

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

Doctorat ParisTech

THÈSE

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

Rémi CURTI

le 06 novembre 2018

Analyse, modélisation et simulation de la coupe orthogonale du bois vert en vue de son application au fraisage par canter

Directeur de thèse : **Robert COLLET**

Co-directeur de thèse : **Philippe LORONG**

Co-encadrement de la thèse : **Louis DENAUD**

Jury

Mme. Evelyne TOUSSAINT, Professeure, Institut Pascal, Université Clermont Auvergne

M. Florent EYMA, Maître de conférences (HDR), ICA, IUT de Tarbes

M. Franck GIROT, Professeur, Chaire Internationale Ikerbasque, EI de Bilbao, UPV/EHU

M. Robert COLLET, Maître de conférences (HDR), LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech

M. Louis DENAUD, Maître de conférences, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech

M. Philippe LORONG, Professeur, PIMM, Arts et Métiers ParisTech

M. Ivan IORDANOFF, Professeur, I2M, Arts et Métiers ParisTech

M. Guillaume POT, Maître de conférences, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech

Présidente

Rapporteur

Rapporteur

Examineur

Examineur

Examineur

Invité

Invité

T
H
È
S
E

Table des symboles

α	Angle d'attaque de l'outil de coupe
β	Angle de bec de l'outil de coupe
γ	Angle de dépouille de l'outil de coupe
b	Largeur coupée
h	Épaisseur coupée
C_1, C_2	Pente et ordonnée à l'origine des régressions linéaires effectuées
CV	Coefficient de variation
δt	Incrément de temps
δ	Interpénétration entre deux ED
E	Module d'Young
E^{pf}	Module d'Young d'après (Pfeiffer, 2015)
E^c	Module d'Young du bois vert à haut taux de déformation
E^D	Module d'Young du domaine discret
E^μ	Module d'Young des poutres
E^{th}	Module d'Young estimé selon l'équation d'Hankinson
ε	Déformation
$\dot{\varepsilon}$	Taux (ou vitesse) de déformation
γ	Variation d'angle
f_0	Fréquence de résonance du système {platine dynamométrique + outil}
f_f	Fréquence de fragmentation des plaquettes
F	Effort de coupe
F_ρ	Effort de coupe pondéré par l'infradensité de l'échantillon coupé
F^i	Effort sur l'impacteur
F'	Effort de coupe corrigé par compensation dynamique
G	Module de cisaillement
GD	Angle formé entre les fibres et la trajectoire de coupe
$H\%$	Humidité d'un échantillon en pourcent
H	Fonction de transfert du système {platine dynamométrique + outil}
I_0	Moment quadratique en torsion des poutres
I	Moment quadratique en flexion des poutres
κ	Angle formé entre l'arête de coupe et la trajectoire de coupe
K_s	Coefficient de sécurité
k_0	Raideur de contact entre l'outil et le bois
k_b	Raideur de contact entre ED de bois
k_{eq}	Raideur équivalente d'un lien
L, R, T	Directions d'orthotropie : longitudinale, radiale, transverse
L	Longueur d'un lien
m_{eau}	Masse d'eau contenue dans un échantillon
m_0	Masse d'un échantillon anhydre
m_H	Masse d'un échantillon à l'humidité H%
MSE	Erreur moyenne au carré
n	Exposant de l'équation d'Hankinson
n_e	Quantité d'ED dans un domaine
ρ	Masse volumique

ρ_i	Infradensité
ρ_e, ρ_D	Masse volumique des éléments discrets et du domaine
p_0	Facteur de densification
p	Niveau de densification
φ	Angle (colatitude)
θ	Angle (colongitude)
$\tilde{r}$	Rayon adimensionné des poutres
R	Coefficient de corrélation linéaire
R_e, R_μ	Rayon des éléments discrets et des poutres
$S1, S2, S3$	Couches externe, moyenne et interne des cellules de bois
S, S_X	Section des liens et section d'un domaine normale à la direction X
σ	Contrainte
σ^{maxi}	Contrainte à la rupture
σ_0	Seuil initial de densification
$\sigma^{max,\mu}$	Contraintes à la rupture des poutres
t	Instant quelconque
Δt	Incrément de temps entre deux photographies
U_x	Déplacement d'un ED
V_H	Volume d'un échantillon à l'humidité H%
V_S	Volume d'un échantillon saturé en eau (H% > PSF)
V_e	Volume d'un ED
V_c	Vitesse de coupe
ν	Coefficient de Poisson
X, Y, Z	Axes cartésiens
X_e	Position d'un ED
χ, ψ	Coefficients des lois puissance
ζ	Taux d'amortissement

Acronymes ou abréviations

CL	Condition aux Limites
DDL	Degré De Liberté
DEM	Discrete Element method (Méthode des Eléments Discrets)
ED	Elément Discret
FEM	Finite Element Method (Méthode des Eléments Finis)
GranOO	Granular Oriented Object workbench
LaBoMaP	Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés
MMC	Mécanique des Milieux Continus
MOCN	Machine-Outil à Commande Numérique
ONF	Office National des Forêts
PSF	Point de Saturation des Fibres
QS	Quasi-statique
SA	Signal Analogique
SPH	Smoothed Particle Hydrodynamics
TOR	Tout Ou Rien
XFEM	eXtended Finite Element Method

Table des matières

Table des matières	v
Introduction générale	ix
Chapitre 1 : Contexte et étude bibliographique	1
1.1 Le bois.....	2
1.1.1 L'anatomie du bois – un matériau directionnel à toutes les échelles	2
1.1.2 Un matériau orthotrope.....	4
1.1.3 Un matériau hétérogène.....	4
1.1.4 Un matériau hygroscopique.....	5
1.2 Première transformation du matériau bois et sciage	6
1.2.1 Cas du sciage	6
1.2.2 Les directions de coupe	9
1.2.3 Les efforts de coupe.....	11
1.3 La valorisation des plaquettes	17
1.3.1 Les critères de qualité des plaquettes pour l'industrie papetière	17
1.3.2 L'optimisation du procédé de fraisage	17
1.4 La modélisation de la coupe du matériau bois à l'échelle mésoscopique.....	21
1.4.1 Mécanique des Milieux Continus (MMC) pour un milieu orthotrope.....	21
1.4.2 Les modèles analytiques de prédiction des efforts et de la géométrie du copeau	22
1.4.3 Les modèles de coupe Eléments Finis	22
1.4.4 Les modèles Eléments Discrets	23
Chapitre 2 : La coupe du bois vert.....	25
2.1 Introduction et principe des essais	26
2.1.1 La coupe orthogonale	27
2.1.2 Plan d'expérience	28
2.1.3 Eprouvettes de coupe orthogonale.....	32
2.2 Procédures des essais de rabotage et des mesures	35
2.2.1 Montage expérimental.....	35
2.2.2 Mesure des positions	37
2.2.3 Mesure des efforts	37
2.2.4 Acquisition des images.....	38
2.2.5 Acquisition et synchronisation des signaux.....	38
2.2.6 Résumé des informations brutes enregistrées.....	38
2.3 Procédures des traitements.....	40
2.3.1 Zone d'étude.....	40
2.3.2 Traitement des efforts.....	40
2.3.3 Mesure des plaquettes.....	41

