limite élastique. Ces anisotropies ne sont ni constantes ni identiques mais diminuent lorsque la teneur en eau augmente (au moins jusqu'au point de saturation des fibres) (Fig. B-30)

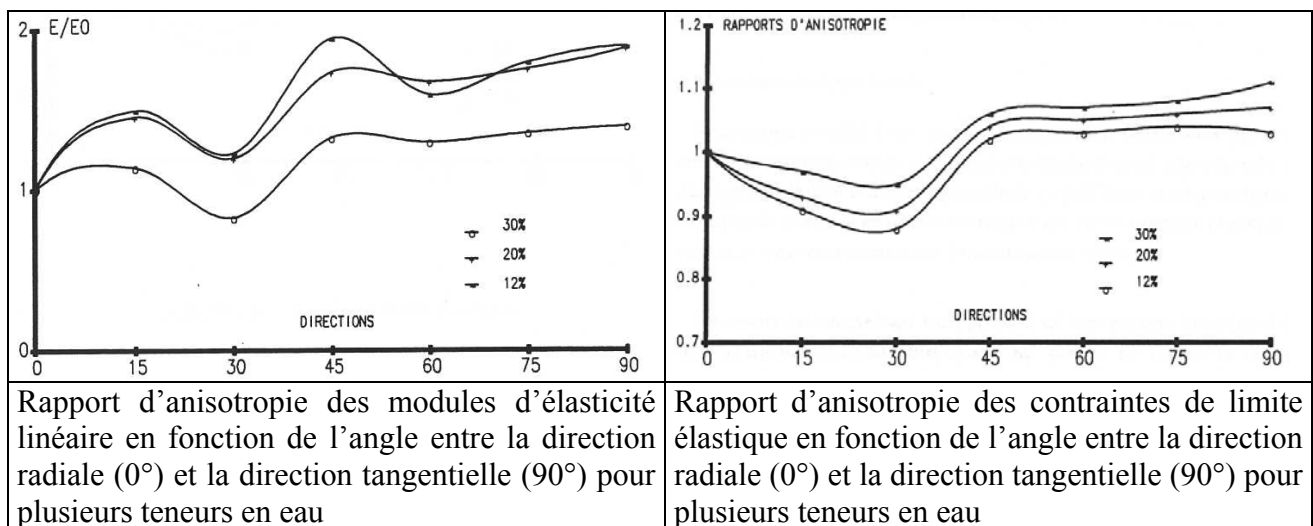
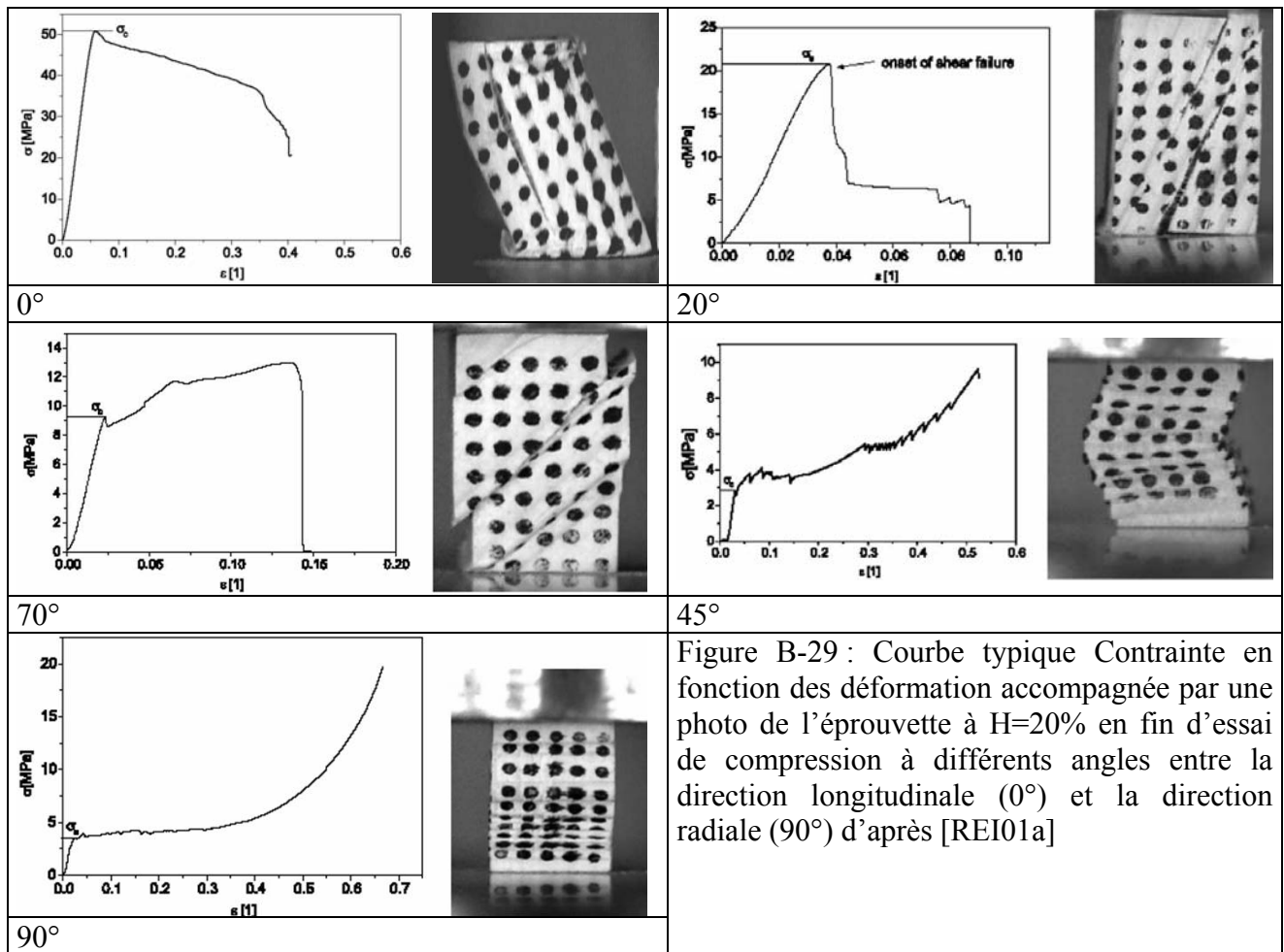


Figure B-30 : Variation de rapport d'anisotropie de deux grandeur d'élasticité linéaire dans le plan transverse aux fibres pour différentes teneur en eau d'après [OUD92]

[KOL84] confirme l'influence de la teneur en eau sur l'amplitude de l'anisotropie ainsi qu'une plus grande anisotropie dans le sens des fibres. Il appuie même l'étude précédente en poussant l'étude plus loin que le point de saturation des fibres : la teneur en eau joue encore un rôle mais cette fois beaucoup moins important (Fig. B-31).

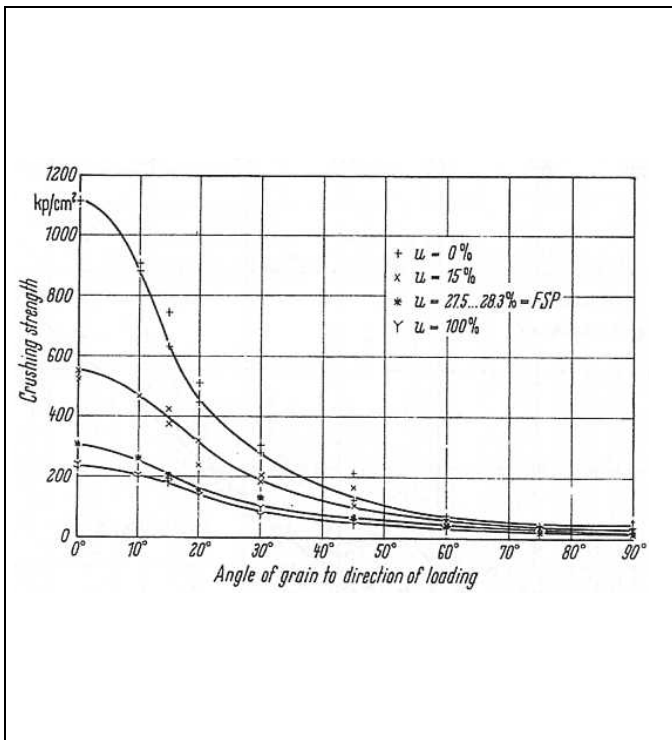


Figure B-31 : contrainte de limite élastique du bois de pin en fonction de l'angle de fibre à différentes teneur en eau d'après [KOL84]

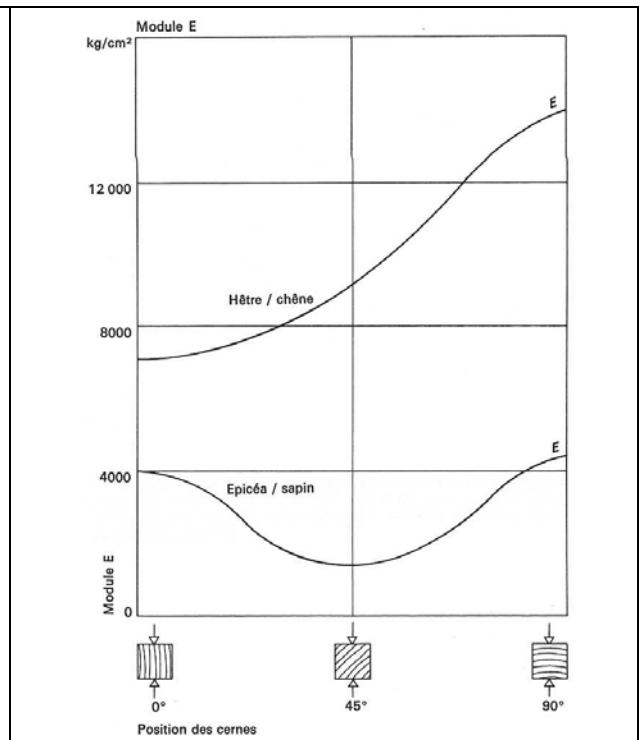


Figure B-32 : mise en évidence de la différence d'anisotropie entre résineux et feuillu d'après [BAS60]

De plus, il est bon de remarquer que l'anisotropie n'est pas identique entre les bois à grande hétérogénéité anatomique entre bois de printemps et bois d'été (comme les résineux) et les autres (comme les feuillus) (Fig. B-32).

Enfin, seul [KOL84] présente des résultats faisant varier les angles dans les trois plans principaux d'orthotropie par rapport à la direction de la charge et uniquement pour les complaisances élastiques (Fig. B-33).

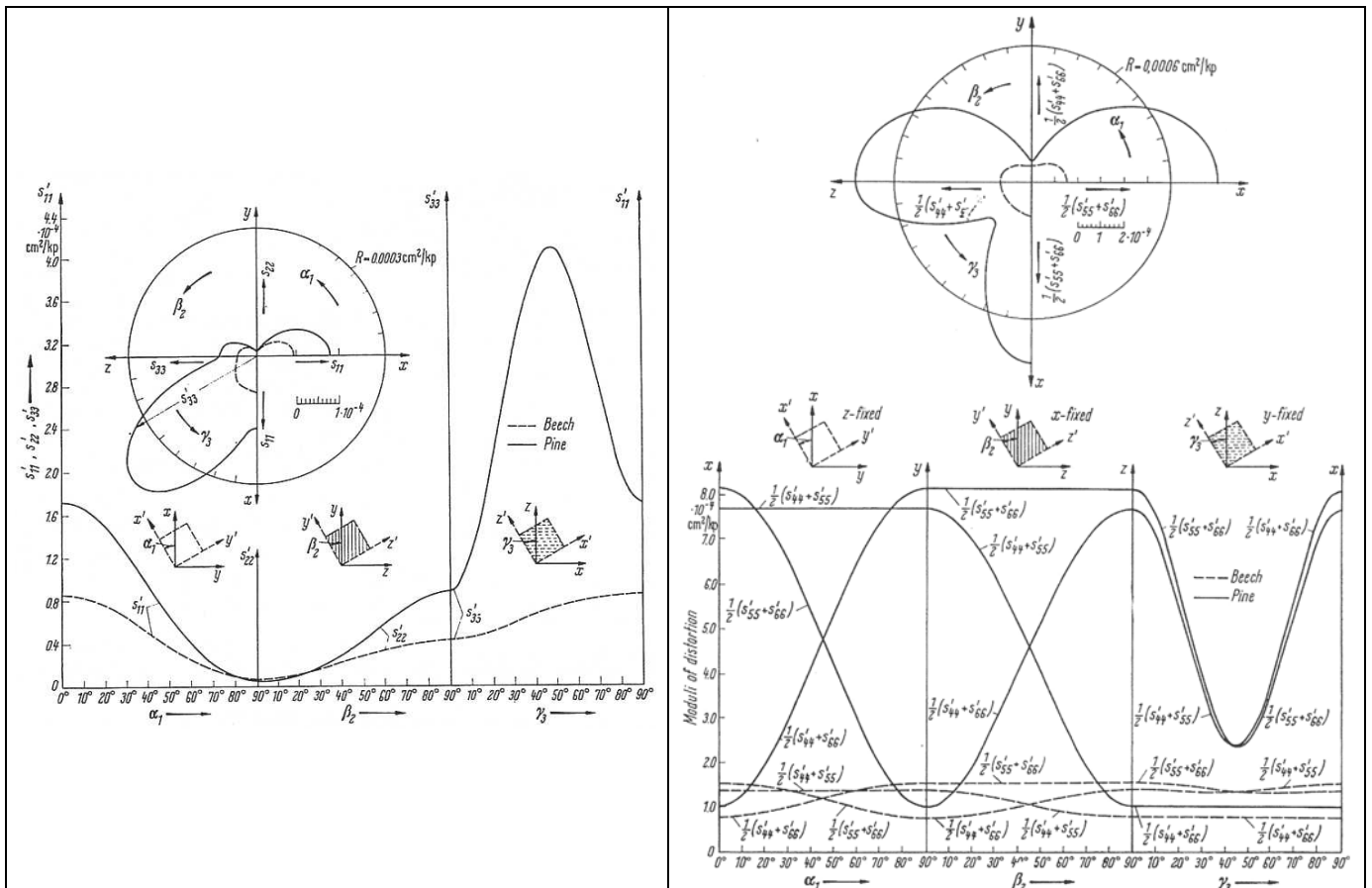


Figure B-33 : évolution des principales complaisances en fonction de l'angle formé entre la structure orthotrope du matériau bois et la direction de sollicitation de compression quasi statique pour du hêtre et du pin à une teneur en eau de 12% d'après [KOL84]

5.2.2.1.3. influence de la teneur en eau

Nous venons de voir que l'amplitude de l'anisotropie du matériau bois était diminuée lorsque la teneur en eau augmentait sous le point de saturation des fibres et demeurait quasiment constante après.

C'est donc très logiquement que nous allons étudier, dans ce chapitre, l'influence de la teneur en eau sur le comportement du matériau lors d'un essai de compression.

Globalement, à faible vitesse de déformation, les bois saturés sont moins résistants [REN96b]. Ceci est confirmé par les quelques essais à différentes teneur en eau de [BEA96] (Fig. B-34)

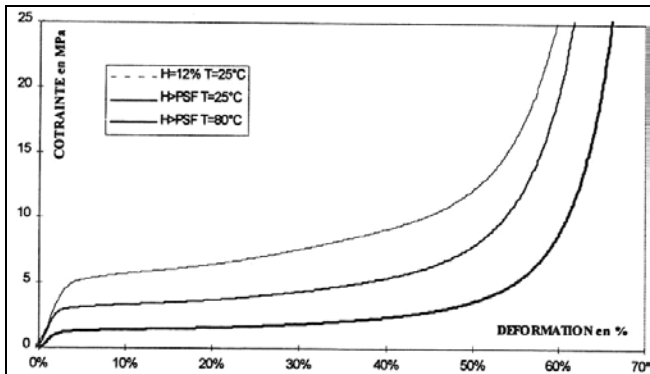


Figure B-34 : Contrainte de compression tangentielle du bois de Simarouba jusqu'à consolidation en fonction de la déformation à plusieurs teneurs en eau et températures d'après [BEA96]

Ainsi la contrainte de limite élastique mais aussi la contrainte maximale au sens de la Figure B-72 diminuent avec l'augmentation de la teneur en eau de manière quasiment linéaire entre 10% et le point de saturation des fibres (Fig. B-35) dans les trois directions d'orthotropie (Fig. B-36)

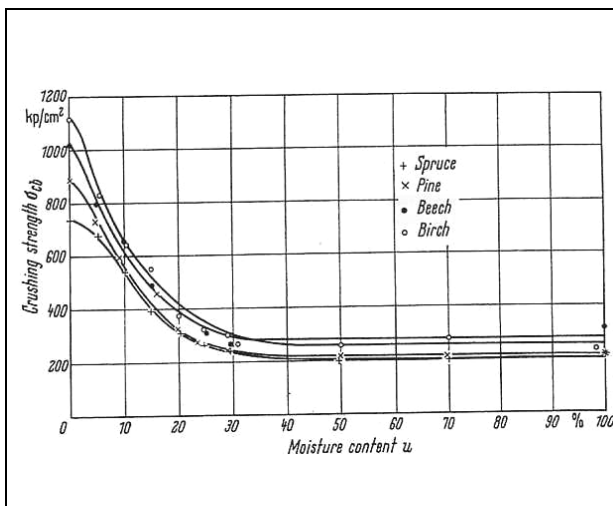


Figure B-35 : évolution de la contrainte de limite élastique dans la direction longitudinale en fonction de la teneur en eau pour différentes essences d'après [KOL84] confirmé par [BEN88] et [KRE96]

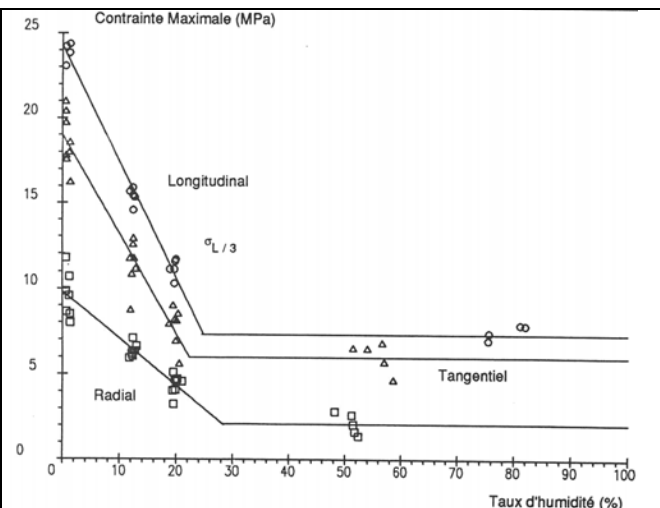
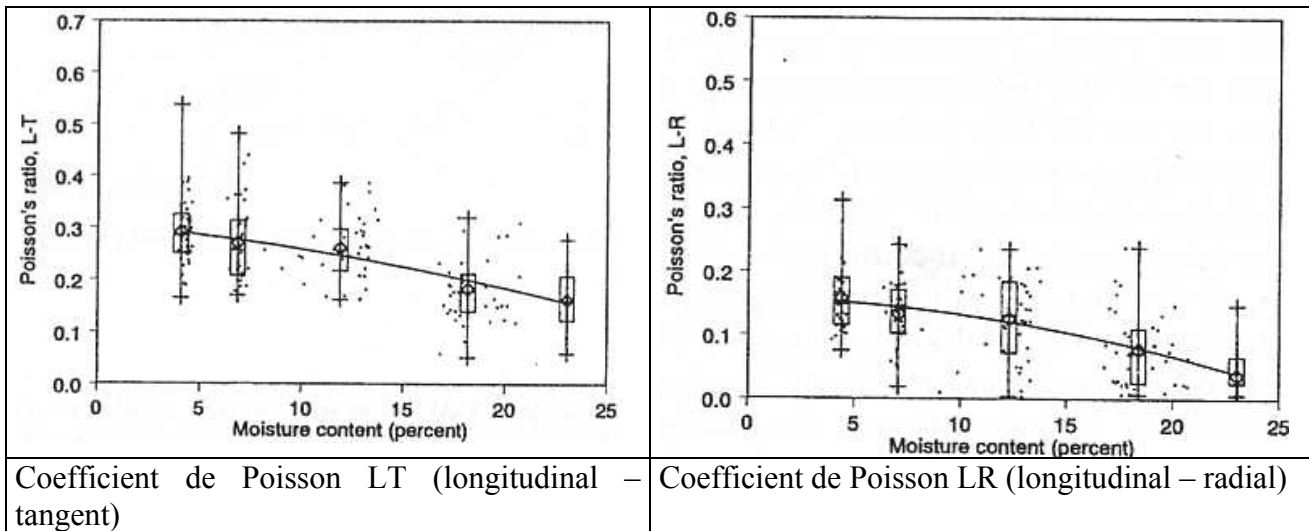


Figure B-36 : évolution de la contrainte de limite élastique dans les trois directions principales d'orthotropie en fonction de la teneur en eau pour le bois de pin maritime d'après [FRA92] et [FRA93]

Dans le cadre de l'élasticité linéaire, les coefficients de Poisson diminuent aussi lors de l'augmentation de la teneur en eau (Fig. B-37). Mais aucun auteur n'est allé au delà du point de saturation des fibres.



Coefficient de Poisson LT (longitudinal – tangent)

Coefficient de Poisson LR (longitudinal – radial)

Figure B-37 : Evolution de certains coefficient de Poisson en fonction de la teneur en eau lors d'essais de compression d'après [KRE96]

De même, le module d'élasticité linéaire diminue avec la teneur en eau mais il continue à décroître légèrement après le point de saturation des fibres (Fig. B-38)

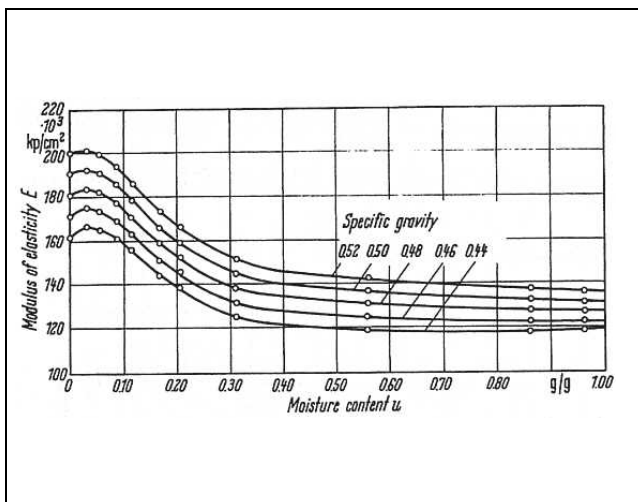


Fig. B-38 : Evolution du module d'élasticité linéaire en fonction de la teneur en eau de bois d'épicéa d'après [KOL84]

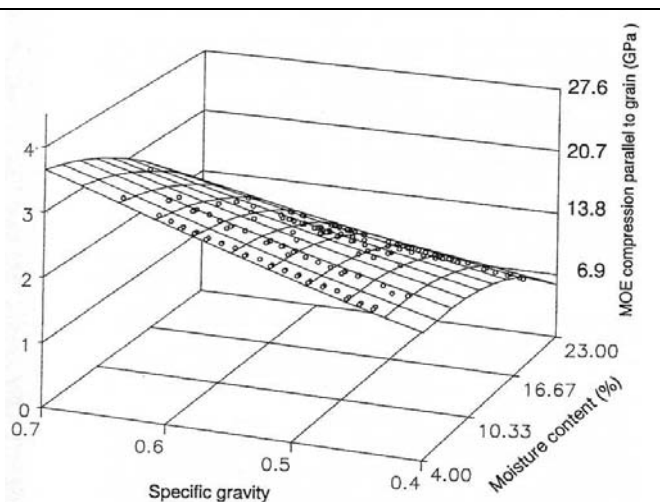
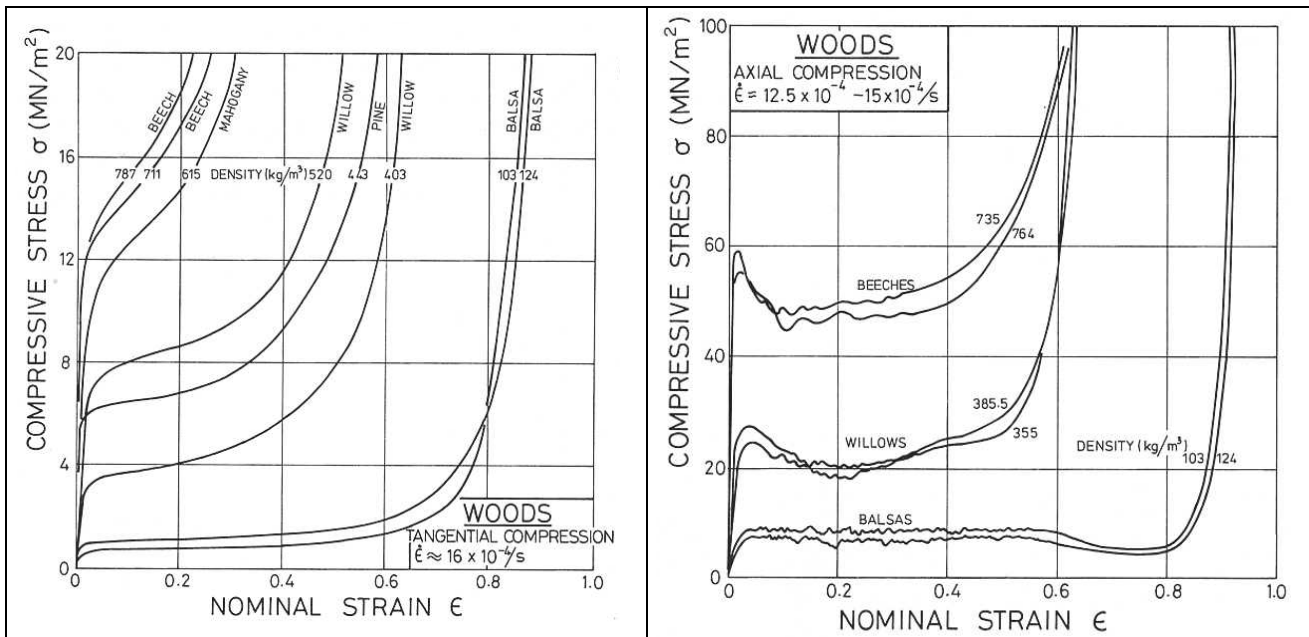


Fig. B-39 : Influence de la densité sur le module d'élasticité linéaire en fonction de la teneur en eau d'après [KRE96]

La densité et plus particulièrement ici l'infra-densité a tendance à augmenter l'amplitude de l'effet de la teneur en eau sur le matériau bois (Fig. B-39).

5.2.2.1.4. influence de la densité

La différence entre la densité et l'infra-densité est que la valeur de cette dernière est constante par rapport à la teneur en eau actuelle du matériau. Mais lorsqu'une étude fait grandement varier la densité il est alors nécessaire de changer d'essence de bois dans laquelle il est possible d'avoir une faible variation de cette caractéristique (Fig. B-40).

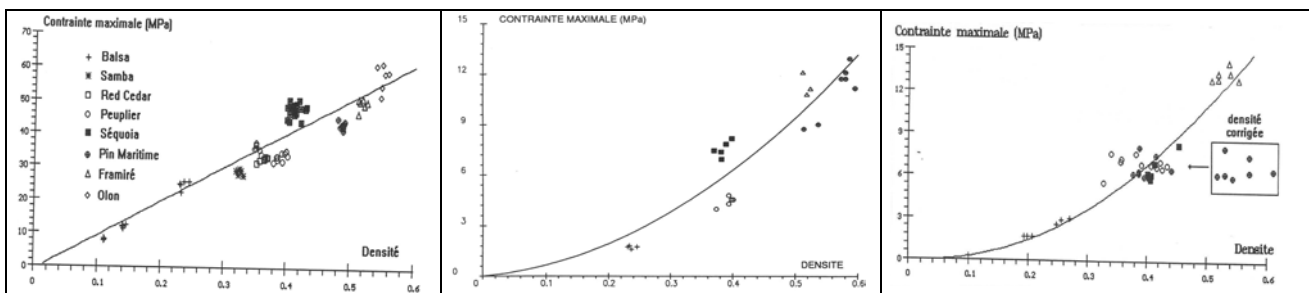


Compression tangentielle

Compression longitudinale

Figure B-40 : Evolution de la contrainte en fonction de la déformation pour différentes essences et donc pour différentes densités d'après [GIB88]

La contrainte de limite élastique mais aussi la contrainte maximale au sens de la Figure B-27 croissent avec la densité, mais l'évolution n'est pas identique suivant la direction longitudinale ou transverse (Fig. B-41).



Compression longitudinale

Compression tangentielle

Compression radiale

Figure B-41 : Evolution de la contrainte maximale en fonction de la densité d'après [FRA92] et [FRA93]

Comme il est nécessaire de faire varier les essences afin de faire varier la densité, [FRA92] (et [FRA93]) met en garde contre les problèmes d'hétérogénéité des cernes d'accroissement de certaines essences (typiquement le pin maritime). Alors que la mesure de densité se fait globalement, seul le bois de printemps est quasiment sollicité et donc entraîne un biais des courbes.

5.2.2.1.5. influence de la température

Comme le montre la Figure B-34, la température est un autre facteur important influençant le comportement en compression du matériau bois.

Ce facteur est incontesté par l'ensemble des auteurs. Et globalement, le matériau bois est moins résistant lorsque la température augmente (Fig. B-42).

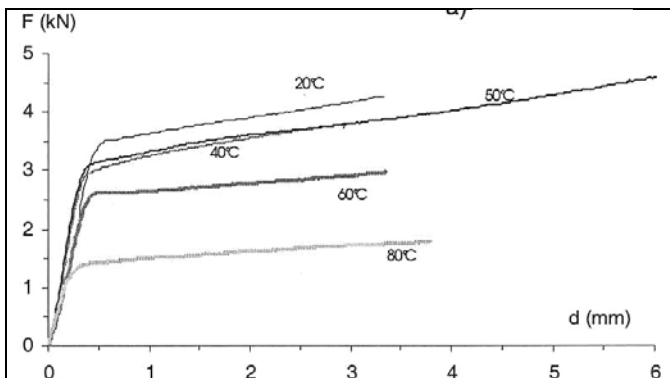
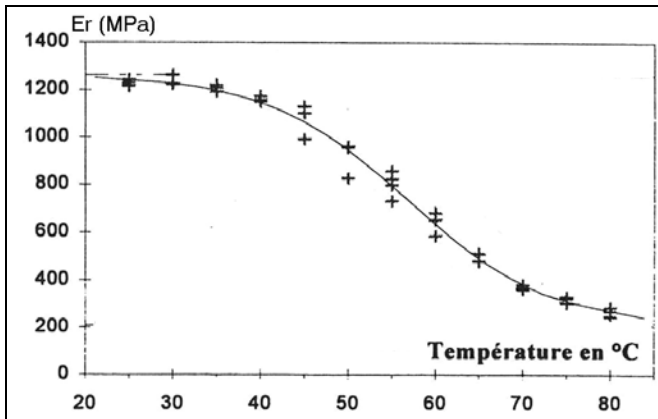


Figure B-42 : Evolution de l'effort de compression radiale d'un cube de 30mm d'arrête, de bois de copaya saturé d'eau, en fonction du déplacement de la traverse à 5 températures différentes d'après [BAR01]

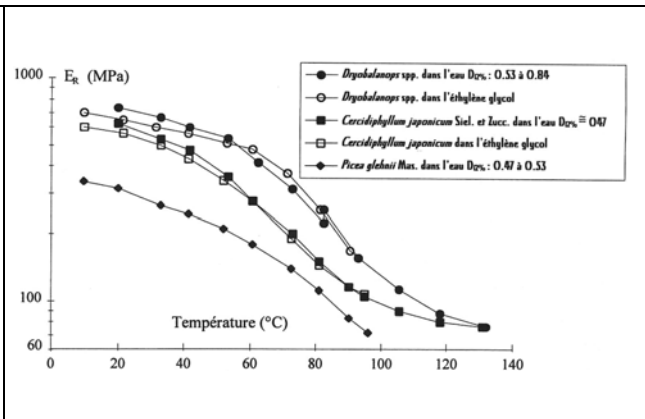
Malheureusement, les auteurs ne sont pas d'accord sur l'évolution des valeurs caractéristiques des résultats avec la température : [BAR01] trouve une chute importante des propriétés mécaniques du bois vert autour de 50°C avec une décroissance non linéaire (confirmée par [KOL84] et [BEA96]) tandis que d'autres ([FRA92], [FRA93]) trouvent une décroissance linéaire avec la température (Fig. B-43) mais ceci avec uniquement trois séries de points.

