2015-ENAM-0032

École doctorale n° 432 : Science des Métiers de l'ingénieur

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Génie mécanique – procédés de fabrication "

présentée et soutenue publiquement par

Renaud PFEIFFER

le 03 novembre 2015

Analyse et modélisation du fraisage du bois vert

Directeur de thèse : **Philippe LORONG**
Co-encadrement de la thèse : **Robert COLLET**
Co-encadrement de la thèse : **Louis DENAUD**

Jury

M. Roger HERNANDEZ, Professeur, Département des sciences du bois et de la forêt, Université Laval	Président
M. Joseph GRIL, Directeur de recherche, LMGC, Université de Montpellier 2	Rapporteur
M. Yann LANDON, Maître de conférences (HDR), ICA, Université Paul Sabatier Toulouse 3	Rapporteur
M. Robert COLLET, Maître de conférences (HDR), LaBoMaP, Arts et Metiers Paristech	Examinateur
M. Louis DENAUD, Maître de conférences, LaBoMaP, Arts et Metiers Paristech	Examinateur
M. Philippe LORONG, Professeur, PIMM, Arts et Metiers ParisTech	Examinateur

T H È S E

Arts et Métiers ParisTech - Centre de Cluny
Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés

Table des matières

Table des matières **iii**

Introduction générale **v**

1 Contexte de l'étude **1**
1.1 Le matériau bois : structure et composition 2
1.2 Le fraisage du bois vert par slabber 8
1.3 Synthèse et énoncé de la problématique 15

2 Comportement du bois à l'état vert en compression uniaxiale **17**
2.1 Introduction 18
2.2 État de l'art 20
2.3 Matériels et méthodes 32
2.4 Résultats préliminaires 37
2.5 Effets du taux de déformation et de l'humidité 52
2.6 Effets du taux de déformation et de l'état de l'eau 65
2.7 Conclusion et perspectives 74

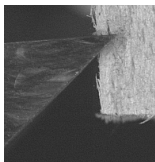
3 Analyse de la coupe du bois vert en conditions dynamiques **75**
3.1 État de l'art 76
3.2 Matériel et méthode 88
3.3 Résultats 93
3.4 Conclusion 121

4 Étude géométrique et cinématique de la coupe par slabber **123**
4.1 Besoin industriel 124
4.2 Matériel et méthode 124
4.3 Résultats 128
4.4 Conclusion et perspectives 140

5 Simulation de la coupe par la méthode des éléments discrets **141**
5.1 Etat de l'art 142
5.2 Matériel et méthode 146
5.3 Résultats qualitatifs 147
5.4 Calibration 149
5.5 Pistes pour l'obtention de résultats quantitatifs 150
5.6 Conclusion et perspectives 152

6 Conclusions et perspectives **153**
6.1 Conclusions sur le travail effectué 153
6.2 Perspectives 154

7 Remerciements **157**



Annexe A Valorisation des plaquettes **159**
A.1 Les produits connexes du bois 159
A.2 Utilisation des plaquettes dans le processus de trituration 160

Annexe B Terminologie d'une tête de slabber **163**
B.1 Besoin 163
B.2 Définition d'une tête de slabber 163
B.3 Définition de l'orientation de la pente de fil 168

Annexe C Dessins de définition des pièces fabriquées **169**
C.1 Plans des pièces usinées pour les barres en magnésium 169
C.2 Plans des pièces usinées pour le pendule dynamométrique 175

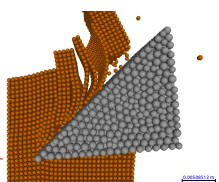
Annexe D Principe de fonctionnement des barres d'Hopkinson du PIMM **189**
D.1 Principe 189
D.2 Obtention du graphique contrainte-déformation 193
D.3 Modifications effectuées sur les barres du PIMM 199

Annexe E Premiers pas avec GranOO **203**
E.1 Présentation 203
E.2 Création d'un essai de coupe 205

Table des figures **209**

Liste des tableaux **215**

Bibliographie **217**



Introduction générale

La production de produits manufacturés en bois s'effectue au travers de deux processus successifs appelés première et seconde transformation. Le processus de première transformation a pour objectif de générer, à partir des troncs d'arbres fraichement abattus (appelés grumes), des produits standardisés appelés débits (planches, poutres, ...) directement utilisables dans les entreprises de construction, d'emballage et d'ameublement. Après séchage des débits, pour limiter leurs variations dimensionnelles, ceux-ci sont traités dans le processus de seconde transformation avec la production de produits plus élaborés (éléments de structure, emballages, meubles, ...).

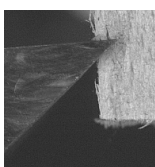
Les scieries interviennent dans le processus de première transformation du bois. Leur objectif est de valoriser au mieux l'ensemble du volume de bois qu'elles ont acheté. Vu la géométrie des troncs d'arbre, les procédés de sciage utilisés et les critères de qualité demandés, moins de 65 % du volume de bois acheté est transformé en débits (planches, poutres, ...) voir Figure 1. Le reste du volume est transformé en produits connexes, qu'il faut aussi valoriser. Sous ce terme sont rassemblés les écorces, les sciures et les plaquettes.

FIGURE 1 – Reconstitution d'un billon débité.
(Source : *Billon* de Vincent KOHLER)

Lors de l'entrée d'une grume en scierie, celle-ci est tronçonnée à longueur en plusieurs parties, appelées billons. Après tri, ces billons sont écorcés mécaniquement pour augmenter la valeur des plaquettes et permettre une valorisation séparée de l'écorce. Les débits étant de géométrie prismatique et les billons globalement cylindriques, ceux-ci subissent une opération d'ébauche par usinage pour retirer les parties arrondies appelées les dosses. Ces dosses peuvent être valorisées en tant que telles. Cependant il est avantageux pour les scieurs de les broyer directement pour valoriser les fragments appelés plaquettes. Après séparation des dosses, les billons sont sciés pour obtenir les débits souhaités. Les sciures constituent les copeaux obtenus lors des diverses opérations de sciages.

Les opérations de séparation et de broyage des dosses peuvent être exécutées en une seule opération par l'utilisation de fraises à surfacer de grandes dimensions, appelées slabbers (Fig 2). Durant cette opération de surfaçage, les différents couteaux du slabber usinent le billon en produisant un copeau. En se formant, ce copeau se fragmente et génère des plaquettes.

Les débouchés principaux pour les plaquettes sont la filière énergie et l'industrie de trituration pour la production de pâte à papier et de panneaux. Le prix d'achat des plaquettes dans les deux filières est aujourd'hui équivalent, mais contrairement à la filière énergie, le besoin en plaquettes dans l'industrie de trituration est constant sur l'année. Aussi, bien que les critères de qualité demandés dans la filière de trituration soient les plus sévères, il est avantageux pour les scieurs de produire des plaquettes conformes à leur besoin. Le rendement et la qualité des produits issus de l'industrie de trituration dépendent grandement de l'homogénéité dimensionnelle des plaquettes utilisées, la dimension la plus critique étant l'épaisseur de celles-ci.



Avec le type de slabber utilisé majoritairement dans les scieries françaises, l'épaisseur des plaquettes est justement la dimension la moins maîtrisée. Les scieries cherchent à adapter leurs outils et méthodes de production afin de maîtriser l'ensemble des dimensions des plaquettes pour augmenter la qualité de celles-ci et mieux les valoriser.

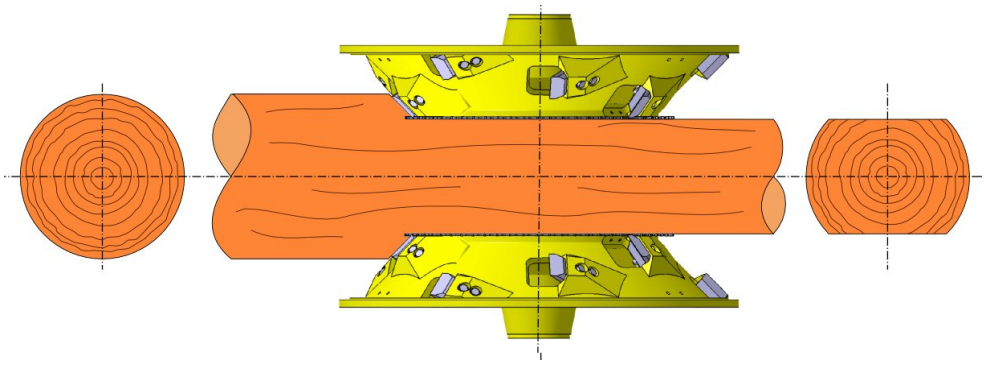


FIGURE 2 – Fraisage d'un billon à l'aide de deux slabbers (Source : LBL-BRENTA-CD).

Cette étude porte donc sur l'analyse et la modélisation du procédé de fraisage du bois vert. Elle s'attache particulièrement aux mécanismes de fragmentation du copeau générant les plaquettes.

Sachant que les lecteurs de cette étude ne sont pas forcément des spécialistes du domaine du bois, le Chapitre 1 détaille davantage le contexte de cette étude en explicitant les termes techniques spécifiques usités.

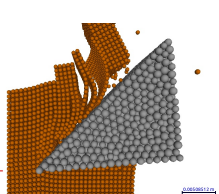
Pour garantir des résultats quantitatifs utiles à la modélisation du fraisage, il est nécessaire de disposer des données sur le comportement du matériau à usiner. Il n'existe que peu de données sur le comportement mécanique du bois vert en sollicitation dynamique. Pour combler ce manque, une large campagne expérimentale d'essais mécaniques en compression uniaxiale a été réalisée. Les résultats de cette étude sont présentés au Chapitre 2.

Le phénomène de fragmentation étant assez complexe à appréhender, la première étape de cette étude a été d'observer et d'analyser ce phénomène. Pour cela un dispositif instrumenté de coupe orthogonale a été utilisé. Les vitesses de coupe admissibles sur ce banc d'essai étant proches des vitesses de coupe industrielles, les mécanismes liés à la coupe et à la fragmentation ont pu être observés. L'épaisseur des plaquettes produites ainsi que les efforts générés ont également été mesurés. Les résultats de cette étude phénoménologique sont présentés au Chapitre 3.

À partir de ces résultats et afin d'aider les constructeurs à mieux concevoir leur outillage, un modèle géométrique et cinématique du fraisage par slabber a aussi été développé. Celui-ci est présenté au Chapitre 4. Ce modèle permet d'observer l'influence des différents paramètres des slabbers industriels sur les sections coupées et les angles outils en travail. Des règles de conception et des zones de bonne coupe ont été définies. La mesure de l'énergie consommée durant les essais de coupe a permis en outre l'élaboration d'un premier modèle de consommation énergétique.

Enfin pour limiter le nombre d'essais mécaniques et afin de prédire les phénomènes de fragmentation, un modèle numérique a été développé. Celui-ci est basé sur la méthode des éléments discrets. Les résultats obtenus par ce modèle sont présentés au Chapitre 5.

Les conclusions et perspectives de cette étude sont présentées au Chapitre 6.



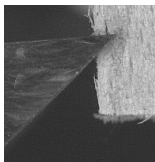
Chapitre 1
Contexte de l'étude

Résumé

Ce chapitre a pour objectif d'expliciter le contexte de cette étude pour en dégager la problématique, cibler les objectifs et détailler la méthode utilisée. Dans un premier temps les caractéristiques du matériau bois sont présentées. Puis le processus de fraisage du bois vert dans les scieries est explicité et une typologie de ces outils coupants proposée. Enfin les débouchés des copeaux produits sont résumés ainsi que leurs critères de qualités.
Les différents termes techniques spécifiques au domaine du bois, placés en *italique*, sont définis au cours du texte.

Sommaire

1.1 Le matériau bois : structure et composition 2
1.1.1 Formation du bois 2
1.1.2 Structure du bois 2
1.1.3 Comportement hygroscopique du bois 6
1.2 Le fraisage du bois vert par slabber 8
1.2.1 Le processus de première transformation du bois 8
1.2.2 Typologie des têtes de slabber 11
1.2.3 Critères de qualité des plaquettes 14
1.3 Synthèse et énoncé de la problématique 15



1.1 Le matériau bois : structure et composition

Le bois est un matériau composite naturel, structuré à de multiples échelles et produit par un organisme vivant, l'arbre. La compréhension des phénomènes de coupe du bois passe nécessairement par une bonne connaissance de ce matériau si particulier.

Pour vivre, l'arbre a besoin de capter la lumière et le CO_2 par ses feuilles et d'utiliser l'eau et les sels minéraux prélevés dans le sol pour les transformer en nutriments, via ses racines. En concurrence avec les arbres voisins, il cherche à s'élever et à s'étendre le plus possible tout en étant stable d'un point de vue mécanique. Afin d'être viable plusieurs siècles, il doit s'adapter aux aléas tant biologiques que climatiques tels que la neige et le vent, mais aussi physiques tels que les mouvements de terrains ou la casse d'une branche. La structuration du matériau ainsi que ses mécanismes de croissance répondent à ces objectifs. Les généralités portant sur la formation, la structure et la composition du bois ont été compilées à partir de [Bodig 82, Collardet 88, Guitard 87, Hazard 06, Kollmann 68, Navi 05, Stevanovic 09, Thibaut 01, Triboulot 13, Yamamoto 02].

1.1.1 Formation du bois

Dans les régions tempérées, l'accroissement annuel des arbres se fait par superposition de couches de bois sur une structure qui s'allonge et se complexifie avec les années. Deux mécanismes, visibles sur la Figure 1.1, permettent la croissance progressive de l'arbre.

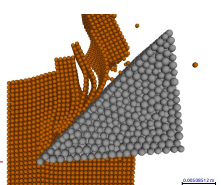
La *croissance primaire* a pour objectif l'augmentation de la surface du *houppier* (Fig 1.2). Deux stratégies sont utilisées : l'élongation des axes (branches ou racines) par division cellulaire au niveau des bourgeons terminaux et la création de nouveaux axes par l'intermédiaire de nouveaux bourgeons.

La *croissance secondaire* apparait juste après la création et l'élongation de l'axe. Son objectif est la structuration mécanique et hydraulique de l'arbre. Elle se produit au niveau du *cambium* (Fig 1.3), zone génératrice située entre le bois et l'écorce de l'arbre. Le cambium produit d'une part des cellules vers l'extérieur de l'arbre, au niveau du *liber* ou écorce interne, qui conduit la sève élaborée (après photosynthèse) vers les racines. Les cellules produites vers l'intérieur, au niveau de l'*aubier*, permettent la conduction de la sève brute vers la cime, la tenue mécanique de l'arbre ainsi que l'accumulation de matières nutritives. L'écorce externe composée de cellules de liber mortes assure la protection de l'arbre.

Les cellules du bois ont une durée de vie limitée (variant de quelques dizaines de jours à plusieurs années). La zone située entre le cœur de l'arbre et l'aubier, le *duramen*, est composé exclusivement de cellules mortes (Fig 1.3). Bien que le duramen n'assure pas le transport des nutriments, il conserve toujours son rôle structurel. Des molécules actives appelées *extractibles*, synthétisées lors de la mort programmée des cellules de stockage des nutritiments (*parenchymes*), permettent la conservation des cellules mortes, parmis d'autres éléments de protection chimique.

1.1.2 Structure du bois

Dans les zones tempérées, la croissance des arbres est saisonnière : du début du printemps jusqu'à la fin de l'été. Le bois produit au printemps est appelé *bois de printemps* ou *bois initial*. Celui produit en été est appelé *bois d'été* ou *bois final*. La transition entre ces deux types peut être plus ou moins marquée selon les essences. Si elle est peu marquée, le bois se définit comme *homogène* à l'exemple du hêtre. Dans le cas contraire, comme le douglas (*Pseudotsuga menziesii*), le bois se dit *hétérogène*. Les *cernes annuels*, succession de couches de bois de printemps - bois d'été, sont caractéristiques de la coupe perpendiculaire à l'axe de la branche (coupe *transversale*.



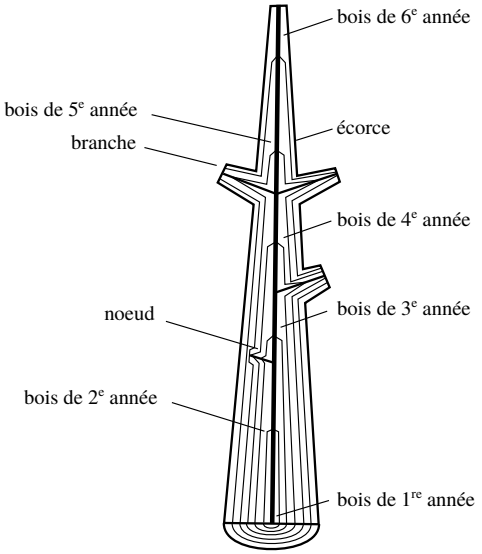


Figure 1.1 – Schématisation de la croissance d'un arbre [Navi 05]. Croissance primaire : élongation et création de nouveaux axes. Croissance secondaire : épaississement des axes.

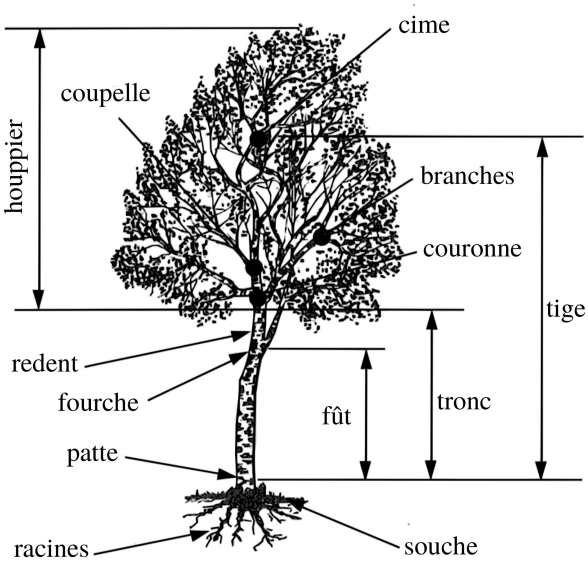


Figure 1.2 – Vocabulaire associé à l'arbre [Hazard 06].

Fig 1.3). L'étude de ces cernes permet de remonter l'historique de l'environnement proche de l'arbre (densité des arbres, pluviométrie, ...).

À cette échelle, le bois est généralement considéré comme un composite multicouche orthotrope avec pour direction principale la direction de croissance primaire de l'axe considéré (tronc, branche. Voir Figure 1.1). Cette direction est couramment appelée direction longitudinale, symbolisée par la lettre L. La direction radiale, perpendiculaire à la direction longitudinale, symbolisée par la lettre R, correspond à la direction de la croissance secondaire c'est à dire du cœur de l'arbre vers l'écorce. Enfin la direction tangentielle complète ce repère orthogonal direct, symbolisée par la lettre T. Elle est tangentielle aux cernes annuels.

Cependant le bois n'est pas seulement structuré à cette échelle. Le bois est aussi un matériau fortement organisé aux échelles inférieures.

Au niveau microscopique, l'étude de la microstructure du bois (ou *plan ligneux*) caractérise chaque essence. Ceci permet de regrouper les essences en familles. Les deux principales familles du bois sont les *feuillus* et les *résineux* (ou conifères).

1.1.2.1 Microstructure des bois résineux

Les résineux possèdent le plan ligneux le plus simple (Fig 1.4). Il est composé de deux types de cellules principales : les *trachéides* et les *parenchymes*. Ces deux types de cellules peuvent être alignés de manière longitudinale ou radiale.

Les trachéides longitudinales représentent plus de 90 % de l'ensemble des cellules des bois résineux. Elles assurent le soutien de l'arbre et la conduction de la sève. Elles peuvent être considérées comme des aiguilles creuses de section carrée ou rectangulaire de 15 à 35 μm de côté. Leur longueur varie entre 2 et 9 mm selon les essences. Les trachéides du bois de printemps possèdent des parois plus fines et un *lumen* (vide à l'intérieur de la cellule) plus important que pour le bois d'été, ceci pour répondre au besoin plus grand en sève au printemps (Fig 1.4). La

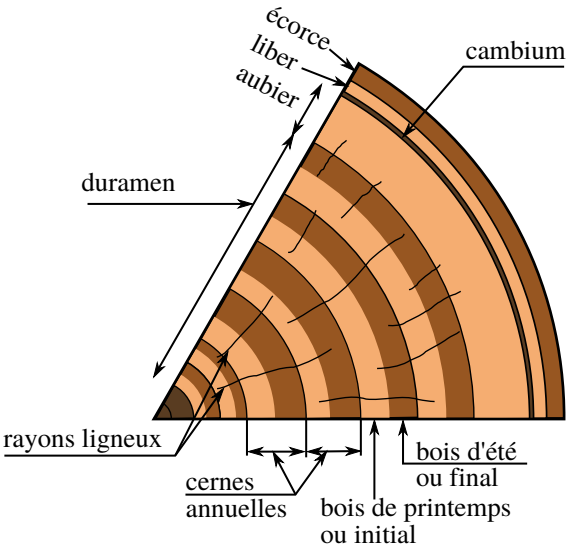


FIGURE 1.3 – Structure d'un arbre observée en coupe transversale (D'après [Hazard 06]). L'*aubier* permet le transport de l'eau et des éléments nutritifs vers la cime tandis que le *liber* conduit la sève élaborée vers les racines.

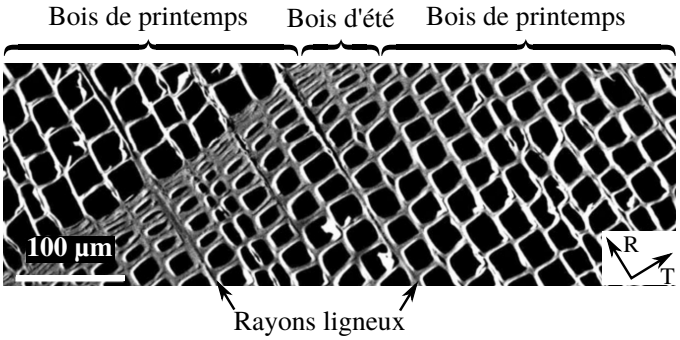


FIGURE 1.4 – Exemple de microstructure d'un résineux prise dans le plan radial-tangentiel (RT). Les trachéides du bois de printemps sont plus larges que celles du bois d'été. On note la présence de rayons ligneux (D'après [Kuljich 13a]).

conduction de la sève d'une trachéide à l'autre est assurée par de multiples *ponctuations*, petites vannes qui assurent sa montée continue par capillarité.

Les *rayons ligneux*, constitués principalement de groupes de parenchymes radiaux, assurent la conduction radiale ainsi que l'accumulation et le stockage de matière nutritive dans le bois.

1.1.2.2 Microstructure des bois feuillus

Les feuillus sont évolutivement plus avancés que les résineux. La spécialisation de leur cellules entraine une microstructure plus complexe (Fig 1.5).

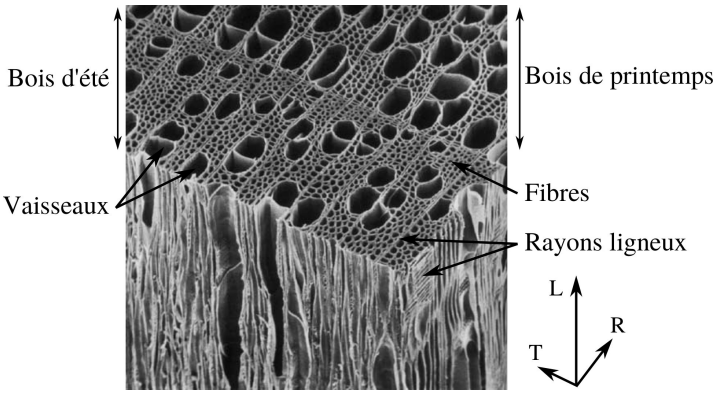
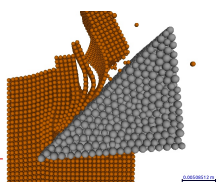


FIGURE 1.5 – Microstructure des feuillus (D'après [Thibaut 01]). Le nombre de vaisseaux est plus élevé au niveau du bois de printemps.



Dans la direction longitudinale, on peut distinguer deux types de cellules : les *vaisseaux* et les *fibres*. Les vaisseaux assurent la conduction longitudinale dans le bois. Ils occupent entre 6 et 55 % du volume. On peut les assimiler à des tubes de diamètre 10 à 300 μm et de très grande longueur (100 à 500 mm). Ils sont reliés les uns aux autres par des ponctuations comme les trachéides. Leur nombre est plus important dans le bois de printemps.

Les fibres assurent le soutien mécanique du bois. Elles occupent entre 25 et 75 % du volume. Ces cellules aux parois épaisses possèdent un fort allongement : $0,8$ à $1,3$ mm de longueur pour 10 à 30 μm de largeur.

Les rayons ligneux des feuillus sont plus importants que ceux des résineux : plusieurs dizaines de couches de parenchymes peuvent se superposer. Comme dans les résineux, ils assurent le stockage de nutriments.

1.1.2.3 Ultrastructure de la paroi cellulaire

Les différentes cellules (trachéides, parenchymes, vaisseaux, et fibres) sont liées entre elles par une matrice appelée *lamelle moyenne* ou *couche intercellulaire* (Fig 1.6). Celle-ci est composée principalement de *lignine* et d'*hémicellulose*, polymères amorphes. Son épaisseur est de l'ordre de $0,1$ μm.

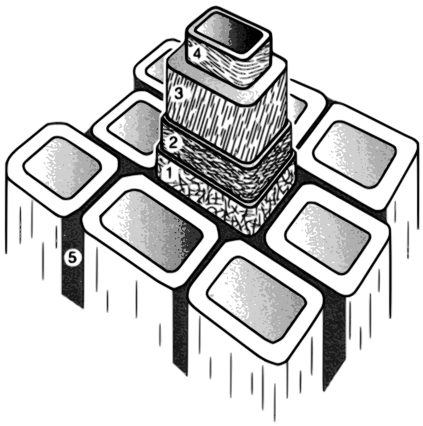


Figure 1.6 – Schéma de la structure des parois cellulaires (D'après [Holmberg 98])
1) Paroi primaire P
2) Sous-couche S_1 de la paroi secondaire
3) Sous-couche S_2 de la paroi secondaire
4) Sous-couche S_3 de la paroi secondaire
5) Couche intercellulaire ou lamelle moyenne

Les parois des différentes cellules sont elles aussi des composites multicouches (Fig 1.6). Ces couches ont en commun d'être composées d'une matrice de lignine et d'hémicellulose renforcée par des *microfibrilles*. Ces microfibrilles sont tissées à partir de longues molécules de *cellulose*, polymère semi-cristallin. Le diamètre des microfibrilles oscille entre 100 et 300 Å.

La *couche primaire* P est fine (environ $0,1$ μm) et contient beaucoup de lignine ; les microfibrilles présentes n'y sont pas organisées. Il est assez difficile d'isoler la couche primaire de la couche intercellulaire. Souvent dans la littérature, la couche primaire est assimilée à la couche intercellulaire pour former la lamelle moyenne.

La *couche secondaire* S diffère de la couche primaire par l'organisation des microfibrilles dans ses trois sous-couches S_1, S_2 et S_3 (Fig 1.6 et 1.7). Ces dernières s'enroulent en hélice autour du lumen. L'angle de cette hélice est appelé *angle des microfibrilles*. Plus l'angle est faible, plus les microfibrilles sont alignées avec l'axe de la cellule. La couche S_2 est la plus épaisse, son angle de microfibrilles n'est que d'environ 15 à 30°. Elle joue un rôle majeur dans les caractéristiques mécaniques de la paroi cellulaire. Son épaisseur varie entre le bois de printemps et le bois d'été (entre 1 et 10 μm selon la densité du bois). Les couches S_1 et S_3 sont assez semblables par leur épaisseur (700 à 800 Å) ainsi que par l'enroulement des microfibrilles en double hélices (-80 et 80° pour S_1 et -70 et 70° pour S_3).

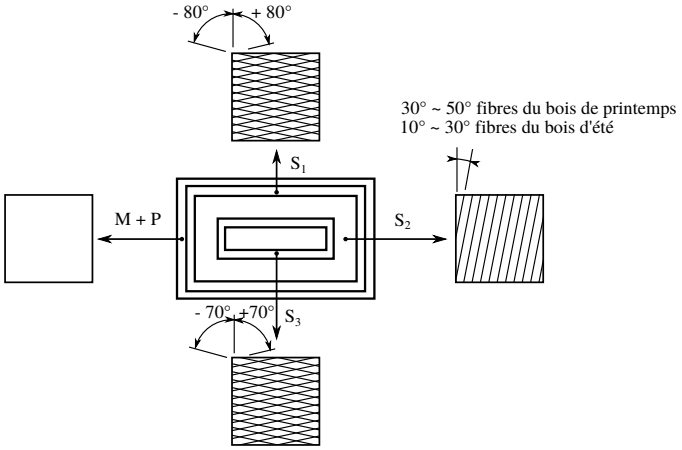


FIGURE 1.7 – Orientation des microfibrilles dans les parois cellulaires (D'après [Navi 05]).

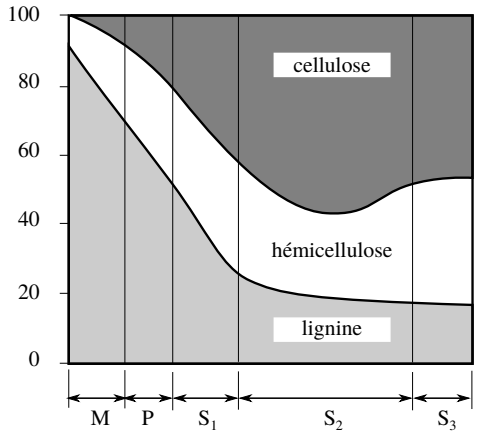


FIGURE 1.8 – Distribution des composés chimiques dans la paroi cellulaire (en %) (D'après [Navi 05]).

Comme nous l'avons vu plus haut, les composés chimiques principaux du matériau bois (biopolymères) sont la cellulose (45 à 50 %), les hémicelluloses (20 à 25 %) et la lignine (20 à 30 %). La proportion de ces composants varie dans chacune des couches (Fig 1.8). En dégradant la lignine de la lamelle moyenne, il est possible de dissocier les cellules entre elles.

1.1.3 Comportement hygroscopique du bois

Le matériau bois présente un comportement hygroscopique qui influence grandement ses propriétés mécaniques. L'eau est présente sous trois formes dans le bois [Skaar 88] :

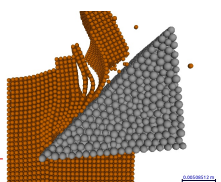
- Au cours de la vie de l'arbre, la sève et l'eau sont transportées dans les vaisseaux et les trachéides par capillarité. Cette eau est appelée *eau libre*. La portion de lumen remplie par l'eau libre dépend des conditions de pression et de température.
- Les parois cellulaires, composées de molécules d'hémicellulose et de cellulose, absorbent une partie des molécules d'eau se situant dans le lumen. Cette eau est appelée *eau liée*.
- Les polymères constituant le matériau bois sont composés de molécules d'eau. On appelle cette eau *l'eau de composition* car elle ne peut être extraite qu'en dégradant le matériau bois (création de charbon de bois par exemple).

Le taux d'humidité H, exprimé en pourcent, dans le bois est défini par l'équation 1.1 selon la norme NF B51-004 [NF B51-004 85]. Il est calculé par différence de masse entre celle du bois en l'état M_{bois} et celle du bois à l'état anhydre $M_{anhydre}$. L'état anhydre est obtenu après séchage à 103°C pendant plusieurs heures pour retirer l'eau libre et l'eau liée.

$$H = \frac{M_{bois} - M_{anhydre}}{M_{anhydre}} \times 100 \tag{1.1}$$

Le bois vert est l'état du bois sur pied. L'eau libre circule dans les fibres (Fig 1.9 a). Le taux d'humidité dans le bois vert peut se situer au-delà de 100 %. La masse d'eau dans le bois est alors plus importante que la masse de matériau bois (cellulose, lignine, ...).

Dès que l'arbre est abattu, le bois commence à sécher et l'eau libre est la première à s'évaporer. Lorsqu'elle a complètement disparu, le bois est au *Point de Saturation des Fibres* (ou PSF) (Fig 1.9 b). Le taux d'humidité au PSF varie entre 14 et 40 % slon les essences pour l'ensemble des bois tempérés et tropicaux.



Lorsque le séchage se poursuit et que l'eau liée s'évapore, le bois subit alors des retraits et des déformations (gauchissement, fissuration, ...) (Fig 1.9 c). Le séchage du bois continue jusqu'à ce que le bois soit en équilibre avec les conditions d'humidité et de température de l'air ambiant. Le bois est dit commercialement sec lorsqu'il possède une humidité d'environ 12 % (bois de menuiserie, ameublement, ...).

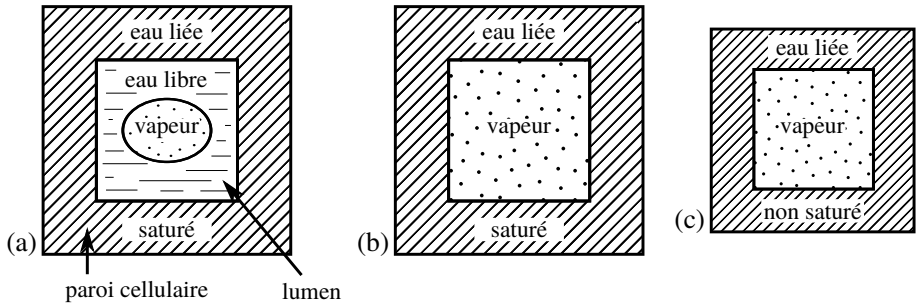


Figure 1.9 – États de l'eau dans le bois : a) Au-dessus du PSF (Point de Saturation des Fibres) ; b) au PSF ; c) en dessous du PSF [Navi 05].

L'humidité dans le bois en dessous du point de saturation des fibres peut être contrôlée à l'aide d'étuves régulées en température et en humidité. Cependant au-dessus du PSF, l'humidité du bois ne peut être contrôlée. En effet pour conserver du bois au PSF, il faut le maintenir à 0°C et à une humidité relative de 100 %.

En règle générale, les grumes ne séjournent que peu de temps dans les parcs de stockage de grumes des scieries (quelques jours à quelques semaines). De plus, le séchage à l'air libre étant très lent, les grumes fraisées et sciées dans les scieries sont généralement à l'état *vert* ($H >$ PSF). Dans cet état, les caractéristiques mécaniques du bois sont moindres, ce qui le rend plus facile à usiner.

Le Canada et les pays scandinaves, grands producteurs de résineux, sont soumis à des températures très négatives en hiver. Le bois arrivant en scierie à cette période est donc parfois gelé, ce qui modifie complètement son comportement mécanique [Hernández 14b].

Cette étude porte sur le fraisage du bois vert. Le processus de fraisage en scierie est présenté à la section suivante.

1.2 Le fraisage du bois vert par slabber

Le procédé de fraisage du bois vert par slabber est utilisé dans les scieries lors du processus de première transformation du bois.

1.2.1 Le processus de première transformation du bois

Le processus de première transformation du bois vert dans les scieries a pour objectif de générer des produits semi-finis (*avivés*, *plateaux*, ...) à partir du tronc de l'arbre. Ces produits semi-finis seront ensuite séchés puis ré-usinés dans le processus de seconde transformation.

La Figure 1.10 présente une partie du processus de première transformation. Une fois abattu et ébranché, le tronc (appelé alors *grume*) est tronçonné en plusieurs *billons* en fonction des longueurs des produits recherchés. Avant l'entrée en scierie, une écorceuse retire mécaniquement l'écorce qui est valorisée séparément.

FIGURE 1.10 – Processus partiel de première transformation du bois faisant apparaître un slabber (Fraisage). Les flèches brisées grises représentent la production des produits connexes (sciure, écorce, plaquettes).

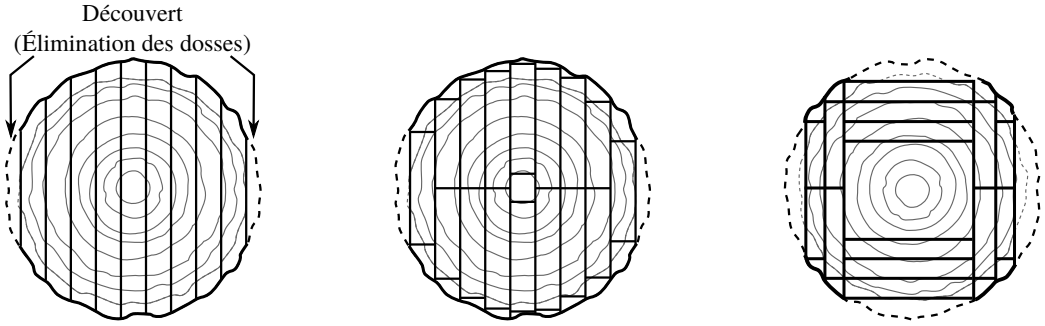
Compte tenu des différences de prix de valorisation du bois d'œuvre et des produits connexes de scieries (sciures, écorces, plaquettes, dosses) (Tab 1.1), les scieries cherchent à maximiser le volume de billon qui sera transformé en bois d'œuvre (planches, madriers, ...).

Plots	Avivés	Écorces		Dosses	Sciures		Plaquettes	
Hêtre	Douglas	Feuillus	Résineux	Écorcées	Feuillus	Résineux	Forestière	Scierie
300 €/t	275 €/t	12 €/t	23 €/t	24 €/t	31 €/t	43 €/t	60 €/t	45 €/t

TABLEAU 1.1 – Prix du bois d'œuvre et des produits connexes ([LBI 14] d'après l'AGRESTE).

Le *débit en plot* (Fig 1.11a), le plus traditionnel, consiste à débiter le billon en traits parallèles pour produire des plateaux. Ce type de débit est principalement utilisé pour les feuillus (chêne, hêtre, ...) pour des valorisations en ameublement. L'obtention d'éléments standardisés (*avivés*)

résulte d'un *débit sur dosses* (Fig 1.11b) où les plateaux seront ensuite *délignés* pour obtenir les largeurs souhaitées. Pour l'obtention de produits spécifiques, le *débit sur noyau* (Fig 1.11c) est préconisé.



(a) Débit en plot (b) Débit sur dosse (c) Débit sur noyau

Figure 1.11 – Différents types de débits (D'après [CTBA 01]).

Quel que soit le type de *débit* utilisé, il est impossible de transformer l'intégralité du billon en éléments standardisés. La *dosse*, partie extérieure du billon, est retirée lors du premier sciage en réalisant un *découvert* (Fig 1.11a). Pour valoriser la dosse séparément, ce découvert peut être réalisé à l'aide de la scie de tête, première scie à l'entrée de la scierie. Pour augmenter la productivité et la meilleure valorisation des produits connexes, il est avantageux pour les scieurs de transformer celle-ci en petits morceaux de bois de forme parallélépipédique appelées *plaquettes* de scieries (Fig 1.12 et Tab 1.1). Cette opération est réalisée par fraisage en bout à l'aide de fraises à surfacer appelées *slabber* (Fig 1.10). Le billon étant de forme globalement conique, la spécificité de cette opération d'usinage est la variation de la largeur de coupe durant le trajet d'une dent dans la matière ainsi que la variation de la distance parcourue par la dent à chaque passage sur la longueur du billon.

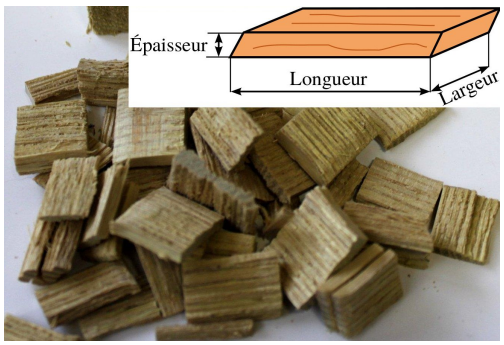


Figure 1.12 – Plaquettes de bois vert et géométrie de celles-ci.

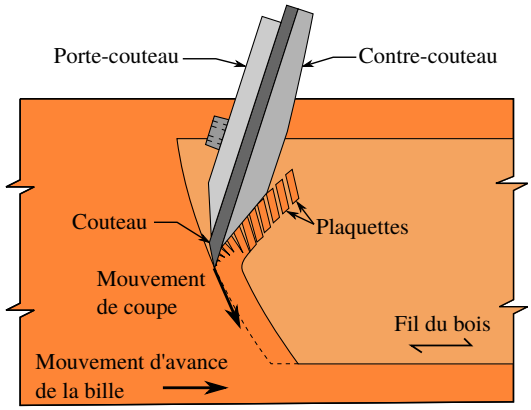


Figure 1.13 – Processus de fragmentation à l'aide d'un couteau et d'un contre-couteau (D'après [Hernández 95]).

Les plaquettes résultent de la fragmentation du copeau généré lors du fraisage par slabber (Fig 1.13). Ce copeau se fragmente toujours dans la direction des fibres. Les dimensions des plaquettes : longueur, largeur et épaisseur (Fig 1.12) dépendent de la cinématique de coupe, de la géométrie des outillages et des propriétés mécanique du bois. Il est dans l'intérêt des

scieries de maîtriser les dimensions des plaquettes (Sec 1.2.3). Bien que de nombreuses études aient été effectuées [Hellström 08b, Hellström 11, Hernández 93, Hernández 97, Hernández 10, Uhmeier 95], le phénomène de fragmentation est encore mal maîtrisé.

Pour les scieries de grande capacité, les lignes de fraisage et de sciage peuvent être automatisées. Cela n'est possible qu'avec des billons bien conformés tels les résineux et avec un tri dimensionnel préalable des billons. Dans ce cas, au moins deux slabbers sont mis face à face pour former un *canter* qui surfacent directement le billon avant de le diriger sur un train de scies circulaires (Fig 1.14). Cette ligne de fraisage-sciage permet de produire des débits sur noyau (Fig 1.11c) avec une cadence très élevée ($\gg$ 100 m^3 de grume par jour [CTBA 01]).

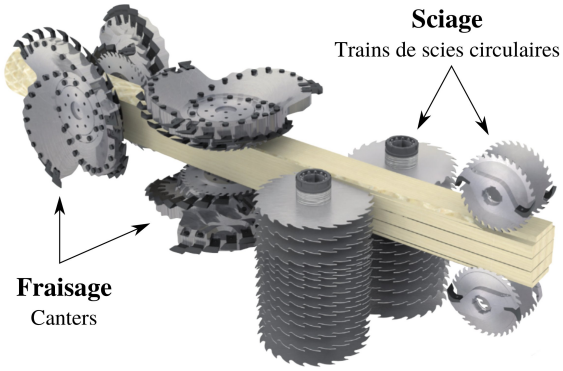


FIGURE 1.14 – Ligne de fraisage-sciage automatisée avec canters (D'après www.hewsaw.com). Les canters surfacent le billon puis les trains de scies circulaires réalisent les débits.

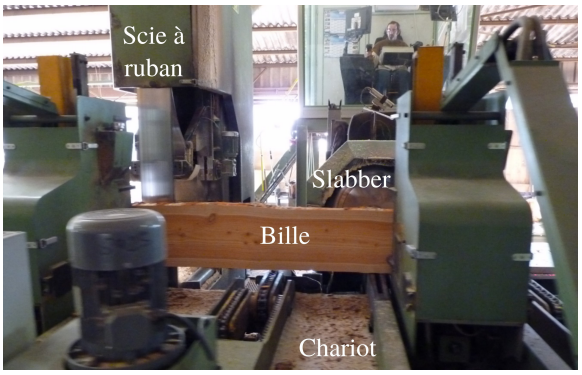


FIGURE 1.15 – Ligne de fraisage-sciage traditionnelle avec slabber. Le billon repose sur un chariot qui se déplace devant le slabber et la scie à ruban.

Dans le carde des unités de sciage résineux de moindre capacité ou de feuillus, un slabber surface le billon avant qu'une scie à ruban ne découpe les différents plateaux (Fig 1.15). La génération d'avivés sera réalisée à l'aide de scies de reprises. Pour les débits sur noyau, le chariot est équipé de dispositifs permettant le retournement du billon (Fig 1.16). Ces lignes traditionnelles sont beaucoup plus polyvalentes, avec la possibilité de scier diverses essences de bois et sont plus adaptées à traiter des billons comportant des malformations. mais ont des cadences de production plus faibles (50 à 90 m^3 de grume par jour [CTBA 01]).

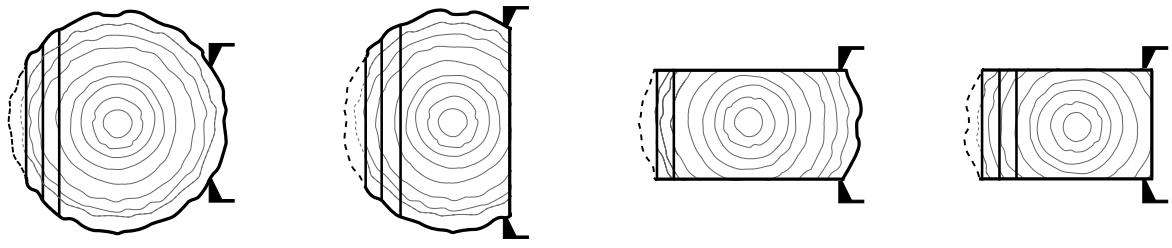
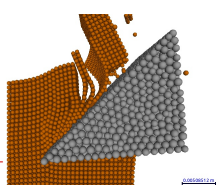


FIGURE 1.16 – Production d'avivés sur noyau avec retournement (D'après [CTBA 01]).

Tous les produits connexes (sciures, écorces et plaquettes) sont ensuite valorisés pour créer de nouveaux produits (panneaux reconstitués, pâte à papier, ...) ou servent de matière première dans les filières énergétiques [Chanrion 92].



1.2.2 Typologie des têtes de slabber

Les têtes de slabbers peuvent être assimilées à de grosses fraises à surfacer coniques possédant plusieurs dents ou couteaux. Leur diamètre peut être supérieur au mètre. Elles travaillent en avalant à des vitesses de coupe de l'ordre de 3600 m/min et leurs vitesses d'avance atteignent les 60 m/min. Ces têtes répondent à deux objectifs :

— réduire les dosses en plaquettes,

— générer une surface plane propre à la réalisation d'un débit.

Selon le besoin des scieurs et l'importance relative accordée par les fabricants à ces deux objectifs, plusieurs technologies ont été développées.

1.2.2.1 Outillage pour la fragmentation des dosses en plaquettes

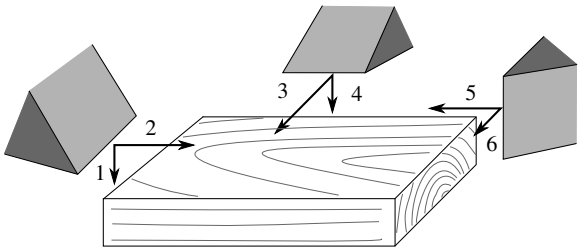
Pour la fragmentation des dosses en plaquettes, on distingue deux familles de procédés selon le mode de coupe utilisé. Le mode de coupe est une notion spécifique aux matériaux fibreux orientés. En plus de la définition classique de l'outil de coupe (voir Annexe B), il est nécessaire de prendre en compte la direction des fibres (*fil du bois*) lors de la description de la coupe [Kivimaa 50].

Classiquement le mode de coupe est défini à l'aide de deux angles $\theta_1 - \theta_2$ [McKenzie 60b, Pfeiffer 15] :

— Le premier θ_1 représente l'angle formé entre la direction de l'arête de coupe et le fil du bois.

— Le second θ_2 est celui formé entre la direction de déplacement de l'outil et le fil du bois.

Des exemples d'opérations d'usinage utilisant divers modes de coupe sont rassemblés sur la Figure 1.17.



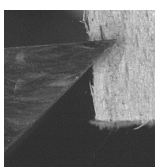
Légende	Mode	Exemple d'opérations d'usinage
1	90 - 90	Sciage ruban (délignage)
2	90 - 0	Dégauchissage
3	0 - 90	Tenonnage par dérouleur (faible passe)
4	0 - 90	Sciage ruban (tronçonnage)
5	90 - 0	Toupillage avec faible passe
6	90 - 90	Fraisage en bout

Figure 1.17 – Modes de coupes des principales opérations d'usinage dans le bois (D'après [Juan 92]).

Fragmentation en mode $90 - 90$ La caractéristique de ce mode de coupe est que l'arête principale de l'outil vient trancher les fibres du bois (Fig 1.18). La longueur des plaquettes est directement liée à l'avance à la dent f_z. La largeur des plaquettes est liée à la largeur des dents, à la profondeur de passe ainsi qu'à la résistance mécanique du matériau. L'épaisseur des plaquettes n'est pas maîtrisée. Celle-ci dépend de nombreux paramètres dont les caractéristiques mécaniques du matériau et la cinématique de coupe (Chapitres 2 et 3).

Sous ce mode de coupe sont classés les slabbers à couteaux fragmentés (Fig 1.19) et à couteaux longs (Fig 1.10). La différence entre les slabbers à couteaux longs et à couteaux fragmentés porte sur le nombre de couteaux et leur longueur. Les slabbers à couteaux longs sont les plus faciles à entretenir et les plus utilisés [CTBA 01]. Cependant leur continuité de coupe est très mauvaise et les couteaux ne s'usent pas de manière uniforme.

Pour ces types de tête, bien que le mode de coupe se rapproche du mode $90 - 90$. Le slabber de la Figure 1.19 présente un angle $\theta_1 \simeq 45°$. De plus θ_2 évolue le long de la coupe. Son évolution



dépend principalement de la cinématique de la coupe, du diamètre du billon, de la tête de slabber ainsi que de leur positionnement relatif.

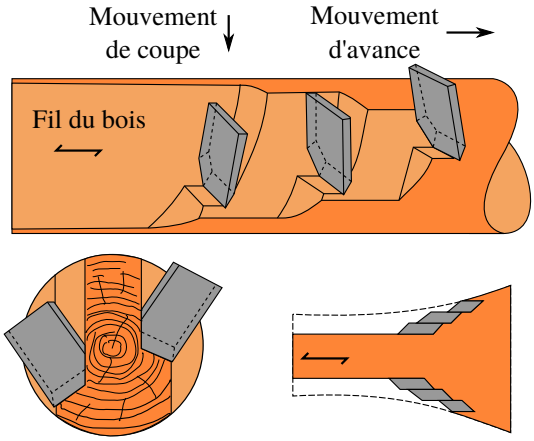


FIGURE 1.18 – Coupe en mode $90-90$ d'une tête de slabber à plusieurs rangées de couteaux (D'après [Felber 05]).

FIGURE 1.19 – Slabber à plusieurs rangées de couteaux. La géométrie de cette tête est complètement décrite en Annexe B.

Fragmentation en mode $0-90$ Les slabbers à couteaux en spirale (Fig 1.21) forment les plaquettes en séparant les fibres du bois par fendage (Fig 1.20). La vitesse d'avance maximale est directement liée au nombre de spirales. Dû au grand nombre de couteaux présents, l'entretien de ces slabbers est assez contraignant. Ce type de tête est un cas particulier de la tête précédente où l'on a fixé l'angle de direction d'arête de l'outil κ_r à 0° (définit en Annexe B).

Ici l'épaisseur des plaquettes produites est parfaitement maîtrisée par le nombre de spirales de la tête (Fig 1.21). La dimension dans le sens des fibres est directement liée à la longueur de l'arête de coupe principale, l'arête secondaire venant trancher les fibres. La dernière dimension dépend principalement du comportement mécanique du matériau. Ici aussi il y a évolution de θ_2 au long de la coupe.

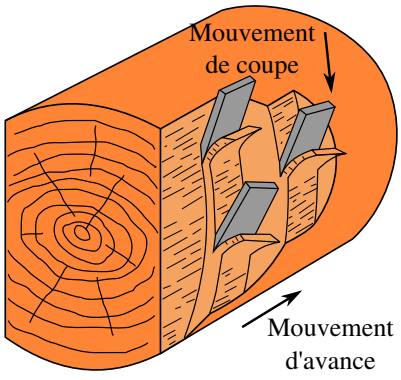
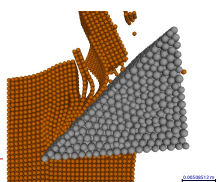


FIGURE 1.20 – Coupe en mode $0-90$ d'une tête de slabber à couteaux en spirale (D'après [Felber 05]).

FIGURE 1.21 – Slabber à couteaux en spirale (Source : www.se-saws.com).

Les slabbers à spirales très présents en Scandinavie et au Canada le sont très peu en France. Cette étude se limitera à l'étude des slabbers utilisant un mode de coupe proche de $90-90$ où les fibres du bois sont tranchées.



Comme les angles des modes de coupes liés à la fragmentation évoluent au cours du temps, à la Figure 1.22 ci-bas ou de manière plus complète à l'annexe B est proposé une nouvelle définition de ces angles. Pour la suite θ_1 sera appelée GEI pour *Grain Edge Inclination angle* et θ_2 sera appelée GD pour *Grain Direction angle*.

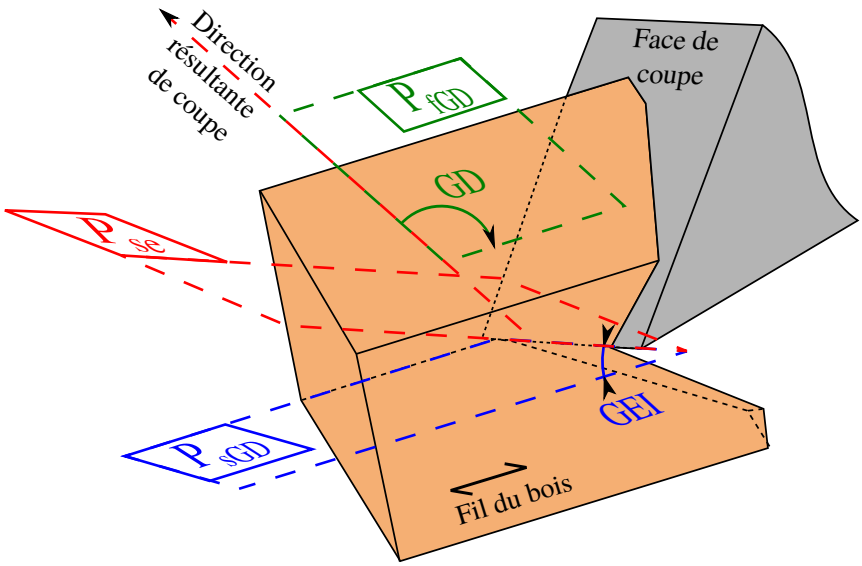


Figure 1.22 – Définition de l'angle d'incilaison du fil par rapport à l'arête GEI (pour *Grain Edge Inclination* angle) et de l'angle de pente du fil GD (pour *Grain Direction* angle) [Pfeiffer 15]. GEI est mesuré dans le plan de l'arête de coupe contenant le fil du bois P_{sGD}, entre l'arête de coupe et le fil du bois. GD est mesuré dans le plan de travail contenant le fil du bois P_{fGD}, entre la direction résultante de coupe et le fil du bois. P_{se} est le plan d'arête en travail, définit en [ISO 93].

1.2.2.2 Outillage pour le surfaçage du billon

Le surfaçage des billons a pour objectif la préparation d'une surface plane et propre de manière à obtenir un débit de qualité dès le premier sciage. Il existe deux types d'outils de finition : des segments de scie circulaires ou des couteaux de finition.

Les segments de scie circulaire (Fig 1.23) viennent scier les restes de la dosse après l'action des couteaux de fragmentation. Ils ont pour avantage de générer une surface de qualité équivalente à celle du procédé de sciage. Cependant cet outil de finition génère des sciures, généralement moins bien valorisées, qu'il faudra séparer des plaquettes produites [Laganière 06]. Comme sur les lignes de sciage, la vitesse d'avance est donnée par la vitesse de translation du billon et il est délicat de faire fonctionner chacun des outils (couteaux de fragmentation, segments de scie circulaire de finition, scie à ruban) dans sa plage de vitesse de coupe optimale.

Les couteaux de finition (Fig 1.24) fonctionnent de manière équivalente aux couteaux des têtes de slabber en spirale. Ils ont pour avantage de ne pas produire de sciure et d'avoir la même plage de vitesse d'utilisation que les couteaux de fragmentation. Les plaquettes sont dans ce cas le seul produit connexe en sortie de fraisage. Cependant, ils réalisent un travail de forme et laissent des marques sur la face du billon, ce qui diminue la qualité de la surface usinée [Laganière 06]. De plus les plaquettes sont très fines par rapport à celles produites par les couteaux de fragmentation. On parlera alors de *fines* dont les scieurs cherchent à limiter la quantité. Dans le cadre de cette étude, le processus de coupe des outils de finition ne sera pas étudié.

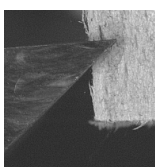


FIGURE 1.23 – Tête de slabber à couteaux fragmentés et à portion de scie circulaire.

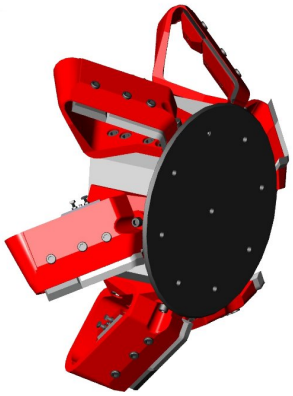


FIGURE 1.24 – Tête de slabber à couteaux courbes assurant la fragmentation et la finition (Source : www.sawquip.com).

1.2.3 Critères de qualité des plaquettes

Les plaquettes font partie des produits connexes de scierie qu'il faut valoriser. Leurs débouchés principaux sont l'industrie de trituration (pâte à papier et panneaux) et la fillière énergétique (Voir l'annexe A pour plus de détails).

Plusieurs pays grands producteurs de pâte à papier ont créé des normes et des critères pour quantifier la qualité des plaquettes [SCAN-CM 39 94, SCAN-CM 40 01, SCAN-CM 41 94, SCAN-CM 42 95, Felber 05, Lachenal 11a].

Critères physiques

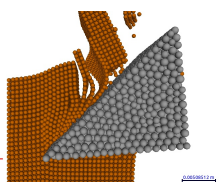
Les critères physiques suivants permettent l'obtention d'un haut rendement de pâte :

- le taux d'humidité des plaquettes doit être compris entre 50 et 60 % [Lachenal 11a],
- la production de plaquettes à partir de bois avec une humidité inférieure à 40 % modifie la résistance et la taille de celles-ci [Bjurulf 06]. Cela influe sur le défibrage et donc sur la qualité de la pâte fournie,
- le taux d'écorce doit être minimisé car sa présence nuit au blanchiment de la pâte,
- le bois doit être sain (non dégradé biologiquement) car cela diminue les rendements, la résistance et la luminosité des pâtes non blanchies,
- la présence de particules inorganiques (métal, sable) n'est pas désirée.

Critères dimensionnels

Un grand nombre d'études ont été effectuées par les papetiers sur l'influence de l'homogénéité des dimensions des plaquettes sur le rendement des procédés de défibrage. Pour le défibrage chimique, les dimensions idéales sont de l'ordre de 3 à 5 mm d'épaisseur et de 20 à 30 mm de long [Lachenal 11a].

Comme les procédés de fragmentation et de broyage ne produisent pas de plaquettes à dimension constante, des critères de qualité ont été développés telle la Valeur de Qualité Totale (TQV pour *Total Quality Value* ou PHA pour l'Autriche) [Felber 05]. Un échantillon représentatif est passé à travers un tamis normalisé (Fig 1.25). La proportion massique des plaquettes restées dans chacun des tamis (Fig 1.26) est associée à un facteur (Tab 1.2). La somme des proportions multipliée par les facteurs précédents donne le critère TQV. Plus ce critère est élevé, plus la qualité dimensionnelle des plaquettes est élevée et meilleure sera la valorisation.



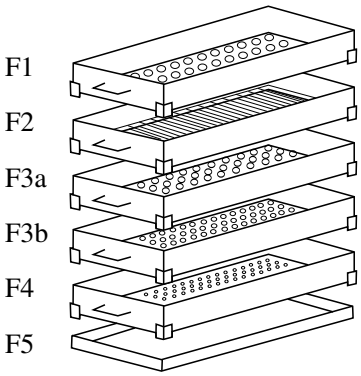


Figure 1.25 – Tamis utilisé dans la norme SCAN-CM 40:01 (D'après [SCAN-CM 40 01]).

Tamis	Qualité	Facteur (PHA)
F1	Trop grandes	0, 2
F2	Trop épaisses	0, 75
F3a	Grandes acceptables	1, 3
F3b	Petites acceptables	0, 7
F4	Trop petites	0, 2
F5	Fines	0

Tableau 1.2 – Facteurs du critère Valeur de Qualité Totale associés au tamis Figure 1.25 [Felber 05].

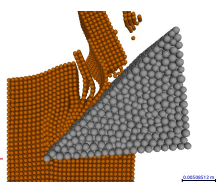
Figure 1.26 – Plaquette retenue à chaque grille d'un tamis d'après la norme SCAN-CM 40:01 [Bjurulf 06, SCAN-CM 40 01].

1.3 Synthèse et énoncé de la problématique

Le bois est un matériau composite considéré comme isotrope transverse à l'échelle macroscopique. Il est complexe car organisé à de nombreuses échelles. Sa variabilité est due à sa création par des organismes vivants et à son adaptabilité au milieu dans lequel il pousse. Les scieries ont pour objectif de valoriser au maximum ce matériau.

Le rendement matière en sciage pour bois d'œuvre étant assez faible, les produits connexes (plaquettes, sciures et écorces) sont valorisés par les filières bois énergie et bois industrie. Les industries de production de pâte à papier et les panneaux de fibres sont les principales consommatrices des plaquettes issues de scierie. Le rendement de leurs procédés et la qualité des produits finis dépendent grandement des qualités physiques et dimensionnelles des plaquettes. L'épaisseur des plaquettes, dimension la plus critique, n'est pas maîtrisée en utilisant les slabbers les plus courants en France.

Cette étude porte sur l'analyse et la modélisation du procédé de fraisage du bois vert. Elle s'attache particulièrement aux mécanismes de fragmentation du copeau générant les plaquettes. Pour aider les fabricants de slabber à mieux concevoir leur outils et permettre ainsi aux scieurs de mieux valoriser leurs plaquettes, il est nécessaire de déterminer les paramètres influant sur la qualité des plaquettes ainsi que de permettre la prédiction de la fragmentation des plaquettes en prenant en compte les caractéristiques des moyens de production.



Chapitre 2

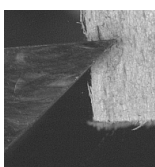
Comportement du bois à l'état vert en compression uniaxiale

Résumé

La connaissance de lois de comportement en conditions dynamiques du matériau bois à l'état vert est indispensable pour être capable de simuler son usinage par fraisage. La bibliographie sur ce sujet étant extrêmement succincte, il est nécessaire de créer des bases de données. L'analyse du comportement du bois en mode $90-90$ montre que le bois est sollicité, entre autres, en compression longitudinale et transverse. Nous avons donc mené une campagne expérimentale sur le hêtre à différents taux d'humidité et vitesses de sollicitations, afin de vérifier l'influence de la proportion d'eau dans les lumens sur le comportement du bois. De plus nous avons étudié l'influence de la géométrie des éprouvettes sur les résultats obtenus.

Sommaire

2.1 Introduction 18
2.2 État de l'art 20
2.2.1 Essais normalisés 20
2.2.2 Essais dynamiques 22
2.2.3 Conclusion sur l'état de l'art 31
2.3 Matériels et méthodes 32
2.3.1 Dispositifs expérimentaux 32
2.3.2 Campagne expérimentale 34
2.3.3 Taux de remplissage des lumens 36
2.4 Résultats préliminaires 37
2.4.1 Utilisation de l'extensomètre 37
2.4.2 Extraction des données utiles au modèle 37
2.4.3 Constance du taux de déformation 39
2.4.4 Équilibre dynamique pour les barres d'Hopkinson 40
2.4.5 Effet de la géométrie de l'éprouvette 41
2.4.6 Conclusion sur les résultats préliminaires 51
2.5 Effets du taux de déformation et de l'humidité 52
2.5.1 Direction longitudinale 52
2.5.2 Direction radiale 59
2.5.3 Remarque sur les éprouvettes conservées à l'air libre 64
2.6 Effets du taux de déformation et de l'état de l'eau 65
2.6.1 Maintien des éprouvettes à l'état gelé 65
2.6.2 Direction longitudinale 65
2.6.3 Direction radiale 70
2.7 Conclusion et perspectives 74



2.1 Introduction

Le fraisage du bois à l'état vert est une opération d'usinage qui est complexe à appréhender à l'échelle mésoscopique. En effet durant l'usinage, la matière usinée est soumise à diverses sollicitations mécaniques à des taux de déformation très élevés. Ces sollicitations mécaniques ont été identifiées par McKenzie dans son étude sur la coupe du bois en mode 90-90 [McKenzie 60b] (Sec 1.2.2.1). Il s'agit de traction parallèle au fil, de compression transverse, de compression parallèle au fil, de cisaillement parallèle au fil et de flexion transverse.

Cette étude portant sur l'usinage du bois à l'état vert, il est important de prendre en compte la quantité d'eau libre circulant dans les lumens et de vérifier son influence sur le comportement mécanique du bois et ce principalement lors de la compression.

Si l'on regarde à la Figure 2.1 [Courbon 11] les plages de déformation et de taux de déformation communément admises lors de l'usinage des métaux et qu'on place celles-ci en face des plages atteignables par les dispositifs expérimentaux conventionnels, on remarque que seul l'essai de Taylor, qui est un essai balistique, permet d'atteindre les plages de sollicitations comparable à l'usinage des métaux. Par contre ce type d'essai ne permet que de faire une analyse post-mortem des échantillons et recaler le comportement de ceux-ci à partir d'un modèle [Pantalé 03].

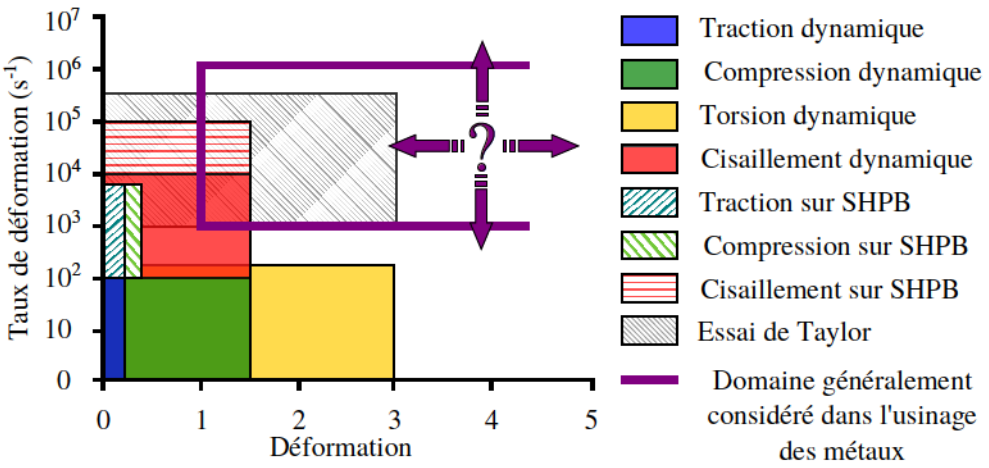
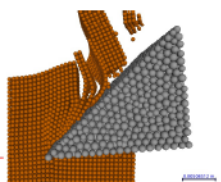


FIGURE 2.1 – Plages de déformation et taux de déformation accessibles avec les essais de caractérisation les plus courants et plages de sollicitations dans l'usinage des métaux (D'après [Courbon 11]).

Comme il existe peu de données sur le comportement mécanique du bois à l'état vert (voir Section 2.2), nous allons nous concentrer sur l'obtention du comportement du bois à l'état vert en compression uniaxiale par l'étude des courbes contrainte-déformation obtenues à différents taux de déformation et d'humidité (voir Section 2.3). On peut remarquer que les vitesses de coupe dans l'usinage du bois à l'état vert (environ 3600 $m.min^{-1}$) sont supérieures à celles obtenues en usinage grande vitesse pour les métaux (environ 2000 $m.min^{-1}$). On pourra donc considérer que les vitesses de sollicitations sont plus élevées pour le bois. Les mesures de champs par corrélation d'images numériques réalisées sur des essais de coupe à la Section 3.3.3 du Chapitre 3 vont dans ce sens.

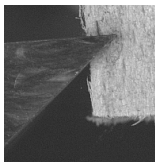
Le bois étant par nature un matériau hétérogène et structuré à différentes échelles, les déformations mesurées sont des déformations moyennes sur des échelles de l'ordre du centimètre.

Lorsque les vitesses de sollicitations augmentent, il est aussi de plus en plus difficile de garantir l'homogénéité des déformations moyennes dans l'ensemble de l'échantillon. L'ensemble de



la courbe contrainte-déformation ne devrait donc pas être exploitée quantitativement. De plus la géométrie des éprouvettes a une influence non négligeable sur les grandeurs mesurées (voir Section 2.4).

L'ensemble des résultats de la campagne d'essais expérimentaux de compression est visible aux Sections 2.5 et 2.6. Leur présentation répond à un double objectif. Le premier est de générer une base de bonnées sur le comportement du bois à l'état vert à de hautes vitesses de sollicitations. Cette base de données va être aussi utile à d'autres chercheurs qui s'intéressent au comportement dynamique du bois à l'état vert. Le deuxième est de fournir des grandeurs quantitatives afin d'alimenter nos simulations (voir Chapitre 5).



2.2 État de l'art

La structure fibreuse et organisée du matériau bois (voir Sec 1.1) en fait un matériau ayant une direction privilégiée, la direction longitudinale dans le sens du fil du bois. En mécanique, lors des essais de traction-compression, en première approche, on ne considère que deux directions pour le bois : la direction longitudinale et la direction transverse ou perpendiculaire au fil du bois (Fig 2.2). La direction transverse rassemble les directions radiales et tangentielles du bois (voir Sec 1.1.2). Cependant lors des essais de compression, si l'on cherche la zone de densification, le comportement du bois dans les directions radiales et tangentielles diverge (Fig 2.3). On considèrera alors le bois comme un matériau anisotrope. Enfin, comme le montre la Figure 2.2, le bois est un matériau fragile en traction et ductile en compression.

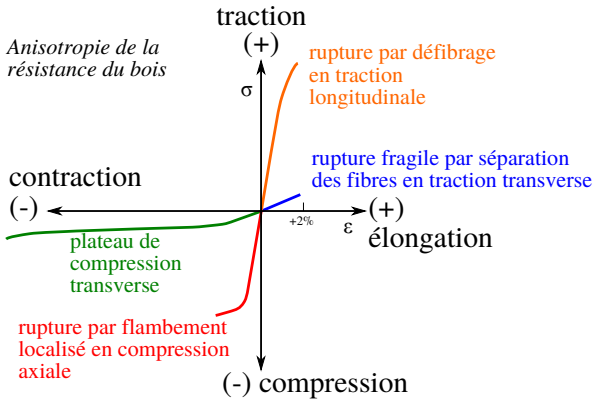


FIGURE 2.2 – Comportement anisotropique du bois en traction et compression (Source : Rémy MARCHAL).

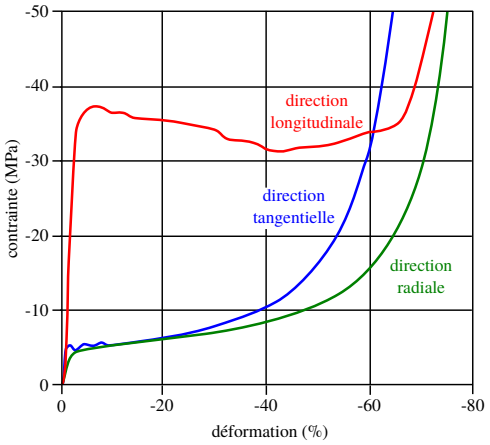


FIGURE 2.3 – Comportement du bois en compression dans les trois directions (D'après [Roussel 97]).

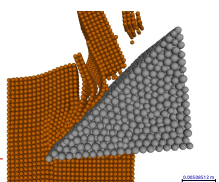
Cette section présente une synthèse des travaux existants sur l'étude du comportement du bois en compression. Généralement ces travaux sont rassemblés selon les gammes de taux de déformation utilisés car ceux-ci correspondent à des équipements et à des grandeurs mesurées spécifiques (Fig 2.4).

Dans un premier temps nous présentons les travaux sur les essais normalisés et les bases de données associées pour le bois sec et quelque fois vert, puis ceux réalisés à des taux de déformations plus élevés. Ensuite nous synthétisons l'effet de la vitesse, de la température, de la densité et de l'humidité sur le comportement du bois en compression. Enfin nous étudions quelques modélisations de ce comportement.

Les manques de la littérature et nos propres besoins pour les simulations nous guideront pour établir la campagne expérimentale à réaliser.

2.2.1 Essais normalisés

Les essais mécaniques de compression pour le bois disposent de normes en vigueur pour caractériser le comportement mécanique dans les directions longitudinale et radiale.



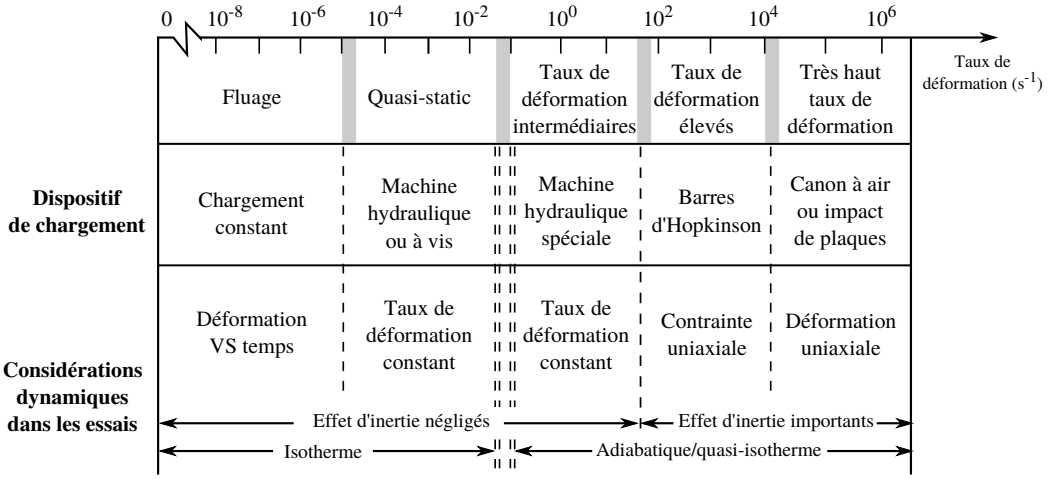


FIGURE 2.4 – Spécificité des essais de compression en fonction du taux de déformation (D'après [Nemat-Nasser 00]).

Compression longitudinale pour le bois matériau

— NF B51-007 [NF B51-007 85] norme française. Taille de l'échantillon : $20 \times 20 \times 60$ mm (directions RTL). La durée d'essai avant rupture doit être de $1,5$ à 2 min. Dispositif d'application d'effort : 2 plateaux dont l'un est muni d'une rotule. Les conditions générales des essais sont spécifiées dans la norme [NF B51-003 85].

— ASTM D143 [ASTM 94] norme américaine. Taille échantillon : $50 \times 50 \times 200$ mm ou $25 \times 25 \times 100$ mm (directions RTL). Vitesse de déformation : $0,003 \times L_0$ mm.min^{-1} (avec L_0 la longueur initiale). Faces parallèles entre elles et perpendiculaires à la direction du fil du bois. L'un des plateaux doit être muni d'une rotule pour appliquer la déformation uniformément sur l'extrémité de l'éprouvette (Fig 2.5).

Compression perpendiculaire au fil du bois

— ASTM D143 [ASTM 94]. Taille échantillon : $50 \times 50 \times 150$ mm (directions RTL). Vitesse de déformation : $0,305$ mm/min. Application du chargement à l'aide d'un plateau rotulé de 50 mm de large (Fig 2.6).

En compression longitudinale, la grandeur mesurée est la contrainte maximale (ou contrainte à rupture). En compression perpendiculaire au fil du bois, la norme [ASTM 94] ne différencie pas les directions radiale et tangentielle. Pour ce type d'essais, la contrainte à rupture n'est pas bien définie. La grandeur mesurée est la contrainte à la limite du comportement linéaire du bois (une limite élastique en quelque sorte). Les autres grandeurs mécaniques, telles que le module d'Young dans la direction longitudinale (ou module longitudinal) ou la limite élastique dans la direction longitudinale, sont obtenues à l'aide d'essais de flexion. Dans les essais conventionnels, les conditions *climatiques* sont fixées (20°C et 65 % d'humidité relative), ce qui correspond à un taux d'humidité moyen du bois de 12 %. Autour de ce point, des facteurs correctifs [Guitard 87] sont appliqués pour prendre en compte l'effet du taux d'humidité sous le point de saturation des fibres (PSF).

De nombreuses bases de données [Bodig 82, Cirad 15, Kretschmann 10] rassemblent les résultats de ces essais pour un grand nombre d'essences. Certaines propriétés mécaniques du hêtre et du douglas provenant de divers sources sont rassemblées au Tableau 2.1. Les variations des

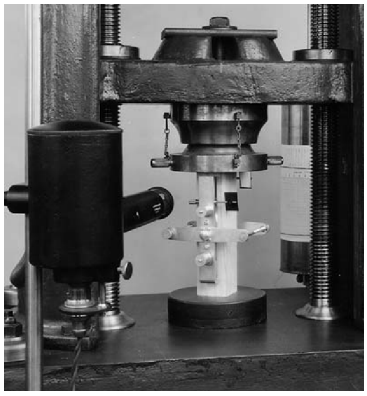


FIGURE 2.5 – Essai de compression longitudinal selon la norme ASTM D143 [ASTM 94].

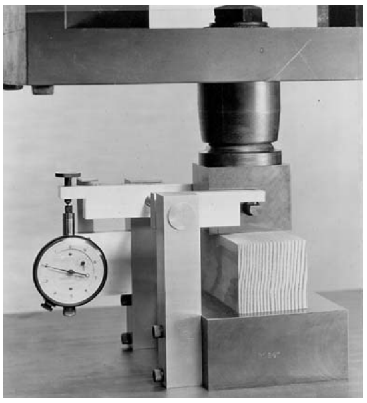


FIGURE 2.6 – Essais de compression perpendiculaire au fil du bois selon la norme ASTM D143 [ASTM 94].

propriétés mécaniques entre les bases de données utilisées peuvent s'expliquer par la provenance des essences (européennes ou américaines) mais aussi par la géométrie des éprouvettes utilisées dans chacune des normes. [Kretschmann 10] utilise la norme ASTM D143, [Cirad 15] la norme NF B51-007 et [Skarvelis 13] la norme ISO 8375 [ISO 09]. La norme ISO 8375 s'applique normalement aux poutres lamellées-collées. Cependant la géométrie des éprouvettes et le mode opératoire est identique à la norme NF B51-007.

À partir de ces bases de données, certains auteurs comme [Kretschmann 10] ou [Spatz 13] ont recherché le lien entre les différentes propriétés physiques et mécaniques du bois. Ils ont montré que pour le bois à l'état vert, toutes essences confondues, la densité du bois est le facteur qui permet de prédire au mieux les propriétés mécaniques du bois.

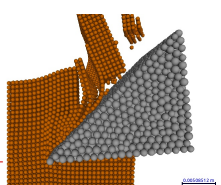
Ces essais normalisés sont réalisés à de faibles vitesses de déformation. Ils ne permettent pas de rendre compte du comportement dynamique du bois à l'état vert. Il est donc nécessaire d'utiliser d'autres types d'essais pour obtenir ces données.

2.2.2 Essais dynamiques

Historiquement, la fabrication de machines de guerres (béliers, catapultes) a engendré un besoin de connaissances concernant la résistance du bois à l'impact [Johnson 86]. De nos jours, on distingue plusieurs communautés réalisant des essais de compression dynamiques sur le bois. Ces communautés ont des domaines d'application distincts :

- l'utilisation du bois comme matériau structurel pour l'aéronautique et le naval avec beaucoup d'études sur le balsa sec [Chakravarty 10, Da Silva 07, Sadler 09, Tagarielli 08],
- l'utilisation du bois comme matériau absorbeur de choc pour le transport de matières dangereuses [Adalian 02, Allazadeh 12, Bragov 97, Bragov 06, Buchar 01, Mairesse 10, Reid 97, Neumann 11, Vasić 09, Vural 03],
- l'utilisation du bois fragmenté comme matière première dans l'industrie de trituration [Pierre 12, Placet 08, Renaud 96a, Renaud 96b, Svensson 07, Uhmeier 96, Widehammar 04],
- recherche d'équivalence avec les essais de fluage à long terme [Dlouhá 09, Gilbertson 13, Sugiyama 67].

Tous ces essais se situent dans la zone des taux de déformation intermédiaires ou élevés (Fig 2.4). C'est à dire entre 10^{-1} et 10^{4} s^{-1}. Les différents dispositifs d'essais recontrés dans la littérature ainsi que les principaux résultats obtenus sont présentés succinctement.



Essence	Contrainte à rupture en compression longitudinale (MPa)	Écart type (MPa)	Limite élastique en compression transverse (MPa)	Écart type (MPa)	Module longitudinal (GPa)	Écart type (GPa)
Hêtre américain (*vert*) [Kretschmann 10]	24		3,7		9,5	
Hêtre américain (*sec*) [Kretschmann 10]	50,3		7		11,9	
Hêtre européen (*sec*) [Cirad 15]	57	6			15,3	1,05
Hêtre grec (*sec*) [Skarvelis 13]	55,43	4,5	11,96	3,2		
Pin douglas américain (*vert*) [Kretschmann 10]	26,1		2,6		10,8	
Pin douglas américain (*sec*) [Kretschmann 10]	49,9		5,5		13,4	
Pin douglas européen (*sec*) [Cirad 15]	50	6			16,8	1,55

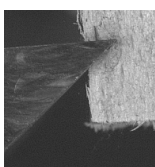
Tableau 2.1 – Propriétés mécaniques du bois en compression. Le bois est dit *sec* à $H = 12$ % d'humidité. Dans [Kretschmann 10], il n'est pas donné plus de précisions sur l'état *vert*. [Kretschmann 10] utilise la norme ASTM D143, [Cirad 15] la norme NF B51-007 et [Skarvelis 13] la norme ISO 8375.

2.2.2.1 Dispositifs expérimentaux

Machine hydraulique spéciale
[Neumann 11] a utilisé une presse hydraulique spéciale de 1000 kN pour réaliser des essais à des taux de déformations de $0,01$ à 30 s^{-1}. Les échantillons utilisés sont des cubes de $100 \times 100 \times 100$ mm^3. Cette grande dimension a pour objectif de garantir un taux de déformation constant au début de l'essai.

Tour de chute
[Adalian 02] a utilisé une tour de chute pour réaliser des essais de compression dynamique (Fig 2.7). Cette tour est instrumentée à l'aide d'un capteur de déplacement, d'un accéléromètre et d'un capteur d'efforts. Le taux de déformation ne reste pas constant durant l'essai. Ce qui est réaliste par rapport à un crash de container en bois. Les vibrations de la tour générées par l'impact perturbent particulièrement les mesures d'effort (Fig 2.8) ce qui rend la recherche de raideur apparente ou de contrainte maximale délicate. Les taux de déformations *globaux* accessibles avec ce montage vont de 200 à 1400 s^{-1}.

Chariot propulsé
Une variante de la tour de chute consiste à propulser un chariot contre un bâti fixe à l'aide d'un vérin pneumatique (Fig 2.9) [Pierre 11, Pierre 12]. La vitesse d'impact est calculée à partir d'un capteur micro-photométrique. Un accéléromètre fixé sur le chariot permet de calculer la



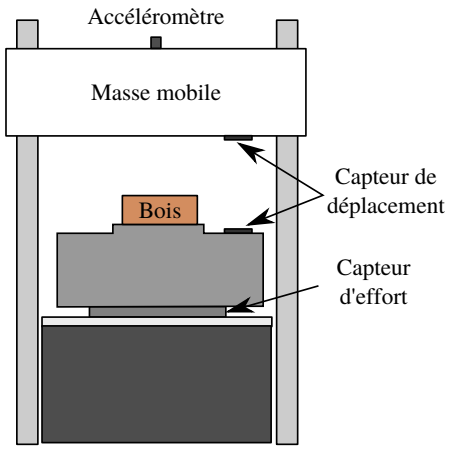


FIGURE 2.7 – Schéma de principe d'une tour de chute (D'après [Adalian 02]).

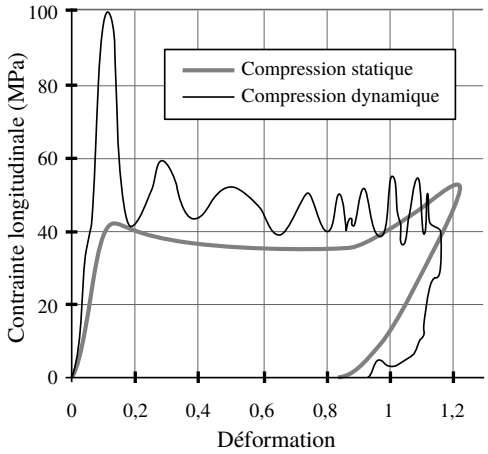


FIGURE 2.8 – Comparaison des mesures de contraintes en compression quasi-statique et dynamique (D'après [Adalian 02]).

déformation moyenne de l'échantillon par intégration successives ainsi que la contrainte moyenne par application du principe fondamental de la dynamique. Une caméra rapide permet d'observer la déformation locale de l'échantillon durant les essais.

Les échantillons de $10 \times 10 \times 10$ mm^3 sont comprimés à des taux de déformations d'environ 170 s^{-1}.

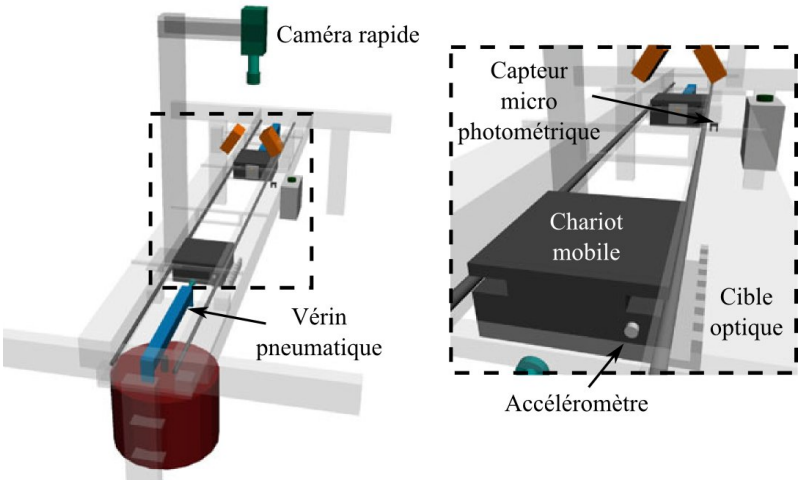
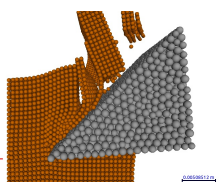


FIGURE 2.9 – Système d'impact basé sur un chariot propulsé (D'après [Pierre 12]).

Barres d'Hopkinson

Hopkinson [Hopkinson 14] a conçu un banc d'essai à l'aide d'une barre cylindrique afin de réaliser des mesures de pression dans les canons de pistolet. Davies et Kolsky [Davis 48, Kolsky 49] ont repris le principe en plaçant un échantillon entre deux barres afin de mesurer ses caractéristiques mécaniques en conditions dynamiques. Le dispositif expérimental ainsi créé est souvent appelé barres de Hopkinson, barres de Kolsky ou SHPB pour Split Hopkinson Pressure Bars.

Contrairement aux dispositifs tels que la tour de chute ou le chariot propulsé dont les signaux d'efforts sont perturbés par les vibrations liées à l'impact, les barres d'Hopkinson utilisent le



phénomène de propagation des ondes mécaniques pour conduire les essais de compression. En effet l'échantillon est placé entre deux barres cylindriques de grande longueur (Fig 2.10) avec un ratio longueur sur diamètre supérieur à 20. Lors de l'impact entre l'impacteur et la première barre appe ante et dans obtenir un p e de la jaug

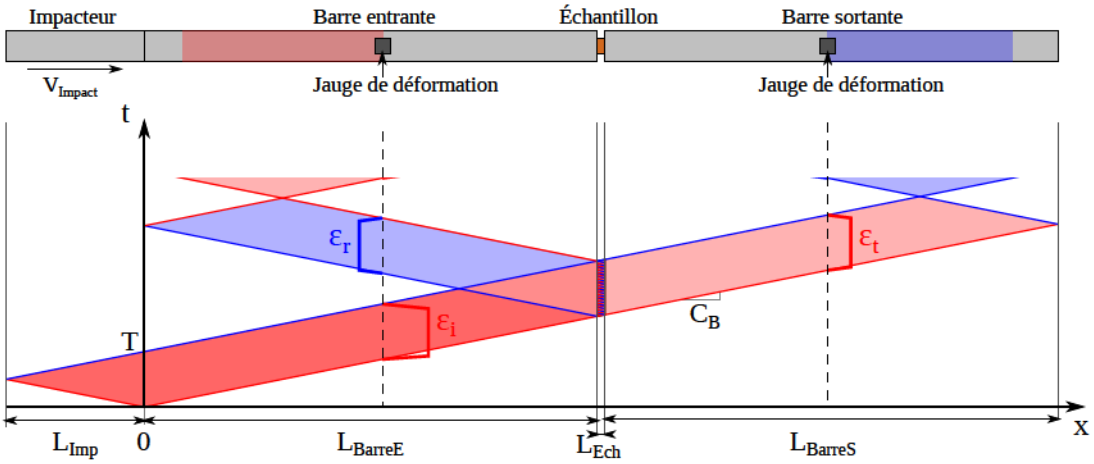


FIGURE 2.10 – Schéma de principe de la propagation des ondes dans les barres de Hopkinson avec des barres de même section et même matériau que l'impacteur (D'après [Chen 11]). ε_i, ε_r et ε_t sont les déformations mesurées par les jauges pour les ondes incidente, réfléchie et transmise. En rouge les zones de compression, en bleu les zones de traction.

L'essai mécanique proprement dit se déroule lorsque l'onde mécanique arrive à l'interface entre les barres et l'échantillon. La compression de l'échantillon est générée par la différence d'impédance mécanique entre l'échantillon et les barres. Ce type de banc d'essai permet de réaliser des essais de compression à des taux de déformation compris entre 10^2 et 10^4 s^{-1}. Seule la limite élastique du matériau constituant les barres contraint le taux de déformation maximal.

Bien que ce dispositif expérimental soit fortement utilisé dans le domaine de la mécanique, il n'existe à ce jour pas de norme concernant la mise en œuvre de ces essais. Cependant la littérature regorge d'articles portant sur la méthodologie associée à ces essais ainsi que sur les bonnes pratiques à suivre [Bragov 95, Chen 02, Edwin Raj 09, Frew 02, Gama 04, Gary 91, Gray III 00, Lindholm 68, Zhao 03]. La liste ci-dessous résume une grande partie des bonnes pratiques à appliquer pour l'obtention de résultats de qualité.

- ❒ *La propagation des ondes mécaniques dans les barres est unidirectionelle :*
  - — Les barres sont homogènes et isotropes.
  - — La section des barres est uniforme sur toute leur longueur et l'axe neutre est une droite.
  - — La contrainte dans les barres ne dépasse jamais la limite élastique.
  - — La distribution des contraintes est uniforme dans les barres ($L/D > 20$).
  - — Il n'y a pas de dispersion dans les barres (non valide avec des barres de diamètres finis).
- ❒ *Les interfaces restent planes en tout temps :*
  - — L'impédance mécanique de l'échantillon est faible devant celle des barres.
  - — Le diamètre de l'échantillon est un peu moins élevé que celui des barres.
  - — Les extrémités des barres sont usinées avec une contrainte de perpendicularité par

rapport à l'axe des barres de l'ordre de 0,01 mm.
- Les faces de l'échantillon doivent être parallèles avec une tolérance de 0,01 mm ou mieux.

❒ *L'échantillon est en équilibre des contraintes après une période de montée :*
- Les ondes mécaniques doivent faire au moins 3 allers/retours à travers l'échantillon.
- Temps de montée caractéristique : 10 μs.
- L'équilibre est rarement atteint avant une déformation globale de l'échantillon de 2 %.

❒ *Critères supplémentaires sur la géométrie de l'échantillon :*
- L'épaisseur d'un échantillon d'un matériau cellulaire doit être au moins dix fois plus élevée que la longueur de la cellule moyenne.
- Le ratio longueur sur diamètre est compris entre 0,25 et 0,5 pour des matériaux mou afin de minimiser les effets d'inertie ainsi que les frottements.
- Les interfaces en contact avec l'échantillon sont lubrifiées pour limiter les frottements.
- L'utilisation de lubrifiants peut modifier le comportement acoustique de l'interface.
- Le taux de déformation maximal dépend de l'épaisseur de l'échantillon.

Des jauges de déformations placées au milieu des barres permettent de mesurer les déformations liées au passage des ondes mécaniques. Ici l'utilisation de barres de grande longueur permet de séparer le signal incident ε_i (Fig 2.10) qui est le pulse généré par l'impact initial et le signal réfléchi ε_r, est la partie de l'onde mécanique qui est réfléchie à l'interface entre barre entrante et l'échantillon. La mesure du signal transmis ε_t permet de quantifier la proportion de l'onde mécanique qui a traversé l'échantillon. L'analyse des signaux de déformation permet, grâce à la connaissance de la géométrie du dispositif, de tracer la courbe contrainte-déformation de l'essai. Le traitement des signaux est toujours sujet à discussion. Gama et Gilberson [Gama 04, Gilbertson 13] montrent les avantages et inconvénients du dépouillement de ces essais en utilisant soit les trois signaux de déformations soit seulement le signal transmis. Le pulse de déformation initial peut être modulé en intercalant un solide (feuille de papier, disque de cuivre) entre l'impacteur et la barre entrante [Chen 02, Frew 02].

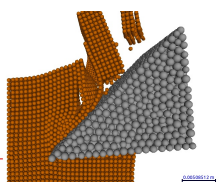
Impact de plaques

Pour des essais à des taux de déformations encore plus élevés (10^4 à 10^6 s^{-1}), il est possible d'utiliser un dispositif d'impact de plaques. Une plaque plane est propulsée contre un échantillon plan d'épaisseur donnée fixé à une plaque fixe. La vitesse d'impact est de l'ordre de 100 à 500 $m.s^{-1}$ [Bragov 97]. Deux jauges de pression mesurent la vitesse de propagation de l'onde de compression. À partir de ces deux mesures et des propriétés des plaques, il est possible de remonter aux propriétés du choc. C'est à dire la pression subie par l'échantillon et la vitesse de propagation de l'onde en fonction de la vitesse d'impact. Il s'agit d'un essai de déformation uniaxiale. [Bragov 97] a réalisé une campagne d'essai de ce type sur du pin sec.

2.2.2.2 Principaux résultats obtenus

Modélisation du comportement

Les auteurs ne travaillant pas spécifiquement sur le matériau bois, modélisent celui-ci comme un matériau cellulaire élasto-plastique à cellules fermées [Adalian 02, Chakravarty 10, Reid 97] de type nid d'abeilles. Il est soit considéré comme orthotrope ou alors isotrope transverse. L'effet visqueux est aussi non négligeable même pour le bois sec [Renaud 96b, Widehammar 04]. Classiquement on distingue cinq phases dans la réponse en déformation du bois en compression (Fig 2.11) : une phase initiale élastique, une phase non-linéaire jusqu'au maximum de contrainte (contrainte



à rupture), un adoucissement, un plateau puis une phase de densification [Chakravarty 10]. La longueur des ces phases dépend de l'essence et de la direction de sollicitation.

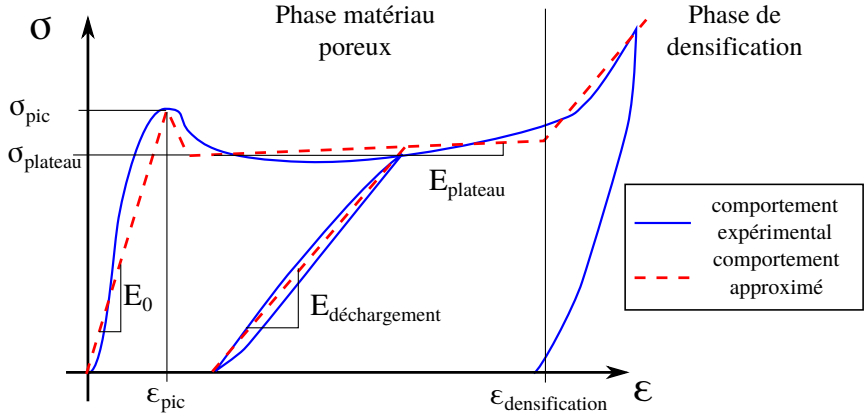


FIGURE 2.11 – Modèle approximé du comportement du bois en compression dans la direction longitudinale (D'après [Adalian 02]).

Les grandeurs classiquement mesurées sont :
— la raideur apparente E_0,
— la contrainte maximale σ_{pic} et la déformation associée ε_{pic},
— la contrainte plateau $\sigma_{plateau}$ et la raideur du plateau $E_{plateau}$,
— la déformation de densification $\varepsilon_{densification}$,
— l'énergie absorbée W_{abs}.

Les méthodes pour calculer ces grandeurs diffèrent d'un auteur à un autre. Particulièrement pour l'énergie absorbée qui est calculée comme l'aire sous la courbe de contrainte-déformation jusqu'à la déformation de densification ou alors une déformation fixée 15 % [Chakravarty 10], 40 % [Uhmeier 96], 50 % [Neumann 11].

D'autres auteurs modélisent le bois du point de vue de la mécanique des milieux continus, comme un matériau homogène. Bonin [Bonin 06] modélise le bois comme un matériau hyper-élastique, visqueux et hygroscopique. Holmberg [Holmberg 99] et Mairesse [Mairesse 10] utilisent des modèles type mousse. L'utilisation de méthodes inverses permet de déterminer les constantes mécaniques des modèles rhéologiques [Chevalier 12].

Nos simulations étant basées sur la méthode des éléments discrets (voir Chapitre 5), chercher à modéliser le comportement du bois d'un point de vue de la mécanique des milieux continus n'a pas de sens. Nous allons donc utiliser le modèle proposé par Adalian [Adalian 02].

Effet de la vitesse

Plusieurs auteurs ont étudié le comportement du bois en compression à différents taux de déformation. Renaud [Renaud 96a, Renaud 96b] a mesuré la raideur apparente et la contrainte maximale dans les trois directions pour différentes essences à différents taux d'humidité dans des conditions quasi-statiques et dynamiques. Il a montré que la raideur et la contrainte maximale augmentent avec le taux de déformation sur bois sec et saturé. Mairesse [Mairesse 10], Neumann [Neumann 11], Ried [Reid 97] et Widehammar [Widehammar 04] obtiennent les mêmes résultats.

[Buchar 01] dans une étude sur différentes essences de bois sec a montré que la contrainte à la rupture augmente linéairement avec le taux de déformation dans des conditions dynamiques (Fig 2.12). Les propriétés des droites d'interpolations sont rassemblées dans le Tableau 2.2.

Lors d'une étude sur la compression du balsa sec, Vural [Vural 03] a montré que la contrainte plateau en compression longitudinale est insensible au taux de déformation. [Tagarielli 08] quant à lui sur le même matériau montre que la contrainte plateau dans la direction longitudinale suis

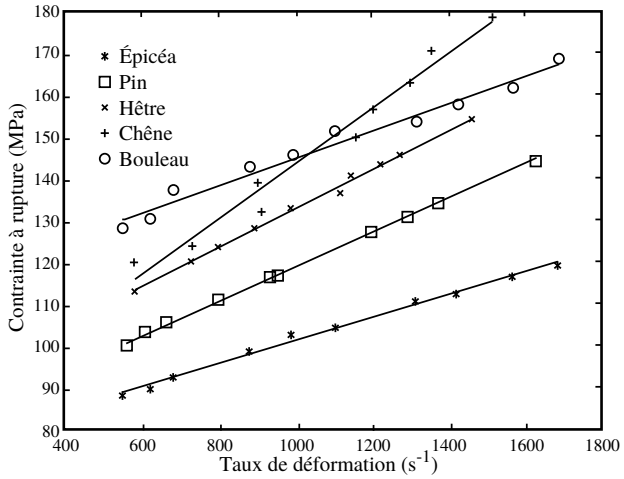


FIGURE 2.12 – Effet du taux de déformation sur la contrainte à rupture en compression longitudinale sur bois sec (D'après [Buchar 01]).

Essence	Pente (MPa.s)	Origine (MPa)	Taux déformation minimal (s^{-1})	Taux déformation maximal (s^{-1})
Épicéa	0,0271	74,34	400	1100
Pin	0,0406	78,37	485	1150
Hêtre	0,0464	86,72	490	1140
Chêne	0,0657	78,00	532	1180
Bouleau	0,0321	113,00	560	1300

TABLEAU 2.2 – Modèle linéaire de l'effet du taux de déformation sur la contrainte à rupture dans la direction axiale sur bois sec [Buchar 01].

une loi puissance (Eq 2.1) avec $\sigma_0 = 5,85$ MPa, $m = 0,056$ et $\dot{\varepsilon_0} = 1$ s^{-1} pour des taux de déformation compris entre 10^{-4} et 4000 s^{-1}.

$$\frac{\sigma_{pl}}{\sigma_0} = \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon_0}}\right)^m \tag{2.1}$$

Neumann [Neumann 11] a mesuré le niveau de contrainte à 50 % de déformation dans la direction longitudinale. Celui-ci augmente aussi avec le taux de déformation lorsque l'éprouvette est contrainte latéralement. Lorsqu'elle ne l'est pas, l'éprouvette s'échappe partiellement des plateaux de compression ce qui rend les essais inutilisables.

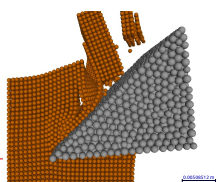
Vural [Vural 03] a aussi montré que la déformation de densification dans la direction longitudinale décroit avec le taux de déformation. La cause de cette décroissance peut être la micro-inertie des parois cellulaires qui rend la compaction des cellules moins efficace à fort taux de déformation.

Uhmeier [Uhmeier 96] a étudié le comportement de l'épicéa saturé à différents taux de déformations dans la direction radiale (Fig 2.13). Il montre que la contrainte plateau augmente selon une loi puissance avec le taux de déformation.

Ainsi il est unaniment montré que le taux de déformation influe fortement sur le comportement du bois en compression. Il manque cependant une étude quantitative sur une très grande plage de taux de déformation.