2.3.4	Mesure des angles réels des échantillons par traitement des images.....	43
2.3.5	Résumé des paramètres traités.....	46
2.4	Mesure de champs lors des essais de coupe.....	47
2.4.1	Introduction	47
2.4.2	Mise en place de la corrélation d'images	47
2.4.3	Qualité de la corrélation en fonction de la préparation des échantillons	48
2.4.4	Premiers résultats.....	49
2.4.5	Perspective des résultats	50
2.5	Mesures complémentaires de l'humidité et de l'infradensité des échantillons.....	51
2.5.1	Humidité des échantillons	51
2.5.2	Infradensité des échantillons	52
2.6	Influence des paramètres majeurs sur les efforts de coupe.....	54
2.6.1	Influence de la section coupée.....	54
2.6.2	Influence de la vitesse de coupe	56
2.6.3	Influence des angles de coupe	57
2.6.4	Influence de la direction de coupe.....	58
2.7	Influence des paramètres majeurs sur la géométrie des plaquettes.....	60
2.7.1	Influence de la section coupée.....	60
2.7.2	Influence de la vitesse de coupe	61
2.7.3	Influence des angles de coupe	62
2.7.4	Influence de la direction de coupe.....	63
2.7.5	Régularité de la fragmentation	65
2.8	Intérêt de la compensation dynamique des efforts de coupe	68
2.8.1	Principe.....	68
2.8.2	Résultats et perspectives d'usage	70
2.9	Synthèse	74
Chapitre 3 : Caractérisation du comportement dynamique du hêtre vert		75
3.1	Introduction.....	76
3.1.1	Démarche de modélisation	76
3.1.2	Etat du matériau et sollicitations imposées.....	76
3.2	Les sollicitations engendrées par la coupe orthogonale du bois	77
3.3	Comportement unidirectionnel du bois (de hêtre) : étude phénoménologique.....	80
3.3.1	Sollicitations en traction/compression.....	80
3.3.2	Comportement en cisaillement	87
3.3.3	Coefficient de Poisson.....	88
3.3.4	Récapitulatif	88
3.4	Influence du taux de déformation et de l'humidité	89
3.5	Expression des données quantitatives	92
3.5.1	Le comportement élastique cible.....	92
3.5.2	Comportements à rupture cible.....	94

3.5.3	Le comportement anélastique.....	95
3.5.4	Synthèse.....	96
3.6	Conclusion	97
Chapitre 4 : Modélisation du matériau bois par la Méthode des Eléments Discrets..		99
4.1	Les bases du modèle DEM	100
4.1.1	Principe général de la DEM appliquée à la modélisation de milieux continus	100
4.1.2	Le code de calcul (GranOO).....	101
4.1.3	Les Eléments Discrets (ou particules)	101
4.1.4	Les Liens	102
4.1.5	Algorithme de résolution.....	104
4.2	Choix du type de domaine : éléments ordonnés ou compactés ?.....	105
4.2.1	Démarche.....	106
4.2.2	Tests mis en place.....	106
4.2.3	Résultats	112
4.2.4	Choix de l'approche	116
4.3	Processus de calibration	117
4.4	Propriétés des ED.....	118
4.4.1	Masse volumique des éléments	118
4.4.2	Rayon des ED (raffinage du domaine)	119
4.5	Propriétés élastiques des liens.....	120
4.5.1	Modules d'Young du domaine	120
4.5.2	Module de cisaillement du domaine.....	120
4.6	Propriétés anélastiques	124
4.7	Limites à rupture des liens	127
4.7.1	En traction	127
4.7.2	En cisaillement	127
4.8	Récapitulatif	128
Chapitre 5 : Simulation de la coupe du bois vert		129
5.1	Introduction à la modélisation de la coupe du bois vert par la DEM	130
5.2	Description des simulations	131
5.2.1	Géométrie et discrétisation du domaine	131
5.2.2	Outil utilisé lors des simulations de coupe	131
5.2.3	Conditions aux limites des simulations (CL)	132
5.2.4	Algorithmes de mesure des efforts et des plaquettes.....	133
5.3	Influence et choix des paramètres numériques des simulations	134
5.3.1	Choix de l'incrément de temps.....	134
5.3.2	Gestion du contact entre l'outil et le domaine.....	137
5.3.3	Gestion des contacts entre les ED de bois	139
5.3.4	Amortissement numérique (taux d'amortissement ζ)	142

5.4	Influence et choix des paramètres physiques.....	145
5.4.1	Influence de la limite à la rupture en cisaillement.....	145
5.4.2	Effet de la densification.....	147
5.5	Analyse des simulations.....	150
5.5.1	Récapitulatif des nouveaux paramètres fixés	150
5.5.2	Éléments de comparaison issus des observations expérimentales.....	150
5.5.3	Analyse d'une simulation non convergée.....	151
5.5.4	Simulation en mode de rupture en cisaillement sous condition	153
5.5.5	Simulation avec rupture en cisaillement sans condition.....	155
5.5.6	Récapitulatif des simulations.....	157
5.6	Discussions	158
5.6.1	Discussion concernant le modèle mécanique et numérique du matériau	158
5.6.2	Perspectives notoires	159
5.7	Conclusion sur les simulations DEM.....	160
Conclusions et perspectives.....		161
Remerciements.....		165
Annexe : Mises en plans de l'outil et des pièces conçues.....		167
Table des figures		175
Table des tableaux		180
Références bibliographiques.....		181

Introduction générale

Annuellement, 3,7 milliards de mètres cubes de bois sont récoltés à travers le monde, d'après les statistiques de l'Organisation des Nations Unis (Food and Agriculture Organization of the United Nations). La moitié est employée en tant que « bois d'œuvre » et transformée en scieries. Pour cette moitié, le rendement matière en termes de volume entre produits de sciages (chevrons, madriers, planches, etc...) et bois entrants, en scierie, n'est que de 50%. Ceci est dû principalement aux formes complexes des arbres et à la purge des singularités. Les 50% de matières restants, dénommés « produits » connexes, doivent être valorisés au mieux. Ces derniers sont constitués d'écorces, de sciures, ou de chutes qui se présentent sous différentes formes : en dosses, délignures, rognures, ou, de plus en plus, en copeaux (plaquettes). La plupart du temps les dosses, délignures et rognures ne présentent que peu d'intérêt en l'état. Aussi sont-elles, à leur tour, réduites en plaquettes. Les sciures sont limitées à la plus petite quantité produite possible et ne représentent qu'un faible volume. De ce fait, les plaquettes sont les produits connexes fortement majoritaires en sortie de scierie. Il est raisonnable d'estimer qu'un tiers du volume du bois approvisionné en scierie est transformé en plaquette en fin de ligne de sciage (ce chiffre demeure imprécis car dépendant des essences et des sections sciées mais aussi des technologies employées).

Quatre débouchés industriels sont possibles pour valoriser ces connexes : le bois-énergie, la pâte à papier, le panneau de particules, et, dans une moindre mesure, l'aménagement paysager. Dans une logique de développement durable, la solution optimale doit être à la fois viable économiquement, écologiquement et socialement. Concernant la production de pâte à papier, ces trois critères ne sont pas antagonistes. En effet, l'industrie papetière est la plus rémunératrice. Elle présente également une demande stable au cours de l'année, et prolonge le cycle carbone du bois. Néanmoins, elle impose le cahier des charges le plus strict, nécessitant notamment une granulométrie maîtrisée. Face à la hausse de la demande de l'industrie du bois-énergie et étant données les contraintes imposées par les papetiers, le risque d'imports de pâte à papier provenant de l'étranger est grandissant si les scieries ne sont pas capables de répondre à ces critères, brisant la logique de circuit-court des bois locaux pourtant très actuelle.

Il existe deux principaux procédés de fabrication de la pâte à papier : le procédé mécanique, qui est le plus « propre », et le procédé chimique. La finalité est la même : déstructurer le bois afin de séparer les fibres entre elles, en préservant du mieux possible la cellulose (constituant des fibres de bois) et éliminant la lignine (la colle qui maintient l'ensemble). Le procédé mécanique nécessite des plaquettes suffisamment petites pour passer dans les mécanismes, à l'exception de plaquettes extrêmement fines qui ne se broieraient pas proprement. Le procédé chimique est surtout demandeur de plaquettes homogènes dimensionnellement : dont les longueurs et épaisseurs sont les plus constantes possibles. Cela est nécessaire à une imprégnation maîtrisée de l'acide (ou de la soude dans le cas du procédé Kraft) qui se fait à des vitesses différentes dans le sens des fibres et dans le sens transverse. Les plaquettes d'un même lot doivent en effet être saturées en acide dans un même laps de

temps. Par ailleurs, ces deux procédés nécessitent un approvisionnement de plaquettes dites « blanches », c'est-à-dire dans lesquelles le taux d'écorce est très faible.

Les scieries, déjà conscientes de ces enjeux, s'équipent de plus en plus de moyens de production permettant de générer de manière privilégiée des plaquettes plutôt que des sciures, des dosses, des délignures ou des rognures : des slabbers (ou canters), et des fragmenteuses. Les premiers permettent d'équarrir les billons en transformant la matière usinée directement en plaquettes. Les secondes permettent de refragmenter les chutes ou des plaquettes trop grosses. Néanmoins, l'optimisation du procédé de génération de plaquettes par canters reste un champ quasiment inexploré. Les scieries industrielles ne possèdent cependant pas la taille critique nécessaire pour assumer des départements ou des activités de recherche et/ou de développement. Aussi, ces procédés sont réglés de manières empiriques et peu d'expériences peuvent être menées sur ces lignes fonctionnant en flux tendu.