On notera encore une fois l'orthotropie et l'influence de la densité sur certaines courbes mais aussi l'influence de la vitesse de déplacement de la traverse et donc de la vitesse de déformation (même si cette dernière n'est pas de l'ordre de la vitesse de déformation du procédé de fabrication)

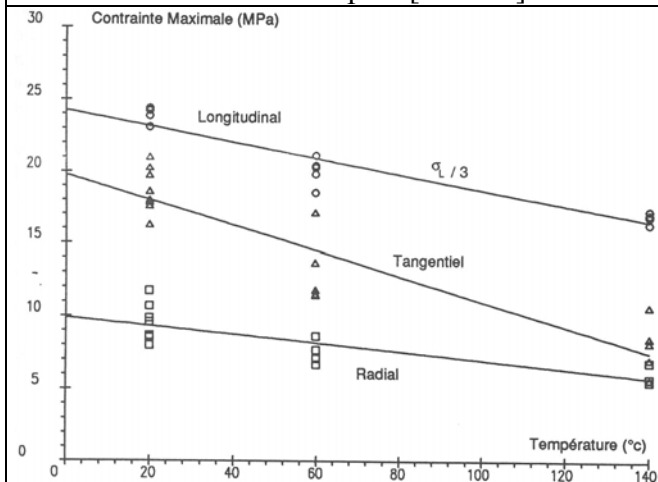
Ainsi, La contrainte de limite élastique radiale lors d'une compression homogène dépend grandement de la température mais aussi de la vitesse de déformation (soit $25s^{-1}$ pour l'auteur) [UHM96].



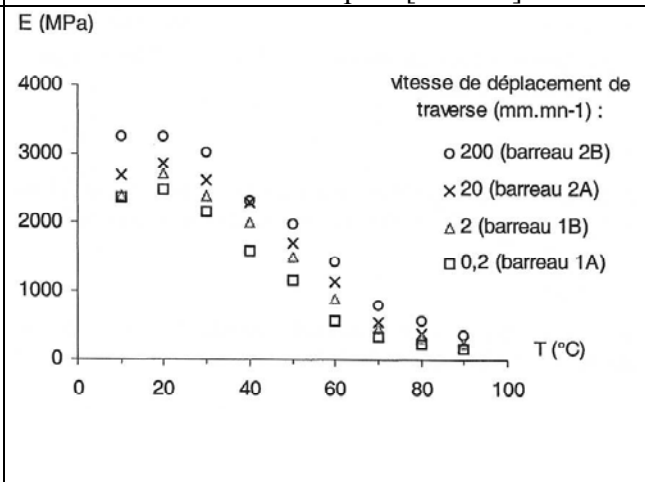
Evolution de la contrainte de limite élastique radiale en fonction de la température pour du bois de Bocoa saturé d'eau d'après [BEA96]



Evolution du module d'élasticité radiale en fonction de la température pour différentes essences saturé d'eau d'après [BEA96]



Evolution de la contrainte de limite élastique mais aussi la contrainte maximale au sens de la Figure B-72 en fonction de la température pour du bois de pin maritime saturé d'eau d'après [FRA92] et [FRA93]



Evolution du module d'élasticité linéaire radiale en fonction de la température d'un cube de 30mm d'arrête, de bois d'angélique saturé d'eau à différentes vitesse de translation de traverse d'après [BAR01]

Figure B-43 : différentes évolutions de deux caractéristiques en fonction de la température

5.2.2.1.6. influence de la vitesse de déformation

Nous ne parlerons pas des grandes vitesses de déformations mais des vitesses de déformation intermédiaires ($< 100 \text{ s}^{-1}$) par rapport aux vitesses quasi statiques ($< 1 \text{ s}^{-1}$) au sens de [ADA98]

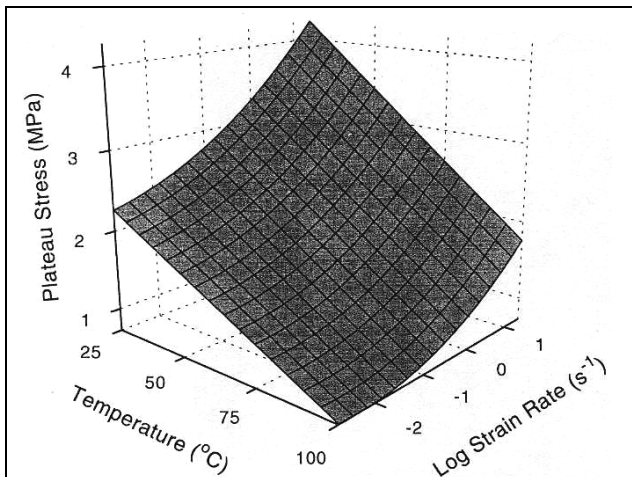


Figure B-44 : Evolution de la contrainte de limite élastique radiale du bois d'épicéa en fonction la température et de la vitesses de déformation d'après [UHM96]

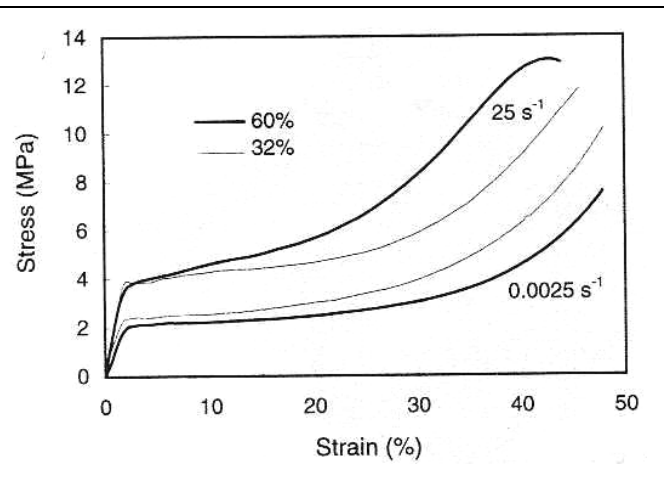


Figure B-45 : Evolution de la contrainte de compression radiale du bois d'épicéa en fonction de la déformation à différentes teneur en eau et différentes vitesses de déformation d'après [UHM96]

A vitesse de déformation intermédiaire, [UHM96] a constaté que la vitesse de déformation commençait déjà à influencer sur le comportement.

En couplant cette étude avec une variation de la teneur en eau, il en a déduit que la vitesse de déformation ainsi que la température avait une influence certaine sur les contraintes (en particulier la contrainte de limite élastique (Figure B-44)) et que l'eau libre augmentait l'énergie nécessaire à la déformation et risquait de jouer un grand rôle à grande vitesse de déformation (Fig. B-45).

Il est regrettable que l'auteur n'est pas étudié aussi les déformations.

5.2.2.1.7. influence de la taille de l'éprouvette

Enfin, dans son étude quasi statique du comportement, [ADA98] a trouvé une variation des déformations en fonction de la taille des éprouvettes à même chargement surtout dans la direction longitudinale (Fig. B-46). Ce qui entraîne une variation du module d'élasticité linéaire (Fig. B-47)

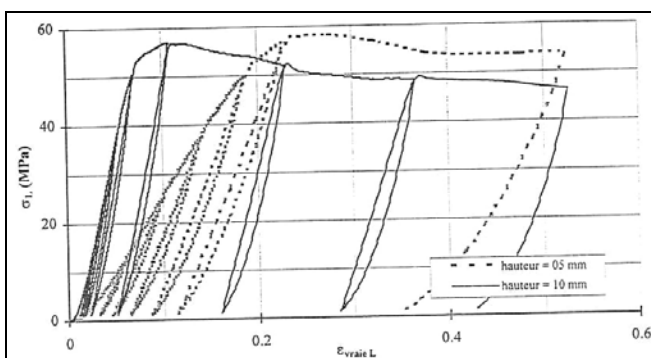


Figure B-46 : Comparaison du comportement longitudinal de deux éprouvette de hauteur différente d'après [ADA98]

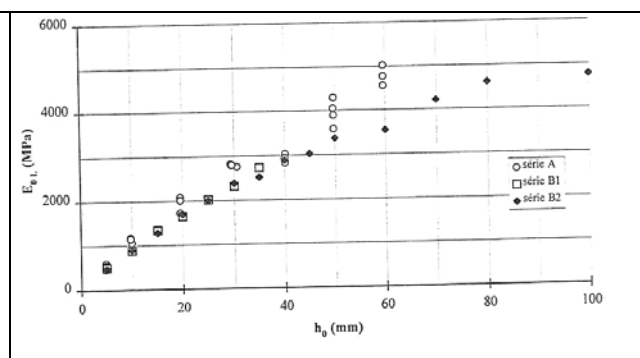


Figure B-47 : influence de la hauteur sur le module d'élasticité linéaire apparent longitudinale d'après [ADA98]

L'auteur donne une explication en divisant l'éprouvette en trois parties : étant donné le mode de réalisation des éprouvettes, les deux extrémités seraient endommagées sur une hauteur de cellule (soit 1mm) et réagiraient alors comme des ressorts de rigidité beaucoup plus faible (soit celle de la lignine pure) tandis que la partie centrale de l'éprouvette aurait le comportement du bois normalement constitué.

Après une campagne d'essais uniquement réalisée dans la direction longitudinale, l'auteur arrive à des résultats relativement satisfaisant avec sa théorie.

5.2.2.1.8. influence de la pression hydrostatique

[OUD92] a tenté de mettre en évidence l'influence de la pression hydrostatique sur le matériau bois (en particulier le bois de chêne). Mais l'auteur étudiait un bois à une teneur en eau inférieure au point de saturation des fibres.

Or il utilisait de l'huile sous pression pour mettre en condition de pression hydrostatique ses éprouvettes (jusqu'à 20 Mpa).

Ainsi, l'huile rentrant au minimum à l'intérieur des cavités du matériaux bois, il nous est apparu que l'auteur testait plus le comportement hydrostatique des parois des cellules tandis que l'essai de compression était un essai classique à l'échelle des cernes de croissance. Nous en avons donc conclu que les résultats que l'auteur avance ne peuvent pas être utilisés.

5.2.2.1.9. influences non citées

Il est toujours possible de compléter les études réalisées par des travaux plus approfondis en particuliers sur les imperfections du bois tels que les nœuds [BEN88] ou le bois de réaction. Mais nous ne cherchons pas dans cette voie. Par contre lors d'une étude exploratoire, il sera quand même intéressant de prendre en compte de manière un peu plus fine la biologie du matériau bois plutôt que de se limiter aux classiques directions d'orthotropie.

5.2.2.2. résultats à grandes vitesses de déformation

Dans ce chapitre, nous allons nous attacher à décrire les résultats à grande vitesse de déformation des différentes études. Tous les résultats obtenus sont mis en rapport avec les résultats statiques. Ainsi l'étude de l'influence de la vitesse de déformation peut se résumer actuellement à trouver le lien entre les grandeurs mécaniques à grande vitesse de déformation et ces même grandeurs quasistatiques.

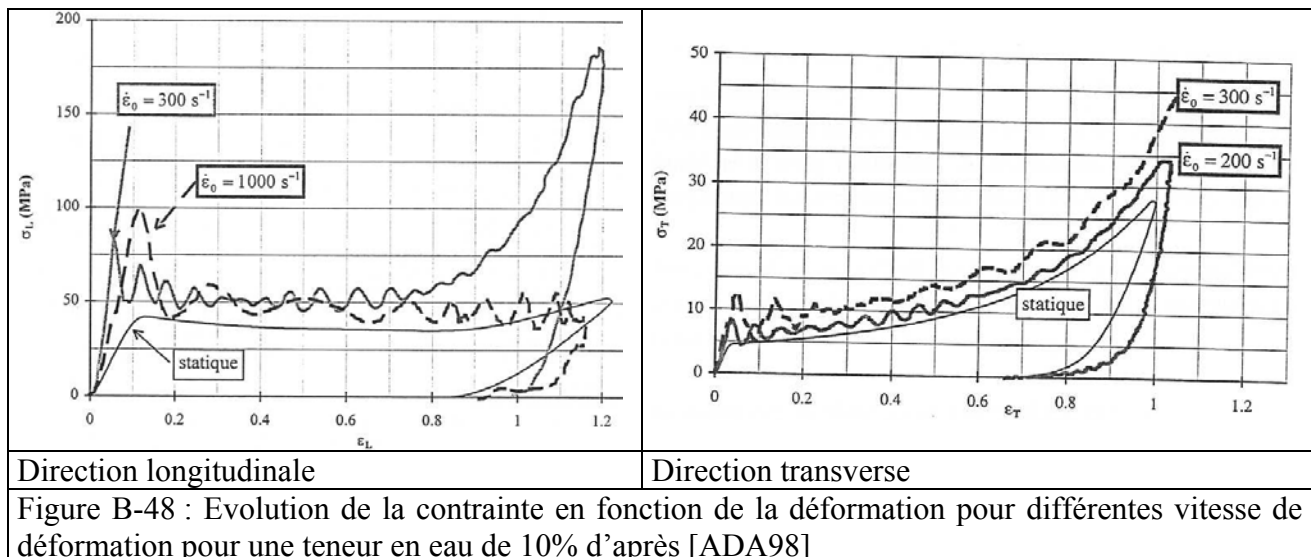
La plupart des études portent sur le comportement du matériau bois à teneur en eau inférieure au point de saturation des fibres pour bois de peuplier avec des vitesses de déformation ne dépassant pas 10^3s^{-1} car elles ont pour but de simuler le crash de conteneur en bois. Seul [REN96a] effectue une étude à grande vitesse de déformation du matériau bois saturé mais il développe une modélisation en petites déformations.

5.2.2.2.1. les chargements cycliques

De part la technologie utilisée (pilon ou barre d'Hopkinson), il n'est possible d'obtenir que des chargements monotones pouvant aller jusqu'à densification.

Parfois, l'énergie du pilon est trop faible et la partie mobile du pilon s'arrête [ADA98]. Nous nous trouvons dans ce cas avec un essais à vitesse de déformation non constante.

Il est quand même possible de voir l'influence de la vitesse de déformation sur les courbes brutes (Fig. B-48)



Lors des essais dynamiques, il sera nécessaire de faire la différence entre la contrainte pic se trouvant en bout de la partie linéaire et contrainte du plateau car la vitesse de déformation a tendance à favoriser les déformations hétérogènes. Apparemment, lors de la seule étude dynamique sur du bois saturé ce genre de pic ne se produit pas.

5.2.2.2.2. influence de la teneur en eau

Lors des essais de compression, l'influence du fluide libre ainsi que de la nature de ce dernier sont incontestable aussi bien sur le module élastique dans le cadre d'un élasticité linéaire que sur les contraintes de limite élastique et à rupture (Tab. I-3).

Module élastique (Mpa)	Quasi statique	Dyna mique	Quasi statique	Dynamique		Contrainte à rupture (Mpa)	Quasi statique	Dyna mique	Quasi statique	Dynamique	
	sec	sec	Saturé d'eau	Saturé d'eau	Saturé de glycerol		sec	sec	Saturé d'eau	Saturé d'eau	Saturé de glycerol
Direction	sec	sec	Saturé d'eau	Saturé d'eau	Saturé de glycerol	Direction	sec	sec	Saturé d'eau	Saturé d'eau	Saturé de glycerol
L	5670	6350	2620	4670	6220	L	65.1	107	20.3	88	98
R	1260	958	470	1740		R	7.3	32	2.7	17	
T	780	670	270	1590		T	5.7	31	2.3	17	
déformation limite élastique (%)	Quasi statique	Dyna mique	Quasi statique	Dynamique		Contrainte limite élastique (Mpa)	Quasi statique	Dyna mique	Quasi statique	Dynamique	
	sec	sec	Saturé d'eau	Saturé d'eau	Saturé de glycerol		sec	sec	Saturé d'eau	Saturé d'eau	Saturé de glycerol
Direction	sec	sec	Saturé d'eau	Saturé d'eau	Saturé de glycerol	Direction	sec	sec	Saturé d'eau	Saturé d'eau	Saturé de glycerol
L	0.3	0.69	0.4	0.34	0.61	L	12.6	44	8.4	16	38
R	0.2	1.75	0.3			R	2.2	15	1.2	7	
T	0.4	1.49	0.5			T	2.6	10	1.1	6	

Tableau B-3 : Comparaison de différentes caractéristiques de compression statique et dynamique du bois de bouleau à différentes teneur en eau ou glycérol d'après [REN96a] et [REN96b] (résultat confirmé pour la même essence de bois et d'autres pour la teneur en eau faibles (9%) par [BUC00])

Lors des compressions dynamiques, les spécimens mouillés sont parfois plus rigides que le spécimen sec. L'auteur explique que l'adoucissement des parois est compensé par la difficulté qu'a l'eau libre (ou du liquide libre) à se déplacer de cavité en cavité par les pores des cellules. Le

matériau réagit donc différemment aux vitesses de sollicitation suivant le liquide libre dans ces cavités.

C'est pour la même raison que les bois saturés peuvent supporter de plus grandes contraintes à rupture, sont plus rigides et ont une contrainte de limite élastique plus élevée lorsqu'ils sont sollicités dynamiquement plutôt qu'à faible vitesse de déformation.

L'auteur remarque par ailleurs que l'endommagement microscopique des éprouvettes est similaire quelle que soit la vitesse de déformation.

Pour notre part, nous regrettons que la majeure partie de l'étude porte sur la première partie linéaire des courbes. Ce qui aboutit forcément à un modèle en petite déformation uniquement sur les modules élastiques.

Il est fort dommage de ne pas avoir réalisé des essais avec différents fluides dans les trois directions.

De plus, les mesures de déformation comme celles de contraintes ne sont pas exploitées et l'absence de mesures de déformation dans les directions radiale et tangentielle nous laisse douter sur le nombre d'essais réalisés.

5.2.2.2.3. influence de la densité

Les rares études réalisées sur l'influence de la densité ont été réalisées sur du bois de balsa dont la densité est très variable et dont la teneur en eau variait de 8 à 11% (Fig. B-93) et par l'utilisation de différentes essences de bois dont la teneur en eau ne dépassait pas 20% (Fig. B-49).

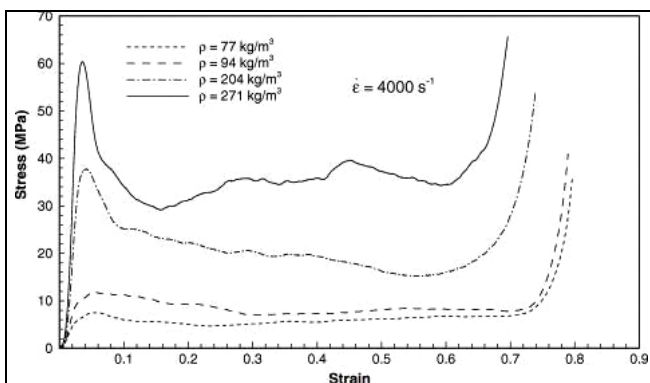
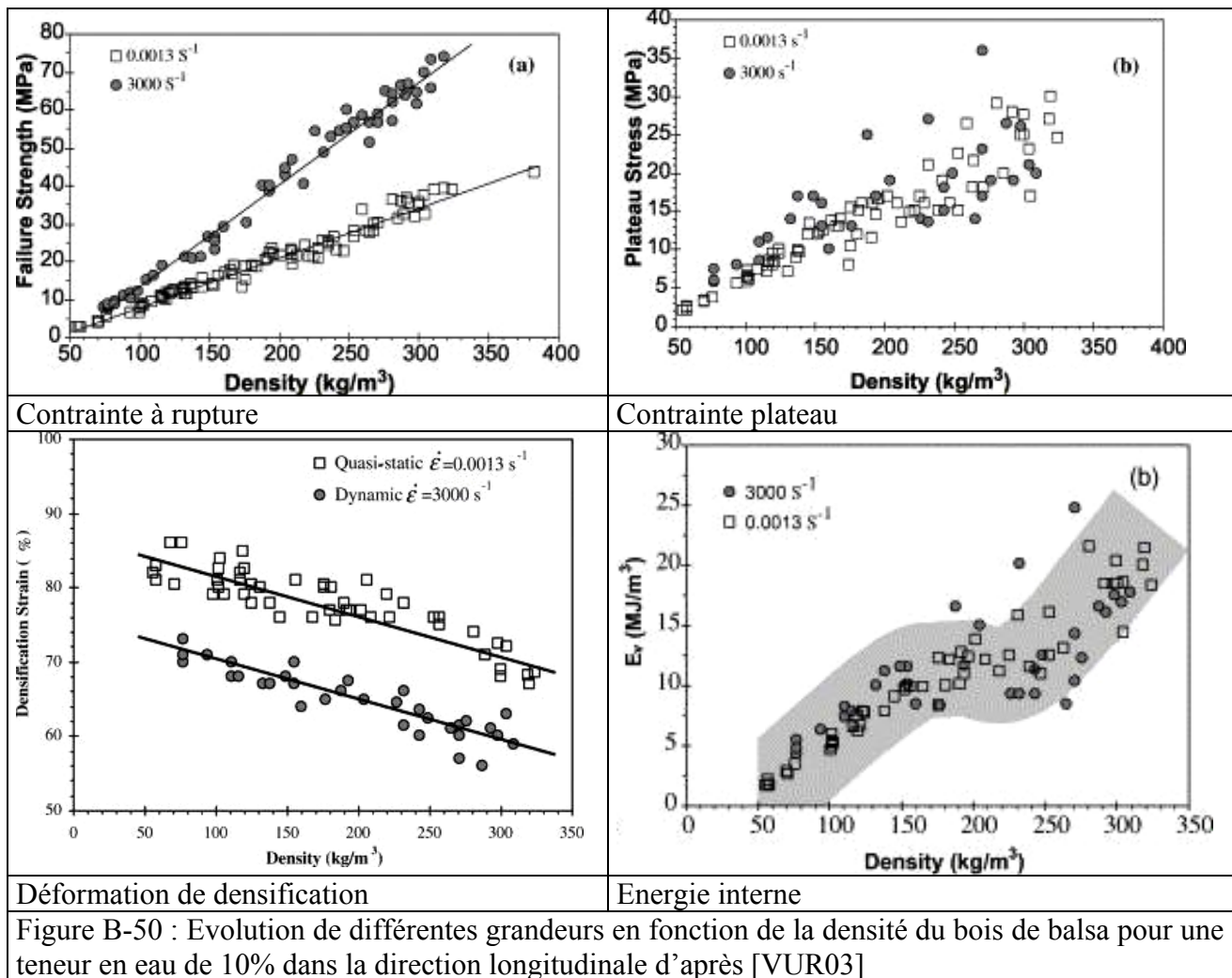


Figure B-49 : Evolution de la contrainte en fonction de la déformation à différentes densités pour le bois de balsa dans la direction transverse d'après [VUR03]

Globalement, la contrainte du plateau, la contrainte à rupture ainsi que l'énergie interne augmente avec la densité mais pas forcément avec la vitesse de déformation. Tandis que la déformation de densification évolue inversement à la densité (Fig. B-50).

Il est regrettable que l'auteur ne se soit pas plus intéressé aux directions transverses et ne donne aucun résultat similaire à ceux dans la direction longitudinale.

Par contre nous ne savons pas, si cet effet se cumule avec celui de la teneur en eau car cela n'a jamais été étudié.



5.2.2.2.4. influence de la vitesse de déformation

Comme il est possible de le voir au chapitre précédent, la vitesse de déformation n'a pas d'influence sur l'ensemble des caractéristiques des courbes de compression d'une essence de bois : Dans la direction longitudinale, la contrainte du plateau n'est quasiment pas affectée par la vitesse de déformation (confirmé par [ADA98]) tandis que la contrainte à rupture est très sensible (plus 50 à 130% par rapport à la contrainte quasi statique). La déformation de densification diminue avec la vitesse de déformation [VUR03].

[REI97] et [ADA98] ont eu la même démarche : essayer de rapporter les caractéristiques des courbes aux mêmes caractéristiques techniques statiques en fonction de la vitesse de déformation. Mais le premier auteur montre que l'évolution de la contrainte pic n'est pas identique dans la direction longitudinale et transverse. Mais il s'est limité à la contrainte pic pour différentes essences à une teneur en eau de 20% et des vitesses de déformation pouvant aller jusqu'à 8000s^{-1} et n'a pas fait de différence entre la contrainte pic et la contrainte du plateau (Fig. B-51).

Le deuxième auteur a élargi son champ d'investigation aux caractéristiques de l'ensemble de la courbe de compression (contraintes, déformations et pentes) dans les mêmes directions mais s'est limité à des vitesses de 350s^{-1} ce qui limite grandement notre intérêt pour son étude puisque sa vitesse maximale de déformation est très loin de celle du procédé de déroulage (Fig. B-52)

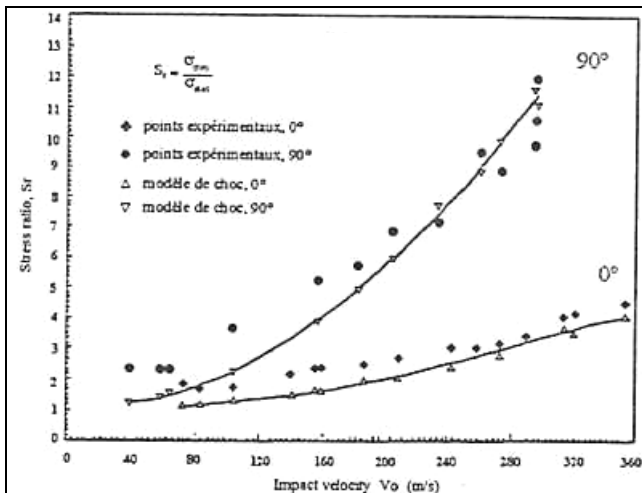


Figure B-51 : Evolution du rapport entre la contrainte pic dynamique et la contrainte pic quasi statique en fonction de la vitesse d'impact pour du bois de chêne à 10% de teneur en eau d'après [REI97]

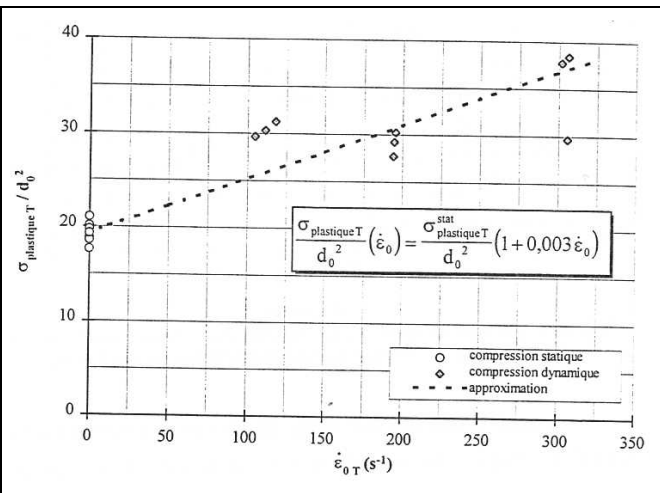


Figure B-52 : Evolution de la contrainte transversale de limite élastique rapportée à la densité au carré en fonction de la vitesse de déformation pour une teneur en eau de 10% d'après [ADA98]

[FRA92] (et [FRA93]) remarque que le comportement du bois semble devenir constant au delà d'une vitesse de déformation de 850s $^{-1}$ (Fig. B-53)

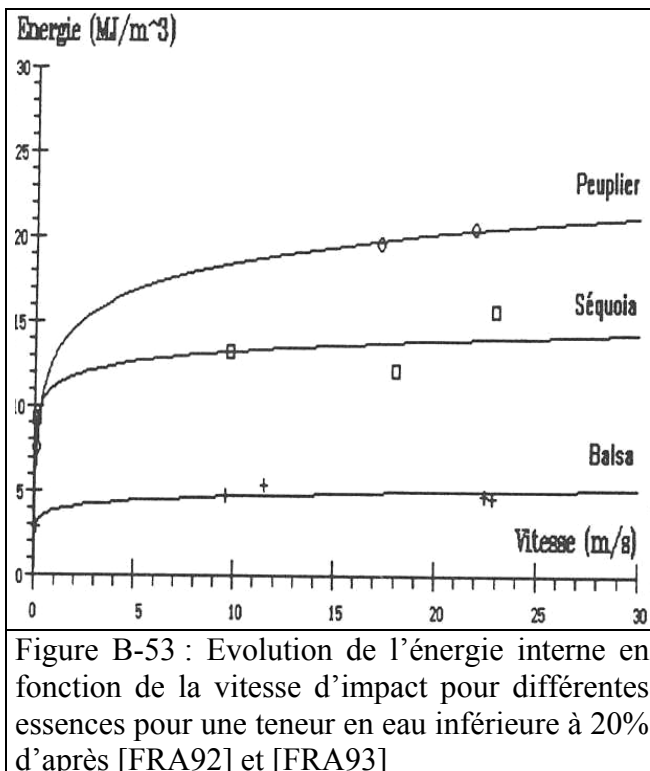


Figure B-53 : Evolution de l'énergie interne en fonction de la vitesse d'impact pour différentes essences pour une teneur en eau inférieure à 20% d'après [FRA92] et [FRA93]

Enfin [BRA97] trouve qu'à des vitesses dépassant 1500s $^{-1}$, la décharge montre une déformation résiduelle importante dans toutes les directions d'orthotropie (longitudinale et transverse) contrairement au comportement du matériau bois soumis à une vitesse de déformation inférieure à 500s $^{-1}$ où la non linéarité est plus marquée et la décharge se rapproche de la charge.