Effet de l'humidité

Widehammar [Widehammar 04] montre que les propriétés mécaniques du bois en compression



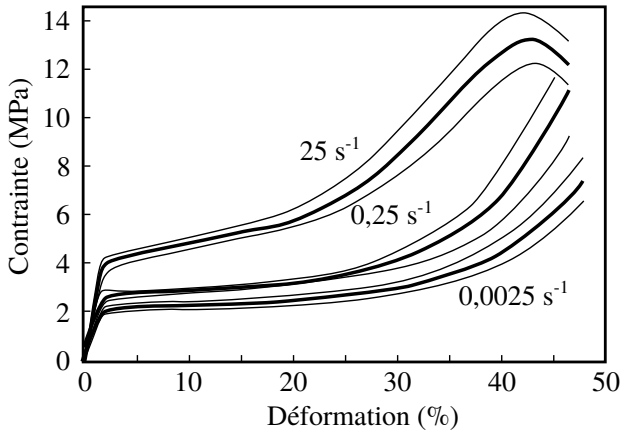


Figure 2.13 – Effet du taux de déformation sur le comportement mécanique de l'épicéa saturé dans la direction radiale (D'après [Uhmeier 96]).

dans les trois directions diminuent entre l'état sec et le PSF (Fig 2.14) avant de remonter lorsque le bois est complètement saturé. Plusieurs auteurs [Chakravarty 10, Edwin Raj 09, Renaud 96a, Widehammar 04] affirment que ce comportement est causé par la résistance à la compression du fluide dans les cellules (l'eau dans ce cas).

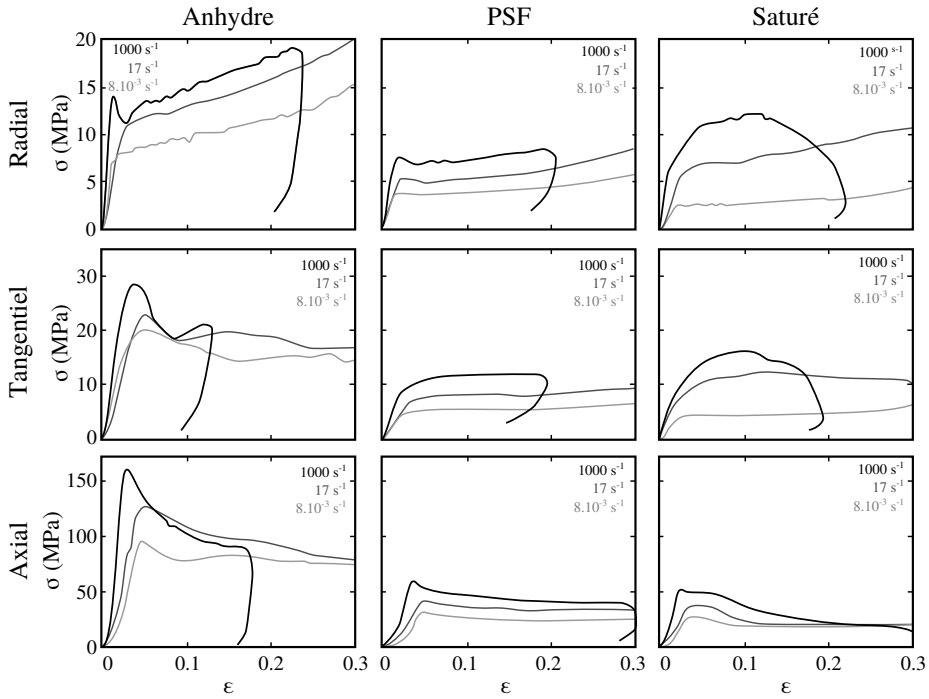


Figure 2.14 – Comportement de l'épicea en compression dans les trois directions principales à différents taux de déformation et d'humidité (D'après [Widehammar 04]).

Pierre [Pierre 11, Pierre 12] a mesuré dans la direction radiale une réduction de la raideur apparente de l'ordre de 70 à 80 % entre du bois sec et saturé ainsi qu'une perte de l'ordre de 60 % de la contrainte plateau. Uhmeier [Uhmeier 96] observe le même comportement que Widehammar [Widehammar 04] pour l'effet du taux d'humidité sur la contrainte plateau (Fig 2.14). A faible taux de déformation, la contrainte plateau diminue avec l'augmentation de l'humidité. A fort taux de déformation ce comportement s'inverse. Uhmeier remarque aussi que la limite élastique augmente avec l'augmentation de l'humidité au dessus du PSF.

Pour Placet [Placet 08] les propriétés mécaniques dans la direction radiale du bois saturé reflètent les propriétés de la lignine humide.

L'observation de l'effet contradictoire du taux d'humidité sur les propriétés mécaniques entre les auteurs doit être clarifié. Pour cela nous étudierons le comportement du bois à différents taux d'humidité.

Effet de la température

Svensson [Svensson 07] a réalisé des essais de compression sur barres d'Hopkinson pour différentes essences au point de saturation des fibres dans la direction longitudinale à différentes températures (Fig 2.15). Les niveaux de température utilisés sont 20℃ ainsi que 110 et 143℃ sous vapeur. Il a montré que l'ensemble des propriétés mécaniques (raideur apparente, contrainte maximale, contrainte plateau) diminuent avec l'augmentation de la température.

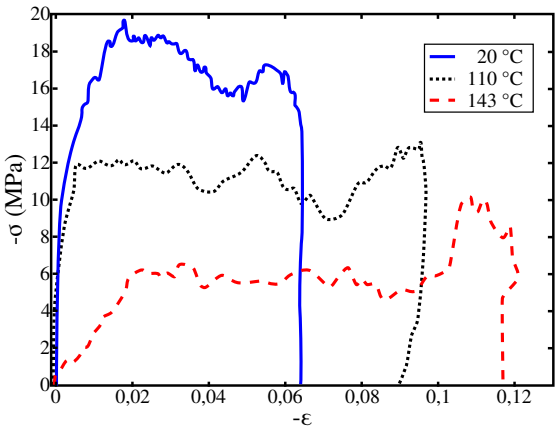


FIGURE 2.15 – Effet de la température sur les propriété mécaniques de l'épicéa au point de saturation des fibres. Essai de compression axial à 600 s^{-1} (D'après [Svensson 07]).

Placet [Placet 08] montre aussi que la rigidité du bois dans la direction radiale diminue avec la température. Pour Uhmeier [Uhmeier 96] la contrainte plateau et l'énergie absorbée décroissent linéairement avec l'augmentation de la température. De plus la limite élastique augmente linéairement avec la température.

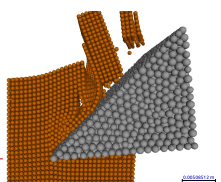
Hernandez [Hernández 14b] montre que les propriétés mécaniques du bois à l'état vert évoluent grandement entre −30 et 20℃, cependant il n'a pas étudié le comportement en compression.

Dans l'étude de l'usinage du bois à l'état vert par slabber, les bois ne sont pas étuvés. L'étude du comportement du bois à des températures supérieures à la température ambiante n'est pas utile. Par contre dans les pays nordiques, les scieries continuent à fonctionner en hiver lorsque le bois peut être gelé. Nous allons donc étudier aussi l'effet de l'état de l'eau dans le bois sur sa réponse à la compression.

Effet de la densité

Plusieurs études sur la résistance à la compression du balsa sec en conditions dynamiques ont permis de mettre en évidence l'influence de la densité pour une essence unique [Chakravarty 10, Vural 03]. Comme le montre la Figure 2.16, la résistance à la compression dans la direction longitudinale augmente avec la densité en conditions quasi-statique et dynamique. Aussi, plus la densité du bois est importante, plus l'effet du taux de déformation est important.

Vural [Vural 03] montre aussi que l'accroissement de la densité du bois diminue la déformation de densification dans la direction longitudinale (Fig 2.17). En effet, la porosité étant plus faible, la compaction arrive plus tôt.



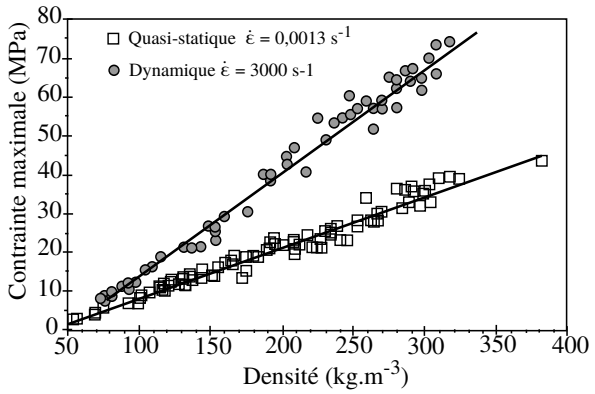


FIGURE 2.16 – Effet du taux de déformation et de la densité sur la résistance à la compression du balsa sec (D'après [Vural 03]).

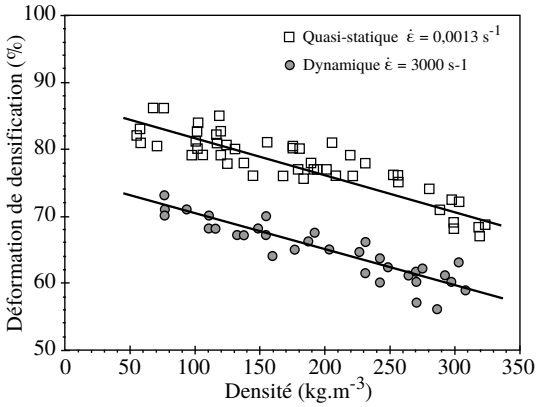


FIGURE 2.17 – Effet du taux de déformation et de la densité sur la contrainte de densification (D'après [Vural 03]).

Grâce à l'utilisation de caméra rapide, Pierre [Pierre 12] a pu observer qu'au cours des essais de compression dynamiques dans la direction radiale, les déformations se concentraient dans le bois de printemps. Holmberg [Holmberg 99] a observé le même phénomène lors d'une étude sur le comportement du bois dans les raffineurs ainsi que Widehammar [Widehammar 04].

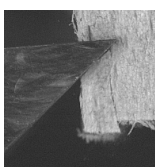
Afin de limiter la variabilité des résultats, nous allons travailler sur un billon unique par essence étudiée. Même si la densité du bois n'est pas constante dans le billon.

2.2.3 Conclusion sur l'état de l'art

L'étude du comportement du bois en compression est normalisé pour du bois sec dans des conditions quasi-statiques. Plusieurs bases de données existent, proposant parfois des données pour le bois au point de saturation des fibres. Cependant lorsqu'on augmente le taux de déformation, les dispositifs expérimentaux divergent et les essais ne sont plus normalisés.

Les auteurs ont réalisé un grand nombre d'études sur l'effet de la vitesse de sollicitation, de la température, du taux d'humidité et de la densité du bois sur sa réponse à la compression. Il est cependant regrettable que les plages utilisées et les méthodes d'analyses des données divergent d'un auteur à l'autre. Nous allons aussi chercher à étudier la réponse du bois à la compression dans les directions longitudinale et radiale sur une grande plage de déformation, à différents taux d'humidité et observer l'effet de l'état de l'eau sur sa réponse à la compression (voir Section 2.3). Pour cela nous allons utiliser une machine de compression et des barres d'Hopkinson, car ce sont les dispositifs expérimentaux permettant d'obtenir des résultats quantitatifs le plus facilement.

La finalité de cette étude est de fournir des données mécaniques permettant d'alimenter des simulations de coupe basées sur la méthode des éléments discrets. La modélisation du comportement du bois qui semble la plus pertinente est celle de l'étude des différentes phases de déformation (Fig 2.11). La Section 2.4 décrira davantage ce modèle ainsi que le calcul des grandeurs caractéristiques.



2.3 Matériels et méthodes

Cette section présente en détail les matériels et la méthode utilisés pour des essais de compression que nous avons réalisés.

2.3.1 Dispositifs expérimentaux

2.3.1.1 Dispositif de compression à faible taux de déformation

Pour réaliser les essais de compression à faible taux de déformation, nous utilisons une machine hydraulique de marque MTS disposant d'une cellule de mesure d'efforts de 100 kN. L'équipement de cette machine de compression est visible sur les Figures 2.18 et 2.19. Contrairement aux normes en vigueur pour la compression du bois, aucun plateau de compression n'est rotulé. Cependant un dispositif d'alignement réglable (MTS 609 Alignement Fixture) garantit le parallélisme des plateaux tout au long de l'essai.

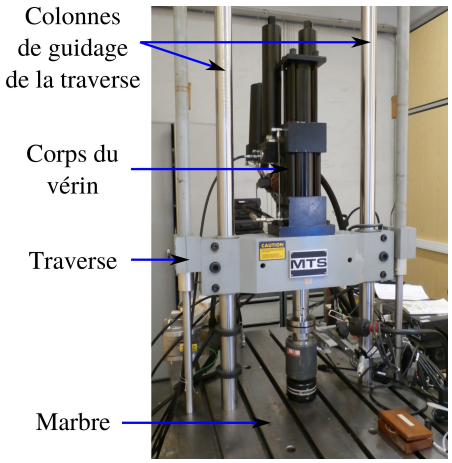


FIGURE 2.18 – Présentation globale de la machine de traction-compression hydraulique utilisée.

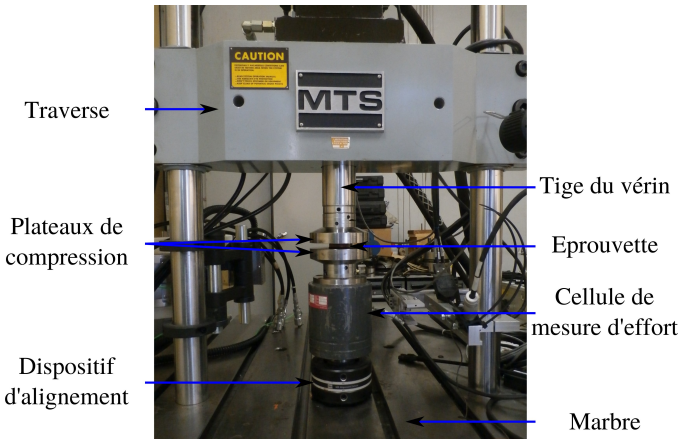


FIGURE 2.19 – Détail des équipements de la MTS.

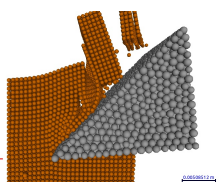
La machine de traction-compression est pilotée en déplacement avec une vitesse imposée. Au début de l'essai, le plateau supérieur n'est pas en contact avec l'éprouvette pour permettre au vérin d'atteindre sa vitesse nominale avant de comprimer l'éprouvette.

Les grandeurs mesurées durant les essais de compression sont : le temps, le déplacement du vérin, l'effort mesuré par la cellule et la déformation lue par un extensomètre fixé sur les plateaux de compression.

2.3.1.2 Dispositif de compression dynamique

Pour réaliser les essais de compression à forts taux de déformations, nous utilisons les barres d'Hopkinson disponibles au PIMM conçues et installées par Dubois [Dubois 10]. Des modifications majeures ont dus être apportées afin de s'adapter au matériau bois et d'automatiser au maximum les essais.

Le dispositif expérimental classique se compose de trois ensembles (Fig 2.20) : les barres entourant l'échantillon, un dispositif de chargement ainsi qu'une chaine d'acquisition.



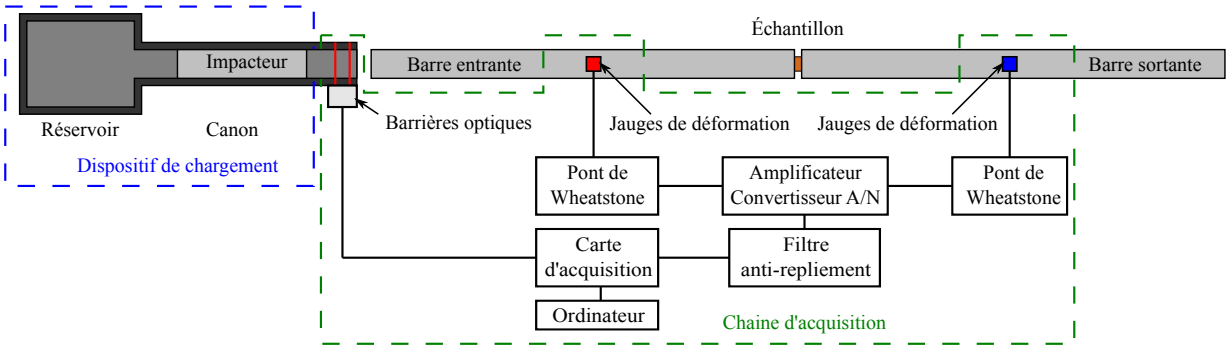


Figure 2.20 – Dispositif à barres de Hopkinson.

Barres et échantillon

Le bois ayant une impédance caractéristique trop faible devant l'acier (Tab 2.3), nous avons choisi d'utiliser des barres cylindriques en alliage de magnésium Mg ZK60 provenant de Ihme Gmbh. Les caractéristiques mécaniques de cet alliage sont données au Tableau 2.4. R_m et R_{e02} sont des données du fabricant pour un essai de traction. La densité a été mesurée à la réception des barres. La limite d'écoulement (à ne pas dépasser sous peine de plastifier les barres) a été mesurée lors d'un essai de compression uniaxial réalisé sur une chute.

Matériau	Air	Acier	Magnésium	Hêtre (L)	Hêtre (R)
Z (Pa.s.m^{-1})	410	40.10^6	9.10^6	3.10^6	1.10^6

Tableau 2.3 – Impédance caractéristique de différents matériaux.

Désignation	Densité	Young	R_m	R_{e02}	Limite d'écoulement
Mg ZK60 T5	1811 $kg.m^{-3}$	46 GPa	327 MPa	257 MPa	175 MPa

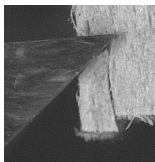
Tableau 2.4 – Propriétés mécaniques de l'alliage Mg ZK60 T5.

Les barres font 1999 mm de long pour un diamètre imposé de $38,2$ mm. Le diamètre des barres étant non standard et la tolérance de fabrication étant importante ($\pm 0,6$ mm), il a été nécessaire de concevoir et de réaliser de nouveaux paliers (voir Annexe C.1). L'extémité des barres a été fraisée en roulant. Après installation, le défaut de parallélisme des faces a été mesuré à l'aide d'un comparateur au micron entre 0 et $0,2$ mm suivant l'orientation relative des barres.

Dispositif de chargement

Le dispositif de chargement mécanique est composé d'un canon à gaz (le plus souvent de l'air comprimé) et d'un impacteur. L'impacteur dans le même alliage que les barres a une longueur de 600 mm. Il a été usiné (voir Annexe C.1) afin de s'adapter au canon de diamètre 30 mm déjà en place. La vitesse d'impact dépend exclusivement de la pression et des caractéristiques physiques et géométriques du canon et de l'impacteur.

Le circuit pneumatique original a été modifié afin de remplir automatiquement le réservoir à la pression de son choix ainsi que de séléctionner la source d'air comprimé (voir Annexe D).



Chaine d'acquisition

La chaine d'acquisition minimale pour effectuer un essai de compression est composée de jauges de déformation, d'un pont de Wheatstone, d'un amplificateur muni d'un filtre anti-repliement et d'une carte d'acquisition. Celle-ci permet de mesurer les déformations des barres associées aux ondes mécaniques qui s'y propagent.

Deux jauges de déformation Kyowa®, adaptées aux barres en magnésium (Référence KFG-1-350-C1-27), sont collées au milieu de chacune des barres, soit à 1 m des interfaces avec l'échantillon, de manière diamétralement opposés et dans l'axe des barres. Ceci afin de filtrer les perturbations liées à la flexion des barres et ne garder que la composante axiale.

Un pont de Wheatstone monté en demi-pont convertit la variation de résistance des jauges en une variation de tension plus facilement exploitable. Les deux résistances de référence sont des jauges collées sur des chutes de magnésium afin de corriger automatiquement les variations de résistance dues aux dilatations thermiques.

Un amplificateur CDV-700A de Kyowa® relie les ponts de Wheatstones à la carte d'acquisition Nicolet de HBM®.

Les temps caractéristiques associés à ce type d'essai étant de l'ordre de la microseconde, il est nécessaire d'employer un amplificateur ayant une bande passante de l'ordre du MHz. Une fois acquis, les signaux sont traités par le logiciel d'acquisition Perception®.

Pour plus de confort d'utilisation, deux barrières optiques, à base de LEDS et de photo-transistors, distantes de 100 mm sont installées au bout du canon afin de mesurer précisément la vitesse d'impact. Ce montage a été calibré à l'aide d'un vélocimètre laser. Un écart inférieur à 5 % a été mesuré. Celui-ci peut s'expliquer par la précision dimensionnelle du montage ainsi que par une légère inclinaison du vélocimètre par rapport à l'axe du canon.

Les détails de la chaine d'acquisition ainsi que le traitement des signaux de déformation pour obtenir une courbe contrainte-déformation sont visibles à l'Annexe D.

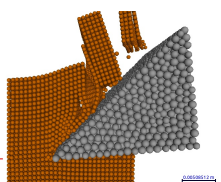
2.3.2 Campagne expérimentale

Pour définir la campagne d'essais, nous avons choisi d'effectuer des plans d'expériences complets. Afin que les moyennes et écart-types des essais aient un sens nous avons réalisé trente répétitions de chaque essai.

Pour les essais sur machine de compression, les taux de déformations retenus sont : 10^{-3}, 10^{-2}, 10^{-1}, 10^{0}, 10 s^{-1}. Pour les barres d'Hopkinson, nous avons piloté la pression du réservoir sur trois niveaux 2, 3 et 4 bars pour couvrir l'ensemble de la gamme de pressions admissibles pour le montage sans plastifier les barres.

Comme on ne peut pas contrôler par mesure directe, l'humidité du bois au dessus du PSF, nous avons conservé les échantillons dans différents milieux pour obtenir différents niveaux d'humidité. Le taux d'humidité H est mesuré a posteriori via la technique de double pesée [NF B51-004 85]. Après façonnage, une partie des éprouvettes dites *fraîches* a été enveloppée dans du film plastique et placée au réfrigérateur à 4°C. Une seconde partie dite *saturée* a été plongée dans l'eau durant plusieurs semaines pour augmenter le taux d'humidité. Une troisième dite *à l'air* a été conservée dans un récipient un peu entrouvert pour abaisser légèrement le taux d'humidité tout en restant au dessus du PSF. Une quatrième dite *sèche* a été séchée en dessous du PSF par un conditionnement en étuve. Enfin la dernière dite *gelée*, identique aux éprouvettes *fraîches* a été placée au congélateur à −40°C.

Ainsi nous pouvons étudier l'effet du taux de déformation et du taux d'humidité sur le comportement du bois à température ambiante. Avec les éprouvettes *gelées*, nous pouvons aussi étudier l'effet du gel sur le comportement du bois à différents taux de déformation.



Pour cette étude, le hêtre et le douglas ont été choisis. L'homogénéité du hêtre et sa disponibilité en France en font un matériau particulièrement adapté pour être un matériau de référence. Le douglas, essence qui a fait l'objet de plantations massives dans les années 70, arrive à maturité dans les forêts. Il y a une forte demande des industriels concernant son exploitation. Ces deux essences sont également utilisées pour les essais de coupe (voir Chapitre 3).

L'ensemble des éprouvettes ont été réalisées au LaBoMaP et prélevées pour les deux essences dans le duramen du même billon. Ces billons, issus de grumes fraîchement abattues, ont été débités en plots de 40 mm d'épaisseur puis ont été conservées à l'extérieur enveloppées dans des bâches durant l'hiver. Le temps de stockage du bois dédié à ces essais n'a pas excédé deux semaines.

Deux orientations du fil du bois ont été sélectionnées pour ces essais : la direction longitudinale et la direction radiale. Les éprouvettes radiales proviennent exclusivement des plateaux de cœur. L'ensemble des essais réalisés pour une essence donnée est résumé au Tableau 2.5.

Directions	Niveau humidité	Chargement		Répétitions	Nb Essais
		$\dot{\varepsilon}$ (s^{-1})	Pression (bar)		
L - R	S ; A ; F ; E	10^{-3} ; 10^{-2} ; 10^{-1} ; 10^{0} ; 10^{1}	2 ; 3 ; 4	30	1920
L - R	Gelées	10^{-3} ; 10^{-2} ; 10^{-1} ; 10^{0} ; 10^{1}	2 ; 3 ; 4	30	480

Tableau 2.5 – Détail des différents essais de compression réalisés pour chaque essence. (Directions : L pour longitudinale, R pour radiale. Niveau d'humidité : S pour sec, A pour à l'air, F pour frais, E pour conservé dans l'eau).

La même géométrie d'éprouvettes a été utilisée pour l'ensemble des essais (Figure 2.21). Cette géométrie, non normalisée, est spécialement dimensionnée pour les barres d'Hopkinson. Le diamètre de 35, 69 mm, correspondant à une section de 1000 mm^2, a été choisi car il s'agit du plus grand diamètre inscrit dans celui des barres et possédant une section facilitant les conversions.

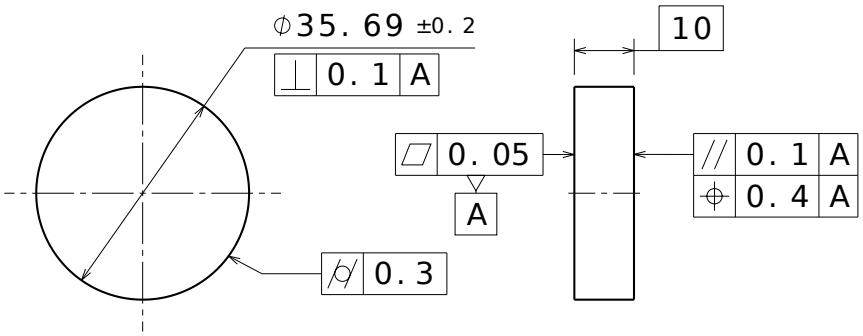


Figure 2.21 – Géométrie et défauts des éprouvettes de compression uniaxiale.

La fabrication des éprouvettes nécessite un grand nombre d'opérations d'usinage : délignage et tronçonnage des plots ; dégauchissage et rabotage à 38 mm d'épaisseur ; sciage de bruts de 38 mm de large ; chanfreinage des bruts à la dégauchisseuse ; tournage des bruts à dimension ; tronçonnage des éprouvettes en rondelles de 10, 2 mm ; mise à la cote de l'épaisseur par ponçage sur montage dédié. Les éprouvettes *sèches* ont été séchées avant façonnage pour limiter les déformations liées au retrait. L'ensemble du processus de fabrication génère des défauts (Figure 2.21) mesurés au laboratoire de métrologie. Le défaut de cylindricité affiché est celui obtenu pour les éprouvettes

de douglas dans la direction radiale. Ce défaut est beaucoup plus faible pour les éprouvettes longitudinales et les éprouvettes de hêtre.

Au total cette campagne expérimentale a nécessité la fabrication de 2400 éprouvettes par essence. La difficulté de tournage des éprouvettes de douglas sec à conduit à beaucoup de rebuts et a entrainé l'abandon des essais sur douglas. Les résultats partiels sur cette essence ne seront pas présentés. Dans ce chapitre, seuls les résultats sur le hêtre seront présentés.

2.3.3 Taux de remplissage des lumens

Nous avons vérifié si pour le taux d'humidité le plus élevé, les lumens étaient complètement remplis d'eau. Nous avons donc recherché le taux de remplissage FR (Eq 2.2) pour chaque niveau d'humidité en nous basant sur les définitions du taux d'humidité H (Eq 2.3), de la porosité ϕ (Eq 2.4) et du retrait volumique R (Eq 2.5).

$$FR = \frac{V_{eau\ libre}}{V_{pores}} \times 100 \quad (2.2) \qquad \phi = \frac{V_{pores}}{V_{total}} \quad (2.4)$$

$$H = \frac{m_{vert} - m_{anhydre}}{m_{anhydre}} \times 100 \quad (2.3) \qquad R = \frac{V_{vert} - V_{anhydre}}{V_{anhydre}} \times 100 \quad (2.5)$$

La masse d'une éprouvette de bois à l'état vert m_{vert} se décompose sous la forme suivante (Eq 2.6).

$$m_{vert} = m_{ahnydre} + m_{eau\ liée} + m_{eau\ libre} \quad (2.6)$$

En reprenant les équations 2.3 et 2.6, on obtient l'équation 2.7.

$$m_{eau\ liée} + m_{eau\ libre} = \frac{H}{100}.m_{ahnydre} \quad (2.7)$$

Avec du bois au PSF, la masse d'eau libre est nulle. On obtient l'équation 2.8.

$$m_{eau\ liée} = \frac{PSF}{100}.m_{ahnydre} \quad (2.8)$$

On peut ainsi calculer la masse d'eau liée à partir des équations 2.7 et 2.8 et son volume (Eq 2.9 et 2.10).

$$m_{eau\ libre} = \frac{H - PSF}{100}.m_{ahnydre} \quad (2.9) \qquad V_{eau\ libre} = \frac{H - PSF}{100}.\frac{m_{ahnydre}}{\rho_{eau}} \quad (2.10)$$

Pour calculer le volume des pores V_{pores}, il faut partir de la porosité du bois ϕ à l'état anhydre (voir équation 2.11).

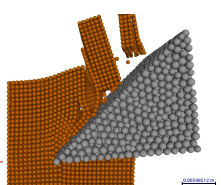
$$\phi = \frac{V_{pores}}{V_{anhydre}} = \frac{V_{anhydre} - V_{parois}}{V_{anhydre}} = \frac{V_{anhydre} - \frac{m_{anhydre}}{\rho_{parois}}}{V_{anhydre}} \quad (2.11)$$

D'après la définition du retrait volumique (Eq 2.5) :

$$V_{anhydre} = \frac{V_{vert}}{1 + \frac{R}{100}} \quad (2.12)$$

Ainsi à partir des équations 2.11 et 2.12 :

$$\phi = 1 - \frac{m_{anhydre}\left(1 + \frac{R}{100}\right)}{\rho_{parois}.V_{vert}} \quad (2.13)$$



En supposant que la porosité reste constante entre le bois anhydre et le bois au PSF :

$$V_{pores} = V_{vert}.\phi = V_{vert} - \frac{m_{anhydre}}{\rho_{parois}.\left(1 - \frac{R}{100}\right)} \tag{2.14}$$

Alors à partir de la définition du taux de remplissage (Eq 2.2) et des équations 2.10 et 2.14 :

$$\boxed{FR = \frac{\frac{H - PSF}{100}.\frac{m_{anhydre}}{\rho_{eau}}}{V_{vert} - \frac{m_{anhydre}}{\rho_{parois}.\left(1 - \frac{R}{100}\right)}} \times 100} \tag{2.15}$$

En utilisant les constantes suivantes : $PSF = 32$ % [Cirad 15], $R = 17,2$ % [Kollmann 68], $\rho_{eau} = 1$ g.cm^{-3}, $\rho_{parois} = 1,5$ g.cm^{-3} [Vural 03], $V_{vert} = 10$ cm^3 et $m_{anhydre} = 5,74$ g, on obtient les taux de remplissage suivants : pour $H = 55$ %, $FR = 25$ % et pour $H = 95$ % , $FR = 67$ %. Les lumens sont complètement remplis d'eau lorsque $H = 126$ %. Pour obtenir cet état, nous aurions dû réaliser des cycles d'immersion sous vide pour chasser la totalité de l'air des lumens.

2.4 Résultats préliminaires

2.4.1 Utilisation de l'extensomètre

Bien que la machine soit équipée d'un extensomètre, celui-ci n'a pas été utilisé. La raison de ce choix est d'ordre géométrique. En effet les éprouvettes sont trop fines pour que l'on puisse fixer l'extensomètre à leur côté. Une solution consiste à placer celui-ci à l'aide d'élastiques sur les plateaux de compression (Fig 2.22). Cependant le défaut d'alignement de l'extensomètre n'est pas maîtrisé, ce qui rend la mesure par ce biais inexploitable.

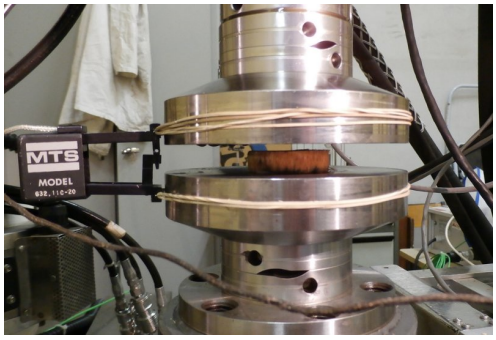
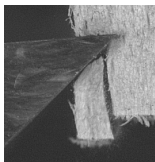


Figure 2.22 – Montage de l'extensomètre utilisé pour les essais de compression en condition quasi-statique.

Nous avons donc choisi de générer les courbes contrainte-déformation à partir de la mesure de déplacement du vérin. Les biais liés à cette utilisation sont décrits en partie plus loin à la Section 2.4.5.3. Cependant l'ensemble des résultats présentés à cette section prennent en compte les corrections nécessaires qui y sont décrites.

2.4.2 Extraction des données utiles à partir des courbes contrainte-déformation

Le grand nombre de résultats à analyser nous a conduit à développer un script pour dépouiller automatiquement les essais. La méthode utilisée pour les essais de compression en quasi-statique est assez simple et se déroule en quelques étapes.



La contrainte ingénieur moyenne sur la section de l'éprouvette $\sigma(t)$ (Eq 2.16) et la déformation ingénieur moyenne sur l'épaisseur de l'éprouvette $\varepsilon(t)$ en fonction de l'instant t sont définies aux équations 2.16. Dans un premier temps, nous faisons l'hypothèse que la longueur de l'éprouvette est égale au déplacement du vérin lorsque les deux plateaux sont en contact avec l'éprouvette et que l'effort mesuré est celui appliqué au niveau de l'éprouvette. On a alors :

$$\varepsilon(t) = \frac{d(t)}{L_0} \qquad \sigma(t) = \frac{F(t)}{S_0} \tag{2.16}$$

Avec L_0 la longueur initiale de l'éprouvette, S_0 sa section, $d(t)$ le déplacement du vérin au cours du temps (l'origine étant prise lors du contact avec l'éprouvette) et $F(t)$ l'effort appliqué sur l'éprouvette.

Il est alors possible de tracer le graphique contrainte-déformation pour notre matériau (Fig 2.23). S'agissant d'un essai de compression, les contraintes et les déformations sont négatives. L'origine se situe donc en haut à droite du graphique. À noter que dans la littérature, lorsque l'on ne fait que de la compression (et aucun autre essai mécanique), il est courant de voir les axes inversés.

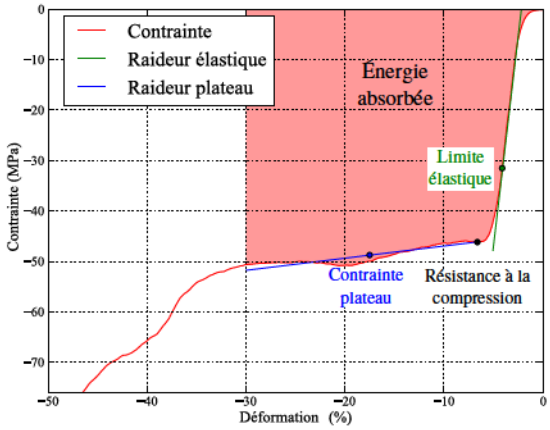


FIGURE 2.23 – Graphique contrainte-déformation analysé (Hêtre gelé, direction longitudinale, $\dot{\varepsilon} = 10^{-1}$).

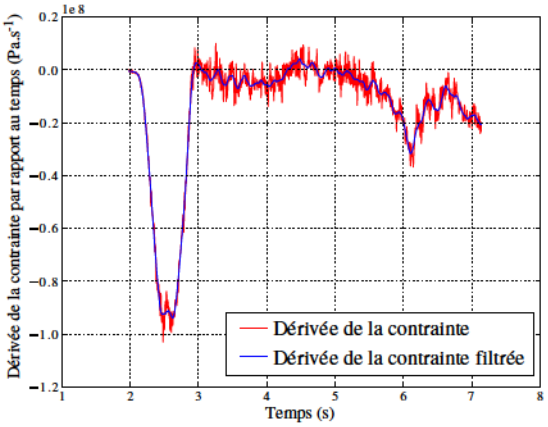


FIGURE 2.24 – Dérivée de la contrainte par rapport au temps (Hêtre gelé, direction longitudinale, $\dot{\varepsilon} = 10^{-1}$).

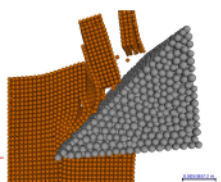
Recherche de la raideur et de la résistance à la compression

La raideur est calculée par interpolation linéaire autour du point de dérivée minimale avec un critère sur R^2 fixé (souvent on prend $R^2 = 0,99$). Le point de dérivée minimale est calculé en utilisant un filtre de Savitzky-Golay [Savitzky 64] sur la dérivée de la contrainte par rapport au temps (Fig 2.24).

Pour déterminer la résistance à la compression, on recherche le point où la dérivée de la contrainte est nulle. Si la dérivée de la contrainte est toujours négative, on cherche un point de rebroussement en calculant la dérivée seconde. Ainsi on obtient la résistance à la compression et la déformation associée (Fig 2.23). La limite élastique est calculée au point où l'interpolation linéaire dépasse le critère sur le coefficient de détermination R^2.

Recherche de la contrainte et de la raideur plateau

Le comportement du matériau testé (Fig 2.23) montre qu'il existe une contrainte plateau pour notre matériau entre 5 et 10% de déformation.



Pour rechercher cette contrainte plateau, on réalise la moyenne des contraintes entre la déformation liée à la résistance à la compression et une seconde déformation fixée (typiquement 15 ou 30 %). Pour la raideur plateau, on effectue une interpolation linéaire entre 5 % de déformation et la seconde déformation fixée.

Recherche de l'énergie spécifique absorbée

L'énergie spécifique absorbée est calculée par intégration de la courbe contrainte-déformation par la méthode des trapèzes (Fig 2.23) entre le début de l'essai et une déformation imposée (souvent 10 ou 15 %). Sa dimension est comparable à une contrainte. Pour avoir l'énergie en joules, il est nécessaire de multiplier cette grandeur par le volume de l'éprouvette.

2.4.3 Constance du taux de déformation

Machine de compression

Lors d'essais de compression sur machine de compression à taux de déformation élevé, la vitesse des plateaux peut être importante. Par exemple un taux de déformation de $\dot{\varepsilon} = 10$ s^{-1} pour des éprouvettes de 10 mm d'épaisseur représente une vitesse de translation du vérin de $V_{comp} = 100$ mm/s.

Or comme le vérin possède une certaine inertie, il peut avoir du retard par rapport à la consigne de déplacement à son arrivée en contact avec l'éprouvette (Fig 2.25 à $\dot{\varepsilon} = 1$ s^{-1} et $V_{comp} = 10$ mm/s).

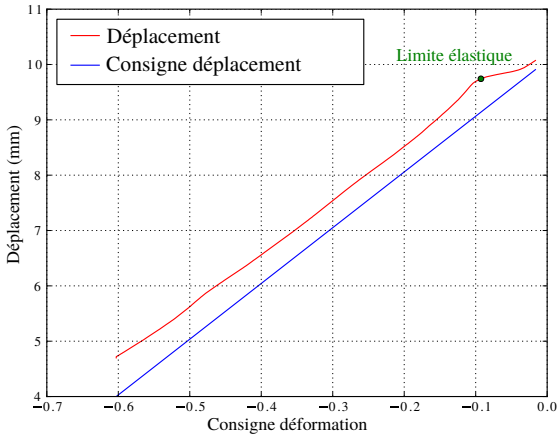


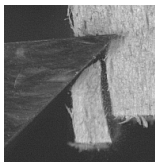
Figure 2.25 – Écart entre consigne de déplacement et déplacement effectif du vérin ($\dot{\varepsilon} = 1$ s^{-1}, $V_{comp} = 10$ mm/s, Hêtre gelé, direction longitudinale).

On atteint ici une limite de l'asservissement de la machine de compression. L'écart obtenu atteint son maximum lorsque l'effort de compression se stabilise. Dans les essais de compression après le domaine élastique, apparait un plateau dans le diagramme contrainte-déformation et donc le maximum au niveau de la limite élastique (Fig 2.25).

De plus cet écart initial augmente non linéairement avec la vitesse (Fig 2.26).

Pour les taux de déformations les plus importants (ici $\dot{\varepsilon} = 10$ s^{-1}) et les éprouvettes les plus rigides, l'écart entre la consigne de déplacement du vérin et le déplacement effectif peut augmenter jusqu'à 15% (Fig 2.27). Cette augmentation non négligeable brise l'hypothèse selon laquelle l'éprouvette est comprimée à un taux de déformation constant.

Ce problème de suivi de consigne est très certainement dû au fait que l'on se trouve hors du régime de fonctionnement pour lequel la machine de compression a été conçue. On subit alors des problèmes d'asservissement liés aux masses des pièces en mouvement, au débit d'huile dans le piston et au temps d'ouverture et de fermeture des tiroirs du distributeur.



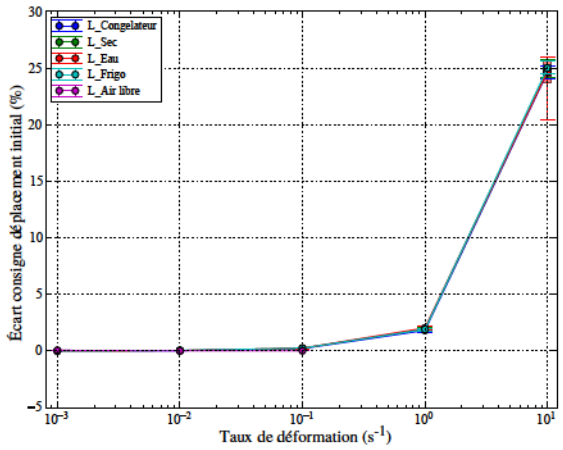


FIGURE 2.26 – Écart initial entre consigne de déplacement et déplacement effectif du vérin en fonction du taux de déformation pour des éprouvettes de 10 mm d'épaisseur.

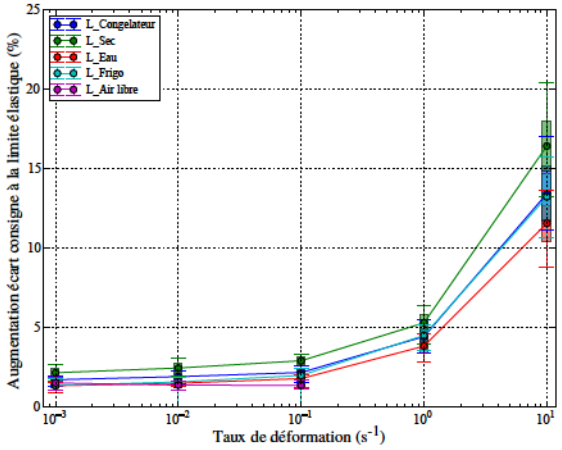


FIGURE 2.27 – Augmentation de l'écart entre la consigne de déplacement et le déplacement du vérin mesuré à la limite élastique par rapport à l'écart initial en fonction du taux de déformation pour des éprouvettes de 10 mm d'épaisseur.

Une solution pour exploiter nos données, lors des essais à taux de déformation relativement élevé, consiste à les exploiter seulement à partir de la limite élastique. À partir de ce point l'écart entre la consigne et le déplacement effectif demeure quasiment constant (Fig 2.25).

Barres d'Hopkinson

Sur les barres d'Hopkinson, le traitement des différentes ondes mécaniques permet de déterminer le graphique contrainte-déformation (Voir Annexe D). Le tracé de la déformation temporelle permet de déterminer la zone où l'essai se déroule à taux de déformation constant, ici entre 3, 7 et 10, 4 % (Fig 2.28). Ainsi, le début de l'essai ne respecte pas la condition de taux de déformation constant et ne peut pas être exploité quantitativement.

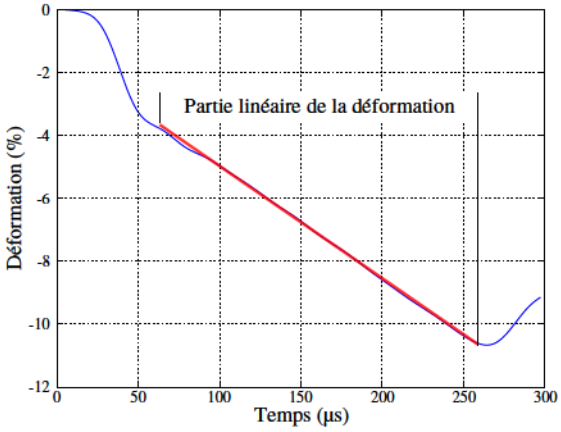
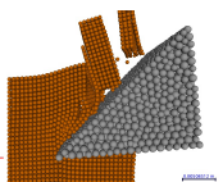


FIGURE 2.28 – Évolution de la déformation au cours du temps (Hêtre gelé, direction longitudinale, $\dot{\varepsilon} = 1000$ s^{-1}).

2.4.4 Équilibre dynamique pour les barres d'Hopkinson

Pour faire l'hypothèse que les contraintes moyennes sont homogènes dans l'échantillon et exploiter quantitativement la courbe contrainte-déformation, il est nécessaire d'avoir l'équilibre



des efforts normaux à chacune des faces de l'éprouvette. Cela se traduit par la relation 2.17 avec ε_i l'onde incidente, ε_r l'onde réfléchie et ε_t l'onde transmise (Sec 2.2.2.1).

$$F_{entrante} = F_{sortante} \quad \text{ou} \quad \varepsilon_i + \varepsilon_r - \varepsilon_t = 0 \tag{2.17}$$

Sur la Figure 2.29, on remarque que l'équilibre n'est jamais réellement atteint même si le déséquilibre reste faible par rapport au signal transmis.

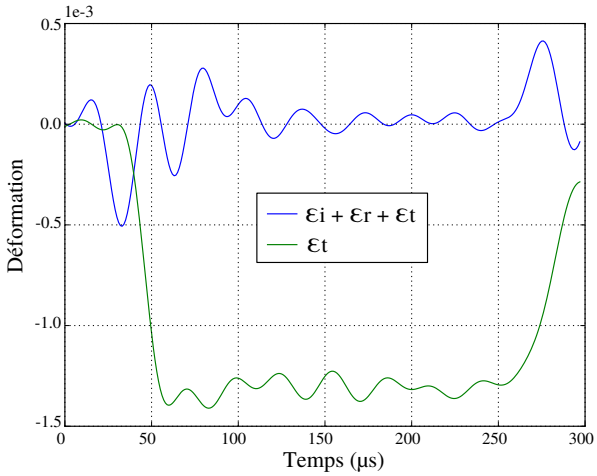


Figure 2.29 – Différence des déformations aux interfaces et comparaison avec le signal transmis (Hêtre gelé, direction longitudinale, $\dot{\varepsilon} = 1000$ s^{-1}).

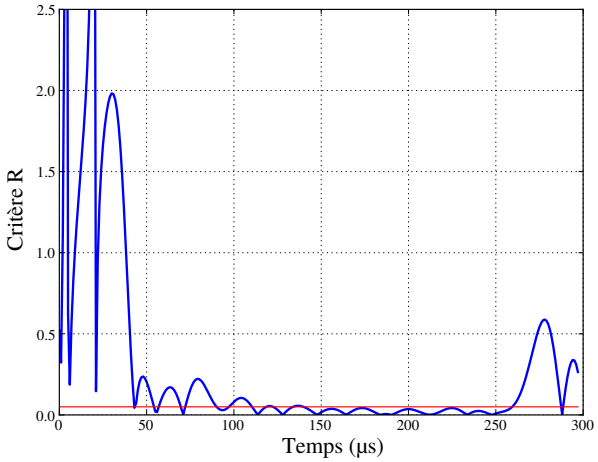


Figure 2.30 – Équilibre des contraintes selon [Ravichandran 94] (Hêtre gelé, direction longitudinale, $\dot{\varepsilon} = 1000$ s^{-1}).

Généralement on considère qu'il faut plusieurs allers-retours d'ondes mécaniques dans l'échantillon pour que celui-ci soit jugé en équilibre (au moins 4). Si l'on dispose du module d'Young et de la densité de l'échantillon, en calculant la célérité de l'onde mécanique dans l'échantillon, on est capable de déterminer la durée théorique de déséquilibre.

Une autre technique consiste à regarder le profil des contraintes aux interfaces en fonction du temps et déterminer le moment à partir duquel les deux profils ont la même tendance.

[Ravichandran 94] définit un critère pour l'équilibre des contraintes à l'aide du ratio $R(t)$ (Eq 2.18). Ce ratio montre le déséquilibre des contraintes aux interfaces de l'échantillon. Il doit être inférieur à $0,05$ ce qui correspond à une différence de 5 % (Fig 2.30).

$$R(t) = \left| \frac{\sigma_{entrante}(t) - \sigma_{sortante}(t)}{\sigma_{entrante}(t) + \sigma_{sortante}(t)} \right| < 0,05 \tag{2.18}$$

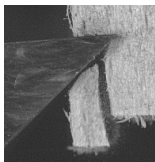
Sur ce graphique, on remarque que l'équilibre n'est atteint qu'environ 120 μs après le début de l'essai. Sur la Figure 2.28, cette durée correspond à une déformation de 6 % de l'échantillon. Cette déformation se trouve déjà dans la partie linéaire de la déformation (avec un $R^2 > 0.995$) et donc dans la zone où l'essai se déroule à taux de déformation constant. Ainsi le critère limitant pour exploiter quantitativement les essais est l'équilibre dynamique.

2.4.5 Effet de la géométrie de l'éprouvette

2.4.5.1 Défauts géométriques de l'éprouvette

Épaisseur de l'éprouvette

Sur la Figure 2.21, on remarque que le défaut de localisation d'un plan de l'éprouvette par rapport



à l'autre et de $0,4$ mm. Les éprouvettes sortant de l'intervalle $9,8$ mm $< e_p < 10,2$ mm ont été rejetées. Ce qui fait une erreur maximale de 20 % par rapport à l'épaisseur nominale. Comme le taux de déformation moyen est calculé en prenant :

$$\dot{\varepsilon} = \frac{V_{comp}}{e_p} \tag{2.19}$$

et que l'on considère la vitesse de translation du vérin constante durant l'essai, on aura alors une erreur maximale de 20 % sur le taux de déformation obtenu.

Cylindricité de l'éprouvette

Après le tournage des éprouvettes, on remarque un défaut de cylindricité maximal de celles-ci de $0,3$ mm pour les éprouvettes de compression radiales. Ce défaut est principalement dû à l'isotropie transverse du bois et à la longueur entre pointes du brut qui servira à fabriquer les éprouvettes par tournage. C'est à dire que la surface nominalement cylindrique de l'éprouvette se situe entre deux cylindres distants de $0,3$ mm.

Le diamètre d'une éprouvette est mesuré à l'aide d'un pied à coulisse à son diamètre le plus petit. Pour une éprouvette dont le diamètre minimal est au maximum admissible ($35,89$ mm), la surface nominalement cylindrique de celle-ci sera comprise entre deux cylindres de diamètre $35,89$ et $36,19$ mm. Ceci donne une section variant entre 1011 et 1028 mm^2 et conduit à une erreur de mesure de la contrainte de l'ordre de $1,6$ %.

Pour une éprouvette dont le diamètre minimal est au minimum admissible ($35,49$ mm), la surface nominalement cylindrique de celle-ci sera comprise entre deux cylindres de diamètre $35,49$ et $35,79$ mm ce qui donne une section variant entre 989 et 1006 mm^2 et conduit à une erreur de mesure de la contrainte de l'ordre de $1,7$ %.

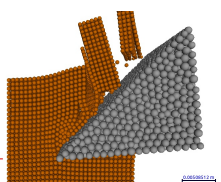
2.4.5.2 Comparaison avec les éprouvettes de la norme

La géométrie des éprouvettes retenues n'étant pas normalisée, une campagne d'essais préliminaires a été effectuée afin d'analyser l'effet de la géométrie des éprouvettes sur la réponse en compression du bois dans la direction longitudinale. En plus de la géométrie d'éprouvettes normalisées [NF B51-007 85] et de celle utilisée pour les essais (Fig 2.21), deux autres géométries ont été choisies pour observer l'effet du changement de section et de hauteur des éprouvettes. Les géométries de ces quatre éprouvettes sont rassemblées au Tableau 2.6.

Type	Norme	Carrée	Cylindre	Plate
Forme section	Carré	Carré	Cylindre	Cylindre
Section (mm^2)	400	400	1000	1000
Longueur (mm)	60	10	60	10

TABLEAU 2.6 – Géométrie des différentes éprouvettes utilisées.

Les essais de compression dans la direction longitudinale ont été effectués sur la machine de compression hydraulique du PIMM (Section 2.3.1.1) à un taux de déformation fixé à $\dot{\varepsilon} = 10^{-3}$ s^{-1}. Les éprouvettes sont tirées de la même planche de hêtre d'une humidité de 60 % environ. Pour chacune des géométries les essais ont été répétés au moins 15 fois. Les résultats de cette campagne, visibles sur la Figure 2.31 montrent une influence particulière de la hauteur des éprouvettes sur la raideur initiale. On remarque aussi que la contrainte maximale diminue avec l'augmentation de la section.



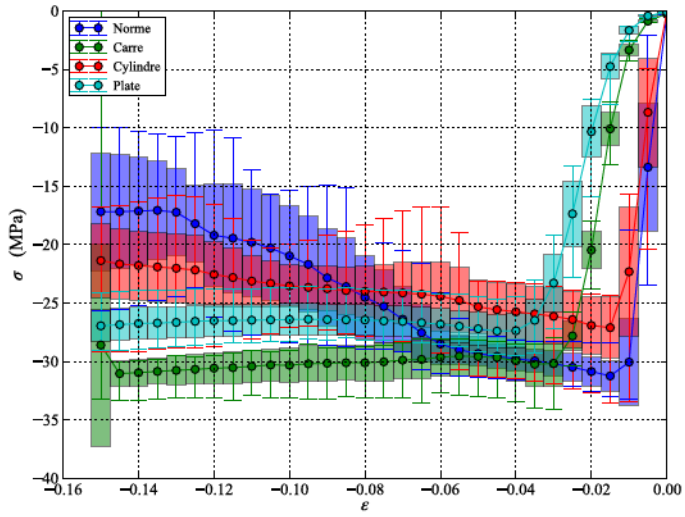


Figure 2.31 – Évolution des courbes contrainte-déformation dans la direction longitudinale en fonction de la géométrie des éprouvettes présentées au tableau 2.6 ($\dot{\varepsilon} = 10^{-3}$ s^{-1}, 15 répétitions). Représentation de la moyenne, du minimum, du maximum et de l'écart type.

Les Figures 2.32 et 2.33 montrent l'effet de la géométrie des éprouvettes sur les grandeurs d'intérêt (limite élastique et sa déformation associée, résistance à la compression et sa déformation associée, contrainte plateau, raideur de la partie initiale, raideur du plateau et énergie spécifique absorbée).

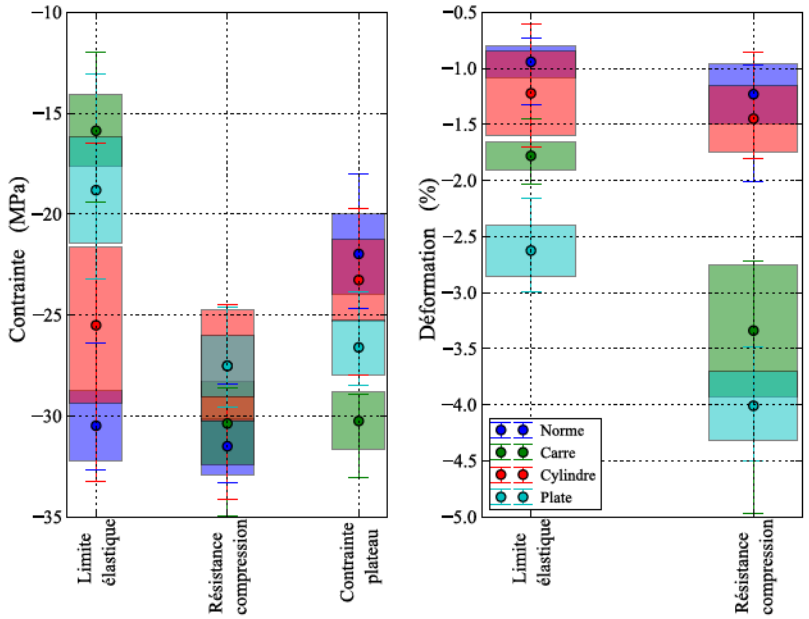


Figure 2.32 – Contraintes et déformations remarquables des éprouvettes présentées au tableau 2.6 (15 répétitions).

Afin de regarder la significativité de l'évolution de la géométrie des éprouvettes sur les grandeurs d'intérêt, une analyse de la variance a été effectuée avec le modèle visible à l'équation 2.20.

Les paramètres de ce modèle sont :

- M la moyenne générale,
- $\mathbf{E_A}$ la matrice des effets du facteur A : hauteur de l'éprouvette,
- $\mathbf{E_B}$ la matrice des effets du facteur B : section de l'éprouvette,
- $\mathbf{I_{AB}}$ la matrice des effets de l'interaction entre les facteurs A et B,
- $[A]$ la matrice de poids du facteur A,
- $[B]$ la matrice de poids du facteur B.

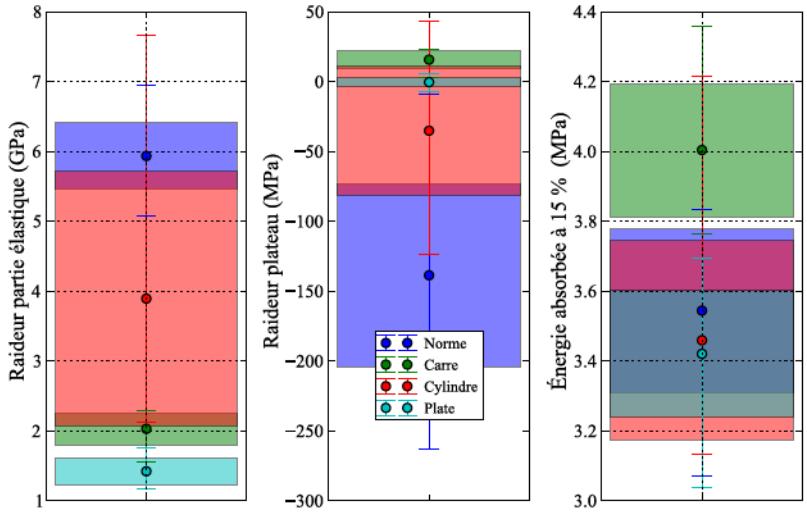


FIGURE 2.33 – Raideur de la partie élastique, du plateau ainsi que l'énergie absorbée pour différentes géométries d'éprouvettes (Tab 2.6, 15 répétitions).

$$\tilde{Y}(A,B) = M + \mathbf{E_A}.\left[A\right] + \mathbf{E_B}.\left[B\right] + \left[B\right]^T.\mathbf{I_{AB}}.\left[A\right] \tag{2.20}$$

Les niveaux associés au facteur A, la hauteur de l'éprouvette, sont 10 et 60 mm. Ceux du facteur B, la section de l'éprouvette, sont 400 et 1000 mm^2. La moyenne générale, les matrices d'effets et d'interactions pour la raideur initiale, exprimée en GPa, sont présentées aux équations 2.21 à 2.24.

$$M = 3,41 \tag{2.21}$$

$$\mathbf{E_A} = \begin{bmatrix} -1,68 & 1,68 \end{bmatrix} \tag{2.22}$$

$$\mathbf{E_B} = \begin{bmatrix} 0,75 & 0,75 \end{bmatrix} \tag{2.23}$$

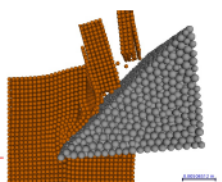
$$\mathbf{I_{AB}} = \begin{bmatrix} -0,45 & 0,45 \\ 0,04 & -0,45 \end{bmatrix} \tag{2.24}$$

L'ensemble des résultats pour la moyenne générale, les matrices d'effets et d'interactions pour toutes les grandeurs d'intérêt sont rassemblées dans le Tableau 2.7.

On remarque que la raideur initiale, la déformation associée à limite élastique, l'énergie spécifique absorbée, et la contrainte plateau sont dépendantes à 5 % de la hauteur de l'éprouvette, de sa section mais aussi de l'interaction entre ces deux paramètres. La limite élastique et la déformation liée à la résistance à la compression sont significativement dépendantes à 5 % de la hauteur de l'éprouvette et de sa section. Bien que l'influence de la section ne soit pas significative à 5 % sur la raideur du plateau, la hauteur de l'éprouvette et l'interaction entre hauteur et section le sont. Enfin, seule la section de l'éprouvette a un effet significatif à 5 % sur la résistance à la compression.

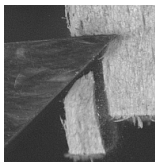
L'augmentation de la hauteur de l'éprouvette augmente la raideur initiale et la limite élastique. Elle diminue les autres grandeurs tout en n'ayant pas d'influence sur la résistance à la compression. L'augmentation de la section de l'éprouvette augmente la déformation liée à la résistance à la compression et diminue les autres grandeurs tout en n'ayant pas d'influence sur la raideur du plateau.

Les variations sur la raideur initiale, la limite élastique et la résistance à la compression avec leur déformations associées peuvent s'expliquer de plusieurs manières. Les défauts géométriques liés à la fabrication des éprouvettes sont du même ordre de grandeur quel que soit leur hauteur. Ce qui signifie que le même défaut de parallélisme des faces impactera l'essai sur une déformation



	Raideur initiale (GPa)	Limite élastique (MPa)	Déformation limite élastique	Résistance compression (MPa)	Déformation résistance compression	Énergie spécifique absorbée (MPa)	Contrainte plateau (MPa)	Raideur plateau (MPa)
Moyenne générale	$3,41$	$-20,49$	$-1,57$	$-28,94$	$-2,45$	$3,63$	$-25,89$	$-30,07$
Effet des facteurs								
Hauteur (mm)								
10	$-1,68$	$3,15$	$-0,62$	$0,003$	$-1,21$	$0,08$	$-2,53$	$37,75$
60	$1,68$	$-3,15$	$0,62$	$-0,003$	$1,21$	$-0,08$	$2,53$	$-37,75$
Section (mm^2)								
400	$0,75$	$1,66$	$0,34$	$-1,42$	$0,27$	$0,19$	$-0,96$	$-12,34$
1000	$-0,75$	$-1,66$	$-0,34$	$1,42$	$-0,27$	$-0,19$	$0,96$	$12,34$
Effet de l'interaction [Hauteur, Section]								
[10, 400]	$-0,45$	$-0,19$	$0,07$	$0,004$	$0,06$	$0,10$	$-0,86$	$20,37$
[10, 1000]	$0,45$	$0,19$	$-0,07$	$-0,004$	$-0,06$	$-0,10$	$0,86$	$-20,37$
[60, 400]	$0,45$	$0,19$	$-0,07$	$-0,004$	$-0,06$	$-0,10$	$0,86$	$-20,37$
[60, 1000]	$-0,45$	$-0,19$	$0,07$	$0,004$	$0,06$	$0,10$	$-0,86$	$20,37$
Significativité à 5% des facteurs et de l'interaction								
Hauteur	Oui	Oui	Oui	Non	Oui	Oui	Oui	Oui
Section	Oui	Oui	Oui	Oui	Oui	Oui	Oui	Non
Interaction	Oui	Non	Oui	Non	Non	Oui	Oui	Oui
Significativité à 1% des facteurs et de l'interaction								
Hauteur	Oui	Oui	Oui	Non	Oui	Non	Oui	Oui
Section	Oui	Oui	Oui	Oui	Oui	Oui	Oui	Non
Interaction	Oui	Non	Non	Non	Non	Non	Non	Oui

Tableau 2.7 – Résultats de l'analyse de la variance de l'effet de la géométrie des éprouvettes sur les grandeurs d'intérêt en compression (15 répétitions).



d'autant plus large que l'éprouvette est fine. De plus les effets liés aux frottements entre les éprouvettes et les plateaux sont difficilement quantifiables.

En ce qui concerne le comportement du plateau, pour les éprouvettes les plus hautes, des bandes de cisaillement apparaissent après la phase de compression *pure*. Pour les éprouvettes les plus fines, on observe davantage du flambement des éprouvettes avec une déformation en tonneau de celles-ci. Ces différents modes de ruine peuvent expliquer les différences de comportement.

Nous n'avons pas pu étudier l'influence du taux de déformation sur l'évolution des résultats du modèle de l'analyse de la variance.

Concernant la mesure de la raideur initiale, la rigidité de la machine a été prise en compte. Le détail de la procédure est visible à la section 2.4.5.3.

2.4.5.3 Prise en compte de la raideur de la machine

Lors des essais préliminaires, la large variation de la raideur suivant la géométrie des éprouvettes et son faible niveau comparé au module d'Young longitudinal de la littérature obtenu par essais de flexion ($E \simeq 9,5$ GPa [Kretschmann 10]) nécessite la prise en compte de la déformation élastique de la machine de compression lors de l'exploitation des essais.

L'équation 2.25 établi le lien entre la raideur K, la section S, la longueur L des éprouvettes et le module d'Young E du matériau. Pour les différentes éprouvettes définies au Tableau 2.6, les raideurs sont calculées et rassemblées au Tableau 2.8.

$$K = \frac{E \times S}{L} \tag{2.25}$$

Type	Norme	Carrée	Cylindre	Plate	Machine
Forme section	Carré	Carré	Cylindre	Cylindre	
E (GPa)	$9,5$	$9,5$	$9,5$	$9,5$	
K (kN/mm)	60	380	160	950	216

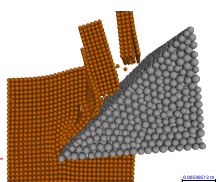
TABLEAU 2.8 – Comparatif des raideurs suivant les types d'éprouvettes utilisées.

Pour comparer celles-ci à la raideur de la machine, nous avons réalisé un essai de compression sans éprouvette, c'est à dire plateau contre plateau. La Figure 2.34 donne l'effort mesuré en fonction du déplacement du vérin pour cet essai.

Nous observons que la pente de la courbe de 216 kN/mm, réalisée par interpolation linéaire, correspond à la raideur de la machine de compression. Le changement de vitesse de déplacement du vérin sur 4 décades a permis de montrer que cette raideur est constante, la machine de présentant pas d'effet visqueux à cette échelle.

Ainsi en comparant cette raideur à la raideur des éprouvettes dans le Tableau 2.8 nous remarquons que les éprouvettes normalisées et les grandes éprouvettes cylindriques sont moins raides que la machine de compression, les éprouvettes plates et carrées sont entre 2 et 4 fois plus raides que la machine. Durant l'essai, la machine se déforme donc davantage que l'éprouvette. Cela explique donc la différence de raideur mesurée.

Le déplacement du vérin n'est donc pas identique à l'écrasement de l'éprouvette. La raideur de la machine doit être prise en compte pour corriger cela.



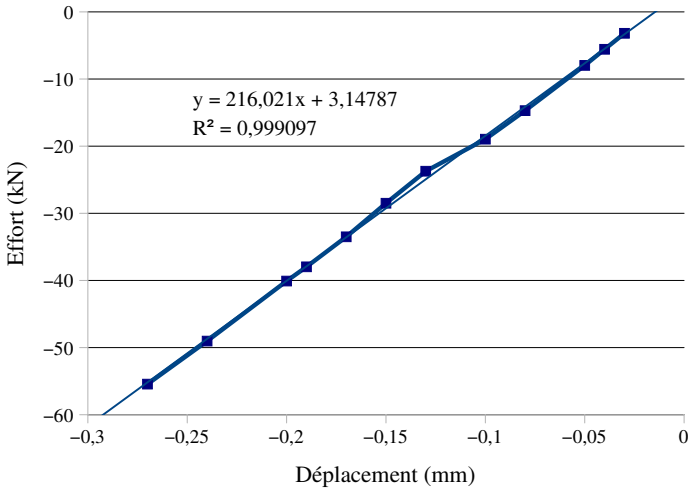


Figure 2.34 – Graphique effort déplacement d'un essai de compression des plateaux de la machine de compression pour déterminer la raideur de celle-ci.

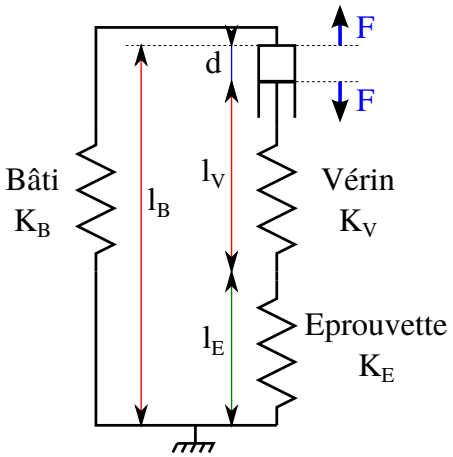


Figure 2.35 – Modélisation des raideurs de la machine de compression.

Correction de la longueur de l'éprouvette

Pour corriger la longueur de l'éprouvette, nous avons modélisé la machine de compression ainsi que l'éprouvette à l'aide de ressorts de différentes raideurs et longueurs (Fig 2.35). Les paramètres suivants ont été utilisées : K_E et L_E pour l'éprouvette, K_V et L_V pour le vérin, K_B et L_B pour le bâti. Nous avons de plus défini un effort F appliqué par l'huile sur le vérin et un déplacement d de celui-ci. Nous obtenons ainsi un système en boucle fermée. Les différentes longueurs sont reliées par l'équation 2.26 lorsque aucun effort n'est appliqué et l'équation 2.27 en cours de compression.

$$l_{B_0} = l_{V_0} + l_{E_0} \tag{2.26}$$

$$l_B = l_V + l_E + d \tag{2.27}$$

Durant l'essai de compression, la conception de la machine fait que l'éprouvette est comprimée, le vérin aussi car l'huile le comprime. Par contre le bâti dans son ensemble est en traction (Eq 2.28).

$$\begin{aligned} l_B - l_{B_0} &= \frac{F}{K_B} \quad \text{traction} \\ l_V - l_{V_0} &= \frac{F}{K_V} \quad \text{compression} \\ l_E - l_{E_0} &= \frac{F}{K_E} \quad \text{compression} \end{aligned} \tag{2.28}$$

Nous pouvons déterminer la longueur réelle de l'éprouvette en fonction du déplacement du vérin et de la raideur de la machine (Eq 2.29).

$$l_E = l_{E_0} - d + \frac{F}{K_{machine}} \quad \text{avec} \quad \frac{1}{K_{machine}} = \frac{1}{K_B} + \frac{1}{K_V} \tag{2.29}$$

Cette correction a permis une augmentation significative de la raideur mesurée pour les éprouvettes les plus longues. En comparaison elle a eu peu d'effet sur les éprouvettes fines. Dans ce cas, les défauts géométriques de l'éprouvette restent prépondérants.

L'utilisation d'un extensomètre n'aurait donc pas suffi pour mesurer le module d'Young des éprouvettes les plus fines en compression. Il aurait fallu réduire encore le défaut de parallélisme des faces par l'utilisation d'un microtome par exemple. L'effet du rotulage ou non des plateaux de compression est montré à la section suivante.

2.4.5.4 Comparaison de la raideur mesurée et du module d'Young

Les raideurs mesurées pour du hêtre frais dans la direction longitudinale étant éloignées du module d'Young longitudinal observé dans la littérature [Kretschmann 10], nous avons comparé celles-ci aux modules d'Young que l'on peut obtenir par divers essais mécaniques.

Les essais employés sont :

— Essais de traction longitudinale sur éprouvettes normalisés [NF B51-017 88] de hêtre frais.
— Essais vibratoire (Essai *Bing*) en compression et en flexion longitudinale et radiale sur éprouvettes dédiées [Brancheriau 02].
— Essais de compression longitudinale et radiale sur différentes éprouvettes sur deux machines différentes. La machine de compression hydraulique du PIMM (MTS) déjà présentée et la machine de compression à vis du LaBoMaP (Zwick) équipée d'un plateau rotulé.

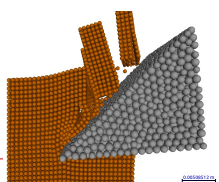
Les géométries des éprouvettes utilisées pour les essais de compression et vibratoire sont rassemblées au Tableau 2.9. Toutes les éprouvettes proviennent de la même planche d'une grume de hêtre fraîchement abattue. La planche et les éprouvettes ont été enveloppées de film plastique et conservées au réfrigérateur avant essai. Le taux d'humidité des éprouvettes est d'environ 60 %. Au moins 10 répétitions ont été effectuées pour chaque essai.

Type	Norme	Cylindre	Plate	Longue	NormeR
Forme section	Carré	Cylindre	Cylindre	Carré	Rectangle
Section (mm^2)	400	1000	1000	400	1200
Hauteur (mm)	60	60	10	200	20

TABLEAU 2.9 – Géométrie des éprouvettes pour les essais sur le module d'Young.

Les résultats des essais sont visibles aux Figures 2.36 et 2.37 ainsi qu'au Tableau 2.10.

Les essais vibratoires peuvent être considérés comme des résultats de référence pour la mesure du module d'Young [Brancheriau 02] si l'éprouvette est suffisamment élancée (ici 10). Le module d'Young est calculé à partir des modes propres vibratoires de l'éprouvette, ainsi que de ses dimensions et de sa masse. [Gonçalves 14] a aussi utilisé ce type d'essai pour déterminer les constantes élastiques du matériau. Il faut cependant faire attention à la liaison élastique entre l'éprouvette et le bâti pour les essais vibratoires, particulièrement pour les essais de flexion. Des élastiques trop raides ont tendance à augmenter la raideur en flexion par rapport à la compression. Ici l'effet inverse se produit, mais des élastiques trop souples ne tendent pas à faire diminuer la raideur en flexion par rapport à la compression vu que l'on suppose que les deux extrémités de la poutre sont libres. Ce point mériterait donc d'être approfondi. Comme ces essais ne sont pas destructifs, les mêmes éprouvettes ont été utilisées pour les essais vibratoires de flexion et de compression. Elles ont aussi servi aux essais de compression et de traction mécanique.



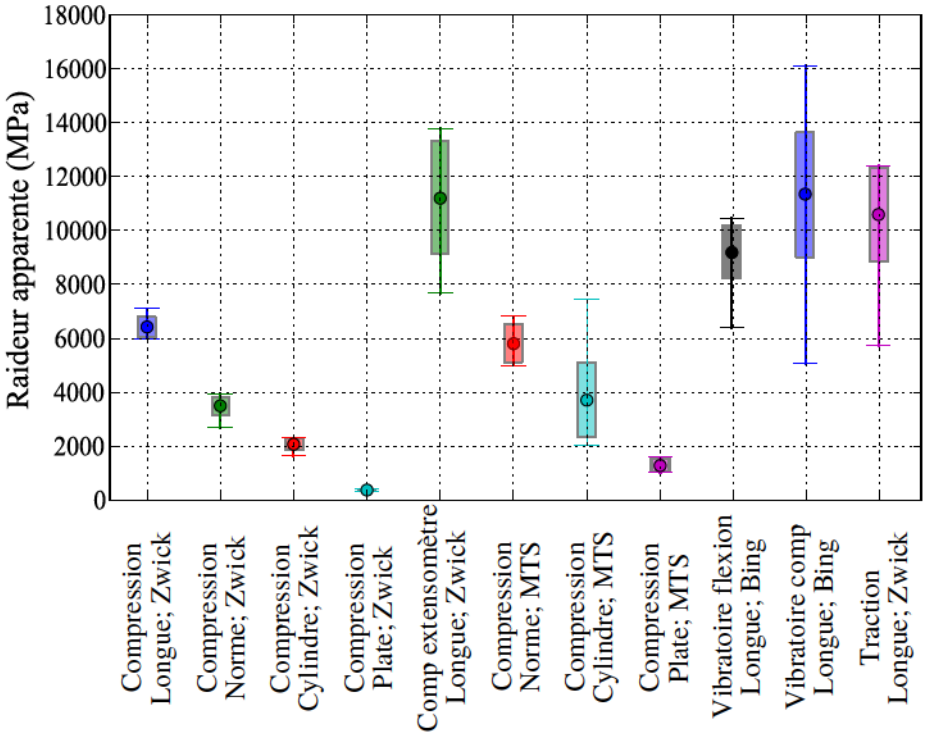


Figure 2.36 – Raideurs apparentes dans la direction longitudinale mesurées pour différentes géométries d'éprouvettes et divers dispositifs expérimentaux (Hêtre, $H \simeq 60$ %, 10 répétitions) (Grandeurs montrées : moyenne, écart-type, min et max).

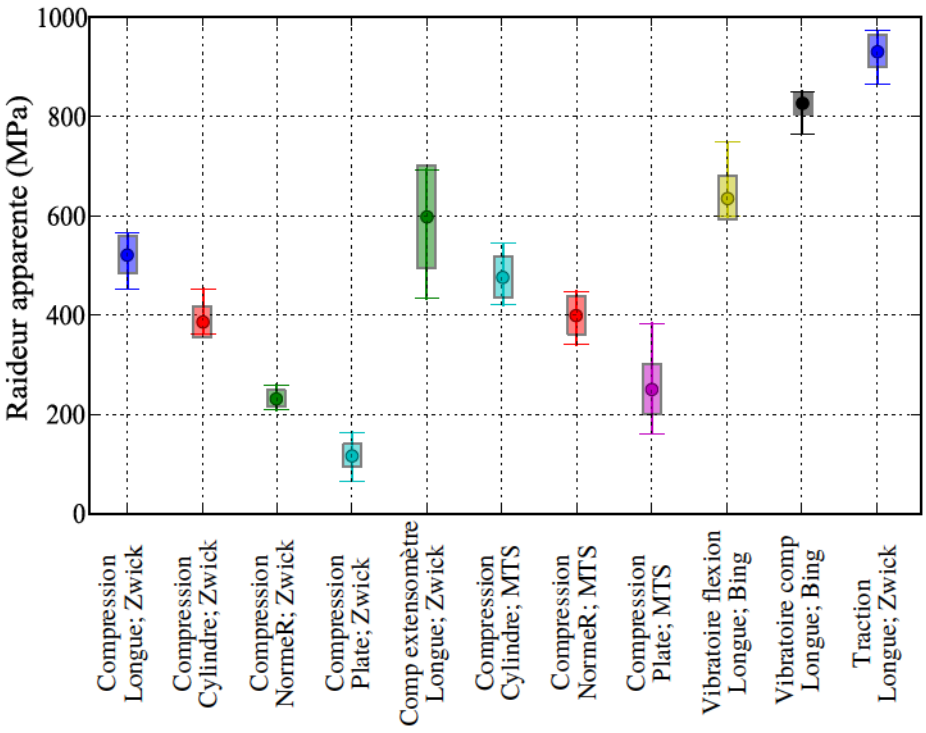
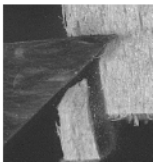


Figure 2.37 – Raideurs apparentes dans la direction radiale mesurées pour différentes géométries d'éprouvettes et divers dispositifs expérimentaux (Hêtre, $H \simeq 60$ %, 10 répétitions) (Grandeurs montrées : moyenne, écart-type, min et max).

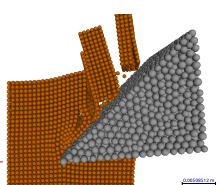


Direction	Essai	Machine	Éprouvette	Raideur mesurée (MPa)			
				Moyenne	Min	Max	Ecart-type
L	Compression	Zwick	Longue	6422	5979	7107	371
L	Compression	Zwick	Norme	3495	2690	3953	336
L	Compression	Zwick	Cylindre	2070	1648	2312	215
L	Compression	Zwick	Plate	369	323	418	33
L	Comp extenso	Zwick	Longue	11199	7670	13787	2098
L	Compression	MTS	Norme	5936	5083	6945	481
L	Compression	MTS	Cylindre	3895	2131	7662	1825
L	Compression	MTS	Plate	1423	1168	1759	190
L	Acoustique comp	Bing	Longue	11351	5066	16124	2316
L	Acoustique flex	Bing	Longue	9185	6386	10469	974
L	Traction	Zwick	Norme	10593	5732	12419	1756
R	Compression	Zwick	Longue	521	453	565	38
R	Compression	Zwick	Cylindre	386	363	453	31
R	Compression	Zwick	NormeR	231	209	259	17
R	Compression	Zwick	Plate	116	66	163	23
R	Comp extenso	Zwick	Longue	598	434	693	104
R	Compression	MTS	Cylindre	476	421	545	41
R	Compression	MTS	NormeR	399	341	448	38
R	Compression	MTS	Plate	250	161	383	50
R	Acoustique comp	Bing	Longue	827	766	851	23
R	Acoustique flex	Bing	Longue	635	599	749	43
R	Traction	Zwick	Longue	931	866	973	32

Tableau 2.10 – Raideurs mesurées à l'aide de différents dispositifs sur différentes géométries d'éprouvettes (Hêtre, $H \simeq 60$ %, 10 répétitions).

Pour les essais de compression, la raideur de la machine a été prise en compte. Comme pour les résultats de Xavier [Xavier 12], on constate que la géométrie de l'éprouvette influe sur la raideur mesurée. Plus la hauteur de l'éprouvette est faible, plus la raideur mesurée l'est aussi. De plus à faible hauteur d'éprouvette, la raideur diminue avec l'augmentation de la section. À géométrie identique, les éprouvettes comprimées sur la machine de compression hydraulique MTS avec un système d'alignement montrent des raideurs plus élevées que celles comprimées avec la machine de compression à vis Zwick avec un plateau rotulé. La raideur des deux machines ayant été prise en compte à chaque fois et les éprouvettes étant identiques. Le montage avec plateau rotulé sous-estime davantage le module d'Young que celui avec un dispositif d'alignement, une explication serait à chercher dans la nature des contacts au niveau du plateau rotulé lorsque celui-ci est incliné suite au défaut de parallélisme de l'éprouvette. L'utilisation de l'extensomètre pour les essais de compression sur les éprouvettes les plus longues, permet une bonne estimation du module d'Young dans les directions longitudinales et radiales.

Les essais de traction sur éprouvette normalisée dans la direction longitudinale donne une bonne estimation du module d'Young. Par contre dans la direction radiale, ni l'essai de traction,



ni l'utilisation d'extensomètre, ni les essais acoustiques n'arrivent à converger sur une valeur du module d'Young.

En conclusion, les campagnes d'essais présentées aux Sections 2.5 et 2.6 ne permettent pas d'obtenir le module d'Young du bois à différentes humidités et différents taux de déformation. Cependant l'évolution de la raideur initiale sera étudiée. Et l'on peut supposer que l'évolution relative de cette raideur sera représentative de l'évolution du module d'Young.

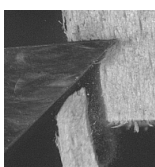
2.4.6 Conclusion sur les résultats préliminaires

Nous avons vu dans un premier temps comment les grandeurs du modèle d'Adalian [Adalian 02] sont calculées (Fig 2.11). Puis nous avons vu que pour des problèmes de constance du taux de déformation, d'équilibre dynamique et de défauts géométriques de l'éprouvette, un grand nombre de grandeurs du modèle ne doivent pas être utilisées de manière quantitative. Ceci concerne : la raideur initiale, la limite élastique et sa déformation associée ainsi que la résistance à la compression et sa déformation associée. Les grandeurs pouvant être considérées de manière quantitative sont : la contrainte plateau et sa raideur associée ainsi que l'énergie spécifique absorbée.

Ensuite nous avons aussi observé que l'ensemble des grandeurs mesurées pour le modèle d'Adalian étaient significativement dépendantes de la géométrie des éprouvettes utilisées. La longueur et la section des éprouvettes n'ayant pas le même effet sur chacune des grandeurs.

Enfin lorsque nous avons voulu comparer la raideur initiale mesurée du module d'Young du bois, nous avons observé une forte disparité des résultats selon la géométrie de l'éprouvette utilisée ainsi que le moyen de mesure.

Les deux sections suivantes présentent les réponses du bois suivant le taux de déformation, le niveau d'humidité et l'état de l'eau. Toutes les grandeurs du modèle d'Adalian y sont présentées même si toutes ne doivent pas être considérées de manière quantitative.



2.5 Effets du taux de déformation et de l'humidité

2.5.1 Direction longitudinale

2.5.1.1 Résultats globaux

La Figure 2.38 rassemble les courbes contraintes ingénieur moyenne sur l'échantillon (noté σ) en fonction de la déformation moyenne sur l'échantillon ε pour les essais de compression sur du hêtre dans la direction longitudinale à différents taux d'humidité et de déformation. Les essais ont été répétés 30 fois.

Le taux de déformation de 550 s^{-1} correspond aux essais sur barres d'Hopkinson effectués avec la pression la plus élevée (4 bars). Les essais réalisés avec des pressions plus faibles n'ont pas été représentés, car le taux de déformation moyen associé est proche de celui à 4 bars, mais surtout le niveau de déformation maximal atteint lors de ces essais est relativement faible. Le niveau de déformation maximal étant lié à la vitesse d'impact donc à la pression de remplissage (voir équation D.12 à l'Annexe D).

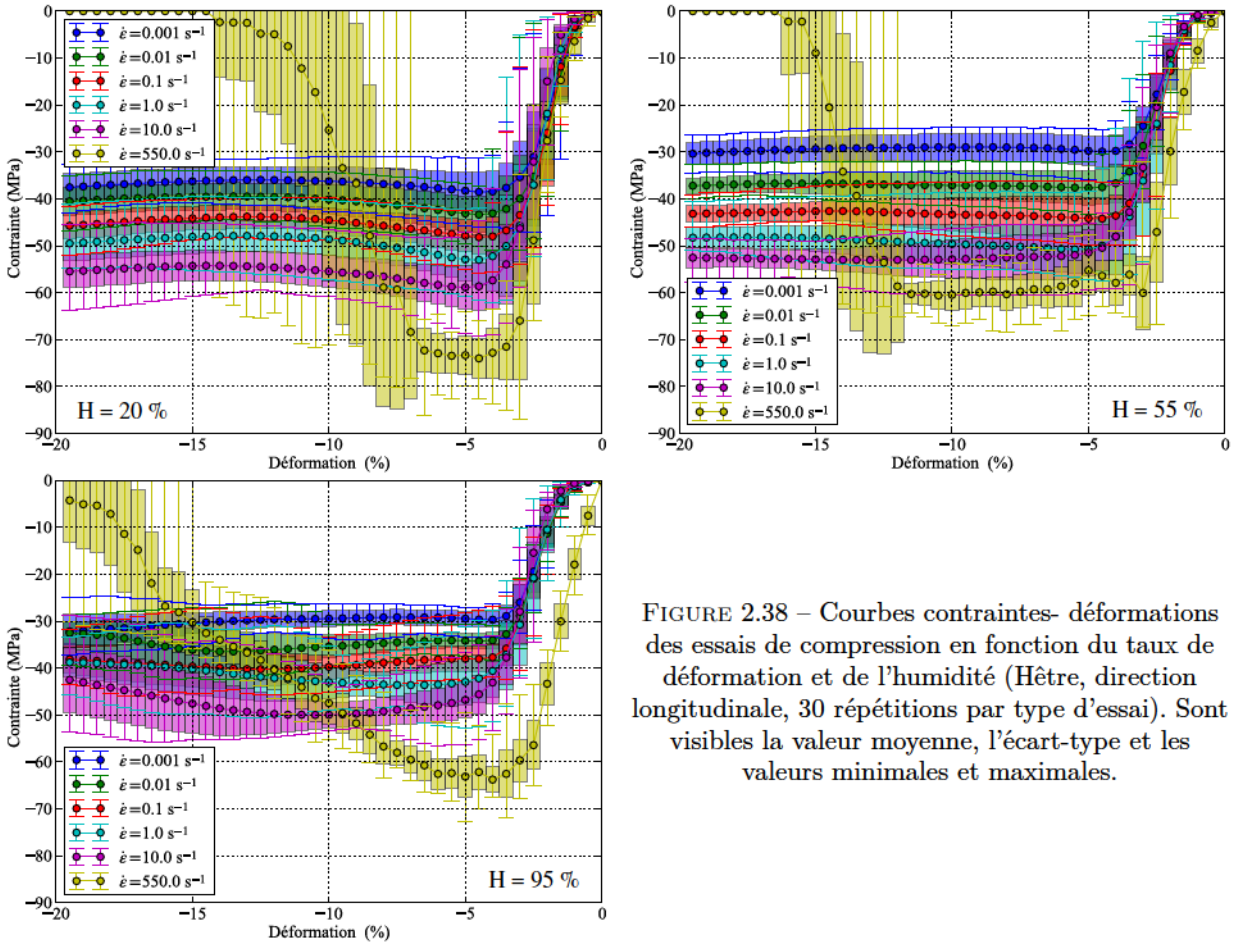
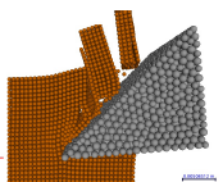


FIGURE 2.38 – Courbes contraintes- déformations des essais de compression en fonction du taux de déformation et de l'humidité (Hêtre, direction longitudinale, 30 répétitions par type d'essai). Sont visibles la valeur moyenne, l'écart-type et les valeurs minimales et maximales.

Analyse

On remarque immédiatement que la réponse mécanique du bois en compression, quel que soit le niveau d'humidité, dépend principalement de la vitesse de sollicitation. En effet plus le taux



de déformation appliqué est élevé, plus la contrainte dans le bois est forte. Le bois a donc un comportement visqueux bien prononcé même en dessous du point de saturation des fibres (PSF).

Les graphiques étant à la même échelle, on observe aussi que lorsque le taux d'humidité augmente, le niveau de contrainte dans l'échantillon diminue à taux de déformation constant. Et ceci semble être le cas aussi au-dessus du PSF. La Figure 2.39 représente la contrainte ingénieur moyenne sur une section de l'éprouvette à 5 % de déformation ingénieur moyenne en fonction du taux de déformation et du taux d'humidité. On remarque que pour des faibles taux de déformations (10^{-3} s^{-1}), comme couramment observé dans la littérature, il n'y a pas de différences de comportement au dessus du PSF. Par contre on observe bien cette diminution de la contrainte moyenne entre $\dot{\varepsilon} = 10^{-1}$ et 10 s^{-1}. Ce comportement a d'ailleurs tendance à s'inverser à $\dot{\varepsilon} = 550$ s^{-1}. À ce taux de déformation et pour un taux d'humidité $H = 95$ %, on remarque que le comportement initial du bois en compression est complètement différent de ceux observés pour d'autres taux de déformations et d'humidité. Il est possible que dans ces conditions spécifiques, la présence de grande quantité d'eau dans les lumens accroisse la résistance du bois à la compression.

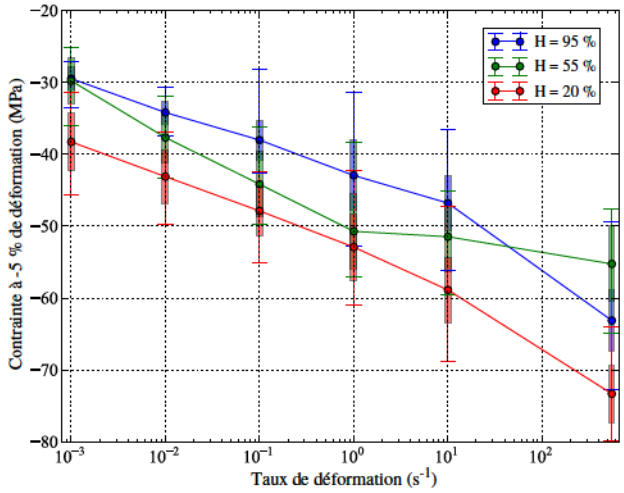


Figure 2.39 – Contrainte ingénieur moyenne à 5 % de déformation ingénieur moyenne en fonction du taux de déformation (Moyenne, écart-type, min et max).

2.5.1.2 Analyse des grandeurs d'intérêt

Les Figures 2.40 et 2.41 montrent l'évolution de grandeurs que nous appelerons grandeurs d'intérêt en fonction du taux d'humidité et du taux de déformation. Il s'agit de la raideur initiale, de la limite élastique et sa déformation associée, de la résistance à la compression et sa déformation associée, de l'énergie spécifique absorbée, de la contrainte plateau et enfin de la raideur plateau. Ces grandeurs sont représentatives pour utiliser le modèle de comportement d'Adalian [Adalian 02] (Fig 2.11). Les méthodes de calculs pour les déterminer sont explicitées à la Section 2.4. Ces grandeurs d'intérêt seront aussi utilisées pour l'étude de la compression du bois dans la direction radiale (Sec 2.5.2) et pour les différents états de l'eau dans le bois (Sec 2.6.)

Afin de regarder la significativité de l'évolution du taux de déformation et d'humidité sur les grandeurs d'intérêt, une analyse de la variance a été effectuée avec le modèle visible dans l'équation 2.30. Les paramètres de ce modèle sont :

— M la moyenne générale,
— $\mathbf{E_A}$ la matrice des effets du facteur A : taux de déformation,
— $\mathbf{E_B}$ la matrice des effets du facteur B : taux d'humidité,
— $\mathbf{I_{AB}}$ la matrice des effets de l'interaction entre les facteurs A et B,

— $[A]$ la matrice de poids du facteur A,
— $[B]$ la matrice de poids du facteur B.

$$\tilde{Y}(A,B) = M + \mathbf{E_A}.\left[A\right] + \mathbf{E_B}.\left[B\right] + \left[B\right]^T.\mathbf{I_{AB}}.\left[A\right] \tag{2.30}$$

Les niveaux associés au facteur A, le taux de déformation, sont 10^{-3}, 10^{-2}, 10^{-1}, 1, 10 et 550 s^{-1}. Ceux du facteur B, le taux d'humidité, sont 20, 55 et 95 %. La moyenne générale, les matrices d'effets et d'interactions pour la raideur initiale, exprimée en GPa, sont présentées aux équations 2.31 à 2.34.

$$M = 2,89 \tag{2.31}$$

$$\mathbf{E_A} = \begin{bmatrix} -0,79 & -0,45 & -0,11 & 0,20 & 0,39 & 0,72 \end{bmatrix} \tag{2.32}$$

$$\mathbf{E_B} = \begin{bmatrix} 0,93 & -0,28 & -0,65 \end{bmatrix} \tag{2.33}$$

$$\mathbf{I_{AB}} = \begin{bmatrix} -0,07 & -0,18 & -0,18 & -0,13 & -0,06 & 0,62 \\ -0,21 & -0,04 & 0,08 & 0,19 & -0,10 & 0,09 \\ 0,29 & 0,22 & 0,10 & -0,06 & 0,16 & -0,71 \end{bmatrix} \tag{2.34}$$

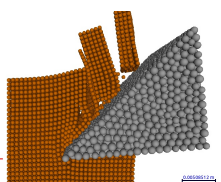
L'ensemble des résultats pour la moyenne générale, les matrices d'effets et d'interactions pour toutes les grandeurs d'intérêt sont rassemblées dans le Tableau 2.13. Pour chacune des grandeurs d'intérêt, le taux de déformation, le taux d'humidité ainsi que leur interaction ont un effet jugé significatif à partir de 1 %.

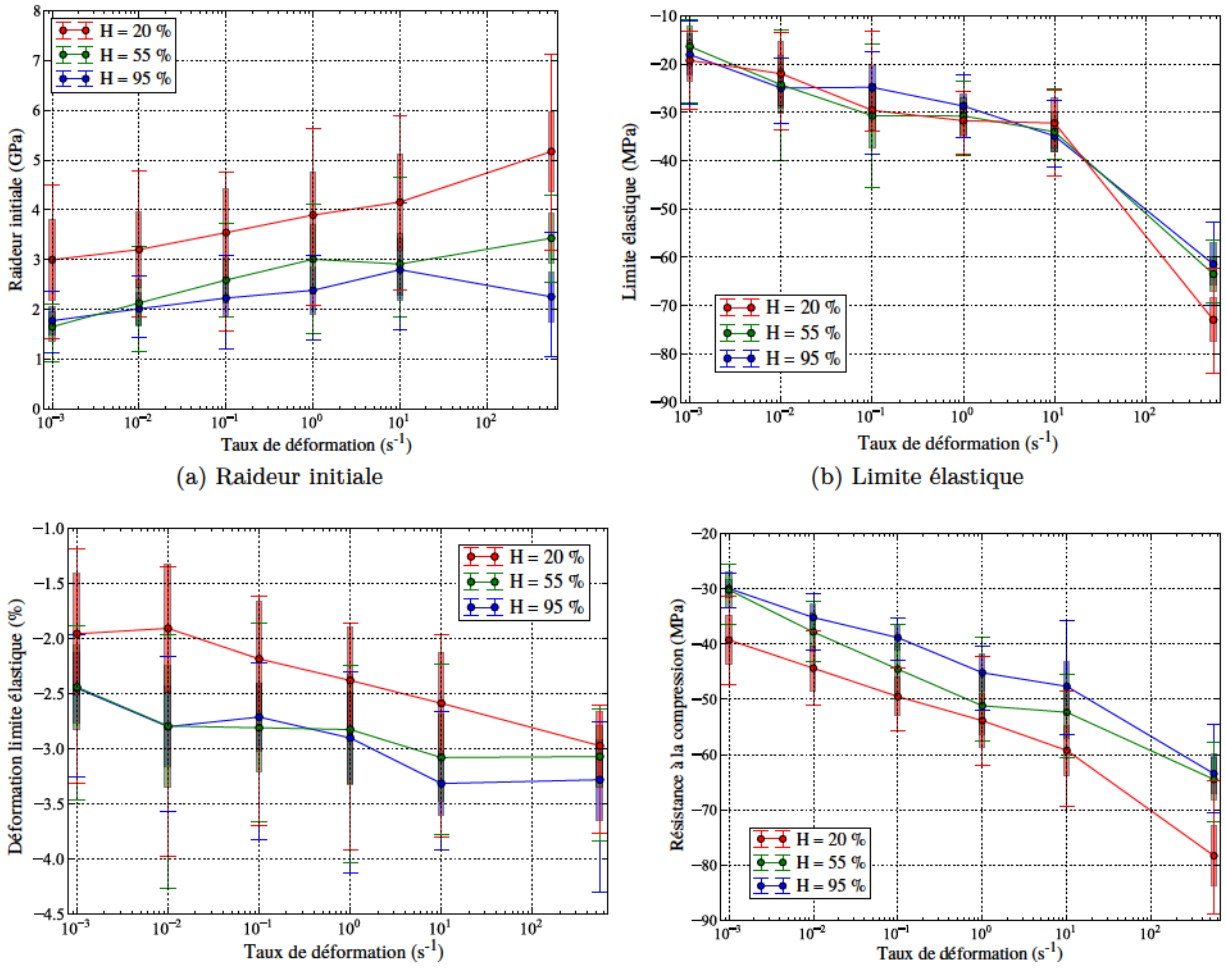
Analyse

Sur la Figure 2.40a et avec le Tableau 2.13, on remarque que la raideur initiale augmente linéairement en échelle log avec le taux de déformation. Par contre, contrairement à ce qui a été observé dans la littérature par [Chakravarty 10] et [Widehammar 04], la présence d'eau dans les lumens n'augmente pas la raideur du bois au delà du PSF. Au contraire plus le bois est saturé, plus sa raideur diminue. C'est ce qui a été observé par [Pierre 11] dans la direction radiale.

La limite élastique (Fig 2.40b) quant à elle augmente aussi avec le taux de déformation avec un brusque saut pour les essais dynamiques. D'après l'analyse de la variance (Tab 2.13), celle-ci diminue avec le taux d'humidité. Les déformations associées à la limite élastique (Fig 2.40c) augmentent avec le taux d'humidité et avec le taux de déformation. Ceci est cohérent avec l'évolution des raideurs initiales.

Concernant la résistance à la compression (Fig 2.40d), on remarque que celle-ci augmente quasiment linéairement, en échelle logarithmique, avec le taux de déformation et qu'elle diminue avec le taux d'humidité. La déformation liée à la résistance à la compression (Fig 2.41a) augmente avec le taux de déformation sur la machine de compression avant de subir une brusque chute sur les barres d'Hopkinson. La géométrie des éprouvettes et les défauts d'alignement des deux dispositifs étant du même ordre de grandeur, cette brusque chute peut être provoquée par une différence de rugosité des plateaux et des barres. Mais aussi par la présence de fluide (air et eau) dans les lumens qui ne parvient pas à s'échapper aux interfaces, causant des dommages à l'intérieur du matériau. Nous n'avons pas trouvé d'études antérieures étudiant l'effet du taux de déformation sur ce paramètre. Enfin comme pour la limite élastique, la déformation liée à la résistance à la compression augmente avec l'augmentation de l'humidité.





(a) Raideur initiale

(b) Limite élastique

(c) Déformation limite élastique

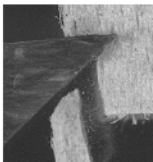
(d) Résistance à la compression

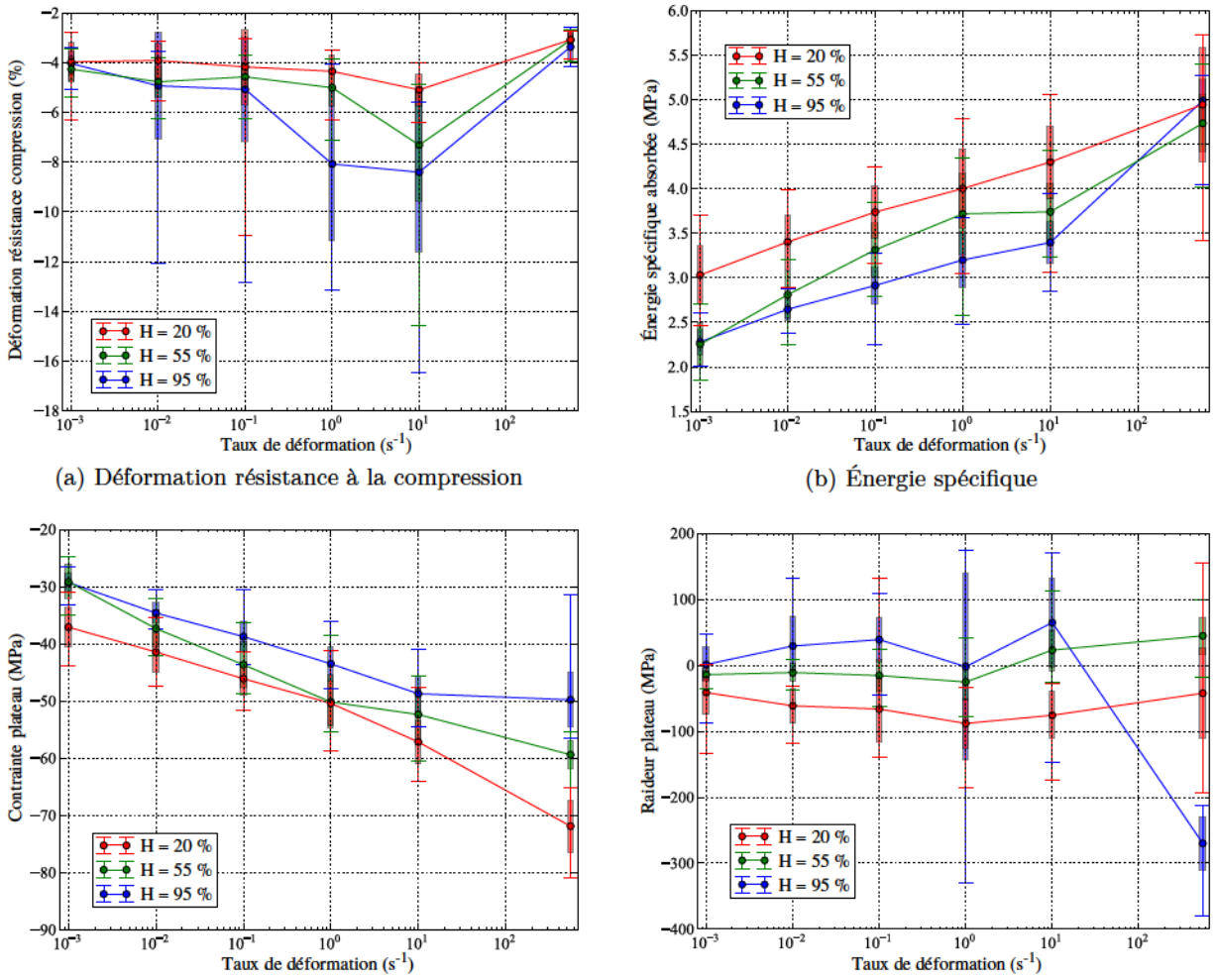
Figure 2.40 – Grandeurs remarquables en fonction du taux de déformation et de l'humidité (Hêtre, direction longitudinale).