Les ressources internationales impliquées dans la recherche concernant ce sujet sont très faibles. Au niveau national, ce n'est que depuis que le LaBoMaP a initié sa contribution au sujet, il y a une dizaine d'année, que la thématique a été investiguée. Dans un premier temps, il a été question de développer les outils de coupes. Puis l'attention s'est portée sur l'optimisation des paramètres de coupe afin d'assurer la bonne fragmentation du copeau en plaquettes. Il a cependant été constaté que ces paramètres sont trop nombreux pour définir une modélisation analytique générale et pertinente du procédé. Aussi, la logique de laboratoire depuis 2015 a été de travailler à la mise en place d'un modèle numérique capable de traiter cette problématique.

Ces travaux de thèses proposent ainsi d'évaluer la faisabilité et le développement d'une approche numérique, discrète, du problème d'optimisation de la géométrie de plaquette pour les scieurs. Cet outil numérique est dédié à l'estimation de l'influence des paramètres du procédé sur la géométrie de plaquettes générées sur les puissances machines requises afin de viser une production mieux maîtrisée et susceptible de mieux répondre aux attentes des industries de la pâte à papier.

Plan de l'étude

Le manuscrit est organisé en cinq parties. La première partie est une synthèse bibliographique concernant à la fois les connaissances actuelles sur le matériau bois, ses procédés de mise en forme par enlèvement de matière et la modélisation numérique du matériau et de sa coupe. L'attention est portée en particulier sur l'influence des paramètres matériau, procédé, et outil sur les efforts de coupe d'une part, et la granulométrie des plaquettes générées d'autre part.

Le second chapitre est consacré à la réalisation et à l'analyse d'expériences de coupe orthogonale visant à valider et quantifier les influences identifiées dans la littérature de certains paramètres de coupe majeurs sur les dimensions des plaquettes (notamment leur épaisseur) et les efforts de coupe. Ces essais ont également pour objectif de servir de références pour juger de la qualité des résultats des simulations numériques développées.

La suite du manuscrit se focalise sur le développement du modèle numérique. Dans un premier temps, un modèle mécanique du bois vert sollicité dynamiquement est établi sur les bases d'expérimentations réalisées dans la littérature.

Le quatrième chapitre définit, quant à lui, l'approche numérique utilisée et, une fois celle-ci établie, présente la calibration des paramètres matériaux nécessaires à la modélisation numérique par la Méthode des Eléments Discrets (DEM) du matériau bois.

Enfin, le cinquième et dernier chapitre porte sur la réalisation de simulations de la coupe. En particulier, une analyse de l'impact des nombreux paramètres numériques supplémentaires requis pour le bon déroulé des simulations est menée et les premiers résultats de simulations sont discutés.

Le document se termine par une conclusion générale suivie d'une proposition de perspectives sur la modélisation mécanique du bois vert, sur l'utilisation de la DEM et enfin sur la modélisation de la coupe du bois vert.

Chapitre 1 : Contexte et étude bibliographique

1.1 Le bois

Le bois est un matériau cellulaire d'origine végétale composé majoritairement de matière organique. Il est lui-même le composant majoritaire des plantes ligneuses (les arbres et arbustes). Malgré une image de matériau « vieux comme le monde » qu'il transmet contre son gré à son industrie, c'est un matériau extrêmement complexe dont de nombreuses propriétés physiques et mécaniques ne sont pas encore bien quantifiées. Il apparaît donc nécessaire de présenter les principales propriétés qui influent directement ou indirectement sur le travail de ce matériau par outil coupant et les connaissances déjà établies à ce sujet.

1.1.1 L'anatomie du bois – un matériau directionnel à toutes les échelles

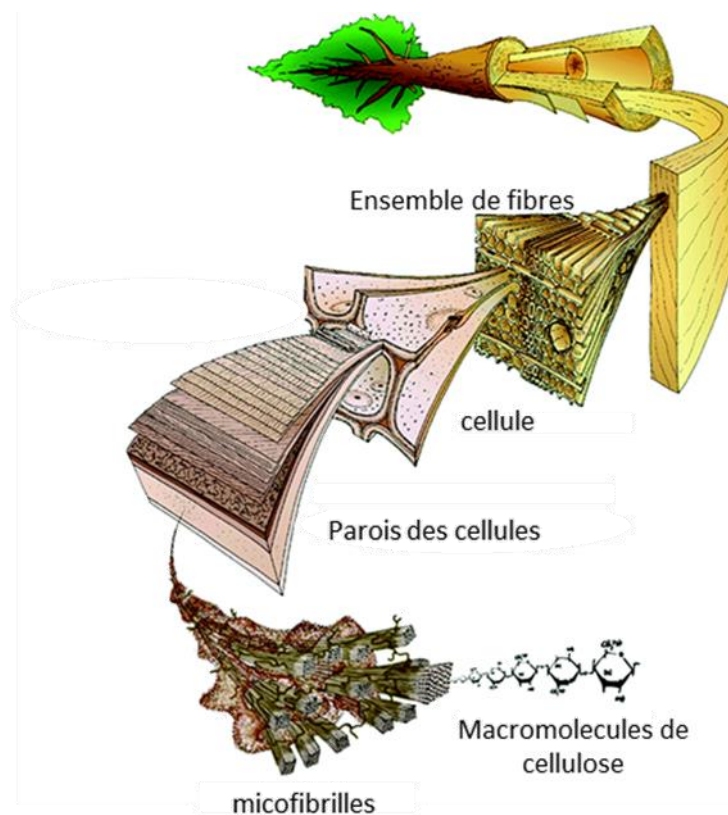


Figure 1.1 : Composition du bois d'après la représentation schématique de Mark Harrington.

Le matériau bois est un matériau composite naturel (Figures 1.1 et 1.2). Du point de vue structural, Il est constitué principalement de cellules, les trachéides, appelées communément « fibres » de par leur nature très élancée. Ces fibres sont noyées dans une matrice, la lamelle mitoyenne. Une cellule de bois est elle-même composée de quatre couches : les couches S3, S2, S1 et la paroi primaire qui la sépare de la lamelle mitoyenne (Figure 1.3). Le centre de la cellule est appelé lumen et est empli soit d'air soit d'eau (soit des deux dans une proportion donnée) selon l'humidité du bois.

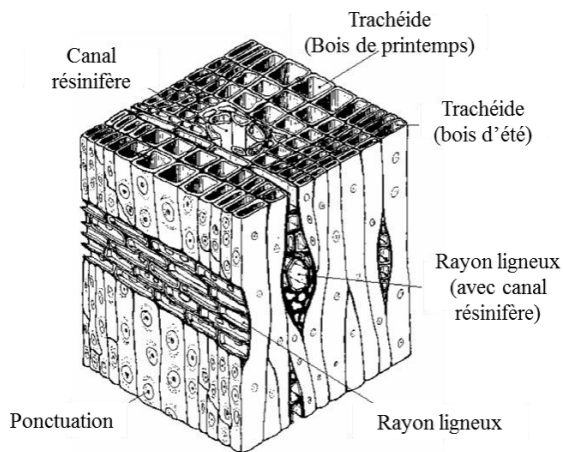


Figure 1.2 : Organisation cellulaire d'un bois résineux (Guitard, 1987).

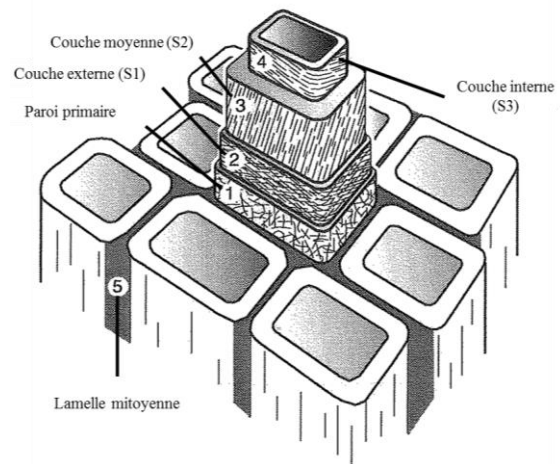


Figure 1.3 : Composition des cellules de bois, traduit de (Holmberg, 1998)

D'un point de vue chimique, trois principaux polymères forment le bois : la cellulose, l'hémicellulose et la lignine. Leur proportion varie en fonction de la localisation dans la cellule. Cette variation est exposée dans la Figure 1.4, d'après des études de P. Navi (Navi & Heger, 2005). Une famille de composée, appelée les extractibles, est négligée de par sa présence en faible quantité et son impact quasi nul sur les propriétés mécaniques du bois.