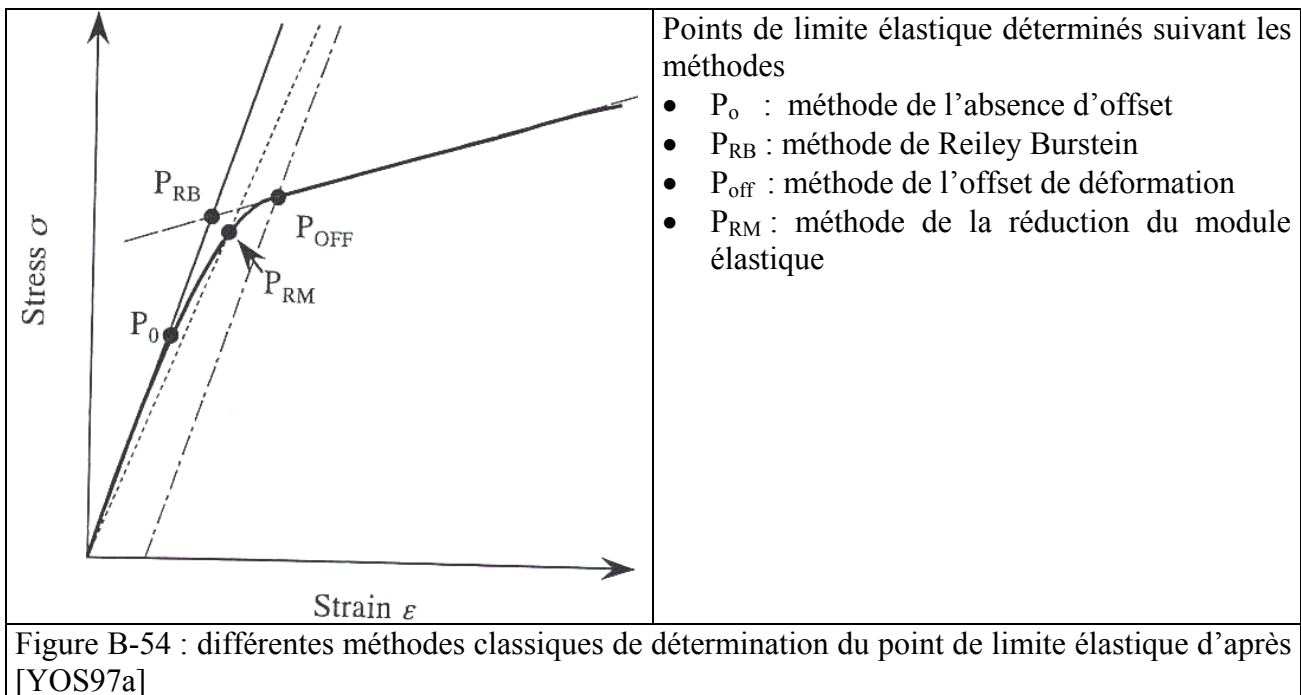
5.2.2.2.5. influences non étudiées

Nous noterons que l'influence de l'orientation des fibres par rapport à la géométrie de l'éprouvette, de la taille de l'éprouvette et des imperfections du bois sont des facteurs aisément variables mais dont l'étude n'a pas été réalisée. Il en est de même avec la pression hydrostatique et surtout la température. Mais ces facteurs sont expérimentalement très difficiles à faire varier.

5.2.3. les modélisations utilisées

Contrairement à la traction, les résultats expérimentaux de compression ont fait l'objet de modélisations analytiques suivant un voir deux facteurs.

Mais avant de donner quelques exemples, nous souhaitons nous pencher sur la détermination d'une des caractéristiques des courbes qui est le point seuil de limite élastique (Fig. B-54). Et plus généralement, le problème de la détermination des points critiques lors du changement de direction d'un courbe expérimentale.



En étudiant la compression quasi statique du bois d'Agathis et Katsura à une teneur en eau de 65%, [YOS97a] estime que les méthodes classiques de détermination du point de limite élastique sont relativement imprécises. Dans le cadre de la plasticité standard, l'auteur préfère définir une fonction de contrainte d'écoulement à caler sur la courbe afin de trouver la contrainte de limite élastique initiale.

Deux fonctions sont particulièrement adaptées :

Voce-Palm : $\sigma = F - (F - Y) \exp(-q \cdot \epsilon^p)$

ou Ludwik : $\sigma = Y + a(\epsilon^p)^m$

Où Y : contrainte de limite élastique initiale

ϵ^p : déformation non élastique du matériau

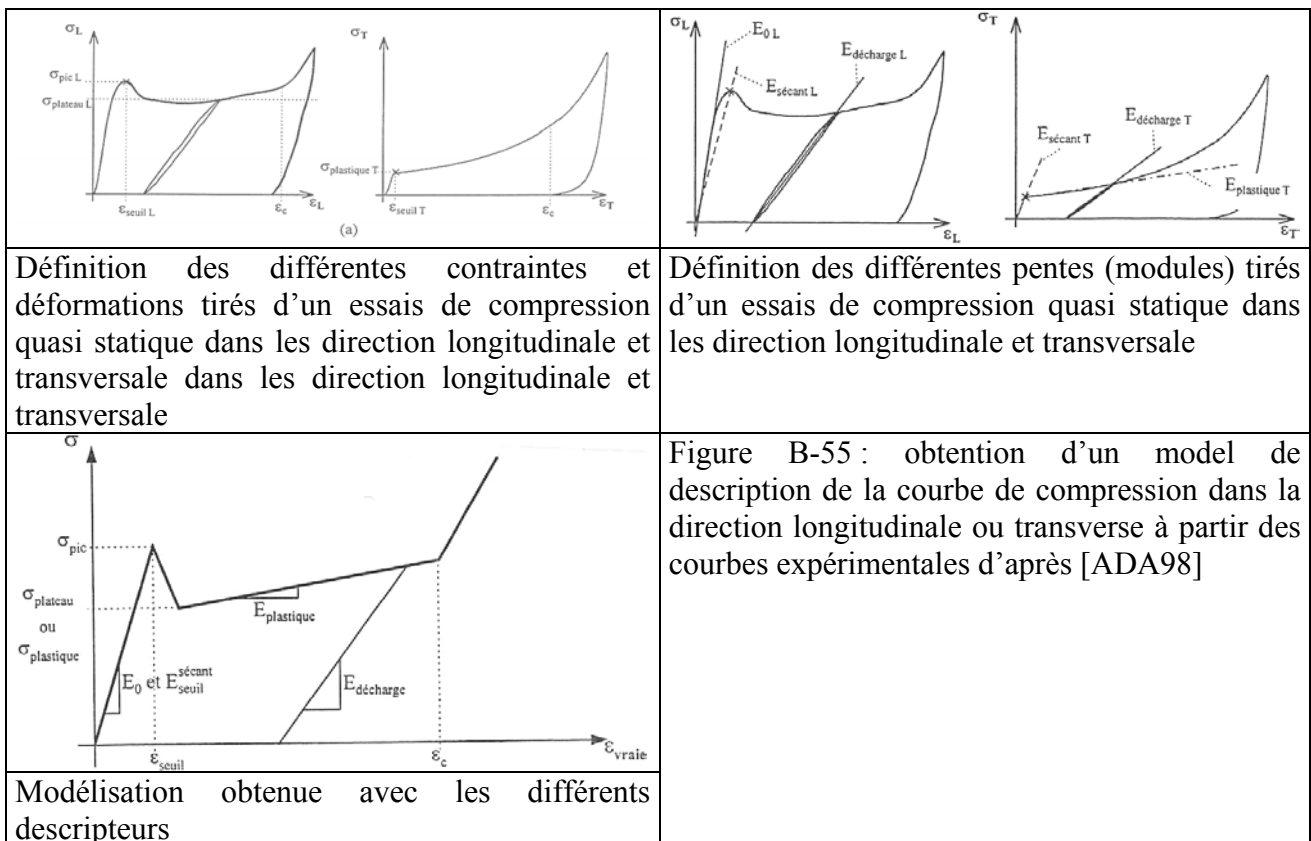
F, q, a et m : caractéristiques du matériau

Il est important de remarquer que la loi de Ludwik de [YOS97a] correspond à une formulation simplifiée de la contrainte d'écoulement de Johnson-Cook (citée dans [TOU99] à propos de la

formation de copeau dans les métaux) dans laquelle les sensibilités à la température et à la vitesse de déformation sont négligées.

Pourtant, nombre d'auteurs tels que [BEA96], [BAR01], [REN96] ou [ADA98] ont utilisés les méthodes classiques de détermination de la limite élastique et en particulier la méthode de Reily-Burstein.

Ainsi des discordances apparaissent dans la bibliographie et il est difficile de savoir si tous les auteurs parlent strictement du même point. Dans nos travaux, il sera donc nécessaire de bien définir l'identification utilisée ainsi que le modèle établi comme le fait [ADA98] (Fig. B-55).



Malgré ces difficultés de définition des points sur les courbes expérimentales, certains auteurs ont proposés des modélisations suivant les paramètres que nous avons décrits plus hauts. Mais nous commencerons par les modélisations plus globales du comportement du matériau bois :

5.2.3.1. les modélisations du comportement du matériau bois en compression

Nous ne reviendrons pas sur la proposition de [YOS97a] de modéliser la partie non élastique du comportement du matériau bois par une loi de Ludwick ou Voce-Palm qui a été commentée au chapitre juste au dessus.

Nous noterons quand même que [TAB00] dans sa tentative de modélisation par élément fini du comportement du matériau bois en compression radiale ou longitudinale, utilise aussi une loi de contrainte d'écoulement modifiée cette fois ci pour tenir compte de la vitesse de déformation.

[REI97] propose de modéliser le matériau bois comme un matériau avec une direction principale d'orthotropie longitudinale et une isotropie transverse. La modélisation à grande vitesse de déformation serait indépendante de la vitesse de déformation mais surtout le comportement serait parfaitement rigide, parfaitement plastique et parfaitement compactable dans le cadre de la plasticité

standard (Fig. B-56). Mais l'auteur ne donne pas de critère de limite élastique. De plus, cette modélisation n'est apparemment cohérente que pour la direction transverse.

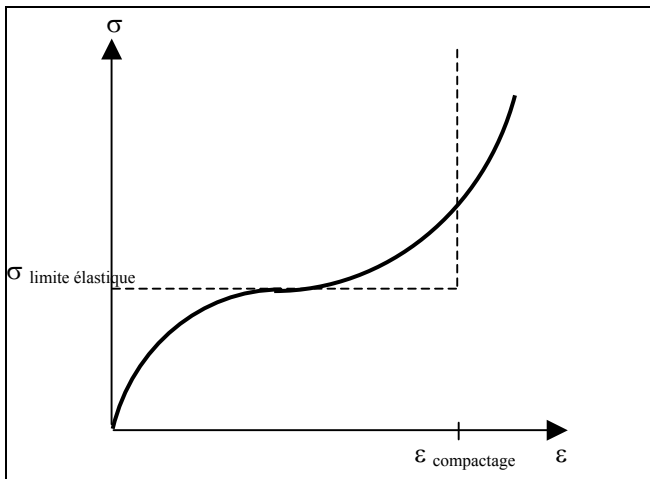


Figure B-56 : modélisation du comportement du matériau bois à grande vitesse de déformation par un comportement parfaitement rigide, parfaitement plastique et parfaitement compactable d'après [REI97]

[ADA98] qui ne travaille que sur la compression dynamique des matériaux bois à teneur en eau de 10%, parle de considérer le matériau bois comme un matériau orthotrope élasto-plastique poreux dans le cadre de la plasticité standard sans parler de critères de limite élastique.

En effet, cet auteur considère le matériau bois comme un matériau homogène, isotrope transversalement. Ce qui lui permet de ne pas considérer les cernes et de ne réaliser des essais que dans les directions longitudinales et radiales. Mais surtout, il fait l'hypothèse que le comportement élastique et plastique sont découplés dans les directions d'orthotropie. Cette hypothèse est basée sur une extension du travail de [FRA92] et [FRA93] qui travaillaient sur les compressions combinées en quasistatique et a pour conséquence un coefficient de poisson nul et une caractérisation très simple du matériau bois par deux essais de compression simple dans les deux directions d'orthotropie restantes.

Enfin [REI01a] qui travaille sur la compression quasistatique de matériau bois d'essence d'épicéa à une teneur en eau de 12% en faisant varier la direction des fibres par rapport à la direction du chargement entre la direction longitudinale et la direction radiale, propose un critère de rupture de Tsai :

$$\frac{\sigma_1^2}{\sigma_L^2} + \frac{\sigma_2^2}{\sigma_R^2} - \frac{\sigma_2 \cdot \sigma_2}{\sigma_L^2} + \frac{\tau_{12}^2}{\tau^2} = 1$$

où σ_1 : contrainte actuelle dans la direction longitudinale

σ_2 : contrainte actuelle dans la direction radiale

τ_{12} : contrainte de cisaillement induite actuelle

σ_L : contrainte limite à rupture dans la direction longitudinale

σ_R : contrainte limite à rupture dans la direction radiale

τ : contrainte limite à rupture de cisaillement induite

5.2.3.2. modélisation de l'orientation des fibres par rapport à la géométrie de l'éprouvette

[BEN88] propose la même formulation de la contrainte à rupture quasi statique pour la compression et la traction:

$$\sigma_{rupture}(\theta) = \frac{\sigma_L}{\sigma_L \cdot \sin^n(\theta) + \sigma_T \cdot \cos^n(\theta)}$$

où $\sigma_{rupture}(\theta)$: contrainte à rupture à l'angle θ

σ_L : contrainte à rupture longitudinale

σ_T : contrainte à rupture transversale

θ : angle de sollicitation par rapport à la direction des fibres

n : constante entre 2 et 2,5 suivant l'essence sollicitée

Rappelons que l'auteur travaille sur les essences de Douglas et pin maritime à une teneur en eau de 12%.

5.2.3.3. modélisation de la teneur en eau

Le même auteur propose aussi une formulation de la même contrainte à rupture quasi statique en fonction de la teneur en eau :

$$\text{Log}(\sigma) = \text{Log}(\sigma_{\text{sat}}) + K \cdot (H_{\text{sat}} - H)$$

pour une teneur en eau inférieure au point de saturation des fibres

où σ : contrainte à rupture à une teneur en eau U

σ_{sat} : contrainte à rupture au point de saturation des fibres

H : teneur en eau

H_{sat} : teneur en eau du point de saturation des fibres

K : constante

Tandis que [REN96a], qui travaille sur différentes essences de bois saturé, propose une formulation du module d'élasticité linéaire quasi statique:

$$E_{X,H} = E_{X,12} \cdot [1 - \alpha \cdot (H - 12)]$$

où E_X : module d'élasticité linéaire dans une des directions principaux d'orthotropie

H : teneur en eau

α constante dont la valeur est

- 0,030 dans la direction radiale
- 0,030 dans le direction tangentielle
- 0,015 dans la direction longitudinale

Malgré un travail sur des essences différentes à des teneurs en eau ne dépassant pas 20%, [FRA92] (et [FRA93]) propose la même formulation.

5.2.3.4. modélisation de la densité

[GUI87] propose des lois de puissance pour modéliser les différentes caractéristiques décrivant l'élasticité linéaire à partir d'un bois de référence appelé résineux ou feuillu standard en ne connaissant que la densité à 12% de teneur en eau (Tab. B-4):

	Feuillu standard H = 12 %, $\rho_0 = 0,65 \text{ g/cm}^3$	Résineux standard H = 12 %, $\rho_0 = 0,45 \text{ g/cm}^3$
E_L	$14400 \left(\frac{\rho}{\rho_0}\right)^{1,03}$	$13100 + 41700(\rho - \rho_0)$
E_R	$1810 \left(\frac{\rho}{\rho_0}\right)^{1,30}$	$1000 + 2370(\rho - \rho_0)$
E_T	$1030 \left(\frac{\rho}{\rho_0}\right)^{1,74}$	$636 + 1910(\rho - \rho_0)$
$\frac{E_L}{\nu_{LT}} = \frac{E_T}{\nu_{TL}}$	$31200 \left(\frac{\rho}{\rho_0}\right)^{1,09}$	$30800 + 101000(\rho - \rho_0)$
$\frac{E_R}{\nu_{RL}} = \frac{E_L}{\nu_{LR}}$	$37300 \left(\frac{\rho}{\rho_0}\right)^{0,913}$	$34200 + 117000(\rho - \rho_0)$
$\frac{E_R}{\nu_{RT}} = \frac{E_T}{\nu_{TR}}$	$2680 \left(\frac{\rho}{\rho_0}\right)^{1,41}$	$2050 + 5280(\rho - \rho_0)$
G_{TL}	$971 \left(\frac{\rho}{\rho_0}\right)^{1,26}$	$745 + 989(\rho - \rho_0)$
G_{LR}	$1260 \left(\frac{\rho}{\rho_0}\right)^{1,14}$	$861 + 2080(\rho - \rho_0)$
G_{RT}	$366 \left(\frac{\rho}{\rho_0}\right)^{1,74}$	$83,6 + 228(\rho - \rho_0)$

Tableau B-4 : détermination de valeurs des constantes de l'élasticité linéaire en fonction de la densité d'après [GUI87]

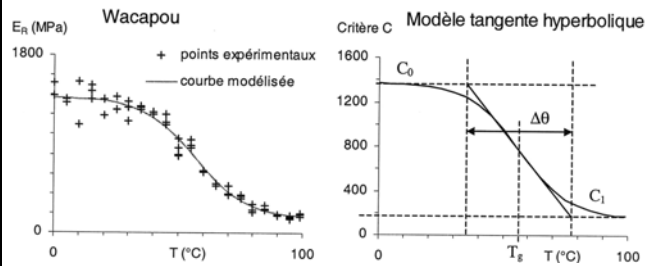


Figure B-57 : Exemple d'ajustement des points expérimentaux par une modélisation de tangente hyperbolique d'après [BAR01]

Tandis que [BEA96] propose une proportionnalité du module d'élasticité linéaire radial et de la contrainte limite élastique de la même direction d'orthotropie en fonction de l'infra densité (Volume humide rapporté au poids anhydre) pour des essences de bois exotiques saturés :

$$\begin{cases} E_R = \alpha \cdot ID \\ \sigma_{yR} = \beta \cdot ID^{1,5} \end{cases}$$

Où E_R : module d'élasticité linéaire radial
 σ_{yR} : contrainte limite élastique radiale
 ID : infra densité
 α et β : constantes

L'auteur fait varier ces facteurs en fonction de la température.

5.2.3.5. modélisation de la température

[BEA96] trouve une variation du module d'élasticité linéaire radial et de la contrainte limite élastique radiale en fonction de la température qui pousse l'auteur, à utiliser une formulation tangentielle hyperbolique.

[BAR01] à sa suite va généraliser cette formulation pour les trois directions d'orthotropie (Fig. B-57):

$$E_R = \frac{E_{R1} + E_{R0}}{2} - \frac{E_{R1} - E_{R0}}{2} \cdot \tanh \left[2 \cdot \frac{T - T_g}{\Delta\theta} \right]$$

Où E_R : module d'élasticité linéaire radial
 E_{R0} et E_{R1} : valeur asymptotique du module d'élasticité linéaire radial pour les basses et hautes températures
 T : température en °C
 T_g : température de ramollissement (température du point d'inflexion de la courbe)
 $\Delta\theta$: variation de température pour passer de E_{R0} à E_{R1}

5.2.3.6. modélisation de la vitesse de déformation

Enfin, [ADA98] modélise beaucoup de paramètres des courbes en fonction de la vitesse initiale de déformation inférieure à 350 s⁻¹ pour des bois dont la teneur en eau est de 10%.

Nous ne donnerons ici que quelques exemples de ces formulations :

$$\sigma_{plateau}(\dot{\epsilon}_0) = \sigma_{plateau}^{statique}$$

voire Figure B-98 pour les définitions

$$\sigma_{plastiqueTransverse}(\dot{\epsilon}_0) = \sigma_{picTransverse}^{statique} (1 + 0,003 \cdot \dot{\epsilon}_0)$$

$$E_{PlastiqueTransverse}(\dot{\epsilon}_0) = E_{PlastiqueTransverse}^{statique} (1 + 0,005 \cdot \dot{\epsilon}_0)$$

5.3. essai de cisaillement

Nous n'avons pas trouvé de publication portant sur des essais de cisaillement à haute vitesse de déformation.

En effet, au regard de la bibliographie des essais de cisaillement à haute vitesse de déformation dans les métaux (Tab. B-5), il apparaît délicat de réaliser ce type d'essais dans le bois à cause de l'imprécision de réalisation des éprouvettes en bois.

Néanmoins, la littérature est abondante en ce qui concerne les essais quasi statiques. Ceci est dû à la grande diversité des essais possibles afin d'obtenir les grandeurs techniques nécessaires à la caractérisation des modélisations globaux.

5.3.1. problèmes rencontrés durant ce essai et solutions utilisées

Il existe une multitude de moyens afin d'obtenir une contrainte de cisaillement : traction ou compression d'éprouvette de géométrie spéciale ou d'éprouvette parallélépipédique hors des axes principaux d'orthotropie, poinçonnement, cisaillement, déformation de parallélogramme, flexion, ou encore torsion de barre de section carré ou circulaire.

5.3.1.1. les essais de cisaillement par traction ou compression

Les essais de cisaillement par traction ou par compression peuvent se décliner en deux réalisations :

Type d'essai	Schéma de principe	Inconvénients
Poinçonnement		<ul style="list-style-type: none"> problème de coaxialité des barres entraînant une dispersion des résultats problème de flexion de l'éprouvette
Poinçonnement		<ul style="list-style-type: none"> problème de coaxialité des barres entraînant une dispersion des résultats
Compression d'éprouvette de forme spécifique		<ul style="list-style-type: none"> problème de la maîtrise de la coaxialité et des congés de raccords de l'éprouvette amenant une dispersion non négligeable compression des parties non utiles de l'éprouvette dont l'influence sur les résultats obtenus n'est pas quantifiée
Compression avec montage spécifique		<ul style="list-style-type: none"> transmission des ondes
Barre de torsion à grande vitesse		<ul style="list-style-type: none"> problème de la maîtrise de la coaxialité, des congés de raccords et de la géométrie de la partie active de l'éprouvette amenant une dispersion non négligeable

Tableau B-5 : différentes solutions technologiques et leurs inconvénients afin d'obtenir un cisaillement adiabatique dans les métaux d'après [DEL93]

5.3.1.1.1. traction ou compression hors d'axe

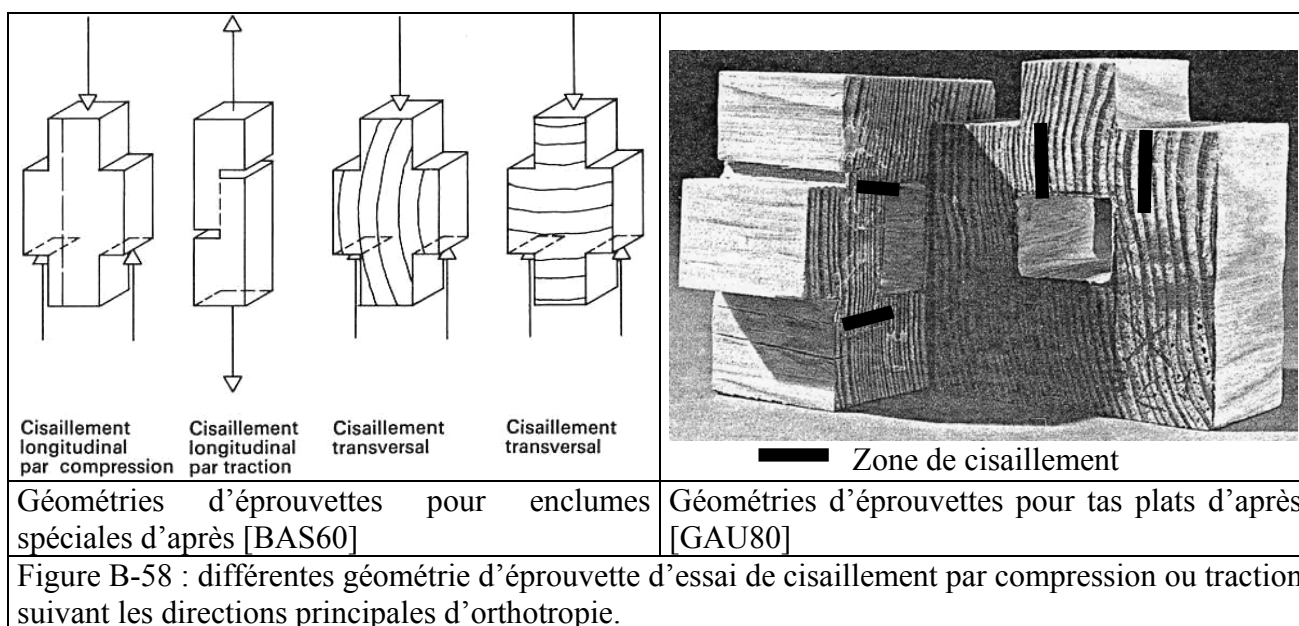
Cette méthode consiste exercer une sollicitation de compression ou de traction sur des éprouvettes en dehors des axes principaux d'orthotropie.

Par la théorie des rotations des tenseurs des contraintes que nous ne développerons pas ici (voir [SEI80] ou [GUI87]), il est possible d'expliquer l'apparition de contrainte de cisaillement et donc d'en déduire des matrices de complaisance d'élasticité linéaire. Malheureusement cette méthode

n'est valable que dans le domaine élastique. En effet, le domaine non élastique fait apparaître des bandes de cisaillement localisées à l'intérieur du bois de printemps. De plus, une étude de [YOS00], qui travaille sur différentes essences de bois japonais partiellement saturées, montre l'influence de la contrainte de traction sur la contrainte limite élastique surtout entre 15 et 30° d'inclinaison des fibres par rapport à la direction de sollicitation. Et l'auteur de conclure qu'il est nécessaire d'utiliser une autre méthode afin de déterminer le début du domaine non élastique.

5.3.1.1.2. traction ou compression d'éprouvettes à géométrie spéciale

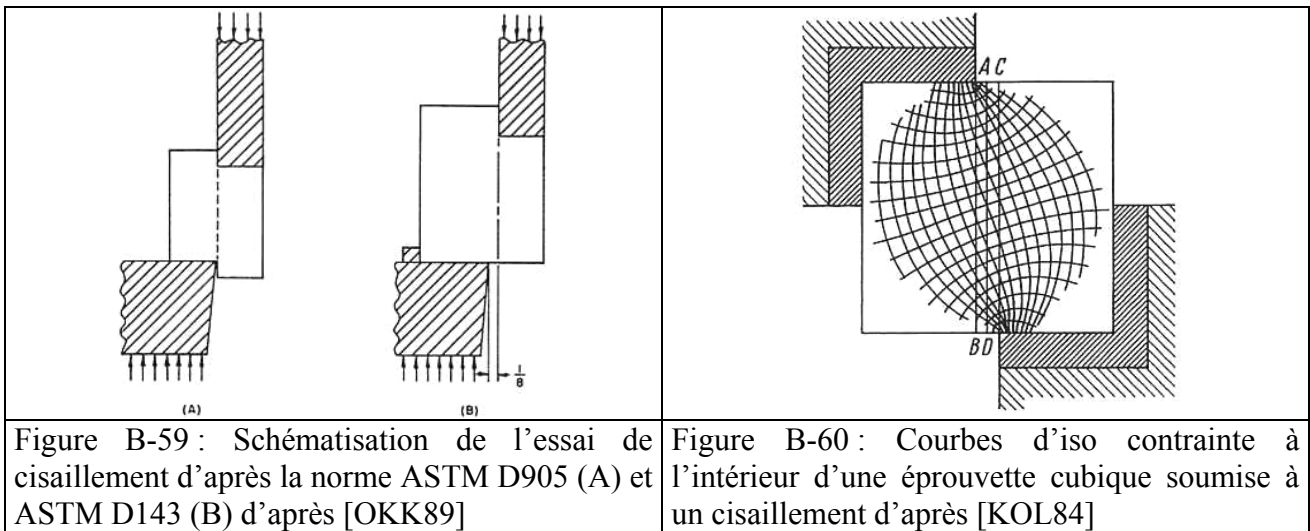
Cette méthode consiste à écraser ou étirer des éprouvettes de formes particulières afin d'obtenir un cisaillement dans une partie localisée de cette dernière (Fig. B-58).



Cette méthode n'amène pas les auteurs l'ayant utilisé à remarquer des lacunes comme dans la première méthode ([BAS60], [GAU80], [KOL84], [LAN97] et [LAN00]). Dans les deux cas lors de la sollicitation, une déformation par flexion ou compression des parties des éprouvettes inutiles à la mesure vient dégrader la précision des mesures.

5.3.1.2. les essais de cisaillement par cisaillement ou poinçonnement

Le principe de cette famille d'essai est de placer une éprouvette cubique ou de forme spécifique entre deux outils dont les projections des surfaces d'appui sur cette dernière n'ont pas d'intersection dans une projection orthogonale dans la direction de l'effort exercé. Ainsi, suivant le jeu mis entre les deux outils (Fig. B-59), les résultats peuvent différer considérablement [OKK89]



[LIU84] affirme que l'essai de cisaillement ASTM D143 n'amène pas un cisaillement pure. Cette affirmation est confirmée par [KOL84] qui prouve par photoélasticimétrie qu'il y a une concentration de contrainte sur les bords de l'outil entraînant une mauvaise répartition de ces dernières (Fig. B-60).

Cette technique amène de plus une grande variabilité des résultats ([KOL84] et [OKK89]) qui pourrait s'expliquer par le problème de concentration de contrainte cité ci dessus mais aussi par le maintien de l'éprouvette dans la direction de la charge qui peut amener une précontrainte.

Afin d'éviter ce problème, [BEA96] utilise la forte différence d'orthotropie dans le sens longitudinale afin de maintenir la pièce dans cette direction (Fig. B-61). Ce principe de maintien, additionné à un degré de liberté transverse matérialisé par une table à bille, permet d'augmenter la répétabilité de l'essai mais le limite à deux plans de cisaillement principaux sur trois.

De plus, la rupture de l'éprouvette se fait soit le long des mors soit à 45° par rapport à la direction de la charge. Il n'est pas certain que cette rupture soit due au cisaillement, il est possible qu'elle puisse venir de la traction transversale que la table à bille devrait minimiser sans qu'il soit possible d'en savoir l'efficacité lors de l'essai ni la répétabilité de cet effet.

Au lieu de réaliser un cisaillement simple, certain auteurs ([KOL84] et [JOH97]) ont essayer de poinçonner des éprouvette de bois grâce à des poinçons (de forme ronde ou parallélépipédique) et des matrice de forme complémentaire.

Cette technique a l'avantage d'être répétable au moins dans la direction des fibres [JOH97]. Malgré une certaine incertitude sur la surface réellement cisailée, les résultats correspondent à ceux de la littérature.

Enfin il existe aussi une technique qui consiste à entailler une éprouvette afin de localiser les déformations dans le plan de cisaillement désiré (Fig. B-62).

D'après [YOS99], la mesure du module de cisaillement et de la contrainte limite élastique serait correcte. Par contre, l'apparition des fissures se fait de manière localisé à l'intérieur du bois de printemps. De plus, une déformation de flexion de la partie libre de l'éprouvette diminue la précision de la mesure.