L'énergie spécifique absorbée (Fig 2.41b) augmente linéairement en échelle logarithmique avec le taux de déformation et diminue avec le taux d'humidité. On remarque, que pour de très faibles vitesses de déformation (10^{-3} s^{-1}), l'énergie spécifique absorbée est constante au dessus du PSF. Pour les essais sur barres d'Hopkinson à l'état sec (Fig 2.38), on remarque que les contraintes diminuent fortement à partir de 7 % de déformation. Cette chute est liée à la l'énergie disponible dans les barres pour des échantillons de cette géométrie et de ces propriétés mécaniques, ce qui ne permet pas d'atteindre des déformations très élevées (Fig 2.28). Ainsi l'énergie spécifique absorbée est sous-estimée pour le bois sec dans la direction longitudinale. Pour le bois à $H = 95$ % sur les barres d'Hopkinson, la différence de comportement en début d'essais, avec une forte pente dès le premier pourcent de déformation, explique l'augmentation de l'énergie spécifique.

La contrainte plateau (Fig 2.41c) augmente elle aussi avec le taux de déformation de manière linéaire en échelle logarithmique. On peut donc l'exprimer sous forme de loi puissance comme proposé par [Tagarielli 08] :

$$\sigma = \alpha.\dot{\varepsilon}^{\beta} \tag{2.35}$$





(a) Déformation résistance à la compression

(b) Énergie spécifique

(c) Contrainte plateau

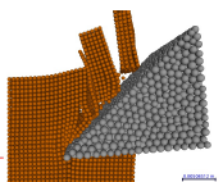
(d) Raideur plateau

FIGURE 2.41 – Grandeurs remarquables en fonction du taux de déformation et d'humidité, suite (Hêtre, direction longitudinale).

Comme pour la résistance à la compression, la contrainte plateau diminue avec le taux d'humidité.

Le plateau a une pente négative pour du bois sec. Cette pente augmente pour devenir positive avec l'augmentation du taux d'humidité. Le comportement du bois fortement saturé pour $\dot{\varepsilon} = 550$ s^{-1} au niveau du plateau est très différent du comportement des autres essais. Nous avons observé un fort endommagement du centre des éprouvettes avec des fissures en étoiles liées probablement à la compression des fluides (air et eau) bloqués dans les lumens. D'après l'analyse de la variance (Tab 2.13) le taux de déformation a aussi un effet significatif sur cette raideur mais sa variance est beaucoup plus faible que celle de l'interaction entre le taux de déformation et le taux d'humidité. La raideur du plateau est donc davantage pilotée par le taux d'humidité et l'interaction entre taux de déformation et taux d'humidité.

Toutes les grandeurs ayant un comportement globalement linéaire en échelle logarithmique, avec le taux de déformation, peuvent être mises sous forme de loi puissance (Eq 2.35). Ceci concerne les différentes contraintes mesurées, la raideur initiale, la déformation liée à la limite élastique et l'énergie spécifique absorbée (Tableaux 2.15 et 2.16).

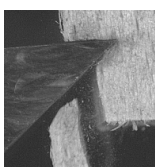


Contrainte (MPa)	Humidité (%)	α	β	R
Limite élastique	20	$33,806$	$0,092$	$0,944$
	55	$32,961$	$0,089$	$0,959$
	95	$31,915$	$0,084$	$0,964$
Résistance compression	20	$2,371$	$0,035$	$0,980$
	55	$2,864$	$0,016$	$0,889$
	95	2.951	$0,022$	$0,920$
Contrainte plateau	20	$51,641$	$0,049$	$0,998$
	55	$46,132$	$0,052$	$0,958$
	95	$41,495$	$0,041$	$0,958$

Tableau 2.11 – Paramètres de loi puissance (Eq 2.35) pour les contraintes mesurées sur du hêtre dans la direction longitudinale. R représente le coefficient de corrélation.

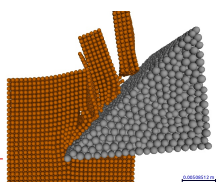
Grandeur	Humidité (%)	α	β	R
Raideur initiale (GPa)	20	$3,899$	$0,041$	$0,995$
	55	$2,661$	$0,052$	$0,936$
	95	$2,259$	$0,023$	$0,710$
Déformation limite élastique (%)	20	$2,951$	$0,022$	$0,920$
	55	$2,864$	$0,016$	$0,889$
	95	$2,371$	$0,035$	$0,980$
Énergie spécifique (MPa)	20	$3,981$	$0,036$	$0,996$
	55	$3,491$	$0,052$	$0,972$
	95	$3,289$	$0,055$	$0,977$

Tableau 2.12 – Paramètres de loi puissance (Eq 2.35) pour la raideur initiale, la déformation liée à la limite élastique et l'énergie spécifique absorbée sur du hêtre dans la direction longitudinale. R représente le coefficient de corrélation.



	Raideur initiale (GPa)	Limite élastique (MPa)	Déformation limite élastique	Résistance compression (MPa)	Déformation résistance compression	Énergie spécifique absorbée (MPa)	Contrainte plateau (MPa)	Raideur plateau (MPa)
Moyenne générale	2,89	−33,33	−2,69	−48,07	−4,87	3,52	−45,60	−28,47
Effet des facteurs								
Taux de déformation (s^{-1})								
10^{-3}	−0,76	15,46	0,41	14,94	0,77	−1,00	13,76	10,33
10^{-2}	−0,45	9,61	0,19	8,95	0,32	−0,57	7,80	14,04
10^{-1}	−0,11	4,99	0,12	3,78	0,25	−0,20	2,77	14,10
1	0,20	2,95	−0,01	−1,99	−0,95	0,12	−2,42	−10,10
10	0,39	−0,37	−0,30	−5,01	−2,08	0,29	−7,15	32,38
550	0,72	−32,62	−0,42	−20,67	1,68	1,37	−14,75	−60,76
Humidité (%)								
20	0,93	−1,28	0,36	−6,01	0,76	0,38	−5,08	−34,12
55	−0,28	0,08	−0,14	1,31	0,02	−0,09	0,25	28,70
95	−0,65	1,20	−0,22	4,70	−0,79	−0,29	4,83	5,42
Effet de l'interaction [Taux de déformation, Humidité]								
$[10^{-3}, 20]$	−0,07	−0,09	−0,04	−0,11	−0,64	0,13	−0,17	10,84
$[10^{-3}, 55]$	−0,21	1,46	−0,01	1,62	−0,20	−0,17	2,43	−24,77
$[10^{-3}, 95]$	0,29	−1,37	0,05	−1,51	0,84	0,04	−2,25	13,93
$[10^{-2}, 20]$	−0,18	3,04	0,23	0,77	−0,14	0,07	1,44	−12,89
$[10^{-2}, 55]$	−0,04	−0,63	−0,15	−0,01	−0,26	−0,05	0,21	−25,28
$[10^{-2}, 95]$	0,22	−2,41	−0,08	−0,76	0,39	−0,02	−1,65	38,17
$[10^{-1}, 20]$	−0,18	0,06	0,02	0,81	−0,33	0,04	1,81	−17,87
$[10^{-1}, 55]$	0,08	−2,40	−0,10	−1,57	0,01	0,09	−1,08	−29,90
$[10^{-1}, 95]$	0,10	2,34	0,07	0,76	0,32	−0,12	−0,73	47,77
[1, 20]	−0,13	−0,06	−0,04	2,22	0,70	−0,02	2,70	−15,44
[1, 55]	0,19	−0,44	0,02	−2,41	0,78	0,17	−2,40	−15,51
[1, 95]	−0,06	0,50	0,02	0,19	−1,48	−0,15	−0,30	30,94
[10, 20]	−0,06	2,78	0,05	−0,15	1,08	0,11	0,67	−45,60
[10, 55]	−0,10	−0,39	0,06	−0,57	−0,40	0,02	0,13	−9,68
[10, 95]	0,16	−2,39	−0,10	0,73	−0,68	−0,13	−0,80	55,29
[550, 20]	0,62	−5,73	−0,23	−3,54	−0,66	−0,32	−6,45	80,96
[550, 55]	0,09	2,40	0,18	2,94	0,06	−0,06	0,71	105,14
[550, 95]	−0,71	3,33	0,04	0,60	0,60	0,38	5,74	−186,10
Rapport de variance des facteurs et de l'interaction. En **gras** si significatif à 1 %								
Taux déformation	**57**	**1045**	**40**	**722**	**59**	**453**	**654**	**32**
Humidité	**259**	**11**	**82**	**279**	**41**	**160**	**302**	**61**
Interaction	**8**	**11**	**3**	**7**	**8**	**10**	**23**	**66**

TABLEAU 2.13 – Résultats de l'analyse de la variance de l'effet du taux de déformation et de l'humidité sur les grandeurs d'intéret dans la direction logitudinale (30 répétitions).



2.5.2 Direction radiale

2.5.2.1 Résultats globaux

La Figure 2.42 rassemble les courbes contraintes ingénieur moyenne sur l'échantillon (noté σ) en fonction de la déformation moyenne sur l'échantillon ε pour les essais de compression sur du hêtre dans la direction radiale à différents taux d'humidité et de déformation. Les essais ont été répétés 30 fois.

Le taux de déformation de 1200 s^{-1} correspond aux essais sur barres d'Hopkinson réalisés avec la pression la plus élevée (4 bars). Comme pour la section précédente, les essais réalisés avec une pression plus faible n'ont pas été présentés.

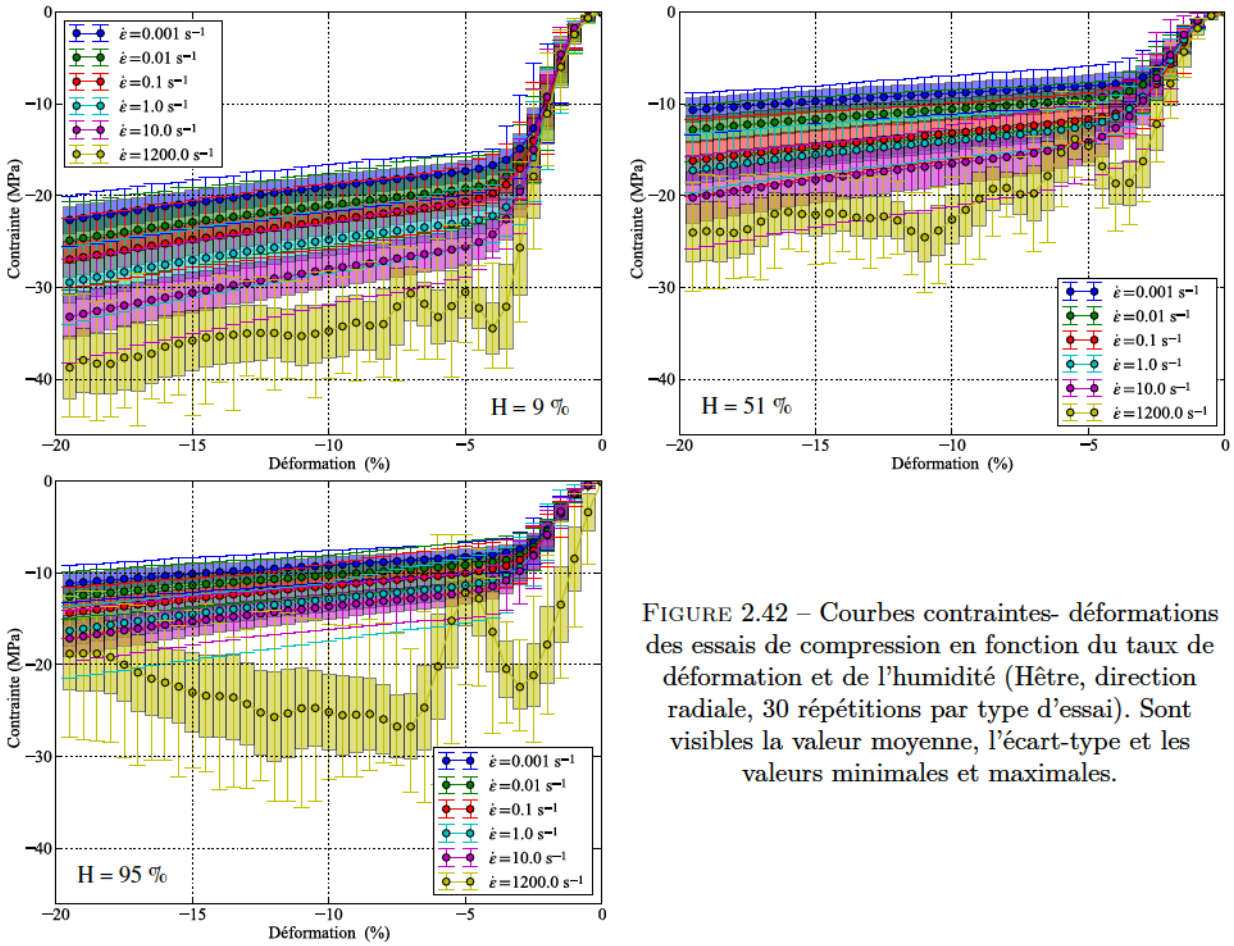
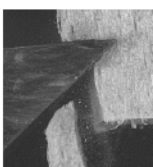


FIGURE 2.42 – Courbes contraintes- déformations des essais de compression en fonction du taux de déformation et de l'humidité (Hêtre, direction radiale, 30 répétitions par type d'essai). Sont visibles la valeur moyenne, l'écart-type et les valeurs minimales et maximales.

Analyse

De la même manière que pour la direction longitudinale (Sec 2.5.1), on remarque immédiatement que la réponse mécanique du bois en compression, quelque soit le niveau d'humidité, dépend de la vitesse de sollicitation. En effet, plus le taux de déformation appliqué est élevé, plus la contrainte dans le bois est forte. Le bois a donc un comportement visqueux bien prononcé même en dessous du point de saturation des fibres (PSF).

Pour le taux de déformation le plus élevé (1200 s^{-1}), on remarque une chute brutale de la contrainte autour de 5 % de déformation. Il est très probable que l'éprouvette soit brisée à cette déformation. Cependant comme celle-ci ne peut s'échapper des barres, la compression continue



sur des fragments. Pour les éprouvettes à $H = 95$ % et $\dot{\varepsilon} = 1200$ s^{-1}, comme pour la direction longitudinale (Fig 2.42), on remarque que le début de la courbe contrainte-déformation diffère fortement des autres essais.

2.5.2.2 Analyse des grandeurs d'intérêt

Comme à la section précédente, les Figures 2.43 et 2.44 montrent l'évolution la raideur initiale, de la limite élastique et sa déformation associée, de la résistance à la compression et sa déformation associée, de l'énergie spécifique absorbée, de la contrainte plateau et enfin de la raideur plateau.

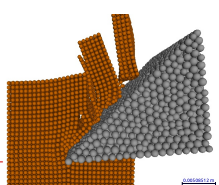
Afin d'étudier la significativité de l'évolution du taux de déformation et d'humidité sur les grandeurs d'intérêt, une analyse de la variance a été effectuée avec le même modèle utilisé pour la direction longitudinale (Sec 2.5.1), visible à l'équation 2.30.

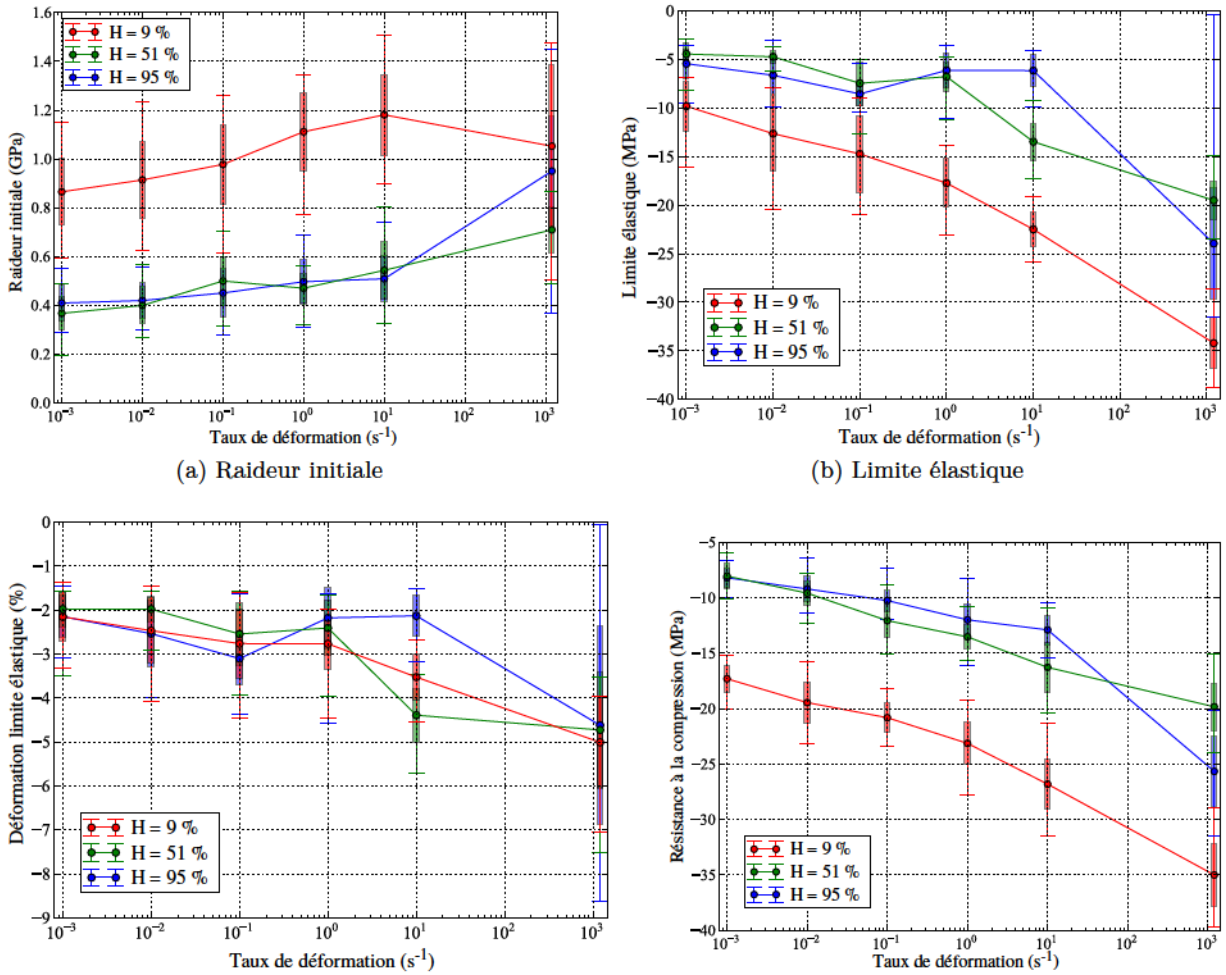
Les résultats pour la moyenne générale, les matrices d'effets et d'interactions pour toutes les grandeurs d'intérêt sont rassemblés dans le Tableau 2.14. Pour chacune des grandeurs d'intérêt, le taux de déformation, le taux d'humidité ainsi que leur interaction ont un effet jugé significatif à partir de 1 %.

Comme pour la direction longitudinale, la raideur initiale (Fig 2.43a) augmente avec le taux de déformation. On remarque cependant une chute de la raideur pour le bois sec ($H = 9$ %) au taux de déformation le plus élevé. Ce phénomène peut s'expliquer par un mauvais alignement des barres qui aurait pu engendrer un défaut de parallélisme au niveau des interfaces. Cette explication est d'autant plus probable que l'écart type est anormalement élevé par rapport aux autres essais. Comme l'avait déjà remarqué [Pierre 11], entre bois sec et saturé, la raideur diminue de moitié environ. Cependant entre $\dot{\varepsilon} = 10^{-3}$ et 10 s^{-1} l'augmentation de l'humidité au dessus du PSF ne semble pas modifier la raideur initiale. À $\dot{\varepsilon} = 1200$ s^{-1}, la raideur augmente brusquement pour $H = 95$ %. Cette augmentation peut être causée par la forte portion d'eau dans les lumens (67 %) comme proposé par [Widehammar 04] (Fig 2.14).

La limite élastique (Fig 2.43b), comme pour la direction longitudinale, augmente de manière quasi-linéaire en échelle logarithmique avec le taux de déformation. Comme pour la raideur initiale, la différence entre bois sec et au dessus du PSF est claire avec une diminution de la limite élastique lorsque le taux d'humidité augmente. Comme l'avait déjà indiqué [Uhmeier 96], l'analyse de la variance (Tab 2.14) montre que l'augmentation de l'humidité entre 51 et 95 % génère une augmentation de la limite élastique. La déformation associée à la limite élastique (Fig 2.43c) augmente aussi avec le taux de déformation. Concernant l'effet lié au taux d'humidité l'analyse de la variance (Tab 2.14) indique que l'interaction entre taux de déformation et taux d'humidité pilote davantage la déformation associée à la limite élastique que le taux d'humidité seul.

La résistance à la compression (Fig 2.43d), croit quasi-linéairement avec le taux de déformation en échelle logarithmique. Entre bois sec et saturé, la résistance à la compression diminue avec l'humidité. À faible taux de déformation, la résistance à la compression est identique au dessus du PSF. Lorsqu'on augmente progressivement le taux de déformation, la résistance à la compression diminue avec le taux d'humidité au dessus du PSF. Par contre à $\dot{\varepsilon} = 1200$ s^{-1}, comme l'avait déjà observé [Uhmeier 96], la résistance à la compression est plus élevée pour du bois fortement saturé. La déformation associée à la résistance à la compression (Fig 2.44a) a le même comportement que pour la direction longitudinale (Sec 2.5.1) avec une augmentation avec le taux de déformation pour les essais sur machine hydraulique et une brusque baisse pour les barres d'Hopkinson. Cette baisse est certainement causée par la rupture des éprouvettes comme le laisse supposer la brusque chute de contrainte sur la Figure 2.42. Aussi, comme pour la direction longitudinale, cette déformation augmente avec le taux d'humidité.





(a) Raideur initiale

(b) Limite élastique

(c) Déformation limite élastique

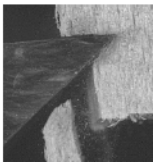
(d) Résistance à la compression

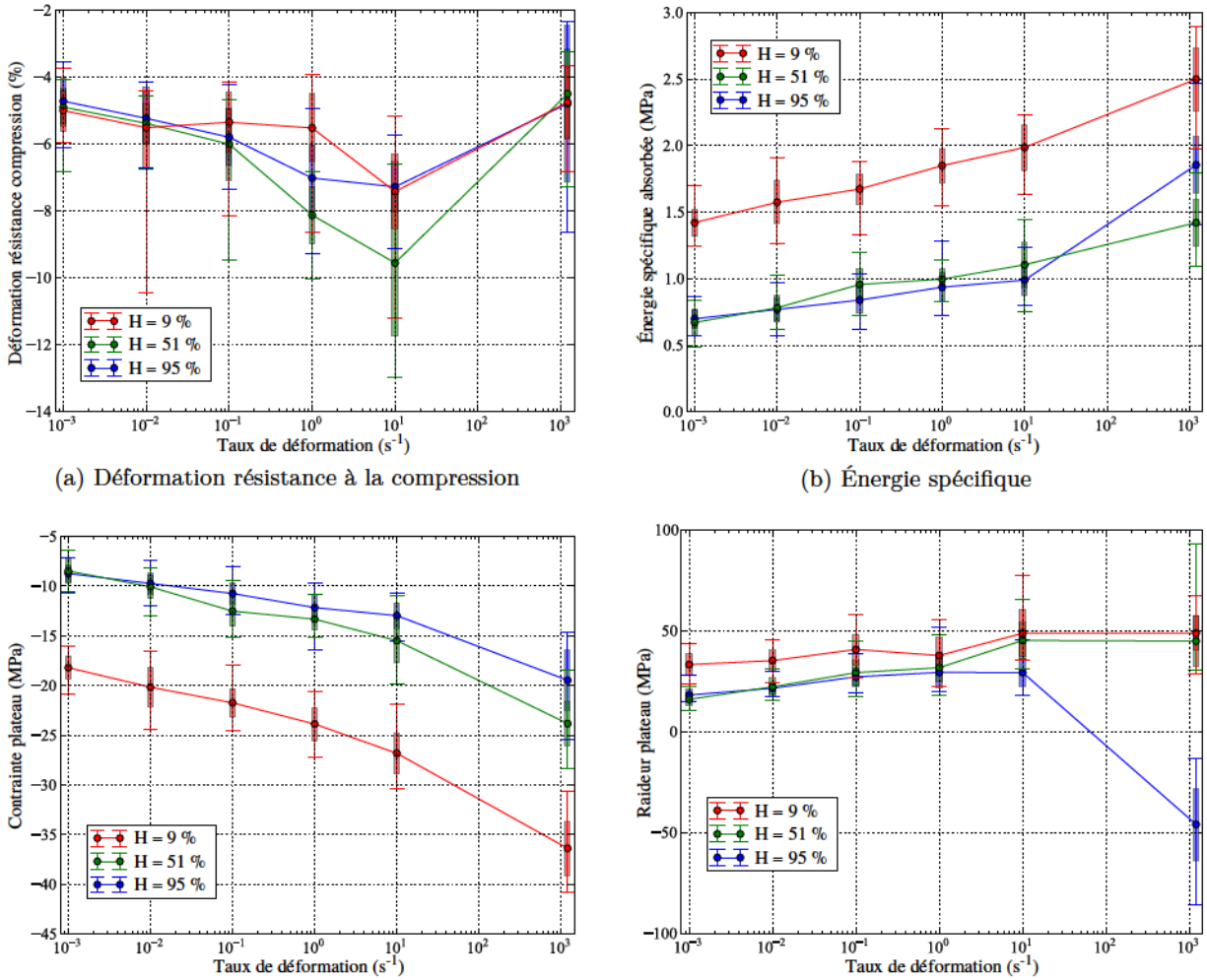
Figure 2.43 – Grandeurs d'intéret en fonction du taux de déformation et de l'humidité (Hêtre, direction radiale).

L'énergie spécifique absorbée (Fig 2.44b), comme pour la direction longitudinale (Sec 2.5.1) augmente linéairement en échelle logarithmique avec le taux de déformation. Cette énergie est beaucoup plus importante pour le bois sec qu'au dessus du PSF. À faible taux de déformation, l'énergie spécifique absorbée est identique au dessus du PSF. Lorsqu'on augmente progressivement le taux de déformation, elle diminue avec le taux d'humidité au dessus du PSF. À $\dot{\varepsilon} = 1200$ s^{-1}, la situation s'inverse avec une énergie spécifique absorbée beaucoup plus importante pour les éprouvettes fortement saturées.

La contrainte plateau (Fig 2.44c) augmente avec le taux de déformation avec toujours ce fort contraste entre bois sec et saturé. À faible taux de déformation, la contrainte plateau est identique au dessus du PSF. Par contre lorsque le taux de déformation augmente, plus le bois est saturé, plus la contrainte plateau est faible.

Enfin pour la raideur du plateau (Fig 2.44d), la raideur augmente avec le taux de déformation et diminue avec le taux d'humidité. La raideur plateau des essais à $\dot{\varepsilon} = 1200$ s^{-1} et $H = 95$ % est faussée par la rupture de l'éprouvette qui a lieu vers 5 % de déformation environ.





(a) Déformation résistance à la compression

(b) Énergie spécifique

(c) Contrainte plateau

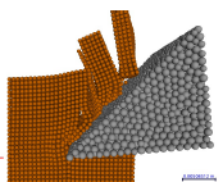
(d) Raideur plateau

FIGURE 2.44 – Grandeurs d'intéret en fonction du taux de déformation et de l'humidité *suite* (Hêtre, direction radiale).

Toutes les grandeurs ayant un comportement globalement linéaire avec le taux de déformation peuvent être mises sous forme de loi puissance (Eq 2.36).

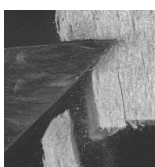
$$\sigma = \alpha.\dot{\varepsilon}^{\beta} \tag{2.36}$$

Ceci concerne les différentes contraintes mesurées, la raideur initiale, la déformation liée à la limite élastique et l'énergie spécifique absorbée (Tableaux 2.15 et 2.16). On notera la chute beaucoup plus forte de raideur et de résistance en compression transverse qu'en compression axiale entre bois sec et bois vert (en prenant en compte la forte différence d'humidité du bois sec dans les deux cas).



	Raideur initiale (GPa)	Limite élastique (MPa)	Déformation limite élastique	Résistance compression (MPa)	Déformation résistance compression	Énergie spécifique absorbée (MPa)	Contrainte plateau (MPa)	Raideur plateau (MPa)
Moyenne générale	0,68	−12,49	−2,97	−16,67	−5,94	1,28	−16,93	28,49
Effet des facteurs								
Taux de déformation (s^{-1})								
10^{-3}	−0,14	5,93	0,87	5,49	1,06	−0,35	5,12	−6,05
10^{-2}	−0,11	4,49	0,64	3,92	0,56	−0,24	3,61	−2,19
10^{-1}	−0,04	2,25	0,17	2,29	0,22	−0,12	1,93	3,87
1	0,01	2,28	0,52	0,45	−0,95	−0,02	0,47	4,43
10	0,06	−1,55	−0,38	−1,99	−2,15	0,08	−1,50	12,57
1200	0,22	−13,40	−1,82	−10,16	1,26	0,65	−9,64	−12,63
Humidité (%)								
9	0,33	−6,11	−0,15	−7,09	0,34	0,56	−7,61	12,24
51	−0,19	3,10	−0,04	3,45	−0,47	−0,29	2,98	3,03
95	−0,15	3,02	0,18	3,64	0,13	−0,26	4,63	−15,26
Effet de l'interaction [Taux de déformation, Humidité]								
[10^{-3}, 9]	−0,01	2,86	0,09	0,96	−0,47	−0,06	1,20	−1,46
[10^{-3}, 51]	0,01	−0,97	0,15	−0,31	0,45	0,03	0,36	−9,49
[10^{-3}, 95]	0,01	−1,89	−0,24	−0,65	0,02	0,03	−1,56	10,95
[10^{-2}, 9]	0,00	1,47	0,01	0,38	−0,48	−0,02	0,76	−3,34
[10^{-2}, 51]	0,01	0,18	0,38	−0,28	0,47	0,03	0,27	−7,13
[10^{-2}, 95]	−0,01	−1,65	−0,39	−0,10	0,01	−0,01	−1,03	10,47
[10^{-1}, 9]	0,00	1,63	0,19	0,65	0,02	−0,04	0,86	−3,88
[10^{-1}, 51]	0,04	−0,30	0,30	−1,13	0,19	0,09	−0,49	−6,17
[10^{-1}, 95]	−0,05	−1,33	−0,48	0,49	−0,21	−0,05	−0,37	10,04
[1.0, 9]	0,09	−1,41	−0,17	0,17	1,02	0,03	0,18	−7,44
[1, 51]	−0,04	0,34	0,08	−0,76	−0,76	0,03	0,15	−4,24
[1, 95]	−0,05	1,07	0,09	0,59	−0,26	−0,06	−0,33	11,68
[10, 9]	0,10	−2,34	−0,03	−1,07	0,32	0,07	−0,79	−4,55
[10, 51]	−0,01	−2,53	−1,01	−1,06	−1,00	0,04	−0,04	1,09
[10, 95]	−0,09	4,87	1,04	2,13	0,68	−0,11	0,83	3,46
[1200, 9]	−0,18	−2,21	−0,08	−1,09	−0,41	0,02	−2,22	20,67
[1200, 51]	−0,01	3,28	0,09	3,55	0,66	−0,21	−0,25	25,94
[1200, 95]	0,19	−1,08	−0,02	−2,46	−0,24	0,19	2,46	−46,61
Rapport de variance des facteurs et de l'interaction. En **gras** si significatif à 1 %								
Taux déformation	**60**	**574**	**99**	**764**	**96**	**484**	**705**	**87**
Humidité	**603**	**650**	**6**	**1819**	**20**	**1815**	**2247**	**433**
Interaction	**12**	**30**	**10**	**25**	**9**	**17**	**16**	**149**

Tableau 2.14 – Résultats de l'analyse de la variance de l'effet du taux de déformation et de l'humidité sur les grandeurs d'intérêt dans la direction radiale (30 répétitions).



Contrainte (MPa)	Humidité (%)	α	β	R
Limite élastique	9	18, 239	0, 088	0, 999
	51	8, 770	0, 112	0, 963
	95	8, 590	0, 084	0, 761
Résistance compression	9	23, 988	0, 050	0, 995
	51	13, 243	0, 065	0, 988
	95	12, 764	0, 077	0, 959
Contrainte plateau	9	24, 774	0, 048	0, 991
	51	13, 899	0, 071	0, 993
	95	12, 359	0, 055	0, 985

TABLEAU 2.15 – Paramètres de loi puissance (Eq 2.35) pour les contraintes mesurées sur du hêtre dans la direction radiale. R représente le coefficient de corrélation.

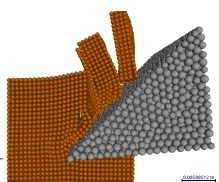
Grandeur	Humidité (%)	α	β	R
Raideur initiale (GPa)	9	1, 023	0, 018	0, 758
	51	0, 504	0, 045	0, 971
	95	0, 537	0, 057	0, 909
Déformation limite élastique (%)	9	3, 126	0, 058	0, 977
	51	2, 965	0, 071	0, 923
	95	2, 748	0, 038	0, 620
Énergie spécifique (MPa)	9	1, 858	0, 039	0, 997
	51	0, 998	0, 052	0, 988
	95	1, 005	0, 055	0, 945

TABLEAU 2.16 – Paramètres de loi puissance (Eq 2.35) pour la raideur initiale, la déformation liée à la limite élastique et l'énergie spécifique absorbée sur du hêtre dans la direction radiale. R représente le coefficient de corrélation.

2.5.3 Remarque sur les éprouvettes conservées à l'air libre

Les éprouvettes conservées à l'air libre ont montré une résistance mécanique très faible comparée aux autres éprouvettes testées. La présence de moisissure à l'intérieur des bacs de conservation laisse à penser que celles-ci ont été attaquées bactériologiquement car le hêtre est une essence peu durable.

Cependant par rapport à l'état frais, le niveau d'humidité a légèrement baissé et la masse anhydre moyenne aussi. Bien que près de 500 essais ont été réalisés, nous ne pouvons pas isoler l'effet de l'un ou l'autre de ces facteurs. Nous avons donc choisi de ne pas présenter ces résultats.



2.6 Effets du taux de déformation et de l'état de l'eau

2.6.1 Maintien des éprouvettes à l'état gelé

Bien que [Hernández 14b] montre que les propriétés mécaniques du bois à l'état vert évoluent grandement entre −30 et 20°C, particulièrement pour les températures négatives, nous n'avions pas les moyens de mesurer la température de chacune des éprouvettes au pied des dispositifs d'essais. Nous avons simplement mis en œuvre plusieurs stratégies pour maintenir les éprouvettes à l'état gelé durant l'essai.

Les essais sur machine de compression hydraulique réalisés à des taux de déformations compris entre $\dot{\varepsilon} = 10^{-3}$ et 10 s^{-1} peuvent durer jusqu'à 10 min par essai. Il a donc été nécessaire de refroidir les plateaux de compression à l'aide de pistolet à air froid fonctionnant à l'air comprimé du laboratoire. Trois pistolets de marque Vortec® d'une capacité calorifique de 380 kCal/h ont été disposés autour des plateaux pour refroidir ceux-ci jusqu'à apparition de givre sur l'ensemble des plateaux.

Pour les essais sur barre d'Hopkinson, nous aurions pu refroidir l'extrémité des barres à l'aide des pistolets à air froid, cependant cette technique aurait rendu le dépouillement des signaux de déformation plus délicat. Comme l'asservissement en pression du remplissage du réservoir a permis de diminuer le temps de contact entre les barres et l'échantillon à moins de 5 secondes avant l'essai, nous avons considéré que sur cette durée la zone fondue de l'éprouvette était faible comparée à l'épaisseur de celle-ci.

Entre la fabrication des éprouvettes et les essais, les éprouvettes ont été enveloppées dans du plastique et conservées à −40°C. Pour les essais, les éprouvettes ont été placées dans des bacs en plastique, conservés eux aussi à −40°C. Ces bacs étant entourés d'une dizaine de pains de glace dédiés aux transport de matériel médicaux formant ainsi une glacière. Toutes les 45 min les bacs et l'ensemble des pains de glaces sont remplacés.

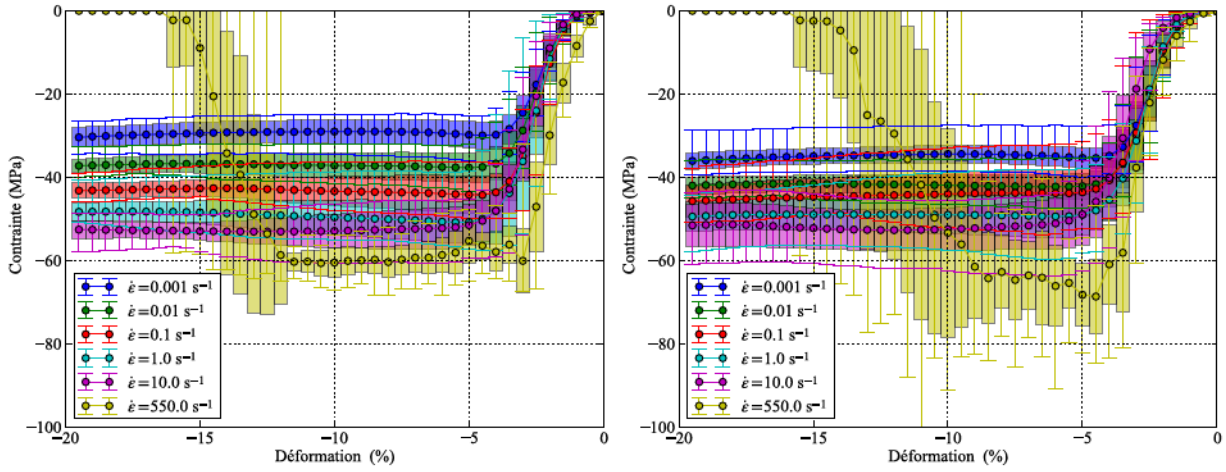
Avant un nouvel essai, le temps de transport d'une éprouvette entre la sortie de la glacière et la mise en position dans les dispositifs expérimentaux n'excède pas 2 secondes.

2.6.2 Direction longitudinale

La Figure 2.45 montre que les niveaux de contrainte atteint lors des essais de compression sur du hêtre gelé dans la direction longitudinale sont légèrement plus importants que pour du bois à température ambiante à taux d'humidité identique (55 %).

Les Figures 2.46 et 2.47 montrent l'évolution des grandeurs d'intérêt (raideur initiale, limite élastique et sa déformation associée, résistance à la compression et sa déformation associée, énergie spécifique absorbée, contrainte plateau et raideur plateau) en fonction de l'état de l'eau et du taux de déformation.

Afin de regarder la significativité de l'évolution du taux de déformation et de l'état de l'eau sur les grandeurs d'intérêt, une analyse de la variance a été effectuée avec le même modèle qu'à la Section 2.5.1 à l'équation 2.30. La seule différence concerne le facteur B qui cette fois ci représente l'état de l'eau. Les niveaux associés au facteur A, le taux de déformation, sont 10^{-3}, 10^{-2}, 10^{-1}, 1, 10 et 550 s^{-1}. Ceux du facteur B, l'état de l'eau, sont *glace* et *liquide*. La moyenne générale, les matrices d'effets et d'interactions pour la raideur initiale, exprimée en GPa, sont présentées dans les équations 2.37 à 2.40.



(a) Eau liquide (b) Eau gelée

FIGURE 2.45 – Courbe contrainte-déformation des essais de compression en fonction du taux de déformation et de l'état de l'eau (Hêtre, direction longitudinale, $H = 55$ %, 30 répétitions par type d'essai). Sont visibles la valeur moyenne, l'écart-type et les valeurs minimales et maximales.

$$M = 2,68 \tag{2.37}$$

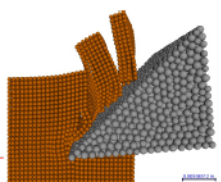
$$\mathbf{E_A} = \begin{bmatrix} -0,84 & -0,45 & -0,23 & 0,18 & 0,07 & 1,27 \end{bmatrix} \tag{2.38}$$

$$\mathbf{E_B} = \begin{bmatrix} 0,07 & -0,07 \end{bmatrix} \tag{2.39}$$

$$\mathbf{I_{AB}} = \begin{bmatrix} 0,13 & 0,04 & -0,20 & -0,21 & -0,22 & 0,46 \\ -0,13 & -0,04 & 0,20 & 0,21 & -0,22 & -0,46 \end{bmatrix} \tag{2.40}$$

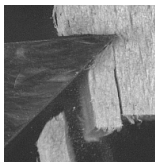
L'ensemble des résultats pour la moyenne générale, les matrices d'effets et d'interactions pour toutes les grandeurs d'intérêt sont rassemblées dans le Tableau 2.17. Le taux de déformation ainsi que l'interaction entre le taux de déformation et l'état de l'eau ont un effet jugé significatif à partir de 5 % sur l'ensemble des grandeurs d'intérêt. L'état de l'eau n'a pas une influence significtive à 5 % pour la raideur initiale (Fig 2.46a), la limite élastique (Fig 2.46b) et l'énergie spécifique absorbée (Fig 2.47b).

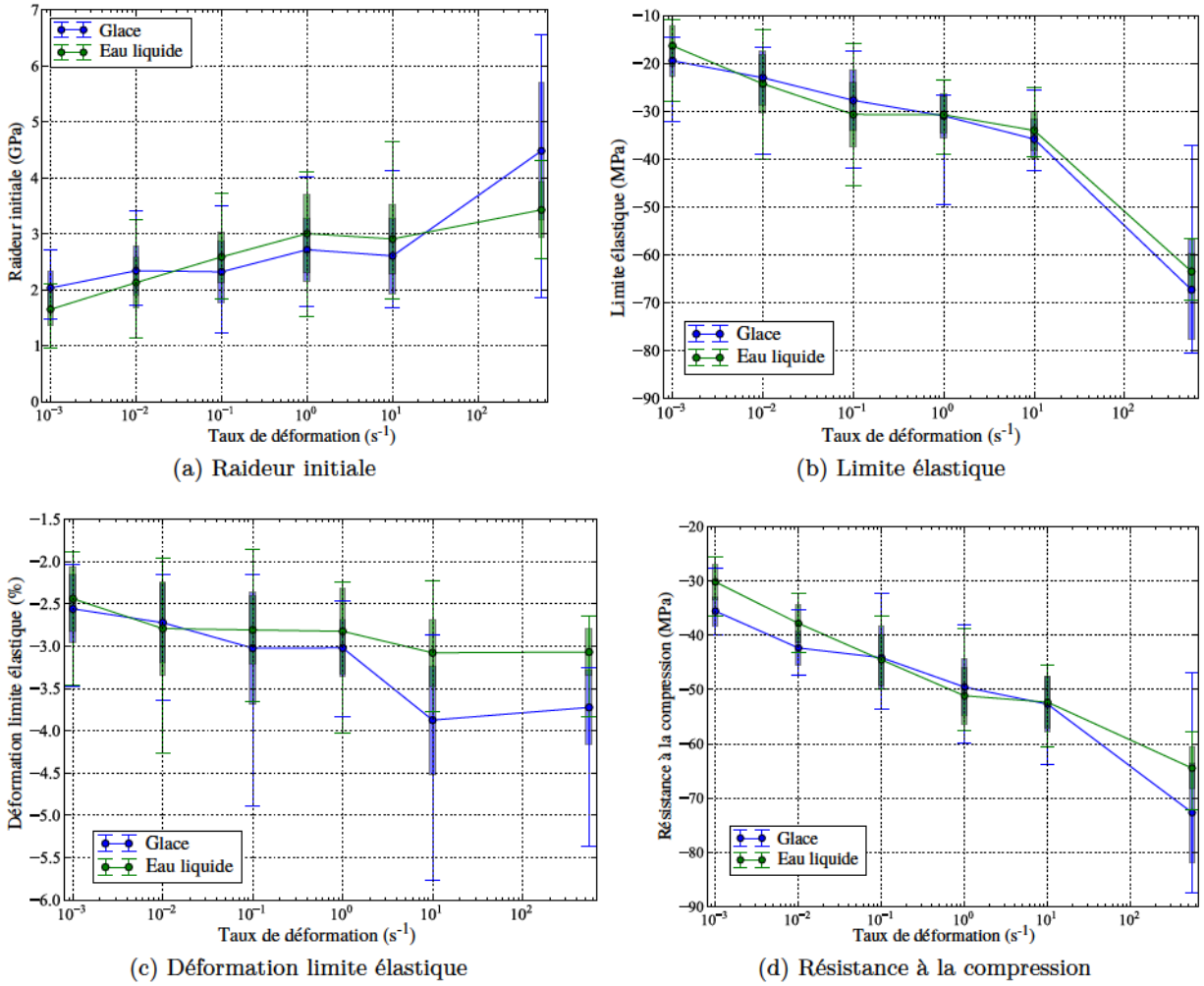
La déformation associée à la limite élastique (Fig 2.46c) augmente lorsque le bois est gelé. Il en est de même pour la résistance à la compression (Fig 2.46d) et sa déformation associée (Fig 2.47a) ainsi que pour la contrainte plateau (Fig 2.47c) et sa raideur (Fig 2.47d).



	Raideur initiale (GPa)	Limite élastique (MPa)	Déformation limite élastique	Résistance compression (MPa)	Déformation résistance compression	Énergie spécifique absorbée (MPa)	Contrainte plateau (MPa)	Raideur plateau (MPa)
Moyenne générale	2,68	−33,65	−3,00	−48,13	−5,35	3,42	−46,59	5,47
Effet des facteurs								
Taux de déformation (s^{-1})								
10^{-3}	−0,84	15,75	0,50	15,24	0,99	−0,98	14,67	−21,62
10^{-2}	−0,45	10,01	0,24	8,04	0,29	−0,46	6,87	−14,30
10^{-1}	−0,23	4,45	0,08	3,79	0,55	−0,17	2,87	−11,56
1	0,18	2,79	0,07	−2,23	−0,07	0,21	−3,07	−21,06
10	0,07	−1,27	−0,48	−4,39	−3,60	0,15	−5,26	34,41
550	1,27	−31,74	−0,40	−20,45	1,85	1,25	−16,07	34,13
État de l'eau								
Glace	0,07	−0,40	−0,16	−1,37	−0,51	−0,01	−1,24	5,24
Liquide	−0,07	0,40	0,16	1,37	0,51	0,01	1,24	−5,24
Effet de l'interaction [Taux de déformation, État de l'eau]								
[10^{-3}, Glace]	0,13	−1,16	0,10	−1,32	0,41	0,20	−1,51	−7,18
[10^{-3}, Liquide]	−0,13	1,16	−0,10	1,32	−0,41	−0,20	1,51	7,18
[10^{-2}, Glace]	0,04	1,03	0,19	−0,89	0,23	0,16	−1,15	−3,07
[10^{-2}, Liquide]	−0,04	−1,03	−0,19	0,89	−0,23	−0,16	1,15	3,07
[10^{-1}, Glace]	−0,20	1,87	0,05	1,57	0,28	−0,05	1,18	4,24
[10^{-1}, Liquide]	0,20	−1,87	−0,05	−1,57	−0,28	0,05	−1,18	−4,24
[1, Glace]	−0,21	0,28	0,06	2,18	0,10	−0,08	1,75	4,55
[1, Liquide]	0,21	−0,28	−0,06	−2,18	−0,10	0,08	−1,75	−4,55
[10, Glace]	−0,22	−0,50	−0,24	1,19	−1,13	−0,17	1,76	11,71
[10, Liquide]	0,22	0,50	0,24	−1,19	1,13	0,17	−1,76	−11,71
[550, Glace]	0,46	−1,51	−0,17	−2,72	0,11	−0,06	−2,03	−10,24
[550, Liquide]	−0,46	1,51	0,17	2,72	−0,11	0,06	2,03	10,24
Rapport de variance des facteurs et de l'interaction. En **gras** si significatif à 5 %								
Taux déformation	**71**	**449**	**32**	**307**	**105**	**259**	**337**	**38**
État de l'eau	4	2	**35**	**23**	**46**	0	**28**	**9**
Interaction	**10**	**3**	**6**	**8**	**9**	**10**	**9**	**4**

Tableau 2.17 – Résultats de l'analyse de la variance de l'effet du taux de déformation et de l'état de l'eau sur les grandeurs d'intérêt dans la direction longitudinale (30 répétitions).





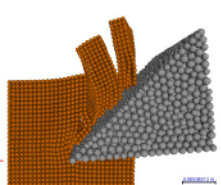
(a) Raideur initiale

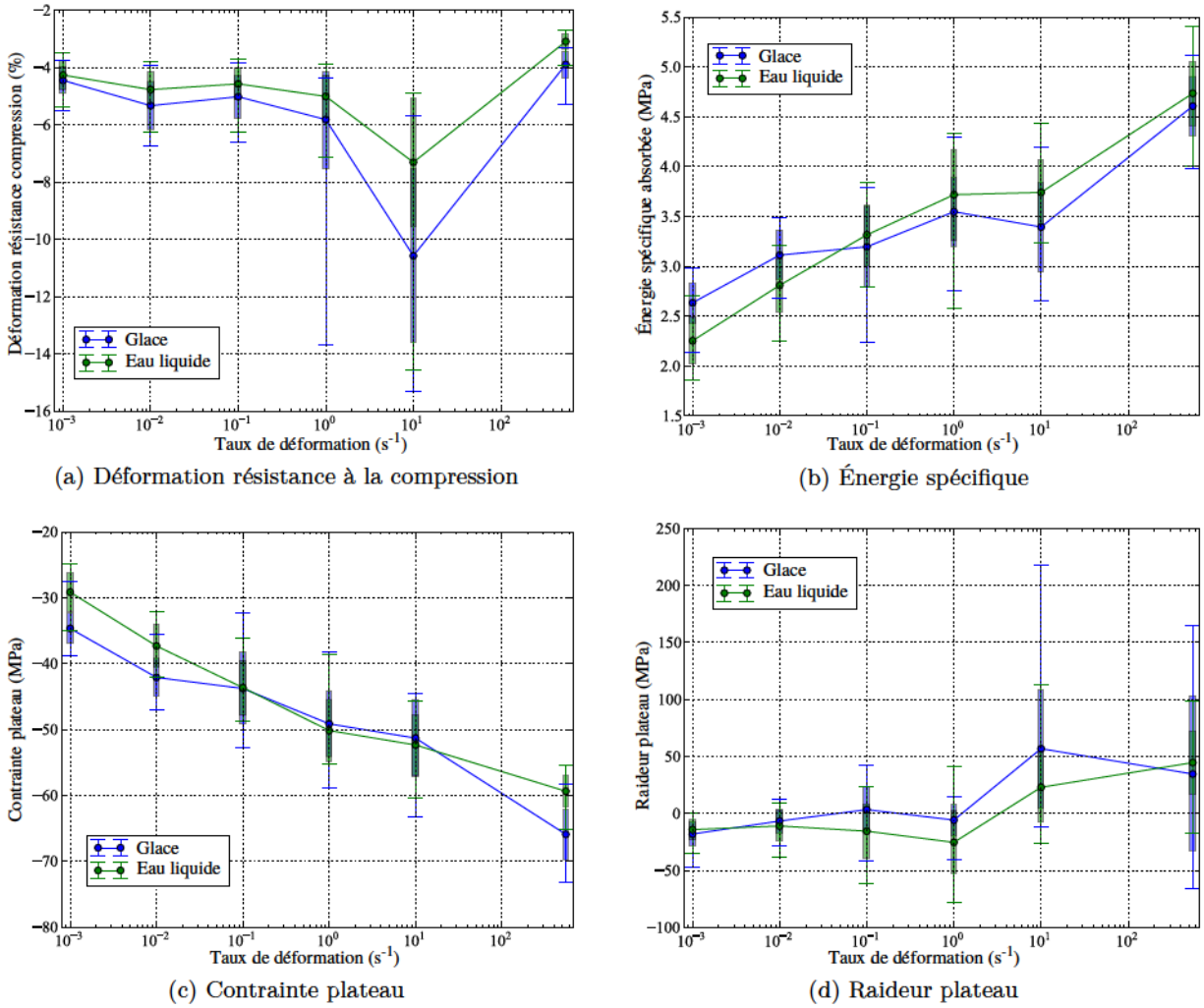
(b) Limite élastique

(c) Déformation limite élastique

(d) Résistance à la compression

FIGURE 2.46 – Grandeurs remarquables en fonction du taux de déformation et de l'état de l'eau (Hêtre, direction longitudinale).





(a) Déformation résistance à la compression

(b) Énergie spécifique

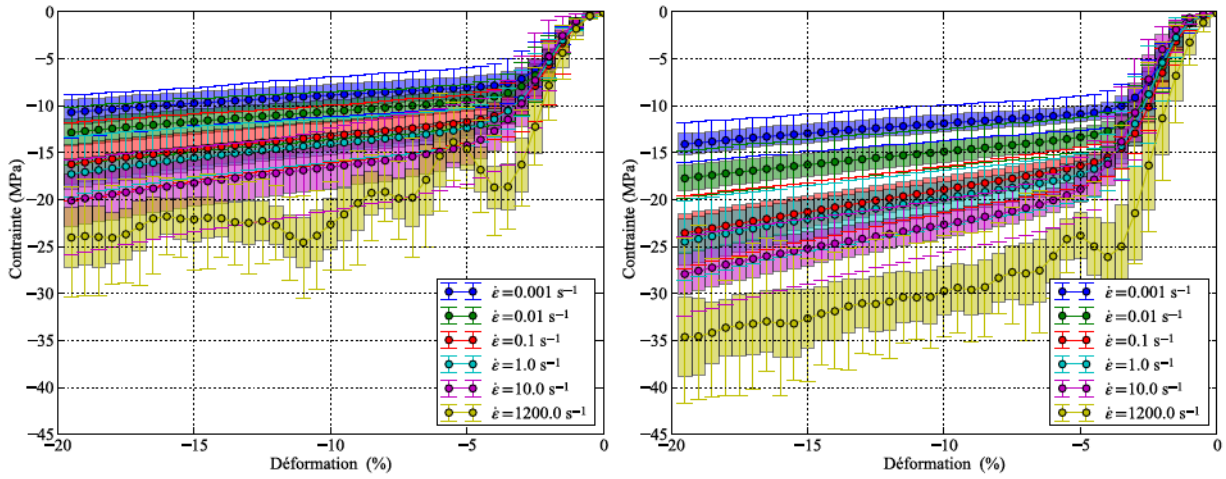
(c) Contrainte plateau

(d) Raideur plateau

Figure 2.47 – Grandeurs d'intérêt en fonction du taux de déformation et de l'état de l'eau *suite* (Hêtre, direction longitudinale).

2.6.3 Direction radiale

En ce qui concerne la direction radiale (Fig 2.48), les niveaux de contraintes augmentent fortement lorsque le bois est gelé. Cette augmentation est très certainement causée par la glace dans les lumens qui ne peut pas s'éjecter entre les plateaux durant la compression.



(a) Eau liquide (b) Eau gelée

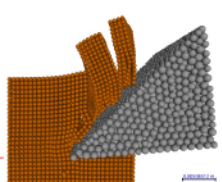
FIGURE 2.48 – Courbe contrainte-déformation des essais de compression en fonction du taux de déformation et de l'état de l'eau (Hêtre, direction radiale, $H = 51$ %, 30 répétitions par type d'essai). Sont visibles la valeur moyenne, l'écart-type et les valeurs minimales et maximales.

Comme à la section précédente, les Figures 2.49 et 2.50 montrent l'évolution de la raideur initiale, de la limite élastique et sa déformation associée, de la résistance à la compression et sa déformation associée, de l'énergie spécifique absorbée, de la contrainte plateau et de la raideur plateau en fonction de l'état de l'eau et du taux de déformation.

Afin d'étudier la significativité de l'évolution du taux de déformation et de l'état de l'eau sur les grandeurs d'intérêt, une analyse de la variance a été effectuée avec le modèle visible à l'équation 2.30. Les paramètres de ce modèle sont identiques à ceux utilisés pour la direction longitudinale (Sec 2.6.2).

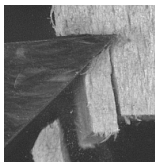
Les résultats pour la moyenne générale, les matrices d'effets et d'interactions pour toutes les grandeurs d'intérêt sont rassemblées dans le Tableau 2.18. Le taux de déformation, l'état de l'eau ainsi que leurs interactions ont un effet jugé significatif à partir de 5 % sur l'ensemble des grandeurs d'intérêt sauf pour la déformation liée à la limite élastique pour laquelle l'interaction n'est pas significative.

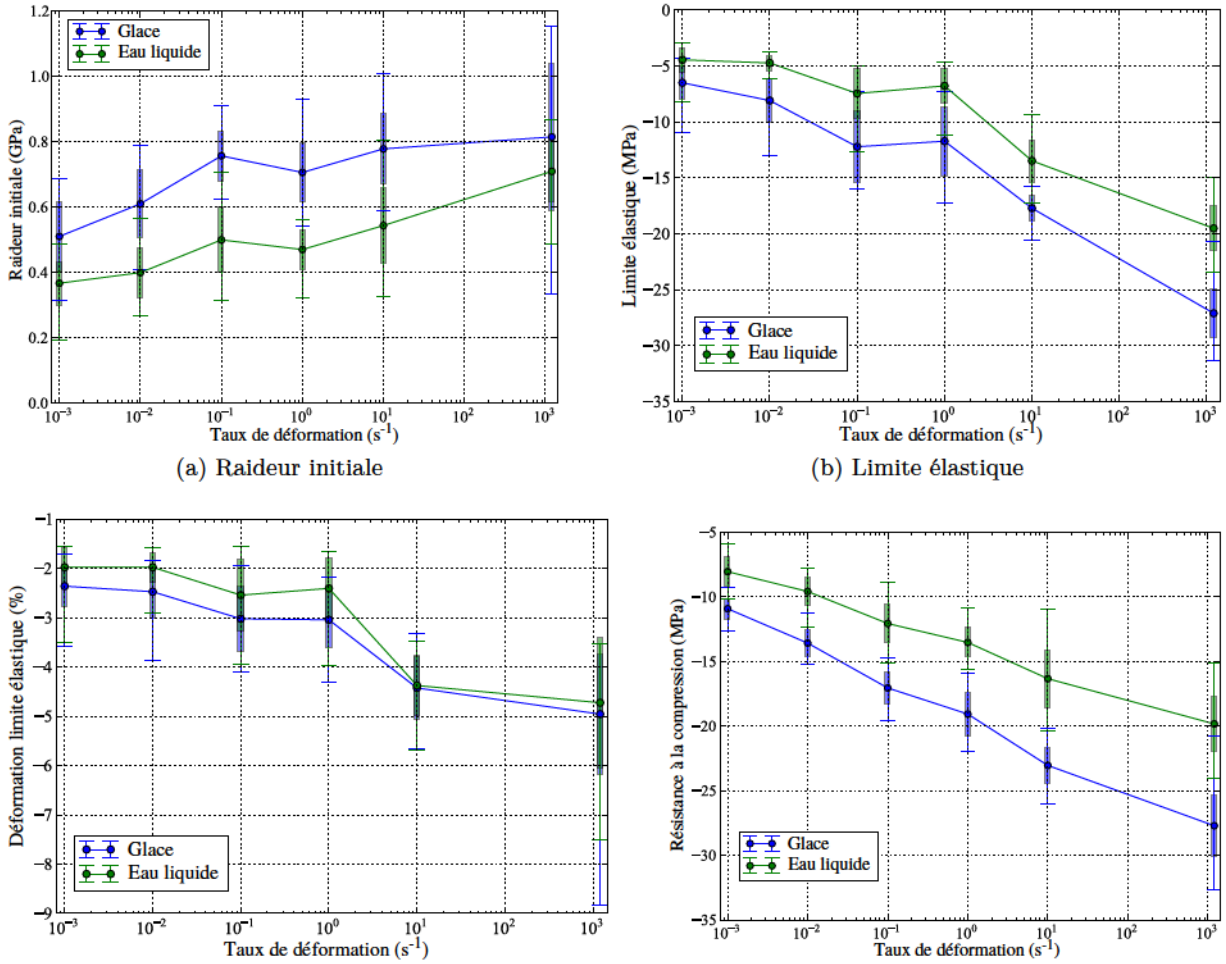
Pour l'ensemble des grandeurs d'intérêt représentées aux Figures 2.49 et 2.50, on remarque que le bois gelé a des propriétés mécaniques plus élevées que le bois à température ambiante.



	Raideur initiale (GPa)	Limite élastique (MPa)	Déformation limite élastique	Résistance compression (MPa)	Déformation résistance compression	Énergie spécifique absorbée (MPa)	Contrainte plateau (MPa)	Raideur plateau (MPa)
Moyenne générale	0,60	−11,64	−3,19	−15,89	−6,64	1,17	−16,60	38,72
Effet des facteurs								
Taux de déformation (s^{-1})								
10^{-3}	−0,16	6,17	1,02	6,41	1,56	−0,40	6,67	−20,97
10^{-2}	−0,09	5,24	0,97	4,31	1,09	−0,25	4,49	−12,62
10^{-1}	0,03	1,81	0,41	1,34	0,54	−0,04	1,49	0,76
1	−0,01	2,40	0,47	−0,41	−1,56	0,00	0,59	1,17
10	0,06	−3,95	−1,22	−3,77	−3,65	0,10	−1,64	19,70
1200	0,16	−11,67	−1,65	−7,88	2,03	0,58	−11,59	11,96
État de l'eau								
Glace	0,10	−2,25	−0,19	−2,67	−0,22	0,19	−2,65	7,20
Liquide	−0,10	2,25	0,19	2,67	0,22	−0,19	2,65	−7,20
Effet de l'interaction [Taux de déformation, État de l'eau]								
[10^{-3}, Glace]	−0,03	1,22	0,00	1,23	0,04	−0,08	1,19	−5,42
[10^{-3}, Liquide]	0,03	−1,22	0,00	−1,23	−0,04	0,08	−1,19	5,42
[10^{-2}, Glace]	0,01	0,57	−0,06	0,67	0,06	−0,04	0,61	−3,31
[10^{-2}, Liquide]	−0,01	−0,57	0,06	−0,67	−0,06	0,04	−0,61	3,31
[10^{-1}, Glace]	0,03	−0,13	−0,05	0,18	0,13	0,00	0,05	3,05
[10^{-1}, Liquide]	−0,03	0,13	0,05	−0,18	−0,13	0,00	−0,05	−3,05
[1, Glace]	0,02	−0,23	−0,13	−0,10	0,15	−0,01	−0,04	0,98
[1, Liquide]	−0,02	0,23	0,13	0,10	−0,15	0,01	0,04	−0,98
[10, Glace]	0,02	0,13	0,17	−0,72	−0,51	−0,02	−0,11	6,04
[10, Liquide]	−0,02	−0,13	−0,17	0,72	0,51	0,02	0,11	−6,04
[1200, Glace]	−0,05	−1,55	0,07	−1,27	0,12	0,15	−1,71	−1,34
[1200, Liquide]	0,05	1,55	−0,07	1,27	−0,12	−0,15	1,71	1,34
Rapport de variance des facteurs et de l'interaction. En **gras** si significatif à 5 %								
Taux déformation	**55**	**560**	**123**	**561**	**174**	**325**	**804**	**186**
État de l'eau	**243**	**375**	**20**	**869**	**11**	**591**	**830**	**256**
Interaction	**4**	**11**	1	**17**	**2**	**18**	**19**	**15**

Tableau 2.18 – Résultats de l'analyse de la variance de l'effet du taux de déformation et de l'état de l'eau sur les grandeurs d'intérêt dans la direction radiale (30 répétitions).





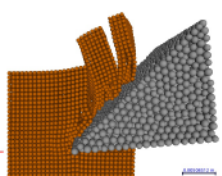
(a) Raideur initiale

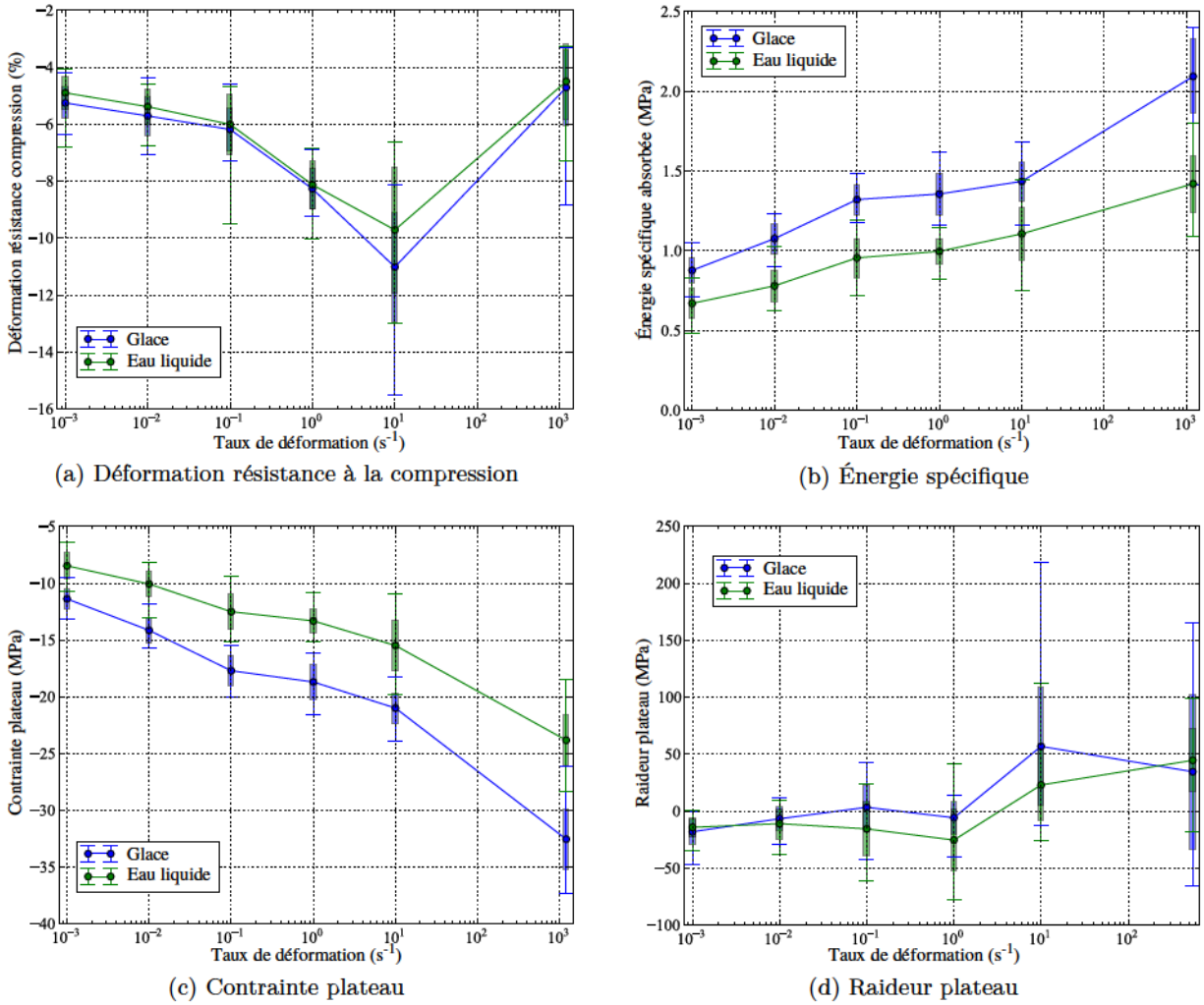
(b) Limite élastique

(c) Déformation limite élastique

(d) Résistance à la compression

FIGURE 2.49 – Grandeurs d'intérêt en fonction du taux de déformation et de l'état de l'eau (Hêtre, direction radiale).





(a) Déformation résistance à la compression

(b) Énergie spécifique

(c) Contrainte plateau

(d) Raideur plateau

Figure 2.50 – Grandeurs d'intérêt en fonction du taux de déformation et de l'état de l'eau *suite* (Hêtre, direction radiale).

2.7 Conclusion et perspectives

L'introduction de ce chapitre (Sec 2.1) montre le besoin et le manque de données sur le comportement dynamique du bois afin de simuler la coupe de ce matériau.

L'état de l'art (Sec 2.2) rassemble les données extraites des bases de données des essais de compression sur le hêtre selon les normes en vigueur pour des taux de déformations très faibles. De nombreux auteurs ont mis en place des dispositifs expérimentaux pour mesurer le comportement du bois à l'état vert en compression à des taux de déformations plus élevés. Cependant peu de ces dispositifs permettent l'obtention de données de manière quantitative et fiable. Ces auteurs ont montré que l'augmentation du taux de déformation augmente la contrainte à rupture du bois ainsi que sa contrainte plateau, mais fait décroitre sa déformation de densification. À de faibles taux de déformation, le taux d'humidité au delà du PSF a peu d'influence sur les propriété mécaniques du bois. Au-delà de 1000 s^{-1}, cette affirmation n'est plus vraie mais les tendances dépendent de l'orientation du fil du bois et des propriétés étudiées. L'augmentation de la température au dessus de 0°C a tendance à faire diminuer la résistance à la compression et la contrainte plateau. Enfin la densité du bois a un effet croissant sur la résistance à la compression du bois.

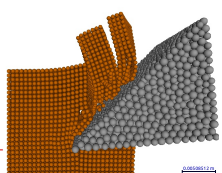
Comme il n'y avait pas de bases de données sur le hêtre en conditions quasi-statiques et dynamiques, nous avons entrepris une large campagne expérimentale (Sec 2.3) d'essais de compression dans les directions longitudinale et radiale à des taux de déformations de 10^{-3} à 10^{3} s^{-1}, des taux d'humidité variant de 9 à 95 % et du bois à température ambiante et gelé.

Les résultats préliminaires (Sec 2.4) ont montré les limites des différents dispositifs en termes de linéarité de la déformation au long de l'essai et d'équilibre dynamique pour obtenir des résultats quantitatifs fiables. Aussi les incertitudes liées aux défauts géométriques des éprouvettes ont été étudiées. Ainsi sur machine de compression et barres d'Hopkinson les premiers pourcents de déformation ne devraient pas être exploités de manière quantitative. Cette plage a tout de même été étudiée afin de comparer nos résultats et ceux de la littérature. Les éprouvettes utilisées n'étant pas normalisées, nous avons comparé les résultats des courbes contrainte-déformation avec celles obtenues pour des éprouvettes normalisées. Nous avons ainsi remarqué que l'ensemble des grandeurs d'intérêt que nous mesurions présentaient un biais lié à la géométrie de l'éprouvette et quantifié celui-ci.

La campagne expérimentale sur le taux de déformation et le taux d'humidité (Sec 2.5) a mis en lumière le comportement visqueux du bois quel que soit son taux d'humidité. Nous avons calculé qu'au taux d'humidité le plus élevé de notre campagne ($H = 95$ %), les lumens n'étaient pas complètement saturés en eau. Bien que dans la réalité ce phénomène n'arrive presque jamais, nous n'avons pas pu observer l'influence du type de fluide dans les lumens sur le comportement du bois à l'état vert en compression. Cependant, dans la direction radiale, nous avons pu observer un brusque changement de comportement du bois à $\dot{\varepsilon} = 1200$ s^{-1} et $H = 95$ %.

Enfin les essais sur bois gelé (Sec 2.6) ont montré que la glace présente dans les lumens augmente fortement les propriétés mécaniques du bois (80 % d'augmentation pour la résistance à la compression dans la direction radiale à $\dot{\varepsilon} = 10^{-3}$ s^{-1}).

Bien qu'il soit regrettable que toutes les propriétés mesurées ne soient pas exploitables de manière quantitative, une part importante de ces résultats pourra servir de base de données pour des études ultérieures. Pour être exhaustif, il serait intéressant de procéder au même type d'étude sur l'ensemble des sollicitations mécaniques (comme la flexion ou la traction dans la direction des fibres) que peut subir le bois lors de son usinage. Au Chapitre 3 nous décrirons les différentes sollicitations mécaniques subies par le bois lors de son usinage en mode 90-90.



Chapitre 3

Analyse de la coupe du bois vert en conditions dynamiques

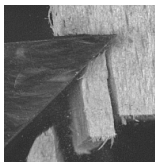
Résumé

L'analyse de la coupe du bois vert en conditions dynamiques est nécessaire à l'obtention d'une meilleure compréhension du phénomène de fragmentation. Les travaux de la littérature peuvent être classés sous deux échelles d'étude : l'échelle macroscopique, au niveau de la machine outil et l'échelle mésoscopique, au niveau de l'arête de coupe. A l'échelle mésoscopique, la coupe a été étudiée à faible et haute vitesse, ce que nous appellons conditions dynamiques.

Les mesures des efforts et énergies de coupe sont des données précieuses pour les fabricants de machine outils. Grâce à ces données, ils peuvent améliorer l'efficacité énergétique de leurs équipements. L'utilisation d'outils de corrélation d'image numérique permet aussi de déterminer les champs de déformations et de taux de déformations durant la coupe. Ces données vont permettent d'utiliser au mieux les résultats du chapitre précédent dans l'objectif d'élaborer un modèle de simulation du fraisage du bois à l'état vert.

Sommaire

3.1 État de l'art 76
3.1.1 Analyses macroscopiques de la coupe 76
3.1.2 Analyses à l'échelle mésoscopique 79
3.1.3 Conclusion sur l'état de l'art 86
3.2 Matériel et méthode 88
3.2.1 Présentation du dispositif expérimental 88
3.2.2 Grandeurs mesurées 90
3.2.3 Campagne d'essais 91
3.3 Résultats 93
3.3.1 Mécanisme de formation des plaquettes 93
3.3.2 Épaisseur des plaquettes formées et vitesse d'éjection 97
3.3.3 Champs et vitesses de déformations 101
3.3.4 Effet des passes d'usinage successives sur la taille des plaquettes 105
3.3.5 Corrélation effort - création de plaquettes 105
3.3.6 Énergie dissipée durant la coupe 113
3.4 Conclusion 121



3.1 État de l'art

Industriellement, plusieurs équipements distincts ont été conçus dans l'objectif de fragmenter le bois. Les déchiqueteuses à disques et à tambour broient entièrement des billons de petits diamètres pour produire des plaquettes tandis que les slabbers eux surfacent des billons pour réduire les dosses en plaquettes (voir Chap 1). Dans tous les cas, les outils de coupe viennent trancher les fibres du bois. On associe souvent le mode de coupe $90-90$ à ces équipements même si le mode de coupe réel voit ces angles varier au cours de l'usinage (voir Annexe B.3).

Dans ce mode de coupe, l'étude de la coupe du bois vert a été effectuée sous deux approches distinctes. La première, plus phénoménologique étudie à l'échelle macroscopique les effets des différents réglages des slabbers et déchiqueteuses sur la distribution et la qualité des plaquettes. La seconde plus fondamentale étudie la formation des plaquettes au niveau de l'arête de l'outil. A cette échelle mésoscopique, la coupe a été étudiée en conditions quasi-statiques, c'est à dire à des vitesses de coupe de quelques millimètres par seconde, et en conditions dynamiques, à des vitesses de coupe de l'ordre du mètre par seconde.

3.1.1 Analyses macroscopiques de la coupe

Dans les essais de coupe destinés à une étude à l'échelle macroscopique, les billons sont usinés à l'aide d'outillages de fragmentation industriels (slabbers ou déchiqueteuses) dans leur conditions normales d'utilisation ($V_c \simeq 3600$ m.min^{-1}, $V_f \simeq 60$ m.min^{-1}, $f_z \simeq 30$ mm).

Les plaquettes formées sont triées par tamisage selon les normes usitées [SCAN-CM 40 01]. L'influence des paramètres géométriques et cinématiques de l'outillage est analysée en fonction de la fraction de plaquettes présente dans chaque tamis. La méthode utilisée pour réaliser ces essais prend pour modèle la méthode des *5M* initiée par Ishikawa [Ishikawa 85]. Les facteurs pouvant influencer le paramètre analysé sont recensés dans un diagramme Ishikawa (Fig 3.1) puis, à l'aide d'un plan d'expériences, ces paramètres sont testés selon un ordre donné. Une analyse de la variance permet de déterminer les paramètres influents ainsi que les interactions entre ces paramètres.

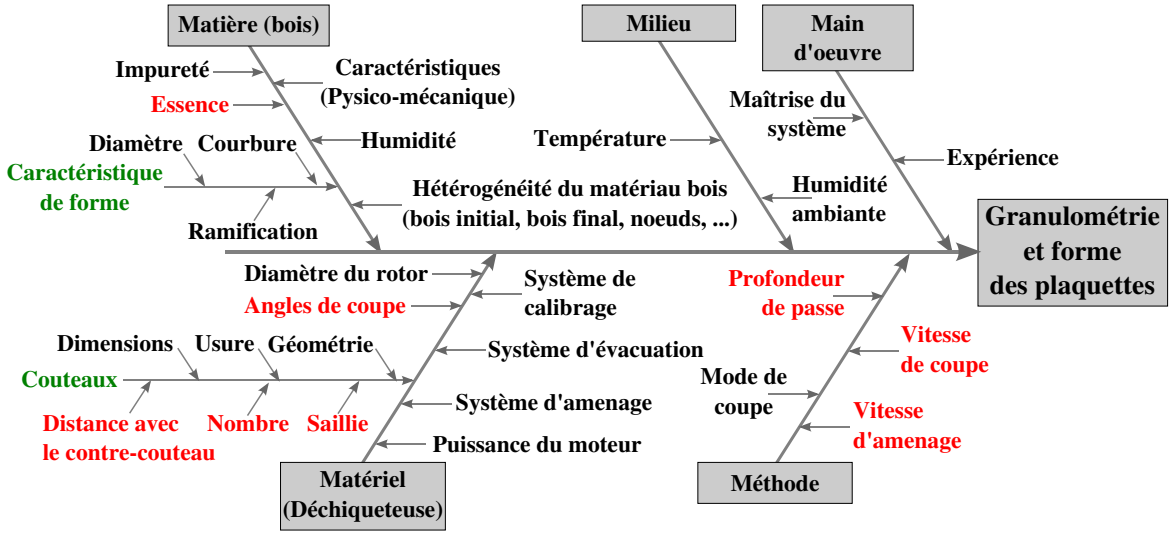
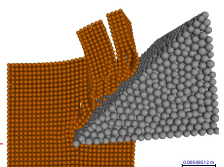


FIGURE 3.1 – Diagramme Ishikawa recensant les facteurs influençant la qualité des plaquettes pour les déchiqueteuses (D'après [Abdallah 10]).



La diversité des moyens de productions (type de tête, nombre de couteaux, présence ou non d'un contre-couteau) et matériaux (essence, humidité, température) rend délicat l'établissement de l'influence de tous les paramètres testés. Il est cependant possible de tracer de grandes lignes sur l'influence des paramètres.

3.1.1.1 Effet des paramètres cinématiques et matériaux sur la géométrie des plaquettes formées

Avance à la dent

Il est communément admis que l'épaisseur des plaquettes formées (Fig 1.12) est proportionnelle à la longueur des plaquettes (Fig 3.2) [Felber 05, Hernández 93, Hernández 95, Laganière 06, McLauchlan 79]. Le coefficient de proportionnalité dépendant des caractéristiques physiques et mécaniques des essences.

La proportion d'échardes (ou *fines*, Fig 1.26), non désirées, n'est pas affectée par l'avance à la dent [Laganière 06].

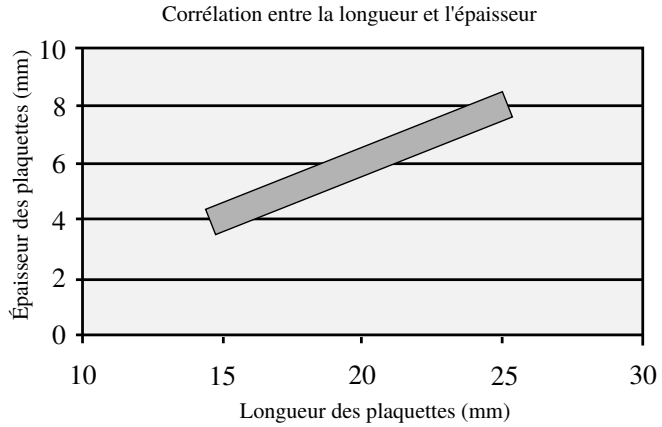


FIGURE 3.2 – Effet de la longueur des plaquettes sur l'épaisseur de celles-ci (D'après [Felber 05]).

Vitesse de coupe

L'augmentation de la vitesse de coupe diminue l'arrachement de fibres mais augmente la proportion d'échardes [Laganière 06]. Cela est causé par l'augmentation du choc à l'entrée du contre-couteau dans le bois [Hernández 97].

Contre-couteau

D'après Hernandez [Hernández 93, Hernández 95], le contre couteau est responsable de la fragmentation des plaquettes (Fig 1.13). Deux paramètres sont réglables sur ce système :

- la distance entre l'arête de coupe du couteau et l'arête de coupe du contre-couteau,
- l'angle de taillant du contre-couteau (pouvant être assimilé à l'angle du brise copeau) σ_B (Voir annexe B).

La distance entre l'arête de coupe du couteau et l'arête de coupe du contre-couteau (Fig 1.13) pour produire des plaquettes de qualité varie selon la température du bois. En règle générale, l'augmentation de cette distance diminue l'épaisseur des plaquettes. La distance optimale pour un angle de contre-couteau de 30° se situe à $15,9$ mm en été et $22,5$ mm en hiver (bois gelé) [Hernández 93].

L'augmentation de l'angle du contre-couteau diminue lui aussi l'épaisseur des plaquettes formées en augmentant les contraintes de fendage [Hernández 93, Laganière 04].

Température
La température n'a été testée que par deux niveaux : bois gelé (−20° à −5°C) et température ambiante (20° à 25°C). Ce qui répond aux problématiques des scieurs nordiques qui usinent du bois gelé tout l'hiver [Hernández 93]. Lorsque le bois est gelé, l'eau libre dans les lumens et l'eau liée dans les parois cellulaires se transforment en glace. Le bois devient un nouveau matériau dont les propriétés mécaniques sont modifiées [Hernández 93, Hernández 14b, Houziaux 08, Passarini 11]. L'épaisseur de plaquettes formées diminue fortement [Hernández 97].

Diamètre de la bille
Les billes étant posées sur un chariot, le diamètre de celles-ci influe sur la hauteur du couteau lors de l'entrée en matière. Plus une bille est grosse, plus la hauteur d'entrée dans la matière sera élevée. Aussi, si la largeur du noyau est fixée, la largeur de coupe sera plus élevée [Hernández 10]. Lorsque la largeur de coupe augmente, l'épaisseur moyenne des plaquettes diminue [Hernández 97, Hernández 10].

La hauteur de coupe est un paramètre difficile à isoler lors des campagnes expérimentales. Il n'y a pas de conclusions précises sur ce domaine [Cáceres 15, Hernández 95, Hernández 10, Laganière 04].

3.1.1.2 Énergie consommée par la coupe

L'énergie étant une ressource de plus en plus onéreuse, les scieries recherchent des outillages ayant une faible consommation énergétique. Pour les constructeurs ceci se traduit par un bon dimensionnement des moteurs mais aussi par la recherche de géométries et cinématiques de coupe minimisant l'énergie nécessaire à la fragmentation.

Peu d'études ont été faites dans ce domaine. Lusth [Lusth 12] a mesuré la perte de vitesse d'une déchiqueteuse à disque mise en roue libre et fragmentant des planches de géométrie connues. A partir de l'énergie cinétique perdue, des dimensions des planches et du nombre de coupes effectuées, il a pu remonter à l'énergie spécifique de coupe G du pin vert ($H = 50$ %). La longueur des plaquettes était fixée à 25 mm, les angles outils étaient : $\alpha_n = 3°$ et $\beta_n = 34°$.

Il a observé une augmentation de l'énergie spécifique de coupe G avec la vitesse de coupe entre 1200 et 1500 m.min^{-1}. L'énergie spécifique augmente aussi avec l'angle de levage ε, angle entre le plan de coupe et l'axe de la planche (Fig 3.3), entre 30° et 90°. L'angle de côté ψ lui a un effet décroissant sur l'énergie spécifique de coupe entre 0° et 45°. L'ordre de grandeur de l'énergie spécifique étant de 100 à 200 kJ.m^{-2}.

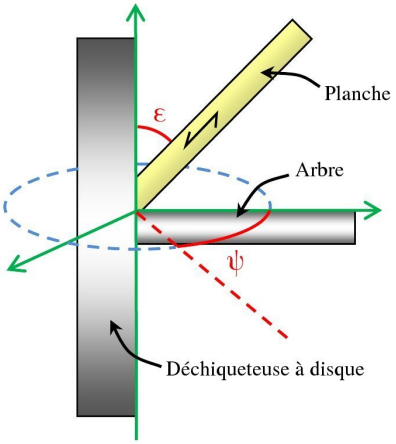
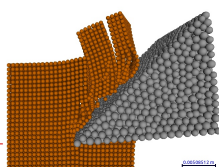


FIGURE 3.3 – Angles caractéristiques d'une déchiqueteuse à disque [Lusth 12]. ε est l'angle levage, angle entre le fil du bois et le plan de coupe. ψ est l'angle de côté.



3.1.1.3 Conclusion sur l'analyse à l'échelle macroscopique

L'analyse de la coupe à l'échelle macroscopique est un moyen simple et efficace pour observer l'influence d'un paramètre machine sur la géométrie des plaquettes formées ou sur l'énergie consommée. Cependant cette échelle d'étude ne permet pas de comprendre la mécanique du phénomène de fragmentation. Dans ce but, d'autres études ont été effectuées en se focalisant autour de l'arête de coupe.

3.1.2 Analyses à l'échelle mésoscopique

Les essais de coupe à l'échelle mésoscopique se concentrent sur l'étude des phénomènes liés à la formation du copeau autour de l'arête de l'outil. L'accent est porté davantage sur les propriétés mécaniques du matériau, la cinématique de la coupe et la mesure des efforts ou de l'énergie de coupe.

À cette échelle on distingue deux types d'essais suivant la vitesse de coupe utilisée :

— les essais quasi-statiques à faible vitesse de coupe (environ 10^{-3} m.min^{-1}) effectués sur machine de type traction-compression (Section 3.1.2.1),

— les essais dynamiques avec des vitesses de coupe de l'ordre de plusieurs dizaines de mètres par minute permettant de prendre en compte l'influence de la vitesse de coupe sur le déroulement du procédé (Section 3.1.2.2).

Pour rappel la vitesse de coupe des slabbers industriels est d'environ 3600 m.min^{-1}.

Dernièrement de nouveaux modèles proposent d'utiliser la mécanique de la rupture pour estimer les efforts de coupe (Section 3.1.2.3).

3.1.2.1 Étude de la coupe en conditions quasi-statiques

Les essais quasi-statiques sont les plus simples à réaliser. Dans le cadre de la fragmentation par des déchiqueteuses, plusieurs études ont été réalisées [Buchanan 63, Hellström 08b, Hellström 08a, Twaddle 97, Uhmeier 95]. Un montage expérimental représentatif du procédé est adapté sur une machine de traction-compression (Fig 3.4). Un couteau sans contre-couteau est fixé à la traverse. Le déplacement de celle-ci permet de reproduire le mouvement de coupe orthogonale.

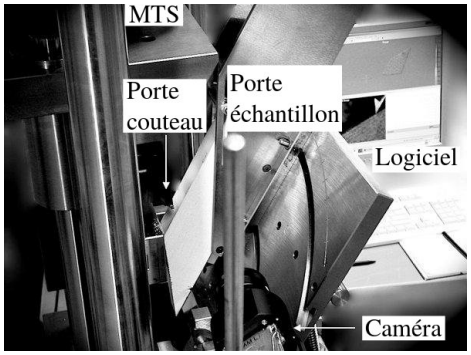


Figure 3.4 – Montage de fragmentation sur machine de traction de marque MTS (D'après [Hellström 08b]).

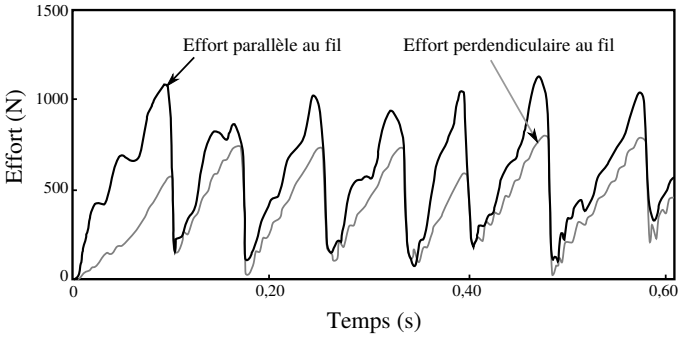


Figure 3.5 – Efforts de coupe mesurés lors de la fragmentation sur machine de traction-compression (D'après [Uhmeier 95]).

Les efforts de coupe et les déplacements sont mesurés à l'aide de la cellule d'effort et du capteur de position de la machine. Plusieurs auteurs ont montrés que les efforts de coupe aug-

mentaient régulièrement jusqu'à apparition d'une fissure et séparation de la plaquette (Fig 3.5) [Buchanan 63, Uhmeier 95].

L'étude des images et l'utilisation de la corrélation d'images numériques a permis de montrer que le mode de formation des plaquettes dépend de l'angle de taillant β_n dans le cas du pin vert [Buchanan 63, Hellström 08a]. Avec un angle de dépouille $\alpha_n = 3°$ et un angle de levage $\varepsilon = 30°$, lorsque β_n se situe entre 20 et 30°, les plaquettes se forment par fendage (Mode I : ouverture). Au-delà de 50°, le mécanisme de cisaillement prédomine (Mode II : cisaillement). La transition entre ces deux mécanismes s'effectue autour de 40°.

Les plaquettes générées par cisaillement sont plus endommagées que celles produites par fendage. Cet endommagement réduira la capacité d'imprégnation des plaquettes et réduira la qualité de la pâte produite en industrie de trituration [Juan 92]. La formation de plaquettes par cisaillement demande aussi plus d'énergie que par fendage [McLauchlan 79].

Un modèle a été développé pour prédire l'épaisseur des plaquettes formées à partir des propriétés mécaniques (Eq 3.1 [Buchanan 63]). Avec e_p et $L_{plaquette}$ l'épaisseur et la longueur des plaquettes, Res_{cis_L} la résistance du bois au cisaillement dans le sens longitudinal et Res_{comp_L} la résistance du bois à la compression dans le sens longitudinal. Les résultats de ce modèle sont encourageants à de faibles vitesses de coupe mais n'ont pas été testés à des vitesses de coupe élevées. De plus il ne s'applique que pour la formation des plaquettes par cisaillement.

$$e_p = L_{plaquette} * \frac{Res_{cis_L}}{Res_{comp_L}} \tag{3.1}$$

L'augmentation du taux d'humidité du bois diminue ses caractéristiques mécaniques. Les plaquettes formées sont alors plus épaisses selon [Buchanan 63, Hellström 08a].

À ces faibles vitesses, le frottement entre le bois et l'outil est plus élevé que celui rencontré en conditions industrielles [Buchanan 63].

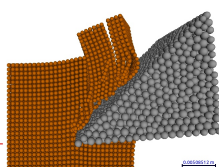
3.1.2.2 Étude de la coupe en conditions dynamiques

Les machines de traction ayant des plages de vitesses limitées, d'autres montages expérimentaux ont été créés dans l'objectif de réaliser des essais de coupe instrumentés à des vitesses de coupe de l'ordre de plusieurs mètres par seconde, proches de celles utilisées industriellement. Nous avons classifié les différents montages dédiés à la coupe rencontrés dans la littérature ainsi que leurs capacités respectives.

Raboteuse

Afin de réaliser des essais de coupe orthogonale dans le bois, il est possible d'utiliser les axes des fraiseuses à commandes numériques à grandes vitesses. L'éprouvette est fixée sur une platine piézoélectrique, serrée sur le bâti. La vitesse de coupe, dans le cas d'un outil fixe, est égale à la vitesse d'avance des axes. Ce montage permet une souplesse et une simplicité sans égal pour la variation des paramètres cinématiques de coupe. Ainsi qu'un asservissement en vitesse et en position. Cependant l'axe doit être assez long pour permettre à la broche d'accélérer avant d'atteindre une vitesse constante durant la coupe (240 m.min^{-1} pour [Eyma 02] sur bois sec) puis de décélérer.

À des vitesses de coupe beaucoup plus faibles ($0,4$ m.min^{-1}), [Kuljich 13b] et [Hernández 14a] ont réalisé des essais de rabotage sur de l'épicéa et du sapin vert pour étudier les efforts de coupe et l'intégrité de surface à l'aide de couteaux de finition. Les paramètres étudiés étaient : hauteur de coupe ($h = 1$ à 3 mm), divers modes de coupe ($0-90$, $15-75$, $30-60$ et $45-45$) et plusieurs



angles de coupe (γ_n = 35 à 65°, β_n = 20°). Logiquement les efforts parallèles à la direction de coupe augmentent avec la hauteur de coupe h. L'augmentation de l'angle de coupe permet de diminuer les efforts parallèles à la direction de coupe. L'effet du mode de coupe est plus complexe à appréhender, car celui-ci interagit avec l'angle de coupe, la hauteur de coupe et le matériau en faisant intervenir la résistance à la compression et au cisaillement de celui-ci.

Tour Usinage Grande Vitesse

McKenzie [McKenzie 60a, McKenzie 60b, McKenzie 62] a réalisé des essais de coupe en mode 90 − 90 sur bois très sec (H = 5 %) et saturé à l'aide d'un tour Usinage Grande Vitesse (V_c = 780 à 7800 m.min^{-1}). Il photographia la coupe pour plusieurs conditions de coupe différentes. Ceci lui a permis de mettre à jour deux phases dans la coupe : la formation du copeau ainsi que la rupture du copeau et son éjection. La formation du copeau consomme la plupart de l'énergie de coupe. Celle-ci comporte deux étapes :

1. Indentation : le bois est déformé par la pénétration de l'outil sans rupture apparente.
2. Séparation : formation du copeau au niveau du plan de coupe.

L'analyse des images de coupe a montré l'existence de plusieurs zones de sollicitations mécaniques jugées prépondérantes dans l'apparition de fissures observées lors de le coupe du bois (Fig 3.6) [McKenzie 60b] :

— *Zone 1* : Traction parallèle au fil du bois (Fig 3.7),
— *Zones 2 et 3* : Cisaillement le long du fil du bois,
— *Zone 4* : Flexion du fil du bois causé par l'arête de coupe,
— *Zone 5* : Flexion du fil du bois.

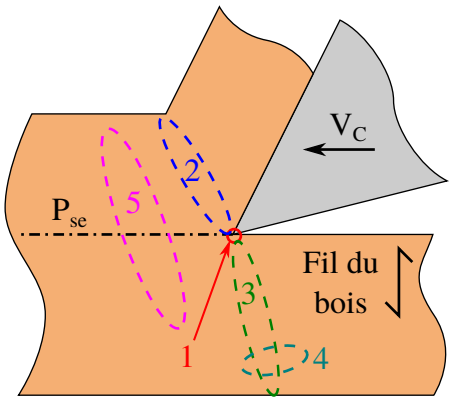


FIGURE 3.6 – Zones de fissuration lors de la coupe en mode 90-90 (D'après [McKenzie 62]).

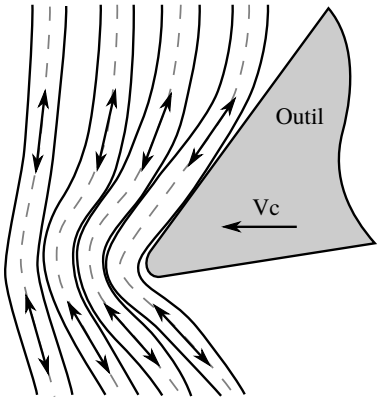


FIGURE 3.7 – Modèle de rupture des fibres par traction en mode 90-90 (D'après [McKenzie 62]).

Les sollicitations mécaniques présentes dans ces différentes zones amènent deux types de fissures principales :

— *Type* I : Déchirures plus ou moins régulières le long du fil sous le plan de coupe (Zone 3). Celles-ci apparaissent après la première passe. Lorsqu'une déchirure intervient en Zone 3, un copeau est généré par cisaillement en Zone 2.
— *Type* II : Fissures plus ou moins continues en Zone 4, perpendiculaires au fil et parallèles à la surface de coupe. Ce type de fissure génère un deuxième copeau sous le plan de coupe.

L'augmentation de la densité et de l'humidité favorise l'apparition de copeau de type *I*. L'augmentation de l'épaisseur du copeau et la diminution de l'angle de coupe favorise l'apparition de fissures de type *II*.

Pendule de Chardin

Dans les années soixante Chardin [Chardin 58], en s'inspirant du pendule de Charpy, conçut et réalisa un pendule dynamométrique appelé aussi pendule de Chardin (Fig 3.8). Ce pendule a pour objectif de mesurer l'énergie dissipée par la coupe du bois dans le cadre du sciage. Il est composé d'un bâti et d'un bras rigide (Fig 3.9). En bout de ce bras est fixé un couteau. Lorsque le bras tombe, il vient couper une éprouvette en bois située au point mort bas du pendule fixée sur le bâti. L'énergie dissipée se calcule par la différence entre l'angle de remontée à vide du pendule θ et l'angle de remontée après coupe ω, pour un angle de lâché α connu. En divisant l'énergie dissipée par la longueur coupée, il est possible de calculer l'effort moyen tangent à la vitesse de coupe durant la coupe.

FIGURE 3.8 – Pendule de Chardin du LaBoMaP (Longueur du bras : 1, 2 m. Masse du bras : 36 kg. $V_c \simeq 420$ m.min^{-1}).

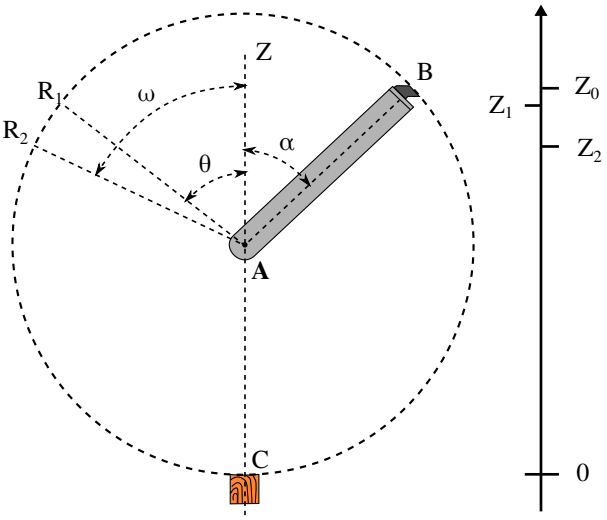
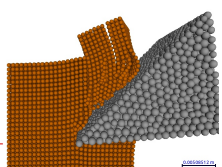


FIGURE 3.9 – Schéma de principe du pendule de Chardin [Chardin 58].
α : Angle de lâché.
θ : Angle de remontée à vide.
ω : Angle de remontée après coupe.

La vitesse de coupe est directement liée à l'angle de lâché et à la longueur du bras. Le pendule de Chardin du LaBoMaP possède un bras de 1, 2 m d'une masse de 36 kg. La vitesse au point mort bas atteint environ 420 m.min^{-1}. Il est possible de doubler la vitesse de coupe en plaçant l'éprouvette en bout d'un second bras, placé symétriquement au premier et lâché au même moment. Au point mort bas, la vitesse de coupe atteint alors environ 840 m.min^{-1}. L'énergie mécanique disponible lors de l'utilisation d'un seul bras est de 756 J. Lors de la coupe, la vitesse du bras diminue, l'énergie cinétique étant dissipée dans la coupe.

Eyma [Eyma 02, Eyma 05] a ajouté une platine piézoélectrique à ce montage pour mesurer les efforts de coupe lors d'essais de sciage (coupe orthogonale continue) sur bois sec. Il s'agit d'une platine Kistler 9257A permettant de mesurer des efforts jusqu'à 5 kN et ayant une fréquence propre de 4 kHz. Ce type de capteur est simple d'utilisation, fiable et robuste pour mesurer des efforts continus.

[Hatton 15] a utilisé le même type de montage pour étudier l'effort nécessaire lors de l'ébranchage des arbres par abatteuse.



Déchiqueteuse instrumentée

McLauchlan [McLauchlan 79] lors de son étude sur la fragmentation des déchiqueteuses à disque définit ses angles outil en main (voir Annexe B) dans une configuration particulière (Fig 3.10). Ici le plan perpendiculaire à l'arête P_n contient la direction de coupe et la direction d'avance il est donc confondu avec les plans P_o et P_f. L'arête de coupe se trouve horizontale, passant par l'axe de la déchiqueteuse. C'est une configuration "machine" qui est représentative de la réalité dans la mesure où le diamètre des billes broyées est faible devant le diamètre de la déchiqueteuse.

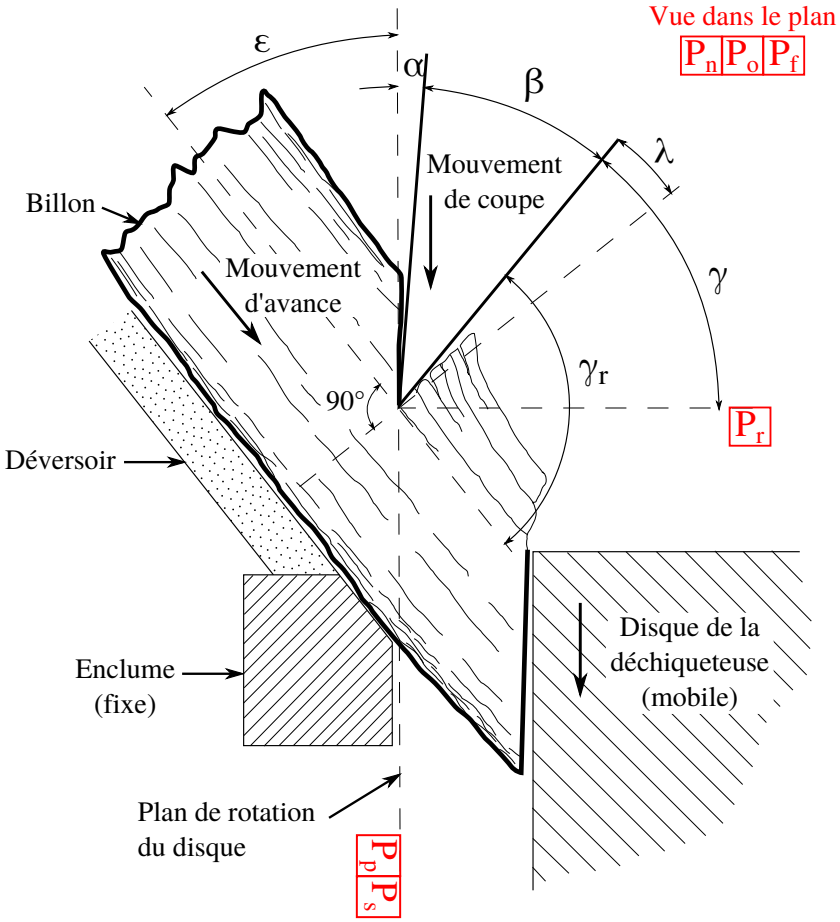


FIGURE 3.10 – Schéma de principe d'une déchiqueteuse et angles remarquables associés (D'après [McLauchlan 79] et [Abdallah 10]). ε appelé *angle de levage* correspond à l'angle entre le déversoir et le plan de rotation du disque. γ_r est l'*angle réel de coupe* entre la face de coupe et le fil du bois. λ est un angle complèmentaire à ε, α et β. Les plans outils sont définis dans l'annexe B.