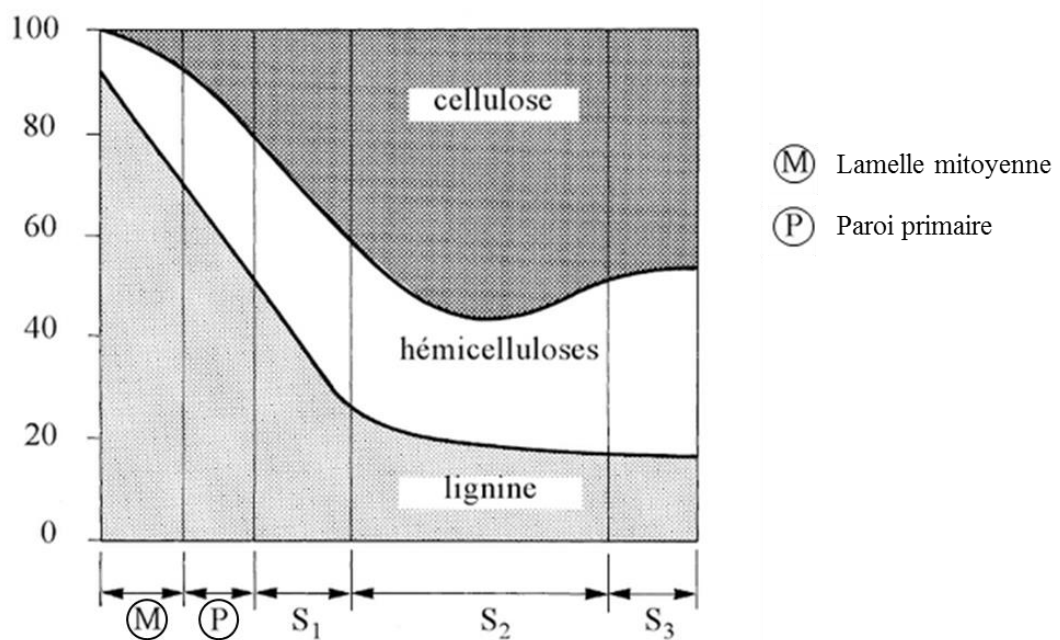


Figure 1.4 : Composition chimique d'une cellule de bois selon la localisation dans la cellule (Navi & Heger, 2005).

1.1.2 Un matériau orthotrope

La structure fibreuse présentée dans le paragraphe précédent confère au matériau bois des propriétés physiques orientées. On parle d'orthotropie cylindrique. L'orthotropie cylindrique (plus rigoureusement appelée anisotropie orthotrope cylindrique) est une caractéristique fortement marquée dans la plupart des bois. De par son anatomie, le bois possède une direction privilégiée, selon la direction dans laquelle il s'est développé. En effet les fibres sont orientées dans cette direction pour assurer l'assise mécanique de l'arbre. Cela est vrai aussi bien pour le tronc de l'arbre que pour ses branches. Il est notable que, celles-ci se développant dans des directions différentes du tronc, elles perturbent localement cette orthotropie.

A petite échelle, l'orthotropie cylindrique peut disparaître pour laisser place à une orthotropie simple (voir Figure 1.5).

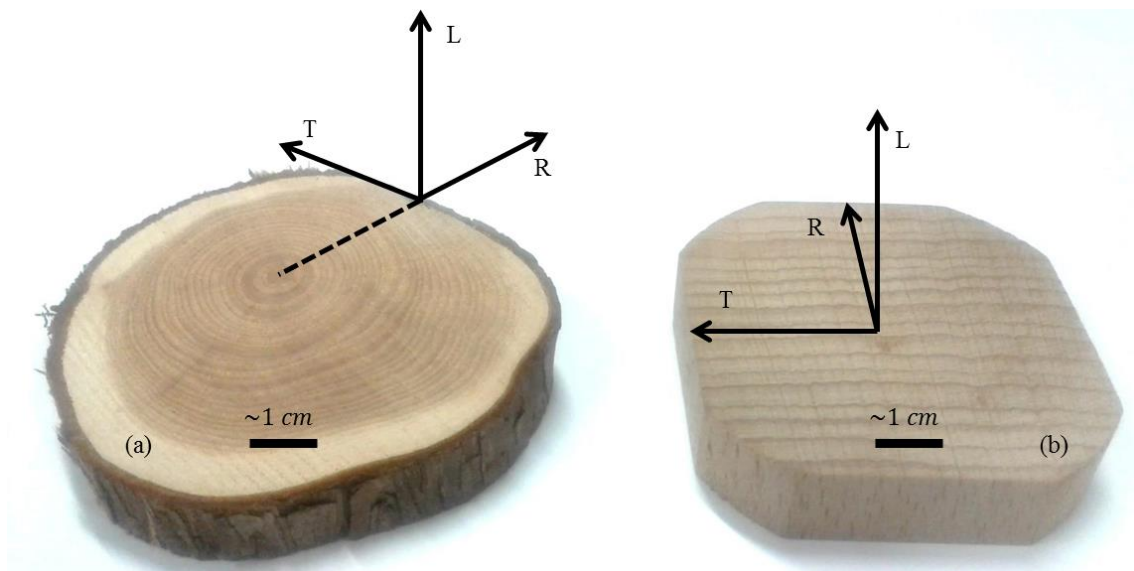


Figure 1.5 : (a) Echantillon de genévrier orthotrope cylindrique. (b) Echantillon de hêtre orthotrope simple.

1.1.3 Un matériau hétérogène

Le bois est un matériau hétérogène à toutes les échelles. A l'échelle de la ressource, deux arbres, ayant poussé dans les mêmes conditions environnementales peuvent présenter des propriétés singulièrement différentes. De plus, au sein d'un arbre le matériau en lui-même varie de sa périphérie vers sa moelle et de ses racines jusqu'au houppier. A l'échelle des centimètres, les branches sont à l'origine de nœuds aux propriétés très différentes en termes d'orientation et de valeurs du reste du bois composant l'arbre. Les hétérogénéités à cette échelle sont critiques lors de la mise en forme du bois par enlèvement de matière. A plus petite échelle, on retrouve encore de nouvelles formes d'hétérogénéités, comme elles auront moins d'importance vis-à-vis de la coupe du matériau, elles ne seront pas détaillées ici.

1.1.4 Un matériau hygroscopique

Les propriétés du bois évoluent en fonction de son humidité (et de sa température dans une moindre mesure). Il existe plusieurs définitions de l'humidité du bois. Dans ce manuscrit, toutes les humidités évoquées seront des humidités dites « sèches », c'est-à-dire correspondant à la proportion massique entre l'eau liquide et le bois. La définition mathématique de l'humidité $H\%$ est donc la suivante :

$$H\% = \frac{m_{eau}}{m_0} \times 100 = \frac{m_H - m_0}{m_0} \times 100, \quad (1.1)$$

Avec m_{eau} la masse d'eau contenue dans un échantillon de bois, m_H la masse totale de l'échantillon et m_0 la masse de l'échantillon à l'état anhydre.

L'eau se trouve sous différentes formes dans le bois sur pieds (Figure 1.6), et ce à différents endroits :

- L'eau libre est présente dans les lumens. Lorsque le bois sèche, cette eau est la première à se vaporiser et à s'évacuer du bois.
- L'eau liée est présente dans les parois cellulaires. Cette eau s'évacue en second lors du séchage du bois, et sa perte entraîne des retraits dimensionnels du bois. Lorsqu'il ne possède plus d'eau libre mais seulement de l'eau liée, le Point de Saturation des Fibres (PSF) est atteint. Par défaut il est dit qu'il est atteint vers 30% d'humidité, mais en réalité le PSF peut s'écarter de plus d'une dizaine de pourcents de cette valeur selon les bois dans un sens comme dans l'autre.