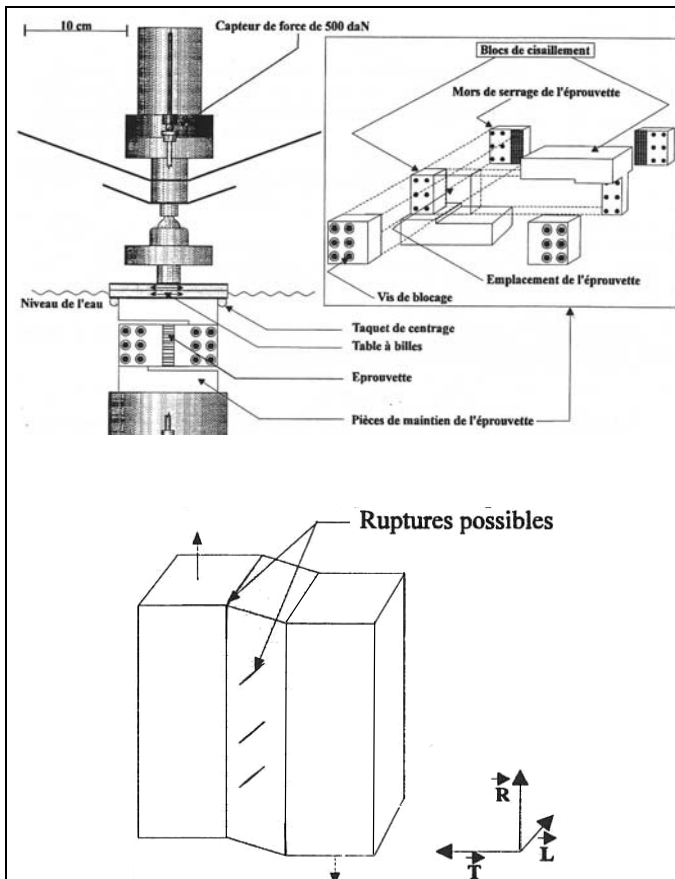


Figure B-61 : Schéma du dispositif de cisaillement et des fissurations possibles sur une éprouvette d'après [BEA96]

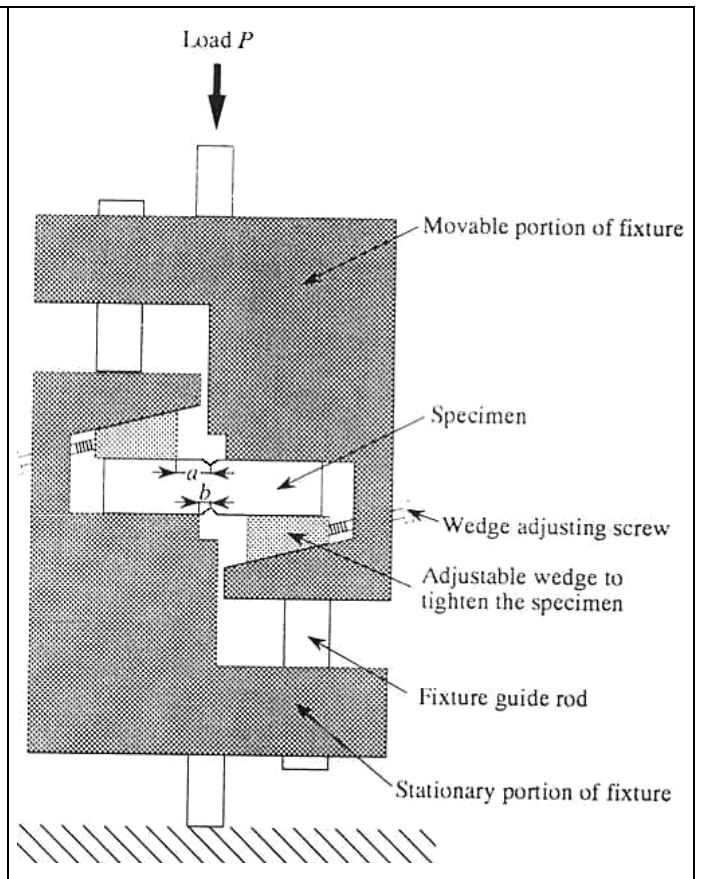


Figure B-62 : Montage typique d'essai de cisaillement par compression avec spécimen comportant une entaille d'après [JIU84] et [YOS99]

5.3.1.3. les essais de cisaillement par flexion

[YOS98] a essayer de déterminer le module élastique de cisaillement par l'étude de la flexion simple en statique. Malheureusement les modules trouvés sont beaucoup plus faibles. L'auteur pense que ces problèmes viennent pour partie des problèmes de concentration de contrainte aux appuis et n'a donc pas poussé plus loin l'étude.

5.3.1.4. les essais de cisaillement par déformation de parallélogramme

[GAU80] utilise un parallélogramme déformable afin d'obtenir un champ de contrainte de déformation pure (Fig. B-63). Le problème de cet essai est la taille de l'éprouvette (230 x 230 x 10 mm) par rapport à la géométrie idéalement cylindre du matériau bois à l'intérieur du tronc : L'extraction de l'éprouvette est quasiment impossible sans avoir des problèmes d'homogénéité par rapport aux directions principales d'orthotropie (surtout l'extraction dans la coupe tangentielle). Il faudrait alors utiliser des mesures ponctuelles de déformation (jauges) dont l'efficacité a déjà été discutée auparavant. De plus, la mesure d'effort se faisant globalement il faudrait réussir à intégrer cette différence d'échelle de mesure ; ce que l'auteur n'a pas fait.

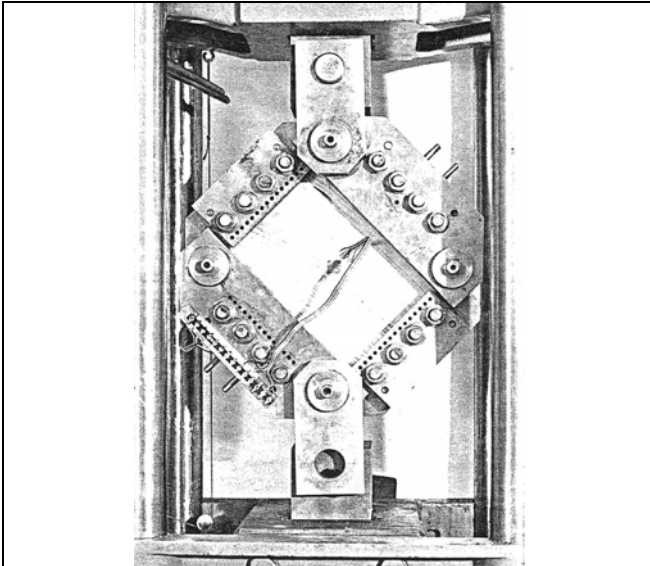


Figure B-63 : éprouvette de cisaillement installée dans son cadre de déformation d'après [GAU80]

5.3.1.5. les essais de cisaillement par torsion

Il reste enfin les essais de torsion d'éprouvette dont la section est circulaire ou carrée.

En comparant avec des essais de compression hors axe d'orthotropie en faisant varier la direction de torsion ([YOS93],[YOS95a],[YOS95b]et[YOS97b]), l'auteur a démontré la bonne corrélation de l'essai de torsion de section carrée avec l'expérimentation pour trouver les caractéristiques de cisaillement du matériau. Il a aussi montré la grande difficulté qu'il y a de tenir compte de l'orthotropie du matériau dans la théorie de la torsion.

L'intérêt de l'éprouvette de section carrée est une obtention plus facile des éprouvettes. Malheureusement, lors de la torsion il y a gauchissement de la section ce qui rend impossible la prise de dimension afin de savoir s'il y a conservation du volume ou non.

[LAW81], [SUZ82] et[KOR84] ont préféré la solution de la section circulaire (Fig. B-64).L'analyse des contraintes y est alors un peu plus simple (Fig I-65). Mais il est alors nécessaire de récupérer une information de déformation, dans ce cas l'information de rotation, en se soustrayant aux problèmes d'évasement de l'éprouvette.

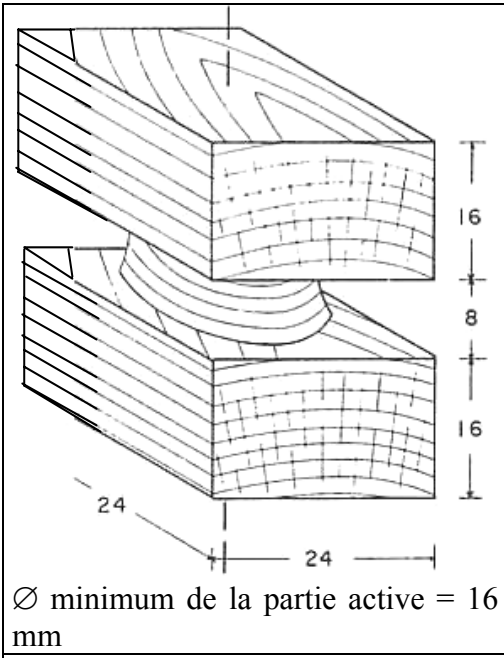


Figure B-64 : géométrie globale d'une éprouvette (cas d'une torsion tangentielle) d'après [LAW91]

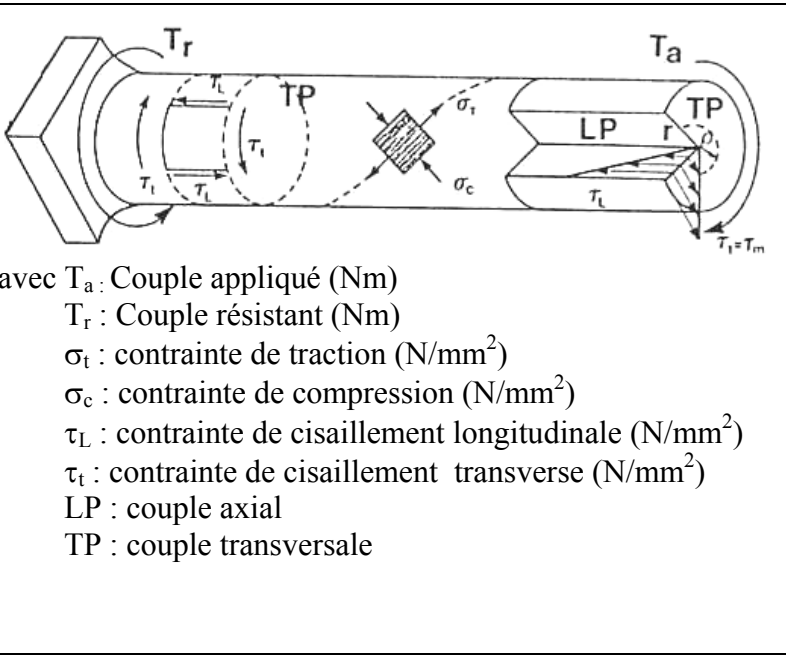


Figure B-65 : analyse des contraintes dans une éprouvette soumise à la torsion d'après [KOR84]

5.3.2. les résultats à vitesse de déformation quasi statique

L'ensemble des auteurs déterminent des courbes de contrainte en fonction de la déformation du type monotones comprenant une partie linéaire au départ (Fig. B-66). Certains ne vont pas jusque là et publient directement les courbes brutes d'acquisition surtout lors de l'utilisation des essais de torsion (Fig. B-67)

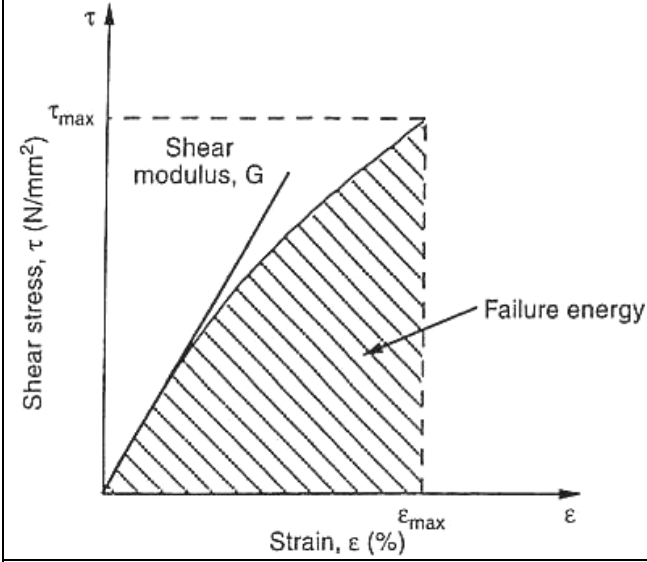


Figure B-66 : Courbe typique de contrainte en fonction de la déformation d'après [JOH96]

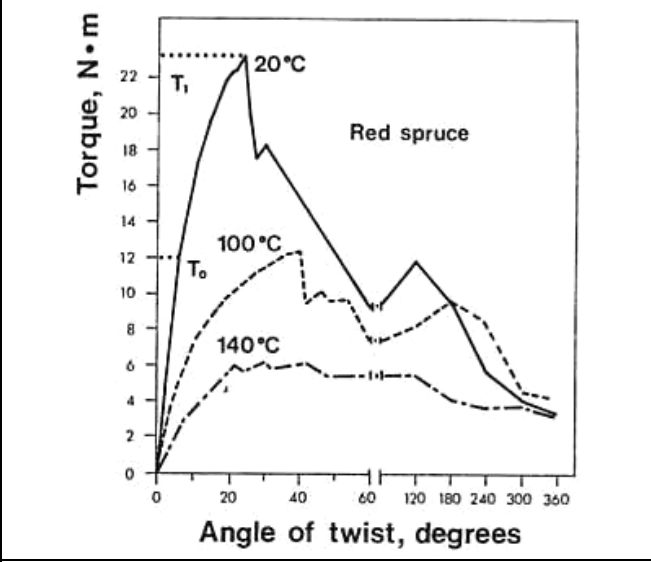
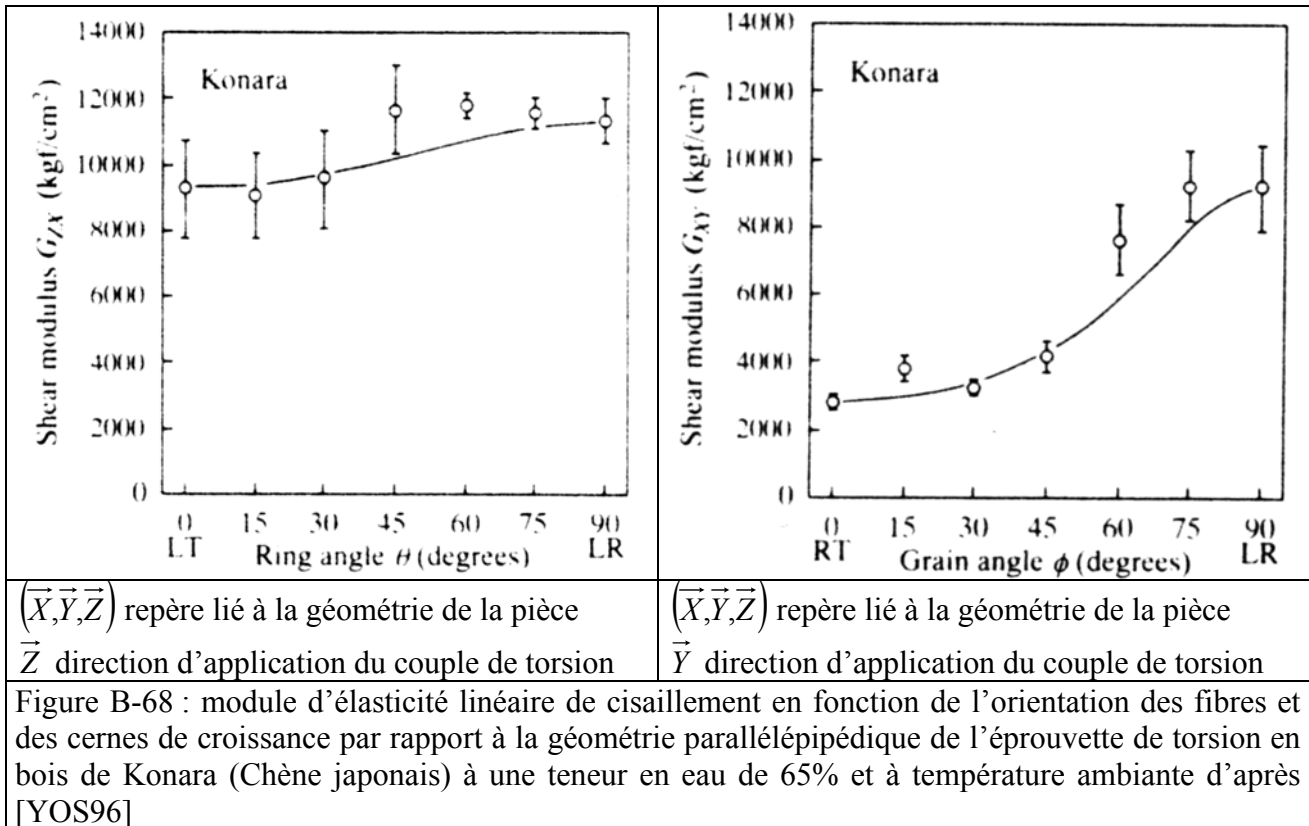


Figure B-67 : courbes d'acquisitions brutes du couple de torsion en fonction de l'angle mesuré à différentes températures d'après [KOR84]

5.3.2.1. influence de l'orientation des fibres par rapport à la géométrie de l'éprouvette

Comme la répétabilité et la précision des essais de compression d'éprouvette à géométrie spéciale restent à démontrer nous ne nous attarderons pas sur les résultats de [LAN00] d'autant plus qu'il travaillait sur des éprouvettes de différentes essences dont la teneur en eau était de 11%.

Par contre des résultats en torsion de section carrés, montrent encore très bien la faible anisotropie transverse (Fig. B-68).



5.3.2.2. influence de la teneur en eau

[KRE96] est le seul auteur à s'être intéressé à l'influence de certains paramètres intrinsèques au matériau bois tels que la teneur en eau ou la densité, avec [KOL84] pour la densité.

Sur les courbes proposées (Fig. B-69), nous retrouvons bien l'importante dispersion de l'essai ASTM D143 qu'à utilisé [KRE96].

Il est tout de même possible d'affirmer qu'en dessous du point de saturation des fibres, la teneur en eau fait diminuer la contrainte limite de cisaillement quelque soit la densité du bois (Fig. B-70).

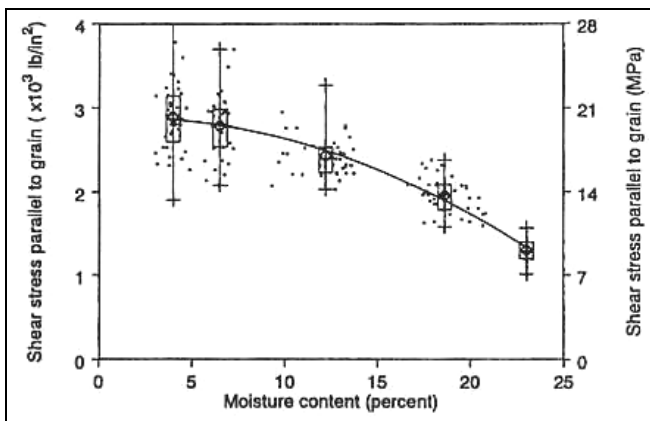


Figure B-69 : Contrainte de cisaillement à rupture parallèle aux fibres en fonction de la teneur en eau avec précision des point de mesure d'après [KRE96]

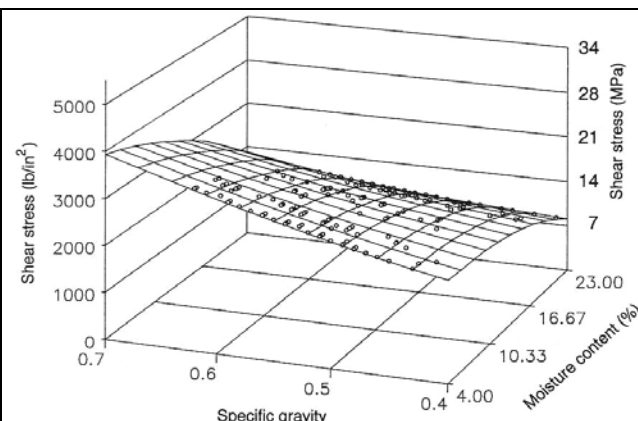


Figure B-70 : Contrainte de cisaillement à rupture parallèle aux fibres en fonction de la gravité spécifique et de la teneur en eau d'après [KRE96]

5.3.2.3. influence de la densité

[KOL84] obtient une diminution quasiment linéaire de la contrainte de cisaillement à rupture dans le plan radial (Fig. B-71). Et comme [KRE96], la dispersion des mesures est très importante.

[LAW81] qui travaille par torsion de section circulaire avec différentes essences -mais entre autre hêtre- saturées de glycérine, trouve que les bois à forte densité (dont l'essence de hêtre fait partie) peuvent avoir une contrainte de cisaillement à rupture 2,4 fois plus importante que des essences à faible densité.

[KOR84] qui réalise les mêmes essais dans les même conditions que [LAW81] mais avec des essence de bois différentes, a remarqué que quelle que soit l'essence du bois l'apparition de la rupture se faisait toujours sur le bord extrême de l'éprouvette. Ce qui confirme l'analyse mécanique de contrainte qu'a fait cet auteur sur l'essai de cisaillement par torsion de section circulaire.

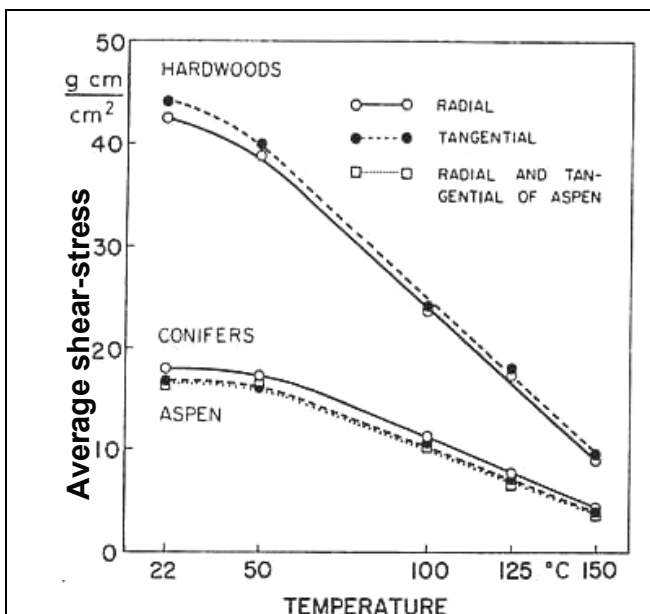


Figure B-71 : Evolution de la contrainte à rupture en cisaillement en fonction de la température lors d'un essai de torsion radial ou tangential de section circulaire pour différentes densités d'après [LAW81]

5.3.2.4. influence de la température

Quelle que soit la méthode utilisée, l'ensemble des auteurs ayant réalisé des essais de cisaillement sont d'accord pour décrire un adoucissement systématique des modules d'élasticité linéaire de cisaillement ainsi que des contraintes limites élastiques et à rupture avec une augmentation des déformation s'y rattachant lors de la réalisation des essais à des température plus élevées (Fig. B-112).

Par contre, c'est sur la forme de l'évolution des caractéristiques que les auteurs divergent : On observe souvent un certain maintien des valeurs (surtout pour les essences à faible densité) entre 20 et 40°C avant une décroissance plus ou moins rapide suivant l'essence et la teneur en eau. Cette décroissance est d'autant plus rapide que le bois est dense ([LAW81] et [BEA96]).

Mais après 70°C, [BEA96] observe un tassement aussi bien des contraintes à rupture que des modules d'élasticité linéaire de cisaillement. Tandis que les autres auteurs n'observent pas ce phénomène à haute température ([LAW81], [SUZ82], [KOR84] et [JOH96]).

Quelle que soit la densité et le plan de cisaillement, [LAW81] observe une réduction de 77% de la contrainte de cisaillement à rupture entre 20 et 150°C (Fig. B-71).

5.3.2.5. influence de la taille de l'éprouvette

L'étude de la taille des éprouvettes dans la cadre d'un essai ASTM de cisaillement, a permis de mettre en évidence une très forte sensibilité de l'essai ASTM D905 et donc d'en déduire l'invalidité de ce dernier par rapport à l'essai ASTM D143 [OKK89]. Ce dernier essai sera invalidé par photoélasticimétrie ([LIU84] et [KOL84]) (voir plus haut).

5.3.2.6. influences non étudiées

Comme il est expliqué au début du paragraphe sur les essais de cisaillement, il n'est pas surprenant mais dommageable qu'aucun essai n'est été réalisé à grande vitesse de déformation.

De même, aucun essai cyclique n'a été réalisé afin de déterminer précisément le domaine d'élasticité.

5.3.3. les modélisations utilisées

De même que pour la traction, les modélisations des courbes de cisaillements sont rares :

[BEA96] réutilise la forme en tangente hyperbolique décrite dans le paragraphe des essais de compression afin de décrire l'évolution du module d'élasticité linéaire de cisaillement et la contrainte de cisaillement à rupture en fonction de la température.

Dans ses différents article [YOS93], [YOS95a], [YOS95b] et [YOS97b], l'auteur propose une modélisation du déplacement des points de l'éprouvette de section rectangulaire soumise à la torsion par une somme infinie :

$$\begin{cases} u = -\theta \cdot x \cdot y \\ v = \theta \cdot z \cdot y \\ w = \theta \cdot \phi(x, y) \end{cases}$$

où u, v, w : déplacement d'un point de l'éprouvette dans le repère $(\vec{G}, \vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ cartésien

G : centre de gravité de l'éprouvette

\vec{z} : direction d'application du couple de torsion

θ : angle de torsion

a et b : dimensions de la section carré de l'éprouvette

$$\phi(x, y) = xy - a^2 \cdot \left(\frac{2}{\pi}\right)^3 \cdot \sqrt{\frac{G_{YZ}}{G_{ZX}}} \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{(-1)^{n-1}}{(2n-1)^5} \cdot \frac{\sinh\left(\frac{(2n-1)\pi y}{a}\right) \sqrt{\frac{G_{ZX}}{G_{YZ}}}}{\cosh\left(\frac{(2n-1)\pi b}{2a}\right) \sqrt{\frac{G_{ZX}}{G_{YZ}}}} \cdot \sin\left(\frac{(2n-1)\pi \cdot x}{a}\right) \right]$$

Il en découle alors des déplacements et des contraintes aussi une forme en somme infinie.

[YOS96] modélise la variation des modules d'élasticité linéaire de cisaillement en fonction de l'orientation des fibres du matériau bois par rapport à la géométrie de la pièce par :

$$G_{XY} = \frac{G_{xy} \cdot G_{yz}}{G_{yz} \cos^2 \phi + G_{xy} \sin^2 \phi}$$

où $(\vec{X}, \vec{Y}, \vec{Z})$: repère lié à la géométrie de la pièce

\vec{Y} : direction d'application du couple de torsion

$(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$: repère lié à la structure du matériau bois

ϕ : angle de rotation du repère lié à la structure du matériau bois par rapport à celui de la géométrie de la pièce, les seconds axes étant confondus.

G_{ij} : modules d'élasticité linéaires de cisaillement

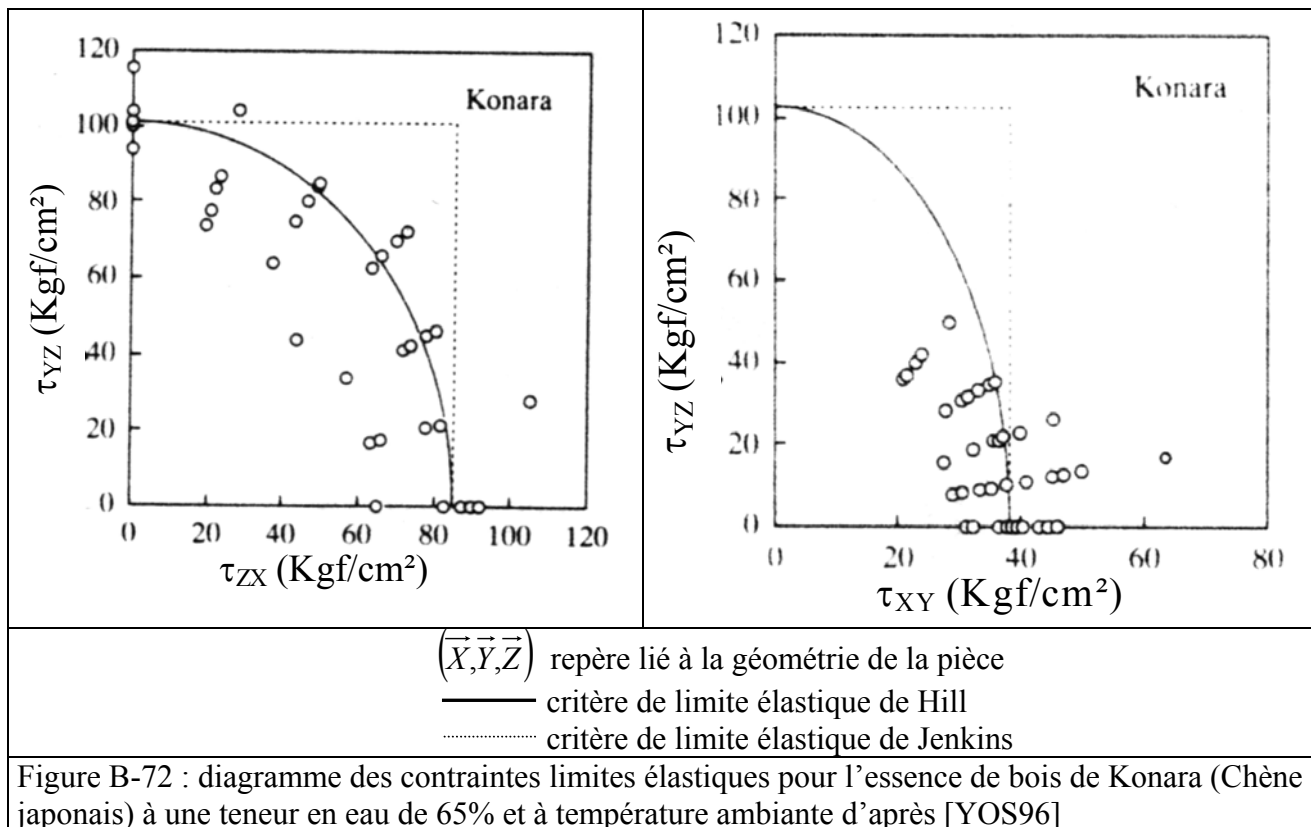
Comme [YOS96] considère le matériau bois comme isotrope transverse, il n'a réalisé ses essais qu'avec une torsion dans la direction longitudinale et radiale.

Uniquement à partir des essais de cisaillement, l'auteur propose aussi d'utiliser comme critère de limite élastique la forme de Hill plutôt que celle de Jenkin qui est le critère de la contrainte maximum (Fig. B-72):

$$\frac{\tau_{LT}^2}{S_{LT}^2} + \frac{\tau_{LR}^2}{S_{LR}^2} + \frac{\tau_{RT}^2}{S_{RT}^2} = 1$$

où τ_{ij} : contrainte de cisaillement actuelle

S_{ij} : contrainte de cisaillement à la limite élastique



5.4. les essais combinés

Il est, technologiquement, possible de combiner des sollicitations. C'est ce qu'ont fait [FRA92], [JOH99] et [YAM99]. Le premier auteur s'est intéressé uniquement à la combinaison de compressions entre elles à vitesse quasistatique puisque son but était de concevoir un matériau globalement isotrope afin de réaliser un conteneur absorbeur de chocs mécanique. Les deux autres auteurs ont réalisées des sollicitations de traction ou de compression avec des sollicitations de torsion à des vitesses quasistatiques.

5.4.1. les essais combinés de compression

[FRA92] résolu les problèmes technologiques de réalisation des essais combinés de compression par l'utilisation d'éprouvettes en forme de galette (diamètre 25mm et hauteur 5mm) dont la génératrice, protégée par un joint polymérique, est sollicitée par une pression d'huile avec -essais combiné trois dimensions- ou sans -essais combiné deux dimensions- l'action d'un piston et d'une enclume écrasant la face plane avec la même pression.

L'auteur réalise aussi des essais classiques uniaxiaux dans les directions d'orthotropie. L'ensemble de ces essais se fait pour des teneurs en eau de 12 et 20% et pour deux essences de bois : le peuplier et le pin maritime.

La hauteur de la galette d'essai laisse à penser que l'auteur ne s'est pas soucié du volume minimum nécessaire à la réalisation correcte des essais car il ne communique jamais sur les dimensions des fibres des essences sollicitées.

De même l'auteur mesure les déformations sur les faces planes inférieure et supérieure des galettes à l'aide de jauges de déformation. Nous avons déjà discuté de l'efficacité de cette technologie de mesure sur un matériau poreux tel que le bois et nous ne reviendrons pas dessus.