McLauchlan a réalisé ses essais en faisant varier l'*angle de levage* ε correspondant à l'angle entre le déversoir et le plan de rotation du disque (aussi appelé *angle d'inclinaison du bois*). Géométriquement la longueur des plaquettes $L_{plaquette}$ est reliée à l'avance à la dent f_z par la relation 3.2.

$$L_{plaquette} = \frac{f_z}{\sin GD} \tag{3.2}$$

L'auteur a défini l'angle λ pour caractériser la transition entre les mécanismes de fissuration (Eq 3.3 et Fig 3.10). Abdallah [Abdallah 10] dans cette même configuration de coupe utilise l'*angle réel de coupe* γ_r qui est l'angle entre la face de coupe et le fil du bois (Eq 3.4 et Fig 3.10).

$$\lambda = 90 - (\alpha + \beta + \varepsilon) \quad (3.3)$$

$$\gamma_r = 180 - (\alpha + \beta + \varepsilon) = 90 + \lambda \quad (3.4)$$

Dans cette configuration, l'angle de pente de fil GD, définit en Annexe B.3 est égal à l'angle de levage ε.

La mesure d'efforts de coupe étant une donnée inexistante à haute vitesse de coupe dans le bois, plusieurs auteurs ont instrumenté des déchiqueteuses pour observer la coupe ou mesurer les efforts liés à la coupe. Hellstöm [Hellström 10, Hellström 11] a conçu et réalisé une déchiqueteuse capable d'atteindre des vitesses de coupe de l'ordre de 300 m.min^{-1} et instrumentée à l'aide d'une platine piézoélectrique pour mesurer des efforts de coupe de plus de 25 kN (Fig 3.11). Cependant à ces vitesses de coupe, l'action du couteau sur le bois génère des chocs et fait vibrer le système de mesure d'effort. Malgré l'utilisation d'un système masse-ressort pour filtrer ce phénomène, les signaux de sortie sont extrêmement bruités (Fig 3.12). De plus la fréquence de fragmentation (environ 2 kHz à $V_c = 900$ m.min^{-1}) étant supérieure à la plage de fréquence admissible de la platine (environ 1 kHz), il est difficile de déterminer si les pics visibles sur la figure 3.12 sont causés par la fragmentation des plaquettes ou s'il s'agit d'une vibration du système de mesure.

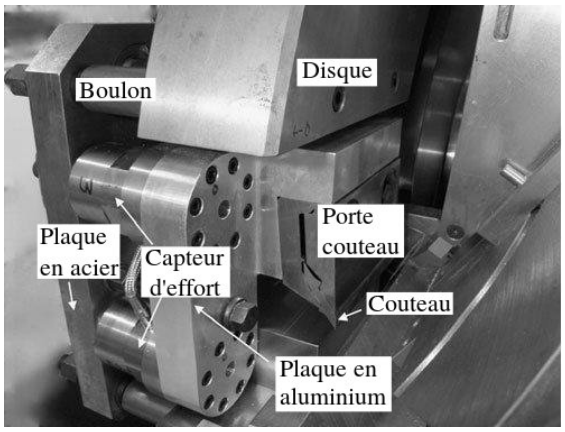


FIGURE 3.11 – Déchiqueteuse instrumentée à l'aide d'une platine piézoélectrique (D'après [Hellström 11]).

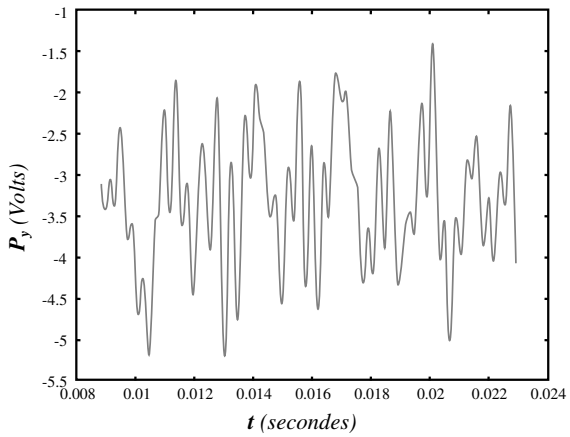
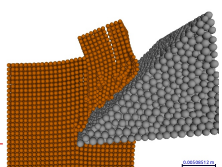


FIGURE 3.12 – Signal de sortie de la platine piézoélectrique de la déchiqueteuse visible à la Figure 3.11 (D'après [Hellström 11]).

Afin d'augmenter la plage de fréquences admissibles du système de mesure, Abdallah [Abdallah 10, Abdallah 14] a installé deux extensomètres sous l'enclume (Fig 3.13). L'enclume est une pièce metallique faisant partie du bâti de la déchiqueteuse, sur laquelle glisse le billon avant sa fragmentation. C'est la pièce immobile la plus proche du disque (Fig 3.10). Selon Hartler [Hartler 63], ce dispositif devait permettre de visualiser l'effort d'impulsion lors du choc du couteau avec le billon puis l'effort lié à la fragmentation (Fig 3.14). Cependant ce système ne permet toujours pas de mesurer les efforts liés à la production de chacune des plaquettes.

Système balistique

Un grand nombre d'études sur la formation du copeau en usinage des métaux a été réalisé à l'aide d'un *Quick-stop devices*, matériel permettant d'interrompre quasi-instantanément la coupe [Komanduri 81]. Cependant ce type de matériel ne fonctionne que jusqu'à des vitesses de coupe de l'ordre de 240 m.min^{-1} [Sutter 05]. Au-delà l'outil ne se retire pas assez rapidement et le copeau



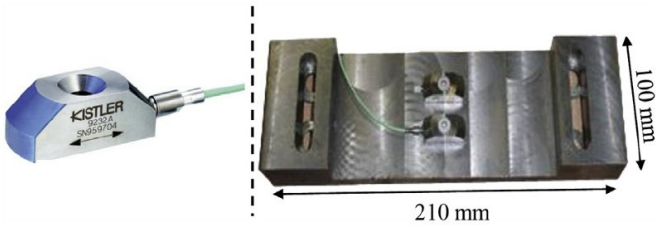


Figure 3.13 – Extensomètre utilisé et fixation sur l'enclume [Abdallah 14].

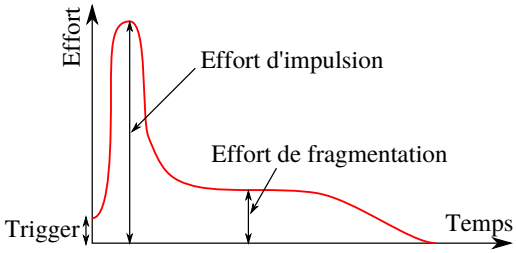


Figure 3.14 – Schéma de l'évolution de l'effort de coupe lors du passage du couteau (D'après [Hartler 63]).

s'écrase sur celui-ci. Pour étudier la formation du copeau en UGV (*Usinage Grande Vitesse*), il est nécessaire de concevoir d'autres moyens d'observations.

Sutter [Sutter 05] a développé un banc de coupe orthogonale pour réaliser des essais à de très grandes vitesses de coupe. Ici un canon à air comprimé projette un porte-pièce et un échantillon à l'intérieur d'un tube à des vitesses comprises entre 1020 et 3000 m.min^{-1} (Fig 3.15). En sortie de tube, l'échantillon percute deux outils coupants et est usiné. Une caméra rapide filme la scène (Fig 3.16) et des jauges de déformations, montées sur le tube de sortie, permettent de remonter aux efforts de coupe. La longueur de coupe est de 12 mm, la largeur de coupe 10 mm et l'avance à la dent de l'ordre d'environ $0,6$ mm. Ce montage est comparable à celui utilisé pour les essais de cisaillage à grandes vitesses réalisés au PIMM [Gaudilliere 11].

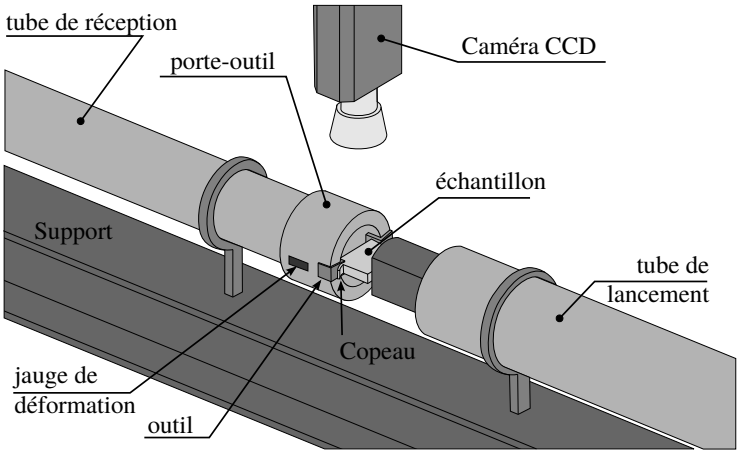


Figure 3.15 – Essais de coupe pour l'acier sur barres de Hopkinson (D'après [List 13]).

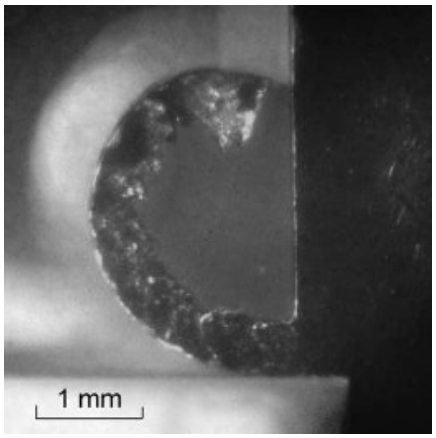
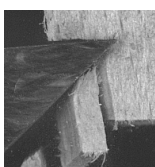


Figure 3.16 – Copeau généré avec le montage de la figure 3.15 (Acier C18, $V_C = 1500$ m.min^{-1}) [Sutter 05].

En ce qui concerne la coupe du bois, Wyeth [Wyeth 08] a utilisé le même type de système pour réaliser des coupes à 480 m.min^{-1} avec des profondeurs de passes de l'ordre du dixième de millimètre. Les efforts étant mesurés à l'aide d'une cellule d'efforts. Ces dimensions sont faibles par rapport à la cinématique de la coupe du bois dans les scieries. Pour étudier la fragmentation des plaquettes de bois vert dans les conditions industrielles, le système devra permettre une longueur de coupe minimum de 20 mm, une largeur de coupe de 20 mm et une avance à la dent de 30 mm. Ces modifications nécessitent la conception d'un banc d'essais avec des barres de grandes dimensions où un soin particulier doit être pris sur l'adaptation d'impédances mécaniques.



3.1.2.3 Étude de la coupe d'un point de vue énergétique

Atkins [Atkins 05, Atkins 09] montre que traditionnellement le monde de l'usinage néglige l'énergie nécessaire à la création de nouvelles surfaces. Cependant depuis quelques années dans le domaine de la coupe, les développeurs de modèles éléments finis ont ajouté un critère de séparation à la pointe de l'outil. Celui-ci étant de l'ordre de 10 kJ.m^{-2} [Atkins 05]. Or ce critère correspond au travail spécifique de séparation de surface R qu'il est possible de calculer à l'aide d'essais de coupe orthogonale.

Cette approche a ensuite été validée pour le bois pour différents essais de coupe orthogonale de douglas sec [Wyeth 08] et dans le cas du sciage [Orlowski 13]. La base de données de [Kretschmann 10] possède quelques valeurs du travail spécifique de séparation de surface (Tab 3.1).

	Travail spécifique de séparation de surface (kPa.m$^{1/2}$)			
	Mode I		Mode II	
Essence	TL	RL	TL	RL
Douglas	320	360		2230

TABLEAU 3.1 – Énergie spécifique de séparation de surface dans les plans longitudinal-tangentiel TL et longitudinal-radial RL pour du bois sec selon le mode de fissuration [Kretschmann 10].

3.1.2.4 Conclusion sur l'analyse à l'échelle mésoscopique

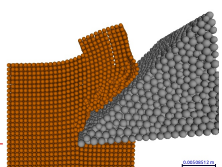
L'analyse de la coupe à l'échelle mésoscopique à de faibles vitesses de coupe permet de mesurer finement les actions mécaniques liées à la fragmentation, les champs de déformations lors de la coupe et l'énergie dissipée par celle-ci. Cependant à ces vitesses de coupe, le comportement visqueux du bois n'est pas du tout pris en compte. De nombreux dispositifs expérimentaux ont été réalisés pour caractériser la coupe du bois à des vitesses de coupe élevées. Cependant à ces vitesses, la mesure des efforts de coupe et des champs de déformations est particulièrement délicate à mettre en œuvre.

3.1.3 Conclusion sur l'état de l'art

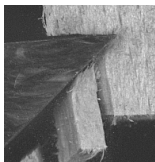
L'étude de la coupe du bois d'un point de vue macroscopique ne fait apparaître l'influence des paramètres cinématiques que de manière phénoménologique. Pour maîtriser la forme et la granulométrie des plaquettes, il est nécessaire de mieux comprendre le phénomène de fragmentation des plaquettes. L'étude à l'échelle mésoscopique est donc nécessaire.

Peu d'études sur ce sujet utilisent à la fois du bois vert et des vitesses de coupe approchant les vitesses industrielles. En effet ces deux paramètres ajoutent des difficultés expérimentales. L'objectif de cette étude est de valider les résultats obtenus en quasi-statique en terme de mesure d'efforts et de champs de déplacement mais dans des conditions dynamiques. Les nouveaux modèles de coupe utilisant la mécanique de la rupture seront appliqués sur les essais réalisés. La somme de données recueuillies permettra d'établir une base de comparaison avec les simulations numériques.

Bien que le PIMM laboratoire d'Arts et Métiers ParisTech à Paris possède un banc de cisaillage à grande vitesse [Gaudilliere 11], l'utilisation de ce banc demanderait de nombreuses modifications beaucoup trop chronophages pour les objectifs visés. Le LaBoMaP disposant d'un



pendule de Chardin, utilisé durant la thèse de Eyma [Eyma 02], ce dispositif expérimental va être principalement utilisé durant cette étude.



3.2 Matériel et méthode

3.2.1 Présentation du dispositif expérimental

Pour les essais de coupe réalisés au LaBoMaP, le pendule de Chardin (Figs 3.8 et 3.9) a été utilisé en y apportant quelques modifications par rapport aux travaux de [Eyma 02]. Ce dispositif a été choisi en raison de ses capacités en termes de vitesse de coupe, de facilité d'instrumentation et de sa disponibilité. Afin de limiter le nombre de pièces à fabriquer, l'outil de coupe est fixé sur le bâti par l'intermédiaire d'une platine piézoélectrique et d'un porte-outil dédié (Fig 3.17). L'échantillon à couper se situant ainsi à l'extrémité du bras du pendule. L'ensemble des plans des pièces conçues et fabriquées pour ce banc d'essai sont disponibles à l'annexe C.2.

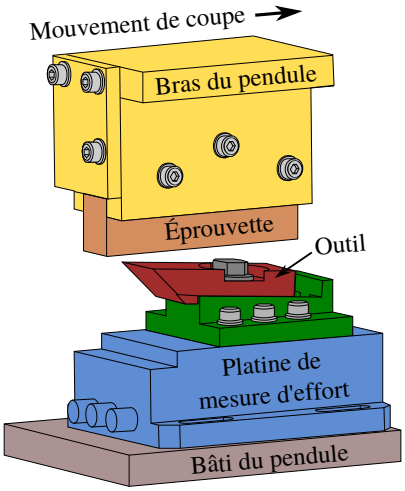


FIGURE 3.17 – Dispositif de coupe orthogonale sur le pendule de Chardin (D'après [Pfeiffer 15]).

L'outil utilisé est un couteau d'un slabber CT-600 de la société LBL-Brenta-CD. Il a été affuté préalablement aux essais ($\alpha = 5°$, $\beta = 40°$ et $\gamma = 45°$). L'arête de coupe est placée perpendiculairement au mouvement de coupe du pendule et parallèle à l'axe du pendule ($\kappa_r = 0°$, $\lambda_S = 0°$, voir annexe B) ce qui correspond à un mode de coupe $90 - GD$ avec GD l'angle de pente de fil (Annexe B.3). La longueur de coupe (142 mm) et le mouvement relatif du bras du pendule par rapport à sa structure engendre une variation de l'angle de pente de fil GD de $6,8°$ entre le début et la fin de la coupe. La vitesse du pendule au moment du début de la coupe est fixée par sa géométrie à 406 m.min^{-1}. L'énergie disponible pour la coupe est fournie par la seule chute du bras (756 J). Celle-ci étant partiellement utilisée pour la coupe de l'éprouvette, la vitesse du bras du pendule diminue fortement durant la coupe (environ 90 m.min^{-1}).

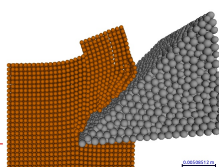
Par rapport au dispositif de [Eyma 02], plusieurs capteurs ont été ajoutés (Figs 3.18 et 3.19).

— Un capteur de déplacement à laser Keyence LK-H082 permet la mesure de la position et de la vitesse du pendule durant la coupe par l'intermédiaire d'une cale pentée sur le côté du bras. Il sert aussi de déclencheur pour démarrer l'enregistrement des signaux.

— Un accéléromètre Brüel & Kjær 4397 enregistre les vibrations du couteau lors de la variation des efforts de coupe. Son intérêt réside dans le fait que sa fréquence propre est d'environ 20 kHz ce qui est largement supérieur à celle de fragmentation du copeau (environ 7 kHz).

— Un microphone Brüel & Kjær 4188 enregistre le son produit par les fissurations liées à la formation des plaquettes de bois vert.

— Une caméra rapide Phantom v9.1, prêtée par le LaMCoS [Maigre 13], a été utilisée pour filmer la coupe et effectuer de la corrélation d'images numériques.



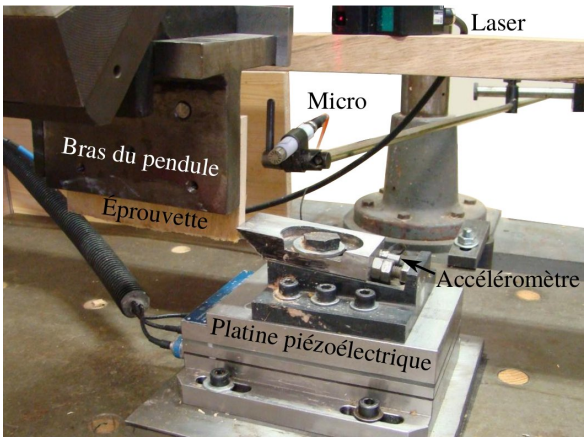


Figure 3.18 – Vue générale de la position des différents capteurs pour les essais de coupe.

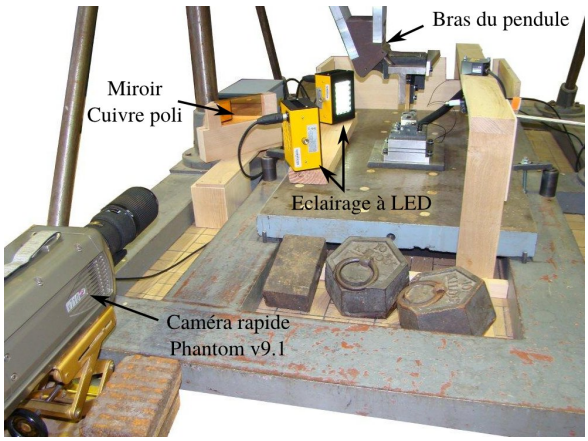


Figure 3.19 – Vue générale du dispositif d'acquisition des vidéos de coupe.

Les signaux du capteur de déplacement laser et de la platine piézoélectrique ont besoin d'être amplifiés et convertis en tension avant d'être envoyés aux cartes d'acquisition (Fig 3.20). Ainsi, le capteur de déplacement à laser Keyence LK-H082 nécessite l'utilisation d'un contrôleur Keyence LK-HD500. Celui-ci converti la distance mesurée à une fréquence donnée en une tension analogique comprise entre ± 10 V. Dans notre cas, la plage de mesure de distance du laser de -18 à $+18$ mm est convertie en tension comprise entre 0 et 5 V. La fréquence d'acquisition, identique pour l'ensemble des capteurs, est fixée à 50 kHz.

La platine piézoélectrique Kistler 9157A, d'une capacité de 5 kN, convertit les efforts reçus dans les trois directions en charges électriques. Celles-ci sont amplifiées et converties en tension analogique par un amplificateur de charge Kistler 5019A. Les sensibilités et gains associés à chacune des voies sont configurés dans l'amplificateur via un programme développé sous DasyLab®.

Le microphone et l'accéléromètre, à électronique intégrée, n'ont pas besoin d'interfaces avant les cartes d'acquisition.

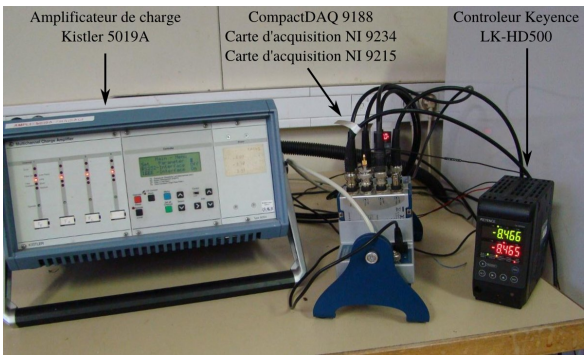


Figure 3.20 – Vue générale de la position des conditionneurs et cartes d'acquisitions.

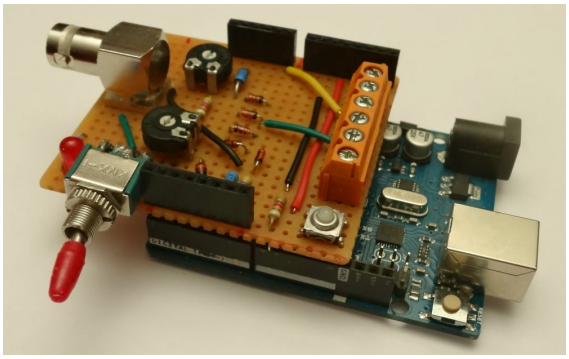
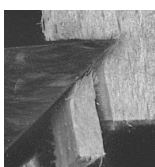


Figure 3.21 – Boitier de déclenchement réalisé à partir d'un module Arduino Uno.

Deux cartes d'acquisition de National Instrument fixées sur un châssis réalisent l'interface entre les capteurs ou contrôleurs et l'ordinateur. La première carte d'acquisition de signaux analogiques *NI 9215* possède 4 voies pour acquérir des tensions de ± 10 V. Sur cette carte sont connectées les sorties de l'amplificateur de charge (3 voies) et la sortie du contrôleur du capteur laser (1 voie). Cette carte a une résolution de 16 bits par voie, l'acquisition sur l'ensemble des voies étant synchronisée.



La deuxième carte d'acquisition de sons et de vibrations *NI 9234* qui possède 4 voies pour acquérir les tensions de sortie de microphones et d'accéléromètres (±5 V). Le microphone et l'accéléromètre y sont donc connectés (2 voies). La résolution sur chacune des voies est de 24 bits pour une fréquence d'échantillonnage maximale de 51,2 kHz. Il est aussi possible de configurer certaines voies pour l'acquisition de tensions continues de ±5 V. Sur une troisième voie est connectée de nouveau la sortie du contrôleur du capteur laser.

La synchronisation de l'acquisition des signaux sur les deux cartes ainsi que le transfert vers l'ordinateur étant assurée par un châssis (compacDAQ *NI 9188*). Cet équipement permet de connecter jusqu'à 8 cartes d'acquisitions en parallèle. Les données sont transférées vers l'ordinateur via une liaison Ethernet. Le compacDAQ permet la gestion de fréquences d'échantillonnage différentes pour chacune des cartes. On notera que chacune des cartes enregistre la tension de sortie du contrôleur laser. Cette précaution supplémentaire permet de vérifier la bonne synchronisation de l'acquisition entre les deux cartes.

Le boitier de déclenchement permettant de commander l'enregistrement des films de coupe est conçu à partir d'un module Arduino Uno et d'une carte de prototypage conçu et réalisé par nos soins (Fig 3.21).

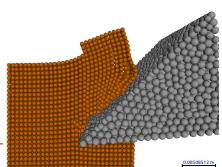
3.2.2 Grandeurs mesurées

Au cours de ces essais les grandeurs suivantes sont mesurées :

- Efforts de coupe dans les trois directions grâce à la platine piézoélectrique.
- Énergie totale dissipée par la coupe via l'angle de remontée du bras. Cet angle est mesuré avec une aiguille qui remonte avec le bras.
- Vitesse du pendule au niveau de la cale pentée à l'aide du capteur de déplacement laser.
- Enregistrement des sons avec le microphone.
- Accélérations dans la direction du couteau à l'aide de l'accéléromètre.
- Épaisseur des plaquettes à l'aide de la caméra rapide.
- Instants de création des plaquettes à l'aide de la caméra rapide.
- Vitesse d'éjection des plaquettes à l'aide de la caméra rapide.
- Énergie consommée par la coupe à l'aide de la caméra rapide, de la platine et du capteur laser.
- Champs des vitesses et champs des déformations à l'aide de la caméra rapide et d'un logiciel de corrélation d'image (7D [Vacher 99]).

Ainsi chaque essai de coupe est très riche en données à analyser. Ceci nous permet d'étudier l'influence de divers paramètres de coupe et du matériau sur la géométrie des plaquettes formées, l'énergie nécessaire à la coupe, le type de fissuration ainsi que sur la zone mécaniquement affectée du matériau.

L'ensemble de la chaîne d'acquisition est résumée sur la Figure 3.22.



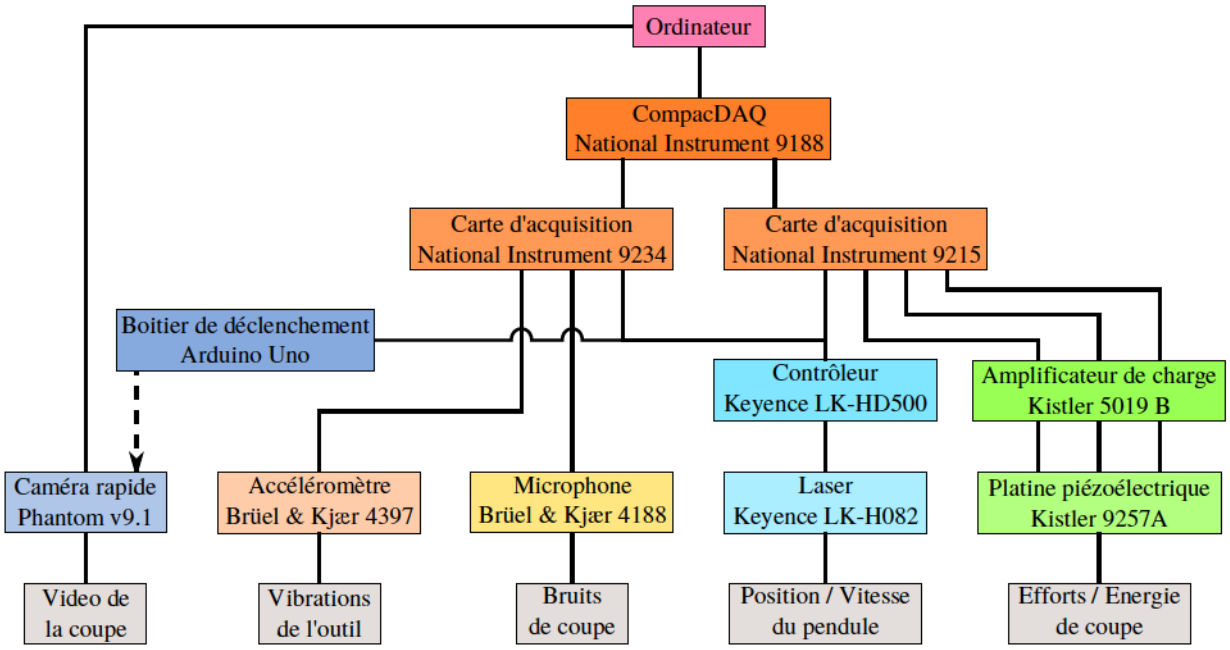


Figure 3.22 – Chaine d'acquisition des essais de coupe sur le pendule du LaBoMaP.

3.2.3 Campagne d'essais

Pour les essais de coupe, plusieurs paramètres de coupe et matériaux ont été testés (Fig 3.23).

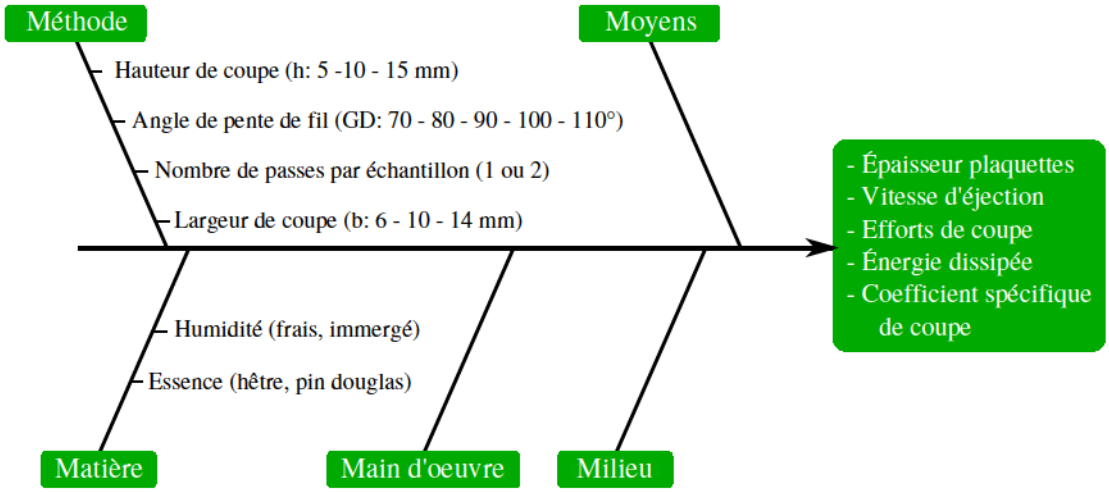


Figure 3.23 – Paramètres testés lors de la campagne expérimentale de coupe.

Comme le taux d'humidité ne peut être maîtrisé au delà du PSF, le bois a été conservé dans deux milieux différents afin d'obtenir deux niveaux d'humidité : frais et immergé. Les éprouvettes de bois frais ont été usinées peu de temps après l'abattage de l'arbre et son débit en plots. Elles ont été enveloppées de film plastique et conservées au réfrigérateur à 6°C (H = 65 % pour le hêtre et 42 % pour le douglas). Les éprouvettes immergées ont été usinées au même moment et à partir des mêmes planches que les fraiches. Elles ont été conservées immergées dans l'eau durant plusieurs mois (H = 100 % pour le hêtre et 116 % pour le douglas).

Trois niveaux de hauteur de coupe ont été choisis : $h = 5$, 10 et 15 mm. Bien que l'effet de la hauteur de coupe sur l'épaisseur des plaquettes n'est plus à démontrer, il y a peu de données sur l'effet de ce paramètre sur les efforts et l'énergie dissipée. Ces données serviront aussi pour comparer les simulations numériques avec la réalité.

La largeur de coupe b a été fixée à 10 mm afin de rester dans des niveaux d'énergie consommée compatibles avec la capacité du pendule.

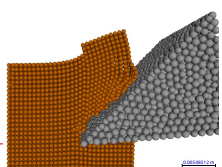
Cinq niveaux d'angle de pente de fil ont été choisis : $GD = 70$, 80, 90, 100, 110. Plus cet angle est élevé plus la coupe se produit en contrefil. L'objectif est de rechercher la limite de zone de bonne fragmentation au niveau du fil du bois en plus des différents paramètres de coupe.

Enfin pour vérifier l'effet d'un pré-endommagement des éprouvettes sur les plaquettes formées, deux essais de coupe successifs ont été menés sur la même éprouvette.

Plusieurs campagnes expérimentales ont été réalisées pour tester l'influence de chacun des paramètres cités ci-dessus. Le détail de ces campagnes est visible au tableau 3.2.

Essence	H (%)	h (mm)	b (mm)	GD (°)	Passes	Répétitions	Nb Essais
H - D	F - I	5 - 10 - 15	10	90	1	6	72
H - D	F - I	10	10	70 - 80 - 100 - 110	1	6	96
H	F	10	10	90	2	2	2

TABLEAU 3.2 – Détail des différents essais de coupe réalisés sur le pendule de Chardin. (H : hêtre, D : douglas, F : bois frais, I : bois immergé).



3.3 Résultats

3.3.1 Mécanisme de formation des plaquettes

En plus de nous permettre d'observer la formation des plaquettes, l'analyse des films de coupe a mis en lumière la présence d'autres phénomènes mécaniques liés à la coupe. Nous avons pu définir une zone de bonne fragmentation, où avec la géométrie d'éprouvette retenue, une fragmentation régulière était observée. Dans cette zone, une analyse plus fine a permis de comprendre comment se produisent les plaquettes.

Pour faire le parallèle avec les essais sur déchiqueteuses à disque, nous rappelons que dans cette configuration spécifique, l'angle de levage ε est égal à l'ange de pente du fil GD défini par [Pfeiffer 15] (Voir annexe B).

3.3.1.1 Zones de bonne fragmentation

À l'aide des vidéos de coupe et des copeaux prélevés, nous avons pu mettre en évidence des zones de bonne fragmentation, c'est à dire des zones où la fragmentation se déroulait de manière homogène et régulière avec des éprouvettes de largeur 10 mm. En ce qui concerne le hêtre, pour des hauteurs de coupe h de 10 mm, des plaquettes sont générées quel que soit l'angle de pente de fil entre 70 et 100° (Fig 3.24), et ce quelle que soit l'humidité de l'éprouvette ($H = 60$ ou 130 %). Ceci confirme la pertinence du choix de cette essence comme matériau de référence.

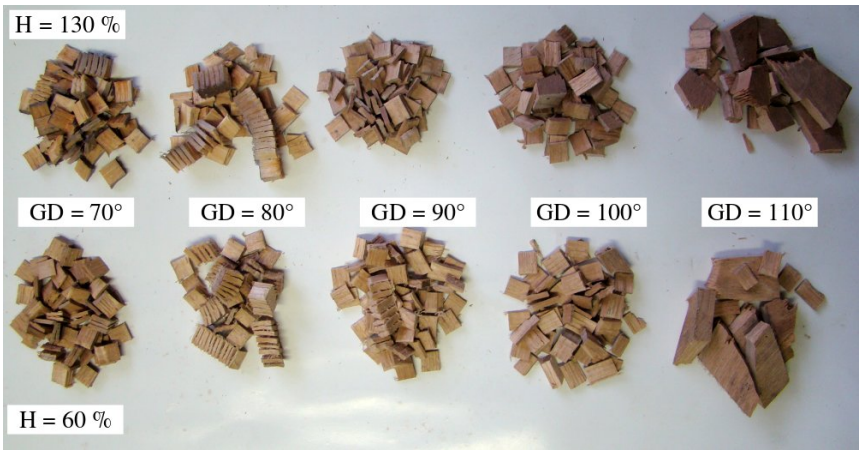


Figure 3.24 – Effet de la pente de fil GD sur la géométrie des plaquettes de hêtre.

À $GD = 110°$, le mécanisme de formation des copeaux est fondamentalement différent. Ce ne sont plus des plaquettes de sections homogènes mais des morceaux de grande taille qui sont arrachés par la rupture en traction des fibres. Ce type de rupture s'accompagne d'arrachements sur la surface de l'éprouvette (Fig 3.25). Les contraintes de traction sont telles qu'elles endommagent l'éprouvette en profondeur jusqu'à la disloquer en plusieurs morceaux.

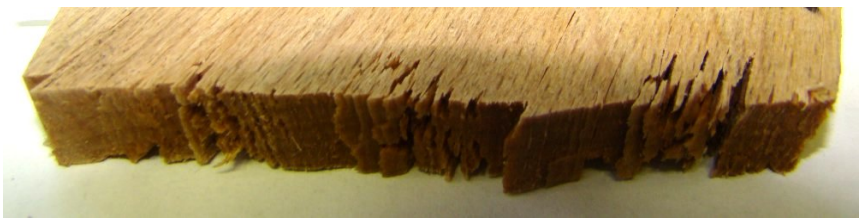


Figure 3.25 – Surface coupée d'une éprouvette de hêtre ($H = 60$ %, $GD = 110°$, $h = 10$ mm).

On remarque aussi qu'en dessous de 90°, il arrive que les plaquettes ne soient pas complètement

séparées mais reliées encore entre elles par quelques fibres. Pourtant un cisaillement a pu être observé, sur les vidéos, sur toute la hauteur de coupe lors de la génération des plaquettes. A cette échelle et pour ces angles de pente de fil, il serait intéressant d'étudier l'influence d'un contre-couteau plus proche de l'arête de coupe comme l'avait réalisé [Hernández 95].

En ce qui concerne le douglas, pour une hauteur de coupe h de 10 mm, des plaquettes sont générées mais seulement dans une plage d'angle de pente de fil compris entre 70° et 90° pour $H = 40$ % et entre 70° et 80° pour $H = 115$ % (Fig 3.26). Au-delà de 90°, quel que soit le niveau d'humidité, il y a cisaillement entre les cernes de croissance. Ainsi on ne produit plus de plaquettes mais on sépare les cernes de croissance. Ce phénomène est très certainement dû au faible ratio b/h dans le cadre de notre expérimentation et au faible nombre de cernes de croissance dans l'épaisseur de l'éprouvette. $H = 115$ % et $GD = 90°$ est un état de transition entre la production de plaquettes et l'arrachement du bois par traction. En dessous de $GD = 80°$ et pour $H = 115$ %, les plaquettes ne sont pas toujours complètement séparées.

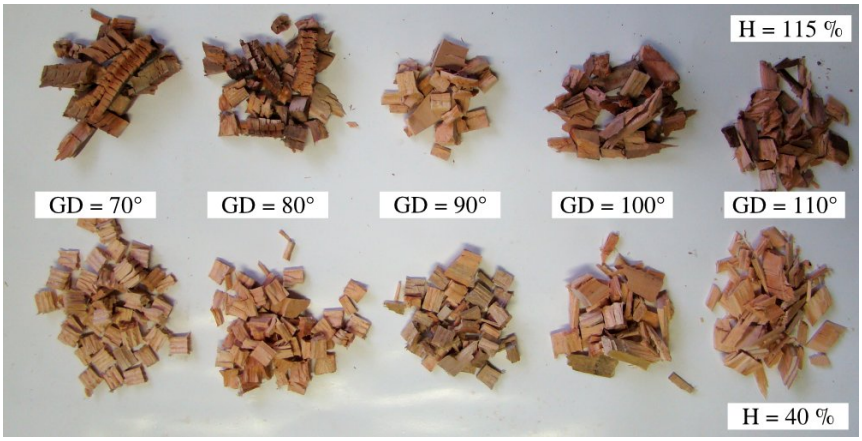


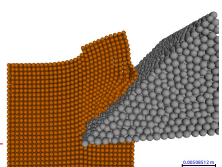
FIGURE 3.26 – Effet de la pente de fil GD sur la géométrie des plaquettes de douglas.

Lors de l'observation des faces cisaillées des plaquettes, on remarque que les plans de rupture dans les bois de printemps et d'été ne sont pas localisés au même endroit. Au niveau de la surface usinée des éprouvettes, cela se remarque par la présenve de fissurations régulières dans les différentes cernes au niveau du bois de printemps (Fig 3.27). La fractionnement du copeau se produit donc lorsque les fissures du bois de printemps arrivent à se propager dans le bois d'été.

FIGURE 3.27 – Surface coupée d'une éprouvette de douglas ($H = 40$ %, $GD = 70°$, $h = 10$ mm).

Le second paramètre que nous avons regardé pour identifier les zones de bonne fragmentation est la hauteur de coupe h pour un angle de pente de fil $GD = 90°$. Pour le hêtre, quelle que soit l'humidité de l'éprouvette ($H = 60$ ou 130 %), on a toujours fragmentation du copeau en plaquettes (Fig 3.28). On remarque que l'épaisseur des plaquettes produites augmente avec la hauteur de coupe. Pour le niveau d'humidité le plus bas ($H = 60$ %), pour des hauteurs de coupe comprises entre 5 et 15 mm, on remarque aussi que certaines plaquettes ne sont pas complètement séparées.

Pour le douglas, à $H = 40$ %, le copeau se fragmente toujours en plaquettes avec une augmentation de l'épaisseur proportionnelle à la hauteur de coupe (Fig 3.29). On peut observer aussi



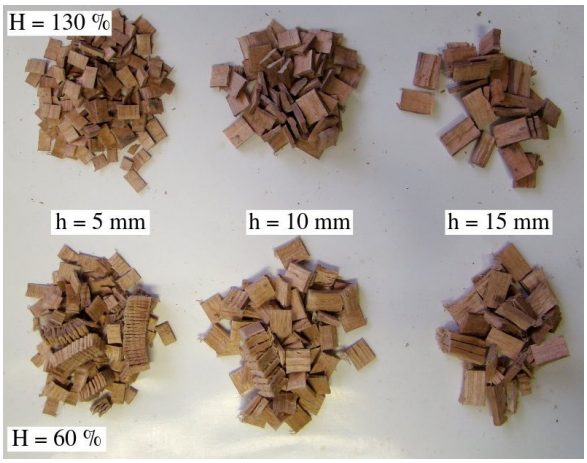


Figure 3.28 – Effet de la hauteur de coupe h sur la géométrie des plaquettes de hêtre.

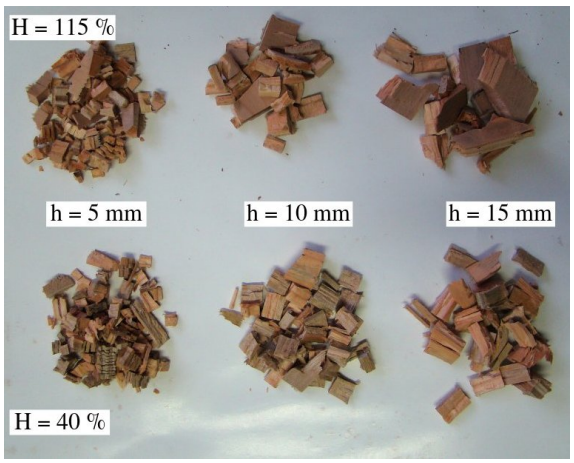


Figure 3.29 – Effet de la hauteur de coupe h sur la géométrie des plaquettes de douglas.

quelques plaquettes non séparées à $h = 5$ mm. Par contre pour $H = 115$ %, les plaquettes ne sont produites que pour $h = 5$ mm. Au-delà, on a production de plaquettes et arrachement du bois par traction à $h = 10$ mm et enfin cisaillement entre les cernes pour $h = 15$ mm. Le passage entre ces différents modes de rupture doit certainement trouver sa cause dans l'énergie à dissiper pour soit arracher les fibres, soit cisailler entre les cernes de croissance.

Les Figures 3.30 et 3.31 résument les zones de bonne et mauvaise fragmentation constatées. Au vu des résultats, on peut supposer que pour des angles de pente de fil inférieurs à 70°, les copeaux se fragmentent en plaquettes. Pour des hauteurs coupées inférieures à 5 mm, il est aussi possible de supposer que la fragmentation s'effectue si celle-ci a été constatée à des hauteurs plus élevées. Il faut toutefois ne pas réduire les hauteurs de coupes à quelques dixièmes de mm, ce qui risquerait de générer un copeau continu. On peut supposer aussi que le mécanisme d'arrachement sera présent pour des angles de pente de fil supérieurs à 110°. Idem pour des hauteurs de coupe supérieures aux hauteurs de coupe limites constatées.

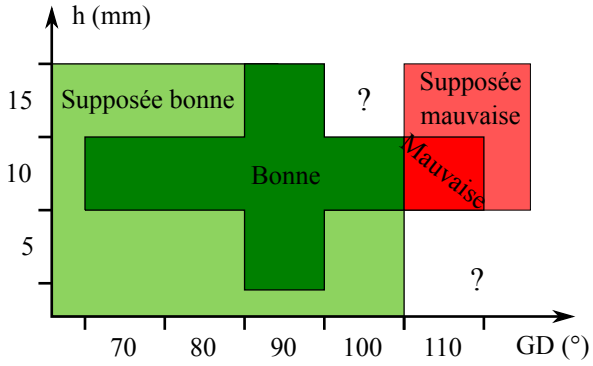


Figure 3.30 – Zones de bonne et de mauvaise fragmentation pour le hêtre ($H = 60$ et 130 %, $b = 10$ mm). Les zones claires vertes et rouges sont les zones supposées de bonne et mauvaise coupes. Les points d'interrogation sont les zones non testées où l'on ne peut présumer de rien.

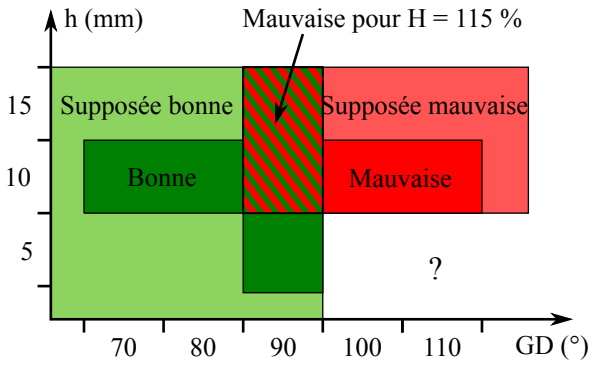


Figure 3.31 – Zones de bonne et de mauvaise fragmentation pour le douglas ($H = 40$ et 115 %, $b = 10$ mm). Les zones claires vertes et rouges sont les zones supposées de bonne et mauvaise coupes. Les points d'interrogation sont les zones non testées où l'on ne peut présumer de rien.

3.3.1.2 Processus de formation des plaquettes

Par rapport aux résultats présentés dans [Pfeiffer 15], la nouvelle caméra rapide a permis de multiplier par 50 la fréquence d'acquisition des films de coupe. En augmentant ainsi la fréquence de 1 à 50 kHz, une image est prise à chaque fois que l'outil a avancé de 135 μm, ceci permet d'analyser plus finement les phénomènes liés à la fragmentation.

Lors d'essais de coupe préliminaires, l'utilisation de plans larges (Fig 3.32) a permis de montrer que dans la grande majorité des cas, avec les épaisseurs coupées, les plaquettes se fragmentent sur la face de coupe au niveau de l'arête de coupe. Ceci contredit les résultats d'Hernandez [Hernández 93, Hernández 95] sur le rôle du contre-couteau lors du processus de fragmentation. On pourra cependant remarquer que les Figures 3.24, 3.26, 3.28 et 3.29 montrent des plaquettes non complètement séparées lorsque l'angle de pente de fil et l'épaisseur coupée sont faibles (visible aussi à la Figure 3.34a). Dans ces conditions opératoires, on se rapproche des conditions pour former un copeau continu.

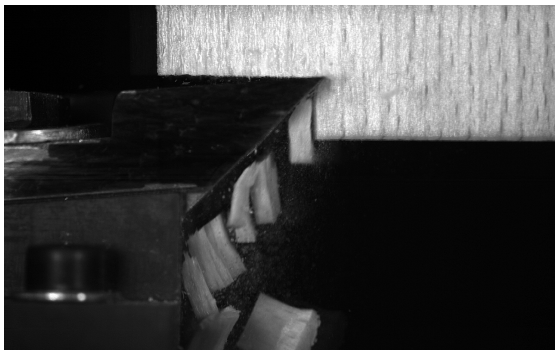


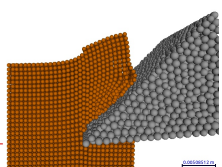
FIGURE 3.32 – Fragmentation des plaquettes de hêtre à l'état vert sur la face de coupe ($GD = 90°$, $h = 10$ mm, $b = 10$ mm, $H = 60$ %).

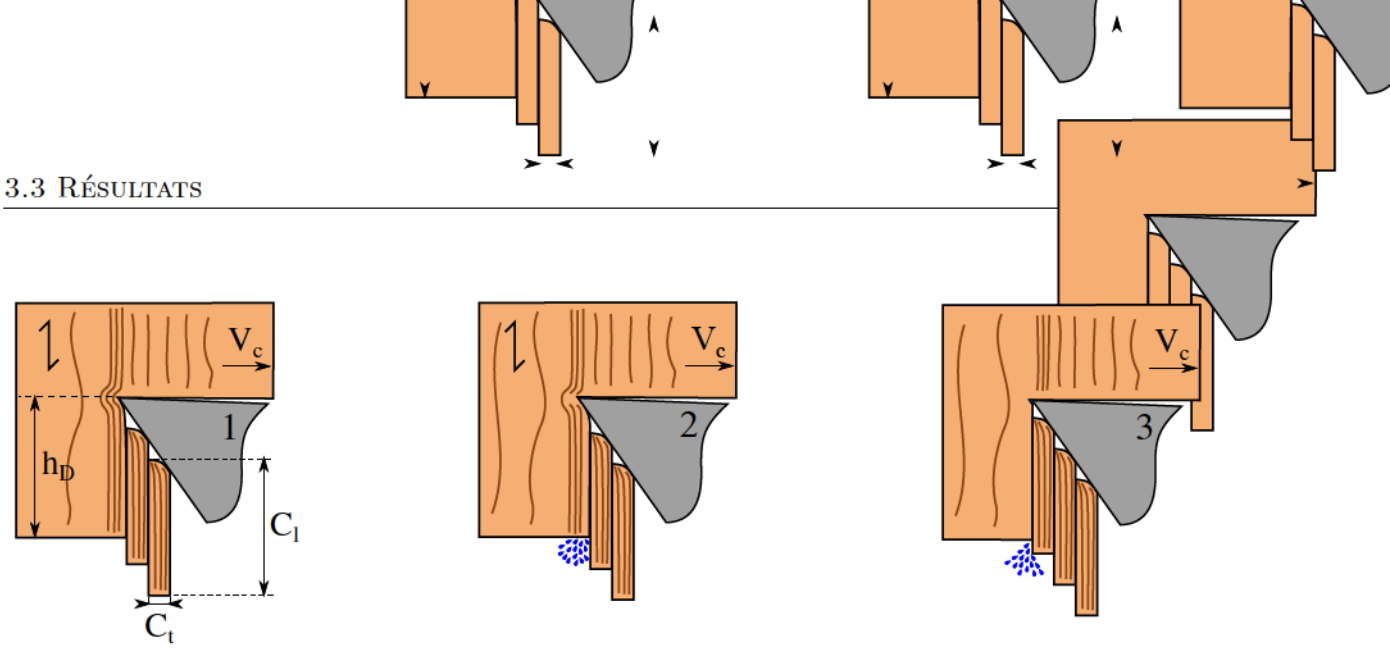
L'analyse des vidéos nous a permis d'observer le mécanisme de formation des plaquettes en conditions dynamiques (Fig 3.33). La phase d'indentation débute lorsque l'arête de coupe rentre en contact avec le bois et fait fléchir les fibres (Fig 3.33a). Lorsque la limite à rupture des fibres en traction intervient [McKenzie 60a], le copeau se sépare de la pièce (Fig 3.33b). Cependant contrairement à l'usinage des métaux, le copeau formé est extrêmement rigide et après rupture, les fibres sont comprimées et fléchies sous la face de coupe. Cette compression peut entraîner une éjection de l'eau libre des lumens ou des vaisseaux. Enfin lorsque la résistance au cisaillement ou au fendage dans la direction longitudinale est atteinte, une fissure est générée. Si celle-ci se propage jusqu'à la surface libre, une plaquette se forme (Fig 3.33c). Puis le cycle recommence.

L'analyse visuelle image par image nous permet d'émettre l'hypothèse que dans nos conditions opératoires, le mécanisme de rupture associé à la fragmentation des plaquettes est de l'ouverture (ou fendage). Cependant le compromis entre vitesse d'acquisition et résolution d'image pour l'analyse de la coupe à l'aide de la corrélation d'image numérique (voir Section 3.3.3) ne permet pas d'avoir la résolution nécessaire pour le prouver.

Pour les deux essences étudiées (hêtre et douglas), nous avons remarqué que l'augmentation de l'angle de pente de fil GD génère des fissures de plus en plus prononcées au dessus du plan de coupe P_{se} (Fig 3.34). Ce constat est compatible avec l'observation des zones de bonne fragmentation (voir Sec 3.3.1.1) où un angle de pente de fil élevé génère un fort endommagement du copeau produit et de la surface usinée.

Pour les éprouvettes fortement saturées en eau, on observe aussi que la brusque formation des plaquettes génère des ondes de choc faisant vibrer l'eau à la surface de l'éprouvette. Cette information permet de mettre en évidence l'instant de formation des plaquettes.



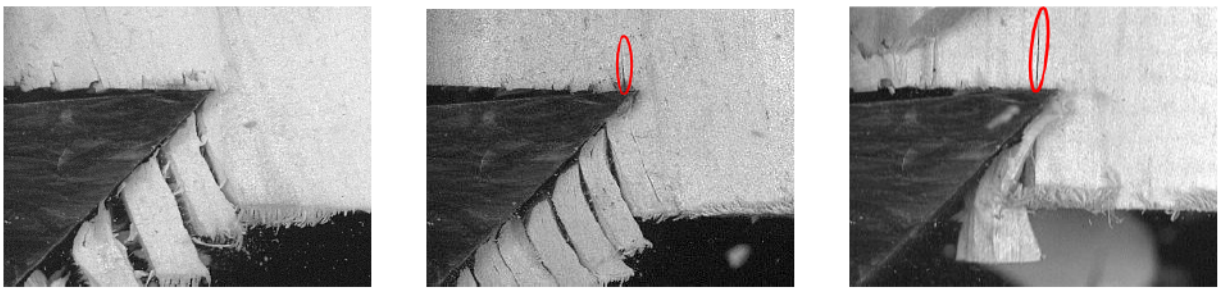


(a) Indentation, flexion des fibres devant l'arête de coupe.

(b) Rupture des fibres par traction, compression et flexion sous la face de coupe, éjection de l'eau libre

(c) Fissuration a atteint la surface libre, fragmentation, éjection de l'eau libre.

Figure 3.33 – Mécanisme de fragmentation des plaquettes.



(a) $GD = 70°$.

(b) $GD = 80°$.

(c) $GD = 90°$.

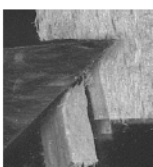
Figure 3.34 – Évolution des fissurations au dessus du plan de coupe en fonction de l'angle de pente de fil GD (douglas, $h = 10$ mm,$b = 10$ mm, $H = 40$ %).

En bas à droite de ce rapport, on peut observer image par image la production de plaquettes pour du hêtre ($GD = 90°$, $h = 10$ mm,$b = 10$ mm, $H = 130$ %).

3.3.2 Épaisseur des plaquettes formées et vitesse d'éjection

En calibrant le champ des vidéos de coupe, et connaissant la fréquence d'acquisition, il est possible de mesurer l'épaisseur des plaquettes formées et leur vitesse d'éjection. Ici le champ mesure 384×312 pixels pour une largeur de 41 mm, ce qui donne une résolution de 107 μm par pixel. L'ordre de grandeur de l'épaisseur des plaquettes étant le millimètre, en supposant que l'on fasse une erreur de mesure d'un pixel de chaque coté de la plaquette mesurée, ce moyen de mesure donne une erreur d'estimation maximale de l'épaisseur des plaquettes de l'ordre de 20 %. La mesure d'épaisseur est effectuée au niveau de la surface libre de l'éprouvette. Une seule mesure est effectuée par plaquette.

La vitesse d'éjection est calculée en mesurant la distance parcourue par un point matériel de la plaquette entre plusieurs pas de temps (souvent 5) dès que celle-ci vient de se séparer de l'éprouvette. L'erreur liée à la recherche du point matériel entre les images successives peut être estimée à 2 pixels. La fréquence d'acquisition des films de coupe étant de 50 kHz, l'erreur sur l'estimation de la vitesse d'éjection est de l'ordre de 2 m.s^{-1}.



Dans la zone de bonne fragmentation, pour chacune des vidéos prises, nous avons mesuré l'épaisseur et la vitesse d'éjection de l'ensemble des plaquettes formées tant qu'il n'y avait pas de ruptures d'éprouvettes. Après avoir tracé l'évolution de l'épaisseur et de la vitesse d'éjection des plaquettes entre le début et la fin de la coupe, nous avons constaté que lors d'un essai, la perte de vitesse couplée à la modification de l'angle de pente de fil durant la coupe n'a aucune influence sur l'épaisseur et la vitesse d'éjection des plaquettes. Pour aller plus loin dans l'analyse, il faudrait découpler ces deux paramètres ce qui est impossible sur notre dispositif. Cela serait possible en utilisant une raboteuse à grande vitesse.

Disposant du couple *épaisseur - vitesse d'éjection* sur chaque plaquette formée, nous avons analysé la relation entre la vitesse d'éjection et l'épaisseur des plaquettes pour un même type d'essai. Pour chaque modalité d'essai, un échantillon d'au moins 100 plaquettes a été prélevé, en ayant pris soin de retirer les plaquettes formées dans les cas où il y avait bourrage sous la face de coupe. Après analyse de chaque modalité d'essai, il est apparu que la vitesse d'éjection des plaquettes ne dépend pas de l'épaisseur de celles-ci (Fig 3.35).

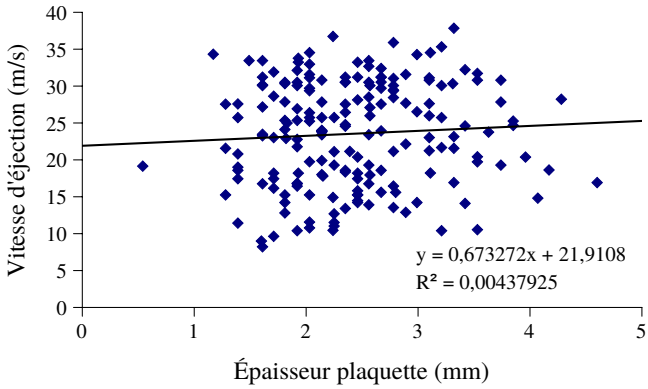


FIGURE 3.35 – Corrélation entre épaisseur des plaquettes et vitesse d'éjection (Hêtre, $GD = 90°$, $h = 10$ mm, $b = 10$ mm, $H = 60$ %, $V_c = 420$ m.min^{-1} (7 m.s^{-1})).

Ensuite nous avons analysé l'influence de l'épaisseur de coupe h et de l'angle de pente de fil GD sur l'épaisseur des plaquettes et la vitesse d'éjection. Pour chaque modalité d'essai analysé, nous avons prélevé un échantillon de 100 plaquettes sur l'ensemble des répétitions. Les résultats de cette étude sont présentés ci-dessous.

3.3.2.1 Effet de l'épaisseur de coupe

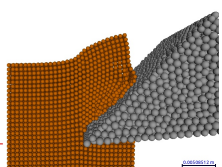
Épaisseur des plaquettes

Comme observé dans la littérature (voir Sec 3.1), l'épaisseur des plaquettes est proportionnelle à l'épaisseur de coupe h (Fig 3.36). Les propriétés des interpolations linéaires proposées sont visibles Tableau 3.3. Les coefficients de corrélation, obtenus à partir de l'ensemble des essais, sont assez faibles, cela est dû aux grands écarts-types liés à chaque mesure.

Essence	Humidité (%)	Pente	Origine (mm)	R^2
Hêtre	60	0, 22	0, 49	0, 40
Hêtre	130	0, 18	0, 56	0, 54
Douglas	40	0, 21	0, 67	0, 34

TABLEAU 3.3 – Paramètres des régressions linéaires pour l'influence de l'épaisseur coupée sur l'épaisseur des plaquettes. 18 points de mesure par essences et niveaux d'humidité.

Concernant ces écarts-types, on remarquera que ceux-ci augmentent avec l'épaisseur de coupe.



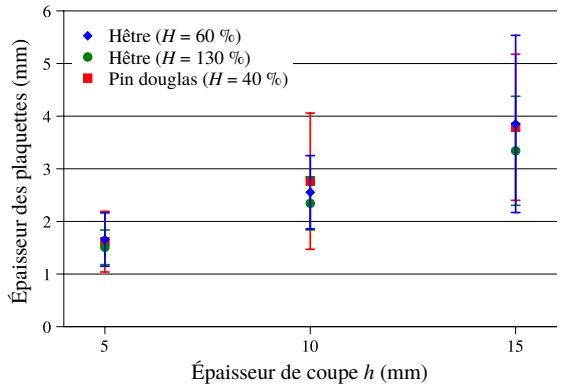


Figure 3.36 – Effet de l'épaisseur de coupe sur l'épaisseur des plaquettes formées ($b = 10$ mm, $GD = 90°$).

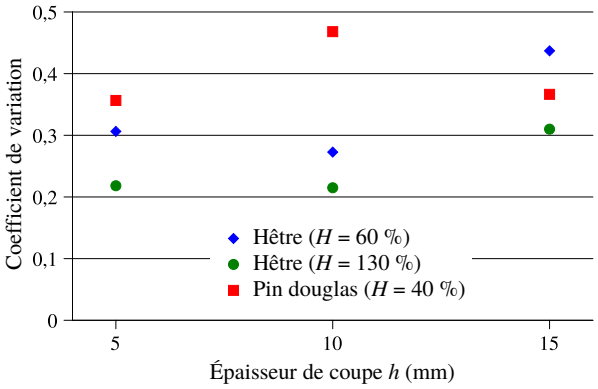


Figure 3.37 – Coefficient de variation de l'épaisseur de coupe sur l'épaisseur des plaquettes formées ($b = 10$ mm, $GD = 90°$).

Les coefficients de variations (écart-type divisé par la moyenne) pour le hêtre et le douglas ont des comportements opposés mais toujours compris entre 0.2 et 0.5. En effet pour le hêtre, il diminue légèrement pour des épaisseurs de coupe comprises entre 5 et 10 mm avant d'augmenter fortement à 15 mm. Alors que pour le douglas il augmente fortement entre 5 et 10 mm avant de revenir à son état initial à 15 mm. Ceci montre que pour le hêtre, à des épaisseurs de coupe de 15 mm, l'écart type n'est plus proportionnel à la moyenne de l'épaisseur des plaquettes formées. Il serait intéressant de refaire des essais en prenant soin de regarder l'espacement entre les rayons ligneux pour vérifier s'il existe un lien entre l'espacement des rayons ligneux et l'épaisseur des plaquettes formées.

Pour le douglas à $h = 10$ mm, le coefficient de variation sur l'épaisseur des plaquettes formées est particulièrement important. Cependant les éprouvettes ont été tirées des mêmes planches que pour les autres épaisseurs de coupe et les morphologies des éprouvettes après coupe sont identiques. Sur ce point aussi les influences des cernes et rayons ligneux seraient à vérifier.

Pour le hêtre enfin, on remarque que l'épaisseur moyenne des plaquettes et leur écart-type diminuent avec l'humidité. Afin de regarder la significativité de ce paramètre, une analyse de la variance sur le hêtre a été effectuée avec le modèle visible à l'équation 3.5. Les paramètres de ce modèle sont :

— M la moyenne générale,
— $\mathbf{E_A}$ la matrice des effets du facteur A : l'humidité,
— $\mathbf{E_B}$ la matrice des effets du facteur B : l'épaisseur de coupe,
— $\mathbf{I_{AB}}$ la matrice des effets de l'interaction entre les facteurs A et B,
— $[A]$ la matrice de poids du facteur A,
— $[B]$ la matrice de poids du facteur B.

$$\tilde{Y}(A,B) = M + \mathbf{E_A}.\left[A\right] + \mathbf{E_B}.\left[B\right] + \left[B\right]^T.\mathbf{I_{AB}}.\left[A\right] \tag{3.5}$$

Les niveaux associés au facteur A, l'humidité, sont 60 et 130 %. Ceux du facteur B, l'épaisseur de coupe, sont 5, 10 et 15 mm. La moyenne générale, les matrices d'effets et d'interactions sont présentées aux équation 3.6 à 3.9. L'analyse de la variance a montré que le taux d'humidité ainsi que l'épaisseur de coupe sont significatifs à 1 % alors que l'interaction entre ces deux paramètres ne l'est pas à 5 %.

$$M = 2,54 \quad (3.6)$$

$$\mathbf{E_A} = \begin{bmatrix} 0,145 & -0,145 \end{bmatrix} \quad (3.7)$$

$$\mathbf{E_B} = \begin{bmatrix} -0,961 & -0,094 & 1,055 \end{bmatrix} \quad (3.8)$$

$$\mathbf{I_{AB}} = \begin{bmatrix} -0,071 & 0,071 \\ -0,040 & 0,040 \\ 0,110 & -0,110 \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

Vitesse d'éjection des plaquettes

En ce qui concerne la vitesse d'éjection des plaquettes (Fig 3.38), à la vue des écarts-types, on peut supposer que pour une pente de fil donnée, ni l'épaisseur de coupe, ni l'essence, ni l'humidité n'ont d'influence sur la vitesse d'éjection des plaquettes. Et que pour un angle de pente de fil de 90°, celle-ci vaut environ 21 m.s^{-1} pour une vitesse de coupe de l'ordre de 420 m.min^{-1} (7 m.s^{-1}). La face de coupe de l'outil n'agit donc pas simplement comme un *renvoi d'angle* à $\gamma_n = 45°$ pour dévier les plaquettes : la vitesse d'éjection ne correspond pas à une vitesse d'écoulement le long de la face de coupe. Lors de la compression du bois sous la face de coupe, de l'énergie élastique est stockée. Celle-ci est libérée sous forme d'énergie cinétique lors de la fragmentation.

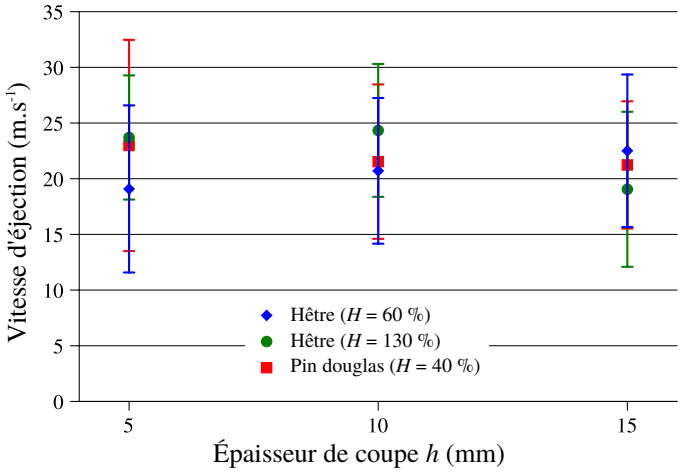
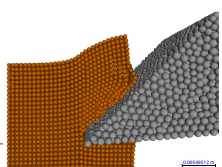


FIGURE 3.38 – Effet de l'épaisseur de coupe sur la vitesse d'éjection des plaquettes formées ($b = 10$ mm, $GD = 90°$).

En réalisant la même analyse de la variance que précédemment (Eq 3.5) sur le hêtre, on remarque que comme précédemment le taux d'humidité est significatif à 1 % et que plus le bois est humide, plus les plaquettes sont éjectées rapidement (Fig 3.39). L'analyse des vidéos montre que lorsque les plaquettes sont éjectées, la zone comprimée et fléchie sous la face de coupe (Fig 3.33b) subit un retour élastique assez important. Afin de valider ce phénomène, il serait intéressant de comparer la réponse en flexion dynamique du bois vert à différents taux d'humidité.

L'épaisseur de coupe elle n'est significative qu'à 5 %. Son effet sur la vitesse d'éjection (Fig 3.39) peut sembler curieux avec un effet maximal lorsque l'épaisseur coupée $h = 10$ mm. Ceci peut s'expliquer par la significativité à 1 % de l'interaction entre l'épaisseur de coupe et le taux d'humidité, mais aussi par la différence de rapport de variance pour l'épaisseur coupée $(3, 4)$ et celle de l'interaction $(21, 2)$. Ainsi l'effet de l'interaction prédomine par rapport à celui de l'épaisseur coupée. Entre 5 et 10 mm d'épaisseur de coupe, la vitesse d'éjection augmente avec le taux d'humidité. Cet effet s'inverse pour $h = 15$ mm (Fig 3.40). Il serait intéressant de regarder quel est cet effet pour des épaisseurs de coupe plus grandes, comme dans les conditions industrielles.



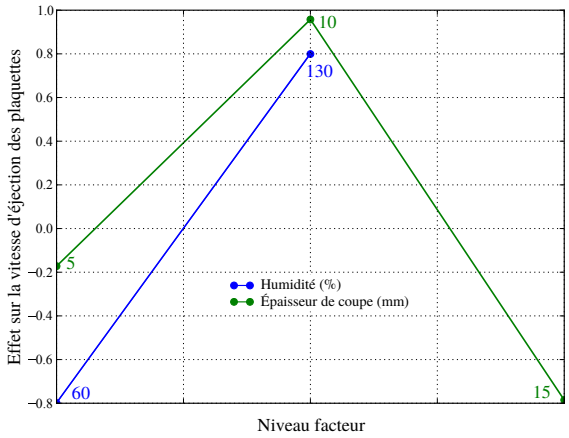


FIGURE 3.39 – Effet du facteur épaisseur de coupe sur la vitesse d'éjection des plaquettes formées ($b = 10$ mm, $GD = 90°$).

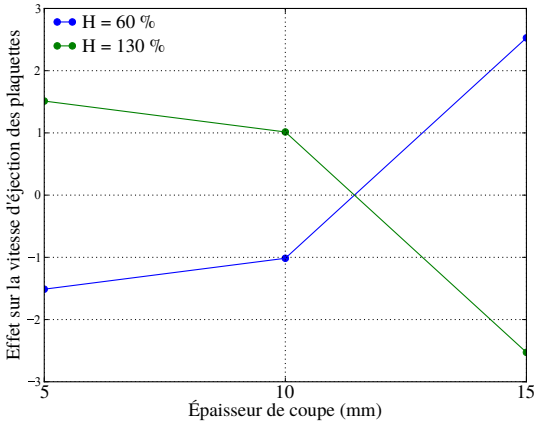


FIGURE 3.40 – Effet de l'intéraction entre l'épaisseur de coupe h et le taux d'humidité H sur la vitesse d'éjection des plaquettes formées ($b = 10$ mm, $GD = 90°$).

Pour le douglas à $H = 40$ %, la vitesse d'éjection ainsi que son écart-type diminuent légèrement avec l'épaisseur coupée. Ainsi pour cette essence, plus les plaquettes sont longues, donc épaisses, plus la vitesse d'éjection diminue, mais elle devient de plus en plus régulière.

La moyenne générale et les matrices d'effet et d'interaction sont données Équation 3.10 à 3.13.

$$M = 21,56 \quad (3.10)$$

$$\mathbf{E_A} = \begin{bmatrix} -0,799 & 0,799 \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

$$\mathbf{E_B} = \begin{bmatrix} -0,172 & 0,957 & -0,785 \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

$$\mathbf{I_{AB}} = \begin{bmatrix} -1,512 & 1,512 \\ -1,015 & 1,015 \\ 2,527 & -2,527 \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

3.3.2.2 Effet de l'angle de pente de fil

Sur l'effet de la pente de fil, à cause d'une erreur expérimentale, nous ne sommes pas en mesure de fournir le même type d'analyse qu'à la section précédente. En effet un seul niveau d'humidité a été complètement testé pour les deux essences. Cependant les données exploitables permettent de tirer quelques conclusions.

En ce qui concerne l'effet de l'angle de pente de fil sur l'épaisseur des plaquettes (Fig 3.41), on remarque que quelle que soit l'essence, l'épaisseur des plaquettes diminue avec l'augmentation de la pente de fil. Cette diminution atteint un minimum 10° avant la sortie de la zone de bonne fragmentation.

La vitesse d'éjection des plaquettes (Fig 3.42), quelle que soit l'essence, augmente légèrement entre 70 et 80°. À 90°, il semble y avoir une rupture de pente et à 100°, la vitesse d'éjection a été plus que doublée par rapport à 70°, passant de 16 à 37 m.s^{-1}. Ceci est certainement dû à l'énergie stockée lors de la déformation de la plaquette avant fragmentation.

3.3.3 Champs et vitesses de déformations

La simulation numérique du procédé de fraisage par slabber nécessite la connaissance des propriétés mécaniques du bois à usiner. Dans le cas de la DEM, un calibrage vis à vis de données

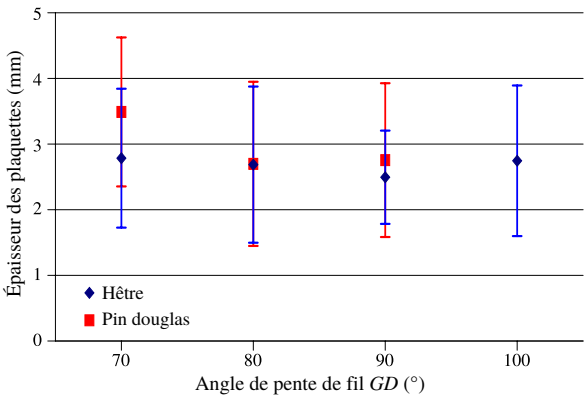


FIGURE 3.41 – Effet de la pente de fil sur l'épaisseur des plaquettes formées ($b = 10$ mm, $h = 10$ mm. Hêtre : $H = 60$ %. Pin douglas : $H = 40$ %).

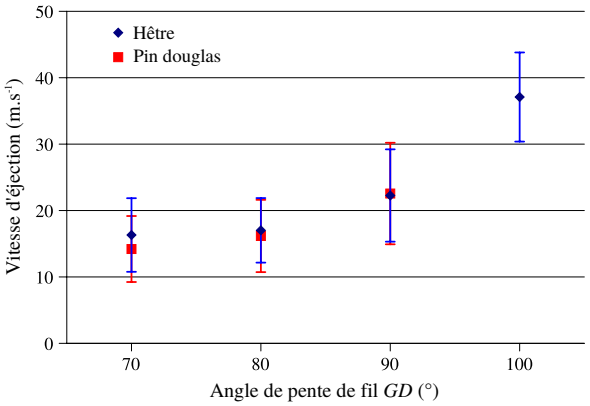


FIGURE 3.42 – Effet de la pente de fil sur la vitesse d'éjection des plaquettes formées ($b = 10$ mm, $h = 10$ mm. Hêtre : $H = 60$ %. Pin douglas : $H = 40$ %).

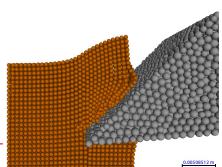
expérimentales est nécessaire. Comme nous avons pu l'observer au Chapitre 2, les propriétés mécaniques liées à la compression évoluent fortement avec le taux de déformation appliqué sur le bois. Afin de déterminer quels sont les niveaux de grandeurs mesurables à utiliser lors des simulations, il est nécessaire d'avoir un ordre de grandeur des champs et des vitesses de déformations subis par le bois lors de l'usinage.

Pour déterminer ces champs à la surface des éprouvettes, nous avons appliqué sur plusieurs essais de coupe instrumentés un algorithme de corrélation d'images numériques. Les éprouvettes de bois à l'état vert ont été peintes en blanc puis recouvertes d'un mouchetis noir réalisé à la bombe. La fréquence d'acquisition de la caméra rapide Phantom v9.1 est fixée à 20 kHz avec un champ de 512 par 640 pixels et un temps d'exposition de 6 μs. Ces paramètres représentent le meilleur compromis entre taille du champ, pour avoir la meilleure résolution possible pour la corrélation et fréquence d'acquisition, pour observer le phénomène de fragmentation. Cette taille de champ, rapportée aux dimensions de l'éprouvette, donne une résolution spatiale de 44 μm.pixel^{-1}. Comme la vitesse de coupe est de 406 m.min^{-1} en début d'essai, le mouvement de corps rigide de l'éprouvette, lié au mouvement de coupe, est d'environ 338 μm entre deux images.

Avant chaque essai de coupe, une photo en haute résolution (1024×640 pixels) est prise avec l'éprouvette mise en place sur le bras du pendule et en contact avec le couteau (Fig 3.43). Cette image servira de référence pour la corrélation d'image pour prendre en compte le mouvement de corps rigide de l'éprouvette lors de la coupe. Sur le logiciel de corrélation d'image numérique 7D [Vacher 99], cette image est découpée sur une grille de zones d'intérêts de 10×10 pixels (Fig 3.43). Cette taille correspond au meilleur compromis entre la résolution spatiale de la mesure de champ, pour laquelle on souhaite une taille de zone d'intérêt la plus faible possible et la limitation du bruit numérique, lié à la précision du calcul de corrélation permettant d'obtenir les déplacements, qui pousse à augmenter la taille de ces zones.

Afin de limiter le bruit numérique, les déplacements sont lissés sur une zone de 3×3 zones d'intérêts. Ensuite les déformations de Green-Lagrange sont calculées à partir des gradients de déplacement lissés. Les taux de déformations sont calculés comme la différence de déformation entre deux images divisée par le temps entre ces deux images.

L'étape de lissage engendre une sous-estimation des déformations de l'ordre de $0,1$ %, ce qui est négligeable vis à vis des niveaux de déformations subis par le bois lors de l'usinage.



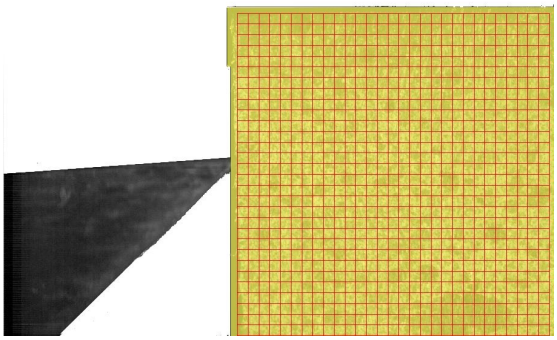


Figure 3.43 – Image de référence avant essai de coupe et grille des zones d'intérêt. Chaque grille fait 10×10 pixels, soit 440×440 μm.

L'essai utilisé possède les caractéristiques suivantes : bois de hêtre, $GD = 90°$, $h = 15$ mm, $b = 10$ mm, $H = 60$ %. La corrélation a été effectuée sur la formation des 6 premières plaquettes. Les champs de déformations et de taux de déformations ont été étudiés dans la direction y horizontale (direction de coupe), la direction z verticale (direction d'avance) ainsi que le cisaillement entre ces directions. Un exemple de sortie graphique est visible à la Figure 3.44. En haut à gauche se trouve le champ de déformation dans la direction de coupe (couteau fixe dans le temps), à droite la localisation des lignes d'intérêt sur la grille des zones d'intérêt (zones d'intérêt fixes dans le temps) et en bas les déformations sur ces lignes d'intérêt. La numérotation associée à la ligne d'intérêt correspond au nombre de zones d'intérêt de 10×10 pixels depuis le haut de l'image.

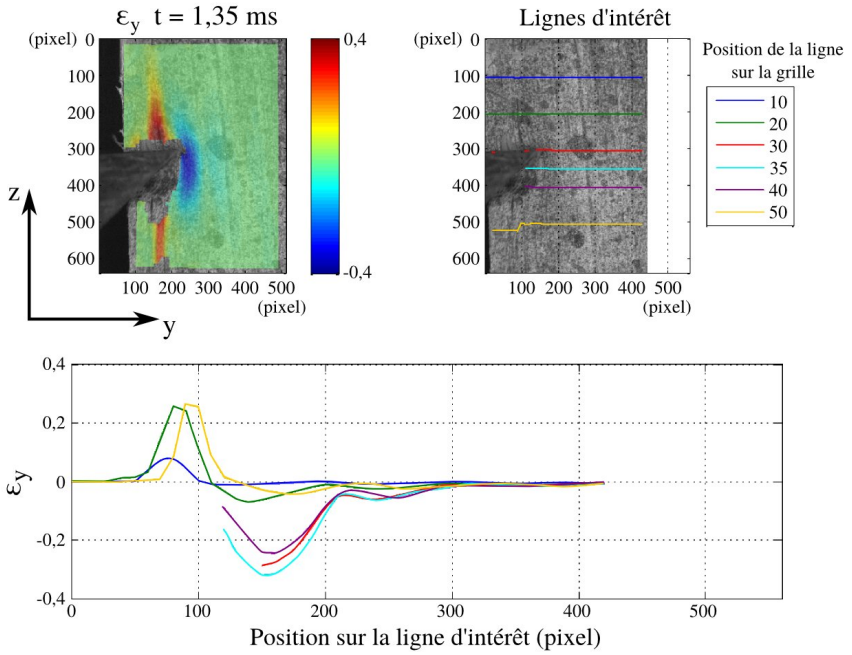


Figure 3.44 – Champs de déformation dans la direction y (direction de coupe) avec le détail des déformation sur plusieurs lignes d'intérêt sur la grille
(Hêtre, $GD = 90°$, $h = 15$ mm, $b = 10$ mm, $MC = 60$ %, résolution 44 μm.pixel^{-1}).

Les fortes déformations en traction sur les lignes 10, 20 et 50 ne sont pas réelles car les fissures liées à la fragmentation en dessous de la face de coupe et au dessus de la face de dépouille sont déjà apparues.

La déformation en compression sur les lignes d'intérêts 30, 35 et 40 atteint un maximum vers

150 pixels puis un second maximum local de -5 % de déformation à 250 pixels. Caractérisée par l'apparition d'une tâche bleue claire *loin* devant l'arête de coupe. Ce phénomène peut s'expliquer par le mode de débit des éprouvettes dans le billon (parallèle à l'axe du billon). En effet les dosses utilisées étant de largeur relativement faibles (environ 200 mm), les cernes de croissances ne sont pas toujours parallèles à la direction de coupe. Ceci est particulièrement vrai au début de l'essai (Fig 3.27). Ainsi il est logique d'émettre l'hypothèse que la localisation des déformations de compression dans la direction de coupe se situe dans le bois de printemps dans les cernes de croissance.

L'analyse dans toutes les directions a permis de rassembler au Tableau 3.4 les déformation et taux de déformation maximum rencontrés pour cet essai. La zone sollicitée mécaniquement autour de l'arête de coupe est au moins de 100 pixels soit au moins 4, 4 mm avec une épaisseur de coupe de 15 mm. Les maximums observés sont en deçà de la réalité car une large zone autour de l'arête de coupe n'a pas pu être analysée par corrélation d'images numériques.

Direction	Déformation		Taux de déformation	
	Sous la face de coupe	Au dessus de la face de dépouille	Sous la face de coupe	Au dessus de la face de dépouille
y (Coupe)	-30 à -40 %	-20 %	1000 à 2000 s^{-1}	1000 à 2000 s^{-1}
z (Avance)	-10 %	5 %	500 s^{-1}	500 s^{-1}
yz (Cisaillement)	10 %	10 à 20 %	1000 s^{-1}	1000 s^{-1}

TABLEAU 3.4 – Déformations et taux de déformations maximums observés avant fragmentation (Hêtre, $GD = 90°$, $h = 15$ mm, $b = 10$ mm, $MC = 60$ %).

Nous pouvons maintenant compléter la Figure 2.1 en y insérant les résultats apportés par la corrélation d'images numériques (Fig 3.45). On remarquera que les essais de compression réalisés au Chapitre 2 atteignent à peine les niveaux de déformations et de taux de déformations observés durant la coupe.

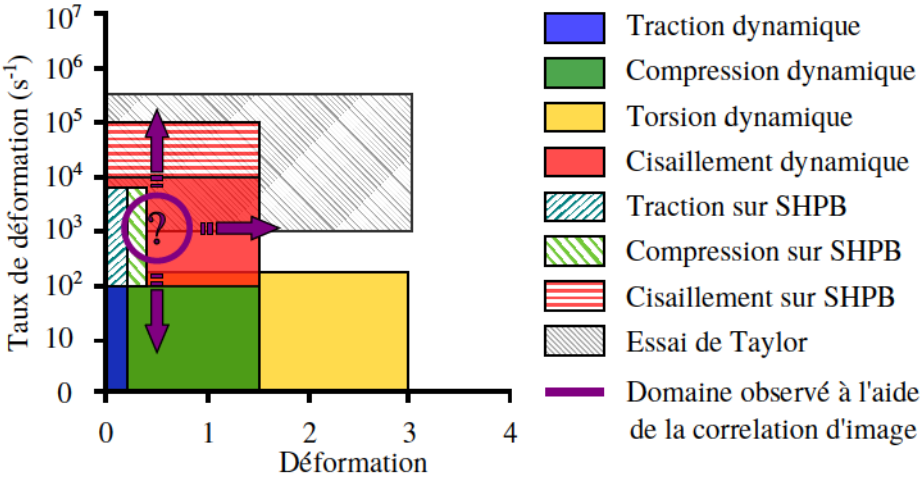
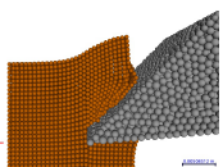


FIGURE 3.45 – Plage de sollicitation observée à l'aide de la corrélation d'image numérique pour la coupe du bois vert (D'après [Courbon 11]).



3.3.4 Effet des passes d'usinage successives sur la taille des plaquettes

Après avoir observé des fissures au dessus du plan de coupe, nous nous sommes intéressés à l'effet des passes d'usinage successives sur la taille des plaquettes de bois vert. Sur le montage expérimental (Fig 3.17), la distance entre l'extrémité du bras et la platine de mesure d'effort étant relivement faible (Section C.2 de l'Annexe C), nous avons choisi de ne réaliser que deux passes successives d'épaisseurs de coupe identiques $h = 10$ mm sur la même éprouvette. Pour réaliser la seconde passe, une cale de 10 mm d'épaisseur est insérée entre la platine de mesure d'effort et le porte-couteau.

Cet essai est répété deux fois sur des éprouvettes de hêtre possédant un taux d'humidité $H = 60$ %, une largeur coupée $b = 10$ mm et un angle de pente de fil $GD = 90°$. Pour que les résultats suivants soient statistiquement corrects, il faudrait répéter cet essais au moins douze fois. Ainsi ceux-ci ne dégagent qu'une tendance qu'il faudrait confirmer.

Afin d'observer la propagation des fissures au dessus du plan de coupe à l'aide de la corrélation d'image numérique, une caméra rapide possédant une résolution de 256×256 pixels et une fréquence d'acquisition de 80 kHz est utilisée. Cependant la résolution utilisée a été trop faible par rapport au champ à filmer (zone de 20×20 mm^2) ce qui a engendré une mesure de champs de mauvaise qualité et des fissures non détectables.

L'analyse des films de coupe, comme à la Section 3.3.2, a permis de montrer qu'à cette épaisseur de coupe la période moyenne d'apparition des plaquettes est plus faible lors de la seconde passe que pour la première (Fig 3.46). On observe que pour cette épaisseur de coupe, les fissures se propagent sur une distance assez importante pour pré-endommager l'éprouvette au delà du plan de coupe de la passe suivante. On remarquera, que sur la Figure 3.44, pour une épaisseur coupée de 15 mm, les fissures au dessus du plan de coupe se propagent sur une distance d'au moins $8,8$ mm.

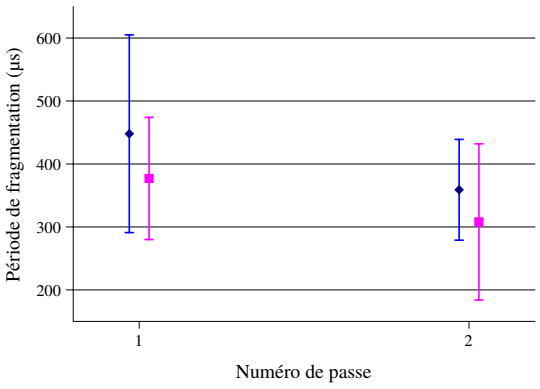


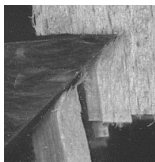
Figure 3.46 – Effet des passes successives sur la période de formation des plaquettes.

Les résultats sur les écarts-types ne dégageant pas une tendance claire, il est nécessaire de réaliser plus d'essais pour savoir si un pré-endommagement de l'éprouvette par une autre passe d'usinage génère des plaquettes plus régulières. Il serait aussi intéressant d'analyser l'effet de l'épaisseur de coupe, de l'angle de fil et du taux d'humidité sur ces résultats.

Sur les Figures 3.47 et 3.48 on remarque aussi que les efforts moyens dans la direction de coupe et d'avance diminuent aussi entre la première et la seconde passe d'usinage.

3.3.5 Corrélation effort - création de plaquettes

Un des objectifs de cette campagne expérimentale est d'observer la signature de la formation des plaquettes dans la mesure des efforts de coupe à haute vitesse de coupe. Une signature



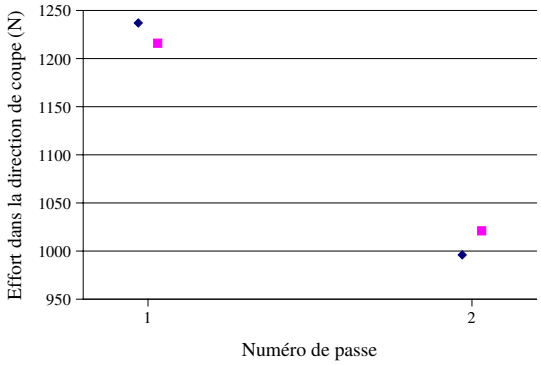


FIGURE 3.47 – Effet des passes successives sur l'effort dans la direction de coupe.

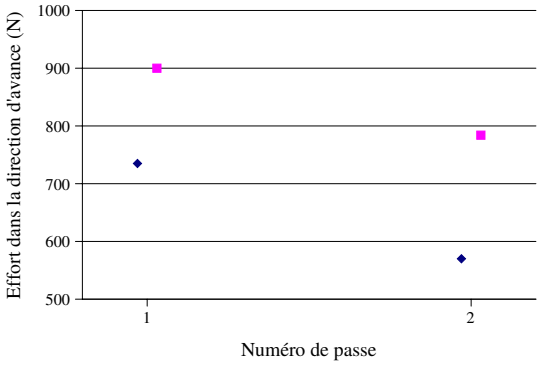


FIGURE 3.48 – Effet des passes successives sur l'effort dans la direction d'avance.

avait été observée par [Uhmeier 95] à des vitesses de coupes de quelques millimètres par seconde (Fig 3.5). Cette information pourrait servir à mesurer directement l'épaisseur des plaquettes produites conaissant la cinématique de la coupe et la direction du fil du bois.

3.3.5.1 Premier constat

L'instant exact de production des plaquettes sur les vidéos est assez délicat à déterminer. Nous avons choisi de considérer cet instant dès lors que l'ensemble de la plaquette produite subit un flou de bougé (temps d'exposition 6 μs) ou à défaut dès que la surface libre de la plaquette (surface inférieure à la Figure 3.32) se trouve à un autre niveau que la surface libre de l'éprouvette. L'occurence des cernes de croissance et des rayons ligneux génère parfois des plaquettes qui ne sont pas perpendiculaires au plan d'observation. L'instant de formation de ces plaquettes est beaucoup plus difficile à détecter.

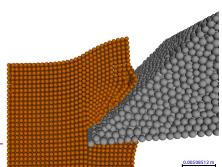
À 50 kHz, la période entre deux images est de 20 μs. On considère que nous pouvons faire une erreur de deux images sur l'instant de création soit une erreur temporelle de 40 μs.

La synchronisation entre la vidéo et la mesure des efforts de coupe est réalisée par un boitier de déclenchement basé sur une carte Arduino (Fig 3.21) en utilisant le signal de position du pendule issu du capteur laser. L'arrivée du bras du pendule dans la zone de coupe génère un front montant sur la tension de sortie du capteur laser qui est envoyé à la carte Arduino. Dès que ce front montant est détecté, la carte génère un créneau en tension de 1 V d'une largeur de 2 ms vers l'entrée *trigger* de la caméra. La caméra fixe l'image 0 lorsqu'elle reçoit un front descendant sur son entrée *trigger*.

Le temps de cycle de la carte Arduino est de 18 μs. La lecture du signal analogique du laser occupe 80 % de ce cycle. Le temps de réaction de la caméra est inférieur à la microseconde. La fréquence d'acquisition du signal du laser étant aussi de 50 kHz, on peut considérer que l'erreur de synchronisation entre la caméra et les efforts est au maximum de 40 μs.

La Figure 3.49 permet d'évaluer la synchronisation entre les efforts mesurés et les instants de formation des plaquettes pour du hêtre vert avec $GD = 80°$. Fy représente l'effort dans la direction de coupe, Fz l'effort dans la direction d'avance et Fx l'effort dans la direction perpendiculaire au plan de coupe. On remarque, qu'à partir des données brutes, il est illusoire de rechercher un lien entre l'évolution de ces efforts et la formation des plaquettes.

La Figure 3.50 permet d'évaluer la synchronisation entre l'effort de coupe global Fc et les instants de création des plaquettes. On remarque que la corrélation n'est pas bien meilleure que pour les efforts dans la direction de coupe Fy.



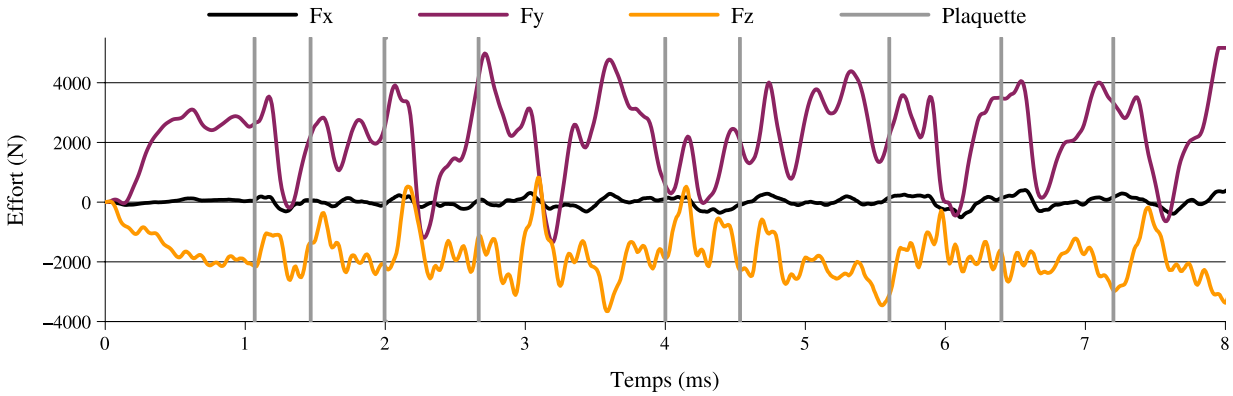


Figure 3.49 – Corrélation entre les efforts mesurés par la platine dynamométrique et les instants de formation des plaquettes (Hêtre, $h = 10$ mm, $b = 10$ mm, $GD = 80°$, $H = 60$ %).

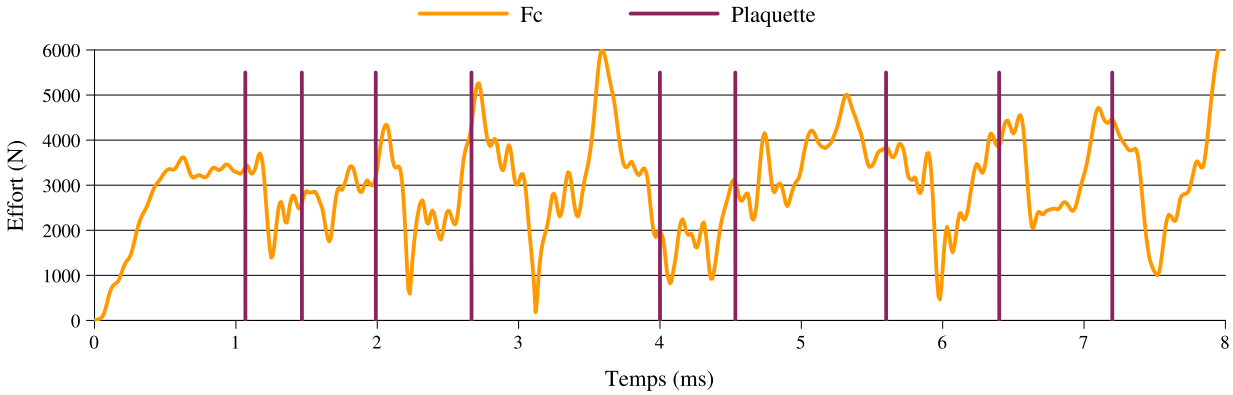


Figure 3.50 – Corrélation entre l'effort de coupe global et les instants de formation des plaquettes (Hêtre, $h = 10$ mm, $b = 10$ mm, $GD = 80°$, $H = 60$ %).

Deux raisons peuvent expliquer cette mauvaise corrélation entre efforts et instants de formation des plaquettes :

— L'analyse visuelle des vidéos et l'utilisation d'outils de corrélation d'image numérique a montré que des fissures non débouchantes peuvent apparaître lors de la production des plaquettes. L'apparition de ces fissures peut faire chuter les efforts de coupe et rendre la détection de la formation des plaquettes plus délicate.

— La fréquence moyenne d'apparition des plaquettes (entre $1,8$ et 7 kHz suivant l'épaisseur des plaquettes produites) est supérieure à la fréquence propre du montage expérimental ($1,1$ kHz). De plus l'amplitude des efforts lors des essais de coupe couvre l'ensemble de la plage d'utilisation de la platine. Le comportement dynamique de la platine dynamométrique ne peut être négligé.

Dans la prochaine section nous allons étudier la prise en compte de ce comportement.

3.3.5.2 Traitement des signaux d'effort

La technique la plus couramment utilisée pour améliorer les signaux d'effort consiste à prendre en compte le comportement dynamique de la platine avec l'assemblage outil et porte-outil associé. Cette prise en compte est assurée par la création d'une fonction de transfert qui intègre le comportement dynamique de la platine et qui permet de corriger les signaux d'effort mesurés.

Cette fonction de transfert peut-être obtenue soit par une modélisation du comportement de la platine [Hellström 11], soit par une mesure de son comportement à l'aide d'une sollicitation calibrée obtenue grâce à un pot vibrant [Girardin 10] ou à un impact calibré [Krenke 15].

Hellstöm [Hellström 11] a modélisé le comportement dynamique de sa déchiqueteuse instrumentée comme la mise en série de deux systèmes masse-ressort (Fig 3.51). Cependant le signal d'effort corrigé (Fig 3.12) ne montre toujours pas de signature de la fragmentation des plaquettes. Il est donc possible que le modèle de comportement appliqué à la platine soit trop simpliste et que la correction ne soit pas adaptée.

Girardin [Girardin 10] a sollicité dynamiquement son montage expérimental, disposant de la même platine piezo-électrique que nous, en utilisant un pot vibrant. En sollicitant le montage dans les trois directions, il a déterminé une matrice de fonctions de transfert prenant en compte l'effet des sollicitations uniaxiales dans les trois directions. La plage fréquentielle d'utilisation de la platine a ainsi plus que doublé et la correction permet de rendre compte des variations brusques d'effort.

Krenke [Krenke 15] a aussi utilisé ce type de correction pour mesurer des efforts moyens dans le cas de coupe orthogonale sur des copeaux continus en bois.

Pour corriger nos efforts de coupe, nous avons utilisé la même méthodologie que [Girardin 10]. Cependant, ne disposant pas de pot vibrant, nous avons sollicité la platine à l'aide d'un marteau de choc instrumenté en frappant l'arête de coupe de l'outil dans les trois directions en effectuant plusieurs répétitions. Trois accéléromètres disposés sur la platine de manière orthogonale (Fig 3.52) servent de capteurs de référence pour vérifier la direction de sollicitation mais aussi pour remonter à la raideur du montage dans la direction de sollicitation.

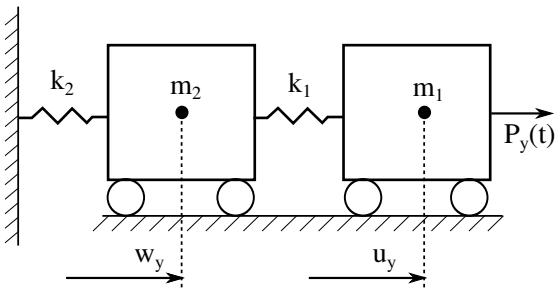


FIGURE 3.51 – Modélisation de la platine comme un oscillateur à deux degrés de libertés (d'après [Hellström 11]).

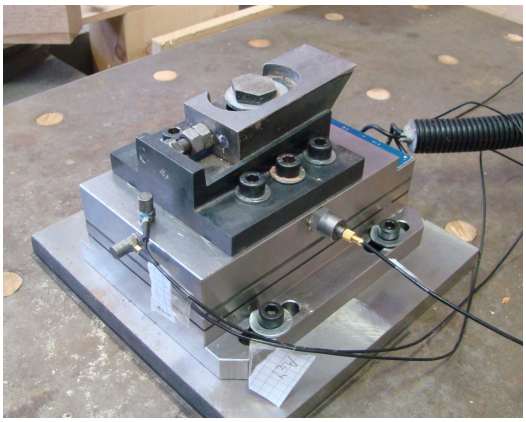
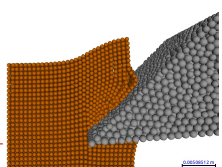


FIGURE 3.52 – Disposition des accéléromètres permettant de déterminer le comportement dynamique de la platine par sonnage.

Le schéma bloc des essais de sonnage permettant de corriger le signal d'effort est visible sur la Figure 3.53. Sur la branche supérieure, nous avons la fonction de transfert de la platine (H_platine) entre l'effort fournit par le marteau et l'effort mesuré par la platine. Cette fonction de transfert servira pour la correction des efforts mesurés. La branche inférieure du schéma bloc a pour but d'estimer la raideur du montage expérimental au cas où nous pourrions modéliser le comportement de la platine dynamométrique comme un simple système du second ordre avec une raideur et un amortissement dans chaque direction.