Le bois dit « vert » est du bois dont les cellules contiennent encore de l'eau libre. Son humidité est donc élevée et supérieure au PSF. Dans cet état, l'évolution de son humidité n'entraîne pas de retrait dimensionnel du matériau.

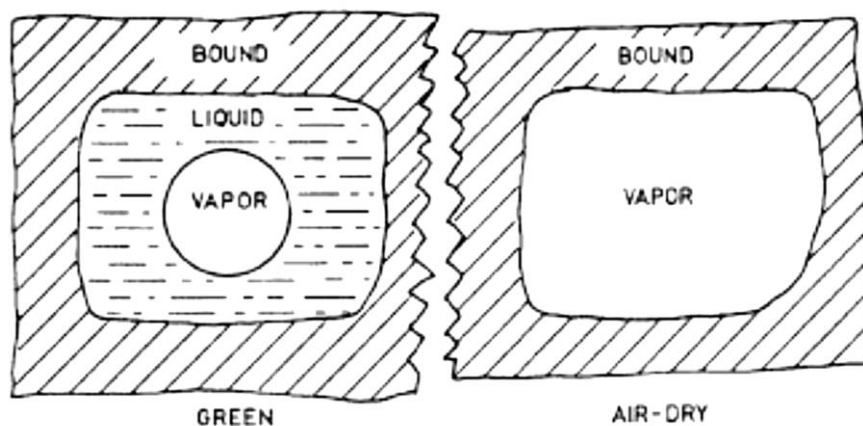


Figure 1.6 : Représentation schématique de l'état de l'eau dans une cellule de bois vert et une cellule de bois séchée à l'air libre (Skaar, 1988).

1.2 Première transformation du matériau bois et sciage

La première transformation du bois s'étend de « l'arrivée du bois en scierie » jusqu'au bois « scié », « tranché », « déroulé », « fendu » ou « déchiqueté » selon l'application finale de ces produits semi-finis (ONF, 2018), voir Figure 1.7. On y adjoint souvent l'industrie de la trituration. La flèche rouge représente les plaquettes produites en scierie et le sujet central de cette étude.

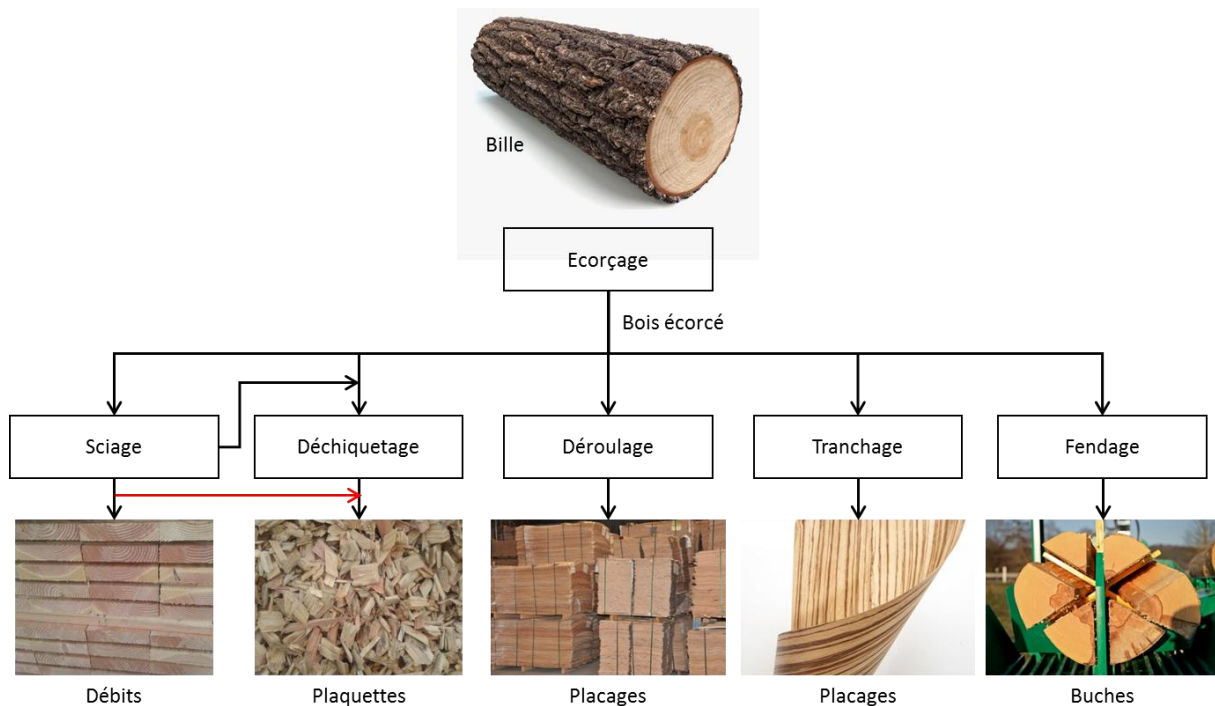


Figure 1.7 : Usages du bois dans la première transformation. La trituration est omise.

Dans l'industrie de première transformation le bois travaillé est « vert » car il est en général frais d'abatage ou n'a que peu amorcé son séchage.

1.2.1 Cas du sciage

1.2.1.1 L'écorçage

Le sciage se fait suivant plusieurs opérations successives : en premier lieu l'écorçage. Il s'agit de retirer l'écorce de la grume afin de protéger les outils coupants utilisés et de ne pas polluer les plaquettes et copeaux avec de l'écorce. En effet, les écorces, en plus d'être plus simples à valoriser séparément du reste de l'arbre, contiennent souvent des corps étrangers comme des minéraux par exemple, dangereux pour l'intégrité de l'outillage.

1.2.1.2 L'équarrissage

La grume écorcée est ensuite généralement surfacée (Figure 1.8) à partir de fraises coniques de grand diamètre (de l'ordre de grandeur du mètre) appelées : slabber si une seule

tête de fraisage est utilisée (en anglais, « slab » désigne une dosse), ou canter si deux têtes de fraisages travaillent en opposition pour usiner deux faces de la grume en une seule passe (en anglais, « cant » signifie équerri). Il est notable pour éviter toute confusion qu'en anglais, l'usage est de parler uniquement de « canter » ou de « chipper-canter », même pour désigner un slabber. Afin de ne pas compliquer la nomenclature, le terme « canter » sera donc utilisé indépendamment du nombre de tête de fraisage, car il est le plus usité dans les métiers de la scierie.

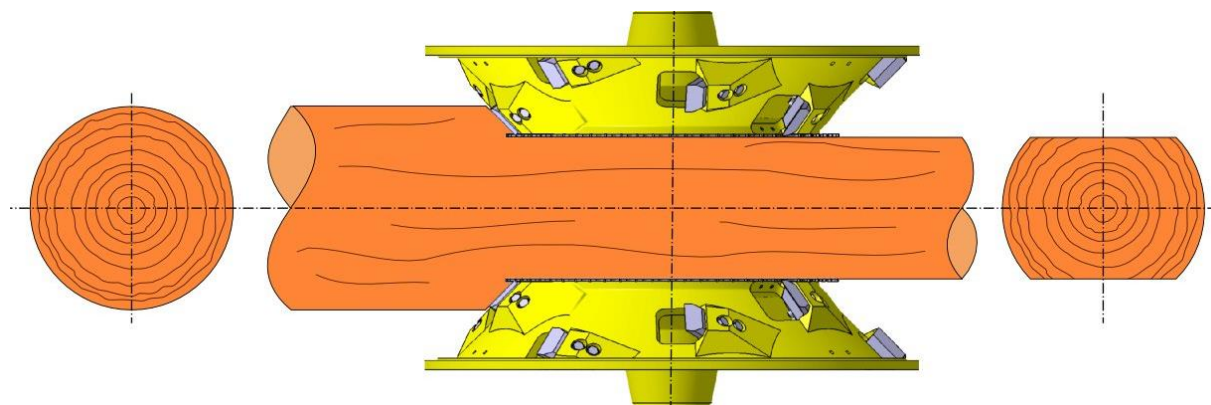


Figure 1.8 : Action d'un canter d'après LBL-Brenta-CD et (Pfeiffer, 2015).