Néanmoins, dans le cadre d'une élasticité linéaire et de la plasticité standard et en ne tenant compte que des essais unidirectionnels et bidirectionnels, l'auteur propose une formulation du critère de limite élastique de forme Tsai-Wu:

$$F_{11} \cdot \sigma_1^2 + F_1 \cdot \sigma_1 + 2 \cdot F_{12} \cdot \sigma_2 \cdot \sigma_1 + F_{22} \cdot \sigma_2^2 + F_2 \cdot \sigma_2 + F_{66} \cdot \sigma_6^2 = 1 \text{ où } \sigma_1 = \sigma_{11}, \sigma_2 = \sigma_{22} \text{ et } \sigma_6 = \sigma_{12} \text{ dans le plan de directions d'orthotropie (1,2)}$$

F_{ij} : constantes à déterminer grâce aux essais

Ne s'intéressant qu'à l'espace des compressions, [FRA92] a posé comme hypothèse la symétrie de comportement du matériau bois en traction et compression. Nous savons que cette hypothèse est fautive mais cela permet surtout à l'auteur de présumer que $F_1 = F_2 = 0$ et de pouvoir représenter le critère de limite élastique dans les plans d'orthotropie (Fig. B-73).

La teneur en eau fait diminuer le seuil d'élasticité (Fig. B-74)

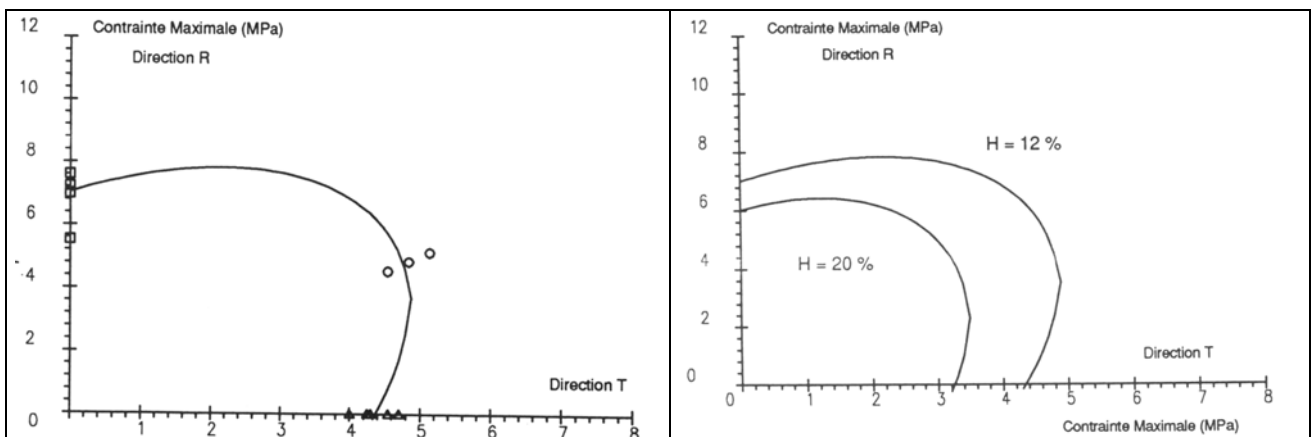


Figure B-73 : représentation du critère de limite élastique de Tsai-Wu avec indication des limite d'élasticité expérimentales pour l'essence de peuplier à une teneur en eau de 12% d'après [FRA92]

Figure B-74 : représentation du critère de limite élastique de Tsai-Wu pour l'essence de peuplier à des teneurs en eau de 12 et 20% d'après [FRA92]

En tenant compte des essais tridimensionnels en plus, l'auteur propose de modéliser la fonction seuil par des plans perpendiculaires aux directions d'orthotropie (Fig. B-75) .

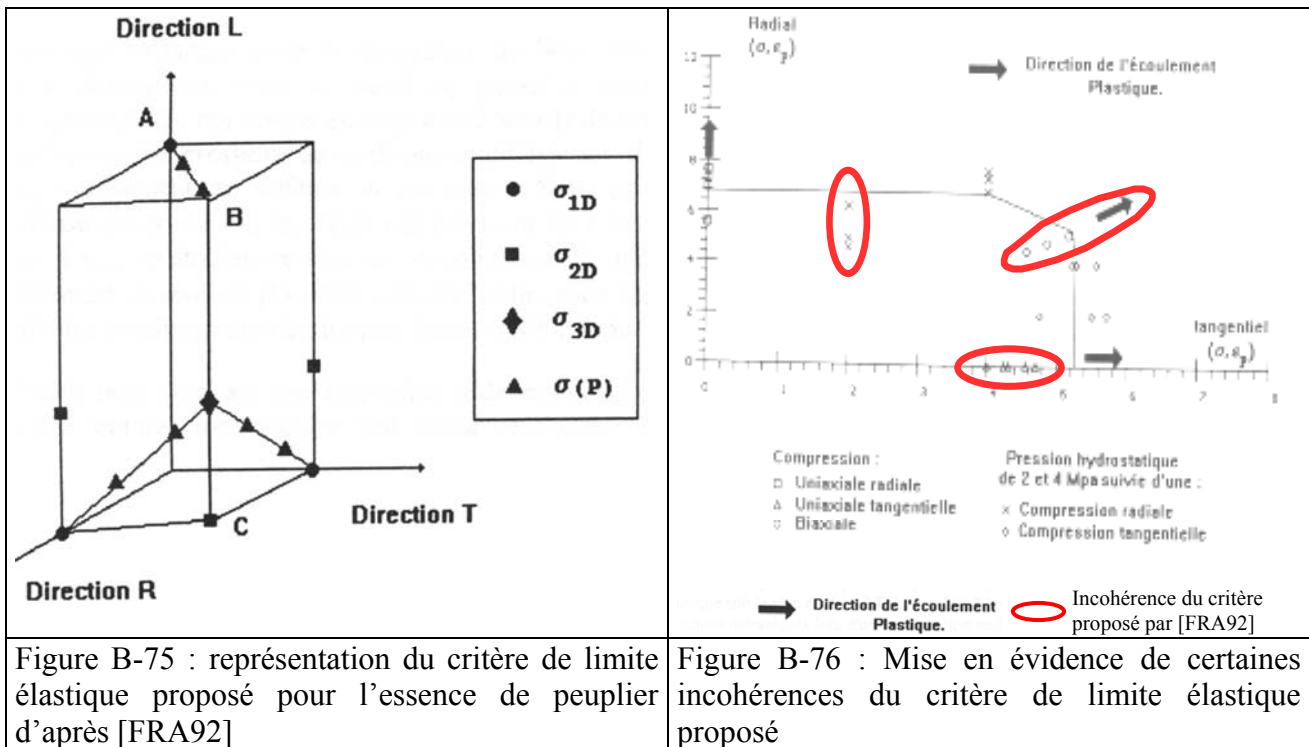


Figure B-75 : représentation du critère de limite élastique proposé pour l'essence de peuplier d'après [FRA92]

Figure B-76 : Mise en évidence de certaines incohérences du critère de limite élastique proposé

L'auteur propose de formuler le critère ainsi :

$$(\sigma_{11}-X)(\sigma_{22}-Y)(\sigma_{33}-Z)=0$$

où σ_{ii} : contrainte dans la direction d'orthotropie i

X, Y, Z : contrainte de limite élastique de compression simple.

En fait, l'auteur n'a fait que reformuler le critère de Jenkins des contraintes maximum. Ce qui l'amène à considérer que ces directions ont des contraintes mécanique découplées malgré quelques problèmes à l'intersection des plans (Figure B-76).

5.4.2. les essais combinés de traction ou compression avec les essais de cisaillement par torsion

[JOH99] travaillant particulièrement sur le défibrage du matériau bois afin d'en obtenir une pâte pour l'industrie papetière, ne s'est intéressé qu'à l'augmentation de la contrainte de cisaillement par torsion de section circulaire de diamètre 16mm et de même longueur (dont il n'est pas précisé l'orientation par rapport aux fibres) pour des éprouvettes d'épicéa saturées d'eau sous une contrainte de compression constante de 500N mais à différentes températures (Fig. B-77).

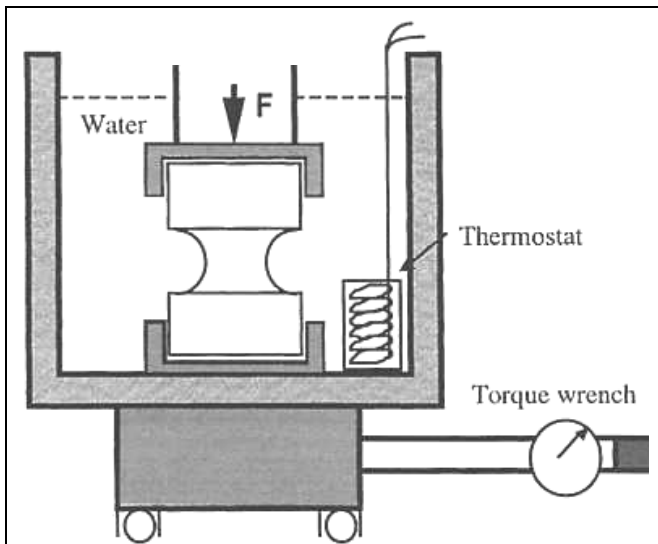


Figure B-77 : principe d'application d'une sollicitation combinée de cisaillement par torsion doublée d'une sollicitation de compression constante d'après [JOH99]

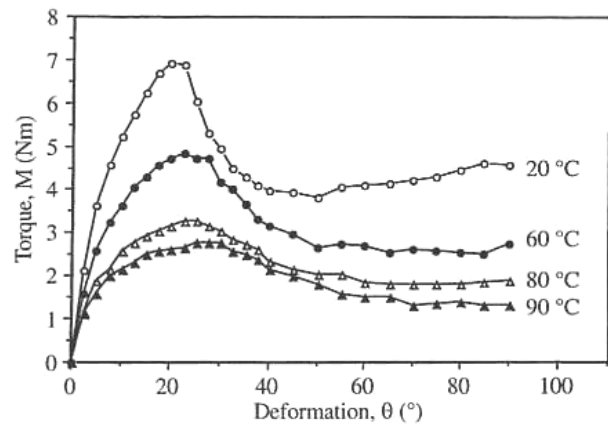


Figure B-78 : Evolution du couple de torsion en fonction de l'angle de torsion pour différentes températures d'après [JOH99]

L'auteur met en évidence l'adoucissement thermique (Fig. B-78). Grâce à une analyse au microscope, il montre aussi que la fissuration ne détruit plus les cellules du matériau bois à haute température mais les sépare les unes des autres.

De plus, lors de la présence de la contrainte de compression, il apparaît que la première rupture apparaît avec quasiment le même couple mais à un angle de torsion plus de deux fois plus faible suivant les conditions de préparation de l'éprouvette en terme de liquide saturant et de traitement thermique antérieur (Fig. B-79).

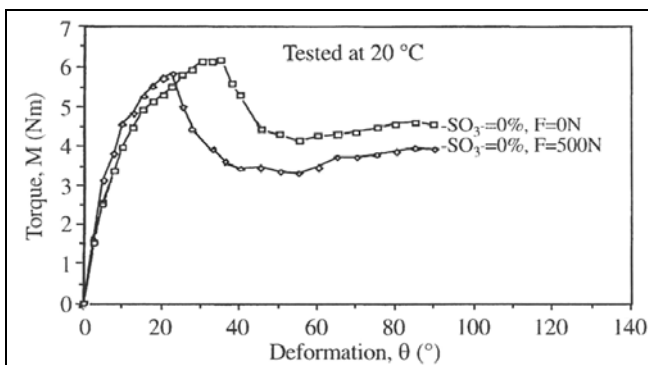


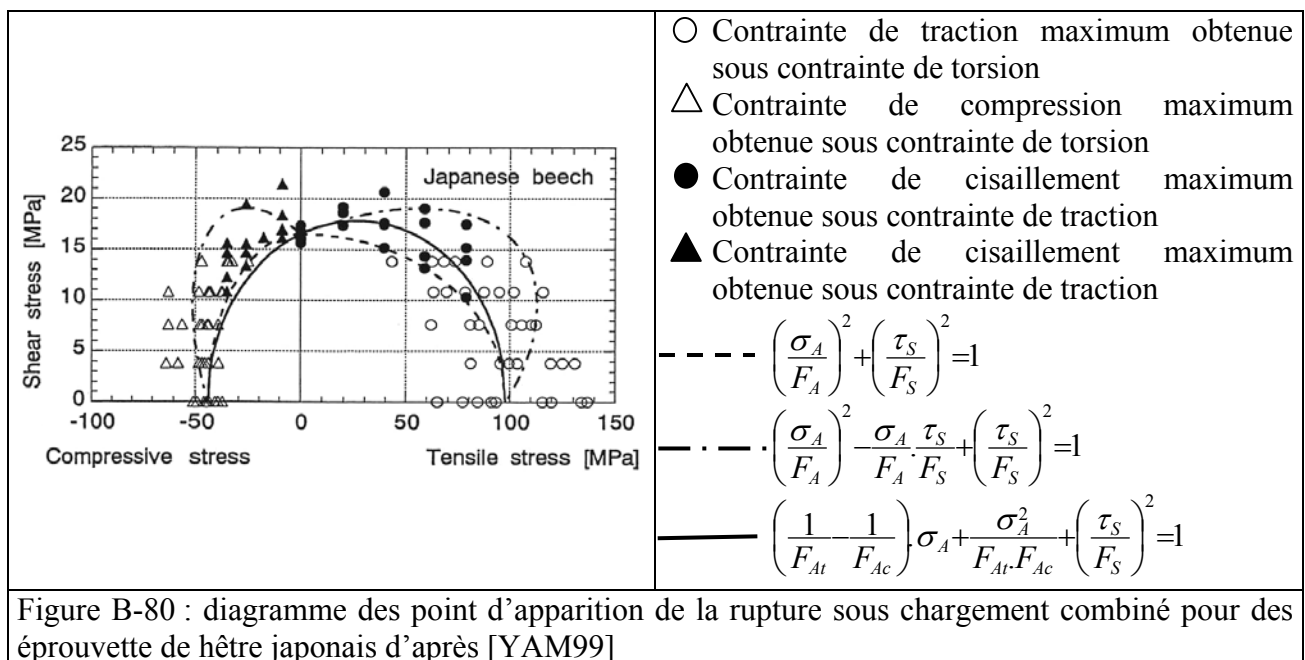
Figure B-79 : Couple de torsion en fonction de la déformation angulaire d'une éprouvette de section circulaire d'essence d'épicéa saturée d'eau d'après [JOH99]

Tandis que cet auteur se limitait à un essai de torsion sous pression constante unique, [YAM99] a effectué l'ensemble des essais possibles entre l'essai de torsion et les essais de traction ou de compression avec des incréments de 20% par rapport à la rupture de l'essai simple avec différentes essence de bois dont du hêtre japonais (*Fagus crenata*) mais à des teneurs en eau comprises entre 9 et 12% (Tab. I-6) :

Type d'essais à chargement monotone continu	Type et valeur du chargement constant initial					Résistance maximum de l'essai simple correspondant au chargement constant initial
	Type (unité)	Ratio par rapport à la résistance maximum de l'essai simple				
		20%	40%	60%	80%	
Torsion	Traction (Mpa)	19,64	39,27	58,91	78,54	98,18
Traction	Torsion (N.m)	6,17	12,34	19,09	24,67	31,82
Torsion	Compression (Mpa)	8,88	17,75	26,62	35,50	44,37
Compression	Torsion (N.m)	6,17	12,34	19,09	24,67	31,82

Tableau B-6 : description des différents types d'essais réalisés sur l'essence de Hêtre japonais d'après [YAM99]

L'auteur montre que, sous une contrainte initiale constante et faible, la contrainte limite à rupture de l'essai est plus importante que la contrainte limite à rupture de l'essai de l'essai simple (sans contrainte initiale). De plus, le critère de Hill apparaît correspondre le mieux à chaque essai combiné individuellement mais c'est le critère de Tsai-Wu qui correspond le mieux à l'ensemble des essais (Fig. B-80).



5.5. synthèse sur les essais mécaniques

Il est regrettable de constater le manque d'étude réalisé sur le matériau bois surtout en traction et cisaillement. De plus, la technologie de ces deux types d'essais ne permet pas actuellement d'obtenir des résultats convenables à grande vitesse de déformation.

Pour l'essai de compression, une littérature plus conséquente existe mais elle ne traite quasiment exclusivement que des essais à faible vitesse de déformation.

Il est possible de réitérer les même phrases en parlant des études sur le matériau bois saturé.

Ainsi, comme le procédé de déroulage est mis en œuvre sur du matériau bois saturé et sollicité à grande vitesse, même la littérature à propos des moyens d'obtention des caractéristiques mécaniques est insuffisante.

Néanmoins et quel que soit le type d'essai, il est très regrettable de ne pas trouver une littérature plus fournie sur des essais cycliques car ces derniers permettent de déterminer sans ambiguïté le début de la partie non élastique du comportement.

Il est possible de noter l'influence certaine de la densité, bien que ce paramètre global seul ne soit pas toujours suffisant, et de l'orthotropie structurelle du matériau bois sur son comportement. La température est aussi un facteur primordial et fait chuter les caractéristiques mécaniques du matériau bois de manière non linéaire pour certains auteurs. Enfin la vitesse de déformation couplée à la teneur en fluide (dont la nature est importante) agit de manière certaine et cruciale sur le comportement du matériau bois.

Enfin, le comportement en traction et en compression sont bien différents.

6. les modélisations mécaniques les plus utilisés

6.1.les hypothèses communément admises

Quels que soient les auteurs et leur domaine d'étude -essais de traction, compression et / ou de cisaillement-, il est admis que le matériau bois montre une orthotropie qui est plus prononcée dans le sens longitudinal que dans le sens transverse au fibres. Ce qui a amené certains auteurs ([KOR84], [REI97], [BRA97], [ADA98] et [BUC00]) à considérer le matériau bois comme un matériau isotrope dans sa coupe transversale.

Certains auteurs comme [OUD92], [ADA98] et [VUR03], ont considéré le matériau bois comme un matériau poreux. Cette hypothèse est réalisée lors des essais de compression statique ou dynamique et amène souvent les auteurs à utiliser des modélisations tenant compte d'un plateau de contrainte et du comptage (comme [REI97] : la modélisation envisage une forte augmentation des contrainte de compression aux fortes déformations). Par contre, il est surprenant que cette considération de porosité n'est pas amené les auteurs à se poser la question de la conservation de volume du dit matériau.

L'ensemble des auteurs modélisent le matériau bois par une partie élastique linéaire que nous avons évoqué au début de ce chapitre (§2.1.1) et une plasticité standard qui pourrait être remise en question à l'analyse des cycles décrits par [DWI98] surtout au delà du point de saturation des fibres pour les vitesses de déformation faibles (Fig. B-24). Tandis qu'à grande vitesse de déformation, le doute reste permis d'après [BRA97].

En tout cas l'effet du temps sur le comportement du matériau bois est incontestable.

6.2.Les modélisations du comportement global

Sur les trois auteurs qui ont réalisé les trois types d'essai, seul [GAU80] a proposé une modélisation.

L'auteur propose de modéliser le comportement du matériau bois par une élasticité linéaire suivie d'une plasticité standard avec comme critère de limite élastique de Tsai qui tient compte de l'effet Bauschinger (dissymétrie du comportement mécanique entre la compression et la traction d'après [WAT76]) :

$$F_1 \cdot \sigma_{rr} + F_2 \cdot \sigma_{tt} + F_3 \cdot \sigma_{ll} + F_{11} \cdot \sigma_{rr}^2 + F_{22} \cdot \sigma_{tt}^2 + F_{33} \cdot \sigma_{ll}^2 \quad \text{Où } \sigma_{ij} : \text{ sont les contrainte exprimées dans le repère d'orthotropie}$$
$$+ 2 \cdot F_{12} \cdot \sigma_{rr} \cdot \sigma_{tt} + 2 \cdot F_{23} \cdot \sigma_{tt} \cdot \sigma_{ll} + 2 \cdot F_{31} \cdot \sigma_{ll} \cdot \sigma_{rr} \quad F_{ij} : \text{ constantes à déterminer expérimentalement}$$
$$+ F_{44} \cdot \sigma_{ll}^2 + F_{55} \cdot \sigma_{lr}^2 + F_{66} \cdot \sigma_{rt}^2 = 1$$

Cette forme de critère parait un peu mieux adaptée que la forme encore plus réduite de Hoffman car la courbe fournie par ce critère est généralement en dessous des points expérimentaux et $P+Q+R \neq 0$

$$\left(F(\sigma_{tt} - \sigma_{ll})^2 + G(\sigma_{ll} - \sigma_{rr})^2 + H(\sigma_{rr} - \sigma_{tt})^2 + 2 \cdot L \cdot \sigma_{ll}^2 + 2 \cdot M \cdot \sigma_{lr}^2 + 2 \cdot N \cdot \sigma_{rt}^2 + P \cdot \sigma_{rr} + Q \cdot \sigma_{tt} + R \cdot \sigma_{ll} = 1 \right)$$

Annexe C :

Détails des paramètres des essais mécaniques

Cette annexe a pour objet de montrer l'étendue des essais que nous avons réalisés, beaucoup d'essais ont été répétés plus de 30 fois afin de se soustraire à la variabilité du matériau bois [REN97]. Par contre, nous ne détaillons pas ici la caractérisation des éprouvettes bien que leur description se fasse suivant plusieurs critères :

- présence de défaut ou de nœud
- flèche supérieure à 1mm pour 20mm dans le sens tangentiel
- angle maximum du cercle par rapport à la géométrie de l'éprouvette
- angle des fibres maximum par rapport à la géométrie de l'éprouvette
- angles des rayons ligneux de part et d'autre de l'éprouvette par rapport à la géométrie de l'éprouvette
- masse avant et après l'essai
- dimensions précises de chaque éprouvette

Le tableau ci dessous synthétise les paramètres utilisés pour chaque essai (Tab. C-1). Il est aussi possible d'y trouver le nombre global d'essais réalisé dans chaque direction et pour chaque type d'essai. Le tableau suivant est plus détaillé et donne les paramètres de chaque essai (Tab. C-2). La numérotation des essais n'est pas continue pour deux raisons : dans un souci de pouvoir réaliser d'autres essais complémentaires la numérotation des essais de torsion débute à 1 et va jusqu'à 500, celle de traction de 501 à 1000 et celle de compression débute à 1001. Ces derniers étant de loin les plus nombreux, il ne fallait pas être limité par une borne supérieure. De plus, les discontinuités de numérotation sont dues à des essais ratés, abandonnés ou éliminés après analyse. Comme une description très précise de chaque éprouvette avait été réalisée, nous n'avons pas souhaité re-numéroter les essais.

Type de chargement	paramètres	Traction			Compression			Torsion		
	Direction de sollicitation ou axe de torsion L : longitudinal(e) R : radial(e) T : tangentiel(le)	L	R	T	L	R	T	L	R	T
Monotone (M)	Nombre d'essais	28	28	28	86	150	147	18	19	19
	Vitesse d'essai (mm/min)	1 - 10 - 100 - 1000			0,2 - 0,5 - 1 - 2 - 5 - 10 - 20 - 50 - 100 - 500			0,8- 3,2 - 7,6 - 15°/s		
	Température (°C)	20			20 - 45 - 65 - 80			20		
Cyclique incrémental (CI)	Nombre d'essais	4	4	4	10	10	10	7	8	7
	Incrément (%)	0,1	0,15 - 0,25		1 - 2	1 - 5		1 - 2,5°		
	Vitesse d'essai (mm/min)	10 - 100			5 - 10 - 50			0,8- 1,6°/s	0,8°/s	
	Température (°C)	20			20 - 80			20		
Cyclique absolue (CA)	Nombre d'essais	4	4	4	10	11	10	7	7	7
	Valeur maxi du cycle (%)	0,35	1,2 - 1,5		5 - 10	1 - 5 - 30		5 - 8 11 Nm	5 Nm (1 - 2,5°)	
	Vitesse d'essai (mm/min)	10 - 100			5 - 10 - 50			0,8 - 1,6 - 3,2 - 7,6°/s		
	Température (°C)	20			20			20		
Compressibilité (C)	Nombre d'essais	2	2	2	4	6	6	2	1	2
	Vitesse d'essai (mm/min)	10			5 - 10			0,8°/s		
	Température (°C)	20			20			20		
Relaxation (R) / Sensibilité à la température (ST)	Nombre d'essais	2	2	2	R : 3 ST : 5	R : 3 ST : 5	R : 3 ST : 5	X		
	Valeur d'arrêt (%)	0,35	1,2 - 1,5		5 - 10	5 - 30				
	Vitesses d'essai (mm/min)	10			5 - 10					
	Températures (°C)	20			R : 20 - ST : (30 - 80)					
Compression confinée (CC)	Nombre d'essais	X			1	1	1	X		
	Vitesses d'essai (mm/min)				0,5					
	Température (°C)				20					
Nombre total par direction		40	40	40	119	186	182			
Nombre total		120			487			104		

Tableau C-1 : synthèse des essais mécaniques classiques réalisés

Type d'essai	Numéro d'essai	Direction de sollicitation ou d'axe de torsion	Type de chargement	Températures (°C)	Vitesses d'essai (mm/min) ou °/s)	Incréments Valeurs maxi du cycle Valeurs d'arrêt (% ou indiqué)	Taille de l'éprouvette (mm)
Torsion	0	T	M	20	1,6		
Torsion	1	R	M	20	1,6		
Torsion	2	R	M	20	1,6		
Torsion	3	R	M	20	0,8		
Torsion	4	R	M	20	0,8		
Torsion	5	R	M	20	0,8		
Torsion	6	R	M	20	0,8		
Torsion	7	R	CI	20	0,8	2,5°	
Torsion	8	R	CI	20	0,8	1°	
Torsion	9	R	CI	20	0,8	1°	
Torsion	10	R	CA	20	0,8	1°	
Torsion	11	R	CA	20	3,2	2,5°	
Torsion	12	R	M	20	15		
Torsion	13	R	C	20	0,8		
Torsion	14	R	M	20	15		
Torsion	15	R	M	20	0,8		
Torsion	16	R	M	20	0,8		
Torsion	17	R	M	20	0,8		
Torsion	18	R	M	20	0,8		
Torsion	19	R	CA	20	0,8	5Nm	
Torsion	20	R	M	20	0,8		
Torsion	21	R	M	20	0,8		
Torsion	22	R	M	20	0,8		
Torsion	23	R	M	20	0,8		
Torsion	24	R	CA	20	0,8	5Nm	
Torsion	25	R	CA	20	0,8	5Nm	
Torsion	26	R	CA	20	0,8	5Nm	
Torsion	27	R	M	20	7,6		
Torsion	28	R	M	20	15		
Torsion	29	R	CA	20	7,6	5Nm	
Torsion	30	R	CI	20	0,8	1°	
Torsion	31	R	CI	20	0,8	1°	
Torsion	32	R	CI	20	0,8	1°	
Torsion	33	R	CI	20	0,8	1°	
Torsion	34	R	CI	20	0,8	1°	
Torsion	35	R	M	20	0,8		
Torsion	36	T	M	20	15		
Torsion	37	T	M	20	15		
Torsion	38	T	M	20	15		
Torsion	39	T	M	20	7,6		
Torsion	40	T	M	20	7,6		

Torsion	41	T	M	20	3,2		
Torsion	42	T	M	20	0,8		
Torsion	43	T	M	20	0,8		
Torsion	44	T	C	20	0,8		
Torsion	45	T	C	20	0,8		
Torsion	46	T	M	20	0,8		
Torsion	47	T	M	20	0,8		
Torsion	48	T	M	20	0,8		
Torsion	49	T	M	20	0,8		
Torsion	50	T	M	20	0,8		
Torsion	51	T	M	20	0,8		
Torsion	52	T	M	20	0,8		
Torsion	53	T	M	20	0,8		
Torsion	54	T	M	20	0,8		
Torsion	55	T	M	20	0,8		
Torsion	56	T	CI	20	0,8	2,5°	
Torsion	57	T	CI	20	0,8	2,5°	
Torsion	58	T	CI	20	0,8	2,5°	
Torsion	59	T	CI	20	0,8	1°	
Torsion	60	T	CI	20	0,8	1°	
Torsion	61	T	CI	20	0,8	1°	
Torsion	62	T	CI	20	0,8	1°	
Torsion	63	T	CA	20	0,8	5Nm	
Torsion	64	T	CA	20	7,6	5Nm	
Torsion	65	T	CA	20	3,2	5Nm	
Torsion	66	T	CA	20	0,8	5Nm	
Torsion	67	T	CA	20	0,8	5Nm	
Torsion	68	T	CA	20	0,8	5Nm	
Torsion	69	T	CA	20	0,8	5Nm	
Torsion	70	L	M	20	15		
Torsion	71	L	M	20	15		
Torsion	72	L	M	20	15		
Torsion	73	L	M	20	7,6		
Torsion	74	L	M	20	7,6		
Torsion	75	L	M	20	3,2		
Torsion	76	L	M	20	0,8		
Torsion	77	L	C	20	0,8		
Torsion	78	L	M	20	0,8		
Torsion	79	L	M	20	0,8		
Torsion	80	L	M	20	0,8		
Torsion	81	L	M	20	0,8		
Torsion	82	L	M	20	0,8		
Torsion	83	L	M	20	0,8		
Torsion	84	L	C	20	0,8		
Torsion	85	L	M	20	0,8		
Torsion	86	L	M	20	0,8		
Torsion	87	L	M	20	0,8		
Torsion	88	L	M	20	0,8		
Torsion	89	L	M	20	0,8		

Torsion	90	L	CI	20	0,8	2,5°	
Torsion	91	L	CI	20	0,8	2,5°	
Torsion	92	L	CI	20	0,8	2,5°	
Torsion	93	L	CI	20	1,6	1°	
Torsion	94	L	CI	20	1,6	1°	
Torsion	95	L	CI	20	1,6	1°	
Torsion	96	L	CI	20	1,6	1°	
Torsion	97	L	CA	20	1,6	11Nm	
Torsion	98	L	CA	20	7,6	11Nm	
Torsion	99	L	CA	20	3,2	11Nm	
Torsion	100	L	CA	20	0,8	11Nm	
Torsion	101	L	CA	20	0,8	11Nm	
Torsion	102	L	CA	20	0,8	5Nm	
Torsion	103	L	CA	20	0,8	8Nm	
Traction	501	L	M	20	10		
Traction	502	L	M	20	10		
Traction	503	L	M	20	10		
Traction	504	L	M	20	10		
Traction	505	L	M	20	10		
Traction	506	L	M	20	10		
Traction	507	L	M	20	10		
Traction	508	L	M	20	10		
Traction	509	L	M	20	10		
Traction	510	L	M	20	10		
Traction	511	L	M	20	10		
Traction	512	L	M	20	10		
Traction	513	L	M	20	10		
Traction	514	L	M	20	10		
Traction	515	L	M	20	10		
Traction	516	L	M	20	10		
Traction	517	L	M	20	10		
Traction	518	L	M	20	10		
Traction	519	L	M	20	10		
Traction	520	L	M	20	10		
Traction	521	L	M	20	10		
Traction	522	L	M	20	10		
Traction	523	R	M	20	10		
Traction	524	R	M	20	10		
Traction	525	R	M	20	10		
Traction	526	R	M	20	10		
Traction	527	R	M	20	10		
Traction	528	R	M	20	10		
Traction	529	R	M	20	10		
Traction	530	R	M	20	10		
Traction	531	R	M	20	10		
Traction	532	R	M	20	10		
Traction	533	R	M	20	10		
Traction	534	R	M	20	10		
Traction	535	R	M	20	10		