La fonction de transfert H_platine est le ratio entre la transformée de Fourier de l'effort mesuré par la platine et l'effort lié à l'impact mesuré par le marteau (Eq 3.14). Les transformées



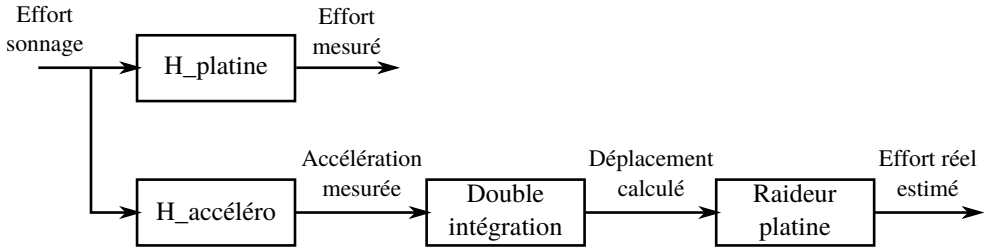


Figure 3.53 – Schéma bloc complet du sonnage de la platine.

de Fourier sont calculées avec l'algorythme de Transformée de Fourier Rapide (FFT). Dans un premier temps nous nous intéressons qu'à la correction de l'effort mesuré dans la direction de coupe, par l'application d'un effort sur l'arête de coupe dans la direction de coupe.

$$\text{H_platine} = \frac{\text{FFT(Effort mesuré)}}{\text{FFT(Effort sonnage)}} \tag{3.14}$$

Comme plusieurs répétitions de sonnage ont été effectuées, nous allons travailler sur la fonction de transfert moyenne de ces sonnages dans la direction de coupe (Fig 3.54). Sur l'amplitude, on remarque la présence de six pics aux fréquences de 1400, 1560, 1730, 2170, 2440 et 2700 Hz. Ces six fréquences sont six fréquences propres du montage. La masse du couteau et du porte couteau a fait fortement baisser la fréquence propre de la platine, initialement à 4 kHz.

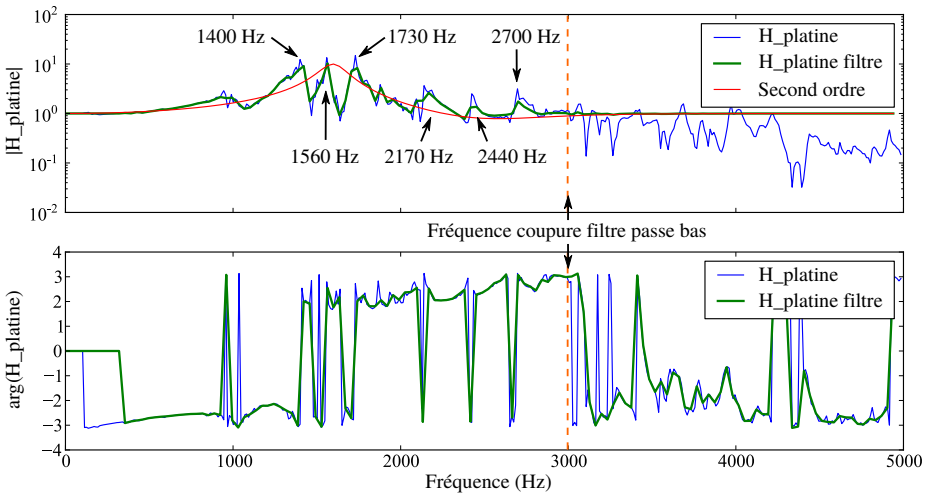


Figure 3.54 – Fonction de transfert du sonnage de la platine dans la direction de coupe. En bleu : la fonction de transfert moyenne dans la direction de coupe. En vert : la fonction de transfert filtrée. En rouge : une fonction de transfert du second ordre recalée sur la fonction de transfert de la platine.

Afin de limiter les effets du bruit à haute fréquence, un filtre passe bas est appliqué. La fréquence de coupure est choisie au dessus de la fréquence moyenne de fragmentation des plaquettes (ici 3000 Hz).

La modélisation de la platine via un système du second ordre fait perdre l'information des trois fréquences de résonnances et n'est donc pas adaptée.

Les résultats de la correction appliquée sont visibles à la Figure 3.55. Pour cet essai (Hêtre, $h = 10$ mm, $b = 10$ mm, $GD = 100°$, $H = 60\%$), on remarque une nette amélioration de la corrélation temporelle entre la brusque chute des efforts dans la direction de coupe et les instants de production des plaquettes.

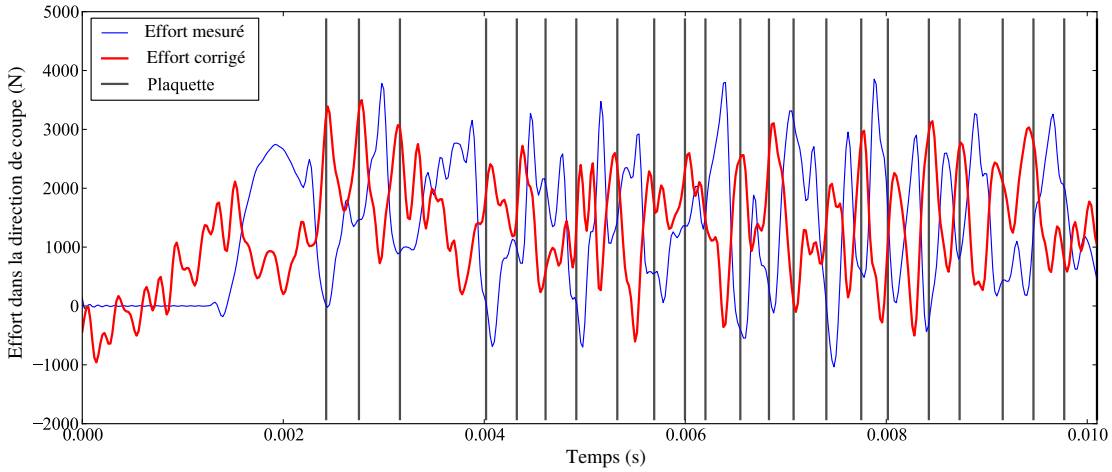


FIGURE 3.55 – Corrélation temporelle entre variation des efforts dans la direction de coupe et production de plaquettes (Hêtre, $h = 10$ mm, $b = 10$ mm, $GD = 100°$, $H = 60\%$). En bleu : l'effort mesuré dans la direction de coupe. En rouge : l'effort corrigé dans la direction de coupe. En gris : les instants de formation des plaquettes.

L'utilisation de cette correction sur d'autres essais utilisant les paramètres opératoires différents n'a pas donné d'aussi bons résultats. Il est possible que dans ces conditions particulières (Fig 3.55) : coupe en contre-fil et bois vert avec $H = 60\%$, les variations d'efforts soient plus brusques que pour les autres conditions opératoires et ainsi détectable plus facilement.

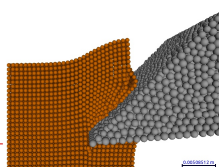
Afin d'améliorer ces résultats, une autre piste est la prise en compte des interactions entre la direction d'application de l'effort et les autres directions de mesures d'effort. Il faudrait alors créer une matrice de fonctions de transfert, comme les résultats très probants dans [Girardin 10], et utiliser l'ensemble des signaux de mesure d'effort pour effectuer les corrections. Enfin l'utilisation de pots vibrants permettraient une sollicitation très propre du montage.

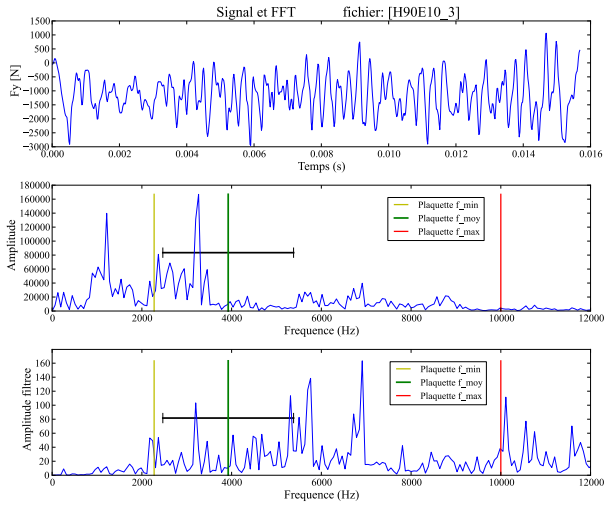
3.3.5.3 Recherche de signature fréquentielle

Une autre piste d'analyse des signaux a été la recherche d'une signature fréquentielle de la formation des plaquettes dans les différents signaux mesurés : efforts, pression acoustique à l'aide du microphone et accélération dans la direction du couteau. Cette recherche s'effectue en appliquant une transformée de Fourier sur chacune des voies mesurées [Denaud 12]. Puis nous comparons les pics d'amplitude du signal dans le domaine fréquentiel aux fréquences minimales, maximales et moyennes d'apparition des plaquettes formées (Fig 3.56). La mesure des fréquences d'apparition de ces plaquettes est réalisée à l'aide des films de coupe. La ligne horizontale noire représente l'écart-type de la fréquence de fragmentation des plaquettes.

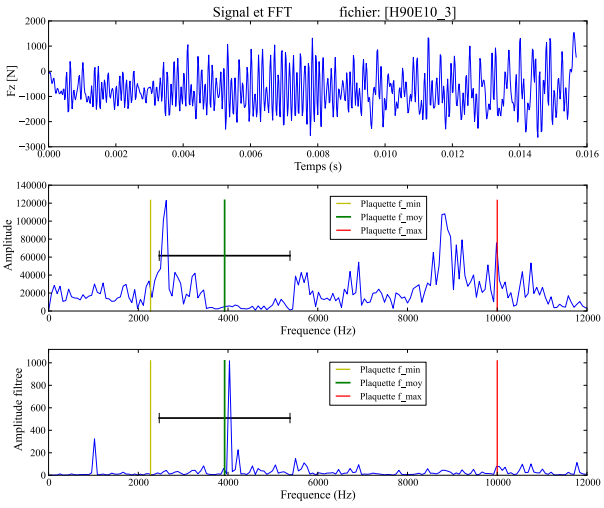
Les résultats bruts de cette analyse ne sont pas très concluants (sous-figure du milieu de la Figure 3.56). On remarque de larges pics à des fréquences inférieures à la fréquence minimale d'apparition des plaquettes (Fig 3.56a). Ces pics couvrent la plage de production des plaquettes avec des maximums au niveau des fréquences extrêmes de fragmentation (Fig 3.56b et 3.56d).

Il est possible que l'environnement de la zone d'essai perturbe les mesures (machines outils, vibrations de la platine, ...). Pour appliquer un *filtre* sur cet environnement, nous avons décidé de réaliser un essai de coupe orthogonale sur une fine épaisseur de PTFE ($h = 1$ mm). Sur chacune des voies, nous voulons diviser l'amplitude de la transformée de Fourier obtenue par l'essai de fragmentation par celle de l'essai de coupe avec le PTFE.

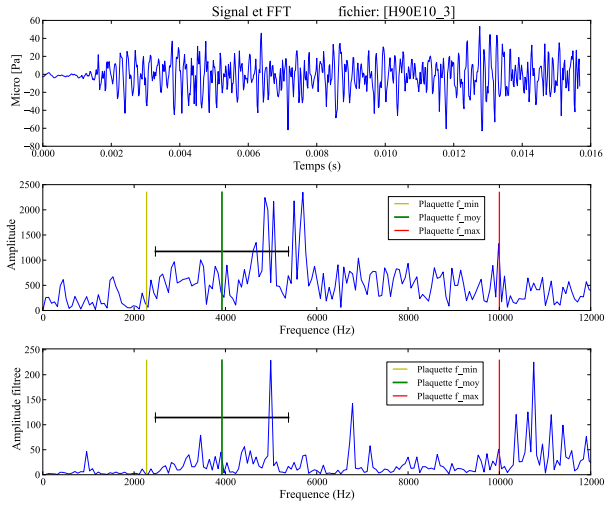




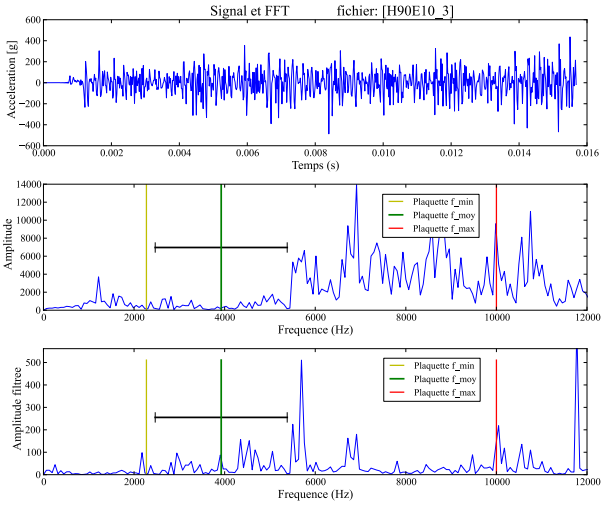
(a) Effort dans la direction de coupe (Fy)



(b) Effort dans la direction d'avance (Fz)



(c) Pression acoustique mesurée par le micro



(d) Accélération dans la direction du couteau

Figure 3.56 – Amplitude de la transformation de Fourrier des signaux d'un essai de fragmentation et son filtrage à l'aide d'un essai de coupe orthogonale avec une fine épaisseur de PTFE. Les lignes verticales représentent les fréquences minimales, maximales et moyennes de fragmentation des plaquettes (Hêtre, $h = 10$ mm, $b = 10$ mm, $GD = 90°$, $H = 130$ %).

Cet essai avec le PTFE nous permet de solliciter statiquement la platine de mesure d'effort en produisant un copeau continu. Ainsi les fréquences liées à la fragmentation devraient être conservées. Pour l'environnement sonore et vibratoire, cet essai permet de capter ce bruit qui pollue nos mesures.

Les résultats de ce filtrage sont visibles à la Sous-figure du bas de la Figure 3.56. Pour l'essai présenté, on remarque que les pics visibles sur l'effort Fy (Fig 3.56a) en dessous de la fréquence minimale ont été considérablement réduits. On remarque aussi que les pics d'amplitudes entre $5,8$ et $6,4$ kHz ont été fortement augmentés par rapport à celui de $3,2$ kHz. Par contre autour de la fréquence moyenne des plaquettes on ne constate rien de probant. Au niveau du signal d'effort dans la direction d'avance Fz (Fig 3.56b), on remarque un pic très prononcé au niveau de la fréquence moyenne d'apparition des plaquettes. Ce pic écrase l'amplitude dans le reste de la plage de fréquence de fragmentation tout en laissant apparaître un nouveau pic en basse fréquence. Le signal du microphone (Fig 3.56c) lui, laisse apparaître de nouveaux pics autour de $10,4$ kHz. Ces pics semblent être une fréquence de résonance du pic aux alentours de 5 kHz. Enfin l'accélération mesurée (Fig 3.56d) est fortement filtrée entre 6 et 11 kHz alors qu'autour de cette plage deux pics d'amplitude à $5,8$ et $11,8$ kHz sont présents.

En règle générale pour cet essai, on remarque qu'il n'y a pas une fréquence ou plage de fréquence qui ressort de manière identique sur chacun des signaux mesurés. Quelques critiques peuvent être émises sur la méthode employée. Premièrement l'étude du copeau de PTFE montre que si celui-ci est bien continu, on remarque des fissures périodiques espacées d'environ 3 mm (soit environ $2,3$ kHz). Comme cet essai n'a pas été filmé, on ne peut déterminer si ces fissures ont été produites lors de la formation du copeau ou alors durant son enroulement devant le porte outil (Fig 3.32). Cependant les efforts mesurés lors de cet essai (Fig 3.57) dans la direction de coupe Fy montrent clairement des oscillations à une fréquence de $1,2$ kHz, dans la direction de coupe, qui est très proche de la fréquence propre du montage. L'effort dans la direction d'avance Fz présente des oscillations haute fréquence à 10 kHz portées par un signal oscillant à environ $1,2$ kHz aussi. Cette fréquence de $1,2$ kHz est bien visible sur les résultats bruts de la Figure 3.56a.

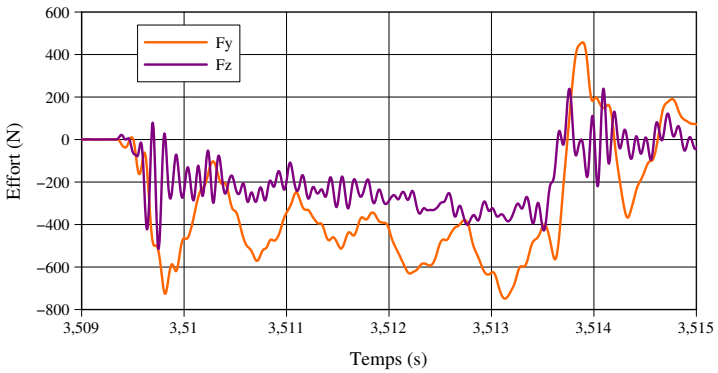
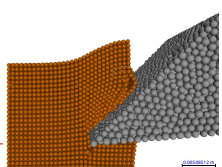


FIGURE 3.57 – Efforts mesurés lors de l'usinage du PTFE (Fy effort de coupe, Fz effort d'avance).

Ensuite concernant l'enregistrement sonore, nous n'avons pas pu garantir une ambiance sonore constante dans le laboratoire tout au long de la campagne expérimentale. Ainsi il est possible que l'ambiance durant l'essai de coupe du PTFE n'ait rien à voir avec celle des essais de fragmentation (machine supplémentaire en fonctionnement par exemple). De plus nous avons remarqué que de l'eau projetée durant les essais de fragmentation s'était déposée sur la membrane du microphone. Nous ne pouvons ni quantifier l'influence que ce dépot a eu sur la mesure de pression acoustique, ni l'instant où cette eau s'est déposée.

De plus concernant la mesure de l'accélération du couteau, nous avons remarqué que l'accé-



léromètre s'était décollé à plusieurs reprises du couteau. Les essais concernés ont été éliminés. Ils étaient détectables par l'apparition de pics très réguliers entre 3 et 4 kHz. Pour les autres essais, l'accéléromètre subissait aussi le comportement dynamique de la platine. La sollicitation de la platine via le PTFE a pu permettre de prendre en compte ce comportement.

Enfin la division de l'amplitude du signal fréquentiel des essais de fragmentation par celle de l'essai de coupe avec le PTFE peut entraîner des valeurs aberrantes si l'amplitude de l'essai avec le PTFE est très faible. L'application d'une valeur minimale pour la division n'a cependant pas entraîné d'amélioration significative des résultats.

Ainsi la non-maîtrise de l'environnement sonore et vibratoire du dispositif expérimental empêche de conclure sur le bon fonctionnement ou non de cette technique de recherche de signature fréquentielle de la fragmentation des plaquettes. Une meilleure maîtrise des techniques d'analyse des signaux pourrait améliorer significativement les résultats.

3.3.6 Énergie dissipée durant la coupe

Afin de créer une base de données utile au fabricants de slabbers pour le dimensionnement des moteurs mais aussi pour valider les résultats expérimentaux de [Lusth 12], nous nous sommes intéressés à l'énergie dissipée durant la coupe par le biais de trois grandeurs : le coefficient spécifique de coupe (ou pression spécifique de coupe) K_c, l'énergie spécifique de coupe G et le travail spécifique de séparation de surface R (respectivement *specific cutting pressure*, *specific cutting energy* et *toughness* en anglais). Avec F_c l'effort de coupe global, F_y l'effort dans la direction de coupe (ici y), b la largeur de coupe (ici $b = 10$ mm), h la hauteur de coupe et enfin L_c la longueur de coupe calculée à partir de la mesure de déplacement du laser. K_c, G, R et F_c sont définies traditionnellement de la manière suivante (Eq 3.15 à 3.18) :

$$K_c = \frac{F_c}{b.h} \quad (3.15) \qquad R = \frac{F_y}{b} \quad (3.17)$$

$$G = \frac{F_c}{b} = K_c.h \quad (3.16) \qquad F_c = \sqrt{{F_y}^2 + {F_z}^2} \quad (3.18)$$

Le lien entre le coefficient spécifique de coupe K_c et l'énergie spécifique de coupe G étant direct (Eq 3.16), nous nous intéresserons uniquement à K_c. On remarquera aussi que l'effort de coupe F_c (Eq 3.18) utilise l'effort dans la direction de coupe (F_y) et celui dans la direction d'avance (F_z).

Ces grandeurs impliquent l'utilisation des efforts de mesurés à l'aide de la platine piézoélectrique. Comme nous avons utilisé la platine au-delà de sa fréquence propre, nous avons souhaité vérifier si la valeur moyenne des efforts de coupe est juste. Pour cela nous avons comparé l'énergie dissipée durant la coupe, mesurée à l'aide de l'angle de remontée du bras du pendule [Chardin 58] et le travail des efforts mesurés par la platine durant la coupe. Pour notre expérience de coupe orthogonale, même si le mouvement de coupe est circulaire, la longueur du bras du pendule ($1,2$ m) par rapport à la longueur de coupe (140 mm) permet de faire l'hypothèse que l'éprouvette a un mouvement rectiligne dans la direction y. Ainsi seul l'effort dans cette direction travaille.

Sur la Figure 3.58 les résultats de 168 essais sont rassemblés. La droite d'interpolation affine a un coefficient directeur de $0,634$ pour un R^2 de $0,91$. L'écart, visible à la Figure 3.58 entre l'énergie mesurée par le pendule et le travail de l'effort dans la direction de coupe y, calculé à partir des efforts de coupe, peut avoir deux causes :

— Soit les efforts moyens mesurés par la platine piezo-électrique ne correspondent pas à l'effort moyen de coupe réel. Cependant le calcul de l'effort moyen durant l'essai de fragmentation a montré que l'amélioration de la mesure des efforts de coupe modifie la valeur

de cet effort moyen de moins de 1 %.

— Soit les efforts de coupe dans les autres directions travaillent aussi. Cette possibilité s'explique par le fait que l'échantillon est en porte-à-faux par rapport au bras du pendule. Durant la coupe le bras peut vibrer dans les trois directions, générant un déplacement donc du travail. Malheureusement le bras du pendule n'a pas été instrumenté pour mesurer les déplacements donc les travaux dans les autres directions.

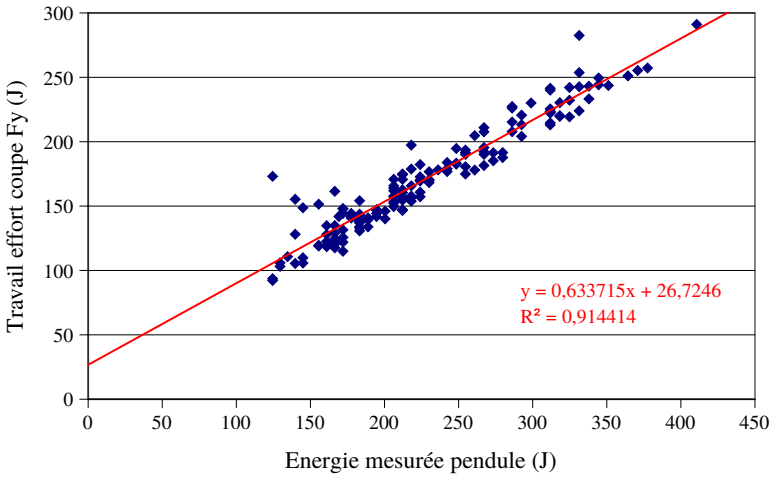


FIGURE 3.58 – Corrélation entre l'énergie dissipée par la coupe mesurée à l'aide de l'aiguille du pendule et le travail des efforts de coupe mesurés à partir de la platine piézoélectrique.

Les grandeurs énergétiques ont été calculées sur une zone où la coupe était bien établie sur une longueur de 60 mm. Pour établir cette zone, nous avons retiré les deux premiers centimètres où l'outil pénètre dans le bois car les premières plaquettes formées ont une morphologie différente des autres. Nous nous sommes arrêtés à 80 mm de longueur de coupe car à partir de cette longueur de coupe, lors de l'usinage en contrefil ou avec de fortes épaisseurs de coupe, il n'est pas rare que l'éprouvette se fende en deux sur toute sa hauteur.

Sur cette longueur, entre le début et la fin de la zone étudiée, à cause du mouvement du pendule, l'angle de pente de fil varie de $2,9°$. Cette variation nous paraît raisonnable par rapport aux défauts d'alignement successifs de la planche lors des différentes opérations d'usinage.

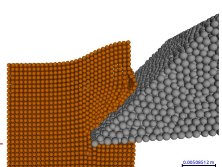
Aux Tableaux 3.5 et 3.6 sont rassemblés les résultats moyens pour tous les essais pour le hêtre et le douglas, même si les modalités d'essais sortaient des zones de bonne fragmentation.

Dans les zones de bonne fragmentation de chacune des essences nous avons procédé à deux analyses de la variance. Le modèle choisi est le même que celui de la section précédente (Eq 3.5). Pour la première analyse les facteurs taux humidité H (facteur A) et épaisseur de coupe h (facteur B) ont été sélectionnés. Pour la seconde, les facteurs sont le taux d'humidité H aussi (facteur A) et pente de fil GD (facteur B).

3.3.6.1 Analyse du coefficient spécifique de coupe

Effet de l'épaisseur coupée

Comme l'on pouvait s'y attendre et de la même manière que pour les métaux, le coefficient spécifique de coupe K_c du bois décroit lorsque que l'épaisseur coupée h augmente de 5 à 15 mm (Fig 3.59). On remarque aussi que pour le hêtre l'augmentation du taux d'humidité H de 60 à 130 % engendre une diminution du coefficient spécifique de coupe. Ceci montre que pour les épaisseurs coupées étudiées, comme déja observé au Chapitre 2, l'augmentation du taux de remplissage des lumens avec l'augmentation de l'humidité n'a pas un effet durcissant pour le



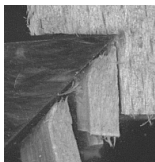
H (%)	GD (°)	h (mm)	K_c (MPa)		R (kJ.m^{-2})	
			Moyenne	Écart-type	Moyenne	Écart-type
60	70	10	16,36	0,72	95,78	2,77
60	80	10	16,71	0,76	108,19	2,38
60	90	5	25,24	1,24	164,64	12,69
60	90	10	17,36	1,19	121,14	10,31
60	90	15	15,17	1,53	109,14	11,86
60	100	10	23,41	3,19	158,7	18,86
60	110	10	23,86	1,95	179,23	11,02
130	70	10	15,71	0,56	95,38	9,64
130	80	10	16,09	0,76	106,95	4,52
130	90	5	21,8	2,51	138,41	11,18
130	90	10	16,15	0,9	111,59	5,92
130	90	15	14,83	1,33	100,47	9,69
130	100	10	18,86	1,61	140,54	9,27
130	110	10	18,83	1,76	143,51	7,1

Tableau 3.5 – Moyennes et écart-types des grandeurs énergétiques pour le hêtre.

H (%)	GD (°)	h (mm)	K_c (MPa)		R (kJ.m^{-2})	
			Moyenne	Écart-type	Moyenne	Écart-type
40	70	10	13,31	0,39	90,56	1,7
40	80	10	15,86	1,78	112,89	6,73
40	90	5	23,17	1,74	173,49	10,67
40	90	10	17,08	0,85	121,75	4,49
40	90	15	13,33	1,29	100,26	7,74
40	100	10	20,7	3,6	156,75	7,61
40	110	10	18,03	0,79	132,25	5,31
115	70	10	11,44	0,43	76,81	3,92
115	80	10	11,76	1,36	85,04	3,2
115	90	5	16,68	1,46	113,76	16,96
115	90	10	14,13	1,08	108,58	6,84
115	90	15	10,56	0,65	78,95	13,28
115	100	10	12,44	2,44	97,52	11,47
115	110	10	12,06	2,18	73,6	31,62

Tableau 3.6 – Moyennes et écart-types des grandeurs énergétiques pour le douglas.

matériau. Celui-ci est au contraire plus facile à usiner. L'analyse de la variance montre que ces deux paramètres (Taux d'humidité, facteur A. Épaisseur coupée, facteur B.) sont significatifs à 1 %. Cependant l'interaction entre ces deux paramètres n'est pas significative.



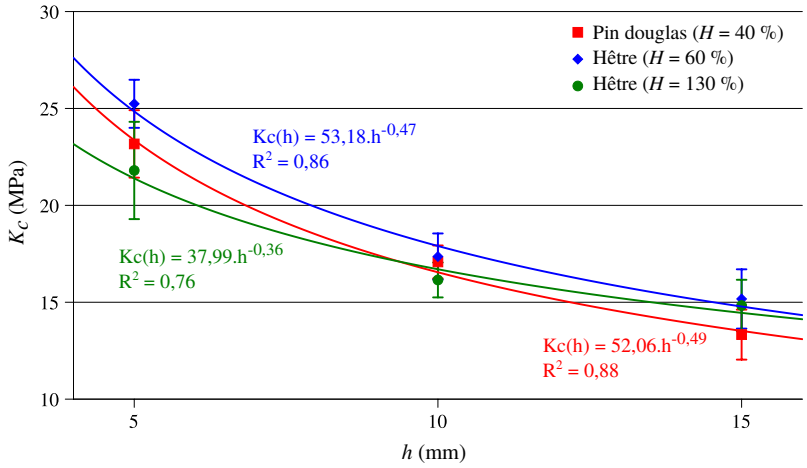


FIGURE 3.59 – Évolution du coefficient spécifique de coupe K_c en fonction de la hauteur de coupe h ($GD = 90°$, $b = 10$ mm).

$$M = 18,49 \quad (3.19)$$

$$\mathbf{E_A} = \begin{bmatrix} 1,038 & -1,038 \end{bmatrix} \quad (3.20)$$

$$\mathbf{E_B} = \begin{bmatrix} 5,090 & -1,634 & -3,455 \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

$$\mathbf{I_{AB}} = \begin{bmatrix} 0,619 & -0,619 \\ -0,225 & 0,225 \\ -0,394 & 0,394 \end{bmatrix} \quad (3.22)$$

En ce qui concerne le douglas, sa zone de bonne fragmentation est assez limitée lorsqu'il est très saturé (Fig 3.31), nous n'avons pas réalisé d'analyse de la variance. Cependant les mêmes tendances sont visibles que pour le hêtre.

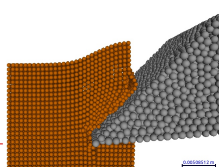
Les matrices d'effets du modèle associé à l'analyse de la variance pour le hêtre sont visibles dans les équations 3.19 à 3.22. Celles-ci permettent d'interpoler linéairement le coefficient spécifique de coupe pour du hêtre avec un taux d'humidité compris entre 60 et 130 % ainsi qu'une épaisseur coupée comprise entre 5 et 15 mm. Pour rechercher le coefficient spécifique de coupe pour un point de fonctionnement en dehors de cette zone, en particulier pour des épaisseurs coupées plus importantes, nous avons choisi d'interpoler les résultats obtenus à l'aide de fonctions puissance (Fig 3.59). Le choix des fonctions puissances est motivé par l'utilisation de ce type de lois dans la démarche COM (Couple Outil Matière), régulièrement utilisée dans l'usinage des métaux. Il faudra cependant utiliser cette interpolation avec précaution pour de faibles épaisseurs coupées.

Effet de l'angle de pente de fil

Comme le montre la Figure 3.60, le coefficient spécifique de coupe augmente avec l'angle de pente de fil. Ce résultat, déja observé par [Lusth 12], montre qu'il est énergétiquement plus avantageux de couper du bois dans le fil qu'en contrefil. Comme précédemment, le taux d'humidité a un effet décroissant sur le coefficient spécifique de coupe (Fig 3.61).

L'analyse de la variance est effectuée dans la zone de bonne fragmentation pour le hêtre avec le facteur A est le taux d'humidité avec les niveaux 60 et 130 %. Le facteur B est l'angle de pente de fil avec les niveaux 70, 80, 90 et 100°. Cette analyse montre que l'angle de pente de fil, le taux d'humidité mais aussi l'interaction entre ces deux paramètres sont significatifs à 1 %. Cette interaction est surtout présente lors du passage de l'angle de pente de fil de 90 à 100° (Fig 3.62) où l'effet du taux d'humidité sur K_c s'inverse.

Les Figures 3.60 et 3.61 mettent en évidence qu'il y a une augmentation subite du coefficient



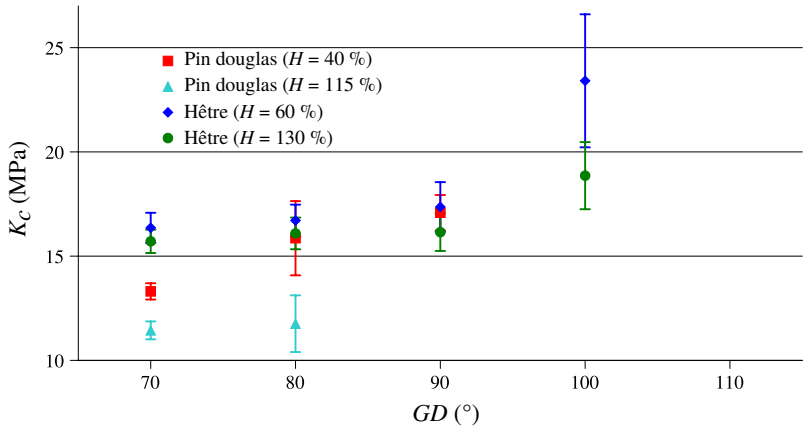


Figure 3.60 – Évolution du coefficient spécifique de coupe K_c en fonction de l'angle de pente de fil GD ($h = 10$ mm, $b = 10$ mm).

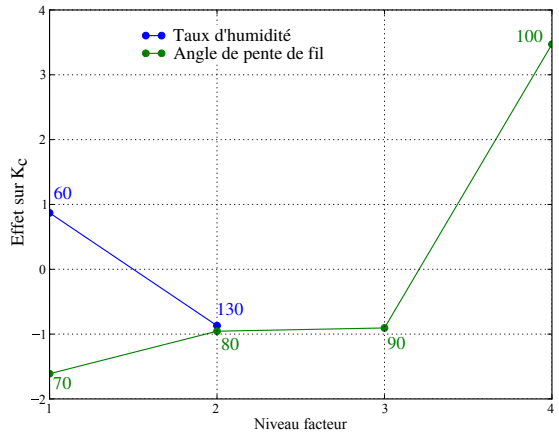


Figure 3.61 – Effet de la pente de fil et de l'humidité sur le coefficient spécifique de coupe ($b = 10$ mm, $h = 10$ mm. Hêtre).

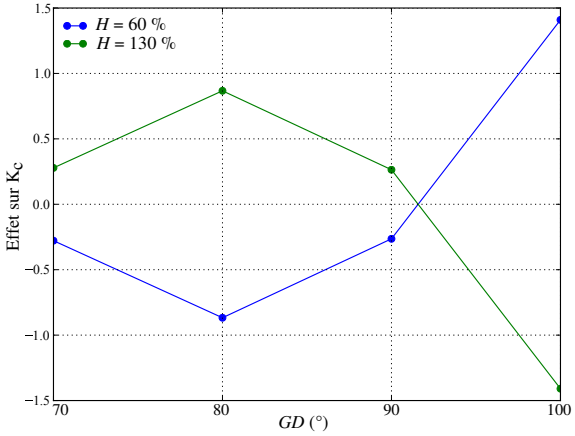


Figure 3.62 – Effet de l'interaction entre la pente de fil et l'humidité sur le coefficient spécifique de coupe ($b = 10$ mm, $h = 10$ mm. Hêtre).

spécifique de coupe au-delà de 90°. L'écart-type aussi augmente brusquement. On pourrait retenir que le mécanisme de fragmentation change entre 90 et 100° pour devenir plus énergivore avant de sortir de la zone de bonne fragmentation à 110°. Les matrices d'effets des facteurs et d'interactions sont présentées dans les équations 3.23 à 3.26.

$$M = 17,66 \quad (3.23)$$

$$\mathbf{E_A} = \begin{bmatrix} 0,870 & -0,870 \end{bmatrix} \quad (3.24)$$

$$\mathbf{E_B} = \begin{bmatrix} -1,611 & -0,955 & -0,905 & 3,471 \end{bmatrix} \quad (3.25)$$

$$\mathbf{I_{AB}} = \begin{bmatrix} -0,278 & 0,278 \\ -0,867 & 0,867 \\ -0,264 & 0,264 \\ 1,409 & -1,409 \end{bmatrix} \quad (3.26)$$

La même étude a été conduite sur le douglas mais seulement pour deux niveaux de pente de fil (70 et 80°). Cette limitation est due à la taille de la zone de bonne fragmentation. L'analyse montre que le taux d'humidité est significatif à 1 % tandis que l'angle de pente de fil et l'interaction entre ces deux paramètres sont significatifs à 5 %. Les matrices d'effets des facteurs et d'interactions sont présentées aux équations 3.27 à 3.30.

$$M = 13,09 \quad (3.27)$$

$$\mathbf{E_A} = \begin{bmatrix} 1,494 & -1,494 \end{bmatrix} \quad (3.28)$$

$$\mathbf{E_B} = \begin{bmatrix} -0,719 & 0,719 \end{bmatrix} \quad (3.29)$$

$$\mathbf{I_{AB}} = \begin{bmatrix} -0,555 & 0,555 \\ 0,555 & -0,555 \end{bmatrix} \quad (3.30)$$

Dans le cas du douglas à un taux d'humidité de 40 %, les valeurs d'énergie spécifique de coupe $G = K_c.h$ sont légèrement plus faibles que celles obtenues par [Lusth 12] avec du pin à l'état vert ($H = 50$ %). Ceci est cohérent, en supposant l'effet de l'essence et de la différence d'humidité faible, avec l'augmentation de l'énergie spécifique de coupe et la vitesse de coupe, qu'il avait mis en lumière. Les vitesses de coupe utilisées sont 400 m.min^{-1} dans notre cas contre 1200 m.min^{-1} pour [Lusth 12].

3.3.6.2 Analyse du travail spécifique de séparation de surface

Effet de l'épaisseur coupée

L'influence de l'épaisseur coupée et du taux d'humidité a été analysée sur le travail spécifique de séparation de surface R de la même manière que pour le coefficient spécifique de coupe K_c. On remarque aussi une décroissance de R lorsque que l'épaisseur coupée h augmente de 5 à 15 mm (Fig 3.63). On remarque enfin que pour le hêtre l'augmentation du taux d'humidité H de 60 à 130 % engendre une diminution de R.

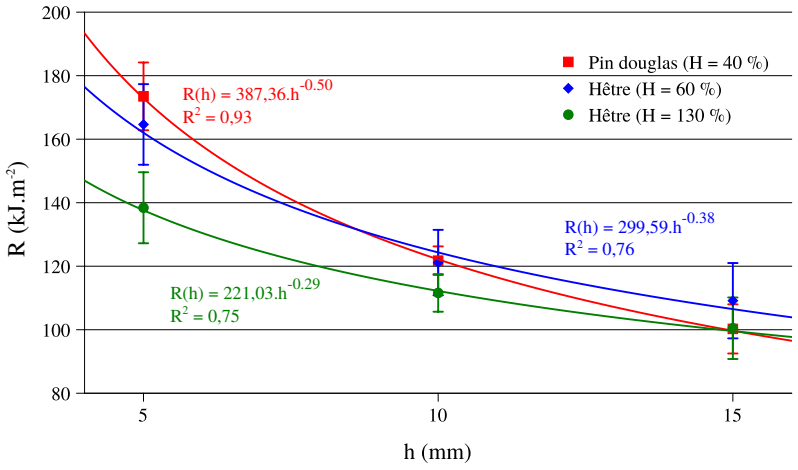


FIGURE 3.63 – Évolution du travail spécifique de séparation de surface R en fonction de la hauteur de coupe h ($GD = 90°$, $b = 10$ mm).

$$M = 124,31 \quad (3.31)$$

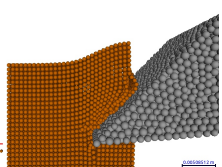
$$\mathbf{E_A} = \begin{bmatrix} 9,063 & -9,063 \end{bmatrix} \quad (3.32)$$

$$\mathbf{E_B} = \begin{bmatrix} 27,339 & -7,308 & -20,031 \end{bmatrix} \quad (3.33)$$

$$\mathbf{I_{AB}} = \begin{bmatrix} 3,932 & -3,932 \\ -2,731 & 2,731 \\ -1,201 & 1,201 \end{bmatrix} \quad (3.34)$$

En ce qui concerne le douglas, sa zone de bonne fragmentation est assez limitée lorsqu'il est très saturé (Fig 3.31), nous n'avons pas réalisé d'analyse de la variance. Cependant les mêmes tendances sont visibles que pour le hêtre.

L'analyse de la variance montre que ces deux facteurs : taux d'humidité et épaisseur coupée sont significatifs à 1 %. Cependant l'interaction entre ces deux paramètres n'est pas significative. Les matrices d'effets du modèle associé à l'analyse de la variance pour le hêtre sont visibles dans



les équations 3.31 à 3.34. Celles-ci permettent d'interpoler linéairement le travail spécifique de séparation de surface pour du hêtre avec un taux d'humidité compris entre 60 et 130 % ainsi qu'une épaisseur coupée comprise entre 5 et 15 mm. Comme précédemment, pour rechercher le travail spécifique de séparation de surface pour un point de fonctionnement en dehors de cette zone, en particulier pour des épaisseurs coupées plus importantes, nous avons choisi d'interpoler les résultats obtenus à l'aide de fonctions puissance (Fig 3.63).

Effet de l'angle de pente de fil

Comme pour le coefficient spécifique de coupe, le travail spécifique de séparation de surface augmente avec l'angle de pente de fil (Fig 3.64). De même, le taux d'humidité a un effet décroissant sur le travail spécifique de séparation de surface (Fig 3.65).

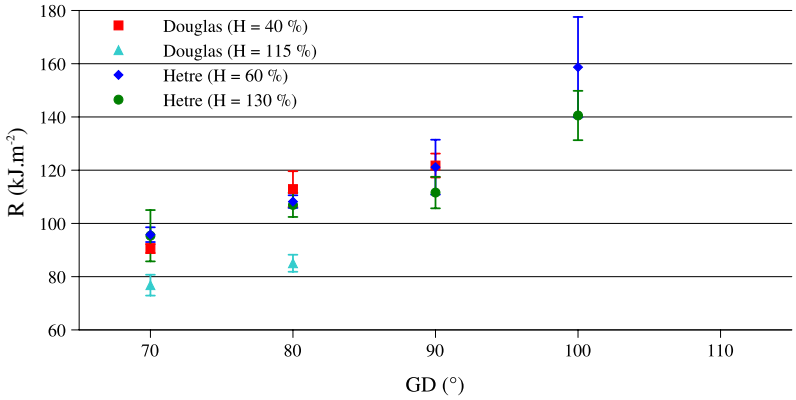


Figure 3.64 – Évolution de R en fonction de l'angle de pente de fil GD ($h = 10$ mm, $b = 10$ mm).

L'analyse de la variance est effectuée dans la zone de bonne fragmentation pour le hêtre avec le facteur A est le taux d'humidité avec les niveaux 60 et 130 %. Le facteur B est l'angle de pente de fil avec les niveaux 70, 80, 90 et 100°. Cette analyse montre que l'angle de pente de fil est significatif à 1 %, le taux d'humidité seulement à 5 % tandis que leur interaction ne l'est pas du tout.

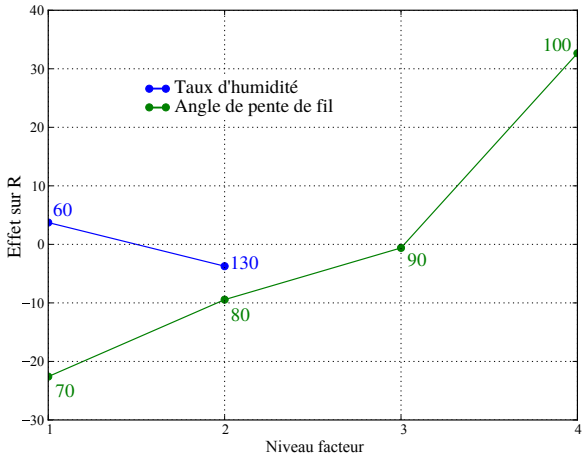


Figure 3.65 – Effet de la pente de fil et de l'humidité sur le travail spécifique de séparation de surface R ($b = 10$ mm, $h = 10$ mm. Hêtre).

Les Figures 3.64 et 3.65 montrent aussi une rupture de pente au passage de 90°. Cependant cette rupture de pente est bien moins importante que pour le coefficient spécifique de coupe K_c. Les matrices d'effets des facteurs et d'interactions sont présentées dans les équations 3.35 à 3.38.

$$M = 116,97 \quad (3.35)$$

$$\mathbf{E_A} = \begin{bmatrix} 3,728 & -3,728 \end{bmatrix} \quad (3.36)$$

$$\mathbf{E_B} = \begin{bmatrix} -22,593 & -9,446 & -0,606 & 32,644 \end{bmatrix} \quad (3.37)$$

$$\mathbf{I_{AB}} = \begin{bmatrix} -3,334 & 3,334 \\ -3,064 & 3,064 \\ 1,049 & -1,049 \\ 5,349 & -5,349 \end{bmatrix} \quad (3.38)$$

La même étude a été conduite sur le douglas mais seulement pour deux niveaux de pente de fil (70 et 80°). Cette limitation est due à la taille de la zone de bonne fragmentation. L'analyse montre que le taux d'humidité, l'angle de pente de fil et leur interaction sont significatifs à 1 %. Les matrices d'effets des facteurs et d'interactions sont présentées dans les équations 3.39 à 3.42.

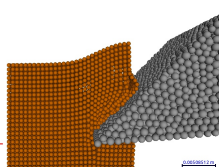
$$M = 91,326 \quad (3.39)$$

$$\mathbf{E_A} = \begin{bmatrix} 10,401 & -10,401 \end{bmatrix} \quad (3.40)$$

$$\mathbf{E_B} = \begin{bmatrix} -7,640 & 7,640 \end{bmatrix} \quad (3.41)$$

$$\mathbf{I_{AB}} = \begin{bmatrix} -3,522 & 3,522 \\ 3,522 & -3,522 \end{bmatrix} \quad (3.42)$$

Dans l'état de l'art, le Tableau 3.1 montre l'énergie spécifique de séparation de surface pour un plan contenant le fil du bois. Dans nos conditions d'usinage, le fil du bois est tranché. Nous ne pouvons donc pas comparer nos données avec celles du Tableau 3.1.



3.4 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons étudié la production des plaquettes de bois vert dans des essais de coupe à haute vitesse de coupe. L'utilisation de caméras rapides et d'outils d'analyse d'images a permis l'obtention de nombreux résultats.

Premièrement nous avons défini des zones de bonne fragmentation dépendant de l'angle de pente de fil et de l'épaisseur coupée selon l'essence et le taux d'humidité. Bien que ces zones de bonne fragmentation ne soient valides que pour la géométrie d'éprouvette utilisée, elles donnent une indication pour aider les fabricants de machines-outils à mieux concevoir leur slabber.

Dans ces zones de bonne fragmentation, nous avons analysé les mécanismes de formation des plaquettes. Ces mécanismes ont déja été partiellement décrits par [McKenzie 60a] pour la coupe du bois en mode 90-90, nous avons plus précisément étudié l'influence de l'eau, ce qui constitue un apport majeur de ce travail.

L'évolution de l'épaisseur des plaquettes produites ainsi que de leur vitesse d'éjection selon l'épaisseur de coupe et l'angle de pente de fil a été mesurée elle aussi grâce aux films de coupe. Ainsi entre un angle de pente de fil de 70° et 110°, nous avons observé un doublement de la vitesse d'éjection des plaquettes. Cette information est utile pour calculer l'énergie cinétique des plaquettes lorsqu'elles viennent frapper l'intérieur du carter du slabber et ainsi déterminer si elles peuvent se rompre. Il s'agit également d'une donnée que l'on pourra chercher à reproduire par simulation numérique.

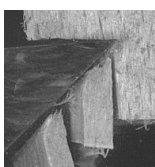
L'utilisation d'outils de corrélation d'images numériques a aussi permis de réaliser des mesures de champs de déformations et de vitesses de déformations à la surface de l'échantillon. Pour nos conditions opératoires, nous avons observé des déformations de plus de 40% en compression dans la direction de coupe au niveau de l'arête de coupe, couplées à des taux de déformations d'au moins 2000 s^{-1}. Au voisinage immédiat de l'arête de coupe, la corrélation n'a pas été possible et il est plausible que des taux de déformations plus importants et très localisés ne soient pas détectés. Ces conditions sévères, n'ont pas pu être atteintes lors des essais de compression réalisés au Chapitre 2.

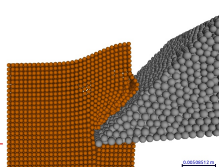
Avec nos conditions opératoires, nous avons aussi observé que les passages successifs de deux couteaux dans l'échantillon endommagent celui-ci par création de fissures au-dessus du plan de coupe et engendrent la production de plaquettes plus fines à la seconde passe.

Le traitement des signaux de mesure d'efforts et la recherche du comportement dynamique de la platine, a permis d'améliorer la corrélation entre les brusques décroissances de l'effort dans la direction de coupe et les instants de production des plaquettes. Ces résultats, perfectibles par la prise en compte des interactions entre la direction d'application de l'effort et les directions de mesures d'efforts, pourraient permettre à terme de déterminer l'épaisseur des plaquettes produites sans avoir recours à l'utilisation de caméras rapides.

La recherche de la fréquence moyenne de production de plaquettes par l'analyse vibratoire du milieu (son, accélérations) nécessite une meilleure maîtrise de ce mileu et un soin très particulier pour la préparation des expériences.

Enfin l'utilisation des mesures des efforts de coupe a permis de déterminer des critères énergétiques (coefficient spécifique de coupe, travail spécifique de séparation de surface). Ces critères énergétiques sont indispensables pour l'élaboration d'une loi de coupe et permettent de prédire la puissance consommée par la coupe, comme nous le verrons au Chapitre 4.





Chapitre 4

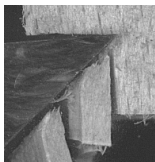
Étude géométrique et cinématique de la coupe par slabber

Résumé

Ce chapitre a pour objectif d'estimer la puissance nécessaire à la coupe du bois et pour fragmenter les copeaux lors de l'opération de fraisage par slabber. Il s'appuie sur une modélisation de la cinématique de coupe de cette opération, pour laquelle nous avons développé une tête de slabber entièrement paramétrable grâce à un logiciel de calcul symbolique.
Nous avons étudié l'influence des paramètres géométriques et cinématiques sur l'évolution de la pente de fil, des angles outil en travail et des sections coupées. De plus les résultats du chapitre précédent sont exploités pour estimer la puissance nécessaire au fraisage des dosses et la fragmentation des plaquettes qui en découle.
Ces résultats permettront aux fabricants de valider leurs règles de construction de slabbers et de dimensionner au mieux leurs motorisations.

Sommaire

4.1 Besoin industriel 124
4.2 Matériel et méthode 124
4.2.1 Support de l'étude 124
4.2.2 Démarche utilisée et grandeurs mesurées 126
4.3 Résultats 128
4.3.1 Cinématique de la coupe 128
4.3.2 Angle de pente de fil 129
4.3.3 Angles outil en travail 132
4.3.4 Sections coupées 134
4.3.5 Puissance consommée par la fragmentation 136
4.4 Conclusion et perspectives 140



4.1 Besoin industriel

La transformation des dosses en plaquettes est un procédé énergivore. Le coût de l'énergie étant en constante augmentation, le dimensionnement *au mieux* des moteurs des slabbers devient un enjeu de taille.

Ce chapitre propose une modélisation de la cinématique de la coupe à l'aide d'un slabber entièrement paramétrable. Les sections coupées par les différentes dents du slabber sont étudiées et grâce aux résultats du Chapitre 3, la puissance consommée par la fragmentation peut être estimée. De plus l'évolution d'autres paramètres comme le nombre de dents, les angles outils en travail, l'évolution de la pente de fil, permettent de valider les règles de construction des fabricants de slabbers.

4.2 Matériel et méthode

4.2.1 Support de l'étude

Pour cette étude nous avons développé une tête de slabber entièrement paramétrable à l'aide du logiciel de calcul symbolique Mathematica®. Nous nous sommes basés sur un slabber à plusieurs rangées de dents (voir figures 1.18 et 1.19 section 1.2.2.1) car ceux-ci sont les plus utilisés en France. Le paramétrage (Fig 4.1) a été défini en supposant le billon fixé sur un chariot de manière à ce que le fil du bois soit confondu avec l'axe x. La hauteur du chariot est définie par rapport au diamètre fin bout du billon (diamètre minimal du billon conique). Sur cette figure, qui est la configuration de base, il y a trois couteaux répartis sur trois rangs.

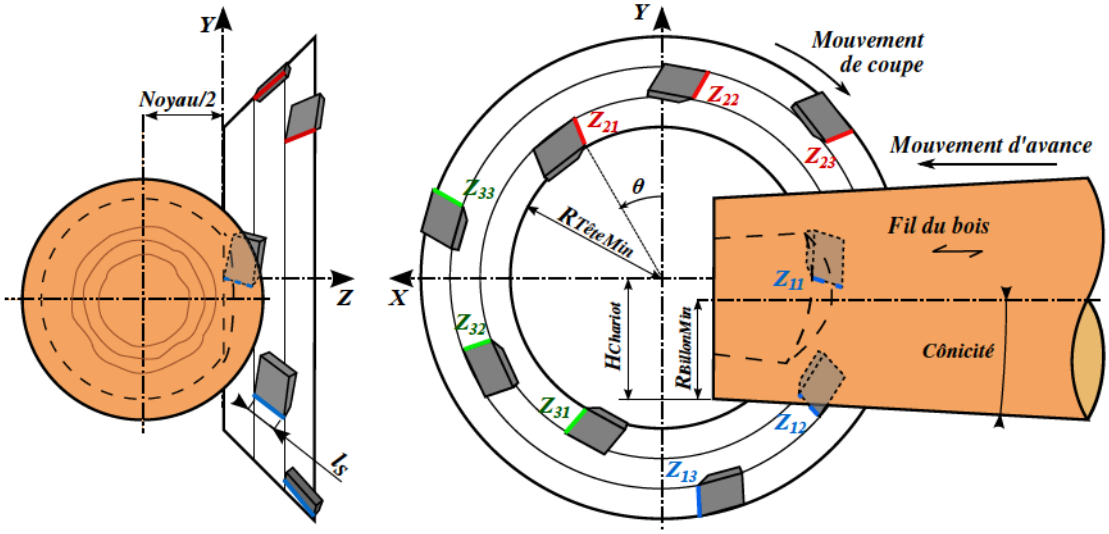
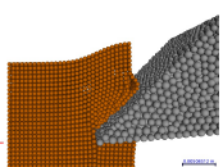


FIGURE 4.1 – Paramétrage utilisé pour l'étude géométrique et cinématique. Z_{mn} désigne le couteau m et la rangée n. [Pfeiffer 15]
(Bleu : Couteau 1, Rouge : Couteau 2, Vert : Couteau 3, Orange : Billon).

Les paramètres suivants ont été définis :

Cinématique : Vitesse de coupe V_c, avance à la dent f_z et largeur du noyau $Noyau$.

Billon : Rayon fin bout $R_{BillonMin}$, conicité $Conicité$, hauteur du chariot par rapport à l'axe de la tête de slabber $H_{Chariot}$.



Tête de slabber : Rayon minimal $R_{TêteMin}$, nombre de couteaux $N_{Couteaux}$, nombre de rangées de couteaux N_{Rang}, longueur d'arête l_S, angle de direction d'arête de l'outil κ_r, angle d'inclinaison d'arête de l'outil λ_s, angle de coupe normal de l'outil γ_n, angle de taillant normal de l'outil β_n, angle de dépouille normal de l'outil α_n.

Les angles outil (κ_r, λ_s, γ_n, β_n, α_n) sont définis selon la norme ISO 3002-1 [ISO 93] et représentés à l'Annexe B. Afin de simplifier les expressions, il est supposé que le mouvement d'avance (suivant l'axe x) est appliqué à la tête de slabber et que le billon reste fixe. La surface du billon est définie à l'équation 4.1. Les variables x, y et z représentent les axes du repère visible sur la Figure 4.1. ψ est l'angle autour de l'axe x.

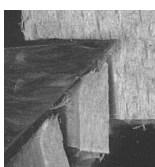
$$SurfaceBillon[x,\psi] = \begin{cases} x \\ (R_{BillonMin} - x * Cônicité) * \sin(\psi) + H_{Chariot} + R_{BillonMin} \\ (R_{BillonMin} - x * Cônicité) * \cos(\psi) - Noyau/2 \end{cases} \tag{4.1}$$

Les trajectoires des points des arêtes de coupe sont des cycloïdes. La trajectoire au cours du temps de l'arête de coupe d'un couteau Z_{mn} avec m le numéro du couteau et n le numéro du rang est définie à l'équation 4.2.

$$TrajZ_{mn}[t,z] = \begin{cases} (R_{TêteMin} + z.\tan\kappa_R).\cos\left(\dfrac{V_c.t}{R_{TêteMin}} - (m-1)\dfrac{2\pi}{N_{Couteaux}}\right. \\ \qquad \left. + (n-1)\dfrac{2\pi.N_{Rang}}{N_{Couteaux}}\right) \\ \qquad + z.\dfrac{\tan\lambda_S}{\cos\kappa_R}.\sin\left(\dfrac{V_c.t}{R_{TêteMin}}\right) + \dfrac{V_c.f_z.N_{Couteaux}.t}{R_{TêteMin}} \\ (R_{TêteMin} + z.\tan\kappa_R).\sin\left(\dfrac{V_c.t}{R_{TêteMin}} - (m-1)\dfrac{2\pi}{N_{Couteaux}}\right. \\ \qquad \left. + (n-1)\dfrac{2\pi.N_{Rang}}{N_{Couteaux}}\right) \\ \qquad - z.\dfrac{\tan\lambda_S}{\cos\kappa_R}.\cos\left(\dfrac{V_c.t}{R_{TêteMin}}\right) \\ z \end{cases} \tag{4.2}$$

Le Tableau 4.1 rassemble les valeurs des paramètres utilisés pour l'obtention de l'ensemble des figures de cette partie. Afin d'avoir une profondeur de passe suffisante pour que les trois rangées de couteaux soient en prise, nous avons diminué la largeur de l'arête l_S et la largeur de noyau $Noyau$ par rapport aux valeurs qui seraient utilisées industriellement sur un slabber de type CT-700 de LBL-Brenta-CD. Cette configuration peut se produire industriellement dans le cas de gros diamètres ou lorsque le billon a une malformation comme une patte qu'il faut broyer.

Dans cette configuration, comme la direction du fil du bois est égale à la direction de l'avance, l'angle d'inclinaison du fil par rapport à l'arête de coupe GEI est égale à l'angle de direction d'arête de l'outil κ_r (voir Annexe B).



V_C	f_z	$Noyau$	$R_{BillonMin}$	$Cônicité$	$H_{Chariot}$	$R_{TêteMin}$
3600 m.min^{-1}	35 mm	400 mm	300 mm	1 %	320 mm	320 mm

$N_{Couteaux}$	N_{Rang}	l_S	κ_r	λ_s	γ_n	β_n	α_n
3	3	60 mm	45°	0°	45°	40°	5°

TABLEAU 4.1 – Paramètres utilisés pour l'étude cinématique.

4.2.2 Démarche utilisée et grandeurs mesurées

Nous nous sommes limités à l'étude des couteaux de fragmentation. L'action des outils de finition (portion de lame de scie ou couteau de finition) n'a pas été étudiée. Les résultats géométriques obtenus ont été vérifiés à l'aide du logiciel de Conception Assistée par Ordinateur CatiaV5®.

La démarche utilisée a été la suivante :

— Définition des outils, de la trajectoire des arêtes de coupe et de la surface à usiner,
— Animation de la cinématique de coupe,
— Évolution des angles caractéristiques (angles outil en travail et angle de pente de fil GD),
— Calcul de l'aire nominale de la section transversale de coupe A_D durant l'usinage,
— Calcul de la puissance consommée par la fragmentation.

4.2.2.1 Grandeurs mesurées

Angles outil en travail

Les angles outil en travail : angle de coupe en travail γ_{ne}, angle de taillant en travail β_{ne} et angle de dépouille en travail α_{ne} sont définis selon la norme ISO 3002 [ISO 93]. Pour les mesurer, nous appliquons les définitions de la norme en s'aidant de la Figure B.3 à l'Annexe B qui représente les angles outil dans le système outil-en-main.

L'angle de coupe en travail γ_{ne} est calculé entre la face de coupe A_γ et le plan de référence en travail P_{re} dans le plan normal à l'arête en travail P_{ne}.

Le plan de référence en travail P_{re} est le plan passant par le point considéré de l'arête et perpendiculaire à la direction résultante de coupe qui contient la direction de coupe et la direction d'avance. Dans le cas de notre paramétrage, la direction résultante de coupe au point considéré et à un instant t est la tangente à la trajectoire de l'arête de coupe, définie à l'équation 4.2. Le plan P_{re} est donc le plan normal à la trajectoire.

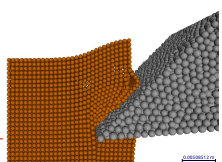
La face de coupe A_γ est définie comme le plan passant par l'arête de coupe et formant un angle γ_n avec le plan de référence P_r qui est ici le plan passant l'axe du slabber et le point considéré de l'arête. Cet angle est mesuré dans le plan normal à l'arête P_n.

Le plan normal à l'arête en travail est le plan normal à la droite générée par l'arête de coupe dans l'équation 4.2 à t fixé. Il est équivalent au plan normal à l'arête P_n.

L'angle de taillant en travail β_{ne} est identique à l'angle de taillant β_n formé de l'angle entre la face de coupe A_γ et la face de dépouille A_α.

L'angle de dépouille en travail α_{ne} est calculé entre la face de dépouille A_α et le plan d'arête en travail P_{se} dans le plan normal à l'arête en travail P_{ne}.

Le plan d'arête en travail P_{se} est le plan tangent à l'arête de coupe au point considéré de l'arête, perpendiculaire au plan de référence en travail P_{re}. Ici il s'agit du plan tangent à l'instant t de la trajectoire de l'arête de coupe définie à l'équation 4.2.



La face de dépouille A_α est définie comme le plan passant par l'arête de coupe et formant un angle $\gamma_n + \beta_n + \alpha_n$ avec le plan de référence P_r. Cet angle est mesuré dans le plan normal à l'arête P_n.

Angle de pente de fil

L'angle de pente de fil, défini à la Section B.3 de l'Annexe B est ici calculé comme l'angle entre la tangente à la trajectoire de l'arête de coupe (Eq 4.2) dans le plan xy (Fig 4.1) au point considéré de l'arête et la direction x qui est la direction du fil du bois. Cet angle est mesuré dans le plan xy de la Figure 4.1.

Aire nominale de la section transversale de coupe

Pour le calcul de l'aire nominale de la section transversale de coupe A_D, définie selon la norme ISO 3002 [ISO 93], nous avons suivi la méthode de [Fromentin 10a, Fromentin 10b] qui se base également sur la norme.

Nous avons commencé par calculer la largeur nominale de coupe b_D pour les différents couteaux aux différents rangs. La largeur nominale de coupe se calcule comme la longueur de l'arête de coupe dans la matière à l'instant t. Dans notre cas, nous avons recherché l'interaction entre le volume du billon et la trajectoire des arêtes de coupes. Mathematica® étant un logiciel de calcul symbolique, il est capable de déterminer de manière analytique l'unique solution de cette équation sur un demi-tour de fraise. On peut noter que la largeur nominale de coupe est égale à la largeur des plaquettes C_w (Fig 4.2) si celles-ci ne s'éclatent pas, suite à leur projection dans le carter du slabber.

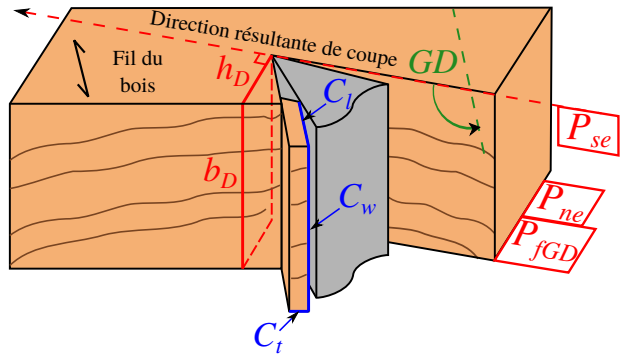
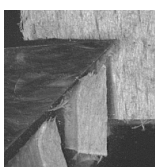


Figure 4.2 – Définition de b_D, h_D, C_l, C_w et C_t dans le cas sur surfaçage avec un slabber. Ici les plans P_{ne} et P_{fGD}, défini à la Figure B.4, sont égaux.

Nous avons ensuite calculé l'épaisseur nominale de coupe h_D (Fig 4.2). Cette grandeur ne doit pas être confondue avec la longueur des plaquettes C_l (Fig 4.2). Comme la fragmentation s'effectue par cisaillement dans le sens du fil (Voir Chapitre 3), et qu'ici nous imposons la direction du fil comme étant l'axe x, la longueur des plaquettes est équivalente à l'avance à la dent f_z. L'épaisseur nominale de coupe h_D, au point considéré de l'arête, est la distance normale à la trajectoire de l'arête de coupe entre la surface coupée et la surface libre de la pièce. Les épaisseurs ont été prises nulles lorsque la surface de la pièce ne correspond plus à la trajectoire outil précédente : c'est à dire lorsque la surface de la pièce correspond à la surface conique du billon.

L'aire nominale de la section transversale de coupe A_D est définie par l'aire normale à la surface coupée jusqu'à la surface libre de la pièce. Une simplification courante consiste à calculer l'aire nominale de la section transversale de coupe A_D, comme le produit de la largeur nominale de coupe b_D et de l'épaisseur nominale de coupe h_D. Ici, Mathematica® permet de déterminer la section nominale de coupe analytique pour chaque dent et à chaque instant (Fig 4.3).



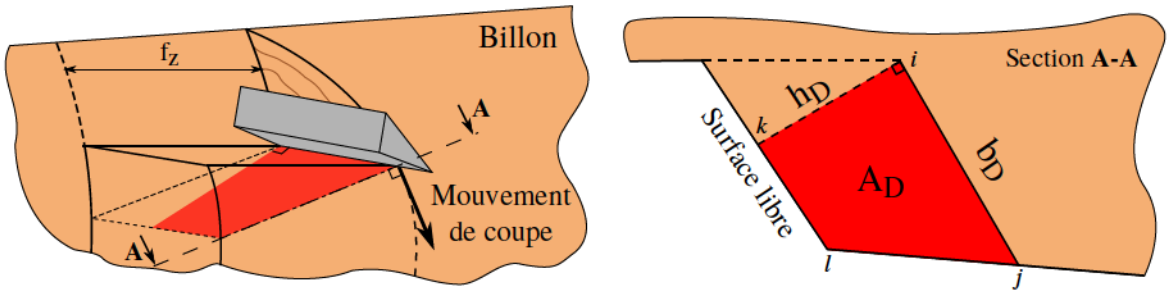


FIGURE 4.3 – Définition de la section nominale de coupe A_D.

Pour cela, on calcule l'aire du trapèze $ijkl$ dans la section $A-A$ (Fig 4.3) formée par l'arête de coupe en prise ij dont la longueur est b_D, de la projection orthogonale du point i sur la surface libre au point k et du point l, qui est l'intersection entre la trajectoire du couteau précédent et de la surface du billon (ou de la surface usinée par un autre rang de couteaux).

Puissance nécessaire à la fragmentation

Pour calculer la puissance nécessaire à la fragmentation, nous avons commencé par calculer l'effort moyen nécessaire pour fragmenter le copeau pour chaque dent à chaque instant. Pour cela nous avons utilisé une loi de coupe de la forme $F_{c_{mn}}(t) = A_{D_{mn}}(t) \times K_c(h, GD)$ avec $A_{D_{mn}}(t)$ la section nominale de coupe précédemment calculée pour un couteau m au rang n à l'instant t. La fonction $K_c(h, GD)$ a été introduite au Chapitre 3 et est une fonction qui régit l'évolution du coefficient spécifique de coupe en fonction de l'angle de pente de fil GD et de l'épaisseur de coupe h.

À chacun de ces efforts de coupe élémentaires, nous associons la vitesse résultante de coupe du centre du couteau concerné pour calculer une puissance instantanée élémentaire. La somme de ces puissances instantanées élémentaires donnera une estimation de la puissance nécessaire à la fragmentation.

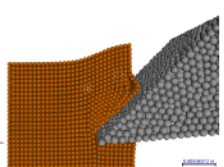
4.2.2.2 Évolution des paramètres géométriques

Afin d'étudier la sensibilité des grandeurs étudiées (angles outil en travail, angle de pente de fil, section coupée et puissance consommée) aux variations de la géométrie du slabber, plusieurs configurations de slabber ont été étudiées en modifiant à chaque fois un paramètre par rapport à la configuration de base (Config. 1) décrite au Tableau 4.1. Nous avons modifié le diamètre de la tête de slabber $R_{TêteMin}$, le nombre de couteaux par rang $N_{Couteaux}$, la hauteur du chariot $H_{Chariot}$ et l'avance à la dent f_z. Il est important de noter que ces différentes configurations vont servir de base pour des comparaisons tout au long de ce chapitre.

4.3 Résultats

4.3.1 Cinématique de la coupe

Afin de mieux appréhender la cinématique de coupe, une animation a été générée dont un extrait est visible (Fig 4.5). Sur celle-ci on peut apercevoir le billon, les trajectoires outil dans la matière, les couteaux lors de l'usinage ainsi que les aires nominales des sections transversales de coupe à différents pas de temps. La cinématique peut donc être résumée de la manière suivante ; chaque couteau usine le billon en commençant par l'extérieur (rang le plus élevé) puis en se



Configuration	$R_{TêteMin}$	$N_{Couteaux}$	$H_{Chariot}$	f_z
1	320	3	320	35
2	**640**	3	320	35
3	320	**6**	320	35
4	320	3	**220**	35
5	320	3	320	**25**

Tableau 4.2 – Définition des différentes configurations de slabber pour l'analyse de la sensibilité des paramètres liés à la géométrie du slabber. Pour les autres paramètres géométriques et cinématiques, les Tableau 4.1 sont conservées.

rapprochant du noyau (rang le plus petit). Ici l'ordre est : $Z_{13} \rightarrow Z_{12} \rightarrow Z_{11} \rightarrow Z_{23} \rightarrow Z_{22} \rightarrow Z_{21} \rightarrow Z_{33} \rightarrow Z_{32} \rightarrow Z_{31}$.

En regardant de près la trajectoire des couteaux de rang 1 ou 2, on remarque que si ceux-ci sont de forme prismatique, une interaction se produit entre la face de coupe et la matière laissée par le couteau de rang supérieur (Fig 4.4). Cette interaction est causée par l'avance continue du billon. La faible épaisseur coupée liée à cette interaction génèrera des plaquettes très fines non désirées par l'industrie de trituration.

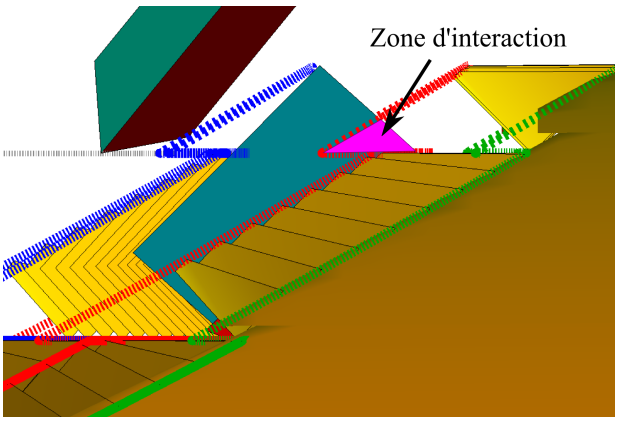


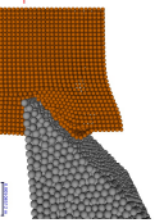
Figure 4.4 – Interaction entre l'arête secondaire de coupe et le billon.

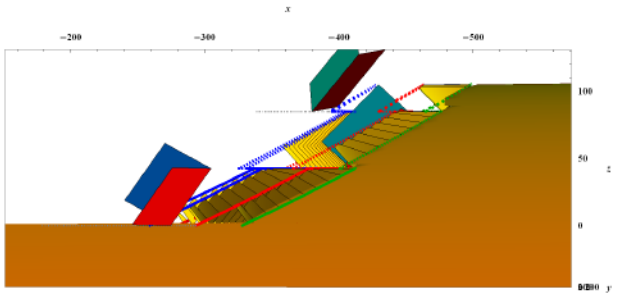
Pour résoudre ce problème, une solution consiste à incliner la face de coupe secondaire de l'outil d'un angle ε'_r supérieur à κ_r (Voir plan du couteau CT600 de LBL-Brenta-CD à l'Annexe B).

Une dernière remarque que nous pouvons faire sur l'étude de la cinématique de coupe porte sur l'angle d'inclinaison d'arête λ_s. Sur la Figure 4.5, on remarque que l'aire nominale de la section transversale de coupe est très faible lors de l'entrée en matière du couteau. Ainsi il est possible de donner à λ_s n'importe quelle valeur sans générer de chocs à l'entrée des dents dans le bois.

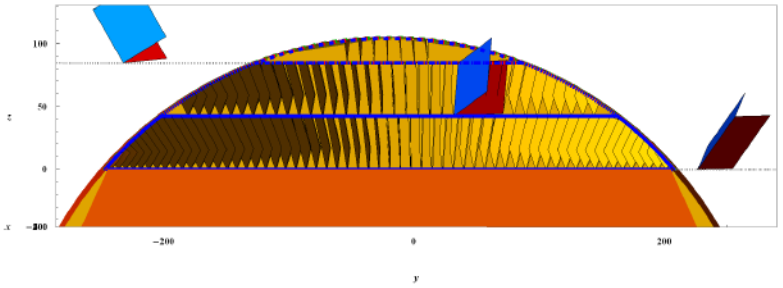
4.3.2 Angle de pente de fil

Comme nous l'avons vu au Chapitre 3, la production de plaquettes dans de bonnes conditions ne peut se faire que dans une zone de bonne coupe qui fait intervenir l'angle de pente de fil et l'épaisseur coupée pour une largeur de coupe, une essence et un taux d'humidité donnés. Dans cette section nous allons étudier l'évolution de cet angle, défini aux Figures 4.2 et B.4, tout au

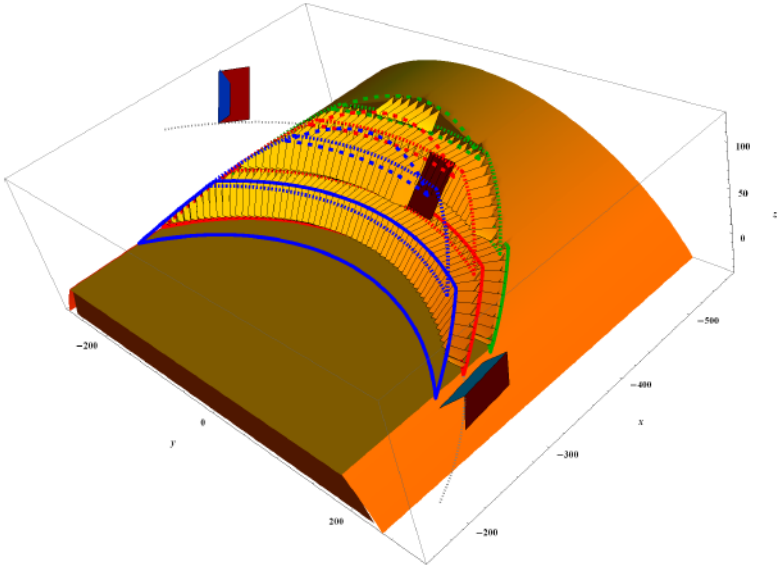




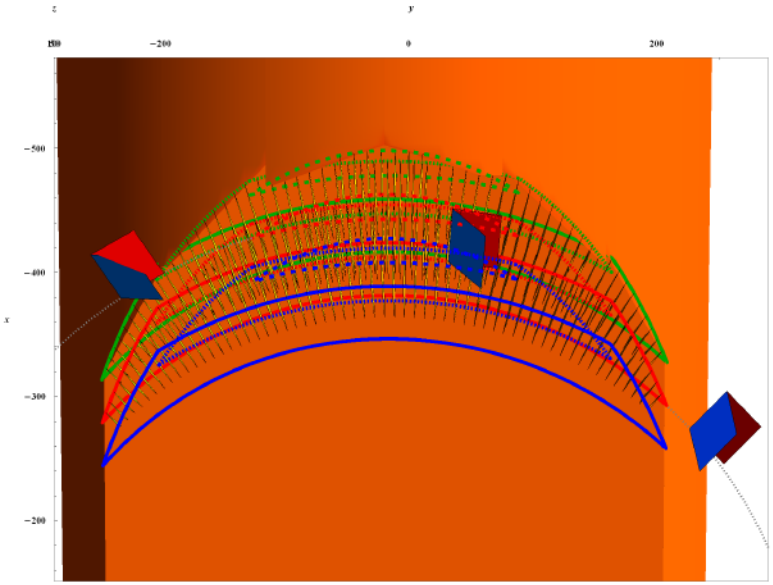
Vue de droite



Vue de face



Vue en perspective



Vue de dessus

FIGURE 4.5 – Extrait de l'animation de la cinématique de coupe.
(Billon : Orange. Faces de coupe : rectangles bleus. Faces de dépouille : rectangles rouges. Sections transversales de coupe : quadrilatères oranges. Trajectoires des arêtes de coupe : lignes (Bleu : Couteau 1. Rouge : Couteau 2. Vert : Couteau 3. Rang 1 : trait plein. Rang 2 : pointillés fins. Rang 3 : pointillés larges.)).

long du passage d'un couteau dans la matière mais aussi lorsque les paramètres géométriques de l'outil changent.

4.3.2.1 Évolution durant la coupe

La Figure 4.6 montre l'évolution de l'angle de pente de fil durant la coupe pour le couteau 2 rang 1, Z_{21}, en fonction de l'angle θ défini sur la Figure 4.1. Le premier rang de couteau est celui qui est toujours en prise quelle que soit la profondeur de passe sélectionnée. C'est aussi ce rang qui subit la plus grande variation angulaire durant la coupe.

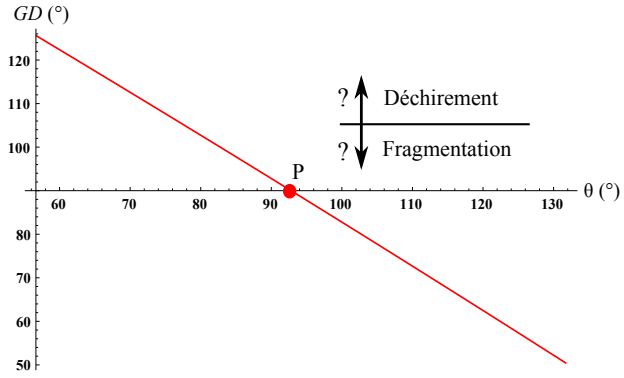


FIGURE 4.6 – Évolution de l'angle de pente de fil durant la coupe (Config. 1).

Sur cette Figure 4.6, on remarque que la pente de fil décroit quasi-linéairement lorsque θ augmente. Dans cette configuration de base (Config. 1), l'angle de pente de fil au milieu de l'arête de coupe du couteau 2 rang 1 Z_{21} débute à $125,6°$ à l'entrée du couteau dans la grume pour finir à $50,4°$à la sortie du couteau. Le point P représente l'instant où le plan d'arête outil en travail P_{se} est perpendiculaire au fil du bois.

Nous n'avons pas réalisé d'essais de fragmentation avec une avance à la dent aussi importante que celle avec le modèle cinématique. Cette insuffisance de résultats expérimentaux fait que sur la Figure 4.6 nous n'avons pu placer la limite fragmenation/déchirement.

4.3.2.2 Effet des paramètres géométriques

La Figure 4.7 montre l'évolution de l'angle de pente de fil en fonction des différentes configurations de slabber visibles au Tableau 4.2.

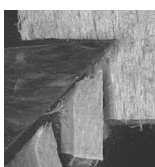
On remarque que l'augmentation du diamètre de la tête du slabber (Config. 2) diminue l'amplitude de variation de l'angle de pente de fil. Le léger décalage par rapport à la Configuration 1 est causé par la conicité du billon.

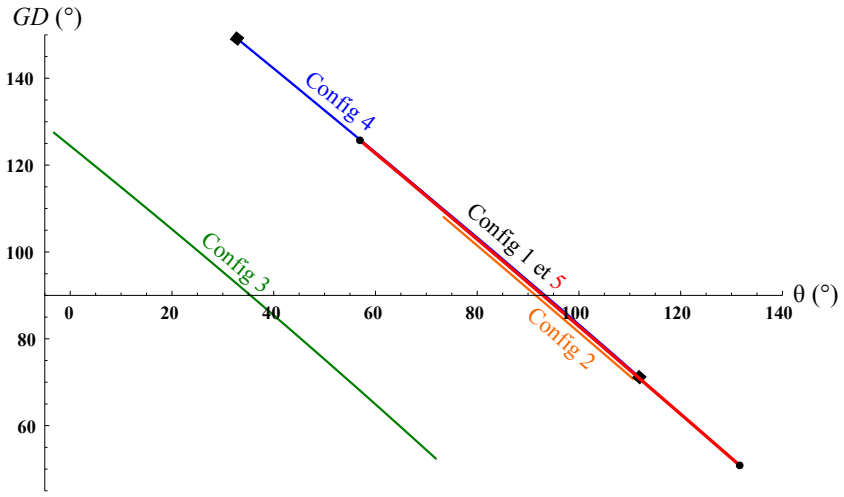
L'augmentation du nombre de dents (Config 3) et la diminution de l'avance à la dent (Config 5) n'influe pas sur l'amplitude de l'angle de pente de fil GD.

La diminution de la hauteur de chariot (Config 4) génère une augmentation de la valeur de l'angle de pente de fil GD.

Lors des essais de coupe, la fragmentation est régulière lorsque l'angle de pente de fil est inférieur à 90°. Soit vers la fin de la coupe. Il faut donc que la tête de slabber soit de grand diamètre ou alors que le chariot soit le plus bas possible ou le billon de petit diamètre.

Une autre étude sur la position du chariot [Laganière 04] a aussi montré que le rapprochement du chariot par rapport à l'axe de la tête de slabber engendre davantage d'échardes et implique une perte de rendement.





Config.	GD_{Min}	GD_{Max}
1	$50,4$	$125,6$
2	$70,1$	$108,3$
3	$52,5$	$127,8$
4	$70,6$	$148,4$
5	$49,8$	$124,9$

FIGURE 4.7 – Évolution de l'angle de pente de fil en fonction des configurations de slabber.

4.3.3 Angles outil en travail

Il est avantageux pour les fabricants de machine outil d'étudier les angles outil en travail. En effet durant l'usinage, dans le référentiel de l'outil, la direction résultante de coupe évolue au cours du temps. Les angles dans le système *outil en main* cessent donc d'être pertinents pour la caractérisation géométrique de l'outil en cours de coupe.

L'étude de l'évolution de l'angle de dépouille en travail α_{ne} permet de vérifier l'apparition de talonnage (interaction entre la face de dépouille et la surface usinée). Le talonnage engendre une usure prématurée de l'outil sur sa face de dépouille et comprime la surface usinée. Dans le cas du fraisage du bois vert, cette compression engendre des déformations plastiques des fibres du bois. Les plaquettes ayant des fibres déformées, destinées à l'industrie de trituration utilisant des procédés de défibrage chimique (Annexe A), seront moins bien imprégnées ce qui génèrera une baisse de la qualité de la pâte à papier [Lachenal 11a].

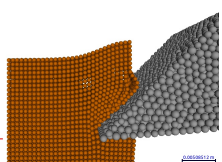
L'étude de l'angle de coupe en travail γ_{ne} permet de déterminer le mode de formation des plaquettes (fendage ou cisaillement, voir Section 3.1) qui dépend de l'angle de coupe à angle de pente de fil fixé.

Par définition l'angle de taillant en travail β_{ne} reste identique à l'angle de taillant β_n.

4.3.3.1 Évolution durant la coupe

La Figure 4.8 montre l'évolution des angles outil en travail lors de l'usinage du billon avec le couteau 2 rang 1 dans la première configuration du slabber (Tab 4.2). On remarque une amplitude de $7,32°$ des angles de coupe et de dépouille en travail entre l'entrée et la sortie du couteau. L'angle de dépouille en travail α_{ne} augmente de $0,11$ à $7,43°$ pour $\alpha_n = 5°$. Dans cette configuration nous sommes à la limite du talonnage à l'entrée du couteau dans la grume.

L'angle de coupe en travail γ_{ne} diminue de $49,88$ à $42,56°$ pour $\gamma_n = 45°$. On ne peut s'appuyer sur les travaux de [Hellström 08a] sur l'évolution du mode de coupe en fonction de l'angle de coupe en travail car l'angle de levage utilisé par Hellström ($\varepsilon = 30°$) est très faible devant la plage d'angle de pente de fil de notre configuration ($GD = 50,4$ à $125,6°$).



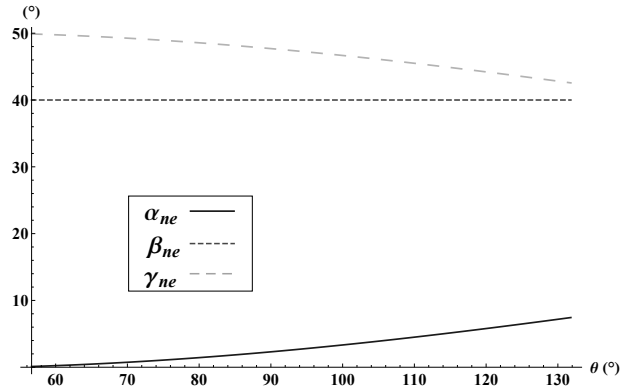
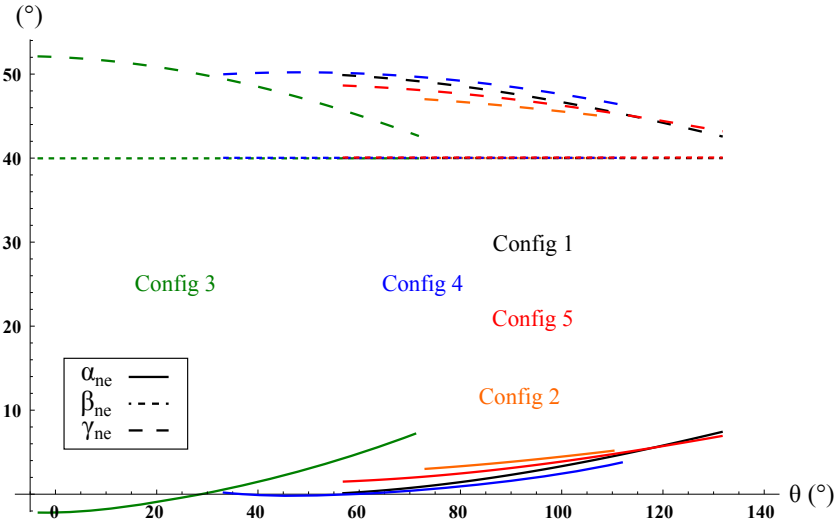


Figure 4.8 – Angles outil en travail pour le couteau 2 rang 1, Z_{21}, mesurés dans le plan P_{ne} (Config. 1, $\gamma_n = 45°$, $\beta_n = 40°$, $\alpha_n = 5°$).

4.3.3.2 Effet des paramètres géométriques

La Figure 4.9 montre l'évolution des angles outil en travail pour différentes configurations du slabber.



Config.	$\alpha_{ne_{Min}}$	$\alpha_{ne_{Max}}$
1	0, 11	7, 43
2	2, 99	5, 18
3	**−2, 14**	7, 35
4	**−0, 3**	3, 72
5	1, 43	6, 87

Config.	$\gamma_{ne_{Min}}$	$\gamma_{ne_{Max}}$
1	42, 56	49, 88
2	44, 82	47, 01
3	42, 65	52, 14
4	46, 27	49, 94
5	43, 13	48, 57

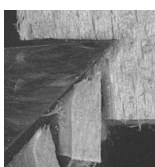
Figure 4.9 – Évolution des angles outil en travail selon la configuration du slabber.

On remarque que l'augmentation du diamètre de la tête (Config. 2) engendre une augmentation de l'angle de dépouille en travail α_{ne} ainsi qu'une diminution de l'amplitude des angles en travail.

L'augmentation du nombre de dents (Config. 3) diminue fortement l'angle de dépouille en travail α_{ne} pour engendrer un fort talonnage ce qui n'est pas désiré. L'amplitude de variation des angles outil augmente aussi fortement.

La diminution de la distance entre le chariot et la tête (Config. 4) génère aussi une diminution de l'angle de dépouille avec présence de talonnage.

Enfin comme l'on peut s'y attendre la diminution de l'avance à la dent (Config. 5) augmente l'angle de dépouille et évite les risques de talonnage.



4.3.4 Sections coupées

4.3.4.1 Largeur nominale de coupe

Pour chaque couteau, la largeur nominale de coupe b_D est nulle à l'entrée du couteau dans la matière (Fig 4.10). Celle-ci augmente jusqu'à atteindre la largeur de l'arête de coupe l_S dans le cas d'une coupe pleine, comme pour les rangs 1 et 2, ou alors un maximum local lié à la forme de la dosse pour le rang 3.

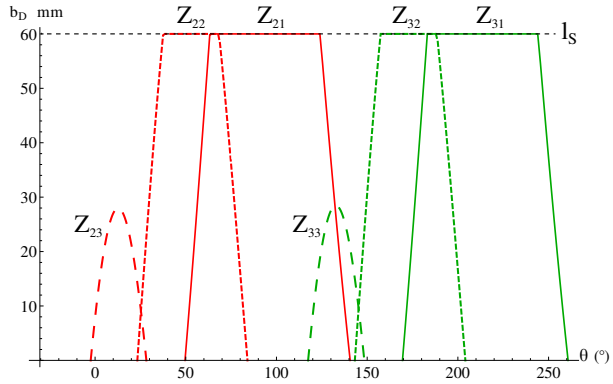


FIGURE 4.10 – Évolution de la largeur nominale de coupe b_D lors de la coupe (Config. 1).

Pour chacune des configurations, nous avons étudié la continuité de la coupe sur le passage d'un couteau à l'autre, c'est à dire du couteau 2 rang 1, Z_{21}, au couteau 3 rang 3, Z_{33}. Ce passage est, d'après nos mesures, le plus critique au niveau de la continuité de la coupe. La continuité de la coupe est un critère important car une coupe continue évite les brusques variations de puissance consommée lors de l'usinage.

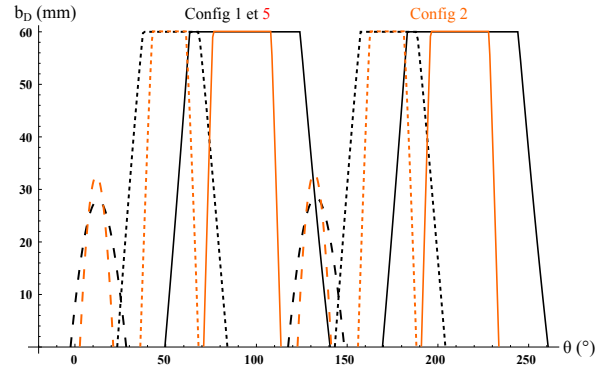


FIGURE 4.11 – Largeur de coupe des configurations 1, 2 et 5 du slabber.

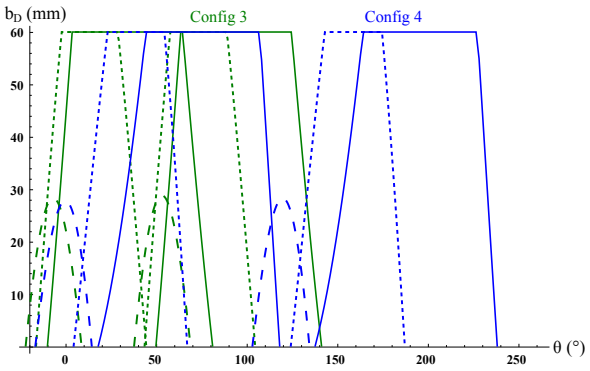
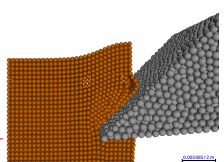


FIGURE 4.12 – Largeur de coupe des configurations 3 et 4 du slabber.

Config.	Continuité coupe (°)
1	23, 17
2	**−9, 1**
3	43
4	15, 1
5	23, 01

TABLEAU 4.3 – Évolution de la continuité de coupe entre les couteaux Z_{21} et Z_{33} selon la configuration du slabber.



Les Figures 4.11 et 4.12 montrent l'évolution de la largeur nominale de coupe pour les différentes configurations du slabber. Le Tableau 4.3 rassemble les mesures de continuité de coupe entre les couteaux Z_{21} et Z_{33}.

Sur la Figure 4.11, on remarque que l'augmentation du diamètre de la tête du slabber (Config 2) engendre une discontinuité de la coupe. Par contre la diminution de l'avance à la dent f_z (Config. 5) ne modifie pas cette valeur. Sur le Tableau 4.3, une légère différence apparaît entre les configurations 1 et 5. Cette différence est causée par la conicité du billon et de l'avance parcourue depuis le début de la simulation.

Sur la Figure 4.12, on remarque que l'augmentation du nombre de couteaux (Config 3) améliore grandement la continuité de coupe en permettant d'avoir jusqu'à 4 arêtes de coupe dans la matière. La diminution de la distance entre le chariot et le slabber (Config. 4) génère une légère baisse de la continuité de coupe qui n'a que peu d'importance.

4.3.4.2 Hauteur nominale de coupe

La hauteur nominale de coupe h_D (Fig 4.13) passe aussi de 0 à l'entrée du couteau dans le billon à un maximum local qui vaut $f_z.sin(\kappa_r)$. Ce maximum local est atteint lorsque le mouvement de coupe est perpendiculaire au mouvement d'avance.

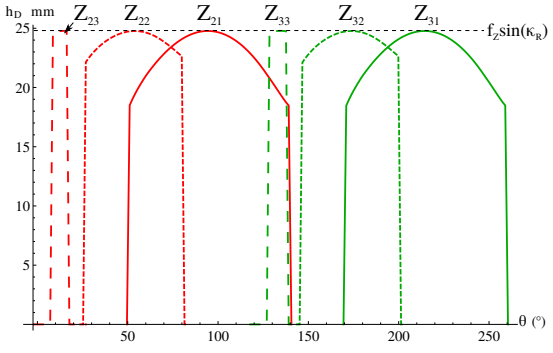


Figure 4.13 – Evolution de la hauteur nominale de coupe lors de la coupe (Config. 1).

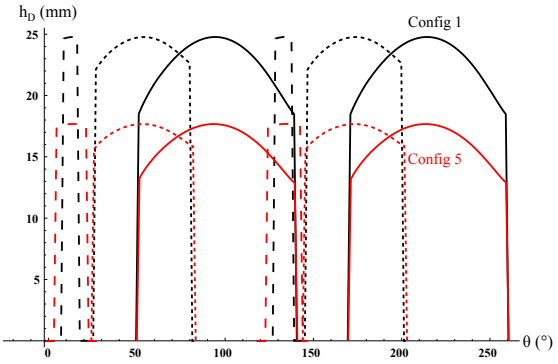


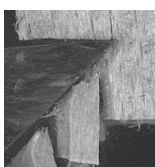
Figure 4.14 – Évolution de la hauteur nominale de coupe avec l'avance à la dent f_z (Config. 1 et 5).

On vérifie aussi que, la diminution de l'avance à la dent (Config. 5, Figure 4.14) génère une diminution directe de la hauteur nominale de coupe. Les configurations 2, 3 et 4 ne font que modifier la forme des graphiques de la hauteur nominale de coupe en déplaçant le maximum local.

4.3.4.3 Aire nominale de la section transversale de coupe

L'aire nominale de la section transversale de coupe A_D (Fig 4.15) est calculée directement par Mathematica®. Pour valider ces résultats, nous avons développé un modèle CAO du fraisage du billon par une fraise conique sur CatiaV5® (Fig 4.16). On y remarque le billon, la fraise en vert et le copeau qui sera retiré en rouge.

Les aires nominales des sections transverses calculées par les deux logiciels ont une différence de l'ordre de 5%. Cet écart s'explique par la génération des trajectoires dans les deux logiciels. Avec Mathematica®, la trajectoire de l'arête de coupe est une cycloïde alors qu'avec CatiaV5® il s'agit d'une succession de cercles.



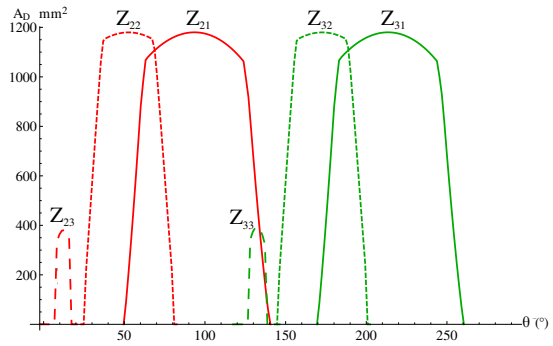


FIGURE 4.15 – Évolution de l'aire nominale de la section transversale de coupe lors de la coupe (Config. 1).

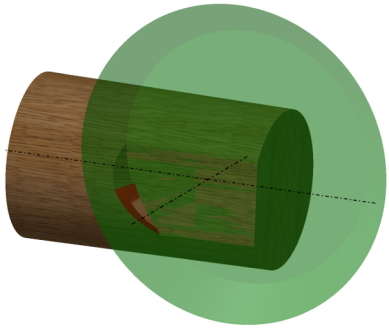


FIGURE 4.16 – Vérification de l'aire nominale de la section transversale de coupe à l'aide d'un modèle CAO sur CatiaV5®.

4.3.5 Puissance consommée par la fragmentation

Lors des essais de coupe présentés dans le Chapitre 3, nous n'avons pas réalisé de plan d'expériences permettant de mesurer l'évolution du coefficient spécifique de coupe en fonction du taux d'humidité, de l'angle de pente de fil et de l'épaisseur coupée simultanément. Nous avons uniquement réalisé deux plans d'expériences prenant en compte le taux d'humidité et l'angle de la pente de fil à épaisseur coupée constante ou alors le taux d'humidité et l'épaisseur coupée à angle de pente de fil constant.

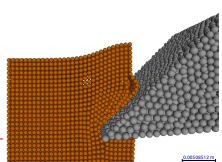
Nous proposons dans cette partie, malgré cette base expérimentale incomplète, de faire une première exploitation des résultats obtenus en extrapolant, quand c'est nécessaire, le modèle d'effort de coupe au delà des conditions expérimentales. Cette extrapolation devra être validée a posteriori, ce qui n'a pas été fait dans le présent mémoire. L'impact de cette extrapolation sur les résultats obtenus est cependant commenté et montre les limites de cette dernière. Cette première analyse permet cependant de montrer le potentiel de l'approche et de mieux cerner les manquements.

Ainsi le nombre réduit d'essais nous conduit à poser de fortes hypothèses pour établir un modèle de coefficient spécifique de coupe prenant en compte l'épaisseur coupée et l'angle de pente de fil à taux d'humidité constant de 60 % et pour une essence unique : le hêtre. De plus les essais de coupe ont été réalisés à vitesse constante. Notre modèle ne tiendra donc pas compte d'une dépendance à la vitesse de coupe.

Concernant l'effet de l'épaisseur coupée sur le coefficient spécifique de coupe à pente de fil constante, nous utilisons le modèle de loi puissance présenté Figure 3.59 qui se traduit par l'équation 4.3.

$$K_c(h) = 53,18.h^{-0.47} \quad \text{pour} \quad GD = 90° \tag{4.3}$$

Comme la plage de variation de l'angle de pente de fil est de 50 à 150° (Fig 4.7) et que nous ne disposons de données qu'entre 70 et 110°, nous faisons le choix de simplifier le modèle issu de l'analyse de la variance présenté à la Section 3.3.6.1. Nous allons diviser la plage de variation d'angle de pente de fil en quatre zones : entre 50 et 70° inclus, entre 70 et 90° inclus, entre 90 et 100° inclus et au-dessus de 100°. Ce choix de s'arrêter à 100° est motivé par le fait qu'expérimentalement nous n'avons pas observé de plaquettes au delà de cette pente de fil et que les valeurs de K_c pour $GD = 90$ et 100° sont très proches.



Entre 90 et 100° inclus, nous allons considérer que le coefficient spécifique de coupe K_c évolue de façon linéaire avec la pente de fil GD (Eq 4.6). La pente a été calculée en interpolant linéairement les résultats de la Figure 3.60. Entre 70 et 90° inclus, nous procédons de la même manière (Eq 4.5). En dessous de 70° inclus, n'ayant pas de données issues d'essais et ne voulant pas présager des mécanismes de fragmentation pour cette plage de pente de fil, nous faisons l'hypothèse que la pente de fil n'a pas d'influence sur le coefficient spécifique de coupe (Eq 4.4). Il en est de même au-dessus de 100° (Eq 4.7).

$$K_c(h, GD) = -1 + 53,18h^{-0.47} \qquad GD \leqslant 70° \qquad (4.4)$$

$$K_c(h, GD) = -4,5 + 0,05.GD + 53,18.h^{-0.47} \qquad 70 < GD \leqslant 90° \qquad (4.5)$$

$$K_c(h, GD) = -54,45 + 0,605.GD + 53,18.h^{-0.47} \qquad 90 < GD \leqslant 100° \qquad (4.6)$$

$$K_c(h, GD) = 6,05 + 53,18.h^{-0.47} \qquad GD > 100° \qquad (4.7)$$

La Figure 4.17 montre l'évolution du coefficient spécifique de coupe K_c, issu des essais de coupe, en fonction de l'angle de pente de fil GD ainsi que le modèle que nous proposons.

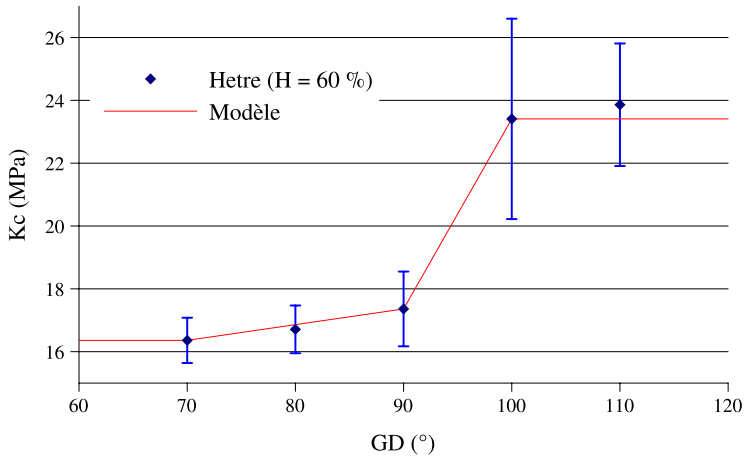


Figure 4.17 – Modèle d'évolution du coefficient spécifique de coupe K_c en fonction de l'angle de pente de fil GD (hêtre, $h = 10$ mm, $b = 10$ mm, $H = 60$ %).

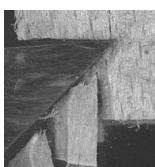
4.3.5.1 Évolution durant la coupe

Pour calculer la puissance consommée par la fragmentation durant le passage des 3 rangs des couteaux 2 et 3 pour la configuration 1, nous avons commencé par déterminer l'évolution de l'angle de pente de fil GD pour chacune des arêtes de coupe (Fig 4.18). Le calcul a été effectué de la même manière que dans la Section 4.3.2.