Les outils montés sur ces fraises sont généralement de deux types. Le premier est l'outil de déchiquetage, la majorité du temps, ce sont des couteaux. Ils servent à l'enlèvement de matière. Le second est un outil de finition, il peut s'agir de couteaux prolongeant ceux de déchiquetage avec un angle différent ou d'une scie circulaire rapportée (Figures 1.9 et 1.10). Comme son nom l'indique, cet outil est présent pour assurer l'état de surface désiré sur l'équerri.

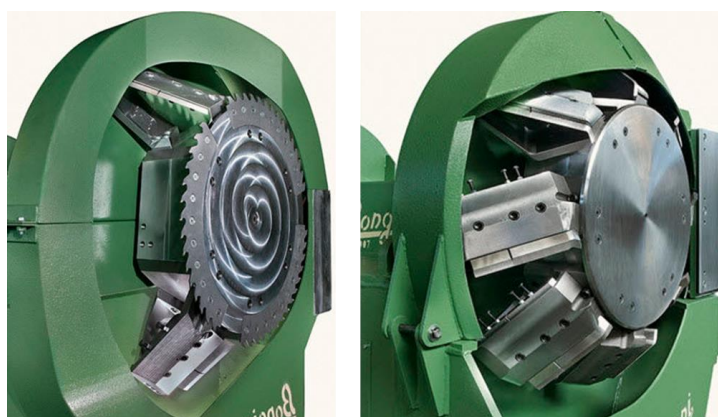


Figure 1.9 : Canter à couteaux longs. A gauche : muni d'une scie circulaire de finition ; à droite : muni de couteaux de finitions (BONGIOANNI s.r.l).

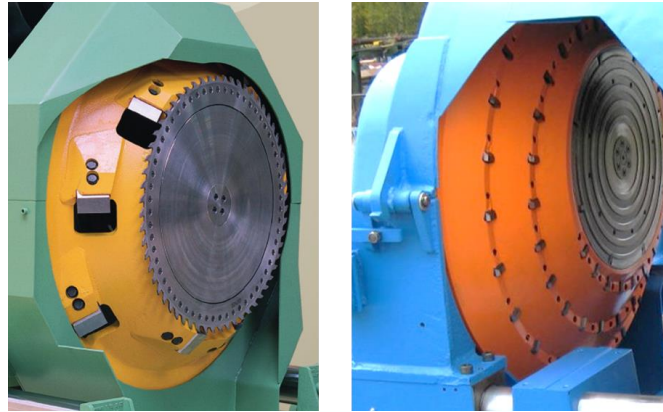


Figure 1.10 : Canter à couteaux courts. A gauche : disposés en hélice (LBL-BRENTA-CD) ; à droite : disposés en spirale (Söderhamn Eriksson AB).

Les couteaux transforment progressivement la partie extérieure de la grume en plaquettes. En effet, sous l'action de ceux-ci, le copeau se délite en fragments. Ce phénomène est illustré par la Figure 1.11.

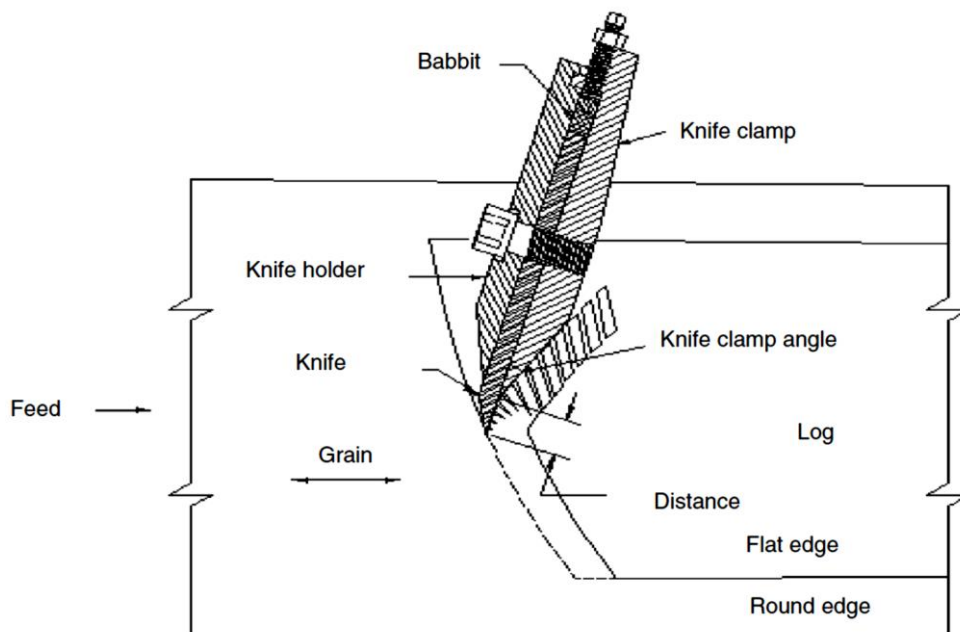


Figure 1.11 : Action d'un couteau de canter sur le billon et fragmentation du copeau en plaquettes (Hernandez & Quirion, 1995).

1.2.1.3 Le débit

Les billes ainsi équarries sont ensuite débitées par des unités de sciages de têtes puis de reprises (équipées de scies circulaires ou à ruban) pouvant être associées à d'autres canter. La Figure 1.12 représente cette étape réalisée par deux trains de scies circulaires.

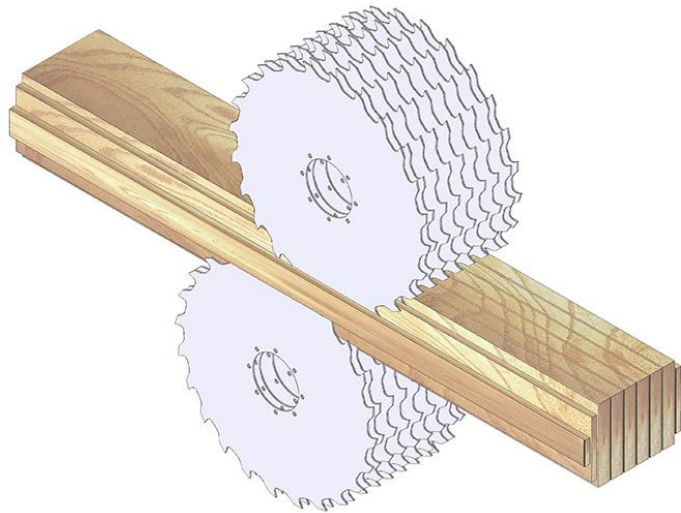


Figure 1.12 : Débit d'un équarri par deux trains de scie circulaires (LINCK Holzverarbeitungstechnik GmbH).

1.2.2 Les directions de coupe

Du fait de l'anisotropie du bois, la direction de coupe revêt une importance capitale dans les mécanismes mis en jeu lors de l'enlèvement de matière. C'est par ailleurs un des paramètres qui différencie les divers procédés de coupe liés à la première transformation du bois.

E. Kivimaa et W. McKenzie, sont les deux auteurs de référence sur l'étude des procédés de coupe du bois, et c'est la nomenclature qu'ils ont défini au milieu du siècle dernier qui est d'usage encore aujourd'hui. (Kivimaa, 1950) décrit trois principaux modes de coupe : la coupe longitudinale, la coupe radiale, et la coupe tangentielle. Le mode est régi par l'angle formé entre la direction de coupe et la direction des fibres du bois. Lorsque la direction de coupe est parallèle au fil du bois, la coupe est dite longitudinale (B). Lorsqu'elle est parallèle à la direction transverse, la coupe est dite transverse (A), et la logique est la même pour la coupe radiale (C). La Figure 1.13 représente schématiquement ces directions dans une coupe de bois, les flèches correspondent à la direction d'avance de l'arête de coupe.

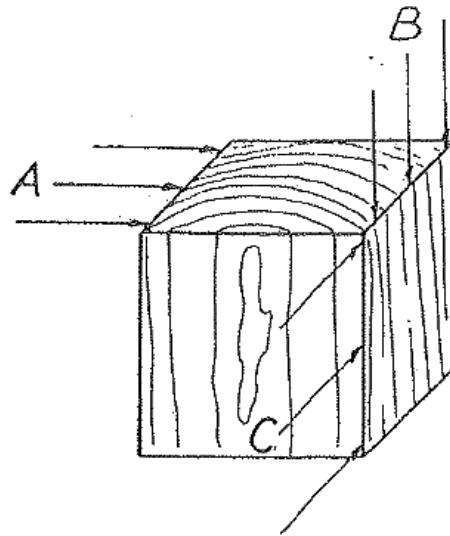


Figure 1.13 : Les différents mode de coupe (Kivimaa, 1950).