Traction	536	R	M	20	10		
Traction	537	R	M	20	10		
Traction	538	R	M	20	10		
Traction	539	R	M	20	10		
Traction	540	R	M	20	10		
Traction	541	R	M	20	10		
Traction	542	R	M	20	10		
Traction	543	R	M	20	10		
Traction	544	R	M	20	10		
Traction	545	T	M	20	10		
Traction	546	T	M	20	10		
Traction	547	T	M	20	10		
Traction	548	T	M	20	10		
Traction	549	T	M	20	10		
Traction	550	T	M	20	10		
Traction	551	T	M	20	10		
Traction	552	T	M	20	10		
Traction	553	T	M	20	10		
Traction	554	T	M	20	10		
Traction	555	T	M	20	10		
Traction	556	T	M	20	10		
Traction	557	T	M	20	10		
Traction	558	T	M	20	10		
Traction	559	T	M	20	10		
Traction	560	T	M	20	10		
Traction	561	T	M	20	10		
Traction	562	T	M	20	10		
Traction	563	T	M	20	10		
Traction	564	T	M	20	10		
Traction	565	T	M	20	10		
Traction	566	T	M	20	10		
Traction	567	L	M	20	1		
Traction	568	L	M	20	1		
Traction	569	R	M	20	1		
Traction	570	R	M	20	1		
Traction	571	T	M	20	1		
Traction	572	T	M	20	1		
Traction	573	L	M	20	100		
Traction	574	L	M	20	100		
Traction	575	R	M	20	100		
Traction	576	R	M	20	100		
Traction	577	T	M	20	100		
Traction	578	T	M	20	100		
Traction	579	L	M	20	1000		
Traction	580	L	M	20	1000		
Traction	581	R	M	20	1000		
Traction	582	R	M	20	1000		
Traction	583	T	M	20	1000		
Traction	584	T	M	20	1000		

Traction	586	L	CA	20	10	0,35%	
Traction	587	L	CA	20	10	0,35%	
Traction	588	R	CA	20	10	1,2%	
Traction	589	R	CA	20	10	1,5%	
Traction	590	T	CA	20	10	1,2%	
Traction	591	T	CA	20	10	1,5%	
Traction	592	L	CA	20	100	0,35%	
Traction	593	L	CA	20	100	0,35%	
Traction	594	R	CA	20	100	1,2%	
Traction	595	R	CA	20	100	1,5%	
Traction	596	T	CA	20	100	1,2%	
Traction	597	T	CA	20	100	1,5%	
Traction	598	L	CI	20	10	0,1%	
Traction	599	L	CI	20	10	0,1%	
Traction	600	R	CI	20	10	0,15%	
Traction	601	R	CI	20	10	0,25%	
Traction	602	T	CI	20	10	0,15%	
Traction	603	T	CI	20	10	0,25%	
Traction	604	L	CI	20	10	0,1%	
Traction	605	L	CI	20	100	0,1%	
Traction	606	R	CI	20	100	0,15%	
Traction	607	R	CI	20	100	0,25%	
Traction	608	T	CI	20	100	0,15%	
Traction	609	T	CI	20	100	0,25%	
Traction	610	L	R	20	10	0,35%	
Traction	611	L	R	20	10	0,35%	
Traction	612	R	R	20	10	1,5%	
Traction	613	R	R	20	10	1,2%	
Traction	614	T	R	20	10	1,2%	
Traction	615	T	R	20	10	1,5%	
Traction	616	L	C	20	10	0,1%	
Traction	617	L	C	20	10	0,1%	
Traction	618	R	C	20	10	0,25%	
Traction	619	R	C	20	10	0,25%	
Traction	620	T	C	20	10	0,25%	
Traction	621	T	C	20	10	0,25%	
Compression	1001	L	M	20	5		28
Compression	1002	L	M	20	5		28
Compression	1003	L	M	20	5		28
Compression	1004	L	M	20	5		28
Compression	1005	T	M	20	5		28
Compression	1006	T	M	20	5		28
Compression	1007	T	M	20	5		28
Compression	1008	T	M	20	5		28
Compression	1009	R	M	20	5		28
Compression	1010	R	M	20	5		28
Compression	1011	R	M	20	5		28
Compression	1012	R	M	20	5		28
Compression	1013	L	M	20	5		28

Compression	1014	L	M	20	5		28
Compression	1015	L	M	20	5		28
Compression	1016	L	M	20	5		28
Compression	1017	L	M	20	5		28
Compression	1018	L	M	20	5		28
Compression	1019	L	M	20	5		28
Compression	1020	L	M	20	5		28
Compression	1021	L	M	20	5		28
Compression	1022	T	M	20	5		28
Compression	1023	T	M	20	5		28
Compression	1024	T	M	20	5		28
Compression	1025	T	M	20	5		28
Compression	1026	T	M	20	5		28
Compression	1027	T	M	20	5		28
Compression	1028	T	M	20	5		28
Compression	1029	T	M	20	5		28
Compression	1030	T	M	20	5		28
Compression	1031	R	M	20	5		28
Compression	1032	R	M	20	5		28
Compression	1033	R	M	20	5		28
Compression	1034	R	M	20	5		28
Compression	1035	R	M	20	5		28
Compression	1036	R	M	20	5		28
Compression	1037	R	M	20	5		28
Compression	1038	R	M	20	5		28
Compression	1039	R	M	20	5		28
Compression	1040	R	M	20	5		28
Compression	1041	L	M	20	5		28
Compression	1042	L	M	20	5		28
Compression	1043	L	M	20	5		28
Compression	1044	L	M	20	5		28
Compression	1045	L	M	20	5		28
Compression	1046	L	M	20	5		28
Compression	1047	L	M	20	5		28
Compression	1048	L	M	20	5		28
Compression	1049	L	M	20	5		28
Compression	1050	R	M	20	5		28
Compression	1051	R	M	20	5		28
Compression	1052	R	M	20	5		28
Compression	1053	R	M	20	5		28
Compression	1054	R	M	20	5		28
Compression	1055	R	M	20	5		28
Compression	1056	R	M	20	5		28
Compression	1057	R	M	20	5		28
Compression	1058	R	M	20	5		28
Compression	1059	R	M	20	5		28
Compression	1060	R	M	20	5		28
Compression	1061	T	M	20	5		28
Compression	1062	T	M	20	5		28

Compression	1063	T	M	20	5		28
Compression	1064	T	M	20	5		28
Compression	1065	T	M	20	5		28
Compression	1066	T	M	20	5		28
Compression	1067	T	M	20	5		28
Compression	1068	T	M	20	5		28
Compression	1069	T	M	20	5		28
Compression	1070	T	M	20	5		28
Compression	1071	T	M	20	5		28
Compression	1072	R	M	20	5		28
Compression	1073	R	M	20	5		28
Compression	1074	R	M	20	5		28
Compression	1075	R	M	20	5		28
Compression	1076	R	M	20	5		28
Compression	1077	R	M	20	5		28
Compression	1078	T	M	20	5		28
Compression	1079	T	M	20	5		28
Compression	1080	T	M	20	5		28
Compression	1081	T	M	20	5		28
Compression	1082	T	M	20	5		28
Compression	1083	T	M	20	5		28
Compression	1084	R	M	20	5		28
Compression	1085	R	M	20	5		28
Compression	1086	R	M	20	5		28
Compression	1087	R	M	20	5		28
Compression	1088	T	M	20	5		28
Compression	1089	T	M	20	5		28
Compression	1090	T	M	20	5		28
Compression	1091	T	M	20	5		28
Compression	1092	R	M	20	5		28
Compression	1093	R	M	20	5		28
Compression	1094	R	M	20	5		28
Compression	1095	R	M	20	5		28
Compression	1096	R	M	20	5		28
Compression	1097	R	M	20	5		28
Compression	1098	R	M	20	5		28
Compression	1099	R	M	20	5		28
Compression	1100	T	M	20	5		28
Compression	1101	T	M	20	5		28
Compression	1102	T	M	20	5		28
Compression	1103	T	M	20	5		28
Compression	1104	T	M	20	5		28
Compression	1105	T	M	20	5		28
Compression	1106	T	M	20	5		28
Compression	1107	T	M	20	5		28
Compression	1108	R	M	20	5		28
Compression	1109	R	M	20	5		28
Compression	1110	R	M	20	5		28
Compression	1111	R	M	20	5		28

Compression	1112	T	M	20	5		28
Compression	1113	T	M	20	5		28
Compression	1114	T	M	20	5		28
Compression	1115	T	M	20	5		28
Compression	1116	T	M	20	5		28
Compression	1117	T	M	20	5		28
Compression	1118	R	M	20	5		28
Compression	1119	R	M	20	5		28
Compression	1120	R	M	20	5		28
Compression	1121	R	M	20	5		28
Compression	1122	T	M	20	5		28
Compression	1123	T	M	20	5		28
Compression	1124	T	M	20	5		28
Compression	1125	T	M	20	5		28
Compression	1126	T	M	20	5		28
Compression	1127	T	M	20	5		28
Compression	1128	R	M	20	5		28
Compression	1129	R	M	20	5		28
Compression	1130	R	M	20	5		28
Compression	1131	R	M	20	5		28
Compression	1132	R	M	20	5		28
Compression	1133	R	M	20	5		28
Compression	1134	R	M	20	5		28
Compression	1135	T	M	20	5		28
Compression	1136	T	M	20	5		28
Compression	1137	T	M	20	5		28
Compression	1138	T	M	20	5		28
Compression	1139	T	M	20	5		28
Compression	1140	T	M	20	5		28
Compression	1141	T	M	20	5		28
Compression	1142	L	M	20	5		25
Compression	1143	L	M	20	5		25
Compression	1144	L	M	20	0,5		25
Compression	1145	L	M	20	50		28
Compression	1146	L	M	20	500		25
Compression	1147	R	M	20	5		25
Compression	1148	R	M	20	5		25
Compression	1149	R	M	20	0,5		25
Compression	1150	R	M	20	0,5		28
Compression	1151	R	M	20	50		25
Compression	1152	R	M	20	50		25
Compression	1153	R	M	20	500		25
Compression	1154	R	M	20	500		28
Compression	1155	T	M	20	5		25
Compression	1156	T	M	20	5		25
Compression	1157	T	M	20	0,5		28
Compression	1158	T	M	20	0,5		28
Compression	1159	T	M	20	50		25
Compression	1160	T	M	20	50		25

Compression	1161	T	M	20	500		25
Compression	1162	T	M	20	500		28
Compression	1163	L	CA	20	5	5%	25
Compression	1164	L	CA	20	50	5%	25
Compression	1165	L	CA	20	5	10%	25
Compression	1166	L	CA	20	50	10%	25
Compression	1167	R	CA	20	5	5%	28
Compression	1168	R	CA	20	50	5%	28
Compression	1169	R	CA	20	5	30%	28
Compression	1170	R	CA	20	50	30%	25
Compression	1171	T	CA	20	5	5%	25
Compression	1172	T	CA	20	50	5%	28
Compression	1173	T	CA	20	5	30%	28
Compression	1174	T	CA	20	50	30%	28
Compression	1175	L	CI	20	50	1%	25
Compression	1176	L	CI	20	5	1%	25
Compression	1177	L	CI	20	5	2%	25
Compression	1178	L	CI	20	50	2%	25
Compression	1179	R	CI	20	5	1%	25
Compression	1180	R	CI	20	50	1%	28
Compression	1181	R	CI	20	5	5%	28
Compression	1182	R	CI	20	50	5%	25
Compression	1183	T	CI	20	5	1%	28
Compression	1184	T	CI	20	50	1%	28
Compression	1185	T	CI	20	5	5%	25
Compression	1186	T	CI	20	50	5%	28
Compression	1187	L	C	20	5	1%	25
Compression	1188	L	C	20	5	10%	25
Compression	1189	R	C	20	5	5%	25
Compression	1190	R	C	20	5	10%	28
Compression	1191	R	C	20	5	10%	28
Compression	1192	R	C	20	5	10%	28
Compression	1193	T	C	20	5	5%	25
Compression	1194	T	C	20	5	10%	25
Compression	1195	T	C	20	5	10%	25
Compression	1196	T	C	20	5	10%	28
Compression	1197	L	R	20	5	5%	28
Compression	1198	L	R	20	5	10%	25
Compression	1199	R	R	20	5	5%	25
Compression	1200	R	R	20	5	30%	25
Compression	1201	T	R	20	5	5%	25
Compression	1202	T	R	20	5	30%	25
Compression	1203	R	CC	20	0,5		28
Compression	1204	L	CC	20	0,5		28
Compression	1205	T	CC	20	0,5		28
Compression	1206	L	M	20	5		28
Compression	1207	L	M	20	5		28
Compression	1208	L	M	20	5		28
Compression	1209	L	M	20	5		28

Compression	1210	L	M	20	5		28
Compression	1211	L	M	20	5		28
Compression	1212	L	M	20	5		28
Compression	1213	L	M	20	5		28
Compression	1214	L	M	20	5		28
Compression	1215	L	M	20	5		28
Compression	1216	L	M	20	5		28
Compression	1217	L	M	20	5		28
Compression	1218	L	M	20	5		28
Compression	1219	L	M	20	5		28
Compression	1220	L	M	20	5		28
Compression	1221	L	M	20	5		28
Compression	1222	L	M	20	5		28
Compression	1223	L	M	20	5		28
Compression	1224	L	M	20	5		28
Compression	1225	R	M	20	5		28
Compression	1226	R	M	20	5		28
Compression	1227	R	M	20	5		28
Compression	1228	R	M	20	5		28
Compression	1229	R	M	20	5		28
Compression	1230	R	M	20	5		28
Compression	1231	R	M	20	5		28
Compression	1232	R	M	20	5		28
Compression	1233	R	M	20	5		28
Compression	1234	R	M	20	5		28
Compression	1235	R	M	20	5		28
Compression	1236	R	M	20	5		28
Compression	1237	R	M	20	5		28
Compression	1238	R	M	20	5		28
Compression	1239	R	M	20	5		28
Compression	1240	R	M	20	5		28
Compression	1241	R	M	20	5		28
Compression	1242	R	M	20	5		28
Compression	1243	R	M	20	5		28
Compression	1244	R	M	20	5		28
Compression	1245	R	M	20	5		28
Compression	1246	R	M	20	5		28
Compression	1247	R	M	20	5		28
Compression	1248	R	M	20	5		28
Compression	1249	R	M	20	5		28
Compression	1250	T	M	20	5		28
Compression	1251	T	M	20	5		28
Compression	1252	T	M	20	5		28
Compression	1253	T	M	20	5		28
Compression	1254	T	M	20	5		28
Compression	1255	T	M	20	5		28
Compression	1256	R	M	20	5		28
Compression	1257	T	M	20	5		28
Compression	1258	T	M	20	5		28

Compression	1259	T	M	20	5		28
Compression	1260	T	M	20	5		28
Compression	1261	T	M	20	5		28
Compression	1262	R	M	20	5		28
Compression	1263	T	M	20	5		28
Compression	1264	T	M	20	5		28
Compression	1265	T	M	20	5		28
Compression	1266	T	M	20	5		28
Compression	1267	T	M	20	5		28
Compression	1268	T	M	20	5		28
Compression	1269	T	M	20	5		28
Compression	1270	T	M	20	5		28
Compression	1271	T	M	20	5		28
Compression	1272	T	M	20	5		28
Compression	1273	R	M	20	5		28
Compression	1274	T	M	20	5		28
Compression	1275	L	M	45	0,5		28
Compression	1276	L	M	45	5		28
Compression	1277	L	M	45	50		28
Compression	1278	L	M	45	500		28
Compression	1279	R	M	45	0,5		28
Compression	1280	R	M	45	0,5		28
Compression	1281	R	M	45	5		28
Compression	1282	R	M	45	5		28
Compression	1283	R	M	45	50		28
Compression	1284	R	M	45	50		28
Compression	1285	R	M	45	500		28
Compression	1286	R	M	45	500		28
Compression	1287	T	M	45	0,5		28
Compression	1288	T	M	45	0,5		28
Compression	1289	T	M	45	5		28
Compression	1290	T	M	45	5		28
Compression	1291	T	M	45	50		28
Compression	1292	T	M	45	50		28
Compression	1293	T	M	45	500		28
Compression	1294	T	M	45	500		28
Compression	1295	L	M	65	0,5		28
Compression	1296	L	M	65	5		28
Compression	1297	L	M	65	50		28
Compression	1298	L	M	65	500		28
Compression	1299	R	M	65	5		28
Compression	1300	R	M	65	0,5		28
Compression	1301	R	M	65	5		28
Compression	1302	R	M	65	5		28
Compression	1303	R	M	65	50		28
Compression	1304	R	M	65	50		28
Compression	1305	R	M	65	500		28
Compression	1306	R	M	65	500		28
Compression	1307	T	M	65	5		28

Compression	1308	T	M	65	0,5		28
Compression	1309	T	M	65	5		28
Compression	1310	T	M	65	5		28
Compression	1311	T	M	65	50		28
Compression	1312	T	M	65	50		28
Compression	1313	T	M	65	500		28
Compression	1314	T	M	65	500		28
Compression	1315	L	M	80	0,5		28
Compression	1316	L	M	80	5		28
Compression	1317	L	M	80	50		28
Compression	1318	L	M	80	500		28
Compression	1319	R	M	80	0,5		28
Compression	1320	R	M	80	5		28
Compression	1321	R	M	80	5		28
Compression	1322	R	M	80	5		28
Compression	1323	R	M	80	50		28
Compression	1324	R	M	80	50		28
Compression	1325	R	M	80	500		28
Compression	1326	R	M	80	500		28
Compression	1327	T	M	80	0,5		28
Compression	1328	T	M	80	5		28
Compression	1329	T	M	80	5		28
Compression	1330	T	M	80	5		28
Compression	1331	T	M	80	50		28
Compression	1332	T	M	80	50		28
Compression	1333	T	M	80	500		28
Compression	1334	T	M	80	500		28
Compression	1335	L	CA	80	5	5%	30
Compression	1336	L	CA	80	5	10%	30
Compression	1337	L	CA	80	50	5%	30
Compression	1338	L	CA	80	50	10%	30
Compression	1339	R	CA	80	5	5%	30
Compression	1340	R	CA	80	5	30%	30
Compression	1341	R	CA	80	50	5%	30
Compression	1342	R	CA	80	50	30%	25
Compression	1343	T	CA	80	5	5%	30
Compression	1344	T	CA	80	5	30%	30
Compression	1345	T	CA	80	50	5%	30
Compression	1346	T	CA	80	50	30%	25
Compression	1347	L	CI	80	5	1%	25
Compression	1348	L	CI	80	5	2%	25
Compression	1349	L	CI	80	50	1%	25
Compression	1350	L	CI	80	50	2%	25
Compression	1351	R	CI	80	5	1%	25
Compression	1352	R	CI	80	5	5%	25
Compression	1353	R	CI	80	50	1%	25
Compression	1354	R	CI	80	50	5%	25
Compression	1355	T	CI	80	5	1%	25
Compression	1356	T	CI	80	5	5%	25

Compression	1357	T	CI	80	50	1%	25
Compression	1358	T	CI	80	50	5%	25
Compression	1359	L	ST	80	5	5%	28
Compression	1360	L	ST	80	5	10%	30
Compression	1361	R	ST	80	5	5%	25
Compression	1362	R	ST	80	5	30%	25
Compression	1363	T	ST	80	5	5%	25
Compression	1364	T	ST	80	5	30%	25
Compression	1380	L	M	20	0,2		15
Compression	1381	L	M	20	2		15
Compression	1382	L	M	20	20		15
Compression	1383	R	M	20	0,2		15
Compression	1384	R	M	20	2		15
Compression	1385	R	M	20	20		15
Compression	1386	T	M	20	0,2		15
Compression	1387	T	M	20	2		15
Compression	1388	T	M	20	20		15
Compression	1389	L	M	20	5		15
Compression	1390	R	M	20	5		15
Compression	1391	T	M	20	5		15
Compression	1392	L	M	45	0,2		15
Compression	1393	L	M	45	2		15
Compression	1394	L	M	45	20		15
Compression	1395	R	M	45	0,2		15
Compression	1396	R	M	45	2		15
Compression	1397	R	M	45	20		15
Compression	1398	T	M	45	0,2		15
Compression	1399	T	M	45	2		15
Compression	1400	T	M	45	20		15
Compression	1401	L	M	65	0,2		15
Compression	1402	L	M	65	2		15
Compression	1403	L	M	65	20		15
Compression	1404	R	M	65	0,2		15
Compression	1405	R	M	65	2		15
Compression	1406	R	M	65	20		15
Compression	1407	T	M	65	0,2		15
Compression	1408	T	M	65	2		15
Compression	1409	T	M	65	20		15
Compression	1410	L	M	80	0,2		15
Compression	1411	L	M	80	2		15
Compression	1412	L	M	80	20		15
Compression	1413	R	M	80	0,2		15
Compression	1414	R	M	80	2		15
Compression	1415	R	M	80	20		15
Compression	1416	T	M	80	0,2		15
Compression	1417	T	M	80	2		15
Compression	1418	T	M	80	20		15
Compression	1419	L	ST	30	5	10%	15
Compression	1420	L	ST	30	5	10%	15

Compression	1421	L	ST	30	5	10%	15
Compression	1422	R	ST	30	5	30%	15
Compression	1423	R	ST	30	5	30%	15
Compression	1424	R	ST	30	5	30%	15
Compression	1425	T	ST	30	5	30%	15
Compression	1426	T	ST	30	5	30%	15
Compression	1427	T	ST	30	5	30%	15
Compression	1464	L	R	20	10	10%	55
Compression	1465	R	R	20	10	30%	65
Compression	1466	T	R	20	10	30%	55
Compression	1467	L	C	20	10	10%	55
Compression	1468	L	C	20	10	5%	65
Compression	1469	R	C	20	10	5%	65
Compression	1470	R	C	20	10	30%	55
Compression	1471	T	C	20	10	5%	65
Compression	1472	T	C	20	10	30%	65
Compression	1473	L	CI	20	10	1%	55
Compression	1474	L	CI	20	10	2%	55
Compression	1475	R	CI	20	10	1%	65
Compression	1476	R	CI	20	10	5%	65
Compression	1477	T	CI	20	10	1%	55
Compression	1478	T	CI	20	10	5%	65
Compression	1479	L	CA	20	10	5%	65
Compression	1480	L	CA	20	10	10%	55
Compression	1481	R	CA	20	10	5%	65
Compression	1482	R	CA	20	10	30%	65
Compression	1483	T	CA	20	10	5%	55
Compression	1484	T	CA	20	10	30%	65
Compression	1485	L	M	20	1		65
Compression	1486	L	M	20	10		55
Compression	1487	L	M	20	100		55
Compression	1488	L	M	20	10		55
Compression	1489	L	M	20	10		55
Compression	1490	L	M	20	10		65
Compression	1491	L	M	20	10		55
Compression	1492	L	M	20	10		55
Compression	1493	L	M	20	10		65
Compression	1494	L	M	20	10		65
Compression	1495	L	M	20	10		65
Compression	1496	L	M	20	10		55
Compression	1497	L	M	20	10		65
Compression	1498	L	M	20	10		55
Compression	1499	L	M	20	10		65
Compression	1500	T	M	20	1000		55
Compression	1501	T	M	20	10		55
Compression	1502	T	M	20	100		55
Compression	1503	T	M	20	1		55
Compression	1504	T	M	20	10		65
Compression	1505	T	M	20	10		55

Compression	1506	T	M	20	10		55
Compression	1507	T	M	20	10		65
Compression	1508	T	M	20	10		65
Compression	1509	T	M	20	10		55
Compression	1510	T	M	20	10		55
Compression	1511	T	M	20	10		65
Compression	1512	T	M	20	10		55
Compression	1513	T	M	20	10		55
Compression	1514	T	M	20	10		55
Compression	1515	T	M	20	10		65
Compression	1516	T	M	20	10		65
Compression	1517	T	M	20	10		55
Compression	1518	T	M	20	10		55
Compression	1519	R	M	20	10		65
Compression	1520	R	M	20	10		65
Compression	1521	R	M	20	10		55
Compression	1522	R	M	20	10		65
Compression	1523	R	M	20	10		65
Compression	1524	R	M	20	10		55
Compression	1525	R	M	20	10		55
Compression	1526	R	M	20	10		55
Compression	1527	R	M	20	10		65
Compression	1528	R	M	20	10		55
Compression	1529	R	M	20	10		55
Compression	1530	R	M	20	10		65
Compression	1531	R	M	20	10		65
Compression	1532	R	M	20	10		65
Compression	1533	R	M	20	10		55
Compression	1534	R	M	20	10		55
Compression	1535	R	M	20	10		55
Compression	1536	R	M	20	10		55
Compression	1537	R	M	20	10		65
Compression	1538	R	M	20	10		55

Tableau C-2 : détail des essais mécaniques classiques réalisés

Annexe D :

Etude de corrélation des différents essais quasi statiques

Direction de sollicitation	L				R				T			
	Contrainte seuil	Déformation seuil	Contrainte maxi	Déformation maxi	Contrainte seuil	Déformation seuil	Contrainte maxi	Déformation maxi	Contrainte seuil	Déformation seuil	Contrainte maxi	Déformation maxi
Contrainte seuil	1	0,0632	0,9174	-0,6136	1	0,0252	0,1051	-0,3446	1	-0,1614	0,2765	-0,3037
Déformation seuil ou angle seuil	0,0632	1	0,0119	0,3907	0,0252	1	0,0851	0,6904	-0,1614	1	-0,1050	0,7593
Contrainte ou couple maximum	0,9174	0,0119	1	-0,3769	0,1051	0,0851	1	0,3502	0,2765	-0,1050	1	0,3525
Déformation ou angle maximum	-0,6136	0,3907	-0,3769	1	-0,3446	0,6904	0,3502	1	-0,2037	0,7593	0,3525	1
Arrête du cube	-0,0497	-0,1627	-0,0767	-0,1422	0,2321	-0,0997	-0,0584	-0,1809	0,2432	-0,1254	-0,1356	-0,1875
Densité	-0,1044	-0,1867	-0,0004	0,0540	0,1184	0,0295	0,1783	0,0080	0,3428	-0,1370	0,0754	-0,2945
Vitesse de déformation	-0,0868	0,8875	-0,1262	0,4699	-0,0249	0,9275	0,0539	0,7597	-0,1898	0,9198	-0,1506	0,7807
Température	-0,6984	0,2085	-0,6972	0,4723	-0,7420	0,2309	-0,0596	0,3836	-0,6603	0,3390	-0,4281	0,1629
Défauts (Nœuds,...)	-0,0600	-0,0704	0,1177	0,1336	0,1972	0,0874	0,1879	-0,0867	0,2775	-0,0513	0,0028	-0,1394
Flèche dans les cernes	-0,0958	-0,1376	-0,0367	-0,0835	0,1509	-0,0536	0,2736	-0,1017	0,3960	-0,0597	0,0052	-0,2294
Angle maximum des cernes	-0,0920	-0,0301	0,0227	0,0995	-0,0527	-0,0922	0,0040	-0,0706	0,2355	-0,1655	-0,0046	-0,1079
Angle des fibres	-0,1316	-0,1120	0,1443	0,2541	0,2510	-0,0125	0,2076	-0,1560	0,5360	0,0077	0,1269	-0,0959
Angle du rayon ligneux moyen	-0,1672	-0,1259	-0,0071	0,1282	0,0691	-0,1473	0,1023	-0,0961	0,3224	-0,1930	-0,0317	-0,1975
Amplitude d'angle des rayons	0,0650	-0,0654	0,0030	-0,2168	0,0511	-0,0296	0,1616	-0,0372	0,1549	0,0181	-0,0239	-0,0963
Module d'Young ou G	0,6947	-0,2884	0,6105	-0,6072	0,7825	-0,3969	0,0566	-0,4723	0,8678	-0,4127	0,2231	-0,3241
Nombre d'essais	86				150				147			
Seuil de corrélation significatif à 0.05	0,2120				0,1603				0,1620			
Seuil de corrélation significatif à 0.01	0,2764				0,2097				0,2118			
Seuil de corrélation significatif à 0.001	0,3488				0,2660				0,2667			

Tableau D-1 : étude de corrélation sur l'essai de compression dans les trois directions d'orthotropie

Direction de sollicitation	L		R		T	
	contrainte maxi	Déformation maxi	contrainte maxi	Déformation maxi	contrainte maxi	Déformation maxi
Contrainte maxi	1	0,7456	1	0,3838	1	0,2042
Déformation maxi	0,7456	1	0,3838	1	0,2042	1
Vitesse de déformation	0,2647	0,0843	0,5389	0,6216	0,4911	-0,1084
Nombre d'essais	28		28		28	
Seuil de corrélation significatif à 0.05	0,3739		0,3739		0,3739	
Seuil de corrélation significatif à 0.01	0,4785		0,4785		0,4785	
Seuil de corrélation significatif à 0.001	0,5880		0,5880		0,5880	

Tableau D-2 : étude de corrélation sur l'essai de traction dans les trois directions d'orthotropie

Axe de rotation	L				R				T			
	Couple seuil	Angle seuil	Couple maxi	Angle maxi	Couple seuil	Angle seuil	Couple maxi	Angle maxi	Couple seuil	Angle seuil	Couple maxi	Angle maxi
Couple seuil	1	-0,1832	0,6848	0,0040	1	-0,3013	0,6278	-0,2116	1	-0,0288	0,8437	0,1456
Angle seuil	-0,1832	1	-0,5037	0,7551	-0,3013	1	-0,5027	0,7342	-0,0288	1	-0,0263	0,8741
Couple maxi	0,6848	-0,5037	1	-0,0763	0,6278	-0,5027	1	-0,3005	0,8437	-0,0263	1	0,0600
Angle maxi	0,0040	0,7551	-0,0763	1	-0,2116	0,7342	-0,3005	1	0,1456	0,8741	0,0600	1
Vitesse de déformation	0,6696	0,2668	0,4652	0,5221	0,1906	-0,2168	0,4795	0,1527	0,6158	-0,3037	0,6107	-
G	-0,1424	-0,2495	-0,0690	-0,2911	0,1246	-0,6511	0,6857	-0,2924	0,3301	-0,5924	0,3363	0,5170
Nombre d'essais	18				19				19			
Seuil de corrélation significatif à 0.05	0,4683				0,4555				0,4555			
Seuil de corrélation significatif à 0.01	0,5897				0,5751				0,5751			
Seuil de corrélation significatif à 0.001	0,7084				0,6932				0,6932			

Tableau D-3 : étude de corrélation sur l'essai de torsion dans les trois directions d'orthotropie

Annexe E :

Détails des paramètres des essais de déroulage

Comme pour l'annexe C, cette annexe a pour but de montrer l'étendue des paramètres utilisés lors des essais de déroulage. Nous avons utilisé la même méthode que durant les essais mécaniques. Le lecteur retrouvera donc des discontinuités dans la numérotation causées principalement par l'abandon des essais lorsque la fissuration était évidente lors de l'augmentation de l'épaisseur de copeau.

Nous avons aussi précisé les premières analyses sur la fissuration et la continuité du copeau.