Puis nous avons déterminé l'évolution du coefficient spécifique de coupe K_c à partir de la loi de coupe définie par les équations 4.4 à 4.7, de l'évolution de l'angle de pente de fil pour chacune des arêtes (Fig 4.18) et de l'évolution de l'épaisseur nominale de coupe h_D (Fig 4.13). Le résultat est visible sur la Figure 4.19.

Sur la Figure 4.19, on remarque une brusque remontée du coefficient spécifique de coupe peu avant la sortie du couteau. Cette remontée se produit lorsque l'angle de pente de fil GD passe en dessous de 70°. C'est à dire sur la plage où nous avons posé une hypothèse forte qui peut être fausse.

L'effort de coupe F_c est calculé en multipliant l'aire nominale de la section transversale de coupe A_D (Fig 4.15) par le coefficient spécifique de coupe déterminé précédemment (Fig 4.19). Le résultat est visible à la Figure 4.20. À la vue des sections coupées (environ 1200 mm^2), nous



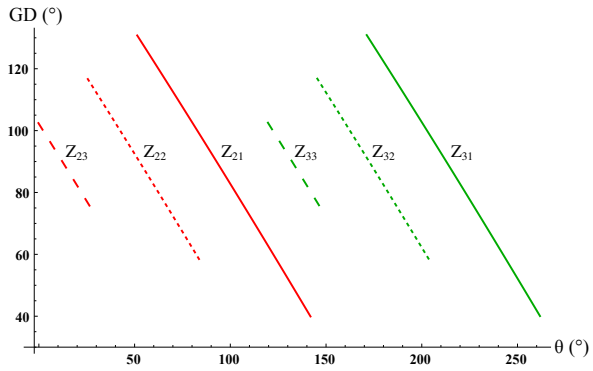


FIGURE 4.18 – Évolution de l'angle de pente de fil GD lors de la coupe (Config. 1).

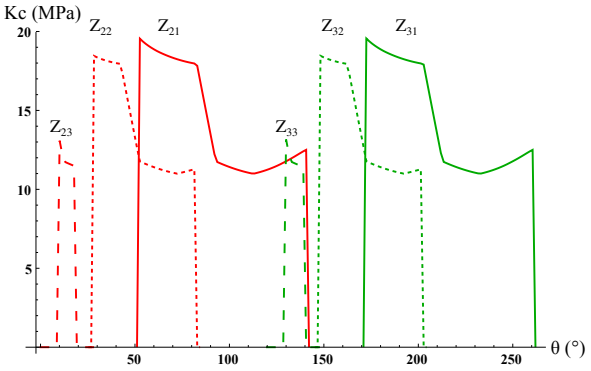


FIGURE 4.19 – Évolution du coefficient spécifique de coupe K_c lors de la coupe (Config 1).

pouvons considérer que le niveau d'effort obtenu est compatible avec les efforts moyens que nous avons mesuré lors des essais de coupe (environ 2 kN pour une section de 100 mm^2. Chap 3).

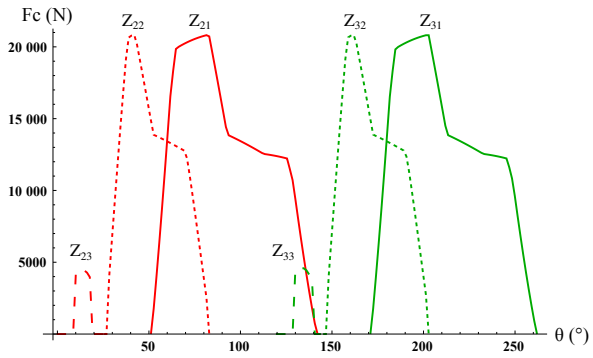


FIGURE 4.20 – Évolution de l'effort de coupe F_c lors de la coupe (Config. 1).

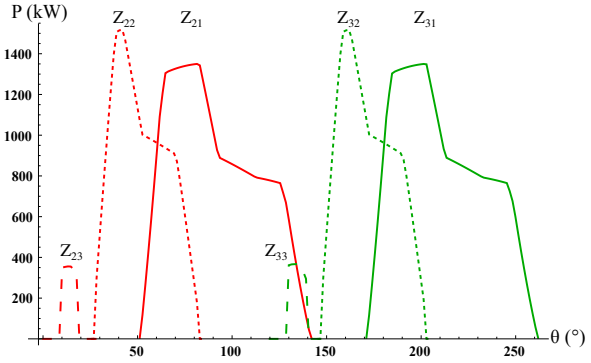


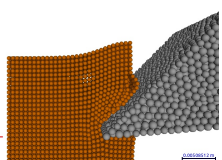
FIGURE 4.21 – Évolution de la puissance consommée P lors de la coupe (Config 1).

Enfin la puissance consommée par chaque arête de coupe P est calculée en multipliant l'effort de coupe F_c par la vitesse du point situé au milieu de chaque arête de coupe. Ici la vitesse de coupe pour le point situé à l'extrémité des arêtes de coupe de rang 1 est fixée à 3600 m.min^{-1}. Le résultat est visible à la Figure 4.21. On remarque une brusque montée de la puissance consommée lors de l'entrée de chaque arête de coupe dans la matière.

La puissance cumulée est calculée en sommant les puissances consommées par chacune des arêtes de coupe (Fig 4.22). On remarque que la puissance instantannée maximale est largement supérieure à la puissance moteur équipant ce type de slabber (100 à 180 CV soit 73 à 132 kW). Trois raisons peuvent expliquer cette différence.

La première est l'effet de la vitesse de coupe sur le coefficient spécifique de coupe. Dans l'usinage des métaux, le coefficient spécifique de coupe décroit fortement avec la vitesse de coupe [Poulachon 99]. Nos essais de fragmentation ont été effectués à 400 m.min^{-1} et nous appliquons directement le coefficient de coupe associé pour une vitesse de coupe presque 10 fois supérieure. Cependant [Kivimaa 50] a montré que dans le bois l'effort de coupe reste constant entre 0 et 3000 m.min^{-1}. Ainsi le coefficient spécifique ne devrait pas changer outre mesure sur cette plage.

La seconde est l'effet de la largeur de coupe sur le coefficient spécifique de coupe. [Hatton 15] montre que l'effort de coupe maximal lors de la coupe de bois vert sur pendule dynamométrique



augmente linéairement avec la section de la branche coupée mais avec un coefficient directeur inférieur à 1. Ainsi pour le bois, la largeur de coupe a une influence sur le coefficient spécifique de coupe.

La dernière est l'effet de l'angle de direction d'arête de l'outil κ_r sur le coefficient spécifique de coupe. Dans nos essais $\kappa_r = 0°$, alors que pour le slabber industriel $\kappa_r = 45°$. Cette différence peut avoir une grande influence sur les mécanismes de formation des plaquettes et sur la puissance consommée.

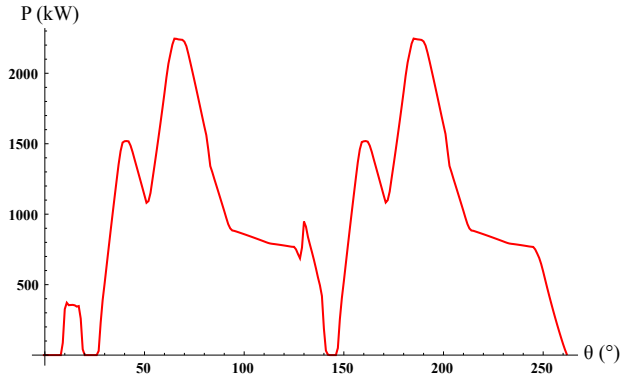


Figure 4.22 – Évolution de la puissance cumulée lors de la coupe pour le passage de deux dents successives (Config. 1).

En outre, il serait intéressant d'instrumenter un slabber industriel équipé d'une scie et de couteaux fragmentés afin de comparer ce profil de puissance consommée et celui obtenu expérimentalement. La scie étant toujours en prise avec la matière, générant ainsi une puissance consommée constante, elle n'ajouterait qu'un offset à ce profil. Il est est de même pour les puissances dissipées par le frottement.

4.3.5.2 Effet des paramètres géométriques

Les Figures 4.23 et 4.24 montrent l'effet des différentes configurations sur le profil de puissance cumulée. Le Tableau 4.4 montre la puissance maximale et moyenne mesurée sur une portion angulaire séparant deux couteaux.

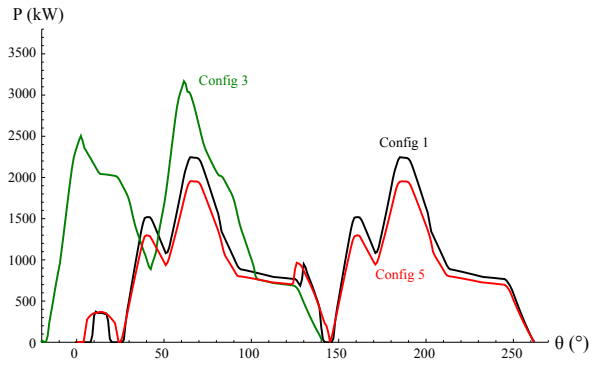


Figure 4.23 – Profil des puissances cumulées des configurations 1, 3 et 5 du slabber.

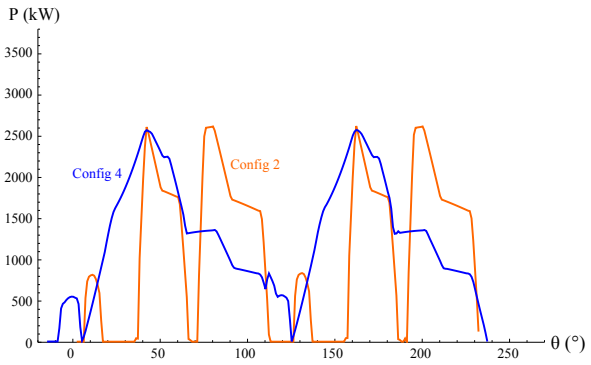


Figure 4.24 – Profil des puissances cumulées des configurations 2 et 4 du slabber.

On remarque que comme précédemment l'augmentation du diamètre de la tête de slabber (Config. 2 sur la Figure 4.24) génère de fortes discontinuités dans la coupe donc dans la puissance consommée également. De plus bien que la puissance moyenne reste identique à la première

Configuration	P_{max} (kW)	P_{moy} (kW)
1	2246	1138
2	2617	1139
3	3583	2335
4	2567	1346
5	1948	1015

TABLEAU 4.4 – Puissance maximale et moyenne sur une portion angulaire séparant deux couteaux.

configuration, la puissance maximale est elle beaucoup plus élevée. Cette augmentation est due à la plage d'angle de pente de fil parcourue lors de l'usinage avec une grande tête.

Le doublement du nombre de couteaux (Config. 3 sur la Figure 4.23) nécessite, comme on pouvait s'y attendre, des puissances beaucoup plus importantes pour fragmenter les plaquettes car un grand nombre d'arêtes de coupe sont en prise simultanément.

La diminution de la distance entre le chariot et l'axe du slabber (Config. 4 sur la Figure 4.24) augmente sensiblement la puissance maximale et moyenne nécessaire à la fragmentation. Cette augmentation est due au fait que pour cette configuration, l'angle de pente de fil moyen est beaucoup plus élevé que pour la première configuration (Fig 4.7) .

Enfin la diminution de l'avance (Config. 5 sur la Figure 4.23) génère une légère diminution de la puissance consommée tout en conservant un profil de puissance très semblable.

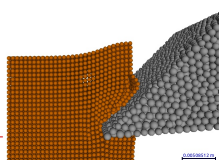
Ces remarques sur l'évolution de la puissance en fonction des différentes configuration du slabber ne viennent que confirmer les résultats vus précédemment pour rester dans une zone de bonne fragmentation des plaquettes.

4.4 Conclusion et perspectives

Le modèle géométrique et cinématique développé a permis de mieux comprendre l'ordre de passage des différents rangs des couteaux dans le billon. Ce modèle a aussi permis de confirmer les règles de construction des fabricants d'outillage : avance à la dent limitée pour éviter le talonnage ; distance maximale entre le chariot et l'axe du slabber pour éviter la coupe en contre-fil en plus du talonnage ; nombre de couteaux suffisants et sur plusieurs rangs afin de favoriser la continuité de la coupe.

Les résultats du Chapitre 3 ont permis d'estimer, par le biais de plusieurs interpolations, la puissance nécessaire à la fragmentation. Bien que la loi de coupe utilisée ne semble pas être adaptée à cette gamme de vitesse et à cette géométrie d'outil, nous avons pu tout de même comparer des profils de puissance et ainsi confirmer les résultats vus précédemment.

Pour améliorer la prédiction de la puissance consommée par la fragmentation, il est nécessaire de réaliser une campagne expérimentale d'essais de fragmentation à des vitesses plus élevées (environ 3600 $m.min^{-1}$) tout en faisant varier les différents angles outil. Il serait aussi intéressant d'instrumenter un slabber industriel avec un wattmètre afin de pouvoir mesurer la puissance consommée par la coupe pour différentes conditions de coupe.



Chapitre 5

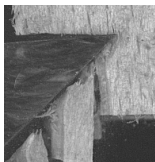
Simulation de la coupe par la méthode des éléments discrets

Résumé

Ce chapitre a pour objectif d'étudier le potentiel de la méthode des éléments discrets pour simuler le fraisage du bois vert et la production de plaquettes. L'origine et le principe de fonctionnement de la méthode sont succinctement présentés ainsi que ses avantages et inconvénients vis-à-vis d'autres méthodes numériques.
Cette méthode est ensuite appliquée sur un cas simple de coupe orthogonale en 3D dans des conditions représentatives des conditions expérimentales sur un matériau présentant les caractéristiques générales du matériau bois. L'étape de calibration des éléments discrets et des liens cohésifs est partiellement présentée. Enfin des pistes sont données pour obtenir des simulations quantitatives.

Sommaire

5.1 Etat de l'art 142
5.1.1 Méthode des éléments finis 142
5.1.2 Méthode des éléments discrets 143
5.2 Matériel et méthode 146
5.2.1 Plateforme de calcul 146
5.2.2 Choix de modélisation 146
5.3 Résultats qualitatifs 147
5.4 Calibration 149
5.5 Pistes pour l'obtention de résultats quantitatifs 150
5.5.1 Taille des éléments discrets 151
5.5.2 Modification des liens 151
5.5.3 Eau libre 151
5.6 Conclusion et perspectives 152



5.1 Etat de l'art

La simulation numérique des opérations d'usinage est un problème scientifique complexe quel que soit le matériau étudié. En effet, comme nous l'avons vu au Chapitre 3, le matériau au niveau de l'arête de coupe subit de grandes déformations (de l'ordre de 40 %) à des taux de déformations élevés (de l'ordre de 2000 s^{-1}). De plus, selon le matériau usiné, la pression subie par le matériau et la température au niveau de la face de coupe peuvent être extrêmes [Courbon 11]. Enfin une opération d'usinage ayant pour but la génération d'une nouvelle surface dans la matière [Atkins 09], la simulation numérique d'une opération de coupe doit permettre la création de nouvelles surfaces au niveau du matériau usiné.

Pour répondre à cette problématique, plusieurs méthodes numériques ont été développées. Les avantages et inconvénients de celles-ci sont résumés par [Terreros 13] dans le cas du soudage par friction, procédé pour lequel les problématiques liées à la simulation numérique sont proches de celles de la coupe.

5.1.1 Méthode des éléments finis

Dans le domaine de la mécanique et plus précisément du calcul des structures, la méthode numérique la plus répandue est la méthode des éléments finis (FEM pour *Finite Element Method*) [Zienkiewicz 13]. Cette méthode a la particularité d'être basée sur la mécanique des milieux continus. La géométrie du domaine dont on souhaite étudier les déformations est partitionné en éléments de formes simples (triangles, quadrangles, tétraèdres, hexaèdres, ... Voir Figure 5.1) sur lesquels les champs inconnus (déplacement, vitesse, température, ...) sont interpolés typiquement par des polynômes.

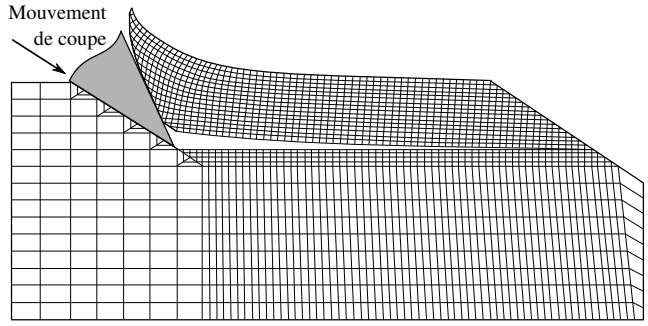
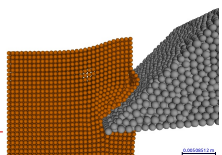


FIGURE 5.1 – Simulation de fragmentation de plaquettes de bois à l'aide de la méthode des éléments finis (D'après [Uhmeier 97]).

5.1.1.1 Modèle de comportement utilisé pour le bois

En ce qui concerne la loi de comportement utilisée, le bois est couramment considéré comme un matériau élastoplastique [Uhmeier 97]. La partie visqueuse étant négligée. Sa rupture est fragile en traction et ductile en compression [Guitard 87]. Le modèle de comportement utilisé pour sa zone élastique est la loi de Hooke généralisée pour les matériaux orthotropes [Bodig 82]. Le critère de Hill est utilisé pour la partie non élastique. Le bois est considéré sans défaut et les cernes de croissance sont négligés.

Afin de prendre en compte les grandes déformations du bois lors de son usinage (voir Chapitre 3), plusieurs auteurs ont développés des modèles hyperélastiques pour le matériau bois [Aimene 14, Bonin 06]. Devant la complexité des modèles, la principale difficulté devient l'identification des paramètres de ces modèles.



Le frottement entre l'outil et la matière est souvent considéré comme un frottement de Coulomb avec un coefficient de frottement évoluant avec la vitesse de glissement et le taux d'humidité [Guan 83, McKenzie 68, Philippon 04, Thibaut 88]. Cependant on doit constater que la méthode des éléments finis gère assez mal le contact entre deux solides en trois dimensions.

5.1.1.2 Difficultés rencontrées

Les premières simulations éléments finis pour la coupe du bois en 2D [Holmberg 98, Uhmeier 97] utilisaient un maillage fixe pour représenter l'échantillon à usiner (Fig 5.1). La génération de nouvelles surfaces supposait une définition préalable d'une ligne de séparation du maillage. La rupture était gérée par l'utilisation d'éléments capables de se rompre si un critère en contrainte est atteint [Holmberg 98, Uhmeier 97]. Cette méthode, bien qu'efficace, impose une définition a priori du lieu où se propage les fissures, ce qui limite grandement le caractère prédictif des simulations et notamment concernant la formation de plaquettes. D'autres auteurs ont ensuite utilisé des critères d'endommagements plus avancés couplés à des remaillages de l'échantillon pour mieux prendre en compte les trajectoires des fissures [Zienkiewicz 13]. Cependant l'étape de remaillage est coûteuse en temps de calcul et ne permet pas de s'affranchir d'une des principales difficultés, inhérentes à l'utilisation de la méthode des EF, qui est à la gestion de contacts, en particulier entres surfaces provenant de fissures multiples au sein du matériau.

Si l'approche XFEM, Extended Finite Element Method [Moës 99], permet de faciliter la simulation de la propagation de fissure, elle demeure cependant principalement utilisée dans le domaine des petites perturbations. Elle ne permet pas de prendre en compte des grands déplacements avec friction entres surfaces générées, comme c'est le cas lors de la coupe du bois avec la génération de plaquettes.

5.1.2 Méthode des éléments discrets

5.1.2.1 Historique et principe

La méthode des éléments discrets (DEM pour *Discrete Element Method*), directement inspirée des travaux sur la dynamique moléculaire [Allen 04], a d'abord été employée pour simuler l'interaction d'un ensemble de solides en contact pour les problèmes granulaires [Cundall 79] tels les écoulements de sable ou le remplissage de pelle [Coetzee 09] (Fig 5.2).

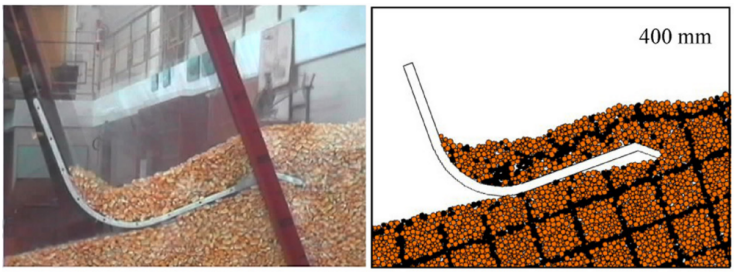
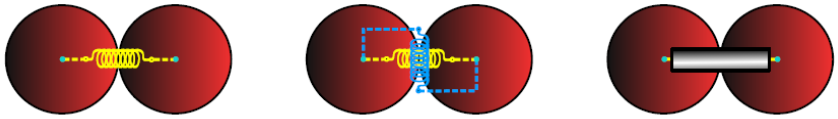


Figure 5.2 – Comparaison entre expérience et simulation pour le remplissage d'une pelle avec des grains de maïs [Coetzee 09].

Avec cette méthode, le milieu à simuler est discrétisé à l'aide de sphères de petits diamètres appelées éléments discrets (ED). Les interactions entre les éléments discrets sont définies à l'aide de paramètres de contact (coefficient de frottement ou d'adhérence, raideur des éléments discrets) entre ces éléments. La position du centre de chaque élément discret est calculée à chaque pas de temps à l'aide du principe fondamental de la dynamique.

L'ajout de liens dits cohésifs entre les éléments discrets, en contact ou non, permet de représenter des milieux continus sous forme discrète. Les liens cohésifs sont composés d'éléments

simples de type ressort, amortisseur ou bien de type poutre élastique [André 12b] (Fig 5.3). Ces liens peuvent être rompus selon des critères d'élongation, d'effort ou d'énergie.



(a) Modèle *ressort normal* (b) Modèle *ressort normal et tangentiel* (c) Modèle *poutre*

FIGURE 5.3 – Exemple de liens cohésifs [André 12b].

L'introduction de ces liens permet d'envisager la simulation de procédés où interviennent frottements entre plusieurs corps, ruptures diverses, grandes déformations, dont la résolution est souvent complexe avec d'autres méthodes numériques. On pourra citer pour exemple deux études : l'une consacrée au cas du polissage [Iordanoff 08] (Fig 5.4) et l'autre au soudage par friction malaxage [Terreros 13] (Fig 5.5).

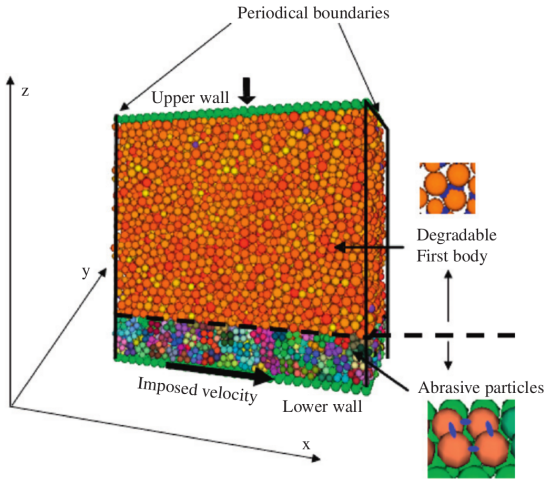


FIGURE 5.4 – Problème de tribologie en DEM [Iordanoff 08].

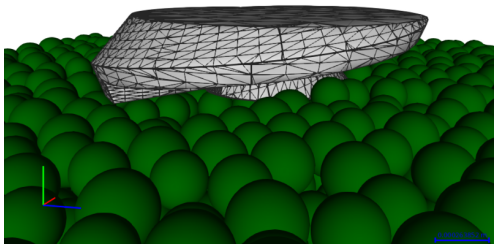


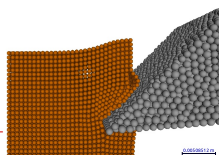
FIGURE 5.5 – Simulation DEM de soudage par friction [Terreros 13].

L'usinage de l'aluminium a aussi été étudié via la DEM [Eberhard 13] (Fig 5.6). Pour tous ces procédés, le matériau étudié est homogène et isotrope. Ceci permet d'utiliser une configuration standard de la DEM avec des éléments discrets placés de manière aléatoire et de différents diamètres.

Lorsque l'on cherche à usiner des matériaux fortement orientés comme les composites [Iliescu 08] (Fig 5.7) et le bois, cette configuration peut ne plus sembler pertinente vis à vis de la structure naturelle du matériau. L'alignement des éléments discrets sur une ligne devient plus naturelle (Fig 5.8). Plusieurs auteurs [Ohta 95, Sawada 95] ont alors utilisé le terme d'EDEM, pour *Extended Discrete Element Method*, pour cette organisation des éléments discrets pour l'usinage des matériaux fibreux et particulièrement du bois.

Dans cette configuration, la taille des éléments discrets doit être cohérente avec la taille des fibres qui composent le matériau. Cette précaution doit permettre de générer des faciès de rupture cohérents avec ce que l'on peut rencontrer sur le matériau.

Dans le cas de grands domaines à simuler, il est possible de coupler des domaines discrétisés par DEM et des domaines modélisés par la méthode des éléments naturels contraints (CNEM)



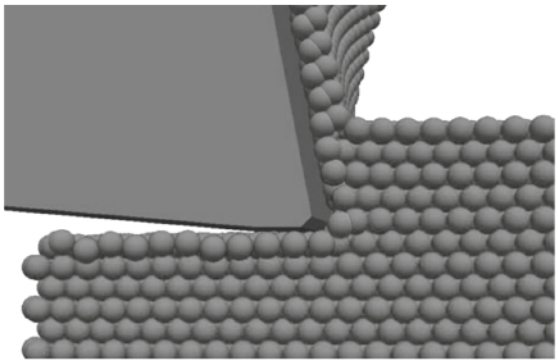


Figure 5.6 – Simulation DEM de l'usinage d'aluminium [Eberhard 13].

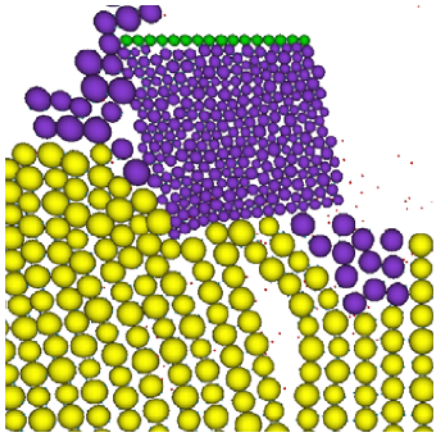


Figure 5.7 – Coupe des composites en 2D par la DEM [Iliescu 08].

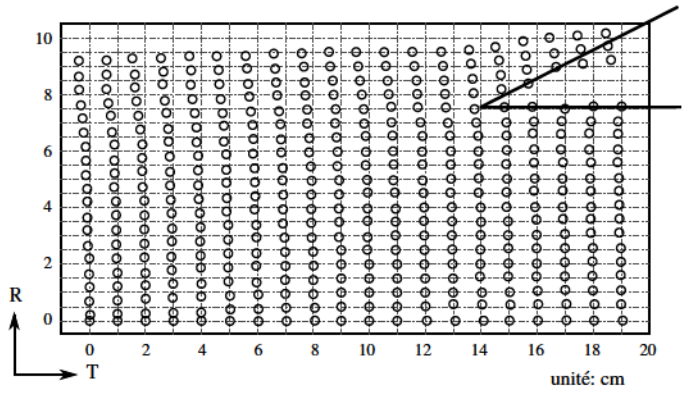


Figure 5.8 – Alignement des éléments discrets pour la simulation de la coupe du bois parallèlement aux fibres [Sawada 95].

[Jebahi 13]. La CNEM est utilisée là où les déformations restent modérées et où il n'y a pas de ruptures, la DEM étant alors utilisée uniquement dans les zones de ruptures, de contacts ou de très grandes déformations.

5.1.2.2 Calibration du modèle

Contrairement à la méthode des éléments finis qui utilise directement des modèles de comportement basés sur la MMC, l'utilisation de la méthode des éléments discrets nécessite une étape de calibration des modèles de comportement utilisés pour les liens cohésifs et pour les contacts entre EDs. En effet dans les méthodes basées sur la mécanique des milieux continus, les données d'entrées des modèles de comportement sont les constantes matériaux directement issus d'essais mécaniques (module d'Young, limite élastique, ...).

Dans le cas de la DEM, les propriétés mécaniques implémentées dans le modèle sont celles des éléments discrets (raideur, coefficient de frottement ou d'adhérence, ...) et celles des liens cohésifs. Il s'agit alors des raideurs et élongations à rupture pour les ressorts et les poutres (Fig 5.9 et 5.10), du coefficient d'amortissement pour les amortisseurs et des paramètres géométriques des poutres cohésives (Fig 5.10).

L'étape de calibration à proprement parler, consiste à réaliser un plan d'expériences numérique qui reproduit des essais mécaniques simples : traction [André 12a, Eberhard 13], compression [Coetzee 09, Hentz 04], cisaillement [Coetzee 09], résilience [Eberhard 13]. Ensuite, il faut

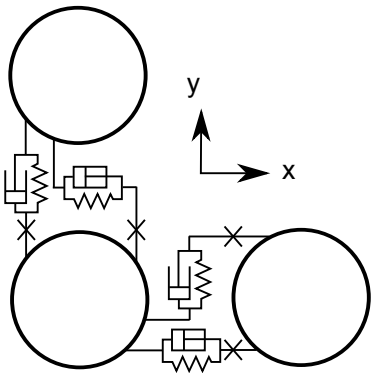


Figure 5.9 – Liens cohésifs à base de ressorts et d'amortisseurs [Ohta 95].

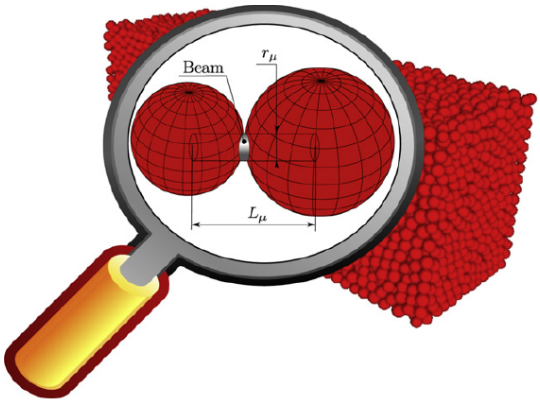


Figure 5.10 – Exemple de paramètres mécaniques des poutres cohésives [André 12a].

rechercher le modèle et le jeu de paramètres associé qui permet de reproduire au mieux le comportement expérimental du matériau à simuler.

La diversité des paramètres à calibrer, des sollicitations mécaniques et des objectifs recherchés au niveau des simulations, font qu'il n'existe à l'heure actuelle pas de démarche standardisée pour calibrer les modèles DEM. Cependant à partir de la littérature nous pouvons tirer quelques résultats.

Pour les essais de traction, dans le cas de liens cohésifs de type poutre [André 12a], le module d'Young du matériau augmente linéairement avec celui des liens et augmente aussi avec le rayon des poutres. Un nombre minimal d'éléments discrets est nécessaire pour assurer une convergence des résultats.

[Coetzee 09] montre que, pour le remplissage de pelles, les résultats des essais de cisaillement dépendent du coefficient de frottement et de la raideur des particules. Tandis que pour les résultats des essais de compression, ils dépendent uniquement de la raideur des particules.

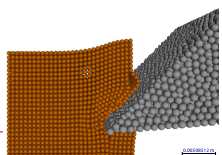
5.2 Matériel et méthode

5.2.1 Plateforme de calcul

Pour réaliser les simulations numériques, nous avons utilisé la plateforme de calcul GranOO pour *Granular Oriented Object Workbench*. Celle-ci est activement développée au laboratoire I2M de Bordeaux [André 12b, Charles 13]. Son architecture et son fonctionnement sont détaillés à l'Annexe E.

5.2.2 Choix de modélisation

L'éprouvette et l'outil utilisés pour les simulations de coupe orthogonale sont représentés sur la Figure 5.11. Les dimensions de l'éprouvette sont $30 \times 30 \times 10$ mm^3. Afin d'obtenir un temps de calcul raisonnable (l'ensemble du code n'étant pas encore parallélisé), le diamètre des éléments discrets est fixé à 1 mm. L'outil est un prisme possédant un angle de taillant de 40°. Il est incliné de 5°, afin d'obtenir le même angle de coupe que durant les essais au Chapitre 3, soit 45°. Le diamètre de ses éléments discrets est fixée dans un premier temps à 2 mm, les éléments étant en contact.



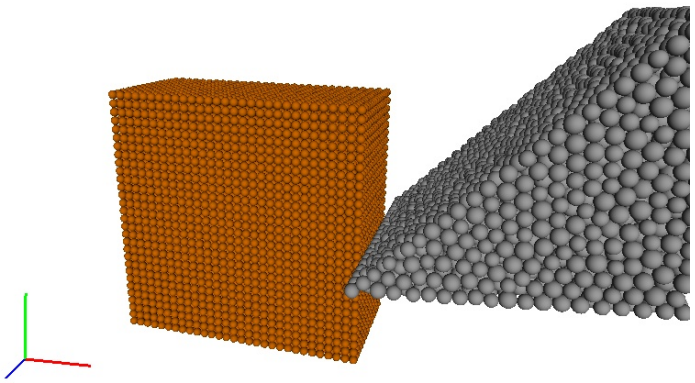


Figure 5.11 – Échantillon et outil utilisés pour les simulations de coupe orthogonale

En ce qui concerne le chargement mécanique : les côtés inférieur et gauche de l'éprouvette (Fig 5.11) sont encastrés. Les liens de l'outil sont retirés et les éléments discrets de celui-ci avancent horizontalement à une vitesse de coupe constante de 3600 m.min^{-1}. L'épaisseur coupée est fixée à 15 mm.

L'étape de calibration est nécessaire pour fixer les paramètres du modèle afin qu'ils représentent le matériau bois. Comme la calibration n'a pas été effectuée, seules les proportions entre les directions d'orthotropie du matériau bois sont respectées.

Les liens cohésifs, poutres élastiques fragiles, de l'échantillon ont un comportement différent dans les trois directions de l'espace. La raideur des liens dans le sens des fibres (direction verticale) est 10 fois supérieure à la raideur dans les directions transverses (horizontales). Il en est de même pour la contrainte à rupture (contrainte équivalente de Von Mises). La section de tous les liens est identique.

Le contact entre la face de coupe de l'outil et l'échantillon est spécifié par une raideur des éléments en contact, un frottement de Coulomb et un coefficient de restitution. Afin que les éléments bois ne s'interpénètrent pas avec l'avance du couteau, le même type de propriété de contact est spécifié entre les éléments de l'échantillon. Cependant afin de laisser la possibilité au bois de se comprimer, comme pour les fibres devant l'arête de coupe, la raideur des éléments est 10 fois plus faible que pour le contact avec l'outil.

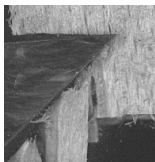
Nous ne considérons pas, à l'état actuel, le matériau usiné comme étant du bois mais comme étant un matériau fibreux orthotrope.

Pour cette simulation, plusieurs plug-in ont été développés comme la création d'un milieu discret aligné avec des liens différents dans les trois directions de l'espace, la suppression des éléments trop éloignés de la zone d'intérêt pour la simulation et une amélioration de la recherche de contacts entre deux domaines discrets. Le développement de ce dernier plug-in nous a permis de gagner 20 % de temps de calcul sur une simulation.

5.3 Résultats qualitatifs

Les premiers résultats issus de cette simulation (Fig 5.12 et 5.13) sont encourageants. En effet on retrouve un grand nombre de phénomènes observés lors des essais de fragmentation au Chapitre 3.

Premièrement on observe la formation de plaquettes (Fig 5.12). De plus ces plaquettes n'ont



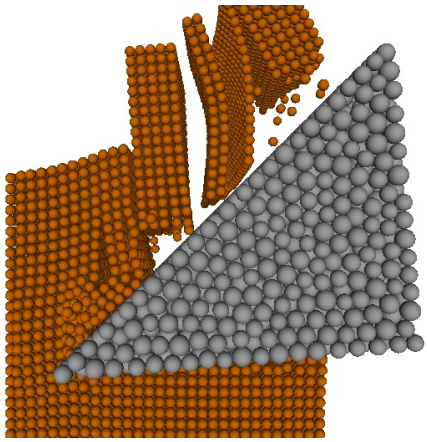


FIGURE 5.12 – Production de plaquettes lors d'une simulation DEM ($GD = 90°$).

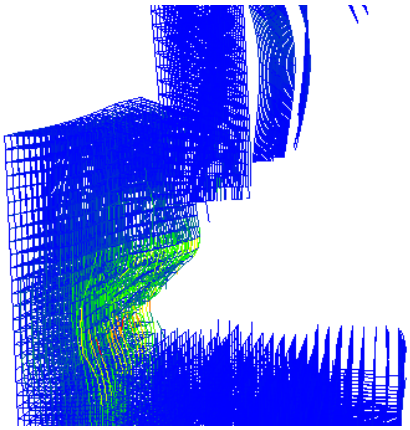


FIGURE 5.13 – Lien cohésifs lors d'une simulation DEM ($GD = 90°$).

pas toutes la même épaisseur, bien que les liens cohésifs horizontaux soient tous identiques. Pour expliquer ce phénomène, il faudrait instrumenter la simulation en plaçant des capteurs sur certains liens au dessus de la face de coupe pour mesurer l'historique du chargement. Ce développement n'a pas été effectué par manque de temps. À l'intérieur de ces plaquettes, nous avons observé la formation de fissures qui ne se propagent pas jusqu'à la surface libre. Sous le plan de coupe, nous avons aussi observé la présence de fissures régulières, comme durant les expériences. Enfin nous avons pu observer un étalement des fibres sur la face de coupe, dans la direction perpendiculaire à la direction de coupe, au niveau de l'arête de coupe.

En se focalisant sur les liens cohésifs (Fig 5.13), on remarque que ceux-ci rompent par traction devant l'arête de coupe. Les liens horizontaux subissent de fortes déformations devant l'arête de coupe et beaucoup moins au niveau des plaquettes.

En faisant varier l'angle de pente de fil, nous avons observé que lorsque $GD = 110°$, il n'y a plus production de plaquettes mais agglomération de matière au niveau de la face de coupe avant déchirement (Fig 5.14). Lorsque $GD = 70°$, nous produisons toujours des plaquettes (Fig 5.15). Ces phénomènes ont été observés expérimentalement

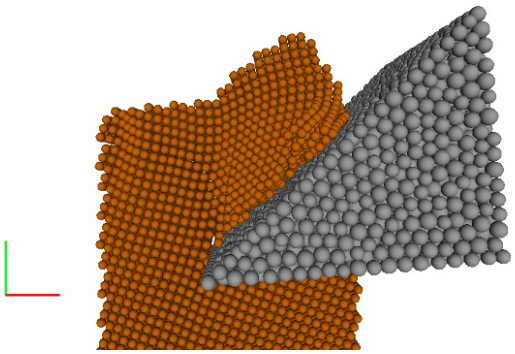


FIGURE 5.14 – Simulation de la coupe du bois en contrefil ($GD = 110°$).

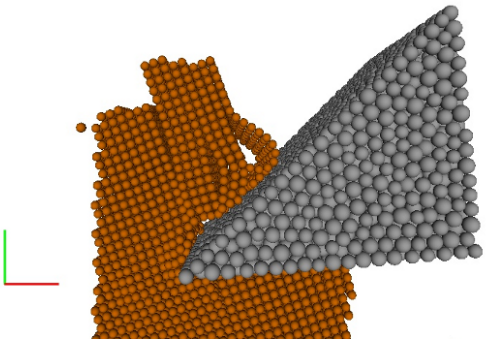
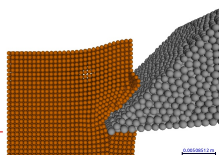


FIGURE 5.15 – Simulation de la coupe du bois dans le fil ($GD = 70°$).

En bas à gauche de ce rapport, vous pouvez observer image par image grâce à un *flip book*, la production de plaquettes lors d'une simulation qualitative de fraisage de matériau fibreux orthotrope.



5.4 Calibration

Dans cette section, les avancées au niveau de la calibration des éléments discrets sont présentées. [André 12a] a développé un script permettant de réaliser un plan d'expériences numérique pour les essais de traction, afin de calibrer la raideur des liens cohésifs de type poutre pour une organisation aléatoire des éléments.

Nous avons utilisé celui-ci pour calibrer la raideur des liens cohésifs dans deux configurations sur les éprouvettes utilisées pour la compression (Fig 2.21). Dans la première, nous avons généré des éprouvettes en compactant les éléments discrets dispersés de manière aléatoire, démarche naturelle avec la DEM (Fig 5.16). Dans la seconde, nous avons placé les éléments discrets sur une grille, comme pour les simulations de coupe (Fig 5.17).

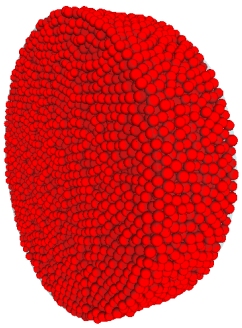


Figure 5.16 – Éprouvette de compression discrétisée à l'aide d'éléments compactés.

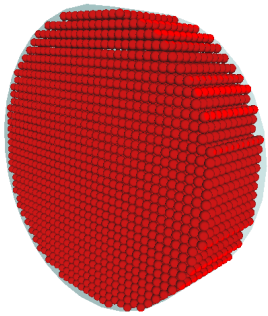


Figure 5.17 – Éprouvette de compression discrétisée à l'aide d'éléments alignés.

Dans le cas des éléments compactés, on remarque sur la Figure 5.18 qu'un grand nombre d'éléments est nécessaire pour voir converger l'évolution du module d'Young de l'éprouvette ainsi que de son coefficient de Poisson. On y observe que l'augmentation du nombre d'éléments engendre une baisse du module d'Young et une augmentation du coefficient de Poisson.

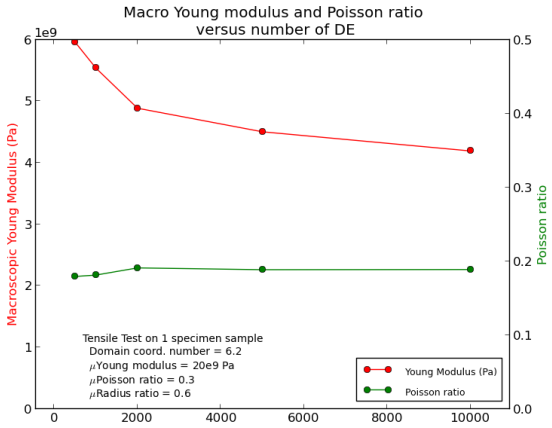


Figure 5.18 – Convergence du module d'Young et du coefficient de Poisson en fonction du nombre d'éléments discrets (Éléments compactés) pour l'éprouvette utilisée lors des essais de compression (Fig 2.21).

Toujours pour les éléments compactés, la Figure 5.19 montre l'évolution du module d'Young de l'éprouvette en fonction du module d'Young des liens cohésifs et du nombre d'éléments. Le module d'Young de l'éprouvette augmente linéairement avec celui des liens et ce même si les liens sont orientés dans toutes les directions de l'espace. On y retrouve aussi la diminution du module d'Young de l'éprouvette lorsque le nombre d'éléments augmente.

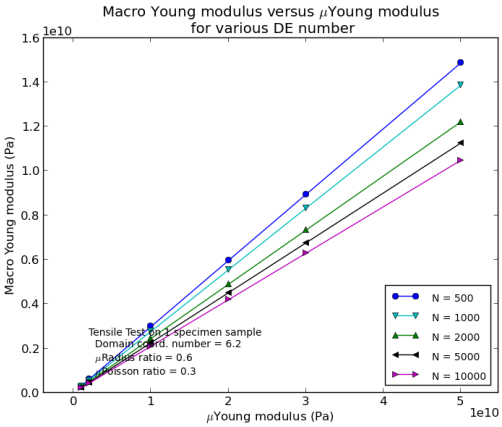


FIGURE 5.19 – Évolution de module d'Young longitudinal de l'éprouvette en fonction du module d'Young des liens cohésifs et du nombre d'éléments (Éléments compactés).

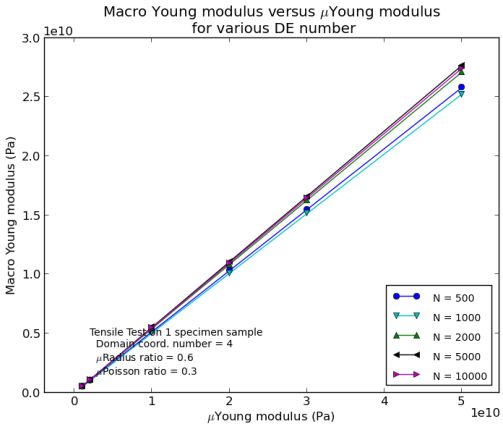


FIGURE 5.20 – Évolution de module d'Young longitudinal de l'éprouvette en fonction du module d'Young des liens cohésifs et du nombre d'éléments (Éléments alignés).

Sur la Figure 5.20 qui concerne les éléments alignés, on vérifie la même augmentation linéaire du module d'Young longitudinal de l'éprouvette en fonction du module des liens cohésifs. Cependant on remarque qu'à paramètres égaux, le module d'Young de l'éprouvette pour les éléments alignés est plus élevé (facteur $1,9$ environ) que celui avec éléments compactés. Pour les éléments alignés, le coefficient de Poisson est nul car vu l'organisation des liens cohésifs, seuls les liens dans la direction de sollicitation travaillent.

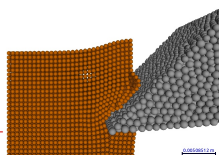
Pour déterminer le module d'Young longitudinal de l'éprouvette en fonction de celui des liens pour les éléments alignés, il suffit de multiplier par le nombre de liens en parallèle et de diviser par le nombre de liens en série (Eq 5.1).

$$K_{solide} = \frac{N_{ressorts//}}{N_{ressorts_{série}}} K_{lien} \tag{5.1}$$

Dans le cadre de nos travaux de thèse, nous n'avons pas pu pousser plus loin la calibration des paramètres des liens cohésifs (contrainte à rupture, diamètre des liens) et des éléments discrets (diamètre, raideur, conditions de contact). Il s'agit cependant d'un problème épineux vu la complexité des sollicitations subies durant la coupe. Un exemple pour illustrer ce problème : lors d'un essai de compression sur l'éprouvette, les éléments en contact vont être repoussés du fait de la présence de leur raideur de contact respective. Cependant les liens cohésifs non-rompus vont aussi jouer un rôle de ressort comprimé et leur raideur va s'ajouter à celle du contact. Le découplage de chacun des paramètres n'est pas aisé en dehors du cas de l'essai de traction.

5.5 Pistes pour l'obtention de résultats quantitatifs

En ce qui concerne l'obtention de résultats quantitatifs, outre la problématique de calibration, se posent plusieurs questions sur la taille des éléments discrets et le coût de calcul, la nature des liens cohésifs à utiliser et enfin la prise en compte de l'eau libre éjectée pour le bois saturé.



5.5.1 Taille des éléments discrets

Actuellement la taille des éléments discrets a été fixée arbitrairement à 1 mm. Il s'agit de l'ordre de grandeur d'un cerne de croissance. Pour la géométrie et la taille d'éprouvette définie, ceci représente environ 9000 éléments. À cette échelle, le temps de calcul est d'environ 10 h pour une seule simulation (Dell Précision M4700, 4 processeurs Intel Core i5-3320M CPU, 2, 60 GHz). Cette durée est due au fait que le code n'est pas entièrement parallélisé (en particulier l'étape d'application des charges sur les liens) et que l'algorithme de gestion des contacts entre deux domaines discrets distincts est très coûteux.

Afin de reproduire au mieux la structure du bois, on serait tenté de diminuer la taille des éléments discrets pour qu'ils soient cohérents avec la largeur d'une cellule de bois ($\simeq 30$ μm). À cette échelle, le nombre d'éléments à l'intérieur de l'échantillon serait d'environ 300 000. Dans l'état actuel de la plateforme de calcul, ce grand nombre d'éléments serait difficilement affichable sur le visualisateur de la plateforme. En effet, le fait de diviser par deux la taille des EDs multiplie par huit les temps de calcul pour chaque incrément de temps et divise par deux le pas de temps, ce qui multiplie le temps de calcul d'un facteur 16. À cette échelle, pour diminuer les temps de calculs, le couplage d'un domaine DEM avec un domaine CNEM [Jebahi 13] serait une solution à envisager.

Enfin si l'on souhaitait intégrer de l'eau libre à l'intérieur des cellules de bois et simuler le comportement de l'eau lors de l'écrasement de la cellule, il faudrait que le diamètre des éléments soit de l'ordre de grandeur de l'épaisseur des parois cellulaires ($\simeq 5$ μm). On obtiendrait un nombre d'éléments de l'ordre de 24 millions conduisant à de trop grands temps de calculs.

5.5.2 Modification des liens

Lors des essais de faisabilité, nous avons utilisé des poutres élastiques fragiles en tant que liens cohésifs. Ces poutres possèdent un critère de rupture basé sur une contrainte équivalente. Or ce critère n'est pas du tout adapté à notre simulation d'usinage de bois vert.

Premièrement, comme nous l'avons vu au Chapitre 2, le comportement du bois en traction et en compression est complètement différent. De plus, concernant les liens horizontaux, ceux placés devant l'arête de coupe subissent une forte compression due à l'avance de l'outil. Tandis que ceux situés au-dessus du plan de coupe subissent de la traction et de la flexion. Un seul critère de rupture ne peut donc répondre à ces différentes sollicitations pour reproduire la formation des plaquettes. Il faudra cependant calibrer ces différents critères de rupture et vérifier qu'ils n'induisent pas de comportement parasite dans la modélisation du matériau.

Comme vu lors des essais de compression au Chapitre 2, l'ensemble des propriétés mécaniques du bois en compression sont sensibles à la vitesse de déformation. Il faudrait alors intégrer un comportement visqueux aux liens cohésifs afin d'intégrer cette caractéristique.

Nous avons aussi constaté que le taux d'humidité avait une forte influence sur le comportement du bois en compression. Cependant nous n'avons pas mesuré l'évolution du taux d'humidité lors de la coupe au sein de l'éprouvette (séchage du bois lié à la coupe). Ainsi il serait inutile de chercher à modifier localement le comportement des liens cohésifs en fonction du taux d'humidité. Il suffirait de l'intégrer globalement lors de la calibration.

5.5.3 Eau libre

La visualisation de l'éjection de l'eau libre nécessiterait l'utilisation de deux types d'éléments : des éléments parois cellulaires et des éléments eau capables de se mouvoir dans les cellules. Il

faudrait alors générer des cellules, ou à défaut des cellules à plus grande échelle, et calibrer l'interaction entre l'eau et les parois cellulaires.

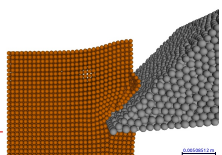
5.6 Conclusion et perspectives

Dans ce chapitre, nous avons vu que la méthode des éléments discrets est capable de simuler la production de plaquettes lors de l'usinage d'un matériau fibreux orthotrope.

Lors des essais qualitatifs, plusieurs phénomènes déjà observés lors des essais expérimentaux sont apparus. Il s'agit de la production de plaquettes, des fissures non débouchantes au dessus du plan de coupe, des fissures en dessous du plan de coupe et de l'étalement des fibres dans la direction de l'arête de coupe sur la face de coupe de l'outil. En modifiant l'angle de pente de fil, nous avons aussi obtenu des situations d'arrachement de la matière par gros blocs. Il serait nécessaire de réaliser des simulations avec davantage d'éléments discrets pour mesurer l'influence de l'angle de pente de fil sur l'épaisseur des plaquettes produites.

Cependant comme pour toutes les simulations basées sur la méthode des éléments discrets, une étape de calibration est nécessaire. Le manque de temps nous a empêché de mener à bien la calibration de l'ensemble des paramètres. Seule les raideurs ont été calibrées à l'aide d'essais de traction. Ainsi les résultats présentés ici sont uniquement là pour montrer le potentiel de l'approche.

Pour obtenir des résultats quantitatifs, outre l'étape de calibration à mener à bien, une question de fond se pose sur le type de lien à adopter pour rendre compte au mieux du comportement spécifique du bois. La thèse qui débute à la suite de celle-ci au LaBoMaP en collaboration avec le PIMM aura à répondre à ces questions.



Chapitre 6
Conclusions et perspectives

6.1 Conclusions sur le travail effectué

Ce travail de thèse, réalisé au LaBoMaP et au PIMM, avait pour objectif d'analyser et de modéliser le fraisage du bois vert. En particulier, il devait s'intéresser à la production des plaquettes de scieries.

Dans le Chapitre 1, nous avons délimité le cadre de notre étude en introduisant ce matériau si particulier qu'est le bois. Nous nous sommes aussi intéressés à la place du fraisage du bois vert dans le processus de première transformation du bois en scierie. L'analyse des besoins des industriels utilisant les plaquettes de bois vert comme matière première a permis de se rendre compte des critères de qualité attendus pour ces produits. En particulier nous avons observé des critères dimensionnels stricts pour les plaquettes avec une dimension critique qui est l'épaisseur de celles-ci.

Un des objectifs de cette étude étant de modéliser, donc de simuler, le fraisage du bois vert, nous avons recherché des données mécaniques sur le comportement du bois vert sollicité à hautes vitesses de déformation. Ainsi au Chapitre 2 nous avons étudié le comportement du bois vert en compression uniaxiale dans les directions longitudinales et radiales, à des taux de déformation allant de 10^{-3} à 10^{3} s^{-1}, pour différents taux d'humidité et pour du bois gelé. Nous avons choisi ce type de sollicitation car il semblait *a priori* le plus sensible à la proportion d'eau libre dans les lumens et aux vitesses de sollicitations. Le comportement du bois en compression a été étudié sur une grande plage de vitesses de sollicitation, afin d'observer l'évolution de l'influence du taux d'humidité entre les essais réalisés en condition quasi-statique et sous impact. Nous y avons observé une très forte sensibilité de l'ensemble des propriétés mécaniques du bois en compression au taux de déformation, au taux d'humidité et à l'état de l'eau. Les résultats de cette importante campagne expérimentale pourront servir de base de données pour des études à venir.

L'analyse à proprement parler du fraisage du bois vert est présentée au Chapitre 3. Nous avons instrumenté un pendule dynamométrique afin de réaliser des essais de coupe orthogonale à grande vitesse de coupe (420 $m.min^{-1}$) et pour des sections coupées importantes (50 à 150 mm^2). L'utilisation de caméras rapides nous a permis de mesurer un grand nombre de paramètres comme l'épaisseur des plaquettes, leur vitesse d'éjection et les instants de création de celles-ci. Grâce à un logiciel de corrélation d'image, nous avons pu mesurer les champs de déformation et de vitesse de déformation à la surface des éprouvettes, et ainsi observer les sollicitations sévères appliquées au bois au niveau de l'arête de coupe (jusqu'à 40 % de déformation à 2000 s^{-1} dans la direction de coupe). La mesure des efforts de coupe, synchronisée avec la caméra rapide, a montré une corrélation entre les instants de création des plaquettes et la chute des efforts de coupe. Cette corrélation n'a pu être observée qu'en analysant le comportement dynamique de la platine. Enfin l'instrumentation nous a permis de mesurer l'énergie consommée durant la coupe en fonction des différents paramètres expérimentaux. L'ensemble de ces données servira de base de comparaison pour les simulations numériques.

Au Chapitre 4, nous nous sommes servi d'un logiciel de calcul symbolique pour développer un simulateur permettant de prédire la puissance consommée par la fragmentation et aussi établir des règles de construction pour aider les fabriquants à concevoir leur outillage. Bien que la loi

de coupe, obtenue au Chapitre 3, ait été utilisée au-delà de sa plage de fonctionnement, ce qui a rendu la prédiction de la puissance consommée surestimée, le simulateur est fonctionnel et entièrement paramétrable.

Enfin au Chapitre 5, nous avons étudié la pertinence d'utiliser la méthode des éléments discrets pour simuler la production de plaquettes de bois vert. Les premiers résultats qualitatifs sont encourageants, reproduisant beaucoup de phénomènes observés au Chapitre 3, tels que la fissuration non complète de certaines éprouvettes, l'étalement des fibres sur la face de coupe et la présence de fissures sous le plan de coupe. Cependant le temps alloué à obtenir des données mécaniques pour calibrer nos simulations nous a empêché de mener cette calibration jusqu'au bout et donc d'obtenir des résultats quantitatifs.

6.2 Perspectives

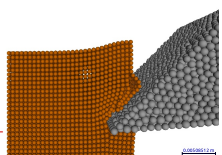
Au Chapitre 3, nous avons observé des taux de déformations largement supérieurs à ceux obtenus lors des essais de compression sur barres d'Hopkinson du Chapitre 2. Afin d'alimenter les simulations numériques de fraisage de bois vert par slabber, avec un comportement du bois vert adapté à ces vitesses de sollicitations, il est nécessaire de refaire des essais de compression sur barres d'Hopkinson avec des taux de déformations plus élevés. Ces essais sont facilement réalisables en l'état sur les barres du PIMM pour deux raisons. Premièrement, en fin d'étude, nous avons remarqué que les marges de sécurité utilisées pour ne pas endommager les barres étaient exagérées [Pfeiffer 14]. La pression admissible dans le montage pouvant être augmentée de 4 à 6 bars sans plastifier l'impacteur ce qui permettait d'atteindre des taux de déformations de 1500 à 2000 s^{-1} dans la direction radiale. Deuxièmement, diminuer l'épaisseur des éprouvettes utilisées permettrait directement d'augmenter les taux de déformations atteints.

Afin de calibrer correctement les simulations numériques, il serait intéressant de compléter les données mécaniques du bois vert sollicité à hautes vitesses de déformation dans le cadre d'autres essais mécaniques comme la traction, la flexion et le cisaillement, ainsi que de les généraliser pour d'autres essences de bois. Bien sûr il s'agit d'un travail considérable nécessitant une large équipe de techniciens et de chercheurs. Mais l'établissement de protocoles clairs permettrait de proposer des bases de données comme l'ont fait nos prédécesseurs pour le bois sec en conditions quasi-statiques.

Dans le Chapitre 3, nous avons obtenus de nombreux résultats sur l'analyse du fraisage du bois vert en coupe orthogonale dans un mode proche de 90-90. Cependant une seule géométrie d'outil a été étudiée, ainsi qu'une seule orientation relative de l'outil par rapport à la direction de coupe. Il serait intéressant et aisément réalisable d'étudier l'effet des angles de coupe γ_n et de taillant β_n sur le type de plaquettes produites et sur le niveau d'effort de coupe. De plus le marbre sur lequel repose la platine piezo-électrique peut être facilement modifié afin de vérifier si l'évolution de l'angle de direction d'arête de l'outil κ_r a une influence sur les efforts de coupe comme dans l'usinage des métaux.

Nous avons aussi observé que la prise en compte du comportement dynamique des montages expérimentaux permet d'augmenter significativement la bande passante des platines de mesure d'effort. Il serait intéressant de continuer cette étude en prenant en compte les couplages entre les différentes directions de mesures pour encore améliorer les mesures d'efforts de fragmentation comme dans [Girardin 10].

Enfin pour se rapprocher davantage des conditions opératoires des slabbers industriels, nous pourrions étudier la faisabilité d'utiliser les fraiseuses UGV de l'atelier d'usinage du LaBoMaP pour réaliser des essais de rabotage dans des conditions sévères (épaisseur coupée $h = 30$ mm,



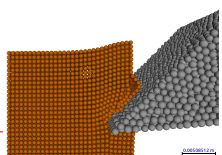
largeur coupée $b = 30$ mm, vitesses de coupe proches de la vitesse d'avance maximale des axes ($\simeq 2$ m.s^{-1}). Cette étude serait rendue possible en utilisant une platine piezo-électrique de plus grande capacité (40 kN) tout en prenant en compte les aspects dynamiques du montage.

Une étude réalisée à des sections coupées et des vitesses de coupe plus importantes permettrait aussi d'améliorer notre modèle de coupe. L'instrumentation d'un slabber industriel en scierie ou en laboratoire à l'aide d'un wattmètre permettrait de mesurer la puissance consommée par la coupe pour différentes conditions de coupe.

Enfin concernant la simulation numérique du fraisage du bois vert décrite au Chapitre 5 beaucoup de temps et de réflexions seront nécessaires pour mener à bien la conduite de simulations quantitatives sur le fraisage du bois vert. L'obtention de résultats quantitatifs passera par une modification du comportement des liens cohésifs entre les éléments discrets afin de mieux gérer les différentes sollicitations subies par le bois lors de l'usinage.

Une démarche claire et exportable de la calibration des propriétés mécaniques des éléments de la simulation devra être mise en place tout en veillant à la disponibilité des propriétés mécaniques du matériau à calibrer.

Cependant avant de mettre en place l'ensemble de cette démarche il faudra veiller à réduire le coût de calcul des simulations par la parallélisation de l'ensemble des modules utilisés. Enfin une reflexion profonde pourra être menée afin d'optimiser la recherche de contacts entre deux milieux discrets différents (matériau bois et outil de coupe) par l'utilisation de maillage de Voronoï par exemple.



Chapitre 7
Remerciements

Bon et bien trois ans, huit mois et dix-huit jours après être arrivé à Cluny, une journée neigeuse de février, pour débuter mon stage de M2, c'est fini.

En même temps il faut bien s'arrêter un jour. Même si certains diront toujours qu'une dernière petite simulation, ça serait vraiment bien et ça ne demande pas beaucoup de travail en plus. En effet, il suffit de définir le modèle, les paramètres d'entrée, les conditions aux limites, réaliser le calcul, dépouiller les résultats et mettre en forme le tout pour que ce soit publiable. Mais publier seulement dans une revue avec un impact factor élevé, avec moins de quatre co-auteurs, sinon elle ne compte à moitié pour l'AERES, avec pas trop de figures, assez de résultats, mais pas trop non plus histoire de pouvoir faire une deuxième publi sans refaire d'essais, ...

Bon trêve de plaisanterie. Il y a presque quatre ans maintenant, je cherchais un stage de M2 pour couper du bois. Les labos de boiseux spécialité bucheronnage n'étant pas légion en France, je suis tombé sur Robert Collet, Louis Denaud et Rémy Marchal qui avaient des projets plein la tête mais pas assez de bras pour les mettre en œuvre. Ils m'ont vendu quatre lignes d'un sujet où tout reste à faire et j'ai signé pour le package "stage + thèse".

Merci donc à cette fine équipe de Cluny avec laquelle j'ai passé de bons moments. Pour les citer de manière politiquement correcte avec les chefs d'abord et dans l'ordre alphabétique : Robert Collet, Louis Denaud et Guillaume Pot. Car même sans budget de fonctionnement, ils m'ont permis de récupérer des caméras, plusieurs mètres cube de bois vert livré directement de la scierie en clio, d'aller me balader un peu partout en France, ...

Ensuite viennent ceux qui font tourner l'atelier pendant que les chefs recherchent des financement et garantissent une rotation régulière du compte rendu des réunions de 11h30 : Jean-Claude Butaud, Fabrice Cottin, Jean Diochon, Mickael Krebs et Roger Letourneau.

Enfin les différents thésards et post-doc option bucheron qui se sont succédés mais ne se ressemblent pas : Anna, Istie, Simon, Stéphane, Vincent et Younes.

Mais Cluny, ce n'est pas que du bois, il y a aussi les usineurs (métaux) qui m'ont gentillement prêté du matériel d'acquisition pour aller fracasser du bois dessus. Merci donc à Gérard Poulachon, Guillaume Fromentin, Jean-Philippe Costes et José Outeiro.

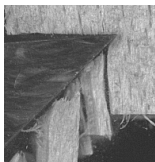
Merci aux techs et ingés, Eric, Gilles, Gillou et Romain qui m'ont permis de jouer avec leurs machines pour faire les pièces dont j'avais besoin.

Et enfin aux doctorants : Duff, Iso, μ, Lamice, Pierre, Johan et aux vieux Campo, David et Jaouher maintenant docteurs, pour la bonne ambiance au labo et en conf.

Dans ceux que j'ai oublié, il reste Pascal à l'élec ; Ahcene, Aurélien, Denis, Jean et Romaric aux matériaux, Fred, Laurent, Rémi, Richard et Serge.

Pour finir avec le personnel de Cluny, merci à Jean-Paul Perraudin qui s'est toujours débrouillé pour me trouver une chambre à la résidence durant ces trois années ainsi qu'à toute l'équipe de la compta qui a toujours bien voulu me rectifier les ordres de mission que j'avais mal rempli.

Comme ce n'est pas indiqué dans l'en tête de la thèse, celle-ci ne s'est pas uniquement déroulée sur Cluny mais aussi au PIMM à Paris.



Merci donc à Philippe LORONG de m'avoir accueilli dans la halle la plus moche du PIMM alors que j'étais en galère de directeur de thèse. Merci pour ton humanité et ta capacité à t'immerger dans ce milieu si étrange qu'est le bois.

Mention spéciale aussi à Nicolas RANC, qui a été mon papa Noël lorsque j'ai dépensé des sous par milliers, pour casser du bois avec ses jouets.

Merci à toute l'équipe Dysco qui m'a accueilli alors que je ne comprend toujours pas grand chose au SHM : Chritophe, Eric, Etienne, Farida, Gérard, Guillaume, Jacques, Jean-Philippe, Lounes, Marc, Marion, Mikhail et Nazih. Ainsi qu'à Artem, Chaima, Claude, Guillaume, Ouadie et Yani.

Merci aux techniciens de l'atelier d'usinage de Paris et à l'équipe Laser de m'avoir supporté lorsque j'ai réalisé mes centaines d'essais sur les barres d'Hopkinson.

Merci à Damien, Emeric, Lucille, JB, Sébastien pour les bons moments à l'ADDAM et à la Fut Geuze. Ainsi qu'à tous les gens du PIMM que je n'ai pas cité (sinon ça va être vraiment trop long).

Plusieurs personnes extérieures à ces deux laboratoires ont aussi été d'une aide précieuse au bon déroulement de cette thèse. Merci à Hubert MAIGRE du LaMCoS pour s'être déplacé plusieurs jours pour nous permettre de réaliser les films de coupe à grande vitesse. Merci à la société LBL-Brenta-CD pour nous avoir donné les outils et informations dont nous avions besoin. Merci aux différentes scieries qui nous ont fourni en bois vert. Enfin merci à Roger HERNÁNDEZ et à Bernard THIBAUT pour leurs nombreux conseils.

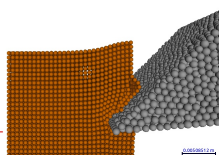
Merci à Joseph GRIL et à Yann LANDON d'avoir accepté de rapporter sur ce manuscrit. J'espère qu'arrivé ici, vous ne le regrettez pas.

Sur un autre ton, merci aux B13 : Aurélie, Bastien, Champa, Chouprot, K'you, Plume, Ragnagna, Romain, Tobit et Tousky ; et puis aussi aux autres Kchanais, générateurs d'ambiance de la C4 ou d'ailleurs pour les bons moments passés ensemble.

Enfin merci aux parents qui m'ont poussé pour que j'aille loin. Bon ben là je peux pas aller plus loin niveau études.

Merci Morgane de m'avoir supporté ces trois années lorsque j'étais fatigué, lorsque j'allais faire du code à 3h du mat parce que j'avais une "idée", ... Merci à Eloi qui m'a fait découvrir la joie d'être père ainsi que la gestion du multitâche en état de fatigue avancé.

Voilà c'est fini.



Annexe A
Valorisation des plaquettes

A.1 Les produits connexes du bois

Le rendement matière constaté pour la production d'avivés à partir de grumes non écorcées est généralement de l'ordre de 50 à 65 % pour des diamètres moyens. Celui-ci descend jusqu'à 35−45 % pour des bois de petit diamètres [CTBA 01]. Il y a donc une forte proportion de produits connexes à valoriser. Cela comprend les écorces (5, 5 % en volume pour le hêtre et 14, 5 % pour le douglas), les sciures ($6-8$ % en volume pour le débit en plot et $9-15$ % pour le débit sur dosse ou sur noyau), les dosses ($7-12$ % en volume), les délignures ($11-22$ % en volume) et les rognures ($1-10$ % en volume) [FCBA 14]. Ces produits connexes sont valorisés soit dans la filière énergétique, soit dans l'industrie de trituration (Fig A.1).

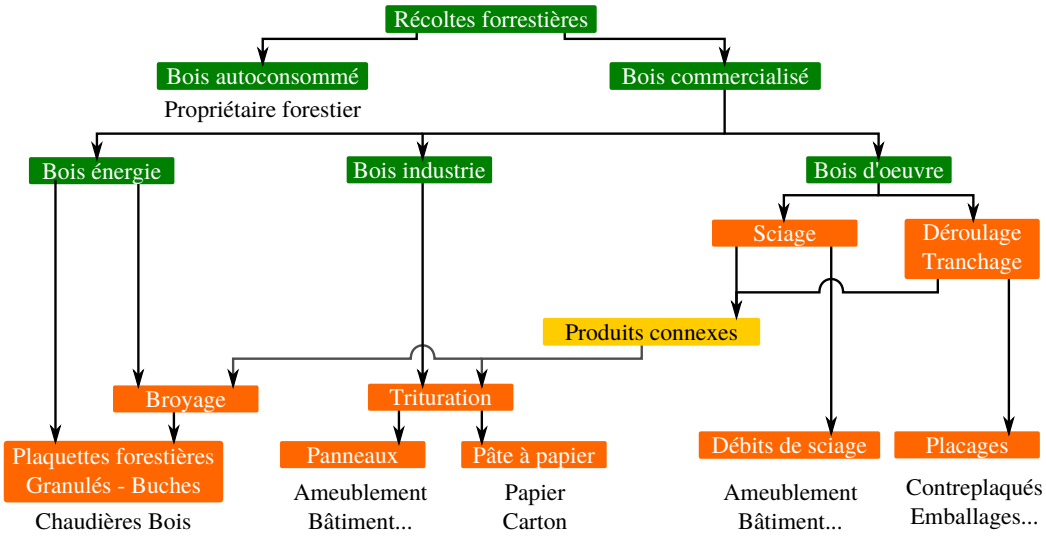


Figure A.1 – Organisation de la filière bois (D'après www.gipeblor.com).

Seules les plaquettes sont étudiées dans cette étude. Celles-ci sont générées lors du broyage des dosses, des délignures et les différentes chutes. La France produisant annuellement 8, 2 millions de m^3 de grumes dédiée au sciage [FCBA 14], environ 1, 8 millions de tonnes de plaquettes de scieries sont produites (Fig A.2).

Les slabbers en scieries ne sont pas les seuls outillages à produire des plaquettes. Le broyage de petites grumes ou de branches à l'aide de déchiqueteuses à tambour (Fig A.3) ou à disque en génèrent également [Abdallah 10]. Celles-ci sont appelées plaquettes forestières. Il existe trois débouchés principaux pour les plaquettes (scierie et forestières) :

— la filière bois énergie pour le chauffage,
— la production de panneaux de particules,
— le défibrage pour l'obtention de pâte pour la production de papiers ou de panneaux de fibres comme le MDF (Medium Density Fiberboard).

FIGURE A.2 – Tas de plaquettes en sortie de la scierie de Sougy-sur-Loire (58).

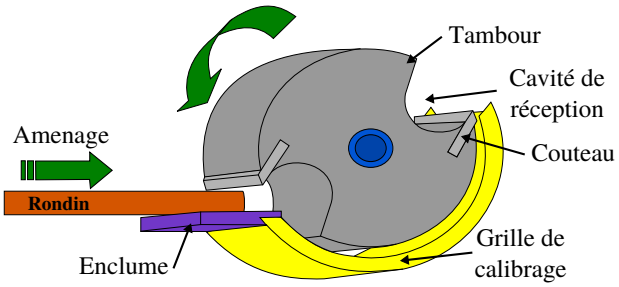


FIGURE A.3 – Déchiqueteuse à tambour (D'après [Abdallah 10]).

Actuellement le prix des plaquettes produites par les scieries, dédiées à la filière énergétique ou à l'industrie de trituration est équivalent. Cependant la demande de plaquettes dans la filière énergétique est saisonnière tandis qu'elle est régulière dans l'industrie de trituration. La filière bois-énergie ayant été étudiée en profondeur par d'autres auteurs [Abdallah 10], ici seule l'industrie de trituration pour la production de pâte à papier et les panneaux de fibres va être détaillée. Au niveau national, cette industrie consomme chaque année $3,5$ millions de tonnes de plaquettes issues de résineux et 360 milliers de tonnes de plaquettes issues de feuillus [FCBA 14]. Les critères de qualité dans l'industrie de trituration sont stricts. Il est avantageux pour les scieurs de produire des plaquettes répondant à ces critères de qualité pour mieux les valoriser.

A.2 Utilisation des plaquettes dans le processus de trituration

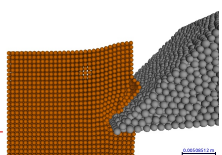
L'analyse micrographique d'une feuille de papier ou d'un panneau MDF montre que ceux-ci sont composés de cellules de bois agglomérées (Fig A.4). Ces cellules, improprement appelées fibres dans l'industrie, ont été séparées lors du procédé de défibrage pour former la pâte. Puis sous l'action de la pression et de la température avec adduction possible de colles, les fibres contenues dans la pâte se sont enchevêtrées pour produire des panneaux ou des rouleaux de feuilles.

La qualité des produits finis issus de trituration dépend grandement de la qualité des plaquettes fournies ainsi que du processus de trituration [Abdallah 10, Felber 05, Lachenal 11a, Lachenal 11b, Navi 05, Petit-Conil 13, Qu 10]. Le procédé le plus critique dans le processus de trituration est le défibrage qui a pour objectif de séparer les cellules du bois. Le défibrage peut être chimique ou mécanique. Chacun de ces procédés génère ses propres critères de qualité sur les plaquettes à approvisionner.

A.2.1 Défibrage mécanique

Le défibrage mécanique, basé sur la séparation des fibres par action mécanique, représente plus de 20 % de la pâte produite pour l'industrie papetière (Fig A.5) [Lachenal 11b]. Il existe plusieurs procédés de défibrage mécanique.

Le procédé de défibrage par meule est le plus simple et le seul à pouvoir utiliser des rondins de bois en matière première (Fig A.6). Les rondins de bois sont pressés contre une meule abrasive en rotation. Sous l'action de la pression, la température au contact dépasse la température de transition vitreuse de la lignine (175°C environ). Le défibrage par peluchage du bois est le résultat



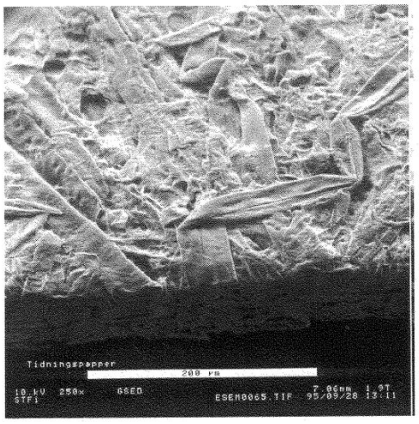


Figure A.4 – Micrographie d'une feuille de papier [Holmberg 98].

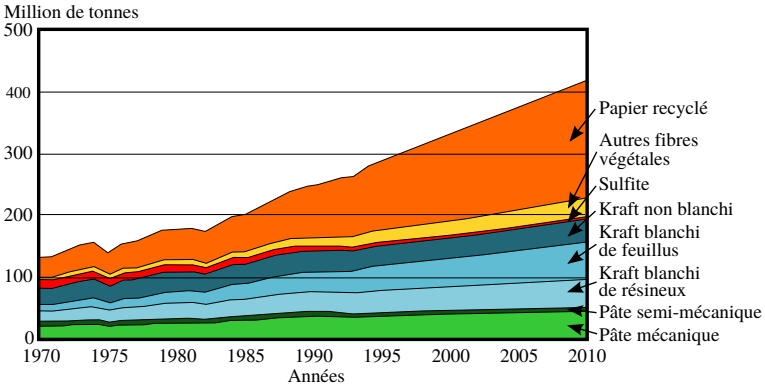


Figure A.5 – Production mondiale de pâte à papier (D'après [Lachenal 11a]).

de la plastification de la lignine qui diminue la cohésion des fibres et du cisaillement qui provoque la séparation des fibres entre la paroi S_1 et la lamelle moyenne [Petit-Conil 13].

Le défibrage à disque, aussi appelé raffineur, (Fig A.7) est composé de deux disques munis de barres dont l'un est animé d'un mouvement de rotation (jusqu'à 3000 tr/min). Les plaquettes sont insérées au niveau de l'axe de rotation et subissent des cycles répétés de compression et détente jusqu'à rupture mécanique entre les fibres avant d'être éjectées à la périphérie. Comme pour le défibrage par meule, le frottement du bois sur les disques élève fortement la température (180℃ environ) favorisant la séparation des fibres.

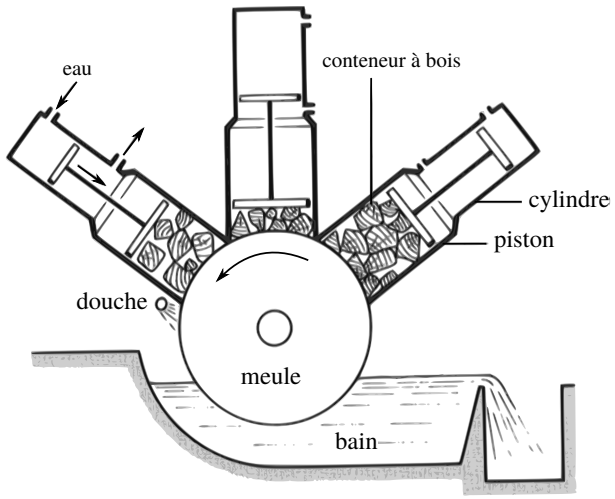


Figure A.6 – Schéma de principe d'un défibreur à meule (D'après [Navi 05]).

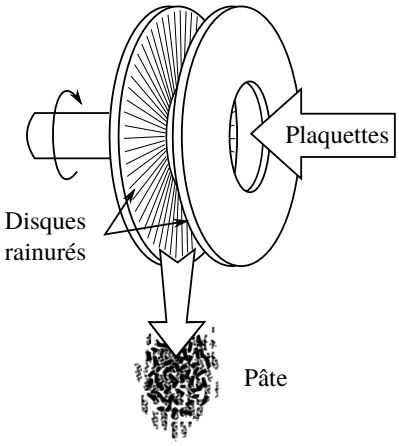


Figure A.7 – Schéma de principe d'un défibreur à disque.

Dans les procédés thermomécaniques (TMP) et chimico-thermomécaniques (CTMP), les plaquettes subissent un traitement thermique (projection de vapeur) et parfois chimique dans le but de ramollir le bois et de favoriser le défibrage dans les disques. Ces procédés sont simples à mettre en œuvre, demandent de faibles investissements et ont un haut rendement. Cependant ils sont très énergivores. Le rendement des différents procédés de défibrage dépend de la densité en vrac des plaquettes [Hellström 11]. Cette densité en vrac dépend en partie de l'épaisseur des

plaquettes. Il est donc nécessaire de maîtriser cette grandeur pour augmenter le rendement du raffinage.

A.2.2 Défibrage chimique

Le défibrage chimique ou délignification a pour objectif la séparation des fibres par dissolution de lignine lors de la cuisson des plaquettes (Fig A.8). Celles-ci sont imprégnées de produits chimiques dans de grands lessiveurs (Fig A.9).

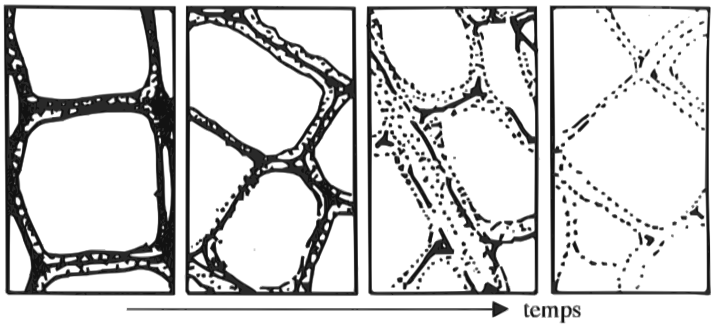


FIGURE A.8 – Micrographie UV représentant la dissolution de la lignine au cours du temps [Navi 05].

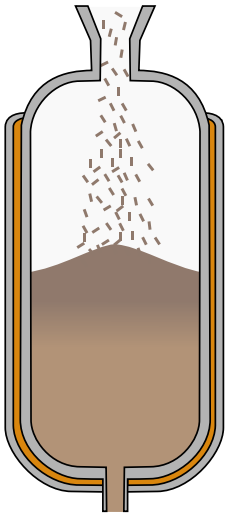


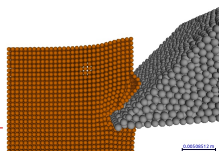
FIGURE A.9 – Lessiveur pour le défibrage chimique (Source : www.vega.fr).

La majorité de la pâte utilisée dans l'industrie papetière est produite par des procédés chimiques (Fig A.5). Les deux procédés principaux (Kraft et sulfite) diffèrent par le type de produit chimique utilisé pour la cuisson des plaquettes.

Pour le procédé au sulfite, la liqueur imprègne les plaquettes et dissout la lignine en se propageant dans la direction des fibres. La longueur des plaquettes se doit d'être la plus homogène possible pour obtenir une cuisson uniforme [Lachenal 11a].

Le procédé de cuisson Kraft est le plus utilisé actuellement, car il est compatible avec toutes les essences, les liquides de cuisson sont recyclables, et la pâte est plus résistante. Dans le procédé, la liqueur imprègne les plaquettes à la même vitesse dans toutes les directions. La qualité de la cuisson dépend donc de l'homogénéité de l'épaisseur des plaquettes [Lachenal 11a].

Les pâtes chimiques sont de bien meilleures qualités car les fibres n'ont pas été endommagées mécaniquement et sont parfaitement blanchissables. Cependant l'investissement initial est très élevé pour un rendement matière faible (environ 50 %). Le tamisage avant la cuisson est nécessaire pour assurer une cuisson homogène, plus rapide et pour augmenter le rendement matière.



Annexe B
Terminologie d'une tête de slabber

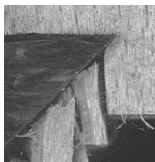
B.1 Besoin

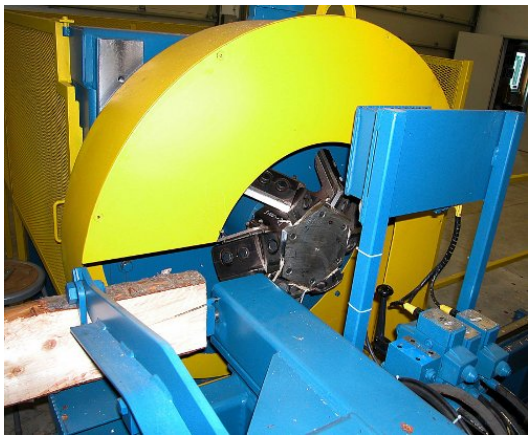
La partie bibliographique de cette thèse ainsi que les premiers essais expérimentaux ont mis en lumière les différences lexicales entre le monde des usineurs des métaux et celui du bois. Ces différences entraînent des imprécisions ainsi que des incompréhensions entre ces deux secteurs. La définition des outils coupants en particulier pose problème, car les notations couramment utilisées ne sont pas toujours les mêmes selon les domaines et les continents.

B.2 Définition d'une tête de slabber

Afin de concevoir leur outillage, les industriels possèdent différentes définitions géométriques des parties actives d'une tête de slabber. La définition géométrique la plus complète que nous ayons trouvée porte sur une tête à couteaux longs avec couteaux de finition (Fig B.1a). Elle a été effectuée par Forintek Canada Corporation [Laganière 06] (Fig : B.2). On peut y voir le paramétrage des longueurs et orientation nécessaires pour la définition des différents couteaux et contre-couteaux. Cependant celle-ci ne respecte pas la norme ISO 3002-1 [ISO 93] couramment utilisée dans le monde de l'usinage des métaux.

Pour proposer une définition conforme à la norme, nous nous sommes inspirés de la tête CT700 produite par LBL-BRENTA-CD (Fig B.1b). Il s'agit d'une tête à couteaux droits fragmentés et de segments de scie circulaire pour la finition. Comme notre étude porte seulement sur la fragmentation, nous avons défini seulement les angles et plans associés aux arêtes de coupe principales de la tête dans le système outil en main (Fig B.3). Les notations utilisées sont visibles sur les tableau B.1 et B.2. Au vu des vitesses d'avance et de coupe de l'outillage, on peut considérer que les plans et angles définis dans le système outil en travail sont *proches* de ceux définis outil en main. Leurs définitions exactes sont regroupées dans la norme ISO 3002-1 [ISO 93]. Cette tête a aussi été utilisée pour l'étude géométrique et cinématique de la coupe (Chapitre 4).





(a) Slabber à couteaux longs et couteaux de finition [Houziaux 08].

(b) Slabber à couteaux fragmentés et segments de scie circulaire CT700 (LBL-BRENTA-CD).

FIGURE B.1 – Différentes têtes de slabber

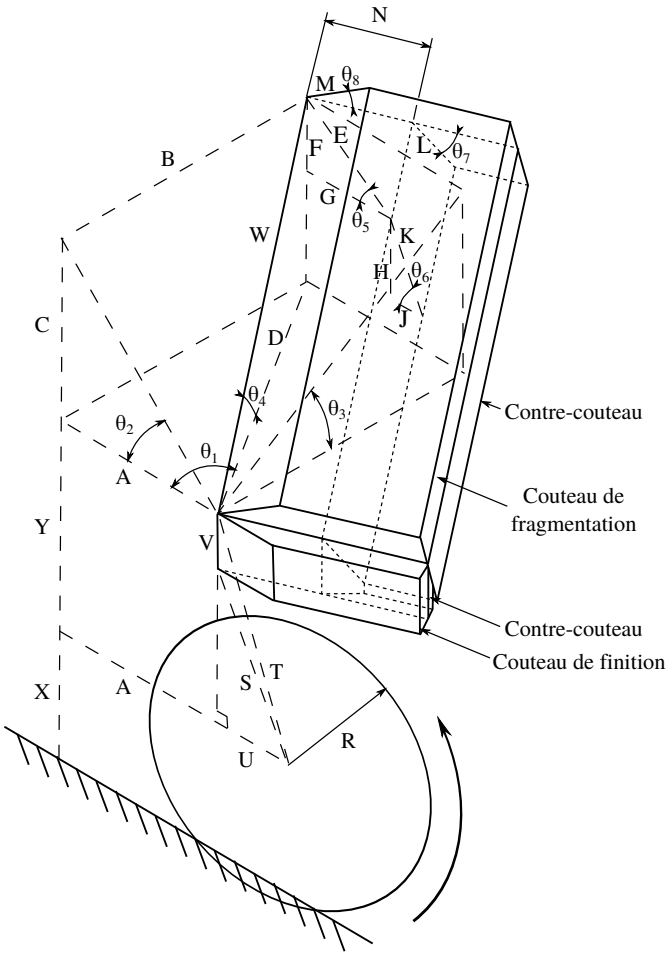
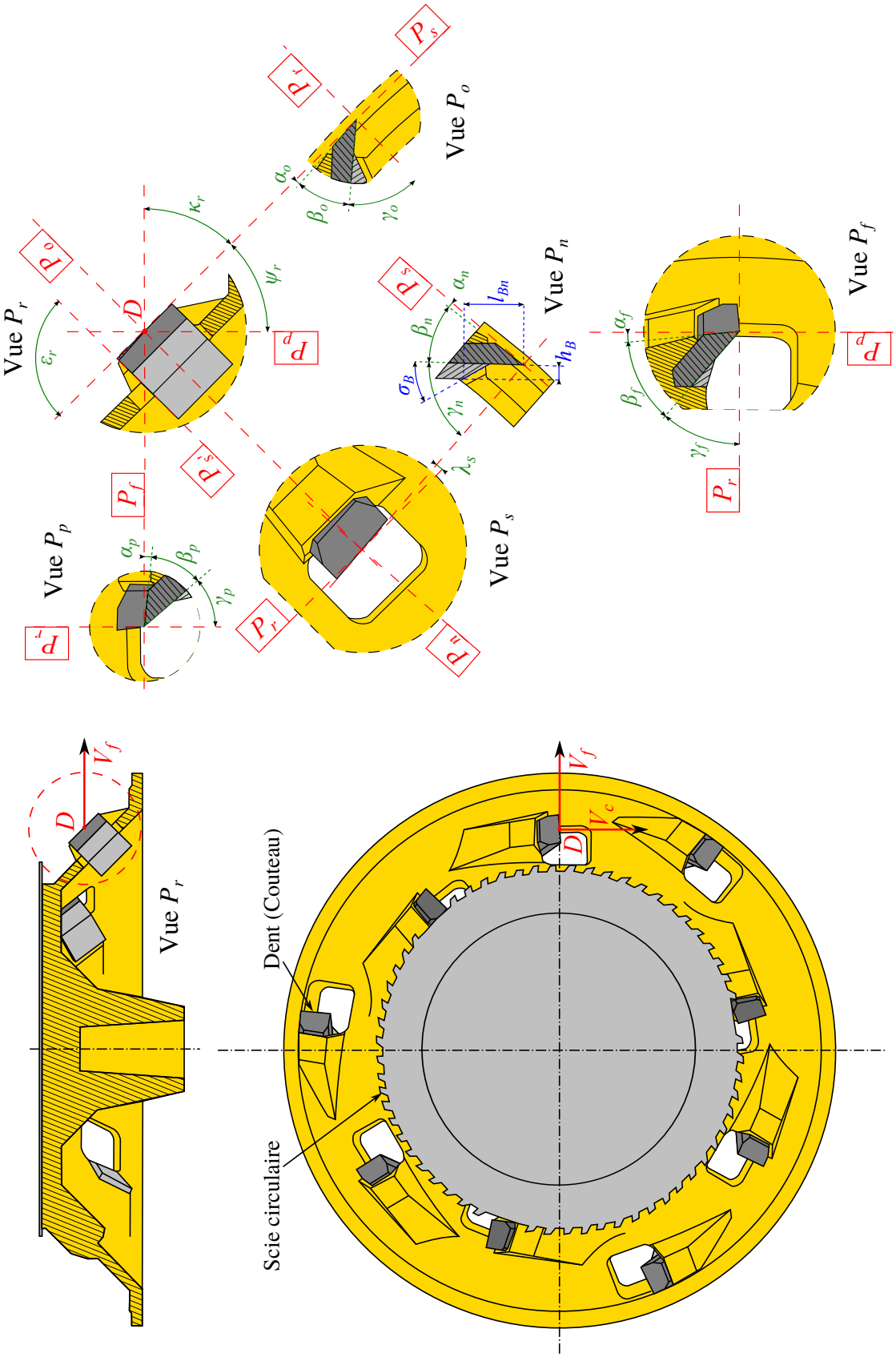


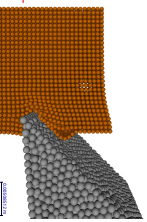
FIGURE B.2 – Définition des paramètres géométriques d'une tête de slabber à couteaux longs et couteaux de finition (D'après [Laganière 06]).



(a) Vue globale

(b) Définition des angles dans le système de référence

Figure B.3 – Définition des angles outil en main d'une tête de slabber à couteaux fragmentés [Pfeiffer 15].



Symbole	Nom	Définition
D	Point principal de l'arête (Ici confondu avec le point considéré de l'arête en supposant que cette arête de coupe est toujours en pleine matière.)	Point particulier de référence, appartenant à l'arête active principale et utilisé pour la définition de grandeurs géométriques de base telles que le profil de l'arête active et les dimensions de coupe. Il est recommandé de placer le point principal de l'arête de telle sorte qu'il divise la longueur de l'arête active principale en deux parties égales.
P_r	Plan de référence de l'outil	Plan passant par le point considéré de l'arête, perpendiculaire à la direction supposée de coupe. Fraisage : passe par l'axe de l'outil.
P_f	Plan de travail conventionnel	Plan passant par le point considéré de l'arête, et perpendiculaire au plan de référence de l'outil, P_r. Orienté généralement parallèlement à la direction supposée d'avance.
P_p	Plan vers l'arrière de l'outil	Plan perpendiculaire au plan de référence de l'outil P_r, et au plan de travail conventionnel, P_f, au point considéré de l'arête.
P_s	Plan d'arête de l'outil	Plan tangent à l'arête au point considéré, et perpendiculaire au plan de référence de l'outil, P_r.
P_n	Plan normal à l'arête	Plan perpendiculaire à l'arête au point considéré de l'arête.
P_o	Plan orthogonal à l'outil	Plan perpendiculaire au plan de référence de l'outil, P_r, et au plan d'arête de l'ouil, P_s, au point considéré de l'arête.
l_{B_n}	Distance du brise-copeaux	Distance entre le point considéré de l'arête principale et la projection du point correspondant du brise-copeaux sur la face de coupe A_γ, mesuré dans le plan normal à l'arête P_n.
h_B	Hauteur du brise-copeaux	Distance entre la face de coupe A_γ et le point correspondant du brise-copeaux, mesurée perpendiculairement à la face de coupe.
σ_B	Angle de taillant du brise-copeaux	Angle aigu entre la face de coupe A_γ de l'outil et la face active du brise-copeaux, mesuré dans un plan perpendiculaire à l'arête supérieure du brise-copeaux au point correspondant de celui-ci.

TABLEAU B.1 – Notations utilisées pour les plans et les points (Extrait de la norme ISO 3002-1 [ISO 93]).

Symbole	Nom	Définition
κ_r	Angle de direction d'arête de l'outil	Angle entre le plan d'arête de l'outil, P_s, et le plan de travail conventionnel, P_f, mesuré dans le plan de référence de l'outil, P_r.
ψ_r	Angle de direction complémentaire de l'outil	Angle entre le plan d'arête de l'outil, P_s, et le plan vers l'arrière de l'outil, P_p, mesuré dans le plan de référence de l'outil, P_r.
λ_s	Angle d'inclinaison d'arête de l'outil	Angle entre l'arête de l'outil et le plan de référence de l'outil, P_r, mesuré dans le plan d'arête de l'outil, P_s.
ϵ_r	Angle de pointe de l'outil	Angle entre le plan d'arête de l'outil, P_s, et le plan d'arête secondaire de l'outil, P'_s, mesuré dans le plan de référence de l'outil, P_r.
γ_n	Angle de coupe normal de l'outil	Angle entre la face de coupe, A_γ, et le plan de référence de l'outil, P_r, mesuré dans le plan normal à l'arête, P_n.
γ_f	Angle de coupe latéral de l'outil	Angle entre la face de coupe, A_γ, et le plan de référence de l'outil, P_r, mesuré dans le plan de travail conventionnel, P_f.
γ_p	Angle de coupe vers l'arrière de l'outil	Angle entre la face de coupe, A_γ, et le plan de référence de l'outil, P_r, mesuré dans le plan vers l'arrière de l'outil, P_p.
γ_o	Angle de coupe orthogonal de l'outil	Angle entre la face de coupe, A_γ, et le plan de référence de l'outil, P_r, mesuré dans le plan orthogonal de l'outil, P_o.
β_n	Angle de taillant normal	Angle entre la face de coupe, A_γ, et la face de dépouille, A_α, mesuré dans le plan normal à l'arête, P_n.
β_f	Angle de taillant latéral de l'outil	Angle entre la face de coupe, A_γ, et la face de dépouille, A_α, mesuré dans le plan de travail conventionnel, P_f.
β_p	Angle de taillant vers l'arrière de l'outil	Angle entre la face de coupe, A_γ, et la face de dépouille, A_α, mesuré dans le plan vers l'arrière de l'outil, P_p.
β_o	Angle de taillant orthogonal de l'outil	Angle entre la face de coupe, A_γ, et la face de dépouille, A_α, mesuré dans le plan orthogonal de l'outil, P_o.
α_n	Angle de dépouille normal de l'outil	Angle entre la face de dépouille, A_α, et le plan d'arête de l'outil, P_s, mesuré dans le plan normal à l'arête, P_n.
α_f	Angle de dépouille latéral de l'outil	Angle entre la face de dépouille, A_α, et le plan d'arête de l'outil, P_s, mesuré dans le plan de travail conventionnel, P_f.
α_p	Angle de dépouille vers l'arrière de l'outil	Angle entre la face de dépouille, A_α, et le plan d'arête de l'outil, P_s, mesuré dans le plan vers l'arrière de l'outil, P_p.
α_o	Angle de dépouille orthogonal de l'outil	Angle entre la face de dépouille, A_α, et le plan d'arête de l'outil, P_s, mesuré dans le plan orthogonal de l'outil, P_o.

Tableau B.2 – Notations utilisées pour les angles (Extrait de la norme ISO 3002-1 [ISO 93]).

B.3 Définition de l'orientation de la pente de fil

Bien que la campagne d'essai de coupe est effectuée en coupe orthogonale, il est nécessaire de définir, en plus du paramétrage de la tête, l'orientation du fil du bois dans des cas 3D complexes. Cette notion a déjà été abordée par [Kivimaa 50] et [McKenzie 60b] avec la définition de modes de coupes définis par 2 angles. Cependant ces deux angles ne sont pas bien définis dès lors que l'on quitte les modes classiques de coupe ($0-90$, $90-90$, $90-0$). La Figure B.4 propose une définition élargie d'orientation du fil du bois. Localement, le fil du bois est défini à l'aide de deux angles : l'angle d'inclinaison du fil par rapport à l'arête GEI (pour *Grain Edge Inclination* angle) et l'angle de pente du fil GD (pour *Grain Direction* angle). GEI est mesuré dans le plan de l'arête de coupe contenant le fil du bois P_{sGD}, contenant l'arête de coupe et le fil du bois. Il est mesuré entre l'arête de coupe et le fil du bois. Il varie entre 0 et 90°. GD est mesuré dans le plan de travail contenant le fil du bois P_{fGD}, contenant la direction résultante de coupe et le fil du bois. Il est mesuré entre la direction résultante de coupe et le fil du bois. Il varie entre 0 et 180°. Nous retrouvons alors les modes de coupes définis au chapitre 1 : $GEI - GD$.

À la Figure B.4 apparaît aussi le plan d'arête en travail P_{se}, définit en [ISO 93].

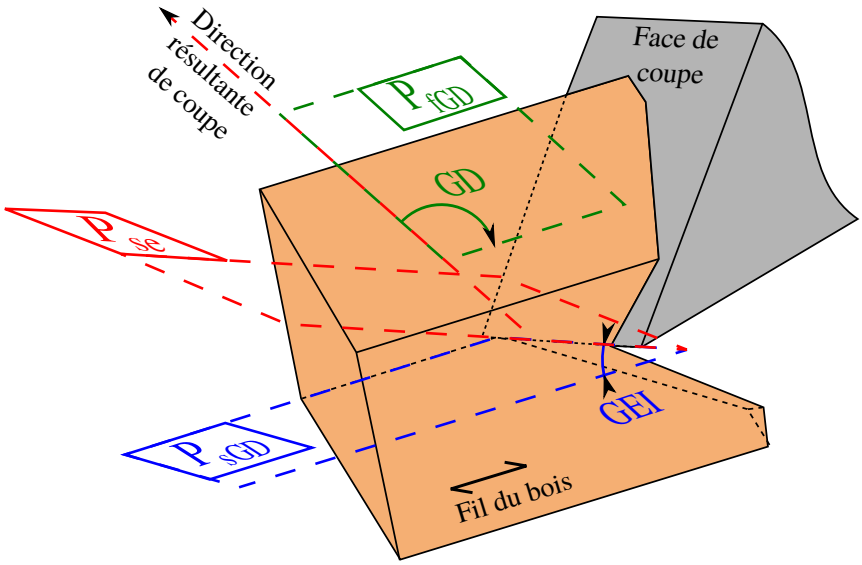
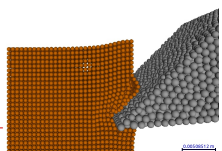


FIGURE B.4 – Définition de l'angle d'incilaison du fil par rapport à l'arête GEI (pour *Grain Edge Inclination* angle) et de l'angle de pente du fil GD (pour *Grain Direction* angle) [Pfeiffer 15]. GEI est mesuré dans le plan de l'arête de coupe contenant le fil du bois P_{sGD}, entre l'arête de coupe et le fil du bois. GD est mesuré dans le plan de travail contenant le fil du bois P_{fGD}, entre la direction résultante de coupe et le fil du bois. P_{se} est le plan d'arête en travail, définit en [ISO 93].



Annexe C
Dessins de définition des pièces fabriquées

C.1 Plans des pièces usinées pour les barres en magnésium

Dans cette section sont présentés l'ensemble des plans des pièces réalisées ou modifiées pour les essais de compression sur les barres d'Hopkinson. Les modifications mécaniques ont principalement portées sur la fabrication de nouveaux paliers pour accueillir les barres en magnésium et la fabrication d'un nouvel impacteur. Ces pièces sont visibles sur la figure C.1. Le reste des pièces du banc d'essai sont définies dans le rapport de conception du banc [Dubois 10].

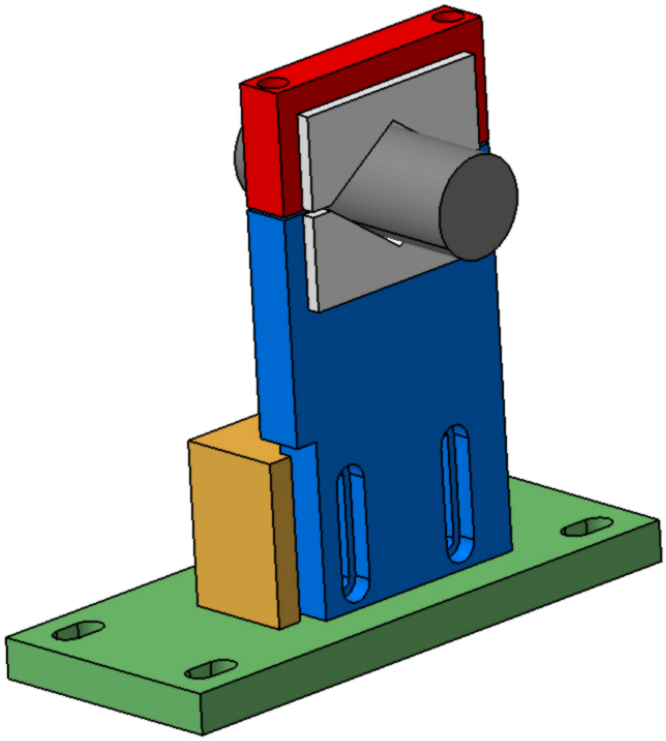
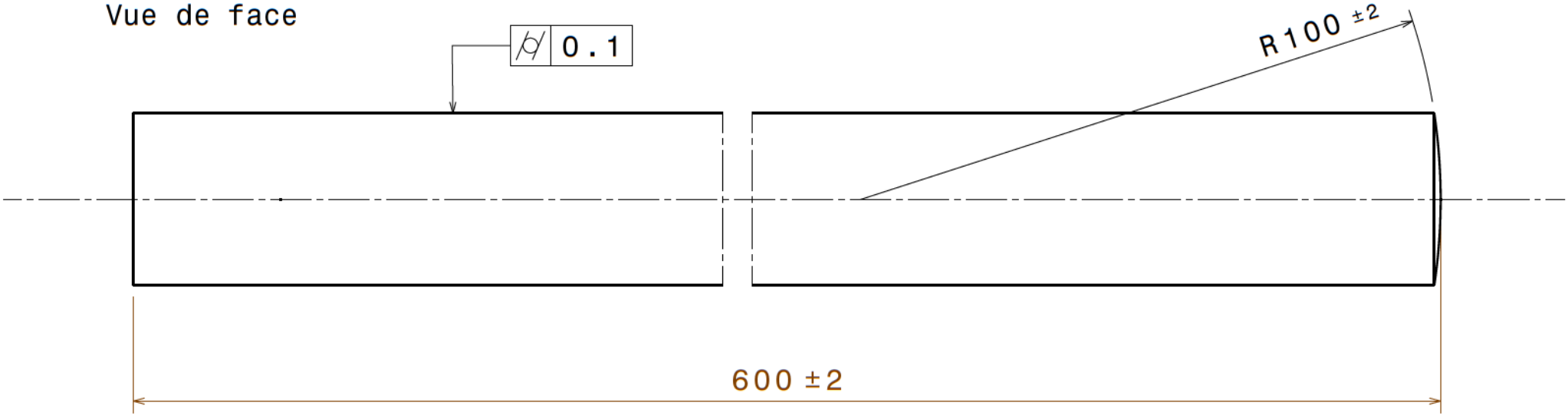
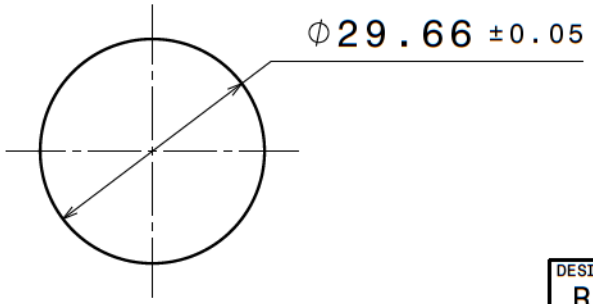


Figure C.1 – Vue CAO des paliers réalisés pour les barres en magnésium.