(McKenzie, 1961) a apporté un second degré de définition dans les directions de coupe en ajoutant une seconde direction indicatrice. Les modes de coupes définis sont nommés « $90^\circ - 90^\circ$ », « $90^\circ - 0^\circ$ » ou « $0^\circ - 90^\circ$ ». Le premier angle renseigné dans le nom du mode est celui formé entre l'arête de l'outil et le fil du bois tandis que le second est l'angle formé par la trajectoire de l'outil et le fil. C'est cette terminologie qui est majoritairement utilisée aujourd'hui. La Figure 1.14 ci-dessous représente la nouvelle schématisation, les traits non terminés par des flèches symbolisent l'arête de coupe.

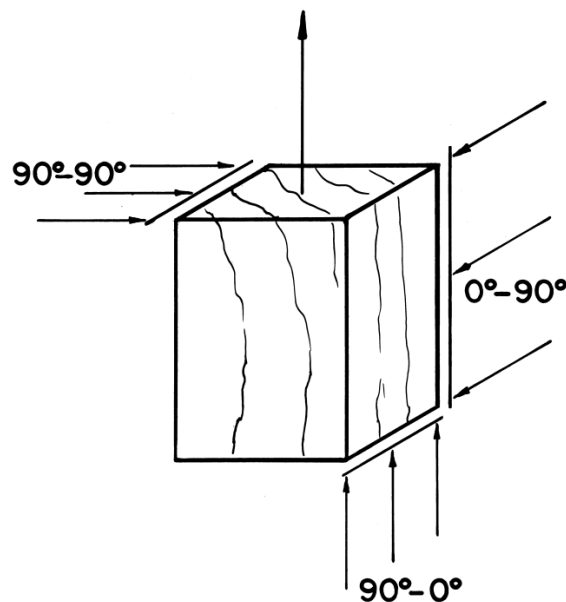


Figure 1.14 : Les différents modes de coupe (McKenzie, 1961).

L'opération d'équarrissage peut être comparée à de la coupe $90^\circ - 90^\circ$ car phénoménologiquement c'est le mode de coupe dont elle se rapproche le plus. Cependant ce n'est pas parfaitement exact. Un modèle cinématique (voir Figure 1.15) a été développé pour

illustré l'évolution des angles de coupes au cours de l'opération de surfacage (Pfeiffer et al., 2014).

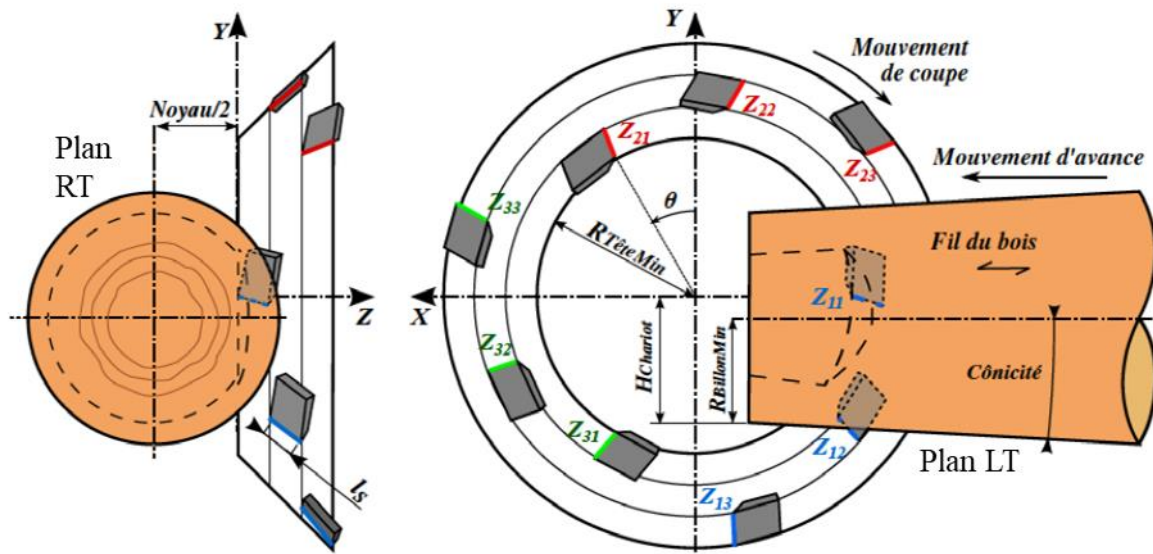


Figure 1.15 : modèle cinématique de coupe par canter d'après (Pfeiffer et al., 2014).

La coupe par canter, pour être précise, doit être exprimée comme de la coupe $\kappa^\circ - GD^\circ$, avec κ et GD deux angles variant au cours de la coupe. L'arête de coupe présente un angle de 45° par rapport au fil du bois dans le plan LR et un angle variant de façon sinusoïdale au cours du temps dans le plan LT. L'angle dans la direction de coupe évolue de la même façon que le précédent.

1.2.3 Les efforts de coupe

Les efforts de coupe générés lors du procédé d'équarrissage sont élevés pour des opérations d'usinage du fait des sections coupées (environ $30 \times 25 \text{ mm}^2$, mais elles sont très variables). Le modèle développé dans ces travaux se doit d'approcher au mieux ces efforts afin de permettre d'étudier les puissances requises par ce procédé. L'étude traite des facteurs influençant les efforts de coupe, pas uniquement dans le cas de l'équarrissage à cause du manque de données mais également dans le cas de la coupe du bois en général.

1.2.3.1 Le matériau

L'essence

Les essences de bois possèdent des propriétés si variées entre elles que le résultat d'une simple comparaison peut s'avérer complexe à analyser. En effet, l'essence est une « macropropriété » englobant des écarts de propriétés mécaniques multiples et importants d'une essence à l'autre. En mesurant au préalable les propriétés mécaniques d'échantillons de bois, il est possible d'estimer, dans une certaine mesure, les efforts de coupe lors d'une opération de fraisage en s'affranchissant du paramètre « essence » (Eyma et al., 2004).

La masse volumique

La masse volumique ρ d'un échantillon de bois est défini comme suit à une humidité H donnée :

$$\rho = \frac{m_H}{V_H}, \quad (1.2)$$

avec m_H et V_H respectivement la masse et le volume de l'échantillon à l'humidité H .

Une seconde définition, très fréquemment utilisée est l'infradensité ρ_i , c'est-à-dire le rapport entre la masse volumique de l'échantillon de bois à l'état anhydre m_0 et son volume lorsqu'il est saturé en eau V_s :

$$\rho_i = \frac{m_0}{V_s}. \quad (1.3)$$

Si l'influence linéaire de la masse volumique sur les efforts de coupe est communément admise, elle est régulièrement remise en question car la corrélation est relativement faible. Deux écoles « s'affrontent ».

D'une part, (Kivimaa, 1950) met en évidence une relation linéaire entre infradensité et efforts de coupe avec une très bonne corrélation, tout comme (Grönlund, 1988).

D'autres auteurs, notamment (Chardin, 1958) et (Koch, 1964) montrent qu'une régression linéaire est peu efficace. La tendance obtenue lors de leurs essais étant en effet linéaire mais avec une corrélation faible et un nombre de points aberrants conséquent.

Enfin, il est possible de trouver des contre-exemples forts. (Gonçalves et al., 1997) en ayant réalisé des essais de coupe sur 10 essences brésiliennes a montré que les efforts de coupe pouvaient être élevés même sur des essences à faible infradensité et plus faible sur des essences plus denses.

Cependant, les conclusions de la plupart des études citées convergent sur l'affirmation que cette relation est correcte dans le cas d'une étude concernant une seule essence de bois.

L'humidité

Etant donné que l'humidité influe sur les propriétés mécaniques du matériau de façon significative (Guitard, 1987; Kollmann & Côte, 1968; Ross, 2010), elle présente forcément des conséquences sur les efforts de coupe.