Numéro d'essai	Angle de dépouille (°)	Epaisseur de copeau nominale (mm)	Vitesse linéaire de coupe (m/s)	Nombre de tours	Fissuration du copeau (0 non fissuré F fissuré)	Continuité du copeau (C continu D discontinu)
D1	0	0,6	0,5	10	0	C
D2	0	0,6	1	10	0	C
D3	0	0,6	2	10	0	C
D4	0	0,6	3	10	0	C
D5	0	0,6	4	10	0	C
D6	0	0,6	0,1	10	0	C
D6b	0	0,6	0,01	10	0	C
D14	0	0,1	0,1	20	0	C
D15	0	0,3	0,1	10	0	C
D16	0	0,8	0,1	10	F	C
D17	0	1	0,1	10	0	D
D19	0	0,6	0,1	10	0	C
D20	0	0,1	0,5	10	0	D
D21	0	0,3	0,5	10	0	C
D22	0	0,8	0,5	10	F	C
D23	0	1	0,5	10	F	C
D24	0	1,2	0,5	10	F	C
D25	0	2	0,5	10	F	D
D26	0	0,1	1	10	0	D
D27	0	0,3	1	10	0	C
D28	0	0,8	1	10	F	C
D29	0	1	1	10	F	C
D30	0	1,2	1	10	F	C
D31	0	2	1	10	F	C
D32	0	0,6	0,5	10	0	C
D33	0	0,6	1	10	0	C
D34	0	0,6	2	10	0	C
D35	0	0,6	3	10	0	C
D36	0	0,6	4	10	0	C
D37	0	0,6	5	10	0	D
D37b	0	0,6	5	10	0	D
D38	0	0,1	2	10	0	D
D39	0	0,3	2	10	0	C

D40	0	0,8	2	10	F	C
D41	0	1	2	10	F	C
D42	0	1,2	2	10	F	C
D43	0	2	2	10	F	C
D44	0	0,1	3	10	0	D
D45	0	0,3	3	10	0	C
D46	0	0,8	3	10	F	C
D47	0	1	3	10	F	C
D48	0	1,2	3	10	F	C
D49	0	2	3	10	F	C
D50	0	0,1	4	20	0	D
D51	0	0,3	4	10	0	C
D52	0	0,8	4	10	F	C
D53	0	1	4	10	F	C
D54	0	1,2	4	10	F	C
D55	0	2	4	10	F	C
D56	0	0,1	5	10	0	D
D57	0	0,3	5	10	0	C
D58	0	0,8	5	10	F	C
D59	0	1	5	10	F	C
D60	0	1,2	5	10	F	C
D61	0	2	5	10	F	C
D69	1	0,1	0,1	30	0	C
D70	1	0,3	0,1	10	0	C
D71	1	0,6	0,1	10	0	C
D72	1	0,8	0,1	10	F	C
D73	1	1	0,1	10	F	C
D76	1	0,1	0,5	20	0	C
D77	1	0,3	0,5	10	0	C
D79	1	0,8	0,5	10	F	C
D80	1	1	0,5	10	F	C
D83	1	0,1	1	20	0	D
D83b	1	0,1	1	20	0	D
D84	1	0,3	1	10	0	C
D85	1	0,6	1	10	0	C
D86	1	0,8	1	10	F	C
D87	1	1	1	10	F	C
D97	1	0,1	3	20	0	D
D98	1	0,3	3	10	0	C
D99	1	0,6	3	10	0	C
D100	1	0,8	3	10	F	C
D101	1	1	3	10	F	C
D111	1	0,1	5	20	0	D
D112	1	0,3	5	10	0	C
D113	1	0,6	5	10	0	C
D114	1	0,8	5	10	F	C
D115	1	1	5	10	F	C
D118	0,5	0,1	0,1	30	0	C
D119	0,5	0,3	0,1	10	0	C
D120	0,5	0,6	0,1	10	0	C

D121	0,5	0,8	0,1	10	F	C
D122	0,5	1	1	10	F	C
D123	0,5	0,1	1	20	0	D
D124	0,5	0,3	1	10	0	C
D125	0,5	0,6	1	10	0	C
D126	0,5	0,8	1	10	F	C
D127	0,5	1	1	10	F	C
D128	0,5	0,1	3	10	0	D
D129	0,5	0,3	3	10	0	C
D130	0,5	0,6	3	10	0	C
D131	0,5	0,8	3	10	F	C
D132	0,5	1	3	10	F	C
D133	0,5	0,1	5	20	0	D
D135	0,5	0,6	5	10	0	C
D136	0,5	0,8	5	10	0	C
D137	0,5	1	5	10	F	C
D138	2	0,6	1	10	0	C
D139	3	0,6	1	10	0	C
D140	0	0,6	1	10	0	C
D146	2	0,1	1	10	0	C
D147	3	0,1	1	10	0	C
D150	0	0,6	1	10	0	C

Annexe F:

Etude de corrélation des différents essais de déroulage

Nous avons noté dans le Tableau G-1, les seuils significatifs de corrélation linéaire en fonction du nombre d'individus de chaque population définie, et nous leur avons affecté une couleur que nous retrouverons dans le Tableau G-2, ce qui rendra la lecture de résultats plus rapide et plus claire.

type de population	copeau non fissuré	différence d'épaisseur > 0,1mm	théorie ment modélisable	refus de coupe > 0,8	Critères validés
nombre d'essais	52	16	33	15	18
seuil de corrélation significatif à 0,05	0,2732	0,4973	0,3440	0,5139	0,4683
seuil de corrélation significatif à 0,01	0,3541	0,6226	0,4421	0,6411	0,5897
seuil de corrélation significatif à 0,001	0,4433	0,7419	0,5465	0,7604	0,7084

Tableau G-1 : seuils significatifs de corrélation linéaire pour les différentes populations d'essais de déroulage

type de population		copeau non fissuré	différence d'épaisseur r > 0,1mm	théorie ment modélisable	refus de coupe > 0,8	Critères validés
angle de frottement						
angle de dépouille	$\delta(^{\circ})$	0,1642	0,0292	0,1689	0,1383	0,2120
épaisseur du copeau	ep(mm)	0,1428	0,0893	0,1292	-0,0534	0,3448
vitesse de coupe	Vo(m/s)	-0,5739	-0,6742	-0,4771	-0,4617	-0,4881
nombre de tour		0,2303	0,6806	-0,1345	-0,1588	
localisation de la rondelle		-0,2807	-0,3015	-0,3642	-0,2902	-0,7201
excentration des cernes	ex(mm)	0,0418	0,1383	-0,1574	-0,2366	-0,0631
largeur moyenne de la rondelle	L(mm)	-0,3351	-0,2781	-0,3338	-0,3493	-0,3387
rayon initial	ri (mm)	-0,1004	-0,3893	-0,0082	-0,1826	0,2453
rayon final	rf (mm)	-0,0905	-0,3253	-0,0168	-0,1829	0,2327
rayon moyen	r (mm)	-0,0958	-0,3614	-0,0125	-0,1829	0,2391
épaisseur réelle du copeau	epr (mm)	0,1820	0,0020	0,1717	-0,0257	0,4252
température moyenne du stationnaire	T (°C)	-0,4814	-0,6285	-0,4847	-0,4774	-0,6232
effort moyen vertical su le couteau	Fv (N/cm)	-0,3243	-0,2437	-0,3363	-0,1087	-0,6831
effort moyen horizontal sur le couteau	Fh (N/cm)	0,2379	0,3001	0,1976	0,1453	0,3783
effort moyen vertical sur le patin	Pv (N/cm)	0,3770	0,7737	0,2288	0,6749	0,1114
effort moyen horizontal sur le patin	Ph (N/cm)	0,3560	0,5289	0,2307	0,2068	0,2639
effort sur la face d'attaque	Fa (N/cm)	-0,2528	-0,3862	-0,3360	-0,4722	-0,2021
effort sur le face n dépouille	Fd (N/cm)	-0,4120	-0,4067	-0,5196	-0,5103	-0,7739

effort sur la face d'attaque						
angle de dépouille	$\delta(^{\circ})$	-0,2054	-0,1178	-0,5202	-0,5663	-0,5562
épaisseur du copeau	ep(mm)	0,6957	0,3652	0,7594	0,8349	0,5460
vitesse de coupe	Vo(m/s)	0,1962	0,4240	0,3027	0,4880	0,1441
nombre de tour		-0,5020	-0,5291	-0,3219	-0,2973	
localisation de la rondelle		-0,1360	-0,3963	-0,0717	-0,3746	0,3287
excentration des cernes	ex(mm)	-0,3891	-0,4720	-0,2162	0,0302	-0,5346
largeur moyenne de la rondelle	L(mm)	-0,2336	-0,3565	-0,1594	-0,0828	-0,3845
rayon initial	ri (mm)	-0,0445	0,4837	-0,1864	0,1061	-0,4126
rayon final	rf (mm)	-0,0690	0,4657	-0,2309	0,0520	-0,4448
rayon moyen	r (mm)	-0,0570	0,4809	-0,2088	0,0792	-0,4287
épaisseur réelle du copeau	epr (mm)	0,7438	0,7456	0,7510	0,8329	0,5380
température moyenne du stationnaire	T (°C)	-0,1709	0,1888	0,1997	0,4357	0,3227
effort moyen vertical su le couteau	Fv (N/cm)	-0,7303	-0,7006	-0,7316	-0,7817	-0,5641
effort moyen horizontal sur le couteau	Fh (N/cm)	0,4004	-0,1061	0,2704	-0,1745	0,6185
effort moyen vertical sur le patin	Pv (N/cm)	-0,2330	-0,0933	-0,2500	-0,4575	-0,1890
effort moyen horizontal sur le patin	Ph (N/cm)	0,0619	-0,2912	0,0202	-0,2170	0,1224
angle de frottement	$f(^{\circ})$	-0,2528	-0,3862	-0,3360	-0,4722	-0,2021
effort sur la face n dépouille	Fd (N/cm)	0,0268	0,4313	0,5436	0,8965	0,4973
effort sur le face en dépouille						
angle de dépouille	$\delta(^{\circ})$	-0,3339	0,0127	-0,4333	-0,5381	-0,6801
épaisseur du copeau	ep(mm)	-0,2498	-0,0565	0,0589	0,6685	-0,3269
vitesse de coupe	Vo(m/s)	0,5010	0,5456	0,4167	0,5425	0,2639
nombre de tour		-0,0624	-0,4253	-0,0879	-0,2937	
localisation de la rondelle		-0,4468	-0,5408	-0,3187	-0,3862	0,7301
excentration des cernes	ex(mm)	-0,0127	-0,2760	0,0348	0,0311	-0,2846
largeur moyenne de la rondelle	L(mm)	-0,0973	-0,3723	-0,0862	-0,1068	-0,0116
rayon initial	ri (mm)	0,3055	0,5796	0,1493	0,1848	-0,6489
rayon final	rf (mm)	0,3092	0,5807	0,1473	0,1442	-0,6415
rayon moyen	r (mm)	0,3086	0,5881	0,1484	0,1647	-0,6454
épaisseur réelle du copeau	epr (mm)	-0,1741	0,2119	0,0332	0,6760	-0,3694
température moyenne du stationnaire	T (°C)	0,8843	0,8550	0,7279	0,6967	0,4381
effort moyen vertical su le couteau	Fv (N/cm)	-0,1564	-0,5264	-0,3092	-0,7251	0,2500
effort moyen horizontal sur le couteau	Fh (N/cm)	-0,9039	-0,9427	-0,6546	-0,5870	-0,3592
effort moyen vertical sur le patin	Pv (N/cm)	-0,1183	-0,2667	-0,1331	-0,5472	-0,1648
effort moyen horizontal sur le patin	Ph (N/cm)	-0,3078	-0,2980	-0,1630	-0,2448	-0,0422
angle de frottement	$f(^{\circ})$	-0,4120	-0,4067	-0,5196	-0,5103	-0,7739
effort sur la face d'attaque	Fa (N/cm)	0,0268	0,4313	0,5436	0,8965	0,4973

épaisseur réelle du copeau						
angle de dépouille	$\delta(^{\circ})$	-0,0927	-0,1395	-0,2440	-0,4723	-0,0042
épaisseur du copeau	ep(mm)	0,8267	0,3873	0,9930	0,9968	0,9810
vitesse de coupe	Vo(m/s)	0,0982	0,2728	0,2244	0,4456	0,2000
nombre de tour		-0,3940	-0,2074	-0,4421	-0,4530	
localisation de la rondelle		-0,1498	-0,5128	-0,1819	-0,6177	-0,2658
excentration des cernes	ex(mm)	-0,2015	-0,3246	-0,1453	0,0135	-0,1286
largeur moyenne de la rondelle	L(mm)	-0,1558	-0,3612	-0,0878	-0,1421	-0,1495
rayon initial	ri (mm)	-0,0479	0,2978	-0,0924	0,1471	0,2169
rayon final	rf (mm)	-0,0974	0,2417	-0,1517	0,0837	0,1711
rayon moyen	r (mm)	-0,0732	0,2727	-0,1222	0,1156	0,1942
température moyenne du stationnaire	T (°C)	-0,2479	0,0137	-0,0904	0,3078	0,0836
effort moyen vertical sur le couteau	Fv (N/cm)	-0,7703	-0,6907	-0,8231	-0,9323	-0,7280
effort moyen horizontal sur le couteau	Fh (N/cm)	0,4577	0,0412	0,5920	-0,0618	0,9175
effort moyen vertical sur le patin	Pv (N/cm)	-0,1484	0,1751	-0,1485	-0,2490	-0,0352
effort moyen horizontal sur le patin	Ph (N/cm)	0,0902	-0,1990	-0,0134	-0,2782	-0,0441
angle de frottement	$f(^{\circ})$	0,1820	0,0020	0,1717	-0,0257	0,4252
effort sur la face d'attaque	Fa (N/cm)	0,7438	0,7456	0,7510	0,8329	0,5380
effort sur la face n dépouille	Fd (N/cm)	-0,1741	0,2119	0,0332	0,6760	-0,3694
température moyenne du stationnaire						
angle de dépouille	$\delta(^{\circ})$	-0,2374	0,1080	-0,2236	-0,4413	-0,0986
épaisseur du copeau	ep(mm)	-0,3902	-0,3437	-0,0416	0,3156	0,2035
vitesse de coupe	Vo(m/s)	0,6284	0,7270	0,6168	0,6504	0,7285
nombre de tour		-0,0623	-0,3917	-0,0712	-0,2886	
localisation de la rondelle		-0,2488	-0,2338	-0,1669	-0,0496	0,2816
excentration des cernes	ex(mm)	0,0601	-0,1420	0,2022	0,3178	-0,1337
largeur moyenne de la rondelle	L(mm)	0,1149	0,0152	0,0635	0,2018	-0,0115
rayon initial	ri (mm)	0,2998	0,4491	0,2957	0,1776	0,0132
rayon final	rf (mm)	0,2843	0,3946	0,3027	0,1716	0,0002
rayon moyen	r (mm)	0,2931	0,4269	0,2994	0,1747	0,0067
épaisseur réelle du copeau	epr (mm)	-0,2479	0,0137	-0,0904	0,3078	0,0836
effort moyen vertical sur le couteau	Fv (N/cm)	0,1096	-0,0891	-0,0340	-0,3547	0,3084
effort moyen horizontal sur le couteau	Fh (N/cm)	-0,8810	-0,8706	-0,6408	-0,7306	0,0443
effort moyen vertical sur le patin	Pv (N/cm)	-0,2231	-0,5256	-0,1816	-0,7263	-0,1600
effort moyen horizontal sur le patin	Ph (N/cm)	-0,4297	-0,5038	-0,3482	-0,5112	-0,3146
angle de frottement	$f(^{\circ})$	-0,4814	-0,6285	-0,4847	-0,4774	-0,6232
effort sur la face d'attaque	Fa (N/cm)	-0,1709	0,1888	0,1997	0,4357	0,3227
effort sur la face n dépouille	Fd (N/cm)	0,8843	0,8550	0,7279	0,6967	0,4381

effort moyen vertical su le couteau						
angle de dépouille	$\delta(^{\circ})$	0,2281	0,0896	0,4242	0,5375	0,3020
épaisseur du copeau	ep(mm)	-0,6687	-0,3785	-0,8000	-0,9122	-0,6551
vitesse de coupe	Vo(m/s)	0,0418	-0,0471	0,0006	-0,2775	0,3283
nombre de tour		0,3320	0,1564	0,4045	0,4509	
localisation de la rondelle		0,5004	0,7714	0,4061	0,6506	0,2924
excentration des cernes	ex(mm)	0,3347	0,4293	0,3025	0,1416	0,4516
largeur moyenne de la rondelle	L(mm)	0,5105	0,7117	0,4055	0,3431	0,5618
rayon initial	ri (mm)	-0,0307	-0,3612	0,0992	-0,0690	0,1191
rayon final	rf (mm)	-0,0161	-0,4021	0,1465	-0,0086	0,1518
rayon moyen	r (mm)	-0,0234	-0,3873	0,1230	-0,0389	0,1354
épaisseur réelle du copeau	epr (mm)	-0,7703	-0,6907	-0,8231	-0,9323	-0,7280
température moyenne du stationnaire	T (°C)	0,1096	-0,0891	-0,0340	-0,3547	0,3084
effort moyen horizontal sur le couteau	Fh (N/cm)	-0,1423	0,3263	-0,2231	0,2840	-0,7373
effort moyen vertical sur le patin	Pv (N/cm)	0,0218	-0,3829	0,1284	0,1772	0,0973
effort moyen horizontal sur le patin	Ph (N/cm)	-0,2115	-0,0752	-0,1734	0,1182	-0,3493
angle de frottement	$f(^{\circ})$	-0,3243	-0,2437	-0,3363	-0,1087	-0,6831
effort sur la face d'attaque	Fa (N/cm)	-0,7303	-0,7006	-0,7316	-0,7817	-0,5641
effort sur le face n dépouille	Fd (N/cm)	-0,1564	-0,5264	-0,3092	-0,7251	0,2500
effort moyen horizontal sur le couteau						
angle de dépouille	$\delta(^{\circ})$	0,2050	-0,0586	0,0152	0,1671	0,0617
épaisseur du copeau	ep(mm)	0,5133	0,1952	0,5743	-0,0370	0,8989
vitesse de coupe	Vo(m/s)	-0,3617	-0,4407	-0,1714	-0,2901	0,0074
nombre de tour		-0,1480	0,2711	-0,1624	0,1679	
localisation de la rondelle		0,3692	0,4495	0,3841	0,2833	-0,2431
excentration des cernes	ex(mm)	-0,1510	0,1366	-0,2185	0,0373	-0,2675
largeur moyenne de la rondelle	L(mm)	0,0080	0,2807	0,0071	0,1654	-0,3230
rayon initial	ri (mm)	-0,3097	-0,4586	-0,3661	-0,2188	0,1909
rayon final	rf (mm)	-0,3231	-0,4675	-0,4011	-0,2216	0,1492
rayon moyen	r (mm)	-0,3177	-0,4694	-0,3839	-0,2204	0,1702
épaisseur réelle du copeau	epr (mm)	0,4577	0,0412	0,5920	-0,0618	0,9175
température moyenne du stationnaire	T (°C)	-0,8810	-0,8706	-0,6408	-0,7306	0,0443
effort moyen vertical su le couteau	Fv (N/cm)	-0,1423	0,3263	-0,2231	0,2840	-0,7373
effort moyen vertical sur le patin	Pv (N/cm)	0,0011	0,2521	-0,0932	0,3078	-0,0671
effort moyen horizontal sur le patin	Ph (N/cm)	0,2962	0,2155	0,1830	0,1393	0,1109
angle de frottement	$f(^{\circ})$	0,2379	0,3001	0,1976	0,1453	0,3783
effort sur la face d'attaque	Fa (N/cm)	0,4004	-0,1061	0,2704	-0,1745	0,6185
effort sur le face n dépouille	Fd (N/cm)	-0,9039	-0,9427	-0,6546	-0,5870	-0,3592

effort moyen vertical sur le patin						
angle de dépouille	$\delta(^{\circ})$	0,2201	-0,0259	0,2788	0,5061	0,2257
épaisseur du copeau	ep(mm)	-0,0710	0,4465	-0,1924	-0,2662	-0,1232
vitesse de coupe	Vo(m/s)	-0,1720	-0,3683	-0,0497	-0,5259	0,0894
nombre de tour		0,2836	0,4371	0,0512	0,0377	
localisation de la rondelle		-0,1886	-0,2618	-0,2231	-0,2425	-0,2372
excentration des cernes	ex(mm)	0,0771	-0,0771	-0,0547	-0,3890	0,0037
largeur moyenne de la rondelle	L(mm)	-0,1192	-0,2583	-0,0377	-0,3335	0,0594
rayon initial	ri (mm)	0,0055	-0,0924	0,0036	-0,0811	-0,0624
rayon final	rf (mm)	0,0258	-0,0385	0,0133	-0,0722	-0,0578
rayon moyen	r (mm)	0,0158	-0,0657	0,0085	-0,0767	-0,0601
épaisseur réelle du copeau	epr (mm)	-0,1484	0,1751	-0,1485	-0,2490	-0,0352
température moyenne du stationnaire	T (°C)	-0,2231	-0,5256	-0,1816	-0,7263	-0,1600
effort moyen vertical su le couteau	Fv (N/cm)	0,0218	-0,3829	0,1284	0,1772	0,0973
effort moyen horizontal sur le couteau	Fh (N/cm)	0,0011	0,2521	-0,0932	0,3078	-0,0671
effort moyen horizontal sur le patin	Ph (N/cm)	-0,4250	0,1236	-0,6391	0,3191	-0,7816
angle de frottement	$f(^{\circ})$	0,3770	0,7737	0,2288	0,6749	0,1114
effort sur la face d'attaque	Fa (N/cm)	-0,2330	-0,0933	-0,2500	-0,4575	-0,1890
effort sur le face n dépouille	Fd (N/cm)	-0,1183	-0,2667	-0,1331	-0,5472	-0,1648
effort moyen horizontal sur le patin						
angle de dépouille	$\delta(^{\circ})$	0,0087	-0,1671	-0,0716	0,0685	-0,1190
épaisseur du copeau	ep(mm)	0,1320	0,1101	-0,0147	-0,2945	-0,0243
vitesse de coupe	Vo(m/s)	-0,6843	-0,8657	-0,5910	-0,7775	-0,5633
nombre de tour		0,0388	0,1049	0,2020	0,6504	
localisation de la rondelle		0,0882	0,0375	0,0525	0,0375	-0,0421
excentration des cernes	ex(mm)	-0,1865	-0,0859	-0,3391	-0,5983	-0,2391
largeur moyenne de la rondelle	L(mm)	-0,3740	-0,3272	-0,3578	-0,4875	-0,3514
rayon initial	ri (mm)	-0,2173	-0,4129	-0,1739	-0,4332	-0,0102
rayon final	rf (mm)	-0,2098	-0,3685	-0,1744	-0,4300	-0,0074
rayon moyen	r (mm)	-0,2143	-0,3955	-0,1742	-0,4319	-0,0088
épaisseur réelle du copeau	epr (mm)	0,0902	-0,1990	-0,0134	-0,2782	-0,0441
température moyenne du stationnaire	T (°C)	-0,4297	-0,5038	-0,3482	-0,5112	-0,3146
effort moyen vertical su le couteau	Fv (N/cm)	-0,2115	-0,0752	-0,1734	0,1182	-0,3493
effort moyen horizontal sur le couteau	Fh (N/cm)	0,2962	0,2155	0,1830	0,1393	0,1109
effort moyen vertical sur le patin	Pv (N/cm)	-0,4250	0,1236	-0,6391	0,3191	-0,7816
angle de frottement	$f(^{\circ})$	0,3560	0,5289	0,2307	0,2068	0,2639
effort sur la face d'attaque	Fa (N/cm)	0,0619	-0,2912	0,0202	-0,2170	0,1224
effort sur le face n dépouille	Fd (N/cm)	-0,3078	-0,2980	-0,1630	-0,2448	-0,0422

Tableau G-2 : étude de corrélation des variables des essais de déroulage pour les différentes populations définies

Annexe G:

Dépouillement des essais conventionnels avec un comportement hyper élastique

- | | |
|---|--------|
| 1. calculs de compression en hyper élasticité | p. G2 |
| 1.1. Dépouillement des essais | p. G2 |
| 1.2. Conditions sur les C_{ijk} | p. G5 |
| 2. Calculs de torsion en hyper élasticité | p. G6 |
| 2.1. Dépouillement des essais | p. G6 |
| 2.2. Conditions sur les C_{ijk} | p. G8 |
| 3. Calculs de glissement simple en hyper élasticité | p. G10 |
| 3.1. Dépouillement des essais | p. G10 |
| 3.2. Conditions sur les C_{ijk} | p. G12 |

1. calculs de compression en hyper élasticité

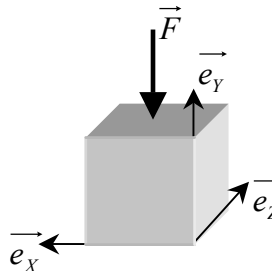
1.1. Dépouillement des essais

Soit un cube homogène sur lequel on applique un effort uniforme, nous allons considérer uniquement la compression dans la direction tangentielle par rapport aux fibres du matériau bois car elle se rapproche le plus des phénomènes se produisant durant le déroulage.

Il est possible d'écrire le tenseur gradient de la transformation, ainsi que le tenseur de Cauchy et son carré au point du domaine de matière considéré en prenant en considération les observations expérimentales du tableau II-6 qui exprime la variation des dimensions transversales du cube ainsi de son volume en fonction de la déformation dans la direction de sollicitation.

$$\begin{cases} x = \lambda_R \cdot X \\ y = \lambda_T \cdot Y \\ z = Z \end{cases}$$

$$\overline{\overline{F}} = \begin{bmatrix} \lambda_R & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_T & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\overline{\overline{C}} = \begin{bmatrix} \lambda_R^2 & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_T^2 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \text{ et } \overline{\overline{C}}^2 = \begin{bmatrix} \lambda_R^4 & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_T^4 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$


où X_i : coordonnées lagrangiennes du point considéré

x_i : coordonnées eulériennes du point considéré

$\overline{\overline{F}}$: représentation matricielle du tenseur gradient de la transformation exprimé dans le repère $(\vec{e}_x, \vec{e}_y, \vec{e}_z)$

$\overline{\overline{C}}$: représentation matricielle du tenseur de Cauchy droit exprimé dans le repère $(\vec{e}_x, \vec{e}_y, \vec{e}_z)$

le repère $(\vec{e}_x, \vec{e}_y, \vec{e}_z)$ correspond au repère anatomique du matériau bois $(\vec{R}, \vec{T}, \vec{L})$

On peut aussi exprimer les invariants de ce tenseur toujours en ce point ainsi que le second tenseur des contraintes de Piola Kirchoff :

$$\begin{cases} I_1 = \text{trace}(\overline{\overline{C}}) = 1 + \lambda_R^2 + \lambda_T^2 \\ I_2 = \frac{1}{2} \left(\left(\text{trace}(\overline{\overline{C}}) \right)^2 + \text{trace}(\overline{\overline{C}^2}) \right) = \lambda_R^2 \cdot \lambda_T^2 + \lambda_R^2 + \lambda_T^2 \\ I_3 = \det(\overline{\overline{C}}) = \lambda_R^2 \cdot \lambda_T^2 \end{cases}$$

$$\text{et } W = \sum_{\substack{i,j,k=0 \text{ à } N \\ i+j+k=N}} C_{ijk} \cdot (I_1 - 3)^i \cdot (I_2 - 3)^j \cdot (I_3 - 1)^k$$

$$\begin{aligned} \overline{\overline{S}} &= 2 \cdot \left[\begin{array}{l} \left(\frac{\partial W}{\partial I_1} + I_1 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_2} + I_2 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \overline{\overline{Id}} \\ - \left(\frac{\partial W}{\partial I_2} + I_1 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \overline{\overline{C}} + \left(\frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \overline{\overline{C}^2} \end{array} \right] \\ \Rightarrow &= \begin{bmatrix} S_{11} & 0 & 0 \\ 0 & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{33} \end{bmatrix} \end{aligned}$$

$$\text{avec } \begin{cases} S_{11} = 2 \cdot \left[\frac{\partial W}{\partial I_1} + \frac{\partial W}{\partial I_2} \cdot (1 + \lambda_T^2) + \frac{\partial W}{\partial I_3} \cdot \lambda_T^2 \right] \\ S_{22} = 2 \cdot \left[\frac{\partial W}{\partial I_1} + \frac{\partial W}{\partial I_2} \cdot (1 + \lambda_R^2) + \frac{\partial W}{\partial I_3} \cdot \lambda_R^2 \right] \\ S_{33} = 2 \cdot \left[\frac{\partial W}{\partial I_1} + \frac{\partial W}{\partial I_2} \cdot (\lambda_T^2 + \lambda_R^2) + \frac{\partial W}{\partial I_3} \cdot (\lambda_T^2 \cdot \lambda_R^2) \right] \end{cases}$$

où I_i : invariants du tenseur de Cauchy Green droit

$\overline{\overline{S}}$: représentation matricielle du second tenseur des contraintes de Piola Kirchhoff dont les composantes sont S_{ij}

W : potentiel de déformation hyper élastique

C_{ijk} : constantes de la modélisation

N : degré du polynôme du potentiel de déformation hyper élastique

Dans le cadre stricte de l'observation du tableau II-6, il est possible d'exprimer λ_R en fonction de λ_T :

$$\frac{v}{V_0} = \frac{0,8958}{100} \cdot \frac{l - l_0}{l_0} + 1$$

$$\Leftrightarrow \lambda_R \cdot \lambda_T = 0,008958 \cdot (\lambda_T - 1) + 1$$

$$\Leftrightarrow \lambda_R = (1 + 0,008958) - \frac{0,008958}{\lambda_T} = (1 + a) - \frac{a}{\lambda_T}$$

où v : volume actuel de l'éprouvette

V_0 : volume initial de l'éprouvette

l : longueur actuelle de l'éprouvette dans le sens de sollicitation (soit la direction tangentielle)

l_0 : longueur initiale de l'éprouvette dans le sens de sollicitation

Il est alors possible d'exprimer l'ensemble des tenseurs ci dessus en fonction de λ_T . Mais comme dans le cadre des grandes vitesses de déformations, nous avons choisi dans notre modélisation de suivre [ADA98] qui fait l'hypothèse que la compression dans une direction d'orthotropie est découplée des autres directions, nous avons imposé $\lambda_R=1$ ce qui amène :

$$\begin{cases} x = \lambda_R \cdot X \\ y = Y \\ z = Z \end{cases}$$

$$\bar{F} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_T & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\bar{C} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_T^2 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \text{ et } \bar{C}^2 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_T^4 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\begin{cases} I_1 = \text{trace}(\bar{C}) = 2 + \lambda_T^2 \\ I_2 = \frac{1}{2} \left(\left(\text{trace}(\bar{C}) \right)^2 - \text{trace}(\bar{C}^2) \right) = 1 + 2 \cdot \lambda_T^2 \\ I_3 = \det(\bar{C}) = \lambda_T^2 \end{cases}$$

$$\text{et } W = \sum_{\substack{i,j,k=0 \text{ à } N \\ i+j+k=N}} 2^j \cdot C_{ijk} \cdot (\lambda_T^2 - 1)^{i+j+k}$$

$$\Rightarrow \bar{S} = 2 \cdot \left[\left(\frac{\partial W}{\partial I_1} + I_1 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_2} + I_2 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \bar{Id} - \left(\frac{\partial W}{\partial I_2} + I_1 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \bar{C} + \left(\frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \bar{C}^2 \right] = \begin{bmatrix} S_{11} & 0 & 0 \\ 0 & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{33} \end{bmatrix}$$

$$\text{avec } \begin{cases} S_{11} = S_{33} = 2 \cdot \left[\frac{\partial W}{\partial I_1} + \frac{\partial W}{\partial I_2} \cdot (1 + \lambda_T^2) + \frac{\partial W}{\partial I_3} \cdot \lambda_T^2 \right] \\ = \\ S_{22} = 2 \cdot \left[\frac{\partial W}{\partial I_1} + 2 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_2} + \frac{\partial W}{\partial I_3} \right] \\ = \sum_{\substack{i,j,k=0 \text{ à } N \\ i+j+k=N}} C_{ijk} \cdot (i+j+k) \cdot 2^{j+1} \cdot (\lambda_T^2 - 1)^{i+j+k-1} \end{cases}$$

Il est alors nécessaire d'exprimer les contraintes avec le premier tenseur de Piola-Kirchhoff qui est diagonal dans ce cas afin de pouvoir réaliser le lien avec les mesures expérimentales ; soit :

$$\bar{\Pi} = \bar{F} \cdot \bar{S} = \begin{bmatrix} \Pi_{11} = S_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \Pi_{22} = F_{22} \cdot S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \Pi_{33} = S_{33} \end{bmatrix}$$

$$\text{avec } \Pi_{22} = \sum_{\substack{i,j,k=0 \text{ à } N \\ i+j+k=N}} C_{ijk} \cdot (i+j+k) \cdot 2^{j+1} \cdot \lambda_T^2 \cdot (\lambda_T^2 - 1)^{i+j+k-1}$$

Nous connaissons déjà la relation mathématique qui relie λ_T au mouvement de la traverse :

$$\frac{\Delta l}{l_0} = \frac{l_0 - l}{l_0} = 1 - \lambda_l \Leftrightarrow \lambda_l = 1 - \frac{\Delta l}{l_0} \quad \text{où } \Delta l : \text{déplacement de la traverse toujours } > 0$$

1.2. Conditions sur les C_{ijk}

Nous allons calculer le tenseur des déformations de Green-lagrange pour en déduire celui des vitesses de déformation afin d'exprimer la trace de ce dernier, multiplié par le second tenseur des contraintes de Piola-Kirchhoff.