Vue de face



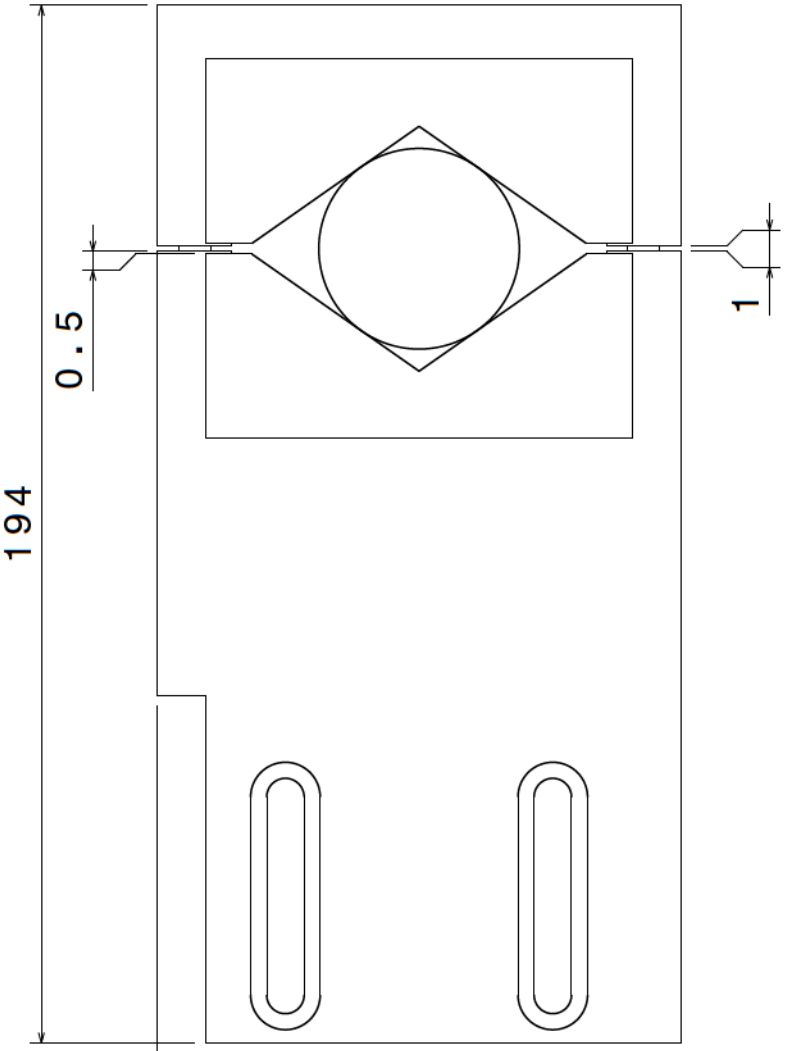


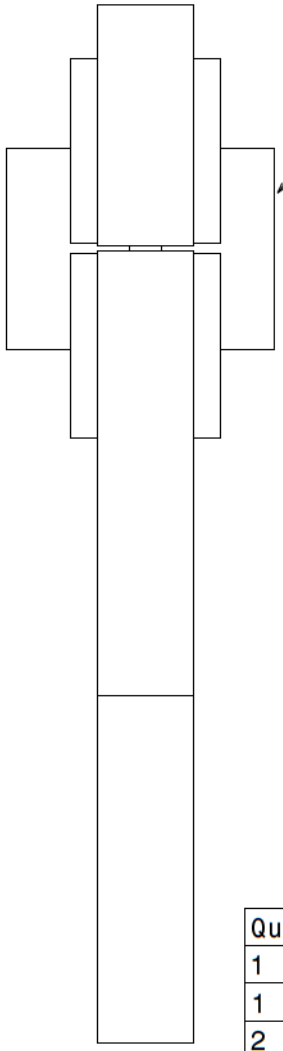
Vue de droite

Ra 3.2

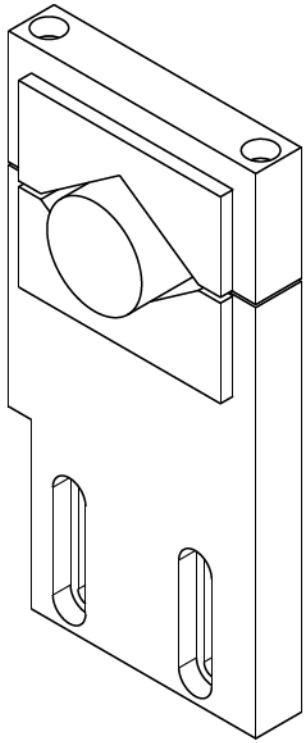
DESIGNED BY: Renaud Pfeiffer DATE: 06/09/2013		Impacteur	
CHECKED BY: XXX DATE: XXX			
SIZE A4		PIMM - AMPT	
SCALE 1:1	WEIGHT (kg) 0,76	DRAWING NUMBER Impacteur	SHEET 1/1
Pour sauver la forêt, mangez des castors.			

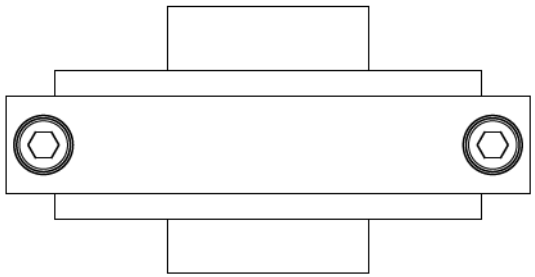
I	_
H	_
G	_
F	_
E	_
D	_
C	_
B	_
A	_





Barre magnesium Φ38.1non usinée





Quantité	Référence	Matière	Nomenclature	
1	Pied_Palier	Alu	-	
1	Tete_Palier	Alu	-	
2	Rectangle_PTFE	PTFE	-	
1	Barre	Magnesium	-	
2	Vis CHC M6x45	Acier	Vis CHC M6x45	

DESIGNED BY: Renaud Pfeiffer
DATE: 10/09/2013
CHECKED BY: XXX
DATE: XXX

Ensemble palier SHPB

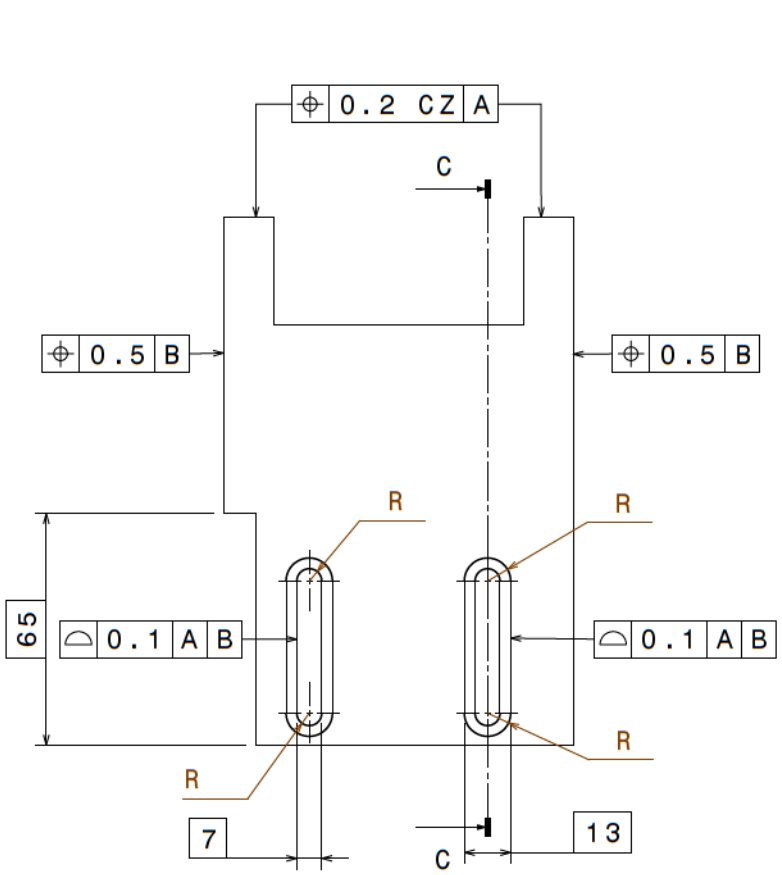
SIZE: A3

PIMM - AMPT

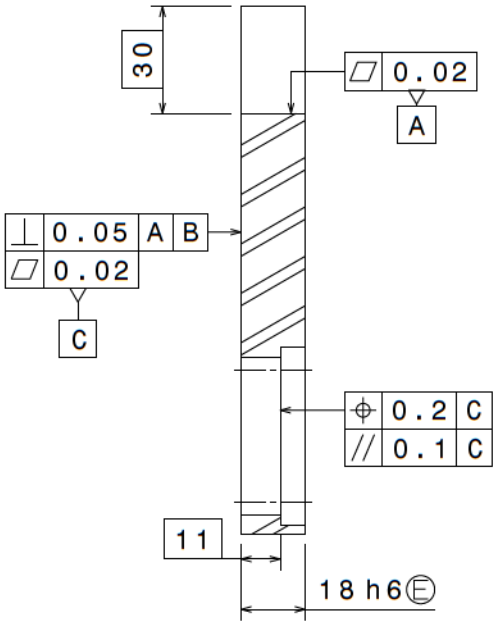
SCALE	WEIGHT (kg)	DRAWING NUMBER	SHEET
1:1	1,04	Assemblage_palier_rectangle	1/1

I	-
H	-
G	-
F	-
E	-
D	-
C	-
B	-
A	10/09/2013

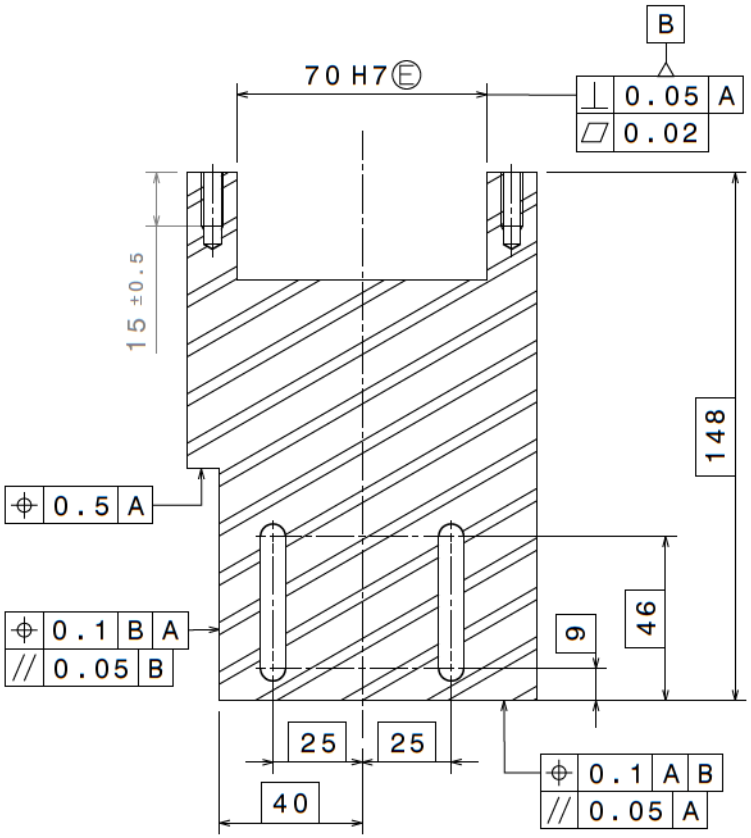
Propriété du PIMM. Pour sauver la forêt, mangez des castors.

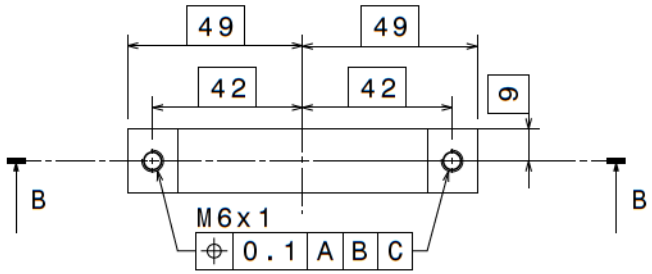


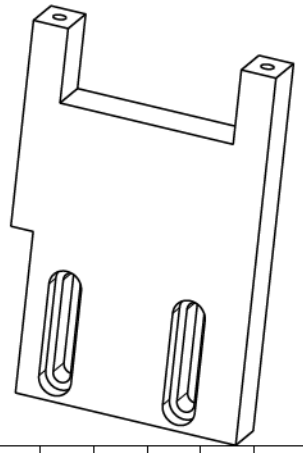
Coupe C-C



Coupe B-B







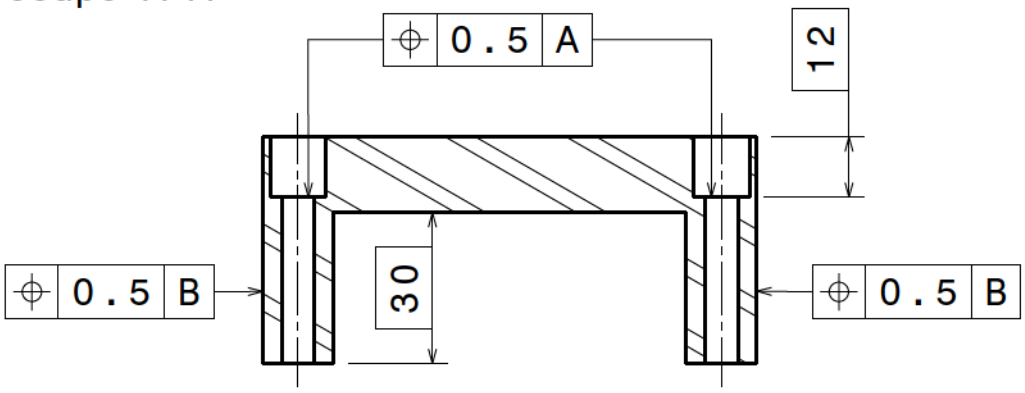
Ra 6.3

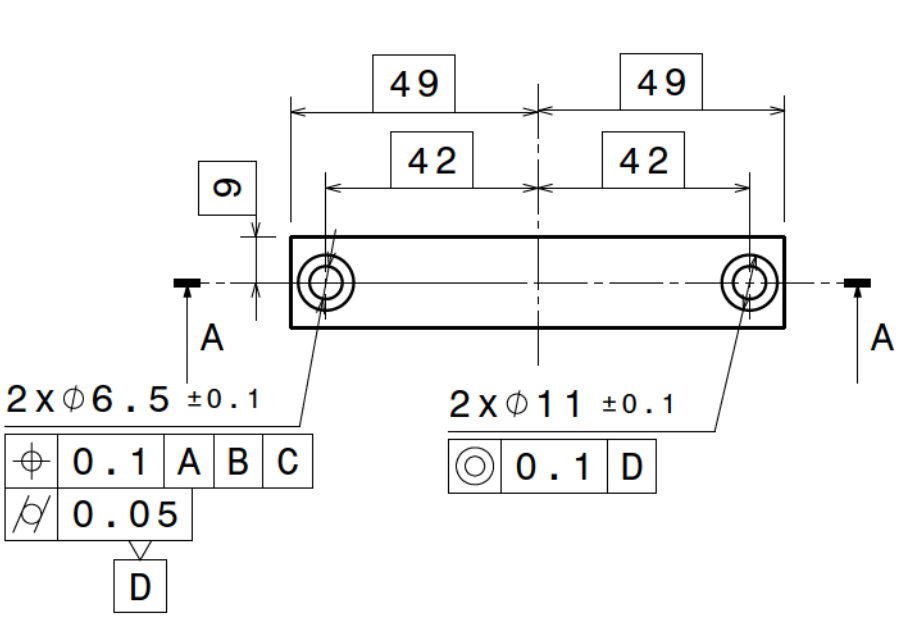
DESIGNED BY: Renaud Pfeiffer	Pied palier SHPB
DATE: 09/09/2013	
CHECKED BY: XXX	
DATE: XXX	
SIZE A3	PIMM - AMPT
SCALE 2:3 / WEIGHT (kg) 0,53	DRAWING NUMBER Pied_Palier / SHEET 1/1

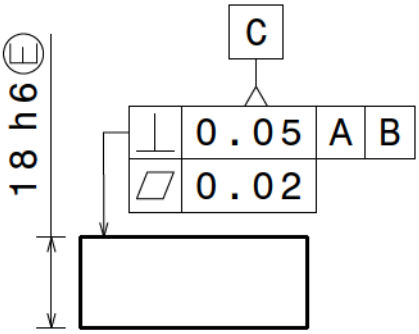
Propriété du PIMM. Pour sauver la forêt, mangez des castors.

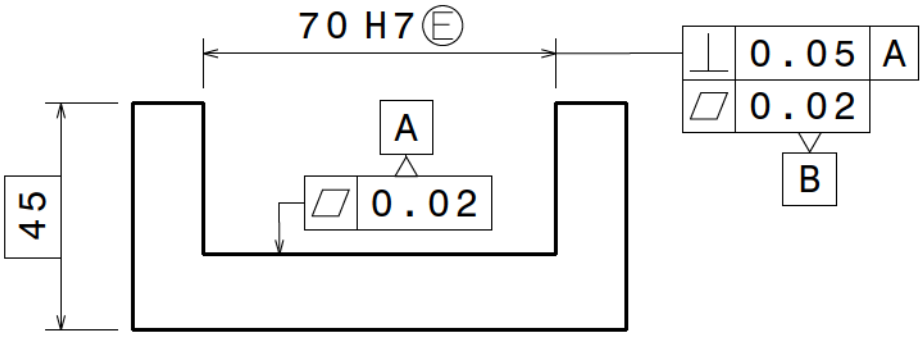
I	-
H	-
G	-
F	-
E	-
D	-
C	-
B	-
A	-

Coupe A-A





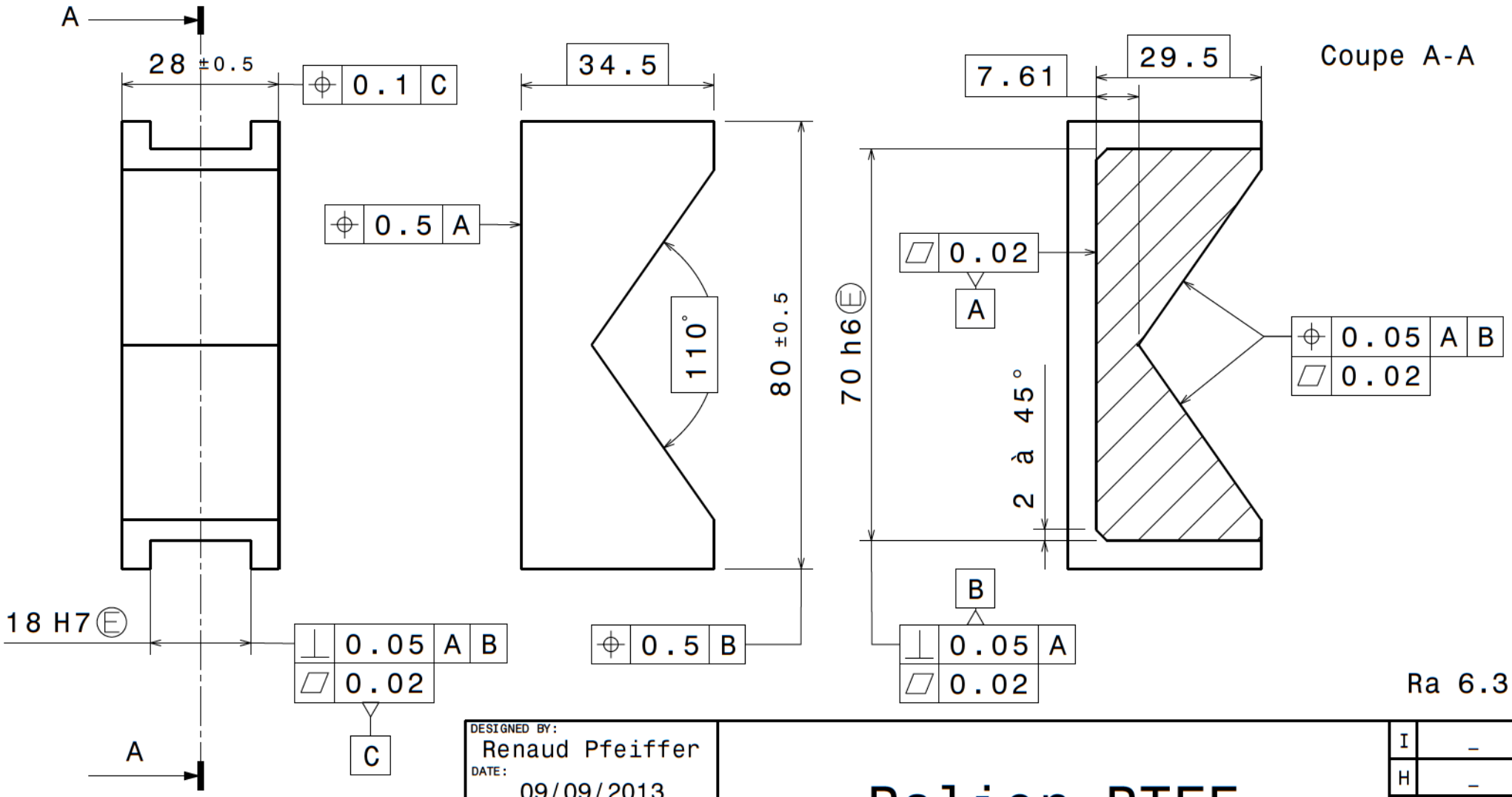




Ra 6.3

DESIGNED BY: Renaud Pfeiffer DATE: 09/09/2013	# Tête de palier		I _
CHECKED BY: XXX DATE: XXX			H _
			G _
			F _
SIZE A4	PIMM - AMPT		E _
			D _
			C _
SCALE 2:3 / WEIGHT (kg) 0,10	DRAWING NUMBER Tete_Palier	SHEET 1/1	B _
			A _

Propriété du PIMM. Pour sauver la forêt, mangez des castors.



DESIGNED BY: Renaud Pfeiffer DATE: 09/09/2013	Palier PTFE		I _
CHECKED BY: XXX DATE: XXX			H _
			G _
			F _
SIZE A4	PIMM - AMPT		E _
			D _
SCALE 1:1	WEIGHT (kg) 0,04	DRAWING NUMBER Rectangle_PTFE	SHEET 1/1
			C _
			B _
			A _

Propriété du PIMM. Pour sauver la forêt, mangez des castors.

C.2 Plans des pièces usinées pour le pendule dynamométrique

Dans cette section sont présentés l'ensemble des plans des pièces réalisées ou modifiées pour les essais de coupe. Ces pièces sont visibles sur la figure C.2.

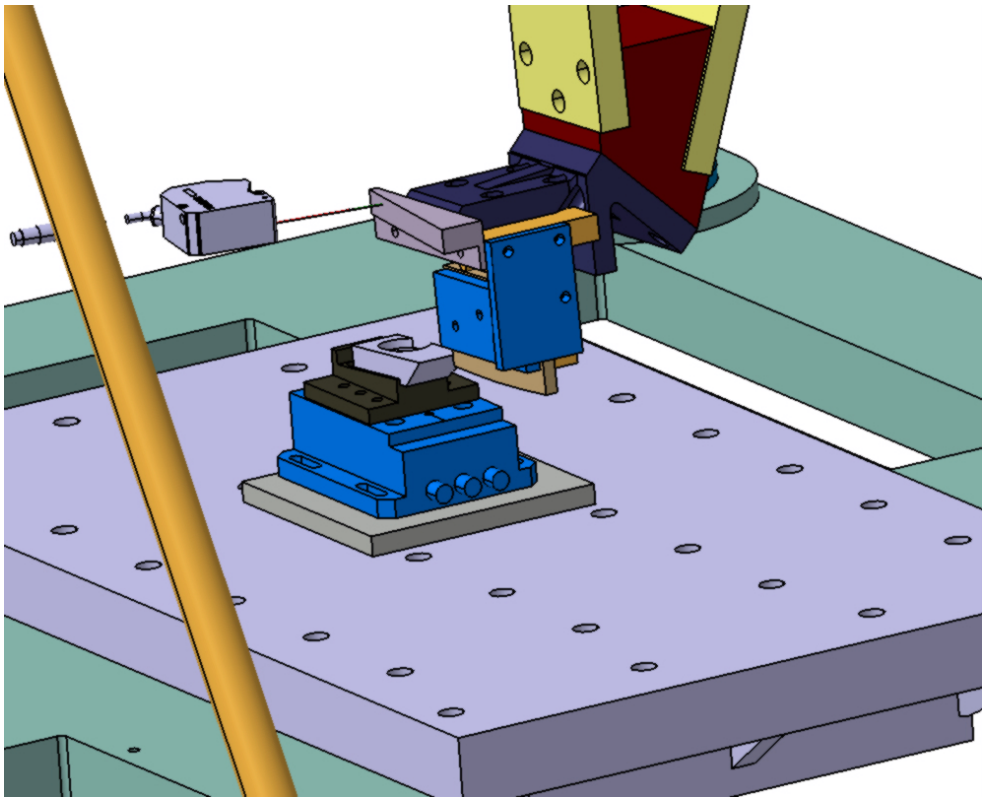
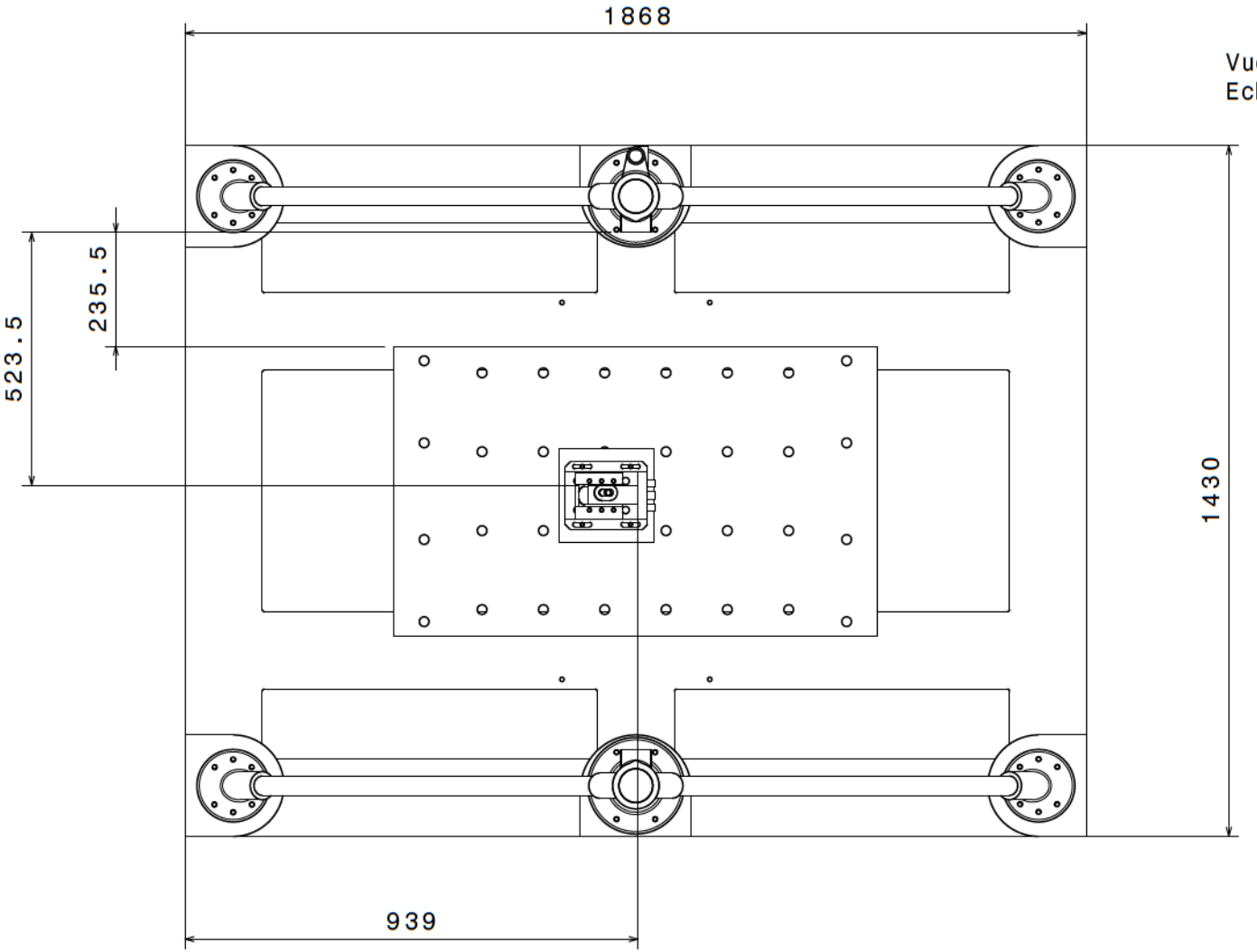


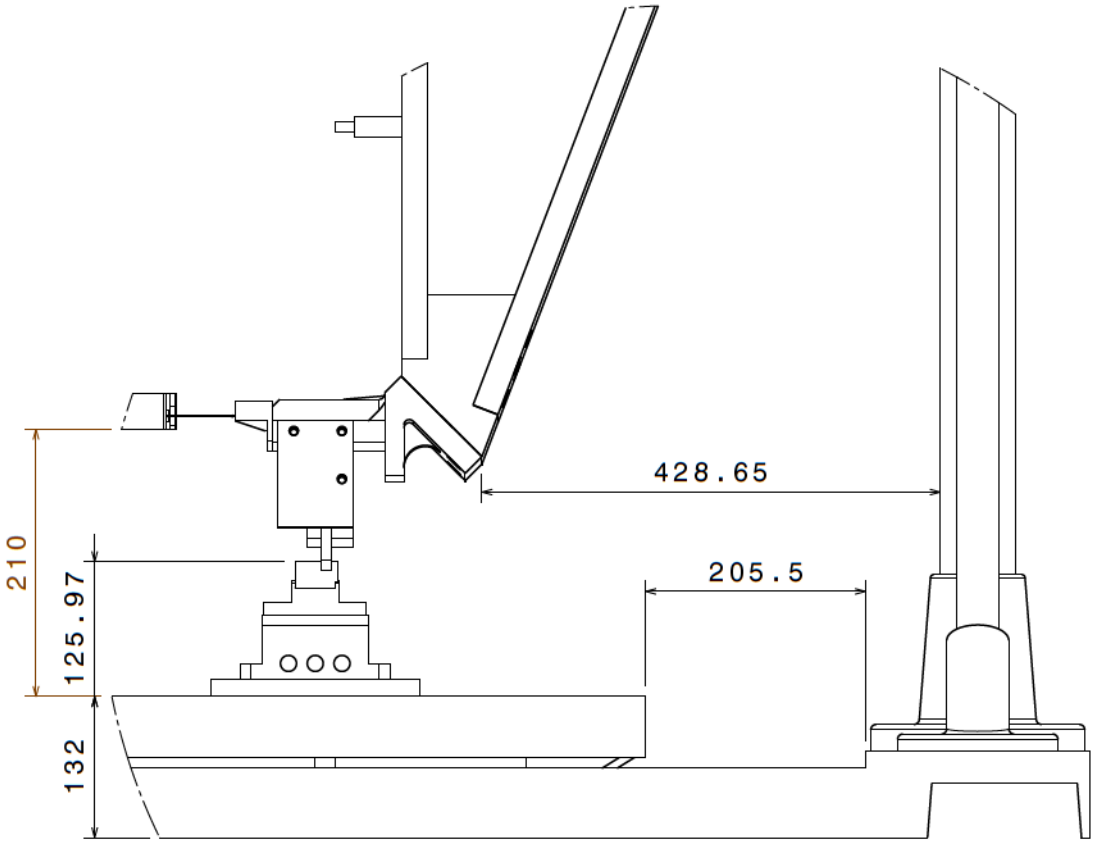
Figure C.2 – Vue CAO du montage du pendule avec les pièces réalisées.



Vue de face
Echelle : 1:10

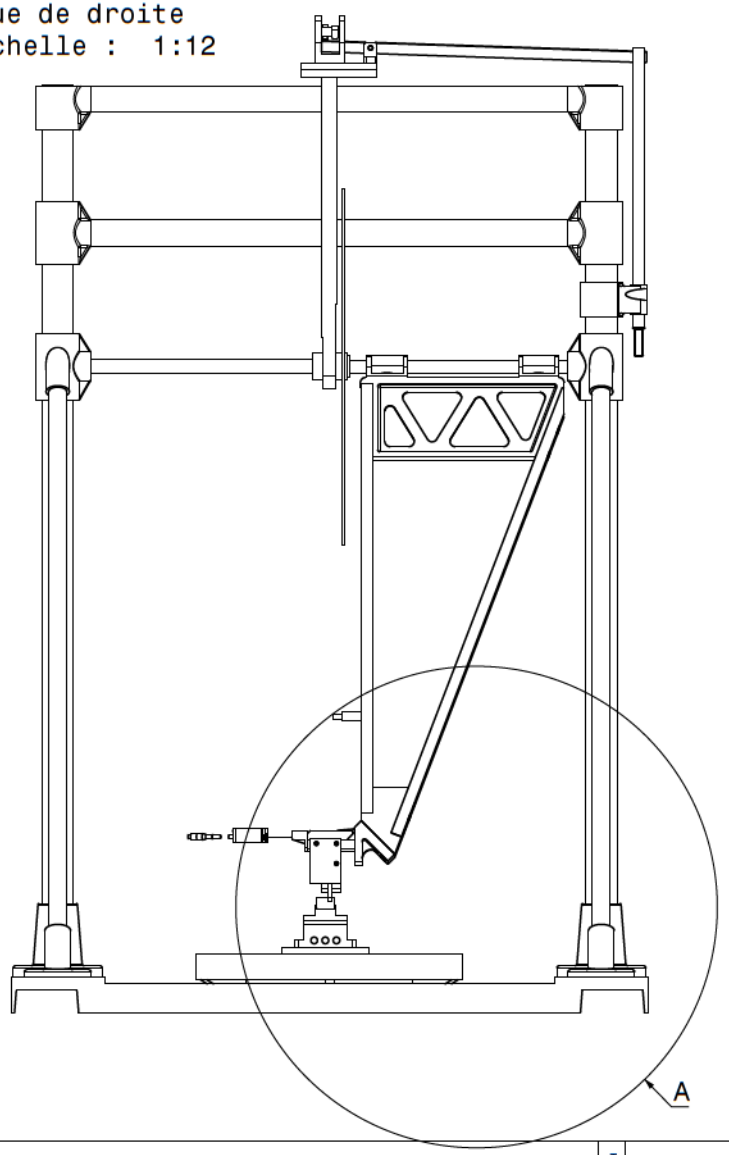
DESIGNED BY: Renaud Pfeiffer DATE: 05/02/2014		Pendule Vue dessus	
CHECKED BY: XXX DATE: XXX			
SIZE A3		LaBoMaP	
SCALE 1:1	WEIGHT (kg) 965,12	DRAWING NUMBER Pendule_complet	SHEET 1/1
Pour sauver la forêt, mangez des castors			

I	_
H	_
G	_
F	_
E	_
D	_
C	_
B	_
A	_



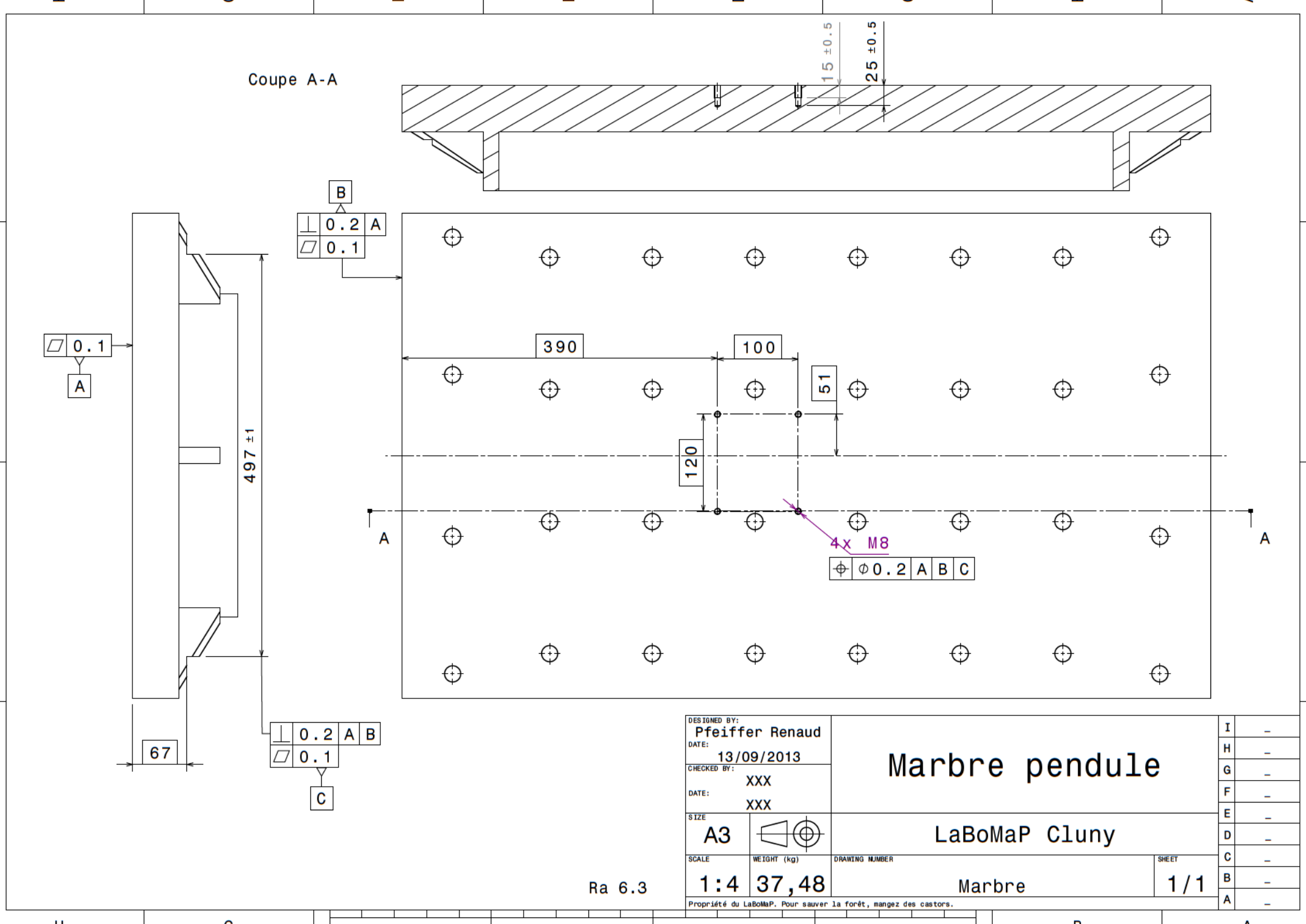
Détail A
Echelle : 1:5

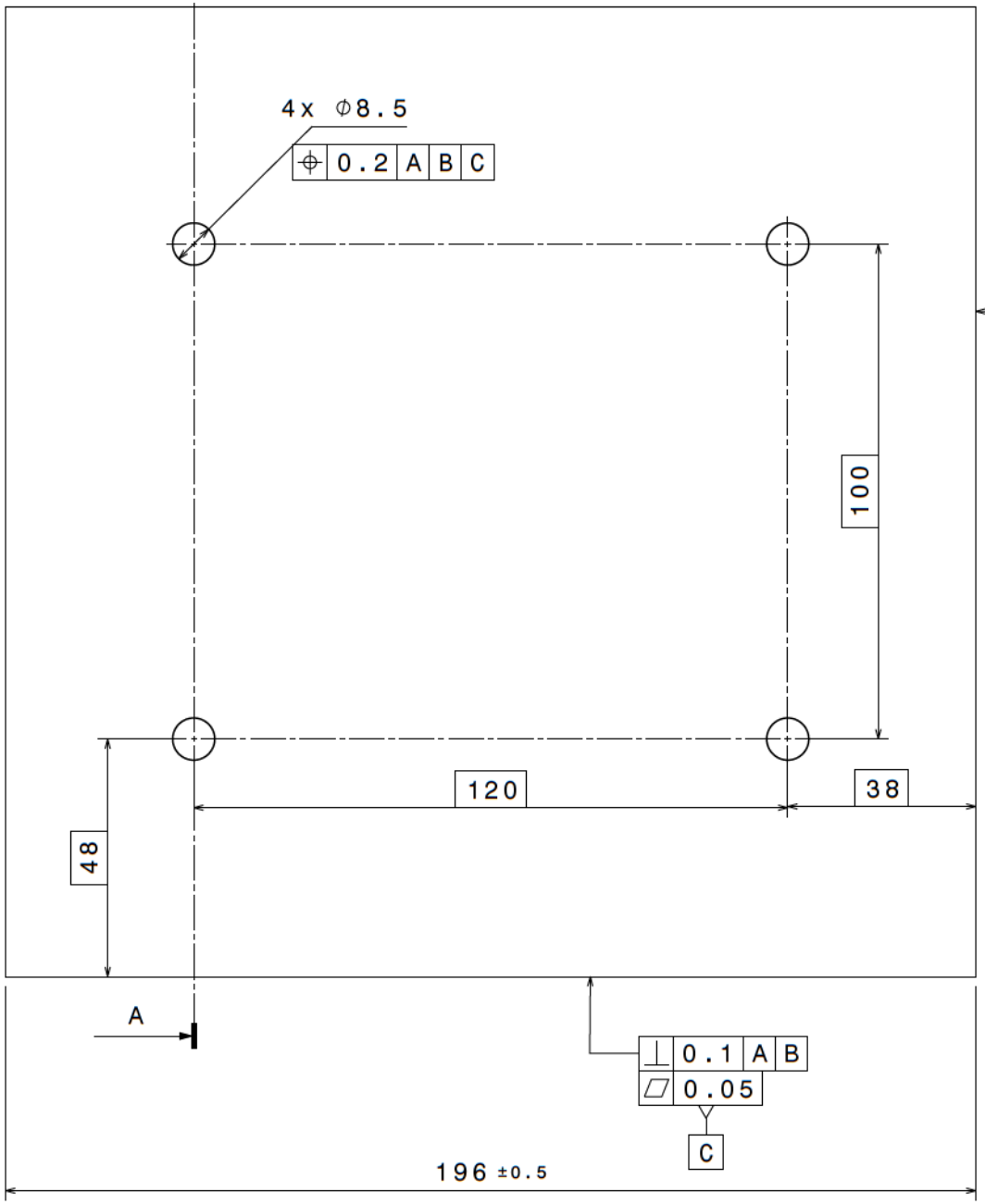
Vue de droite
Echelle : 1:12

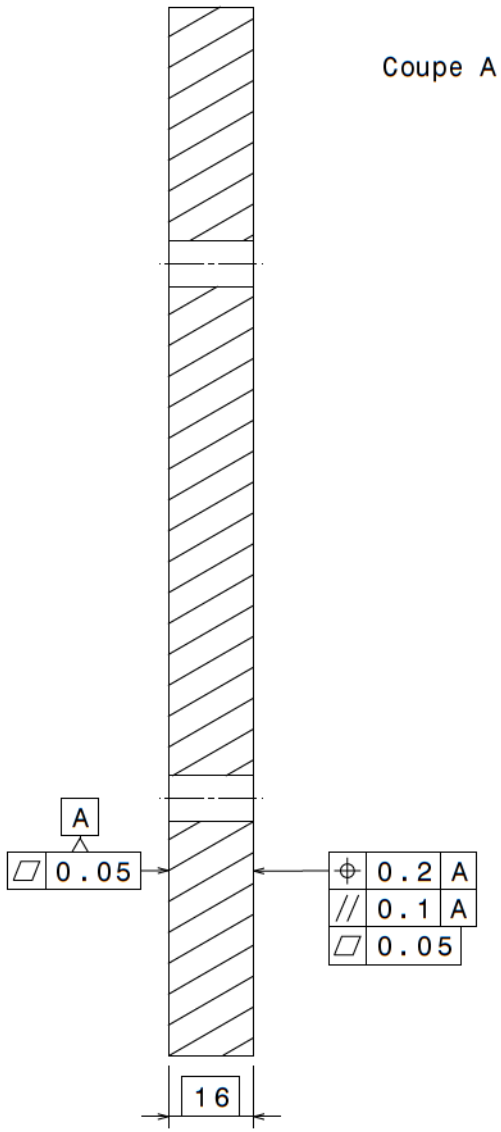


DESIGNED BY: Renaud Pfeiffer DATE: 05/02/2014		Pendule Vue droite	
CHECKED BY: XXX DATE: XXX			
SIZE A3		LaBoMaP	
SCALE 1:1	WEIGHT (kg) 965,12	DRAWING NUMBER Pendule_complet	SHEET 1/1
Pour sauver la forêt, mangez des castors			

I	-
H	-
G	-
F	-
E	-
D	-
C	-
B	-
A	-


Coupe A-A
15 ±0.5
25 ±0.5
B
0.2 A
0.1
0.1
A
390
100
51
120
497 ±1
A
A
4x M8
Φ0.2 A B C
67
0.2 A B
0.1
C
Ra 6.3
DESIGNED BY:
Pfeiffer Renaud
DATE:
13/09/2013
CHECKED BY:
XXX
DATE:
XXX
Marbre pendule
SIZE
A3
LaBoMaP Cluny
SCALE
1:4
WEIGHT (kg)
37,48
DRAWING NUMBER
Marbre
SHEET
1/1
Propriété du LaBoMaP. Pour sauver la forêt, mangez des castors.
I
H
G
F
E
D
C
B
A

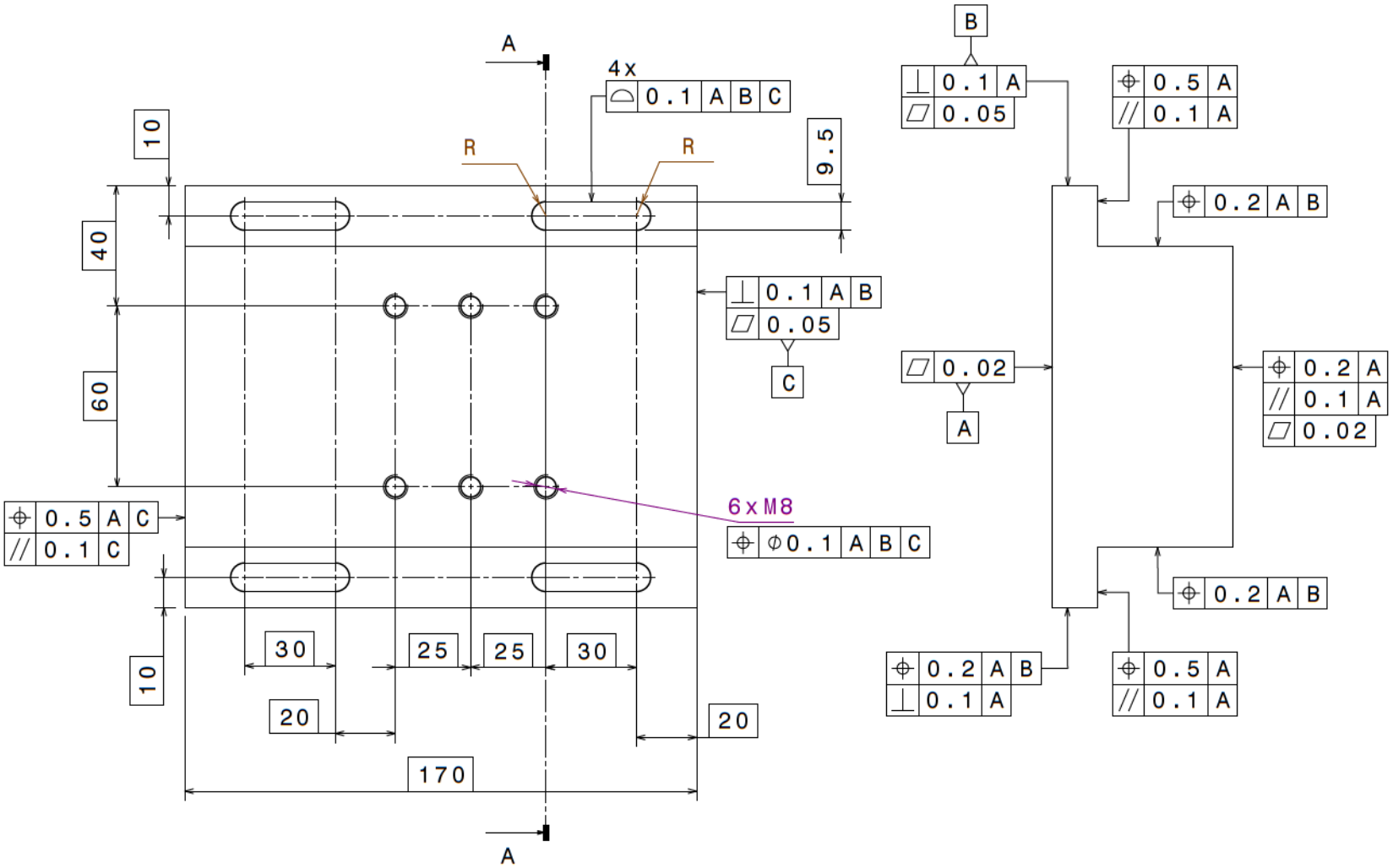




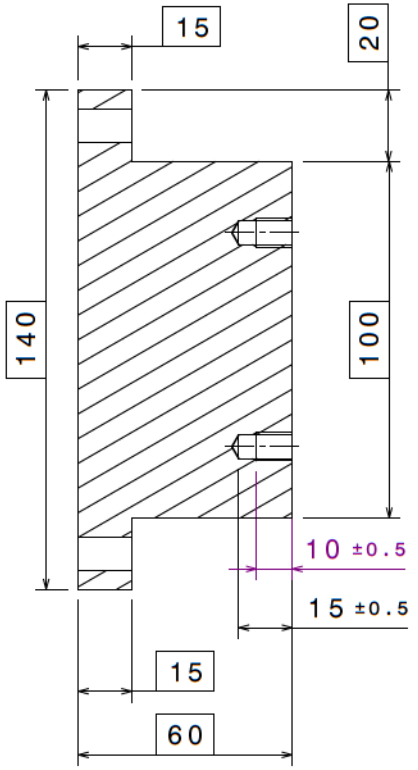
DESIGNED BY: Renaud Pfeiffer	Cale du marbre
DATE: 16/09/2013	
CHECKED BY: XXX	
DATE: XXX	
SIZE A3	LaBoMaP Cluny
SCALE 1:1	WEIGHT (kg) 0,61
DRAWING NUMBER Cale_marbre	SHEET 1/1

Propriété du LaBoMaP. Pour sauver la forêt, mangez des castors.

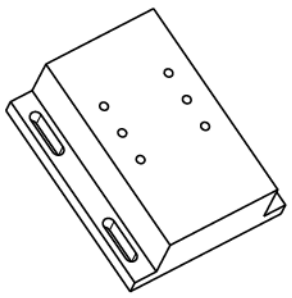
I	_
H	_
G	_
F	_
E	_
D	_
C	_
B	_
A	_



Coupe A-A



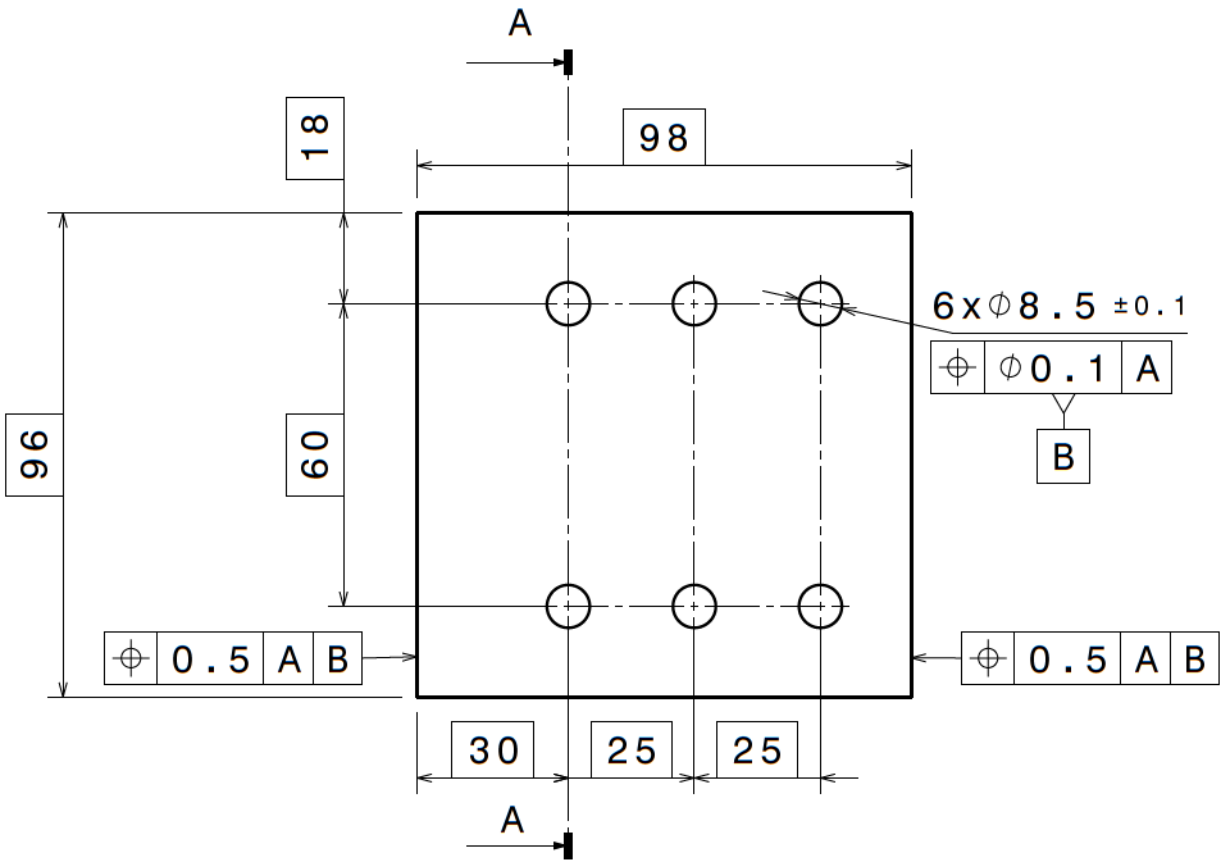
Ra 6.3



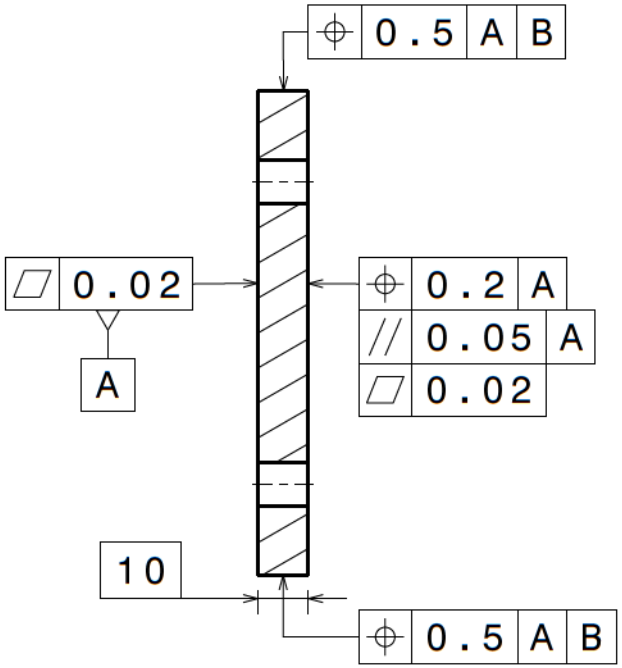
DESIGNED BY: Renaud Pfeiffer DATE: 05/09/2013		Platine Kistler	
CHECKED BY: XXX DATE: XXX			
SIZE A3		LaBoMaP Cluny	
SCALE 2:3	WEIGHT (kg) 8,43	DRAWING NUMBER Platine_Kistler_9257A	SHEET 1/1

Propriété du LaBoMaP. Pour sauver la forêt, mangez des castors.

I	-
H	-
G	-
F	-
E	-
D	-
C	-
B	-
A	-



Coupe A-A

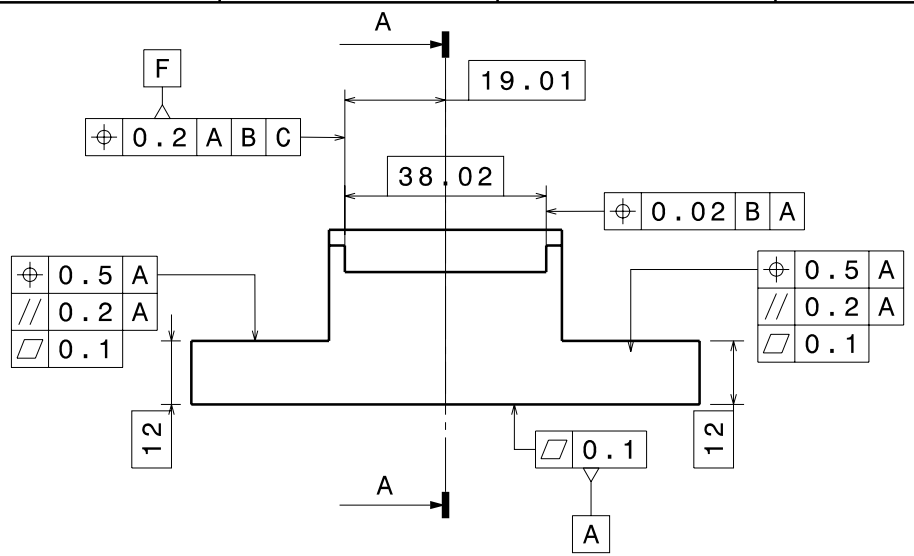


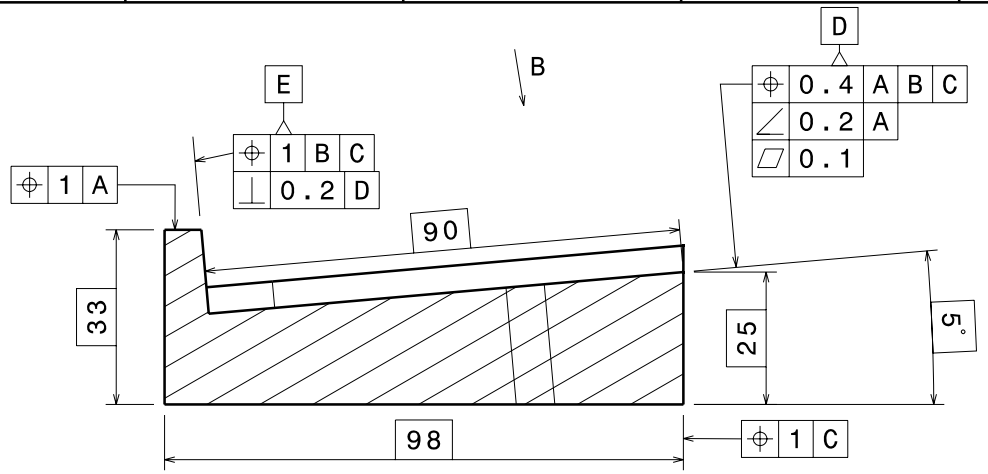
Ra 6.3

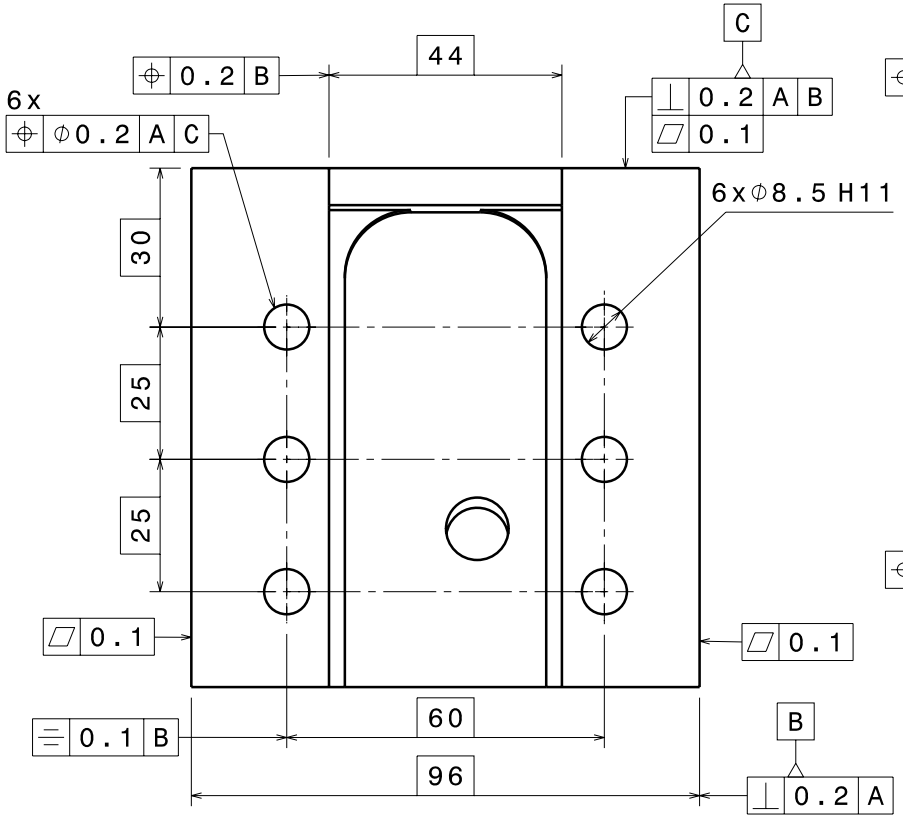
DESIGNED BY: Renaud Pfeiffer DATE: 06/09/2013		Cale 10mm	
CHECKED BY: XXX DATE: XXX			
SIZE A4		LaBoMaP Cluny	
SCALE 2:3	WEIGHT (kg) 0,71	DRAWING NUMBER Porte_Couteau_cale_10mm	SHEET 1/1

Propriété du LaBoMaP. Pour sauver la forêt, mangez des castors.

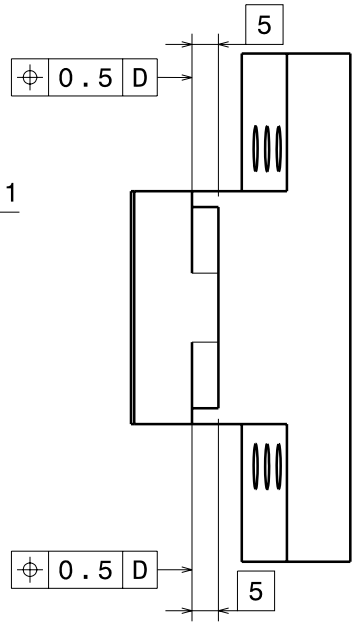
I	_
H	_
G	_
F	_
E	_
D	_
C	_
B	_
A	_

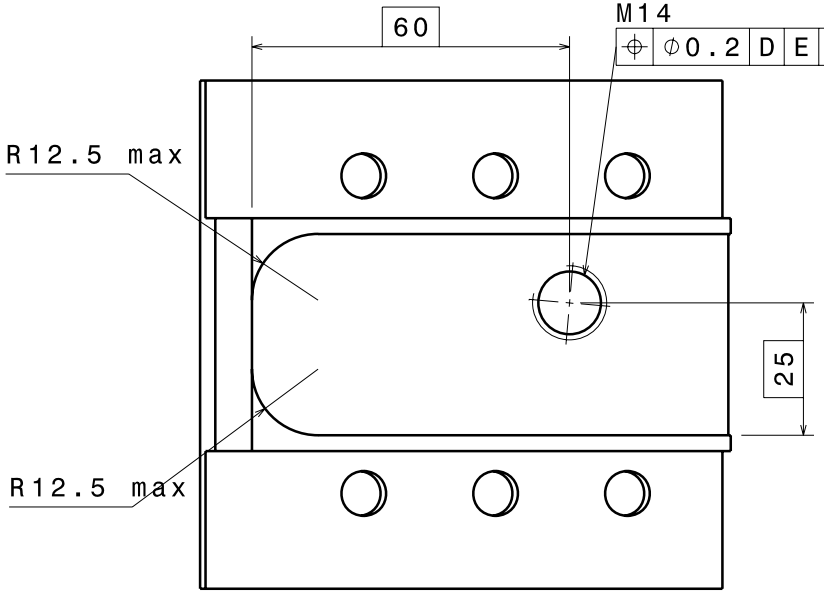






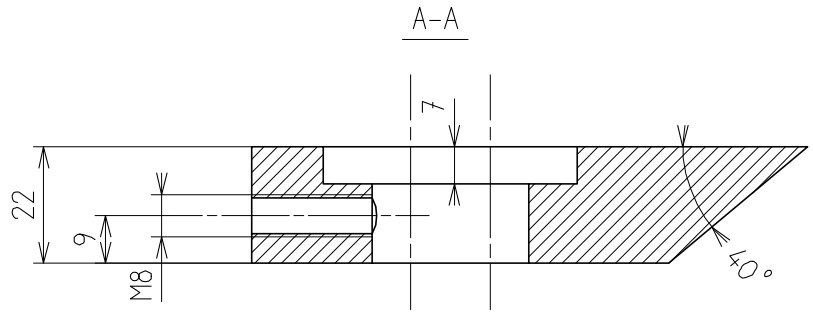
Ra 6.3 partout

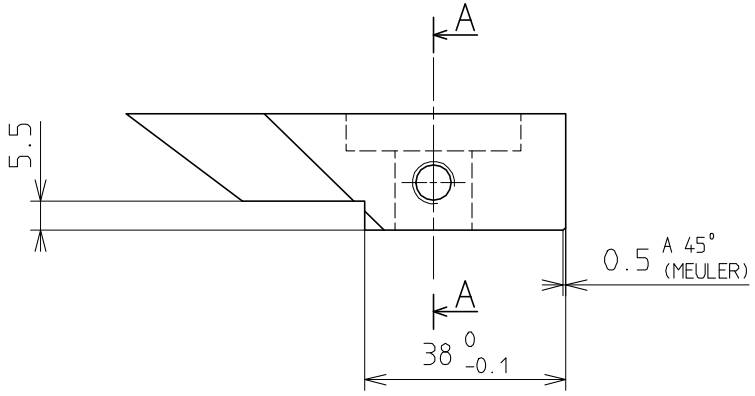


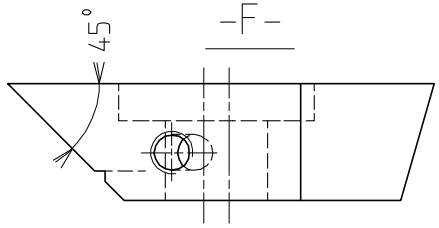


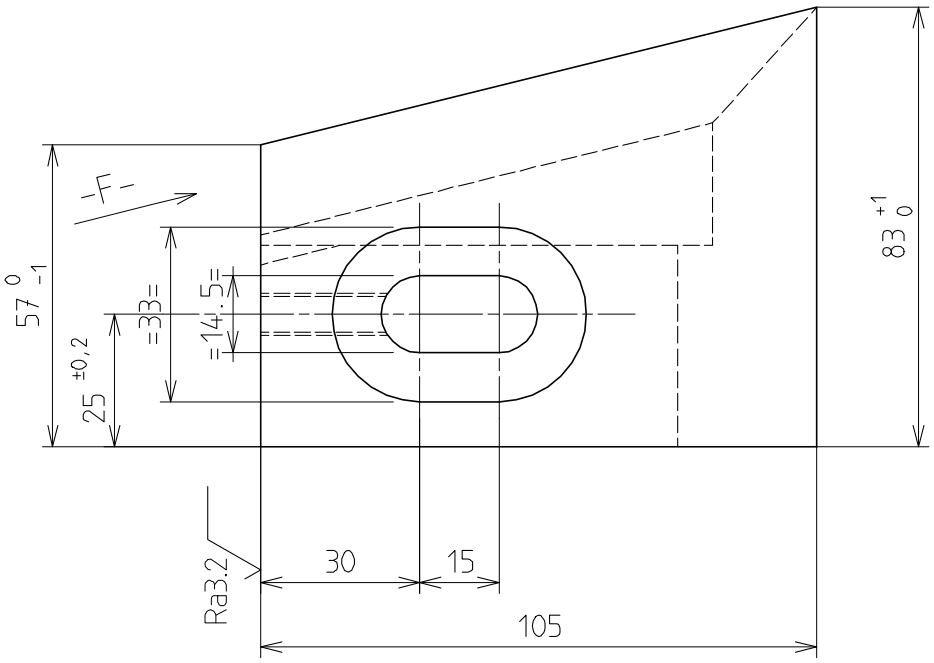
Vue selon B

MATIERE	MASSE	Ce dessin est la propriété de l'ENS Cachan Ne pas imprimer excessivement Pour sauver la forêt, mangez des castors			
C38	0,1				
FORMAT	ECHELLE	DESSINE PAR	VERIFIE PAR	DATE DE CREATION	IND.
A3	1:1	Pfeiffer Renaud	Louis Denaud	22/03/2012	
DESIGNATION			ENS Cachan		.
Porte_Couteau_monobloc 5°			NUMERO DE PLAN		PLANCHE
			B3		1/1









Ra0.8 PARTOUT SAUF TROUS

MATIERE : Z50CDV8 TRAITE 57 à 58HRc

29-08-03	DESSOLAIN	MODIF LUMIERE 20 -> 15	-3
24/05/02	SH	+ USINAGE 38x5.5 (AMELIRATION GUIDAGE)	-2
12/10/00	SH	LUMIERE 15 PASSE A 14.5 (DIMINUE ROTATION CTEAU)	-1
MODIF DU :	DESSINE PAR :	NATURE DE LA MODIFICATION :	

TOL.GEN. js13 - PERCAGE E12 - SAUF INDICATIONS

LBL-BRENTA-CD SA Tél: 03.85.26.00.73 FAX: 03.85.84.63.79
B.P 24 - Ave Jean BARRAUD - 71170 CHAUFFAILLES - FRANCE

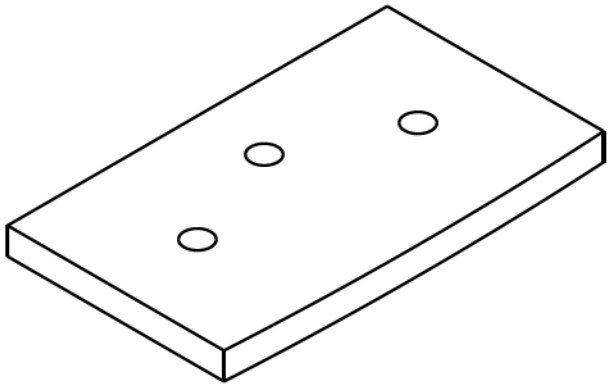
CANTER CT600 | TETE 9 COUTEAUX

COUTEAU DROIT

Nous conservons intégralement la propriété intellectuelle de nos projets qui ne peuvent être communiqués, exécutés ou reproduits sans une autorisation de notre part

ECH:	NOM : SUCHET	MATIERE : Z50CDV8
1	DATE : 31/01/00	DEBIT :

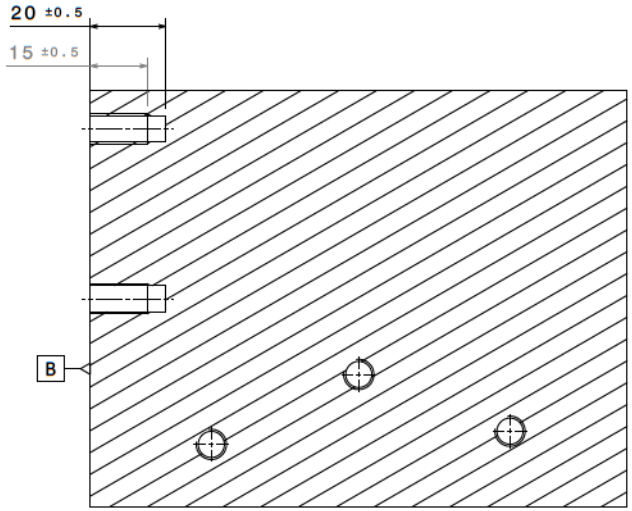
860604-3



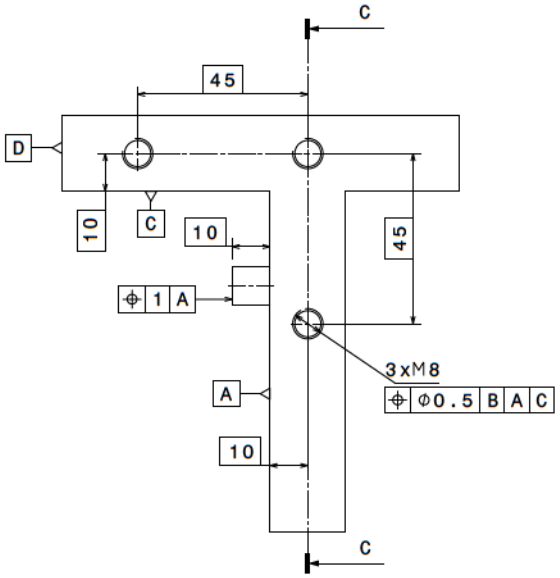
DESIGNED BY: Renaud Pfeiffer DATE: 04/02/2015		Eprouvette h=10mm	
CHECKED BY: XXX DATE: XXX			
SIZE A4		LaBoMaP Cluny	
SCALE 1:1	WEIGHT (kg) 0,08	DRAWING NUMBER Echantillon	SHEET 1/1

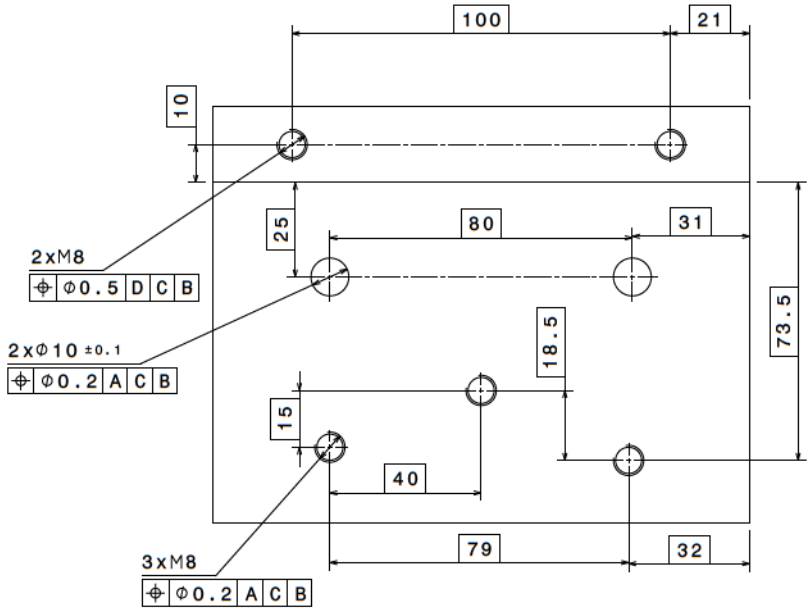
Propriété du LaBoMaP. Pour sauver la forêt, mangez des castors.

I	_
H	_
G	_
F	_
E	_
D	_
C	_
B	_
A	_



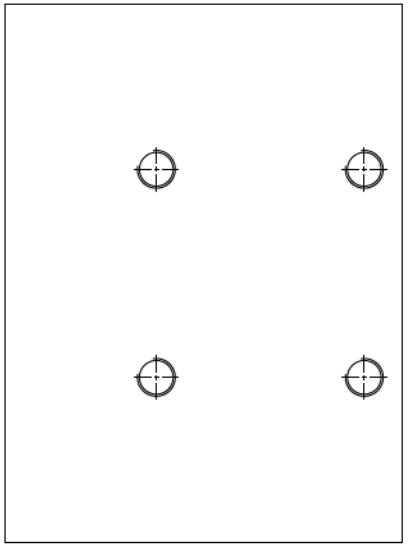
Coupe C-C

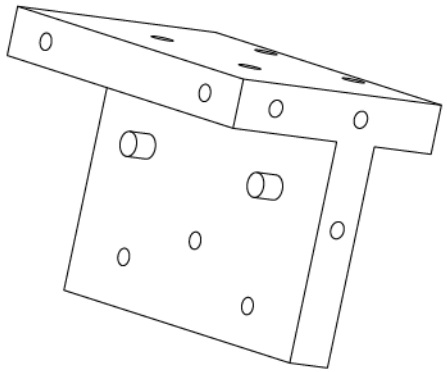




Comme la pièce était déja existante, seuls les ajouts ont été côtés.

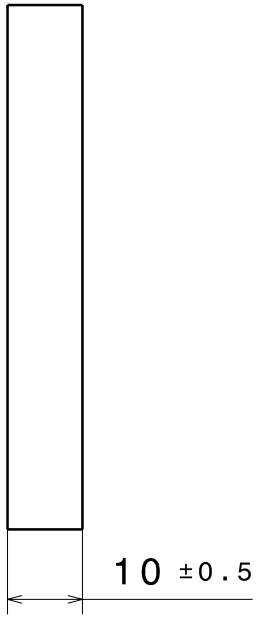
Les références A, B, C, D faisant partie de l'existant, il n'y a pas de tolérances de formes dessus.

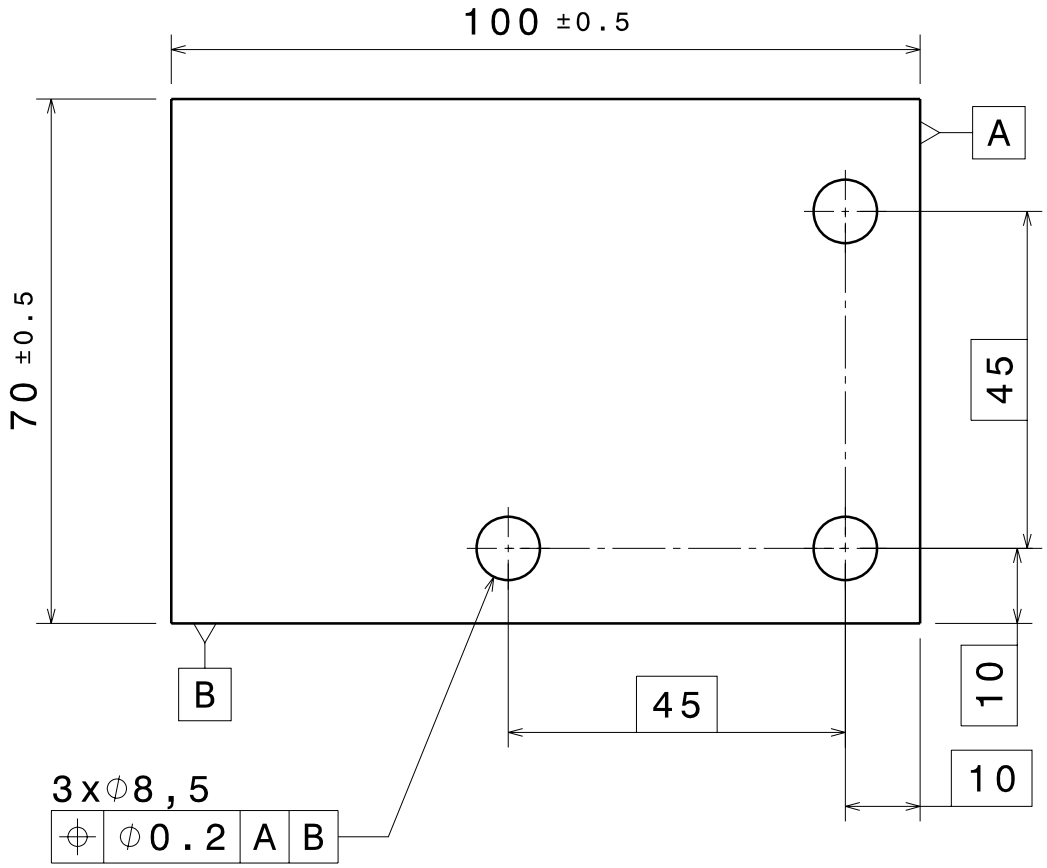




DESIGNED BY: Renaud Pfeiffer DATE: 04/02/2015	Té porte éprouvette		
CHECKED BY: XXX DATE: XXX			
SIZE A2	LaBoMaP Cluny		
SCALE 1:1	WEIGHT (kg) 0,55	DRAWING NUMBER Support Porte-Outil	SHEET 1/1

Propriété du LaBoMaP. Pour sauver la forêt, mangez des castors.





MATIERE	MASSE	Ce dessin est la propriété de l'ENS Cachan Ne pas imprimer excessivement Pour sauver la forêt, mangez des castors		
C38	0,2			
FORMAT	ECHELLE	DESSINE PAR	VERIFIE PAR	DATE DE CREATION
A4	1:1	Pfeiffer Renaud	Denaud Louis	27/03/12

DESIGNATION

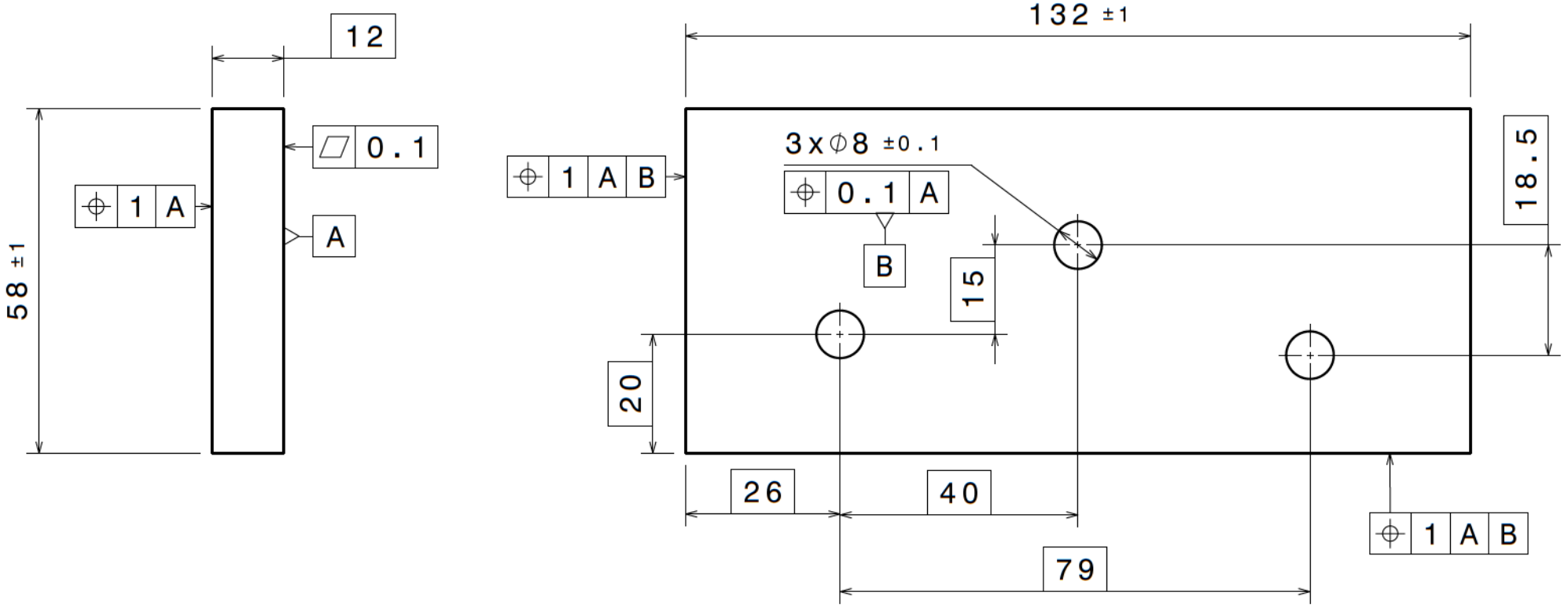
Plaque arrière

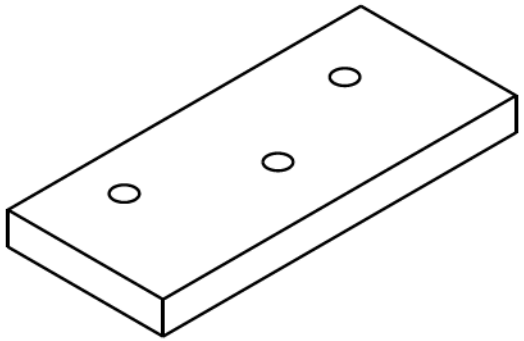
ENS Cachan

IND.

NUMERO DE PLAN B3

PLANCHE 1/1

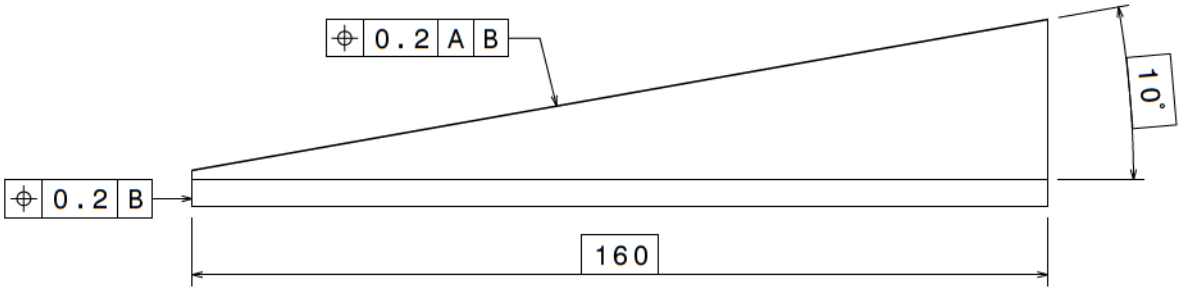


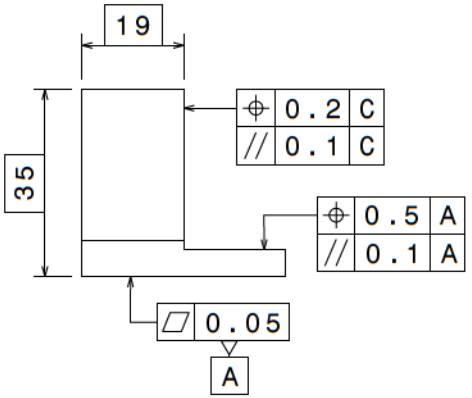


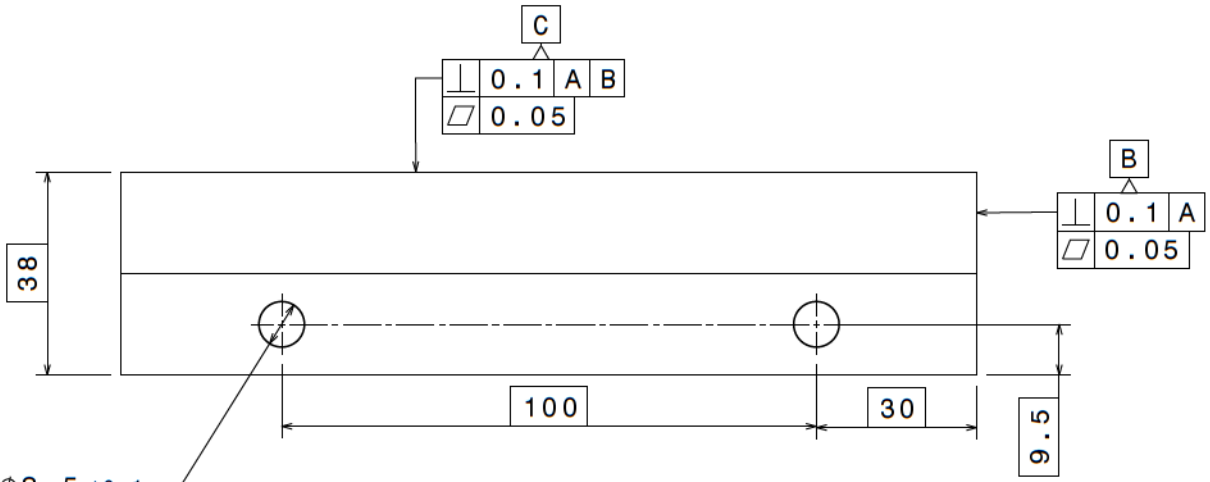
DESIGNED BY: Renaud Pfeiffer DATE: 04/02/2015		# Plaque porte échantillon	
CHECKED BY: XXX DATE: XXX			
SIZE A4		LaBoMaP Cluny	
SCALE 1:1	WEIGHT (kg) 0,09	DRAWING NUMBER Plaque_Porte-outil	SHEET 1/1

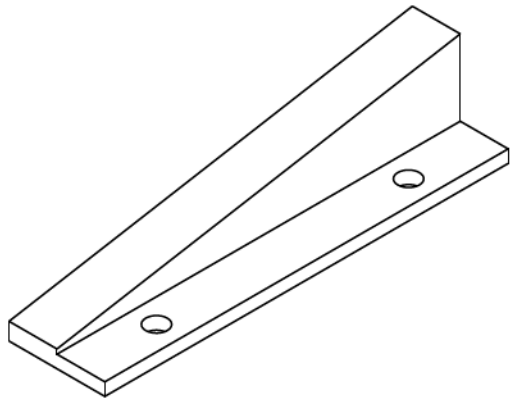
Propriété du LaBoMaP. Pour sauver la forêt, mangez des castors.

I	_
H	_
G	_
F	_
E	_
D	_
C	_
B	_
A	_









Ra 6.3

DESIGNED BY: Renaud Pfeiffer DATE: 10/09/2013	Laser pente 10°		
CHECKED BY: XXX DATE: XXX			
SIZE A3	LaBoMaP Cluny		
SCALE 1:1	WEIGHT (kg) 0,08	DRAWING NUMBER Laser_pente	SHEET 1/1

Propriété du LaBoMaP. Pour sauver la forêt, mangez des castors.

I	–
H	–
G	–
F	–
E	–
D	–
C	–
B	–
A	–

Annexe D
Principe de fonctionnement des barres d'Hopkinson du PIMM

Les barres de Hopkinson utilisent le concept de propagation des ondes mécaniques pour mesurer des contraintes et des déformations. C'est l'un des seuls dispositifs expérimentaux capables d'obtenir des résultats quantitatifs à de grandes vitesses de déformation ($\dot{\varepsilon} = 10^2$ à 10^3 s^{-1}).

D.1 Principe

Dans cette partie seuls les principes généraux vont être énoncés. Les documents suivants étudient les phénomènes de manière plus détaillée : [Chen 11, Gama 04, Lorong 06, Lorong 07].

D.1.1 Propagation des ondes dans une barre : Modèle 1D

Afin d'étudier la propagation des ondes dans les barres, on peut commencer à étudier le comportement d'une barre unique de diamètre constant D et de longueur L à haute limite élastique orientée selon l'axe x. Afin de s'approcher d'un problème 1D, on se place dans le cas où $L/D > 20$. Les conditions aux limites et les efforts appliqués sont choisis de manière à ne pas plastifier les barres. Dans ces conditions, on peut associer le modèle de comportement suivant aux barres (Eq D.1). N représente l'effort normal dans la barre et S_B la section de la barre.

$$\sigma = \frac{N}{S_B} = E_B.\varepsilon \quad \text{avec} \quad \varepsilon = u_{,x} = \frac{\partial u}{\partial x} \quad \text{avec } u \text{ une fonction déplacement.} \tag{D.1}$$

Pour chaque matériau utilisé dans les barres le module d'Young E_B et la masse volumique ρ_B permettent de déterminer la célérité c_B des ondes mécaniques (Eq D.2).

$$c_B = \sqrt{\frac{E_B}{\rho_B}} \tag{D.2}$$

Les fonctions décrivant la propagation des ondes mécaniques dans les barres seront notées :
- v^+ contribution à la vitesse particulaire v d'une onde mécanique se propageant à la vitesse c_B dans le sens des x croissant, appelée onde progressive.
- v^- contribution à la vitesse particulaire v d'une onde mécanique se propageant à la vitesse c_B dans le sens des x décroissant, appelée onde régressive.

Il faut faire une distinction entre la vitesse particulaire (vitesse des points matériels) de la barre $v = u_{,t} \simeq 10$ m/s et la célérité de l'onde $c_B \simeq 5000$ m/s.

Si la barre est le siège de la propagation d'uniquement deux ondes mécaniques v^+ et v^-, on a :

$$v(x,t) = v^+(x,t) + v^-(x,t) = v^+(x - c_B.t) + v^-(x + c_B.t) \tag{D.3}$$

Chaque matériau possède une impédance caractéristique Z(Eq D.4) où c_B est la célérité de l'onde dans le matériau. Cette grandeur caractérise la *résistance* d'un milieu au passage du son. De

Matériau	Air	Acier	Magnésium	Hêtre (L)	Hêtre (R)
Z (Pa.s.m^{-1})	410	40.10^6	9.10^6	3.10^6	1.10^6

TABLEAU D.1 – Ordre de grandeur d'impédances caractéristiques pou différents matériaux.

plus pour chaque solide de section constance S, il est possible de définir son impédance mécanique Z_m (Eq D.5). Ces grandeurs seront utilisées par la suite pour caractériser le comportement des ondes au niveau des interfaces. Le tableau D.1 regroupe les impédances caractéristiques de différents matériaux.

$$Z = \rho_B.c_B = \sqrt{\rho_B.E_B} \tag{D.4}$$
$$Z_m = S.\rho_B.c_B = S.\sqrt{\rho_B.E_B} \tag{D.5}$$

Dans le cas d'une barre homogène, élastique, isotrope et à section constante, il est possible de relier la contrainte associée aux ondes mécaniques et la vitesse particulaire (Eq D.6).

$$\boxed{\begin{cases} \sigma^+ = -\rho_B.c_B.v^+ & \text{Pour une onde progressive} \\ \sigma^- = \rho_B.c_B.v^- & \text{Pour une onde régressive} \end{cases}} \tag{D.6}$$

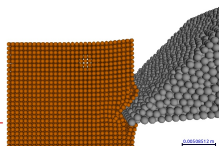
On a ainsi, pour une barre traversée par v^+ et v^- : $\sigma = \sigma^+ + \sigma^-$

D.1.2 Cas général : Arrivée d'une onde à l'interface entre deux barres

Soit une barre cylindrique A d'axe x de longueur L_A, de section S_A, de densité ρ_A, de module d'Young E_A, de célérité d'onde c_A, d'impédance mécanique Z_m^A et de vitesse initiale v_0^A (la vitesse initiale est supposée constante dans toute la barre). On définit aussi une barre B de caractéristiques L_B, S_B, ρ_B, E_B, c_B, Z_m^B et v_0^B respectivement. Ces deux barres sont en contact en $x = L_A$ et la vitesse de l'interface est définie par $v_{contact}^{AB}$. En $x = L_A$, la barre A est parcourue par un certain nombre d'ondes progressives v_i^{A+} et régressives v_j^{A-}. Il en est de même pour la barre B : v_k^{B+} et v_l^{B-}. Nous faisons l'hypothèse que les deux barres restent dans leur domaine élastique ainsi les relations D.6 restent valide. Nous appelons σ_i^{A+} les contraintes associées aux ondes v_i^{A+} et respectivement pour les autres ondes.

Lorsqu'une nouvelle onde mécanique progressive v^{A+} arrive à l'interface entre les barres A et B, une partie de l'onde est transmise à la barre B. Il s'agit d'une onde progressive que l'on appelle v^{B+}. L'autre partie de cette onde est réfléchie dans la barre A. Il s'agit d'une onde régressive que l'on appelle v^{A-}.

Afin de connaître la proportion d'onde transmise et réfléchie, il convient d'écrire les équations d'équilibre au niveau de l'interface en ce qui concerne les efforts et les vitesses. Pour les efforts, on considère N^A et N^B les efforts normaux aux barres, A et B représentant les efforts normaux. Il sont positifs lorsque la barre est en traction et négatifs lorsque la barre est en compression (Eq D.7). Pour les vitesses, nous considérons que le contact entre les barres est maintenu ($N^A = N^B < 0$) et que la vitesse de l'interface est égale à la somme de la vitesse initiale et des vitesses particulaires associées aux ondes dans la barre (Eq D.8 et D.9). Pour l'équilibre des vitesses, nous faisons l'hypothèse que les ondes propagées sont de type échelon. Ainsi l'interface est à vitesse constante tant qu'il n'y a pas de nouvelle onde parvenant à l'interface.



$$
\begin{array}{rcl}
N^A & = & N^B \\
& \downarrow & \\
S_A.\left(\sum_i \sigma_i^{A+} + \sum_j \sigma_j^{A-} + \sigma^{A+} + \sigma^{A-}\right) & = & S_B.\left(\sum_k \sigma_k^{B+} + \sum_l \sigma_l^{B-} + \sigma^{B+}\right) \\
& \downarrow & \\
Z_m^A.\left(-\sum_i v_i^{A+} + \sum_j v_j^{A-} - v^{A+} + v^{A-}\right) & = & Z_m^B.\left(-\sum_k v_k^{B+} + \sum_l v_l^{B-} - v^{B+}\right)
\end{array}
\tag{D.7}
$$

$$
v_{contact}^{AB} = v_0^A + \sum_i v_i^{A+} + \sum_j v_j^{A-} + v^{A+} + v^{A-} \tag{D.8}
$$

$$
v_{contact}^{AB} = v_0^B + \sum_k v_k^{B+} + \sum_l v_l^{B-} + v^{B+} \tag{D.9}
$$

Nous avons donc trois équations (D.7, D.8 etD.9) et trois inconnues ($v_{contact}^{AB}$, v^{A-} et v^{B+}). Nous pouvons donc résoudre le système :

$$
\left\{
\begin{array}{l}
v_{contact}^{AB} = \frac{Z_m^A}{Z_m^A + Z_m^B}.\left(v_0^A + 2.\sum_i v_i^{A+} + 2.v^{A+}\right) + \frac{Z_m^B}{Z_m^A + Z_m^B}.\left(v_0^B + 2.\sum_l v_l^{B-}\right) \\
v^{A-} = v_{contact}^{AB} - v_0^A - \sum_i v_i^{A+} - \sum_j v_j^{A-} \\
v^{B+} = v_{contact}^{AB} - v_0^B - \sum_k v_k^{B+} - \sum_l v_l^{B-}
\end{array}
\right. \tag{D.10}
$$

A partir de l'équation D.6 nous pouvons remonter aux contraintes liées à la propagation des ondes v^{A-} et v^{A+} :

$$
\left\{
\begin{array}{l}
\sigma^{A-} = \rho_A.c_A.v^{A-} \\
\sigma^{B+} = -\rho_B.c_B.v^{B+}
\end{array}
\right. \tag{D.11}
$$

D.1.3 Propagation des ondes dans les barres de Hopkinson

La figure D.1 représente le principe de propagation des ondes dans les barres de Hopkinson pour un échantillon dont l'impédance est faible devant celle des barres. De plus on se place dans le cas courant où l'impacteur et les deux barres ont même impédance et même vitesse de propagation c_B.

D.1.3.1 Explication succincte du mécanisme de propagation des ondes

Génération des ondes.
La création des ondes mécaniques dans le système débute à $t = 0$ lorsque l'impacteur percute la barre entrante en $x = 0$ à la vitesse V_{Impact}. Ceci engendre un onde progressive de compression v^{E+} dans la barre entrante, appelée onde incidente et une onde régressive de compression v^{I-} dans l'impacteur.

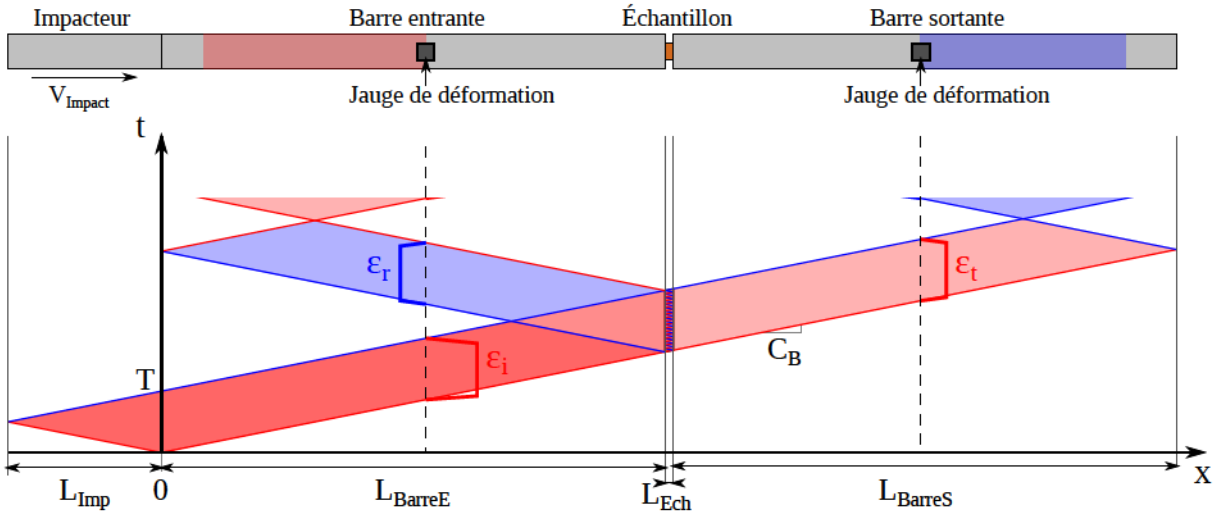


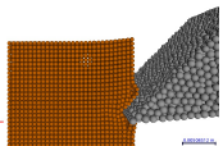
FIGURE D.1 – Schéma de principe espace-temps de la propagation des ondes dans les barres de Hopkinson (D'après [Chen 11]). Les zones rouges sont les zones en compression, celles en bleues sont en traction. ϵ_i, ϵ_r et ϵ_t représentent les déformations mesurées par les jauges de déformation pour les ondes incidente, réfléchie et transmise.

Réflexion de l'onde v^{I-} en $x = -L_{Imp}$.
A $t = L_{Imp}/c_B$, l'onde mécanique v^{I-} arrive à l'extrémité gauche de l'impacteur : l'interface air-impacteur. En faisant l'hypothèse que l'impédance caractéristique de l'air est négligeable devant celle de l'impacteur (Tab 2.3) et que cette interface est libre de toute contrainte, l'onde v^{I-} se réfléchit donc complètement pour former une onde mécanique progressive de traction v^{I+}. La somme des contraintes associées aux ondes v^{I-} et v^{I+} est nulle.

Arrivée de l'onde v^{I+} à l'interface impacteur - barre entrante.
A $t = 2.L_{Imp}/c_B$, signalée T sur la figure D.1, l'onde progressive v^{I+} arrive à l'interface entre l'impacteur et la barre entrante. En faisant l'hypothèse que les barres et l'impacteur sont de même section, de même impédance mécanique et que celles-ci sont en contact, l'onde v^{I+} continue son chemin comme s'il n'y avait pas d'interface.

Après le passage du front d'onde de v^{I+}, on peut considérer l'impacteur libre de toute contrainte. Ainsi le chargement est terminé, il s'agit théoriquement d'un créneau dont les caractéristiques sont référencées à l'équation D.12. Avec c_B la célérité des ondes dans les barres, E_B le module d'Young des barres et ρ_B leur masse volumique.

$$\begin{cases} \Delta t_{Impact} = T = \dfrac{2.L_{Imp}}{c_B} \\ \sigma_{Impact} = \rho_B.c_B \dfrac{V_{Impact}}{2} \\ \epsilon_{Impact} = \dfrac{\sigma_{Impact}}{E_B} = \dfrac{V_{Impact}}{2.c_B} \end{cases} \tag{D.12}$$



Arrivée de l'onde v^{E+} à l'interface barre entrante - échantillon.
L'arrivée de l'onde v^{E+} au niveau de l'interface barre entrante - échantillon à $t = L_{BarreE}/c_B$ provoque la création d'une onde progressive de compression qui sera transmise dans l'échantillon v^{Ech+} et d'une onde régressive de traction qui est réfléchie dans la barre entrante v^{E-}.

Arrivée de l'onde v^{Ech+} à l'interface échantillon - barre sortante.
L'arrivée de l'onde v^{Ech+} au niveau de l'interface échantillon - barre sortante à $t = L_{BarreE}/c_B + L_{Ech}/c_{Ech}$ provoque la création d'une onde progressive de compression qui sera transmise dans la barre sortante v^{S+} et d'une onde régressive de traction qui est réfléchie dans l'échantillon v^{Ech-}.

Réflexions au niveau de l'échantillon.
L'arrivée de l'onde v^{Ech-} au niveau de l'interface échantillon - barre entrante génère de nouveau la création d'une onde régessive de traction qui est transmise dans la barre entrante v^{E-2} et d'une onde progressive de compression qui sera de nouveau transmise dans l'échantillon v^{Ech+2}. Ces allers retours au niveau de l'échantillon ne seront plus décrits par la suite.

Arrivée de l'onde v^{I+} à l'interface barre entrante - échantillon.
L'arrivée de l'onde v^{I+} au niveau de l'interface barre entrante - échantillon à $t = L_{BarreE}/c_B + T$ provoque la création d'une onde progressive de traction v^{Ech+n} qui sera transmise dans l'échantillon et d'une onde régessive de compression v^{E-n}qui est réfléchie dans la barre entrante. À partir de cet instant et à cette interface, la somme des contraintes associées aux ondes est nulle.

Arrivée de l'onde v^{Ech+n} à l'interface échantillon - barre sortante.
L'arrivée de l'onde v^{Ech+n} au niveau de l'interface échantillon - barre sortante à $t = L_{BarreE}/c_B + L_{Ech}/c_{Ech}$ provoque la création d'une onde progressive de compression qui sera transmise dans la barre sortante v^{S+} et d'une onde régressive de traction qui est réfléchie dans l'échantillon v^{Ech-n}.

Règle générale.
À chaque interface rencontrée (changement de matériau ou de section), une onde peut se réfléchir et/ou se transmettre. À partir des équations D.10 et D.11 et tant que tous les éléments demeurent dans leurs domaines élastiques respectifs, il est possible de réaliser une étude analytique complète de la propagation des ondes dans le système [Pfeiffer 14].

D.2 Obtention du graphique contrainte-déformation

D.2.1 Mesure des signaux de déformations

Les jauges de déformations sont des capteurs dont la résistance se modifie en fonction de la déformation qu'ils subissent. Généralement deux jauges sont collées au milieu des barres entrantes et sortantes de manière diamétralement opposées et dans l'axe des barres. Un pont de Wheatstone monté en demi-pont est généralement utilisé pour exploiter la variation de résistance des jauges. Sur la figure D.2, les résistances R_1 et R_4 sont les jauges montées sur les barres. Elles valent $R+\Delta R$ avec ΔR la variation de résistance liée à la déformation. Les résistances R_2 et R_3 sont souvent

deux autres jauges du même type montées sur un morceau de cylindre de même caractéristiques que les barres mais libre de tout effort elles permettent de corriger automatiquement les variations de résistance dues aux dilatations thermiques. Leur valeur vaut R.

Le gain des jauges de déformation est défini par : $G_F = \frac{\Delta R}{R}\frac{1}{\varepsilon}$.

La mesure de la tension U_S permet de remonter à la déformation par la relation : $\varepsilon = \frac{2.E}{G_F.U_S}$.

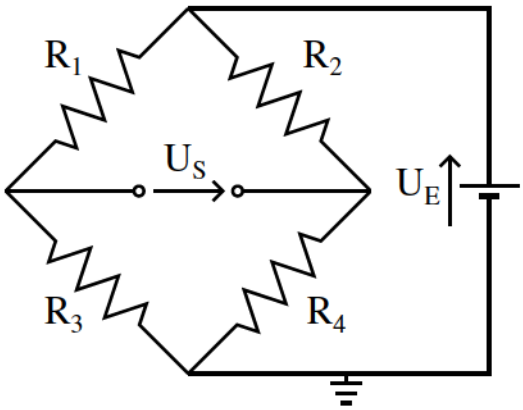


FIGURE D.2 – Pont de Wheatstone.
R_1 et R_4 : Jauges collées sur les barres.
R_2 et R_3 : Jauges pour éliminer l'effet de la dilatation thermique.

$$U_S = \left(\frac{R_4}{R_2 + R_4} + \frac{R_3}{R_1 + R_3}\right) E$$

Les jauges de déformations collées sur chacune des barres mesurent donc la somme des déformations liées aux passage des ondes dans les barres (Fig D.3). La jauge placée sur la barre entrante enregistre en premier un créneau en compression identique au créneau généré par l'impact des barres. Ce créneau est noté ε_i pour déformation liée à l'onde incidente. Puis elle enregistre un créneau en traction ε_r, image de la déformation liée au passage de l'onde réfléchie à travers la barre entrante. La jauge placée sur la barre sortante enregistre seulement un créneau en compression ε_t, image de la déformation liée au passage de l'onde transmise à travers la barre sortante.

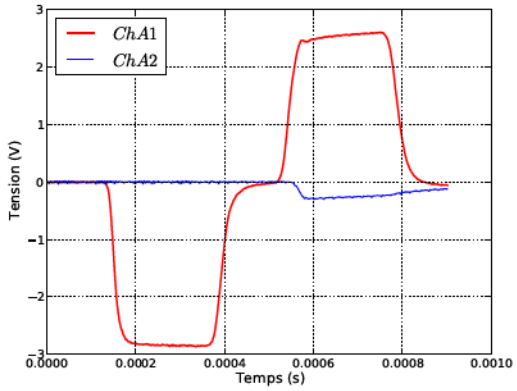
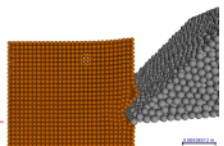


FIGURE D.3 – Tension de sortie des ponts de Wheatstone, image des déformations mesurées en fonction du temps.
Rouge : Jauge collée sur la barre entrante.
Bleu : Jauge collée sur la barre sortante.

D.2.2 Démarche de dépouillement

La démarche classique pour dépouiller des données issues d'essais réalisés sur barre d'Hopkinson en compression uniaxiale est la suivante :

1. Conditionnement des signaux (extraction, élimination de l'offset, filtrage)
2. Recherche des fronts



3. Décalage des signaux
4. Calcul des vitesses aux interfaces
5. Calcul du taux de déformation
6. Calcul de la déformation de l'échantillon
7. Contraintes aux interfaces
8. Calcul de l'équilibre des déformations

Cette démarche classique est largement documentée dans la littérature [Chen 11, Gama 04].

D.2.2.1 Conditionnement des signaux

La première étape du dépouillement consiste à conditionner les signaux pour que ceux-ci soient facilement exploitables. On va donc rechercher les signaux dans les fichiers d'essais. Les quatre voies enregistrées sont (Fig D.4) :

— *Ch A1* pour la tension issue du pont de Wheatstone de la barre entrante.
— *Ch A2* pour la tension issue du pont de Wheatstone de la barre sortante.
— *Ch A3* pour la tension issue de la première barrière optique (la plus proche du réservoir).
— *Ch A4* pour la tension issue de la seconde barrière optique (la plus proche des barres).

Ch A3 et *Ch A4* ont pour objectif de mesurer la vitesse de l'impacteur.

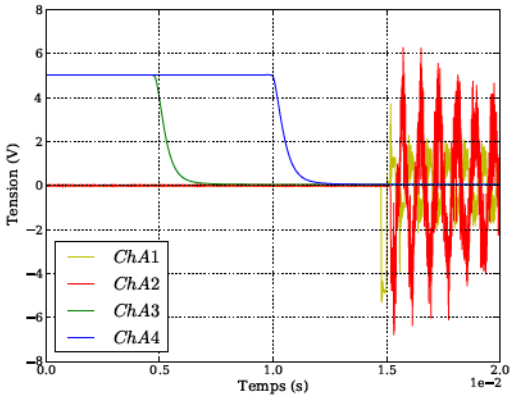


Figure D.4 – Signaux bruts mesurés lors de l'essai.

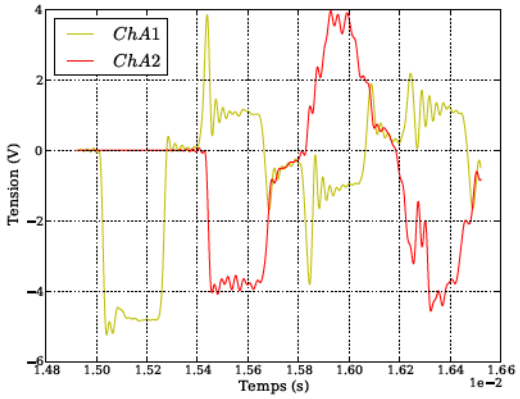


Figure D.5 – Tension de sortie filtrée des ponts de Wheatstone associés aux jauges de déformation.

Ici seules les voies concernant les tensions des ponts de Wheatstone (*Ch A1* et *Ch A2*) nous intéressent (Fig D.5). Sur ces deux voies, une mise à zéro sera effectuée pour éviter un offset éventuel issu du mauvais équilibrage du pont. Cette mise à zéro sera effectuée en réalisant la moyenne de quelques dizaines de points en début d'essai, en retirant la valeur de cette moyenne à la plage complète. Enfin pour éliminer les parasites électriques, un filtre passe bas avec une fréquence de coupure de 60 kHz est appliqué.

D.2.2.2 Recherche des fronts des signaux incidents et réfléchis

Le décalage des signaux est le point primordial dans le dépouillement des essais. Cette étape n'est jamais très bien explicitée et diverge selon les auteurs.

La première étape du décalage consiste à trouver les différents fronts des signaux incidents et réfléchis.

Pour rechercher ces fronts, nous avons utilisé la procédure suivante :

— Recherche de la tension maximale du signal incident U_{max}.

— Recherche des instants de franchissement d'une portion de U_{max} fixée U_{seuil}. Souvent on aura pris $U_{seuil} = \frac{U_{max}}{3}$. On a donc les fronts du signal incident T_{i_i} et T_{i_f}.

— Pour le signal réfléchi, on utilise la même procédure avec des tensions négatives pour l'obtention des instants de franchissement.

— Comme le signal réfléchi peut être beaucoup plus faible que l'incident, on va calculer une nouvelle tension U_{min} qui sera le minimum du signal réfléchi.

— On réitère la procédure avec la tension seuil. Pour déterminer les fronts réels du signal transmis T_{r_i} et T_{r_f}.

D.2.2.3 Décalage des signaux

Pour décaler les signaux, il est faut connaître précisément la célérité des ondes mécaniques dans les barres pour recaler le signal transmis par rapport aux deux autres.

La première étape consiste à calculer la durée de l'aller-retour de l'onde mécanique dans la barre entrante :

$$\Delta t = T_{r_i} - T_{i_i} \tag{D.13}$$

Puis connaissant la géométrie des barres, remonter à la célérité de l'onde :

$$c = \frac{2 * L_{jauge_{entrante}}}{\Delta t} \tag{D.14}$$

Avec $L_{jauge_{entrante}}$ la distance entre la jauge de la barre entrante et l'extrémité de la barre.

L'instant du front du signal transmis se détermine grâce à la position de la jauge sur la barre sortante $L_{jauge_{sortante}}$ et aux grandeurs déterminées précédemment.

$$T_{t_i} = \frac{L_{jauge_{sortante}}}{c} + T_{i_i} + \frac{L_{jauge_{entrante}}}{c} \tag{D.15}$$

Maintenant que tous les fronts sont déterminés, il ne reste plus qu'à les décaler pour les faire débuter au même instant.

$$\Delta dec_i = \frac{\Delta t}{2} \tag{D.16}$$

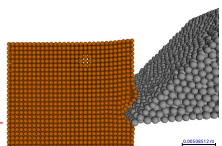
$$\Delta dec_r = -\frac{\Delta t}{2} \tag{D.17}$$

$$\Delta dec_t = -\frac{L_{jauge_{sortante}}}{c} \tag{D.18}$$

$$\tag{D.19}$$

Avec Δdec_i, r, t les durées de décalage des signaux incidents, réfléchis et transmis respectivement.

En conversion des tensions issues des ponts de Wheatsone en déformations (Sec D.2.1), on obtient alors les déformations liées aux passages des différents ondes mécaniques dans le système (Fig D.6).



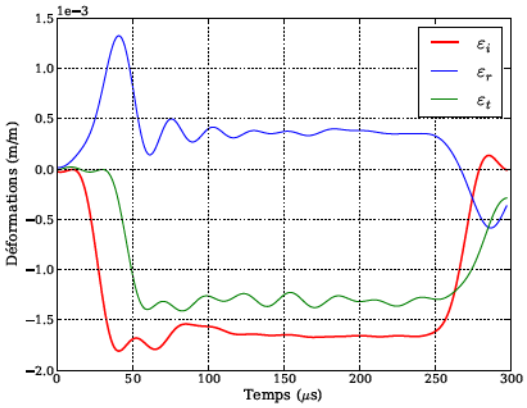


FIGURE D.6 – Déformations incidentes ε_i, réfléchie ε_r et transmises ε_t recalées temporellement.

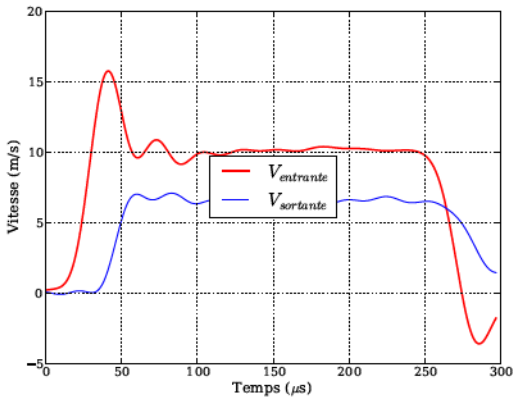


FIGURE D.7 – Vitesses aux interfaces en fonction du temps.

D.2.2.4 Vitesse aux interfaces

Les vitesses des interfaces barre-échantillon peuvent être directement calculées à partir des courbes de déformation (Eq D.20).

$$V_{entrante} = -c_B(\varepsilon_i - \varepsilon_r) \quad \text{et} \quad V_{sortante} = -c_B.\varepsilon_t \tag{D.20}$$

Due à la faible impédance mécanique de l'échantillon par rapport à celle des barres, la vitesse de la barre sortante est très faible comparée à cette de la entrante (Fig D.7). Ce rapport d'impédance permet que l'échantillon se fasse écraser pour effectuer un essai de compression.

D.2.2.5 Taux de déformation

Connaissant la vitesse des interfaces et la longueur initiale de l'échantillon, nous pouvons définir le taux de déformation (Eq D.21 et Fig D.8).

$$\dot{\varepsilon} = \frac{V_{entrante} - V_{sortante}}{L_{ech}(t)} \simeq -\frac{c_B}{L_{Ech}}(\varepsilon_i - \varepsilon_r - \varepsilon_t) \tag{D.21}$$

D.2.2.6 Déformation de l'échantillon

Afin de tracer des courbes contrainte-déformation dans des conditions équivalentes à celles en quasi-statique, il est nécessaire d'opérer à taux de déformation constant (Fig D.8)). Cette condition est difficile à réaliser. Car seul un pulse est donné et le taux de déformation dépendra de la forme de ce pulse et de la réponse mécanique de l'échantillon. De plus sur l'essai présenté, on remarque une grande variation en début et fin d'essai. Cette variation peut être due à un problème de non parallélisme de l'éprouvette ou à un mauvais décalage des signaux.

Pour notre étude nous recherchons donc la zone de moindre évolution du taux de déformation. Pour identifier cette zone, il est plus aisé de rechercher la zone où la déformation est linéaire. La déformation est obtenue par simple intégration du taux de déformation (Eq D.22). La partie linéaire peut être calculée en réalisant une interpolation linéaire en fixant $R^2 = 1 - 5.10^{-5}$ (Fig D.9).

$$\varepsilon = \int \dot{\varepsilon} dt \simeq -\frac{c_B}{L_{Ech}} \int (\varepsilon_i - \varepsilon_r - \varepsilon_t) dt \tag{D.22}$$

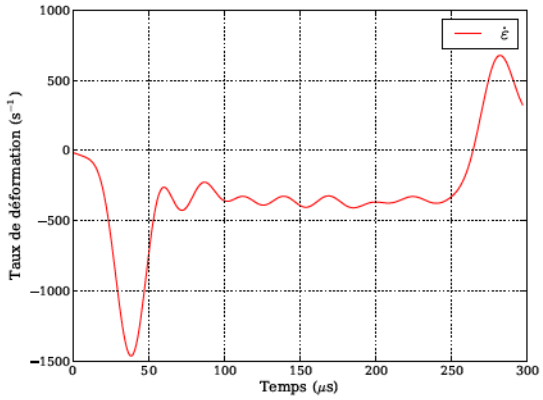


FIGURE D.8 – Taux de déformation en fonction du temps.

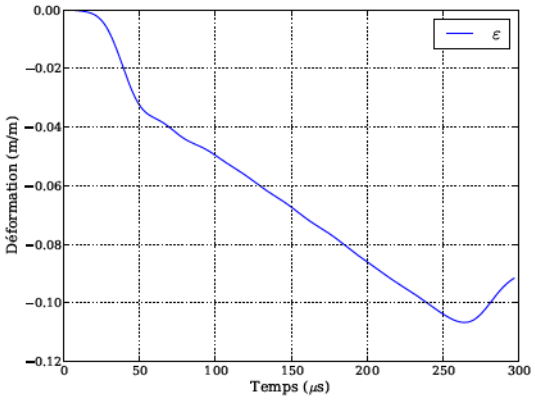


FIGURE D.9 – Déformation de l'échantillon en fonction du temps.

D.2.2.7 Contraites aux interfaces barres - échantillon

A partir des courbes temporelles de déformation (Fig D.6), nous pouvons aussi remonter aux efforts au niveau des interfaces de l'échantillon (Eq D.23) [Lindholm 68].

$$F_{entrante} = S_B.E_B(\varepsilon_i + \varepsilon_r) \quad \text{et} \quad F_{sortante} = S_B.E_B.\varepsilon_t \tag{D.23}$$

En supposant la section de l'éprouvette constante durant l'essai, nous pouvons aussi remonter aux contraintes dans l'échantillon au niveau des interfaces (Eq D.24 et Fig D.10).

$$\sigma_{entrante} = \frac{S_B.E_B(\varepsilon_i + \varepsilon_r)}{S_{ech}} \quad \text{et} \quad \sigma_{sortante} = \frac{S_B.E_B.\varepsilon_t}{S_{ech}} \tag{D.24}$$

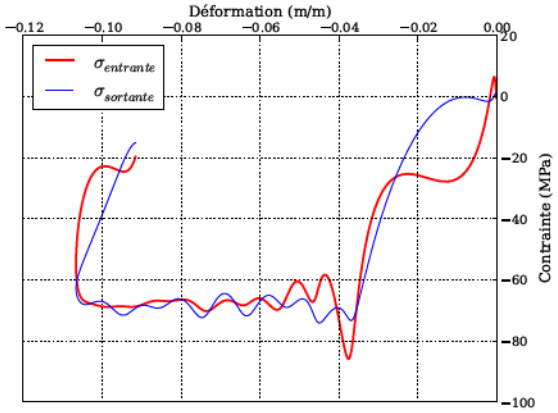
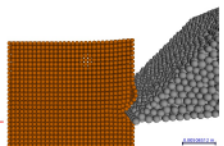


FIGURE D.10 – Graphique contrainte-déformation aux interfaces de l'éprouvette.

Grâce aux équations D.22 et D.24, il est possible de tracer les diagrammes contraintes entrantes et sortantes - déformation ingénieur (Fig D.10). En traçant les courbes contraintes aux



interfaces en fonction de la déformation de l'éprouvette, nous remarquons plusieurs choses. Premièrement le signal de $\sigma_{entrante}$ est plus bruité que celui de $\sigma_{sortante}$. Pour calculer $\sigma_{entrante}$, nous réalisons la somme de ε_i et ε_r, deux signaux de forte amplitude et de signe opposé. Le moindre décalage temporel sur ces mesures engendre donc de grandes fluctuations. Ce qui n'est pas le cas pour $\sigma_{sortante}$, car seul ε_t est utilisé et son amplitude est bien plus faible.

D.3 Modifications effectuées sur les barres du PIMM

D.3.1 Mesure de la vitesse d'impact

La mesure de la vitesse de l'impacteur est une donnée utile pour quantifier la contrainte à l'intérieur de l'impacteur mais aussi pour prédire le chargement de l'échantillon (Section D.1).

La vitesse de l'impacteur est calculée en mesurant l'intervalle de temps entre la coupure de la première et de la deuxième barrière optique. La distance entre celles-ci étant fixée à 100 mm (Fig D.11).

Les barrières optiques sont composées d'une LED et d'un phototransistor NPN. Lorsque l'impacteur se place entre la LED et le phototransistor, l'intensité lumineuse reçu par le phototransistor décroit fortement et celui-ci devient non passant. La tension nominale du schéma électrique étant 5V, on fixe le seuil de calcul à 4V.

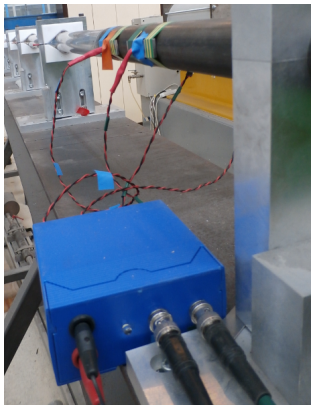


Figure D.11 – Emplacement des barrières optiques à l'extrémité du canon.

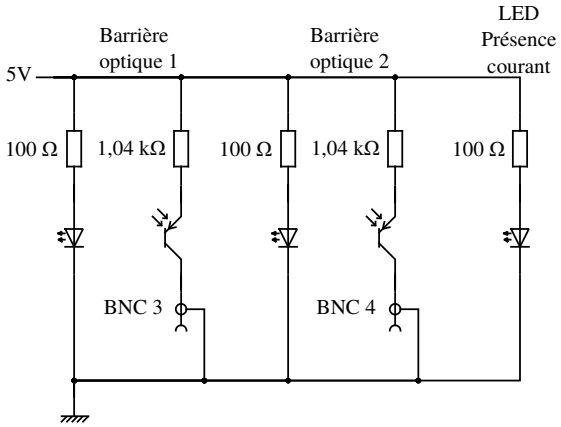


Figure D.12 – Schema électrique du cablage des barrières optiques.

Liste des composants utilisés pour le schéma électrique de mesure de vitesse (Fig D.12) :
- Led : Blanche 5mm LTW-2S3D8
- Phototransistor : NPN BPW96C
- Résistances : 100 Ω et 1040 Ω
- Fiches BNC femelles

La tension aux bornes de la fiche BNC 3 (première barrière optique) est utilisée comme déclancheur pour enregistrer les mesures pour Perception®. La tension seuil est aussi de 4V.

D.3.2 Partie électro-pneumatique

Afin de garantir une plus grande répétabilité des essais et permettre une utilisation plus aisée du banc d'essai, quelques modifications ont été apportées au dispositif de chargement par rapport aux travaux de [Dubois 10].

D.3.2.1 Choix de la source d'air comprimé

Pour des essais réalisé à l'aide de pressions inférieures à 7 bars, il est possible d'utiliser l'air comprimé du réseau de l'école. Au-delà et jusqu'à 25 bars, il faut utiliser l'air contenu dans la bouteille d'air synthétique (250 bars avant détendeur). Des vannes permettent de choisir l'une ou l'autre des sources de pression.

La pression maximale d'utilisation du banc est de 25 bars, pression à laquelle est tarée la soupape de sécurité.

D.3.2.2 Remplissage automatique du réservoir

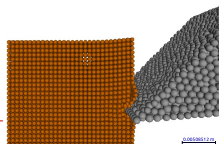
La vitesse d'impact et donc le pulse d'entrée des essais étant directement dépendant de la pression à l'intérieur du réservoir, un montage a été créé afin de de remplir celui-ci automatiquement à une pression donnée.

Ce montage est composé d'un capteur de pression, d'un relai et d'une électrovanne (Fig D.13 et D.14). Ainsi en appuyant sur le bouton poussoir *BP Remplissage*, si la pression dans le réservoir est en dessous de la pression seuil, l'électrovanne s'ouvre et le réservoir se remplit. Lorsque la pression dans celui-ci atteint la pression seuil, le relai s'ouvre et le remplissage s'arrête.

FIGURE D.13 – Vue d'ensemble de la commande du dispositif de chargement.

FIGURE D.14 – Boitier de contrôle du capteur de pression.

Liste des composants utilisés pour le remplissage automatique du réservoir (Fig D.15) :
- Capteur de pression : Nautilus XMLF025D2025 de chez télémécanique.
- Electovanne Remplissage : électrovanne haute pression 50 Bar 24V de chez Burkert.
- Electrovanne Tir : B49/23/1001/.702 de chez DS Dynatec
- Relais : RHN412B 24V de chez télémécanique.



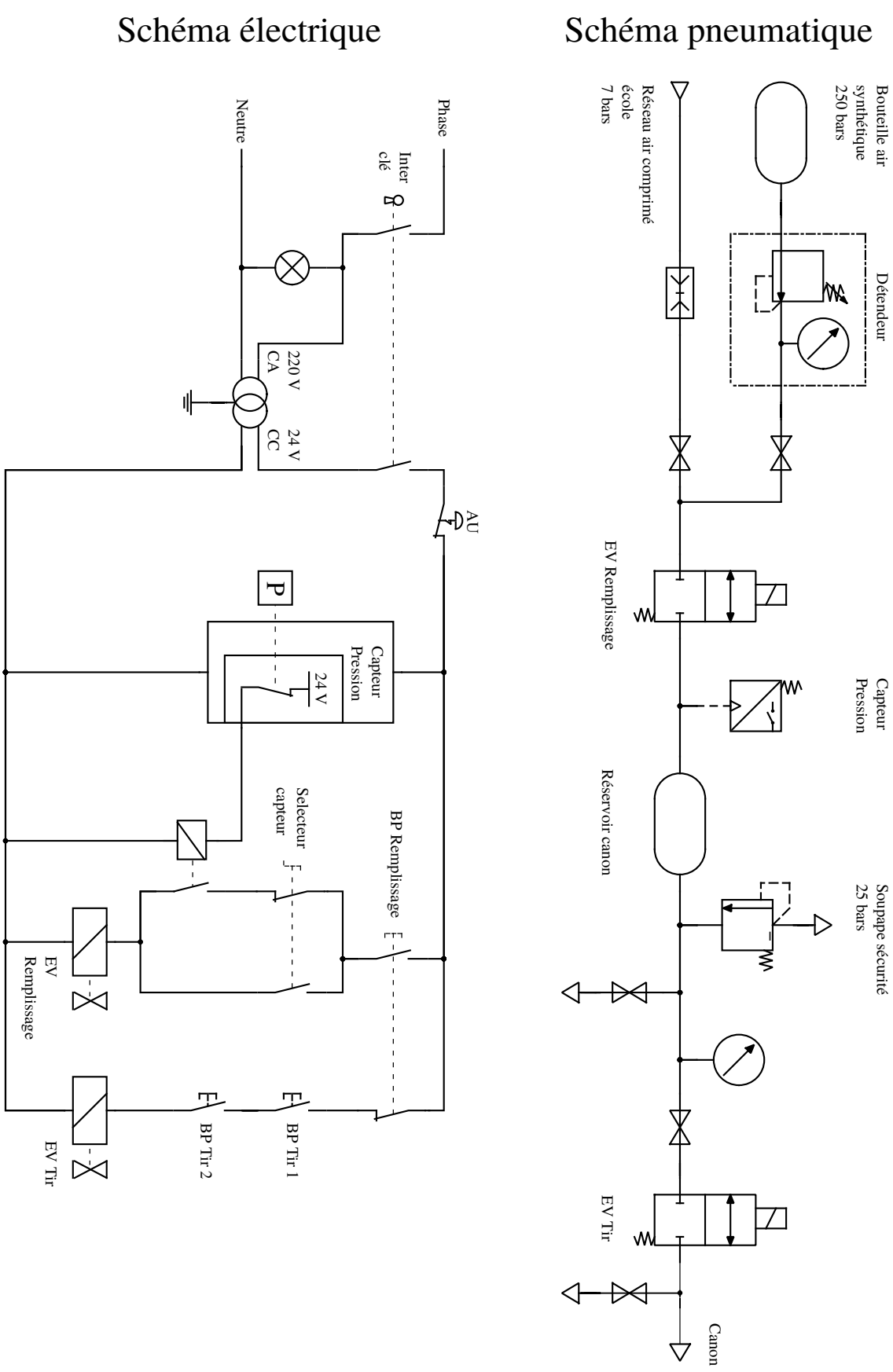
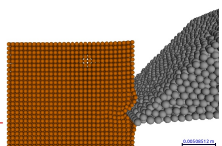


Figure D.15 – Schema électrique et pneumatique pour le dispositif de chargement des barres du PIMM.



Annexe E
Premiers pas avec GranOO

E.1 Présentation

La plateforme de calcul GranOO pour *Granular Oriented Object Workbench* est activement développée à I2M à Bordeaux [André 12b, Charles 13]. L'objectif de cette plateforme est de fournir un outil simple, efficace et évolutif pour réaliser des calculs par la méthode des éléments discrets (DEM) en dynamique explicite. Sa conception repose entièrement sur des logiciels et langages libres. Elle fonctionne de manière modulaire afin de s'adapter au besoin des utilisateurs par le biais de plugins. Sa distribution et sa maintenance s'effectue via internet : www.granoo.org. Pour le moment elle ne fonctionne que sous linux mais a vocation à être portable sur tout type de plateforme.

L'architecture de GranOO est représentée à la Figure E.1 et expliquée point par point ci-dessous.

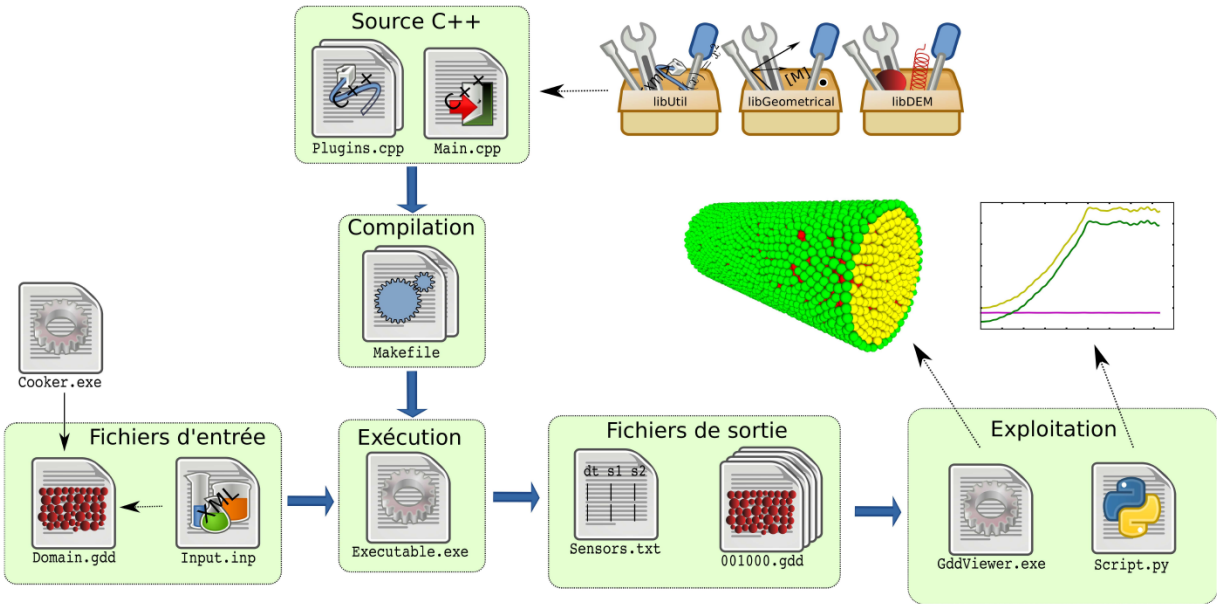


Figure E.1 – Architecture de GranOO [Charles 13].

E.1.1 Sources C++

Le fonctionnement minimal de GranOO est assuré par trois bibliothèques. L'une d'elle rassemble les objets géométriques nécessaires au calcul 3D, une autre rassemble les concepts spécifiques de la DEM et la dernière gère la partie informatique (lecture, plugins, ...).

Chaque développeur peut ajouter à ces bibliothèques de base des plugins répondant à ses besoins propres (gestion de contact, thermique, ...)

E.1.2 Compilation

Les sources étant écrites en C++, il est nécessaire de les compiler pour générer un fichier exécutable. Ce fichier exécutable exécutera le calcul.

E.1.3 Fichiers d'entrée

Deux types de fichiers sont nécessaires à l'exécution d'un calcul : un fichier décrivant la géométrie du domaine discret et un fichier d'entrée contenant les paramètres de la simulation.

E.1.4 Géométrie

La géométrie utilisée pour le calcul est un fichier de type *.gdd* pour *GranOO Discrete Domain file*. Celui-ci contient la position et le diamètre des éléments discrets ainsi que les liens cohésifs entre ces éléments.

GranOO possède une application (Cooker) pour créer des domaines discrets de géométrie simple (parallélépipède, cylindre, sphère, ...). Ces domaines sont conçus pour être homogènes et isotropes. Si l'on souhaite générer une géométrie de domaine plus complexe ou alors positionner les éléments discrets, il suffit de créer un plugin qui remplira ce rôle.

E.1.5 Fichier d'entrée

Le fichier d'entrée contient toutes les informations relatives au bon déroulement de la simulation. Il est entièrement paramétrable et contient le nom des domaines discrets à utiliser, les propriétés mécaniques associées au éléments discrets et aux liens cohésifs, les chargements, les conditions limites et enfin le type de calcul à réaliser. Il s'agit d'un fichier *.inp* pour *Input* écrit en XML.

E.1.6 Exécution

L'exécution d'un calcul avec GranOO est très simple. Il suffit d'appeler l'exécutable et le fichier d'entrée. Cependant GranOO n'étant pas encore parallélisé pour le moment, les temps de calculs peuvent être très longs (environ 10h pour le calcul avec le fichier d'entrée ci-après).

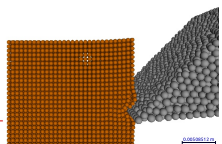
E.1.7 Fichiers de sortie

GranOO génère deux fichiers de sortie : des fichiers *.gdd* et des fichiers *.txt*. Les fichiers *.gdd* sont les images de la simulation à des pas de temps donnés. Les fichiers *.txt* rassemblent les informations prises par les capteurs durant la simulation (Déplacement d'un ED, contrainte mécanique d'un lien, ...)

E.1.8 Exploitation

Les fichiers *.gdd* sont exploités à l'aide de l'application GddViewer qui, comme son nom l'indique, permet de visualiser les fichiers *.gdd* (Fig E.2) Celui-ci permet la visualisation des différents éléments du domaine discret (ED et/ou liens cohésifs), de suivre les différents champs de déplacement et de contraintes, de réaliser des impression écran, ...

Les résultats des capteurs peuvent être exploités à l'aide de scripts Python comme nous l'avons fait pour les essais de compression avec les barres de Hopkinson (Fig D.3 à l'Annexe D).



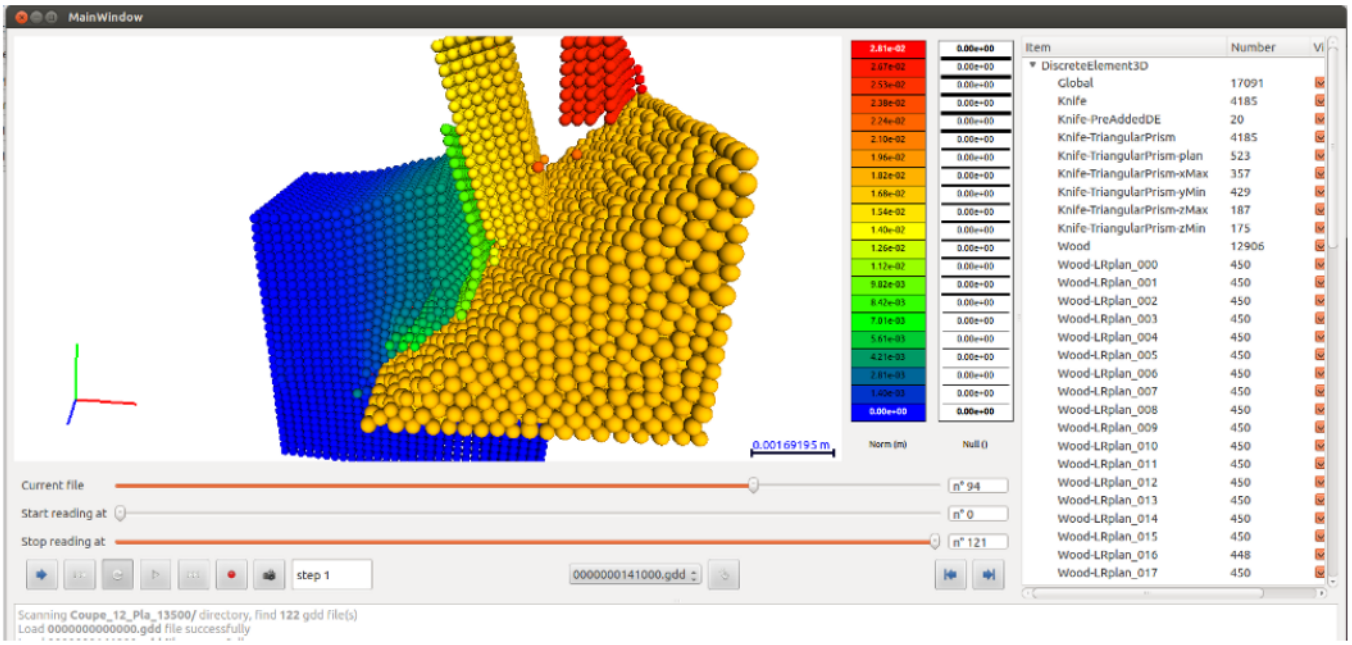


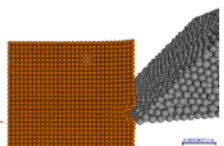
FIGURE E.2 – Visualisation d'un essai de rabotage avec GddViewer.

E.2 Création d'un essai de coupe

Le contenu d'un fichier input pour réaliser un essai de rabotage *Rabotage.inp* est présenté ci-dessous. Les Figures 5.11, 5.12 et 5.13 du Chapitre 5 sont les résultats du calcul ayant ce fichier d'entrée.

```
<?xml version="1.0" encoding="ISO-8859-1" standalone="no"?>
<!DOCTYPE GranOO SYSTEM "GranOO.dtd">
<GranOO Version="1.0">

  <!-- ================================ -->
  <!-- Initialisation de la simulation -->
  <!-- ================================ -->

  <ComputeProblem TotTime="4.5e-4" OutDir="Coupe_5000_90deg"/>

  <!-- Position du centre de gravite de l'outil -->
  <Point3D Id="PKnife" X="0.026" Y="0.011" Z="0"/>
  <!-- Rotation de l'outil autour de l'axe Z -->
  <!--Rotation de  5 deg de l'outil: Cos(5/2)=0.999048222 Sin(5/2)=0.043619387 -->
  <!--Rotation de 15 deg de l'outil: Cos(15/2)=0.991444861 Sin(15/2)=0.130526192 -->
  <!--Rotation de 45 deg de l'outil: Cos(45/2)=0.923879533 Sin(45/2)=0.382683432 -->
  <Quaternion3D Id="QKnife" Qx="0" Qy="0" Qz="-0.382683432" Qreal="0.923879533" />

  <!-- Repere pour l'outil -->
  <Frame3D Id="FKnife" PointId="PKnife" QuaternionId="QKnife" />

  <!-- Importation des geometries -->
  <SampleFile File="Outil_600ED.gdd"  SetOfName="Knife"  Prefix="Knife-" FrameId="FKnife"/>
  <SampleFile File="WoodDomain_5000_90deg.gdd"   SetOfName="Wood"   Prefix="Wood-"  />
```

```
<!-- ======================== -->
<!-- Initialisation du calcul -->
<!-- ======================== -->

<PreProcessing>
  <!-- Retrait des liens cohesifs de l'outil -->
  <PlugIn Id="DeleteBonds3D" Bond3DSet="Knife" />

  <!-- Proprietes mecaniques des liens cohesifs du bois dans les 3 directions -->
  <PlugIn Id="ConvertBondToBeam3D" Bond3DSet="Wood-WoodBondT" YoungModulus="2e9" RadiusRatio="
      0.5" PoissonRatio="0.3" FailureStress="7e7"/>
  <PlugIn Id="ConvertBondToBeam3D" Bond3DSet="Wood-WoodBondL" YoungModulus="20e9" RadiusRatio="
      0.5" PoissonRatio="0.3" FailureStress="1e9"/>
  <PlugIn Id="ConvertBondToBeam3D" Bond3DSet="Wood-WoodBondR" YoungModulus="2e9" RadiusRatio="
      0.5" PoissonRatio="0.3" FailureStress="1e8"/>

  <!-- Masse des elements discrets -->
  <PlugIn Id="SetDensity3D" DiscreteElement3DSet="Knife" Density="9300" />
  <PlugIn Id="SetDensity3D" DiscreteElement3DSet="Wood" Density="430" />

  <!-- Calcul du pas de temps optimal -->
  <PlugIn Id="ComputeOptimalTimeStep3D" Ratio="0.01" />
</PreProcessing>

<Processing>

  <!-- Verification de la geometrie -->
  <PlugIn Id="Check3D" />

  <!-- Application des conditions aux limites et calcul des efforts dans les liens cohésifs -->
  <PlugIn Id="ResetLoad3D" />
  <PlugIn Id="ApplyBoundaryCondition3D" />
  <PlugIn Id="ApplyLoad3D" />
  <PlugIn Id="ApplyBondLoad3D" ComputeDeformationEnergy="no" DeleteDisabledBonds="yes"
      ThreadNumber="Max"/>

  <!-- Condition de contact entre la face de coupe de l'outil et le bois -->
  <PlugIn Id="ProcessContact3D"
        DetectionMethod="Between2SetOf_Close3D" DiscreteElement3DSet_1="Wood"
            DiscreteElement3DSet_2="Knife"
        ContactLaw="Standard3D" Stiffness="210e9" DryFrictionCoeff="0.15" RestitutionCoeff="0.3
            "/>

  <!-- Condition de contact entre les particules du bois -->
  <PlugIn Id="ProcessContact3D"
        DetectionMethod="LCM3D" UpdateDomainDimensionEachIteration="1" DiscreteElement3DSet="
            Wood"
        ContactLaw="Standard3D" Stiffness="10e9" DryFrictionCoeff="0.3"  RestitutionCoeff="0.1"
            />

  <!-- Application du PFD sur l'ensemble des processeurs-->
  <PlugIn Id="IntegrateAccelerationLinear3D"  ThreadNumber="Max"/>
  <PlugIn Id="IntegrateAccelerationAngular3D"  ThreadNumber="Max"/>

  <!-- Suppression des EDs hors de la zone d'interet -->
  <PlugIn Id="Remove_ED_out_of_range3D" DiscreteElement3DSet="Wood" DistanceRatio="1.2" />
```



```
    <!-- Sauvegarde de la geometrie -->
    <PlugIn Id="SaveDomain3D" IterLoop="1500"/>
  </Processing>

  <!-- ================================== -->
  <!-- Chargement et conditions aux limites -->
  <!-- ================================== -->


  <!-- Chargement: Deplacement de l'outil a 60m/s -->
  <MathFunction Id="DispNeg">
    <Affine A="-60" B="0." VariableRef="Time"/>
  </MathFunction>
  <BoundaryCondition Id="B1" DiscreteElement3DSetId="Knife">
    <Displacement>
      <Vector3D X="DispNeg" Y="0" Z="0"/>
    </Displacement>
  </BoundaryCondition>

  <!-- Condition aux limites: encastrement de la piece en yMin -->
  <BoundaryCondition Id="FixYMin" DiscreteElement3DSetId="Wood-ED_YMin">
    <Displacement><Vector3D X="0." Y="0." Z="0."/></Displacement>
    <Displacement><Quaternion3D Qx="0." Qy="0." Qz="0." Qreal="1.0"/></Displacement>
  </BoundaryCondition>

  <!-- Condition aux limites: encastrement de la piece en xMin -->
  <BoundaryCondition Id="FixXMin" DiscreteElement3DSetId="Wood-ED_XMin">
    <Displacement><Vector3D X="0." Y="0." Z="0."/></Displacement>
    <Displacement><Quaternion3D Qx="0." Qy="0." Qz="0." Qreal="1.0"/></Displacement>
  </BoundaryCondition>


</GranOO>
```

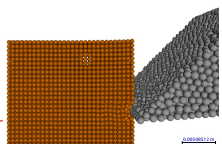


Table des figures

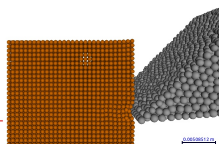
1 Reconstitution d'un billon débité. (Source : *Billon* de Vincent Kohler) v
2 Fraisage d'un billon à l'aide de deux slabbers (Source : LBL-BRENTA-CD). . . . vi

1.1 Schématisation de la croissance d'un arbre [Navi 05] 3
1.2 Vocabulaire associé à l'arbre [Hazard 06]. 3
1.3 Structure d'un arbre observée en coupe transversale (D'après [Hazard 06]). . . . 4
1.4 Microstructure des résineux (D'après [Kuljich 13a]) 4
1.5 Microstructure des feuillus (D'après [Thibaut 01]) 4
1.6 Schéma de la structure des parois cellulaires (D'après [Holmberg 98]) 5
1.7 Orientation des microfibrilles (D'après [Navi 05]) 6
1.8 Distribution des composés chimiques dans la paroi cellulaire (D'après [Navi 05]) . 6
1.9 États de l'eau dans le bois [Navi 05] 7
1.10 Processus partiel de première transformation du bois 8
1.11 Différents types de débits (D'après [CTBA 01]). 9
1.12 Plaquettes de bois vert et géométrie de celles-ci. 9
1.13 Processus de fragmentation (D'après [Hernández 95]) 9
1.14 Schéma d'une ligne de fraisage-sciage automatisée avec canters 10
1.15 Ligne de fraisage-sciage traditionnelle avec slabber 10
1.16 Production d'avivés sur noyau avec retournement (D'après [CTBA 01]). 10
1.17 Modes de coupes des principales opérations d'usinage (D'après [Juan 92]) 11
1.18 Coupe en mode $90-90$ d'une tête de slabber (D'après [Felber 05]) 12
1.19 Slabber à plusieurs rangées de couteaux 12
1.20 Coupe en mode $0-90$ d'une tête de slabber (D'après [Felber 05]) 12
1.21 Slabber à couteaux en spirale (Source : http ://www.se-saws.com) 12
1.22 Définition de l'orientation de la pente de fil [Pfeiffer 15] 13
1.23 Tête de slabber à couteaux fragmentés et à portion de scie circulaire. 14
1.24 Tête de slabber à couteaux courbes 14
1.25 Tamis utilisé dans la norme SCAN-CM 40 :01 (D'après [SCAN-CM 40 01]). . . . 15
1.26 Plaquette retenues à chaque grille d'un tamis [Bjurulf 06] 15

2.1 Plages de déformation des essais de caractérisation [Courbon 11] 18
2.2 Comportement anisotropique du bois en traction et compression 20
2.3 Comportement du bois en compression dans les trois directions 20
2.4 Spécificité des essais de compression (D'après [Nemat-Nasser 00]) 21
2.5 Essai de compression longitudinal selon la norme ASTM D143 [ASTM 94]. . . . 22
2.6 Essai de compression perpendiculaire au fil du bois selon la norme ASTM D143 . 22
2.7 Schéma de principe d'une tour de chute (D'après [Adalian 02]). 24
2.8 Comparaison des compression quasi-statique et dynamique (D'après [Adalian 02]) 24
2.9 Système d'impact basé sur un chariot propulsé (D'après [Pierre 12]). 24
2.10 Schéma de principe des barres de Hopkinson (D'après [Chen 11]) 25
2.11 Modèle approximé du comportement du bois (D'après [Adalian 02]). 27
2.12 Effet du taux de déformation sur la contrainte à rupture [Buchar 01] 28
2.13 Effet du taux de déformation sur l'épicéa saturé [Uhmeier 96] 29

2.14 Compression épicea à différents taux de déformation et d'humidité [Widehammar 04] 29
2.15 Effet de la température sur les propriété mécaniques (D'après [Svensson 07]). . . 30
2.16 Résistance à la compression du balsa [Vural 03] 31
2.17 Déformation de densification [Vural 03] 31
2.18 Présentation globale de la machine de traction-compression hydraulique utilisée. 32
2.19 Détail des équipements de la MTS. 32
2.20 Dispositif à barres de Hopkinson. 33
2.21 Géométrie et défauts des éprouvettes de compression uniaxiale. 35
2.22 Extensomètre utilisé pour les essais de compression 37
2.23 Graphique contrainte-déformation analysé (Hêtre gelé, direction L, $\dot{\varepsilon} = 10^{-1}$) . . 38
2.24 Dérivée de la contrainte par rapport au temps (Hêtre gelé, direction L, $\dot{\varepsilon} = 10^{-1}$) 38
2.25 Écart entre consigne de déplacement et déplacement effectif du vérin 39
2.26 Écart initial entre consigne de déplacement et déplacement effectif du vérin . . . 40
2.27 Augmentation de l'écart entre la consigne de déplacement et le déplacement du vérin 40
2.28 Évolution de la déformation au cours du temps 40
2.29 Différence des déformations aux interfaces et comparaison avec signal transmis . 41
2.30 Équilibre des contraintes selon [Ravichandran 94] 41
2.31 Réponse en compression en fonction de la géométrie des éprouvettes 43
2.32 Contraintes et déformations des éprouvettes présentées au tableau 2.6 43
2.33 Raideur élastique, plateau et énergie absorbée 44
2.34 Essai de compression des plateaux de la machine de compression 47
2.35 Modélisation des raideurs de la machine de compression. 47
2.36 Raideurs apparentes dans la direction longitudinale 49
2.37 Raideurs apparentes dans la direction radiale 49
2.38 Courbes contraintes- déformations (taux déformation - humidité, dir longitudinale) 52
2.39 Contrainte ingénieur moyenne à 5 % de déformation ingénieur moyenne 53
2.40 Grandeurs remarquables (Taux déformation, humidité, dir longitudinale) 55
2.41 Grandeurs remarquables suite (Taux déformation, humidité, dir longitudinale) . 56
2.42 Courbes contraintes- déformations (taux déformation - humidité, dir radiale) . . 59
2.43 Grandeurs d'intéret (Taux déformation, humidité, dir radiale) 61
2.44 Grandeurs d'intéret suite (Taux déformation, humidité, dir radiale) 62
2.45 Courbe contrainte-déformation (Taux déf - état de l'eau, dir longitudinale) . . . 66
2.46 Grandeurs remarquables (Taux déformation, état de l'eau, dir longitudinale) . . 68
2.47 Grandeurs d'intérêt suite (Taux déformation, état de l'eau, dir longitudinale) . . 69
2.48 Courbe contrainte-déformation (Taux déformation - état de l'eau, dir radiale) . . 70
2.49 Grandeurs d'intérêt (Taux déformation, état de l'eau, dir radiale) 72
2.50 Grandeurs d'intérêt suite (Taux déformation, état de l'eau, dir radiale) 73

3.1 Diagramme Ishikawa sur la qualité des plaquettes (D'après [Abdallah 10]) 76
3.2 Effet de la longueur des plaquettes sur l'épaisseur de celles-ci (D'après [Felber 05]). 77
3.3 Angles caractéristiques d'une déchiqueteuse à disque [Lusth 12] 78
3.4 Montage de fragmentation sur machine de traction (D'après [Hellström 08b]) . . 79
3.5 Efforts de coupe mesurés lors de la fragmentation (D'après [Uhmeier 95] 79
3.6 Zones de fissuration lors de la coupe en mode 90-90 (D'après [McKenzie 62]). . . 81
3.7 Modèle de rupture des fibres par traction en mode 90-90 (D'après [McKenzie 62]). 81
3.8 Pendule de Chardin du LaBoMaP 82
3.9 Schéma de principe du pendule de Chardin [Chardin 58] 82

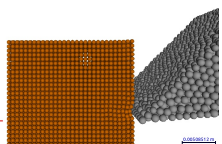


3.10 Schéma de principe d'une déchiqueteuse (D'après [McLauchlan 79]) 83
3.11 Déchiqueteuse instrumentée (D'après [Hellström 11]) 84
3.12 Signal de sortie de la platine piézoélectrique (D'après [Hellström 11]) 84
3.13 Extensomètre utilisé et fixation sur l'enclume [Abdallah 14]. 85
3.14 Évolution de l'effort de coupe lors du passage du couteau (D'après [Hartler 63]) . 85
3.15 Essais de coupe pour l'acier sur barres de Hopkinson (D'après [List 13]). 85
3.16 Copeau généré avec le montage de la figure 3.15 [Sutter 05] 85
3.17 Dispositif de coupe orthogonale sur le pendule de Chardin (D'après [Pfeiffer 15]). 88
3.18 Vue générale de la position des différents capteurs pour les essais de coupe. . . . 89
3.19 Vue générale du dispositif d'acquisition des vidéos de coupe. 89
3.20 Vue générale de la position des conditionneurs et cartes d'acquisitions. 89
3.21 Boitier de déclenchement réalisé à partir d'un module Arduino Uno. 89
3.22 Chaine d'acquisition des essais de coupe sur le pendule du LaBoMaP. 91
3.23 Paramètres testés lors de la campagne expérimentale de coupe. 91
3.24 Effet de la pente de fil GD sur la géométrie des plaquettes de hêtre. 93
3.25 Surface coupée d'une éprouvette de hêtre 93
3.26 Effet de la pente de fil GD sur la géométrie des plaquettes de douglas. 94
3.27 Surface coupée d'une éprouvette de douglas 94
3.28 Effet de la hauteur de coupe h sur la géométrie des plaquettes de hêtre. 95
3.29 Effet de la hauteur de coupe h sur la géométrie des plaquettes de douglas. 95
3.30 Zone bonne fragmentation hêtre 95
3.31 Zone bonne fragmentation douglas 95
3.32 Fragmentation des plaquettes de hêtre vert sur la face de coupe 96
3.33 Mécanisme de fragmentation des plaquettes. 97
3.34 Évolution des fissurations en fonction de GD (Pin douglas) 97
3.35 Corrélation entre épaisseur des plaquettes et vitesse d'éjection 98
3.36 Effet de l'épaisseur de coupe sur l'épaisseur des plaquettes. 99
3.37 Coefficient de variation de l'épaisseur de coupe sur l'épaisseur des plaquettes. . . 99
3.38 Effet de l'épaisseur de coupe sur la vitesse d'éjection des plaquettes. 100
3.39 Effet du facteur épaisseur de coupe sur la vitesse d'éjection des plaquettes. 101
3.40 Effet de l'intéraction entre h et H sur la vitesse d'éjection des plaquettes. 101
3.41 Effet de la pente de fil sur l'épaisseur des plaquettes. 102
3.42 Effet de la pente de fil sur la vitesse d'éjection des plaquettes. 102
3.43 Image de référence avant essai de coupe et grille des zones d'intérêt. 103
3.44 Champs de déformation dans la direction de coupe 103
3.45 Plage de sollicitation observée à l'aide de la corrélation d'image numérique 104
3.46 Effet des passes successives sur la période de formation des plaquettes. 105
3.47 Effet des passes successives sur l'effort dans la direction de coupe. 106
3.48 Effet des passes successives sur l'effort dans la direction d'avance. 106
3.49 Corrélation efforts et formation plaquettes 107
3.50 Corrélation effort de coupe et formation plaquettes 107
3.51 Modélisation de la platine par un oscillateur à 2 ddls (D'après [Hellström 11]) . . 108
3.52 Disposition des accéléromètres pour les essais de sonnage 108
3.53 Schéma bloc complet du sonnage de la platine. 109
3.54 Fonction de transfert du sonnage de la platine dans la direction de coupe 109
3.55 Corrélation temporelle entre variation des efforts et production de plaquettes . . 110
3.56 Amplitude de la transformation de Fourrier pour un essai de fragmentation . . . 111

3.57 Efforts mesurés lors de l'usinage du PTFE 112
3.58 Corrélation énergie dissipée et travaux des efforts 114
3.59 Évolution de K_c en fonction de h ($GD = 90°$, $b = 10$ mm). 116
3.60 Évolution de K_c en fonction de GD ($h = 10$ mm, $b = 10$ mm). 117
3.61 Effet de la pente de fil et de l'humidité sur K_c. 117
3.62 Effet de l'interaction entre la pente de fil et l'humidité sur K_c. 117
3.63 Évolution de R en fonction de h ($GD = 90°$, $b = 10$ mm). 118
3.64 Évolution de R en fonction de GD ($h = 10$ mm, $b = 10$ mm). 119
3.65 Effet de la pente de fil et de l'humidité sur R. 119

4.1 Paramétrage utilisé pour l'étude géométrique et cinématique. 124
4.2 Définition de b_D, h_D, C_l, C_w et C_t dans le cas sur surfaçage avec un slabber . . . 127
4.3 Définition de la section nominale de coupe A_D. 128
4.4 Interaction entre l'arête secondaire de coupe et le billon. 129
4.5 Extrait de l'animation de la cinématique de coupe. 130
4.6 Évolution de l'angle de pente de fil durant la coupe (Config. 1). 131
4.7 Évolution de l'angle de pente de fil en fonction des configurations de slabber. . . 132
4.8 Angles outil en travail pour le couteau 2 rang 1, Z_{21}, mesurés dans le plan P_{ne} . 133
4.9 Évolution des angles outil en travail selon la configuration du slabber. 133
4.10 Évolution de la largeur nominale de coupe b_D lors de la coupe (Config. 1). 134
4.11 Largeur de coupe des configurations 1, 2 et 5 du slabber. 134
4.12 Largeur de coupe des configurations 3 et 4 du slabber. 134
4.13 Evolution de la hauteur nominale de coupe lors de la coupe (Config. 1). 135
4.14 Évolution de la hauteur nominale de coupe avec l'avance à la dent 135
4.15 Évolution de l'aire nominale de la section transversale de coupe (Config. 1) . . . 136
4.16 Vérification de l'aire nominale à l'aide d'un modèle CAO 136
4.17 Modèle d'évolution du coefficient spécifique de coupe K_c 137
4.18 Évolution de l'angle de pente de fil GD lors de la coupe (Config. 1). 138
4.19 Évolution du coefficient spécifique de coupe K_c lors de la coupe (Config 1). . . . 138
4.20 Évolution de l'effort de coupe F_c lors de la coupe (Config. 1). 138
4.21 Évolution de la puissance consommée P lors de la coupe (Config 1). 138
4.22 Évolution de la puissance cumulée lors de la coupe (Config. 1) 139
4.23 Profil des puissances cumulées des configurations 1, 3 et 5 du slabber. 139
4.24 Profil des puissances cumulées des configurations 2 et 4 du slabber. 139

5.1 Simulation FEM de fragmentation de plaquettes de bois (D'après [Uhmeier 97]). 142
5.2 Remplissage d'une pelle avec des grains de maïs [Coetzee 09]. 143
5.3 Exemple de liens cohésifs [André 12b]. 144
5.4 Problème de tribologie en DEM [Iordanoff 08]. 144
5.5 Simulation DEM de soudage par friction [Terreros 13]. 144
5.6 Simulation DEM de l'usinage d'aluminium [Eberhard 13]. 145
5.7 Coupe des composites en 2D par la DEM [Iliescu 08]. 145
5.8 Alignement des éléments discrets pour l'EDEM [Sawada 95]. 145
5.9 Liens cohésifs à base de ressorts et d'amortisseurs [Ohta 95]. 146
5.10 Exemple de paramètres mécaniques des poutres cohésives [André 12a]. 146
5.11 Échantillon et outil utilisés pour les simulations de coupe orthogonale 147
5.12 Production de plaquettes lors d'une simulation DEM ($GD = 90°$). 148
5.13 Lien cohésifs lors d'une simulation DEM ($GD = 90°$). 148



5.14 Simulation de la coupe du bois en contrefil ($GD = 110°$). 148
5.15 Simulation de la coupe du bois dans le fil ($GD = 70°$). 148
5.16 Éprouvette de compression discrétisée à l'aide d'éléments compactés. 149
5.17 Éprouvette de compression discrétisée à l'aide d'éléments alignés. 149
5.18 Convergence du module d'Young et du coefficient de Poisson 149
5.19 Évolution de module d'Young en fonction du module d'Young des liens (compactés) 150
5.20 Évolution de module d'Young en fonction du module d'Young des liens (alignés) 150

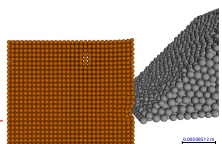
A.1 Organisation de la filière bois (D'après www.gipeblor.com) 159
A.2 Tas de plaquettes en sortie de la scierie de Sougy-sur-Loire (58). 160
A.3 Déchiqueteuse à tambour (D'après [Abdallah 10]). 160
A.4 Micrographie d'une feuille de papier [Holmberg 98] 161
A.5 Production mondiale de pâte à papier (D'après [Lachenal 11a]). 161
A.6 Schéma de principe d'un défibreur à meule (D'après [Navi 05]). 161
A.7 Schéma de principe d'un défibreur à disque. 161
A.8 Micrographie UV représentant la dissolution de la lignine au cours du temps . . . 162
A.9 Lessiveur pour le défibrage chimique (Source : www.vega.fr). 162

B.1 Différentes têtes de slabber 164
B.2 Définition des paramètres géométriques d'une tête de slabber à couteaux longs . 164
B.3 Définition des angles outil en main d'une tête de slabber à couteaux fragmentés . 165
B.4 Définition de l'orientation de la pente de fil [Pfeiffer 15] 168

C.1 Vue CAO des paliers réalisés pour les barres en magnésium. 169
C.2 Vue CAO du montage du pendule avec les pièces réalisées. 175

D.1 Schéma de principe des barres de Hopkinson 192
D.2 Pont de Wheatstone 194
D.3 Image des déformations dans les barres 194
D.4 Signaux bruts mesurés lors de l'essai. 195
D.5 Tension de sortie filtrée des ponts de Wheatstone associés aux jauges de déformation. 195
D.6 Déformations incidentes ε_i, réfléchie ε_r et transmises ε_t recalées temporellement. 197
D.7 Vitesses aux interfaces en fonction du temps. 197
D.8 Taux de déformation en fonction du temps. 198
D.9 Déformation de l'échantillon en fonction du temps. 198
D.10 Graphique contrainte-déformation aux interfaces de l'éprouvette. 198
D.11 Emplacement des barrières optiques à l'extrémité du canon. 199
D.12 Schema électrique du cablage des barrières optiques. 199
D.13 Vue d'ensemble de la commande du dispositif de chargement. 200
D.14 Boitier de contrôle du capteur de pression. 200
D.15 Schema électrique et pneumatique des barres du PIMM 201

E.1 Architecture de GranOO [Charles 13]. 203
E.2 Visualisation d'un essai de rabotage avec GddViewer. 205



Liste des tableaux

1.1 Prix du bois d'œuvre et des produits connexes ([LBI 14] d'après l'AGRESTE). . 8
1.2 Facteurs du critère Valeur de Qualité Totale 15

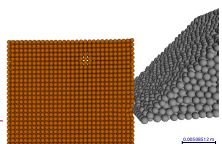
2.1 Propriétés mécaniques du bois en compression 23
2.2 Modèle linéaire de la contrainte à rupture [Buchar 01] 28
2.3 Impédance caractéristique de différents matériaux. 33
2.4 Propriétés mécaniques de l'alliage Mg ZK60 T5. 33
2.5 Détail des différents essais de compression réalisés 35
2.6 Géométrie des différentes éprouvettes utilisées. 42
2.7 Résultats de l'ANOVA pour les différentes géométries d'éprouvettes 45
2.8 Comparatif des raideurs suivant les types d'éprouvettes utilisées. 46
2.9 Géométrie des éprouvettes pour les essais sur le module d'Young 48
2.10 Raideurs mesurées à l'aide de différents dispositifs sur différentes éprouvettes . . 50
2.11 Paramètres de loi puissance pour les contraintes mesurées (hêtre, dir longitudinale) 57
2.12 Paramètres de loi puissance autres grandeurs (hêtre, dir longitudinale) 57
2.13 Résultats de l'ANOVA taux de déformation - humidité (Longitudinale) 58
2.14 Résultats de l'ANOVA taux de déformation - humidité (Radiale) 63
2.15 Paramètres de loi puissance pour les contraintes mesurées (hêtre, dir radiale) . . 64
2.16 Paramètres de loi puissance autres grandeurs (hêtre, dir radiale) 64
2.17 Résultats de l'ANOVA taux de déformation - état de l'eau (Longitudinale) 67
2.18 Résultats de l'ANOVA taux de déformation - état de l'eau (Radiale) 71

3.1 Énergie spécifique de séparation de surface [Kretschmann 10] 86
3.2 Détail des différents essais de coupe réalisés sur le pendule de Chardin. 92
3.3 Régression épaisseur plaquettes et épaisseur coupée. 98
3.4 Déformations et taux de déformations maximums observés avant fragmentation . 104
3.5 Moyennes et écart-types des grandeurs énergétiques pour le hêtre. 115
3.6 Moyennes et écart-types des grandeurs énergétiques pour le douglas. 115

4.1 Paramètres utilisés pour l'étude cinématique. 126
4.2 Définition des différentes configurations de slabber 129
4.3 Évolution de la continuité de coupe selon la configuration du slabber 134
4.4 Puissance maximale et moyenne sur une portion angulaire séparant deux couteaux. 140

B.1 Notations utilisées pour les plans et les points (Extrait de la norme ISO 3002-1) . 166
B.2 Notations utilisées pour les angles (Extrait de la norme ISO 3002-1 [ISO 93]). . . 167

D.1 Ordre de grandeur d'impédances caractéristiques pou différents matériaux. . . . 190



Bibliographie

A

[Abdallah 10] Rami Abdallah. *Détermination des facteurs influençant la coupe et la qualité des plaquettes issues du déchiquetage du bois par des machines forestières.* Thèse de doctorat, Université de Nancy 1, 2010.

[Abdallah 14] R. Abdallah, S. Auchet et P.J. Méausoone. A dynamic measurement of a disc chipper cutting forces. *Biomass and Bioenergy*, 64(0) :269 – 275, 2014.

[Adalian 02] C. Adalian et P. Morlier. "Wood model" for the dynamic behaviour of wood in multiaxial compression. *Holz als roh-und werkstoff*, 60(6) :433–439, dec 2002.

[Aimene 14] Y.E. Aimene et J.A. Nairn. Simulation of transverse wood compression using a large-deformation, hyperelastic–plastic material model. *Wood Science and Technology*, 2014.

[Allazadeh 12] M. R. Allazadeh et S. N. Wosu. High strain rate compressive tests on wood. *Strain*, 48(2) :101–107, 2012.

[Allen 04] M. P. Allen. Introduction to molecular dynamic simulation. *Computational Soft Matter : From Synthetic Polymers to Proteins*, 23 :1–28, 2004.

[André 12a] D. André, I. Iordanoff, J. L. Charles et J. Neauport. Discrete element method to simulate continuous material by using the cohesive beam model. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 213 :113–125, 2012.

[André 12b] Damien André. *Modélisation par éléments discrets des phases d'ébauche et de doucissage de la silice.* Thèse de doctorat, Université de Bordeaux, 2012.

[ASTM 94] ASTM. *Standard test methods for small clear specimens of timber.* 1994.

[Atkins 05] A.G. Atkins. Toughness and cutting : a new way of simultaneously determining ductile fracture toughness and strength. *Engineering Fracture Mechanics*, 72(6) :849 – 860, 2005.

[Atkins 09] Tony Atkins. Toughness and processes of material removal. *Wear*, 267(11) :1764 – 1771, 2009.

B

[Bjurulf 06] Anders Bjurulf. *Chip Geometry Method to impact the geometry of market chips.* Thèse de doctorat, Swedish University of Agricultural Sciences, 2006.

[Bodig 82] J. Bodig et B. A. Jayne. *Mechanics of wood and wood composites.* Van Nostrand Reinhold, 1982.

[Bonin 06] Vincent Bonin. *Modélisation analytique de la formation du copeau durant le procédé de déroulage du bois de hêtre.* Thèse de doctorat, ENSAM, 2006.

[Bragov 95] A. M. Bragov et A. K. Lomunov. Methodological aspects of studying dynamic material properties using the kolsky method. *International Journal of Impact Engineering*, 16(2) :321–330, 1995.

[Bragov 97] A. Bragov et A.K. Lomunov. Dynamic properties of some wood species. volume 7, pages C3–487–C3–492, 1997.

[Bragov 06] A. M. Bragov, A. K. Lomunov, I. V. Sergeichev et G. T. Gray III. Dynamic behaviour of birch and sequoia at high strain rates. In *AIP Conference Proceedings*, volume 845 II, pages 1511–1514, 2006.

[Brancheriau 02] Loic Brancheriau. *Expertise mécanique des sciages par analyses des vibrations dans le domaine acoustique*. Thèse de doctorat, Université de la Méditerranée - Aix Marseille II, École Supérieure de Mécanique de Marseille, 2002.

[Buchanan 63] J. G. Buchanan et T. S. Duchnicki. Some experiments in low-speed chipping. *Pulp and Paper Magazine of Canada*, 5 :T235/T245, may 1963.

[Buchar 01] J. Buchar, S. Rolc, J. Lisy et J. Schwengmeier. Model of the wood response to the high velocity of loading. In *Proceedings of the 19th International Symposium of Ballistics*, pages 1447–1453, 2001.

C

[Cáceres 15] C.B. Cáceres, R. Hernández et A. Koubaa. Effects of log position in the stem and cutting width on chipper-canter black spruce chips. In *Proceedings of the 22th International Wood Machining Seminar*, 2015.

[Chakravarty 10] Uttam Kumar Chakravarty. An investigation on the dynamic response of polymeric, metallic, and biomaterial foams. *Composite structures*, 92(10) :2339–2344, sep 2010.

[Chanrion 92] P. Chanrion et P. Davesne. *La valorisation des produits connexes du bois*. CTBA, 1992.

[Chardin 58] A. Chardin. Utilisation du pendule dynamométrique dans les recherches sur le sciage des bois tropicaux. *Bois et Forêts des Tropiques*, 58 :49–61, 1958.

[Charles 13] J. L. Charles et D. André. Formation DEM-GranOO. Prise en main de la plate-forme GranOO, jan 2013. Arts et Métiers ParisTech, I2M-DuMAS.

[Chen 02] W. Chen, F. Lu, D.J. Frew et M.J. Forrestal. Dynamic compression testing of soft materials. *Journal of Applied Mechanics, Transactions ASME*, 69(3) :214–223, 2002.

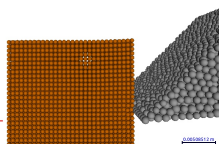
[Chen 11] W. Chen et B. Song. *Split Hopkinson (Kolsky) Bar*. Springer, 2011.

[Chevalier 12] L. Chevalier, Y.M. Luo, E. Monteiro et G.H. Menary. On visco-elastic modelling of polyethylene terephthalate behaviour during multiaxial elongations slightly over the glass transition temperature. *Mechanics of Materials*, 52 :103–116, 2012.

[Cirad 15] Cirad. Tropix 7. les principales caractéristiques technologiques de 245 essences forestières tropicales. `http://tropix.cirad.fr/`, 2015.

[Coetzee 09] C.J. Coetzee et D.N.J. Els. Calibration of discrete element parameters and the modelling of silo discharge and bucket filling. *Computers and electronics in agriculture*, 65 :198–212, 2009.

[Collardet 88] J. Collardet et J. Besset. *Bois commerciaux, Tome1 Les résineux*. CTBA, 1988.



[Courbon 11] Cédric Courbon. *Vers une modélisation physique de la coupe des aciers spéciaux : intégration du comportement métallurgique et des phénomènes tribologiques et thermiques aux interfaces.* Thèse de doctorat, Université de Lyon, 2011.

[CTBA 01] CTBA. *Manuel scierie - Techniques et matériel.* CTBA, 2001.

[Cundall 79] P. A. Cundall et O. D. L. Strack. Discrete numerical model for granular assemblies. *Geotechnique*, 29(1) :47–65, 1979.

D

[Da Silva 07] Andre Da Silva et Stelios Kyriakides. Compressive response and failure of balsa wood. *International Journal of Solids and Structures*, 44(25–26) :8685 – 8717, 2007.

[Davis 48] R.M. Davis. A critical study of the hopkinson pressure bar. *Philos. Trans. R. Soc. London, Ser. A*, 240(821) :375–457, 1948.

[Denaud 12] L.E. Denaud, L. Bélron, F. Eyma et R. Marchal. Wood peeling process monitoring : a comparison of signal processing methods to estimate veneer average lathe check frequency. *European Journal of Wood and Wood Products*, 70(1-3) :253–261, 2012.

[Dlouhá 09] Jana Dlouhá. *Viscoelastic behaviour of green wood along fibres : diversity and long-term prediction.* Thèse de doctorat, Université Montpellier II, 2009.

[Dubois 10] Romain Dubois. Conception, réalisation et mise en fonctionnement d'un banc d'essai de sollicitations dynamiques par barres de Hopkinson. Mémoire de master, Arts et Metiers ParisTech, 2010.

E

[Eberhard 13] P. Eberhard et T. Gaugele. Simulation of cutting processes using meshfree lagrangian particle methods. *Computational Mechanics*, 51(3) :261–278, 2013.

[Edwin Raj 09] R. Edwin Raj, Venkitanarayanan Parameswaran et B.S.S. Daniel. Comparison of quasi-static and dynamic compression behavior of closed-cell aluminum foam. *Materials Science and Engineering : A*, 526(1–2) :11 – 15, 2009.

[Eyma 02] Florent Eyma. *Caractérisation des efforts de coupe de différentes essences de bois à l'aide de leurs paramètres mécaniques.* Thèse de doctorat, Université Henry Poincaré, Nancy 1, 2002.

[Eyma 05] F. Eyma, P. Méausoone, P. Larricq et R. Marchal. Utilization of a dynamometric pendulum to estimate cutting forces involved during routing. comparison with actual calculated values. *Annals of Forest Science*, 62(5) :441–447, 2005.

F

[FCBA 14] FCBA. *Mémento 2014. Supplément spécial 5th Forest Engineering Conference.* FCBA, 2014.

[Felber 05] G. Felber et R. Lackner. Optimization of the production process of sawmill chips for the pulp and paper industry. In *Proceeding IWMS 17*, pages 225–240, 2005.

[Frew 02] D.J. Frew, M.J. Forrestal et W. Chen. Pulse shaping techniques for testing brittle materials with a split hopkinson pressure bar. *Experimental Mechanics*, 42(1) :93–106, 2002.

[Fromentin 10a] G. Fromentin et G. Poulachon. Geometrical analysis of thread milling-part 1 : evaluation of tool angles. *International journal of advanced manufacturing technology*, 49(1-4) :73–80, jul 2010.

[Fromentin 10b] G. Fromentin et G. Poulachon. Geometrical analysis of thread milling-part 2 : calculation of uncut chip thickness. *International journal of advanced manufacturing technology*, 49(1-4) :81–87, jul 2010.

G

[Gama 04] B.A. Gama, S.L. Lopatnikov et J.W. Gillespie Jr.. Hopkinson bar experimental technique : A critical review. *Applied Mechanics Reviews*, 57(1-6) :223–250, 2004.

[Gary 91] G. Gary, J. Klepaczko et H. Zhao. Correction de dispersion pour l'analyse des petites déformations aux barres d'hopkinson. *Journal de Physique IV*, 01(C3) :403–410, 1991.

[Gaudilliere 11] Camille Gaudilliere. *Cisaillage à grande vitesse : des essais à la simulation.* Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2011.

[Gilbertson 13] C.G. Gilbertson et W.M. Bulleit. Load duration effects in wood at high strain rates. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 25(11) :1647–1654, 2013.

[Girardin 10] F. Girardin, D. Remond et J.F. Rigal. High Frequency Correction of Dynamometer for Cutting Force Observation in Milling. *Journal of manufacturing science and engineering transactions of the ASME*, 132(3), 2010.

[Gonçalves 14] R. Gonçalves, A.J. Trinca et B.P. Pellis. Elastic constants of wood determined by ultrasound using three geometries of specimens. *Wood Science and Technology*, 48(2) :269–287, 2014.

[Gray III 00] G. T. Gray III. Classic split-hopkinson pressure bar testing. In *ASM Handbook, Volume 8, Mechanical Testing and Evaluation*, pages 462–476. 2000.

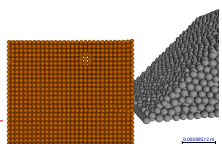
[Guan 83] N. Guan. On the friction between stell and some common swedish wood species. *Holz als Roh-Und Werkstoff*, 41(2), 1983.

[Guitard 87] Daniel Guitard. *Mécanique du matériau bois et composites.* Cepadues Editions, 1987.

H

[Hartler 63] N. Hartler. Some model studies of wood chipping in laboratory machine. *Svensk Papperstidning*, 66(16) :587–600, 1963.

[Hatton 15] B. Hatton, G. Pot, B.C. Bouzgarrou, V. Gagnol et G. Gogu. Experimental determination of delimbing forces and deformations in hardwood harvesting. *Croat. j. for. eng.*, 36(1) :43–53, 2015.



[Hazard 06] C. Hazard, J. P. Barette et J. Mayer. *Mémotech Bois et matériaux associés.* Editions Casteilla, 2006.

[Hellström 08a] Lisbeth Hellström. Fracture processes in wood chipping. Mémoire de master, Mid Sweden University, Department of Natural Sciences, Engineering and Mathematics, 2008.

[Hellström 08b] Lisbeth M Hellström. A Method for Experimental Investigation of the Wood Chipping Process. *Nordic Pulp and Paper Research Journal*, 23(3) :339–342, 2008.

[Hellström 10] Lisbeth Hellström. *On the wood chipping process - A study on basic mechanisms in order to optimize chip properties for pulping.* Thèse de doctorat, Mid Sweden University, Department of Natural Sciences, Engineering and Mathematics, 2010.

[Hellström 11] L. M. Hellström, P. A. Gradin, M. Gullikkson et T. Carlberg. A Laboratory Wood Chipper for Chipping Under Realistic Conditions. *Experimental mechanics*, 51(8) :1309–1316, oct 2011.

[Hentz 04] S. Hentz, L. Daudeville et V. Donzé. Identification and validation of a discrete element model for concrete. *Journal of engineering mechanics*, 130(6) :709–719, 2004.

[Hernández 93] R. E. Hernández et B. Quirion. Effect of a chipper-canter knife clamp on the quality of chips produced from black spruce. *Forest Products Journal*, 43(9) :8–14, 1993.

[Hernández 95] R. E. Hernández et B. Quirion. Effect of knife clamp, log diameter and species on the size distribution of pulp chips produced by a chipper-canter. *Forest Products Journal*, 45(7) :83–90, 1995.

[Hernández 97] R. E. Hernández et J. Boulanger. Effect of the rotation speed on the size distribution of black spruce pulp chips produced by a chipper-canter. *Forest Products Journal*, 47(4) :43–49, 1997.

[Hernández 10] R.E. Hernández, S. Kuljich et A. Koubaa. Effect of cutting width and cutting height on the surface quality of Black spruce cants produced by a chipper-canter. *Wood and fiber science*, 42(3) :273–284, 2010.

[Hernández 14a] R.E. Hernández, A.M. Llavé et A. Koubaa. Effects of cutting parameters on cutting forces and surface quality of black spruce cants. *European Journal of Wood and Wood Products*, 72(1) :107–116, 2014.

[Hernández 14b] R.E. Hernández, L. Passarini et A. Koubaa. Effects of temperature and moisture content on selected wood mechanical properties involved in the chipping process. *Wood Science and Technology*, 48(6) :1281–1301, 2014.

[Holmberg 98] Stefan Holmberg. A numerical and Experimental study of initial defibration of wood. Rapport Technique TVSM-1010, Lund Institute of technology, 1998.

[Holmberg 99] S. Holmberg, K. Persson et H. Petersson. Nonlinear mechanical behaviour and analysis of wood and fibre materials. *Computers & Structures*, 72(4-5) :459–480, 1999.

[Hopkinson 14] Bertram Hopkinson. A method of measuring the pressure produced in the detonation of high explosives or by the impact of bullets. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character*, 213 :pp. 437–456, 1914.

[Houziaux 08] Gaspard Houziaux. Analyse de la fragmentation des plaquettes par slabber. Mémoire de master, ENSAM Cluny, 2008.

I

[Iliescu 08] Daniel Iliescu. *Approche expérimentale et numérique de l'usinage à sec des composites carbone/epoxy.* Thèse de doctorat, Arts et Métiers ParisTech, 2008.

[Iordanoff 08] I. Iordanoff, A. Battentier, J. Néauport et J. L. Charles. A discrete element model to investigate sub-surface damage due to surface polishing. *Tribology International*, 41(11) :957–964, 2008.

[Ishikawa 85] K. Ishikawa. *What is total quality control ? The Japanese way.* Prentice Hall business classics. Prentice-Hall, 1985.

[ISO 93] ISO. *Norme NF ISO 3002-1, Grandeurs de base pour la coupe et la rectification.* AFNOR, 1993.

[ISO 09] ISO. *ISO 8375-2009, Structures en bois – Bois lamellé-collé – Méthodes d'essai pour la détermination de certaines propriétés physiques et mécaniques.* ISO, 2009.

J

[Jebahi 13] M. Jebahi, J. L. Charles, F. Dau, L. Illoul et I. Iordanoff. 3d coupling approach between discrete and continuum models for dynamic simulations (dem-cnem). *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 255 :196–209, 2013.

[Johnson 86] W. Johnson. Historical and present-day references concerning impact on wood. *International Journal of Impact Engineering*, 4(3) :161–174, 1986.

[Juan 92] Jacques Juan. *Comment bien usiner le bois.* CTBA, 1992.

K

[Kivimaa 50] Eero Kivimaa. *Cutting force in wood-working.* Thèse de doctorat, Finland's Institute of Technology, 1950.

[Kollmann 68] F. P. Kollmann et W. A. Cote. *Principle of Wood Science and Technology. I Solid Wood.* Springer - Verlag New York, 1968.

[Kolsky 49] H. Kolsky. An Investigation of the Mechanical Properties of Materials at very High Rates of Loading. *Proceedings of the Physical Society B*, 62 :676–700, November 1949.

[Komanduri 81] R. Komanduri et R. H. Brown. On the mechanics of chip segmentation in machining. *Journal of engineering for industry*, 103(1) :33–51, 1981.

[Krenke 15] T. Krenke, Frybort S., Lopez A. et Müller U.. Cutting force analysis of spruce and beech by means of a novel filtering method. In *Proceedings of the 22th International Wood Machining Seminar*, pages 13 – 20, 2015.

[Kretschmann 10] D.E. Kretschmann. Wood Handbook. Wood as an engineering material. Chapitre 5 : Mechanical properties of wood. Rapport technique, USDA Forest Products Laboratory, 2010.

[Kuljich 13a] S. Kuljich, J. Cool et R.E. Hernandez. Evaluation of two surfacing methods on black spruce wood in relation to gluing performance. *Journal of Wood Science*, 59(3) :185–194, 2013.

[Kuljich 13b] S. Kuljich, R.E. Hernandez, A.M. Llavé et A. Koubaa. Effects of cutting direction, rake angle, and depth of cut on cutting forces and surface quality during machining of balsam fir. *Wood and Fiber Science*, 45(2) :196–205, 2013.

L

[Lachenal 11a] Dominique Lachenal. Advanced course on Alkaline Pulping. INP Pagora, 2011.

[Lachenal 11b] Dominique Lachenal. Advanced course on Mechanical Pulping. INP Pagora, 2011.

[Laganière 04] Benoit Laganière. Effect of canter head rotation speed, log feed speed and vertical position of logs on lumber surface and chip quality. *Forintek Canada Corp.*, 2004.

[Laganière 06] Benoit Laganière. Effect of knife velocity, knife bite and number of knives on lumber surface and chip quality in chipper-canter using bent knifes and disposable knifes (Phase III). Rapport technique, Forintek Canada Corp., 2006.

[LBI 14] LBI. Prix des plaquettes forestières. *Le Bois International*, 9 :321–330, 2014.

[Lindholm 68] U. S. Lindholm et L. M. Yeakley. High strain-rate testing : Tension and compression. *Experimental Mechanics*, 8(1) :1–9, 1968.

[List 13] G. List, G. Sutter, X. F. Bi, A. Molinari et A. Bouthiche. Strain, strain rate and velocity fields determination at very high cutting speed. *Journal of Materials Processing Technology*, 213(5) :693–699, 2013.

[Lorong 06] Philippe Lorong. Barres de Hopkinson : approche élémentaire. Rapport technique, PIMM, 2006.

[Lorong 07] P. Lorong, I. Linares et X. Wang. Banc de cisaillage. Etude "analytique" de cas types. Rapport technique, PIMM, 2007.

[Lusth 12] H. Lusth, P. A. Gradin et L. M. Hellström. The dependency of energy consumption on cutting angles in the canter chipping process. *Nordic Pulp & Paper Research Journal*, 27(5) :886–889, 2012.

M

[Maigre 13] H. Maigre, L. Bigorgne et M. Brunet. Effets du chargement et de la microstructure sur la propagation de fissures dans le plan transverse d'un bois résineux. *21ème Congrès Français de Mécanique, 26 au 30 août 2013, Bordeaux, France (FR)*, 2013.

[Mairesse 10] Julien Mairesse. *Modélisation numérique du comportement rhéologique du bois soumis á une large gamme de vitesse de déformation : application au liège et au balsa.* Thèse de doctorat, Université Bordeaux 1, 2010.

[McKenzie 60a] W. M. McKenzie. Fondamental aspect of the wood cutting process. *Forest Products Journal*, 10(9) :447–456, 1960.

[McKenzie 60b] W. M. McKenzie. *Fundamental analysis of the wood cutting process.* Thèse de doctorat, University of Michigan, 1960.

[McKenzie 62] W. M. McKenzie. The relationship between the cutting properties of wood and it's physical and mechanical properties. *Forest Products Journal*, pages 287–294, Jun 1962.

[McKenzie 68] W. M. McKenzie et H. Karpovic. Frictional behavior of wood. *Wood science and technology*, 2(2), 1968.

[McLauchlan 79] T. A. McLauchlan et J. A. Lapointe. *Production of chips by disc chippers.* Pulp and Paper Technology. Chip quality monograph, 1979.

[Moës 99] N. Moës, J. Dolbow et T. Belytschko. A finite element method for crack growth without remeshing. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 46(1) :131–150, 1999.

N

[Navi 05] P. Navi et F. Heger. *Comportement thermo-hydromécanique du bois.* Presses polytechniques et universitaires romandes, 2005.

[Nemat-Nasser 00] Sia Nemat-Nasser. Introduction to high strain rate testing. In *ASM Handbook, Volume 8, Mechanical Testing and Evaluation*, pages 427–428. 2000.

[Neumann 11] M. Neumann, J. Herter, B. O. Droste et S. Hartwig. Compressive behaviour of axially loaded spruce wood under large deformations at different strain rates. *European Journal of Wood and Wood Products*, 69(3) :345–357, 2011.

[NF B51-003 85] NF B51-003. *Conditions générales d'essais.* AFNOR, 1985.

[NF B51-004 85] NF B51-004. *Détermination de l'humidité.* AFNOR, 1985.

[NF B51-007 85] NF B51-007. *Bois - Essai de compression axiale.* AFNOR, 1985.

[NF B51-017 88] NF B51-017. *Bois - Traction parallèle aux fibres - Détermination de la résistance á la rupture en traction parallèle au fil du bois de petites éprouvettes sans défaut.* AFNOR, 1988.

O

[Ohta 95] M. Ohta et B. Kawasaki. The effect of cutting speed on the surface quality in wood cutting. In *Proceedings of the 12th International Wood Machining Seminar*, pages 56 – 62, 1995.

[Orlowski 13] K.A. Orlowski, T. Ochrymiuk, A. Atkins et D. Chuchala. Application of fracture mechanics for energetic effects predictions while wood sawing. *Wood Science and Technology*, 47(5) :949–963, 2013.

P

[Pantalé 03] O. Pantalé, I. Nistor et S. Caperaa. Identification et modélisation du comportement des matériaux métalliques sous sollicitations dynamiques. In *30th Internationally attended scientific conference of the military technical academy, Bucharest*, 2003.

[Passarini 11] Leandro Passarini. Influence de la température et de la teneur en humidité sur les propriétés mécaniques du bois associées au procédé de fragmentation par équarrisseuse-fragmenteuse. Mémoire de master, Département des sciences du bois et de la forêt, Université Laval, Québec, 2011.

[Petit-Conil 13] Michel Petit-Conil. Procédés papetiers fabrication des pâtes. *Techniques de l'ingénieur Sciences et ingénierie du bois*, 2013.

[Pfeiffer 14] Renaud Pfeiffer. Essai mécanique de compression uniaxiale. Rapport technique, PIMM - LaBoMaP, 2014.

[Pfeiffer 15] R. Pfeiffer, R. Collet, L.E. Denaud et G. Fromentin. Analysis of chip formation mechanisms and modelling of slabber process. *Wood Science and Technology*, 49(1) :41–58, 2015.

[Philippon 04] S. Philippon, G. Sutter et A. Molinari. An experimental study of friction at high sliding velocities. *Wear*, 257(7-8) :777–784, 2004.

[Pierre 11] Floran Pierre. *Traitement thermique du bois en vue de sa valorisation énergétique : effet de l'intensité de traitement sur la composition chimique, les propriétés énergétiques et la résilience mécanique.* Thèse de doctorat, AgroParisTech, Nancy, 2011.

[Pierre 12] F. Pierre, G. Almeida, F. Huber, P. Jacquin et P. Perré. An original impact device for biomass characterisation : results obtained for spruce and poplar at different moisture contents. *Wood Science and Technology*, pages 1–19, 2012.

[Placet 08] V. Placet, J. Passard et P. Perre. Viscoelastic properties of wood across the grain measured under water-saturated conditions up to 135 degrees C : evidence of thermal degradation. *Journal of materials science*, 43(9) :3210–3217, may 2008.

[Poulachon 99] Gérard Poulachon. *Aspects phénoménologiques, mécaniques et métallurgiques en tournage c-BN des aciers durcis. Application :usinabilité des l'acier 100Cr6.* Thèse de doctorat, ENSAM de Cluny, 1999.

Q

[Qu 10] Aiyu Qu, Yanhui Ao, Jun Yan et Guigan Fang. Comprehensive evaluation of kraft pulp properties from fast-growing woods. *Tappi Journal*, 9(6) :34–39, 2010.

R

[Ravichandran 94] Guruswami Ravichandran et Ghatuparthi Subhash. Critical appraisal of limiting strain rates for compression testing of ceramics in a split hopkinson pressure bar. *Journal of the American Ceramic Society*, 77(1) :263–267, 1994.

[Reid 97] S. R. Reid et C. Peng. Dynamic uniaxial crushing of wood. *International Journal of Impact Engineering*, 19(5-6) :531–570, 1997.

[Renaud 96a] M. Renaud, M. Rueff et A. C. Rocaboy. Mechanical behaviour of saturated wood under compression : Part 1. behaviour of wood at high rates of strain. *Wood Science and Technology*, 30(3) :153–164, 1996.

[Renaud 96b] M. Renaud, M. Rueff et A. C. 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*, 30(4) :237–243, 1996.

[Roussel 97] M.O. Roussel. *Conception et caractérisation d'un bois reconstitué pour absorbeur d'énergie*. Thèse de doctorat, Université Bordeaux I, 1997.

S

[Sadler 09] Robert L. Sadler, Matthew Sharpe, Raghu Panduranga et Kunigal Shivakumar. Water immersion effect on swelling and compression properties of eco-core, pvc foam and balsa wood. *Composite Structures*, 90(3) :330 – 336, 2009.

[Savitzky 64] A. Savitzky et M.J.E Golay. Smoothing and differentiation of data by simplified least squares procedures. *Analytical Chemistry*, 36(8) :1627–1639, 1964.

[Sawada 95] T. Sawada et M. Ohta. Simulation of the wood cutting parallel or perpendicular to the grain by Extended Distinct Element Method. In *Proceedings of the 12th International Wood Machining Seminar*, pages 49 – 55, 1995.

[SCAN-CM 39 94] SCAN-CM 39. *Wood Chips for Pulp Production - Dry matter content*. Paper and board Testing Commitee, Stockholm, Sweden, 1994.

[SCAN-CM 40 01] SCAN-CM 40. *Wood Chips for Pulp Production - Size Distribution*. Paper and board Testing Commitee, Stockholm, Sweden, 2001.

[SCAN-CM 41 94] SCAN-CM 41. *Wood Chips for Pulp Production - Sampling*. Paper and board Testing Commitee, Stockholm, Sweden, 1994.

[SCAN-CM 42 95] SCAN-CM 42. *Wood Chips for Pulp Production - Bark content*. Paper and board Testing Commitee, Stockholm, Sweden, 1995.

[Skaar 88] Christen Skaar. *Wood-Water Relations*. Springer series in wood science. Springer - Verlag, 1988.

[Skarvelis 13] M. Skarvelis et G.I. Mantanis. Physical and mechanical properties of beech wood harvested in the greek public forests. *Wood Research*, 58(1) :123–129, 2013.

[Spatz 13] H.C. Spatz et J. Pfisterer. Mechanical properties of green wood and their relevance for tree risk assessment. *Arboriculture and Urban Forestry*, 39(5) :218–225, 2013.

[Stevanovic 09] T. Stevanovic et D. Perrin. *Chimie du bois*. PPUR, 2009.

[Sugiyama 67] H. Sugiyama. On the effect of the loading time on the strength properties of wood - a review on japanese research. *Wood Science and Technology.*, 1(4) :289–303, 1967.

[Sutter 05] G. Sutter. Chip geometries during high-speed machining for orthogonal cutting conditions. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(6) :719–726, 2005.

[Svensson 07] B.A. Svensson, S.-E. Holmgren, P.A. Gradin et H. Höglund. High strain rate compression and sliding friction of wood under refining conditions. volume 2, pages 982–994, 2007.

T

[Tagarielli 08] V. L. Tagarielli, V. S. Deshpande et N. A. Fleck. The high strain rate response of pvc foams and end-grain balsa wood. *Composites Part B : Engineering*, 39(1) :83 – 91, 2008.

[Terreros 13] Iñigo Terreros. *Modélisation hermo-mécanique d'un milieu continu : Vers la simulation du procédé FSW*. Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2013.

[Thibaut 88] Bernard Thibaut. *Le processus de coupe du bois par déroulage*. Thèse de doctorat, Universite des Sciences et Techniques du Languedoc, 1988.

[Thibaut 01] B. Thibaut, J. Grill et M. Fournier. Mechanics of wood and trees : some new highlights for an old story. *Comptes Rendus de l'Academie des Sciences - Series IIB - Mechanics*, 329(9) :701–716, 2001.

[Triboulot 13] Pascal Triboulot et Marie-Christine Trouy-Triboulot. Matériau bois structure et caractéristiques. *Techniques de l'ingénieur Sciences et ingénierie du bois*, 2013.

[Twaddle 97] A. Twaddle. The influence of species, chip length, and ring orientation on chip thickness. *Tappi Journal*, 80(6) :123–131, 1997.

U

[Uhmeier 95] A. Uhmeier. Some fundametal aspects of wood chipping. *Tappi*, 78(10) :79–86, 1995.

[Uhmeier 96] A. Uhmeier et L. Salmén. Influence of Strain Rate and Temperature on the Radial Compression Behavior of Wet Spruce. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 118(3) :289–294, 1996.

[Uhmeier 97] A. Uhmeier et K. Persson. Numerical analysis of wood chipping. *Holzforschung*, 51(1) :83–90, 1997.

V

[Vacher 99] P Vacher, S Dumoulin, F Morestin et S Mguil-Touchal. Bidimensional strain measurement using digital images. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C : Journal of Mechanical Engineering Science*, 213(8) :811–817, 1999.

[Vasić 09] S. Vasić, A. Ceccotti, I. Smith et J. Sandak. Deformation rates effects in softwoods : Crack dynamics with lattice fracture modelling. *Engineering Fracture Mechanics*, 76(9) :1231–1246, 2009.

[Vural 03] M. Vural et G. Ravichandran. Dynamic response and energy dissipation characteristics of balsa wood : experiment and analysis. *International Journal of Solids and Structures*, 40(9) :2147 – 2170, 2003.

W

[Widehammar 04] S. Widehammar. Stress-strain relationships for spruce wood : Influence of strain rate, moisture content and loading direction. *Experimental mechanics*, 44(1) :44–48, feb 2004.

[Wyeth 08] D.J. Wyeth, G. Goli et A.G. Atkins. Fracture toughness, chip types and the mechanics of cutting wood. a review cost action e35 2004–2008 : Wood machining – micromechanics and fracture. *Holzforschung*, 63(2) :168–180, 2008.

X

[Xavier 12] J. Xavier, A. Jesus, J. Morais et J. Pinto. On the determination of the modulus of elasticity of wood by compression tests parallel to the grain. *Mecânica Experimental*, 20 :59–65, 2012.

Y

[Yamamoto 02] H Yamamoto et Y Kojima. Properties of cell wall constituents in relation to longitudinal elasticity of wood - Part 1. Formulation of the longitudinal elasticity of an isolated wood fiber. *Wood Science and Technology*, 36(1) :55–74, 2002.

Z

[Zhao 03] Han Zhao. Material behaviour characterisation using SHPB techniques, tests and simulations. *Computers & Structures*, 81(12) :1301–1310, may 2003.

[Zienkiewicz 13] O.C. Zienkiewicz, R.L. Taylor et J.Z. Zhu. *The Finite Element Method : its Basis and Fundamentals (Seventh Edition)*. Butterworth-Heinemann, 2013.

ANALYSE ET MODELISATION DU FRAISAGE DU BOIS VERT

RÉSUMÉ : En scierie, les billons sont surfacés à l'aide de têtes de fraisage (slabber ou canter). Le copeau formé durant cette opération d'usinage se fragmente en particules nommées plaquettes, destinées à alimenter différentes filières (pâte à papier, panneaux et énergie). Leur valorisation en pâte à papier, qui représente le débouché le plus rémunérateur pour ces produits connexes, impose de respecter une granulométrie bien définie. Cette maîtrise dimensionnelle passe par une meilleure connaissance des mécanismes de fragmentation du copeau. Dans cet objectif, nous avons réalisé une campagne d'essais de coupe orthogonale sur bois vert afin d'étudier les paramètres influents sur les dimensions des plaquettes et de définir des zones de bonne fragmentation. Les résultats de cette étude seront utilisés comme indicateurs pour comparer les simulations numériques de la fragmentation avec la réalité. Afin d'aider les concepteurs de machine-outil à mieux concevoir leur outillage, nous avons développé un slabber entièrement paramétrable. Grâce à ce modèle, nous avons pu étudier l'effet des paramètres géométriques et cinématiques des slabbers sur certaines grandeurs essentielles en usinage. La simulation numérique de la fragmentation du copeau de bois vert doit permettre de prédire les dimensions des plaquettes formées. Pour cela, il est nécessaire de d'utiliser une méthode prenant en compte les spécificités de la coupe du bois. Ici la pertinence de la Méthode des Eléments Discrets (DEM) est étudiée. Enfin pour réaliser des simulations quantitatives, le comportement du bois vert en compression dans des conditions dynamiques est étudié.

Mots clés : bois, slabber, plaquette, éléments discrets, comportement dynamique, coupe.

GREEN WOOD MILLING ANALYSIS AND MODELISATION

ABSTRACT : In sawmills, logs are faced with conical rough milling cutters (slabber or canter heads). The chips produced during this operation are segmented in small chips, consisting of raw material for different sectors (pulp paper, particleboards and energy). Their valuation of paper pulp, which is the most remunerative outlet for these related products, requires a respect of defined particle size. This dimensional control requires a better knowledge of the chip fragmentation mechanisms. To this end, we conducted an experimental campaign of orthogonal cutting for green wood in order to study the influential parameters on chips dimensions and to define good chipping areas. The results of this study will be used as indicators to compare numerical simulations of fragmentation with reality. To help machine tool designers to better design their equipment, we have developed a fully customizable slabber. With this model, we studied the effect of slabber geometric and kinematic parameters on certain key variables in machining. Numerical simulation of the fragmentation of green wood chips should help to predict the size of chips formed. To this aim it is necessary to use a method taking into account the specificities of wood cutting. Here the relevance of the Discrete Elements Method (DEM) is studied. Finally to achieve quantitative simulations, the behavior of green wood in compression under dynamic conditions is studied.

Keywords : wood, slabber, chip, discrete elements, dynamic behaviour, cutting.