Dans le cadre de l'hypothèse de [ADA98], cela implique que la composante du second tenseur des contraintes de Piola Kirchhoff dans la direction de la sollicitation (soit $S_{22} \leq 0$) doit être négative si nous imposons que la trace soit positive afin de satisfaire l'inégalité de Clausius-Duhem. Ainsi il est nécessaire que certains C_{ijk} soient négatifs.

$$\bar{\bar{E}} = \frac{\bar{\bar{C}} - Id}{2} = \begin{bmatrix} \frac{\lambda_R^2 - 1}{2} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\lambda_T^2 - 1}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

où $\bar{\bar{E}}$: représentation matricielle tenseur des déformations de Green-lagrange

$\dot{\bar{\bar{E}}}$ représentation matricielle tenseur des vitesses de déformations

$$\dot{\bar{\bar{E}}} = \frac{d\bar{\bar{E}}}{dt} = \begin{bmatrix} \dot{\lambda}_R \cdot \lambda_R & 0 & 0 \\ 0 & \dot{\lambda}_T \cdot \lambda_T & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\Rightarrow tr(\bar{\bar{S}} \cdot \dot{\bar{\bar{E}}}) = \dot{\lambda}_R \cdot \lambda_R \cdot S_{11} + \dot{\lambda}_T \cdot \lambda_T \cdot S_{22}$$

$$\text{comme } \begin{cases} 0 \leq \lambda_T \leq 1 \\ \dot{\lambda}_T \leq 0 \end{cases} \text{ si } \begin{cases} tr(\bar{\bar{S}} \cdot \dot{\bar{\bar{E}}}) \geq 0 \\ \lambda_R = 1 \end{cases} \Rightarrow S_{22} \leq 0$$

2. Calculs de torsion en hyper élasticité

2.1. Dépouillement des essais

Soit un cylindre de rayon R et longueur L soumis à un sollicitation de torsion. La direction donnée par la longueur du cylindre sera représentée par la numérotation 1. On suppose que le gauchissement de la section transversale du cylindre est nul.

Il est possible d'écrire le tenseur gradient de la transformation, ainsi que le tenseur de Cauchy et son carré au point du domaine de matière considéré:

$$\overline{\overline{F}} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ -\frac{\partial \theta}{\partial X_1} \cdot (X_3 \cdot \cos(\theta) + X_2 \cdot \sin(\theta)) & \cos(\theta) & -\sin(\theta) \\ \frac{\partial \theta}{\partial X_1} \cdot (X_2 \cdot \cos(\theta) - X_3 \cdot \sin(\theta)) & \sin(\theta) & \cos(\theta) \end{bmatrix}$$

$$\overline{\overline{C}} = \begin{bmatrix} \left(\frac{\partial \theta}{\partial X_1}\right)^2 \cdot (X_2^2 + X_3^2) + 1 & -\frac{\partial \theta}{\partial X_1} \cdot X_3 & \frac{\partial \theta}{\partial X_1} \cdot X_2 \\ -\frac{\partial \theta}{\partial X_1} \cdot X_3 & 1 & 0 \\ \frac{\partial \theta}{\partial X_1} \cdot X_2 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$= \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} \\ C_{12} & 1 & 0 \\ C_{13} & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\overline{\overline{C}}^2 = \begin{bmatrix} C_{11}^2 + C_{12}^2 + C_{13}^2 & C_{12} \cdot (C_{11} + 1) & C_{13} \cdot (C_{11} + 1) \\ C_{12} \cdot (C_{11} + 1) & C_{12}^2 + 1 & C_{12} \cdot C_{13} \\ C_{13} \cdot (C_{11} + 1) & C_{12} \cdot C_{13} & C_{13}^2 + 1 \end{bmatrix}$$

où X_i : coordonnées lagrangienne du point considéré

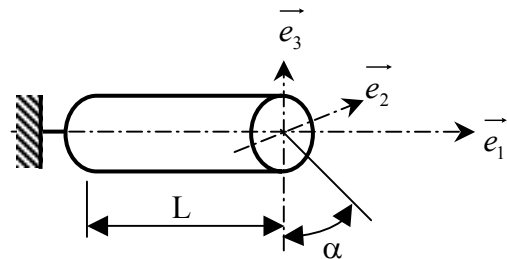
$$X_2^2 + X_3^2 = r^2 \text{ et } 0 \leq r \leq R$$

R : rayon de l'éprouvette

θ : angle de rotation du point dans la section située à une hauteur déterminée

$\overline{\overline{F}}$: représentation matricielle du tenseur gradient de la transformation exprimé dans le repère ci dessous

$\overline{\overline{C}}$: représentation matricielle du tenseur de Cauchy droit exprimé dans le repère ci dessous



On peut aussi exprimer les invariants de ce tenseur toujours en ce point ainsi que le second tenseur des contraintes de Piola Kirchhoff :

$$\begin{cases} I_1 = \text{trace}(\overline{\overline{C}}) = \left(\frac{\partial \theta}{\partial X_1} \right)^2 r^2 + 3 \\ I_2 = \frac{1}{2} \cdot \left(\left(\text{trace}(\overline{\overline{C}}) \right)^2 - \text{trace}(\overline{\overline{C}^2}) \right) = I_1 \\ I_3 = \det(\overline{\overline{C}}) = 1 \end{cases}$$

où I_i : invariants du tenseur de Cauchy Green droit

$\overline{\overline{S}}$: représentation matricielle du second tenseur des contraintes de Piola Kirchhoff dont les composantes sont S_{ij}

W : potentiel de déformation hyper élastique

C_{ijk} : constantes de la modélisation

N : degré du polynôme

$$\text{et } W = \sum_{\substack{i,j,k=0 \text{ à } N \\ i+j+k=N}} C_{ijk} \cdot (I_2 - 3)^{i+j} \cdot (I_3 - 1)^k$$

$$\begin{aligned} \Rightarrow \overline{\overline{S}} &= 2 \cdot \left[\begin{aligned} &\left(\frac{\partial W}{\partial I_1} + I_1 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_2} + I_2 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \overline{\overline{Id}} \\ &- \left(\frac{\partial W}{\partial I_2} + I_1 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \cdot \overline{\overline{C}} + \left(\frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \cdot \overline{\overline{C}^2} \end{aligned} \right] \\ &= \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} \\ S_{12} & S_{22} & S_{23} \\ S_{13} & S_{23} & S_{33} \end{bmatrix} \end{aligned}$$

$$\text{avec } \begin{cases} S_{11} = 2 \cdot \left[\frac{\partial W}{\partial I_1} + 2 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_2} + \frac{\partial W}{\partial I_3} \right] \\ S_{12} = 2 \cdot \left[\frac{\partial W}{\partial I_2} - \frac{\partial W}{\partial I_3} \right] \cdot \left(\frac{\partial \theta}{\partial X_1} \right) \cdot X_3 \\ S_{13} = -2 \cdot \left[\frac{\partial W}{\partial I_2} - \frac{\partial W}{\partial I_3} \right] \cdot \left(\frac{\partial \theta}{\partial X_1} \right) \cdot X_2 \end{cases}$$

Il faut remarquer que cet essai est théoriquement à volume constant ce qui amène à ne considérer que les puissances d'ordre 0 ou 1 pour le troisième invariant, sans quoi, les autres termes du potentiel de déformation hyper élastique sont nuls. Cette réflexion ne limite en rien l'ordre du potentiel, appelé N dans notre formulation.

Il est alors possible de calculer le moment de torsion ($M_{T/l}$) :

$$\begin{aligned}
M_{T/1} &= \int_{\Sigma_0} (X_2 \cdot S_{13} - X_3 \cdot S_{12}) d\Sigma_0 = -2 \cdot \int_{\Sigma_0} \left[\frac{\partial W}{\partial I_2} - \frac{\partial W}{\partial I_3} \right] \left(\frac{\partial \theta}{\partial X_1} \right) r^2 d\Sigma_0 \\
\text{avec } \begin{cases} \frac{\partial W}{\partial I_2} = \sum_{\substack{i=0 \text{ à } N \\ j=1 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot (I_2 - 3)^{i+j-1} = \sum_{\substack{i=0 \text{ à } N \\ j=1 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot \left(\frac{\partial \theta}{\partial X_1} \right)^{2(i+j-1)} \cdot r^{2(i+j-1)} \\ \frac{\partial W}{\partial I_3} = \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=1 \\ i+j+k=N}} C_{ij1} \cdot (I_2 - 3)^{i+j} = \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=1 \\ i+j+k=N}} C_{ij1} \cdot \left(\frac{\partial \theta}{\partial X_1} \right)^{2(i+j)} \cdot r^{2(i+j)} \end{cases} \\
\Rightarrow M_{T/1} &= 4\pi \cdot \int_0^R \left[-2 \cdot \left[\sum_{\substack{i=0 \text{ à } N \\ j=1 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot \left(\frac{\partial \theta}{\partial X_1} \right)^{2(i+j-1)} \cdot r^{2(i+j-1)} - \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=1 \\ i+j+k=N}} C_{ij1} \cdot \left(\frac{\partial \theta}{\partial X_1} \right)^{2(i+j)} \cdot r^{2(i+j)} \right] \cdot \left(\frac{\partial \theta}{\partial X_1} \right) r^2 \cdot r \cdot dr \right. \\
&\Leftrightarrow M_{T/1} = 8\pi \cdot \left[- \sum_{\substack{i=0 \text{ à } N \\ j=1 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot \left(\frac{\partial \theta}{\partial X_1} \right)^{2(i+j)-1} \cdot \frac{R^{2(i+j)+2}}{2(i+j)+2} + \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=1 \\ i+j+k=N}} C_{ij1} \cdot \left(\frac{\partial \theta}{\partial X_1} \right)^{2(i+j)+1} \cdot \frac{R^{2(i+j)+4}}{2(i+j)+4} \right]
\end{aligned}$$

Il est possible de déterminer $\frac{\partial \theta}{\partial X_1}$ en fonction de l'angle global α enregistré durant l'essai en posant l'hypothèse d'un phénomène de torsion constant suivant dans toute la longueur de la partie active de l'éprouvette ; ce qu'ont tendance à démontrer nos observations (Fig. II-14). Ainsi :

$$\frac{\partial \theta}{\partial X_1} = \frac{\alpha}{L} \quad \begin{array}{l} \text{où } L : \text{ partie active de l'éprouvette de torsion} \\ \alpha : \text{ l'angle global enregistré durant l'essai} \end{array}$$

Dans la formulation du moment de torsion, il directement possible d'apprécier l'influence de chaque constante du potentiel de déformation hyper élastique.

2.2. Conditions sur les C_{ijk}

Nous allons calculer les tenseurs des déformations de Green-lagrange afin d'exprimer celui des vitesses de déformation pour pouvoir exprimer la trace de ce dernier multiplié par le second tenseur des contraintes de Piola-Kirchhoff.

$$\bar{\bar{E}} = \frac{\bar{\bar{C}} - \bar{\bar{Id}}}{2} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} \left(\frac{\partial\theta}{\partial X_1}\right)^2 (X_2^2 + X_3^2) & -\frac{\partial\theta}{\partial X_1} X_3 & \frac{\partial\theta}{\partial X_1} X_2 \\ -\frac{\partial\theta}{\partial X_1} X_3 & 0 & 0 \\ \frac{\partial\theta}{\partial X_1} X_2 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

où $\bar{\bar{E}}$: représentation matricielle
tenseur des déformations
de Green-lagrange

$\dot{\bar{\bar{E}}}$ représentation matricielle
tenseur des vitesses de
déformations

$$\dot{\bar{\bar{E}}} = \frac{d\bar{\bar{E}}}{dt} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 2 \cdot \frac{\partial^2\theta}{\partial t \partial X_1} \cdot \frac{\partial\theta}{\partial X_1} (X_2^2 + X_3^2) & -\frac{\partial^2\theta}{\partial t \partial X_1} X_3 & \frac{\partial^2\theta}{\partial t \partial X_1} X_2 \\ -\frac{\partial^2\theta}{\partial t \partial X_1} X_3 & 0 & 0 \\ \frac{\partial^2\theta}{\partial t \partial X_1} X_2 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\begin{aligned} tr(\bar{\bar{S}} \cdot \dot{\bar{\bar{E}}}) &= S_{11} \cdot \dot{E}_{11} + 2 \cdot (S_{12} \cdot \dot{E}_{12} + S_{13} \cdot \dot{E}_{13}) \\ &= 2 \cdot \left[2 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_1} + 3 \cdot \left(\frac{\partial W}{\partial I_2} + \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \right] \cdot \frac{\partial\theta}{\partial X_1} \cdot \frac{\partial^2\theta}{\partial t \partial X_1} \cdot r^2 \\ &= 2 \cdot \left[\begin{aligned} &2 \cdot \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot \left(\frac{\partial\theta}{\partial X_1} \right)^{2(i+j-1)} \cdot r^{2(i+j-1)} \\ &+ 3 \cdot \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot \left(\frac{\partial\theta}{\partial X_1} \right)^{2(i+j-1)} \cdot r^{2(i+j-1)} \cdot \frac{\partial\theta}{\partial X_1} \cdot \frac{\partial^2\theta}{\partial t \partial X_1} \cdot r^2 \\ &+ 3 \cdot \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=1 \\ i+j+k=N}} C_{ij1} \cdot \left(\frac{\partial\theta}{\partial X_1} \right)^{2(i+j)} \cdot r^{2(i+j)} \end{aligned} \right] \end{aligned}$$

$$\text{comme } \begin{cases} \frac{\partial\theta}{\partial X_1} \geq 0 \\ \frac{\partial^2\theta}{\partial t \partial X_1} \geq 0 \end{cases} \text{ si } tr(\bar{\bar{S}} \cdot \dot{\bar{\bar{E}}}) \geq 0 \Rightarrow 2 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_1} + 3 \cdot \left(\frac{\partial W}{\partial I_2} + \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \geq 0$$

3. Calculs de glissement simple en hyper élasticité

3.1. Dépouillement des essais

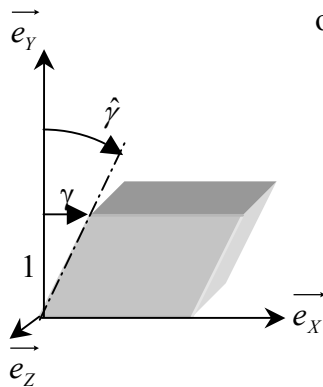
Nous n'avons pas réalisé d'essais de glissement simple mais comme ce dernier est le principal phénomène se produisant dans la zone de cisaillement principal du procédé de déroulage, nous explicitons ici les calculs hyper élastiques liées à cette déformation afin que le lecteur puisse faire le parallèle avec l'essai de torsion:

$$\begin{cases} x = X + \gamma \\ y = Y \\ z = Z \end{cases}$$

$$\bar{\bar{F}} = \begin{bmatrix} 1 & \gamma & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\bar{\bar{C}} = \begin{bmatrix} 1 & \gamma & 0 \\ \gamma & 1 + \gamma^2 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\bar{\bar{C}}^2 = \begin{bmatrix} 1 + \gamma^2 & 2\gamma + \gamma^3 & 0 \\ 2\gamma + \gamma^3 & \gamma^2 + (1 + \gamma^2)^2 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$



où X_i : coordonnées lagrangienne du point considéré

x_i : coordonnées eulérienne du point considéré

$\bar{\bar{F}}$: représentation matricielle du tenseur gradient de la transformation exprimé dans le repère $(\vec{e}_x, \vec{e}_y, \vec{e}_z)$

$\bar{\bar{C}}$: représentation matricielle du tenseur de Cauchy droit exprimé dans le repère $(\vec{e}_x, \vec{e}_y, \vec{e}_z)$

Notons qu'il est possible de déterminer

$$\text{l'angle } \hat{\gamma} \text{ par } \sin(\hat{\gamma}) = \frac{C_{12}}{\sqrt{C_{11} \cdot C_{22}}} = \frac{\gamma}{\sqrt{1 + \gamma^2}}$$

On peut aussi exprimer les invariants de ce tenseur toujours en ce point ainsi que le second tenseur des contraintes de Piola Kirchhoff :

$$\begin{cases} I_1 = \text{trace}(\overline{\overline{C}}) = 3 + \gamma^2 \\ I_2 = \frac{1}{2} \left(\left(\text{trace}(\overline{\overline{C}}) \right)^2 - \text{trace}(\overline{\overline{C}^2}) \right) = I_1 \\ I_3 = \det(\overline{\overline{C}}) = 1 \end{cases}$$

$$\text{et } W = \sum_{\substack{i,j,k=0 \text{ à } N \\ i+j+k=N}} C_{ijk} \cdot (I_2 - 3)^{i+j} \cdot (I_3 - 1)^k$$

$$\begin{aligned} \overline{\overline{S}} &= 2 \cdot \left[\begin{array}{c} \left(\frac{\partial W}{\partial I_1} + I_1 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_2} + I_2 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \overline{\overline{Id}} \\ - \left(\frac{\partial W}{\partial I_2} + I_1 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \overline{\overline{C}} + \left(\frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \overline{\overline{C}^2} \end{array} \right] \\ &= \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{12} & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{33} \end{bmatrix} \end{aligned}$$

$$\text{avec } \begin{cases} S_{11} = 2 \cdot \left(\frac{\partial W}{\partial I_1} + (\gamma^2 + 2) \frac{\partial W}{\partial I_2} + (\gamma^2 + 1) \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \\ S_{22} = 2 \cdot \left(\frac{\partial W}{\partial I_1} + 2 \cdot \frac{\partial W}{\partial I_2} + \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \\ S_{33} = 2 \cdot \left(\frac{\partial W}{\partial I_1} + (\gamma^2 + 2) \frac{\partial W}{\partial I_2} + \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \\ S_{12} = -2 \cdot \gamma \cdot \left(\frac{\partial W}{\partial I_2} + \frac{\partial W}{\partial I_3} \right) \end{cases}$$

$$\text{or } \begin{cases} \frac{\partial W}{\partial I_2} = \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot (I_2 - 3)^{i+j-1} = \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot (\gamma^2)^{i+j-1} \\ \frac{\partial W}{\partial I_3} = \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=1 \\ i+j+k=N}} C_{ij1} \cdot (I_2 - 3)^{i+j} = \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=1 \\ i+j+k=N}} C_{ij1} \cdot (\gamma^2)^{i+j} \end{cases}$$

$$\begin{aligned} &\Rightarrow \begin{cases} S_{11} = 2 \cdot \left(\sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot i \cdot (\gamma^2)^{i+j-1} + (\gamma^2 + 2) \cdot \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot (\gamma^2)^{i+j-1} + (\gamma^2 + 1) \cdot \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=1 \\ i+j+k=N}} C_{ij1} \cdot (\gamma^2)^{i+j} \right) \\ S_{22} = 2 \cdot \left(\sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot i \cdot (\gamma^2)^{i+j-1} + 2 \cdot \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot (\gamma^2)^{i+j-1} + \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=1 \\ i+j+k=N}} C_{ij1} \cdot (\gamma^2)^{i+j} \right) \\ S_{33} = 2 \cdot \left(\sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot i \cdot (\gamma^2)^{i+j-1} + (\gamma^2 + 2) \cdot \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot (\gamma^2)^{i+j-1} + \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=1 \\ i+j+k=N}} C_{ij1} \cdot (\gamma^2)^{i+j} \right) \\ S_{12} = -2 \cdot \gamma \cdot \left(\sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot (\gamma^2)^{i+j-1} + \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=1 \\ i+j+k=N}} C_{ij1} \cdot (\gamma^2)^{i+j} \right) \end{cases} \end{aligned}$$

où I_i : invariants du tenseur de Cauchy Green droit

$\overline{\overline{S}}$: représentation matricielle du second tenseur des contraintes de Piola Kirchhoff dont les composantes sont S_{ij}

W : potentiel de déformation hyperélastique

C_{ijk} : constantes de la modélisation

N : degré du polynôme

3.2. Conditions sur les C_{ijk}

Nous allons calculer les tenseurs des déformations de Green-lagrange afin d'exprimer celui des vitesses de déformation pour pouvoir exprimer la trace de ce dernier multiplié par le second tenseur des contraintes de Piola-Kirchhoff.

$$\overline{\overline{E}} = \frac{\overline{\overline{C}} - \overline{\overline{Id}}}{2} = \begin{bmatrix} 0 & \frac{\gamma}{2} & 0 \\ \frac{\gamma}{2} & \frac{\gamma^2}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\dot{\overline{\overline{E}}} = \frac{d\overline{\overline{E}}}{dt} = \begin{bmatrix} 0 & \frac{\dot{\gamma}}{2} & 0 \\ \frac{\dot{\gamma}}{2} & \gamma \cdot \dot{\gamma} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$tr(\overline{\overline{S}} \cdot \dot{\overline{\overline{E}}}) = \dot{\gamma} [S_{12} + \gamma \cdot S_{22}]$$

$$= 2 \cdot \gamma \cdot \dot{\gamma} \left[\frac{\partial W}{\partial I_1} + \frac{\partial W}{\partial I_2} \right]$$

$$= 2 \cdot \gamma \cdot \dot{\gamma} \left[\sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot i \cdot (\gamma^2)^{i+j-1} + \sum_{\substack{i,j=0 \text{ à } N \\ k=0 \\ i+j+k=N}} C_{ij0} \cdot j \cdot (\gamma^2)^{i+j-1} \right]$$

$$\text{comme } \begin{cases} \gamma \geq 0 \\ \dot{\gamma} \geq 0 \end{cases} \text{ si } tr(\overline{\overline{S}} \cdot \dot{\overline{\overline{E}}}) \geq 0 \Rightarrow \frac{\partial W}{\partial I_1} + \frac{\partial W}{\partial I_2} \geq 0$$

où $\overline{\overline{E}}$: représentation matricielle tenseur des déformations de Green-lagrange

$\dot{\overline{\overline{E}}}$ représentation matricielle tenseur des vitesses de déformations

Annexe H:

Résultats de la modélisation analytique de la formation du copeau de bois

	Paramètres d'entrée de notre modélisation								Résultats de la modélisation analytique de la formation du copeau de bois						
	Paramètres d'essais			Mesures issues des expérimentations											
	Numéro d'essai	Angle de dépouille $\delta(^{\circ})$	Vitesse de coupe (m/s)	Fd/Fa	largeur moyenne de rondelle (mm)	Épaisseur réelle du copeau (mm)	angle de frottement ($^{\circ}$)	Fa (N/cm)	Angle d'inclinaison de la zone de déformation calculé $\phi (^{\circ})$	Fa global calculé (N/cm)	Fa calculé et causée par la déformation (N/cm)	Fa(ep=0) calculé (N/cm)	(Fa calculé- Fa expérience) / Fa expérience	Trace (S.d)	Temps de traversée total de la zone de déformation (s)
Essais ayant servi à l'optimisation des coefficients C_{ijk} par l'algorithme de programmation inverse	139	3	1	0,40	30,88	0,60	15,85	51,38	86,6	59,40	32,64	26,76	0,156	11,80	5,21E-04
	6	0	0,1	0,44	31,20	0,68	17,42	66,63	89,4	65,59	33,41	32,19	-0,016	1,08	5,19E-03
	120	0,5	0,1	0,45	30,88	0,62	23,79	53,44	88,8	46,28	32,45	13,83	-0,134	1,02	5,20E-03
	138	2	1	0,48	30,88	0,60	14,97	53,81	87,4	54,24	31,18	23,06	0,008	11,00	5,21E-04
	85	1	1	0,53	31,25	0,61	11,54	60,31	88,4	56,31	30,04	26,27	-0,066	10,43	5,20E-04
	99	1	3	0,59	34,42	0,60	8,81	56,81	88,4	55,06	29,22	25,84	-0,031	30,77	1,73E-04
	33	0	1	0,59	31,75	0,62	9,71	66,56	89,4	79,66	29,41	50,25	0,197	9,88	5,19E-04
	34	0	2	0,60	31,17	0,60	9,10	65,33	89,4	56,38	28,40	27,97	-0,137	19,13	2,60E-04
	113	1	5	0,63	34,42	0,61	8,70	55,63	88,4	66,58	29,69	36,89	0,197	52,13	1,04E-04
	35	0	3	0,64	30,95	0,60	8,15	70,48	89,4	55,59	28,32	27,27	-0,211	28,69	1,73E-04
	37	0	5	0,64	30,95	0,60	7,98	67,82	89,4	78,06	28,31	49,75	0,151	47,81	1,04E-04
	84	1	1	0,69	31,25	0,33	10,59	45,34	88,4	42,46	16,18	26,27	-0,064	5,64	5,20E-04
	119	0,5	0,1	0,72	30,88	0,33	27,11	34,92	88,8	31,63	17,80	13,83	-0,094	0,54	5,20E-03
	77	1	0,5	0,73	31,56	0,32	5,48	61,54	88,4	51,34	15,42	35,92	-0,166	2,73	1,04E-03
Essais ayant servi à valider de manière directe notre modélisation	15	0	0,1	0,78	31,56	0,38	12,84	51,43	89,4	50,43	18,24	32,19	-0,020	0,61	5,19E-03
	98	1	3	0,79	34,42	0,32	8,56	42,36	88,4	41,41	15,57	25,84	-0,022	16,41	1,73E-04
	27	0	1	0,82	31,22	0,30	6,98	58,15	89,4	64,37	14,12	50,25	0,107	4,78	5,19E-04
	125	0,5	1	0,83	30,88	0,61	13,55	61,25	88,8	63,41	29,83	33,58	0,035	10,07	5,20E-04
	130	0,5	3	0,86	30,88	0,57	9,95	66,27	88,8	64,16	27,45	36,71	-0,032	28,22	1,73E-04
	112	1	5	0,88	34,42	0,32	7,27	46,72	88,4	52,39	15,50	36,89	0,121	27,35	1,04E-04
	39	0	2	0,89	32,08	0,31	10,66	47,27	89,4	42,73	14,75	27,97	-0,096	9,88	2,60E-04
	76	1	0,5	0,90	31,56	0,12	5,530	45,53	88,4	41,70	5,78	35,92	-0,084	1,03	1,04E-03
	147	3	1	0,90	30,88	0,11	11,09	31,27	86,6	32,57	5,81	26,76	0,041	2,16	5,21E-04
	83	1	1	1,02	31,25	0,12	11,31	32,59	88,4	32,18	5,90	26,27	-0,013	2,05	5,20E-04
	146	2	1	1,05	30,88	0,13	13,43	29,72	87,4	29,76	6,69	23,06	0,001	2,38	5,21E-04
	45	0	3	1,06	34,01	0,30	7,83	48,87	89,4	41,41	14,15	27,27	-0,153	14,34	1,73E-04
	57	0	5	1,12	32,08	0,30	6,01	58,78	89,4	63,83	14,09	49,75	0,086	23,91	1,04E-04
	124	0,5	1	1,26	30,88	0,33	13,12	48,55	88,8	49,69	16,11	33,58	0,023	5,45	5,20E-04
	129	0,5	3	1,36	30,88	0,34	10,14	54,34	88,8	53,09	16,39	36,71	-0,023	16,83	1,73E-04

MODÉLISATION ANALYTIQUE DE LA FORMATION DU COPEAU DURANT LE PROCÉDÉ DE DÉROULAGE DU BOIS DE HÊTRE

RÉSUMÉ : Le procédé de déroulage est un procédé de coupe orthogonale du bois vert dont l'arête de coupe est parallèle à la fibre et dont la valeur ajoutée est apportée au copeau. L'enjeu actuel est de d'augmenter la déroulabilité du Douglas français ainsi que de déterminer celle des bois guyanais tout en évitant de trop lourdes expérimentations. Une modélisation de ce procédé est donc nécessaire. Le nœud scientifique est la loi de comportement du bois durant le déroulage, comme ce procédé est caractérisé par une grande vitesse de déformation et d'importantes et complexes déformations mêlant cisaillement et compression.

Afin de comprendre les phénomènes physiques mis en jeu, nous avons réalisé plus de 700 essais quasi-statiques de traction, compression et torsion avec différents types de chargement. Nous avons aussi réalisé une centaine d'essais de déroulage sur une micro-dérouleuse instrumentée à laquelle nous avons ajouté des mesures de températures.

Nous proposons une modélisation analytique adaptée à la description des régimes continus de coupe. La description de la zone de déformation est lagrangienne et la résolution se fait par les puissances mises en jeu. Nous proposons une loi de comportement hyper-élastique isotrope compressible de Rivlin généralisée d'ordre 4 dont nous avons déterminé la forme grâce aux essais quasi-statiques et les coefficients grâce à une résolution de problématique inverse de Levenberg-Marquardt afin de tenir compte de la vitesse de déformation.

Pour la première fois, l'angle d'inclinaison de la zone de déformation prédit correspond aux observations expérimentales. De plus, au moins 75% des efforts calculés sont à moins de 15% des efforts expérimentaux.

Mots-clés : modélisation analytique, déroulage, coupe du bois vert, coupe orthogonale, coupe parallèle à la fibre, hêtre, loi de comportement thermo-mécanique, hyper-élasticité, essais quasi-statiques, traction, compression, torsion.

ANALYTICAL MODELLING OF CHIP FORMATION DURING BEECH GREEN WOOD ROTARY VENEER CUTTING PROCESS

ABSTRACT : Rotary veneer cutting is a green wood orthogonal cutting process whose tool tip is parallel to the fibre. Moreover, the wood chip is the final product. The present stake is to determine the peeling ability of French Douglas or lesser known species of the Guyana forest without numerous peeling experiments.

In order to reach this goal, a modelling of the process had to be developed in spite of the present scientific problem of the green wood behaviour during rotary veneer cutting process, as it is characterised by a high strain rate and, complex and large strains mixing both compression and shearing.

To understand these physical phenomena, more than 700 quasi-static traction, compression and torsion tests were carried out with different kinds of loadings. Moreover, about one hundred rotary veneer cutting tests were performed on an experimental micro-lathe in which we developed a thermic measure.

We propose an analytical modelling which is appropriate to describe the cutting steady state. The strain zone description is lagrangian and the determination is solved by the process powers. We propose an isotropic and compactable hyper-elastic behaviour law of fourth order generalised Rivlin whose form is determined by the quasi-static tests and the coefficients value by a Levenberg-Marquardt inverse method in order to take into account the strain rate.

For the first time, it is possible to predict the strain zone slope angle which is so particular in the experiments. Moreover, at least 75% of the predicted forces are closer than 15% from the experimental ones.

Keywords : analytical modelling, rotary veneer cutting, green wood cutting, orthogonal cutting, tool tip parallel to the fibre cutting, beech wood, thermo-mechanical behaviour, hyper-elasticity, quasi-static tests, traction test, compression test, torsion test.