(Kivimaa, 1950) a porté son attention sur ce paramètre dans le cas de l'usinage du bouleau et a montré que pour une humidité de 10% il obtenait des efforts de coupe maximum, décroissants lentement en dessous ou au-dessus de cette humidité jusqu'à atteindre des efforts quasiment constants passé le PSF. L'humidité maximum testée était seulement de 50%. S'il paraît pertinent de supposer qu'une fois le PSF atteint, le remplissage partiel des lumens ne provoque pas de conséquences fortes sur les efforts de coupe, à très haute humidité, une fois le bois et les lumens complètement saturés d'eau, il n'est pas certain que la conclusion précédente demeure toujours applicable. Une hypothèse est avancée sur ce phénomène section 3.5.1. L'observation d'un maximum local à faible humidité est quant à elle sans doute liée à un maximum de rigidité du bois autour de cette humidité comme mesuré par (Neuhaus, 1983)

sur de l'épicéa, entraînant des efforts plus élevés qu'à d'autres humidités où sa rigidité est plus basse.

La température

Toujours dans le cadre de l'usinage du bouleau (Kivimaa, 1950) a montré que les efforts de coupe diminuent avec l'augmentation de la température quelle que soit la direction de coupe. Ceci de façon linéaire sauf autour de 0° où un palier net a lieu du fait de la transition entre eau gelée et eau liquide. Cette étude a été menée entre -15°C et 80°C . A nouveau, ce comportement semble corrélé avec l'évolution des propriétés mécaniques du matériau sur cette plage de température (Hernández et al., 2014).

Les singularités

La présence de nœuds a un impact sur les efforts de coupe. En effet les nœuds sont souvent plus denses que le reste du bois et présentent une fibre à l'orientation très différente (presque orthogonale dans la plupart des cas) de celle du bois sans défaut. Traverser un nœud lors de la coupe peut avoir des impacts différents selon les directions de coupe. Lors d'essais de coupe orthogonale, tangentielle, sur de l'épinette blanche, la présence de nœud décuple localement les efforts dans la direction de coupe (Caceres et al., 2018).

1.2.3.2 Le procédé

La largeur coupée

Il est communément admis que la largeur de coupe a une influence proportionnelle sur les efforts de coupe.

L'épaisseur (moyenne) de copeau

Dans le cadre de la coupe orthogonale, l'épaisseur de copeau est constante. Quand le problème est généralisé aux procédés traditionnels de fraisage, il est plus avisé de traiter de l'épaisseur moyenne de copeau car celle-ci évolue au fur et à mesure de la coupe, le copeau formant une « virgule ».

L'épaisseur moyenne du copeau (à ne pas confondre avec l'épaisseur des plaquettes, voir Figure 1.16) correspond en fait à la longueur des plaquettes. Elle présente aussi une influence linéaire sur les efforts de coupe (Martin & Sales, 1994) ce qui est souvent repris dans les modèles analytiques usuels de calcul des efforts de coupe.

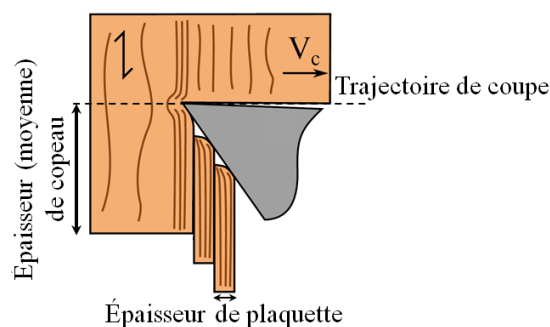


Figure 1.16 : Fragmentation du copeau en plaquettes d'après (Pfeiffer, 2015)

La direction de coupe (par rapport au fil)

La direction de coupe influe sur les efforts de coupe à cause de l'anisotropie du matériau. En employant la notation de Kivimaa, les études s'accordent et indiquent que la coupe selon le mode Transverse (A) génère des efforts plus importants que la coupe en mode Longitudinal (B) qui sont eux aussi plus importants que les efforts engendrés par la coupe en mode Radial (C) (Franz, 1958; Kivimaa, 1950; Martin & Sales, 1994).

Plus récemment, pour une application liée à l'équarrissage, cela a été réévalué avec une variation d'angle plus fine et cohérente avec ce procédé par S. Kuljich (Kuljich et al., 2013). Quatre directions ont été testées : $0^\circ - 90^\circ$, $15^\circ - 75^\circ$, $30^\circ - 60^\circ$, $45^\circ - 45^\circ$. Les conclusions de cette étude montrent que les efforts étaient maximums en direction $45^\circ - 45^\circ$, intermédiaires en coupe $0^\circ - 90^\circ$ et minimum en $15^\circ - 75^\circ$ et $30^\circ - 60^\circ$. A une échelle encore plus fine, mais des sections cependant très éloignées de celles s'apparentant à la présente étude, des essais de fraisages du bois ont été réalisés en coupe $90^\circ - GD$ avec GD variant intégralement sur 180° (Costes et al., 2004; Goli et al., 2009). Les deux études montrent que les efforts de coupe sont étroitement liés à GD , avec des forces mesurées pouvant évoluer du simple au quintuple.

La vitesse de coupe

Le matériau bois, surtout à son état « vert », étant visqueux, ses propriétés mécaniques sont dépendantes de sa cinématique de sollicitation. Donc même si la vitesse de coupe est considérée comme un paramètre non influant sur les efforts (ou plus précisément, dont la combinaison de ses influences le rend négligeable) de coupe du bois sec (Chardin, 1954; McKenzie, 1961), il est possible que des différences soient relevées lors de l'usinage du bois vert.

1.2.3.3 L'Outil

La dent de l'outil de coupe (Figure 1.17) est définie par son matériau, sa géométrie (trois angles), et son acuité d'arête. Les trois principaux angles de coupe liés à la dent sont : son angle d'attaque α (ou angle de coupe), son angle de taillant β , et son angle de dépouille γ . L'étude des angles d'outils doit respecter la règle suivante : la somme des trois angles le décrivant est toujours égale à 90° . Il est donc impossible de faire varier un angle donné sans faire varier au moins l'un des deux autres.

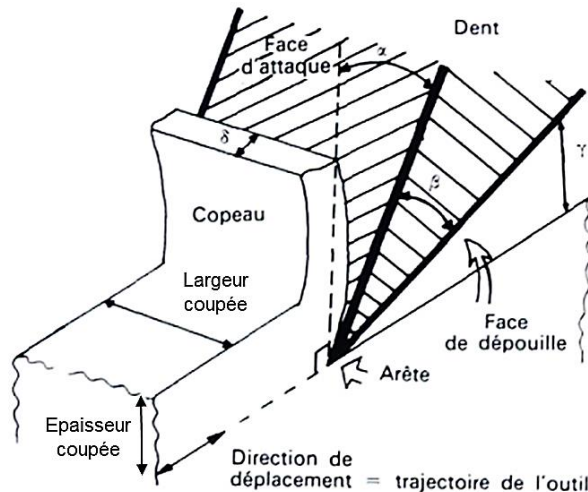


Figure 1.17 : Paramètres de coupe liés à l'outil et au copeau d'après (Sales, 1990).

Matériau et revêtement

Le matériau de l'outil et son revêtement peuvent avoir une influence sur le coefficient de frottement avec le bois usiné, de ce fait les efforts peuvent être orientés différemment dans l'espace selon le matériau choisi. Cependant on peut supposer que cet impact reste très limité par rapport à d'autres critères précédemment cités liés au matériau usiné et aux paramètres du procédé.

(Kivimaa, 1950) a testé trois différents types d'alliages, de l'acier à faible teneur en carbone, de l'acier à haute teneur en carbone et du carbure de tungstène. Des efforts initiaux différents sont mis en exergue mais Kivimaa les impute à des différences d'acuité mais ne met pas en cause les matériaux. Après 1 km de bois usiné, les efforts divergent par contre fortement du fait de l'usure beaucoup plus rapide des couteaux en acier. En faisant le parallèle entre puissance de coupe et usure de l'outil, recouvrir des inserts de nitrure de chrome a permis de diminuer l'usure dans le temps des outils (Djouadi et al., 2000). En sus, ce dépôt semblait réduire également la puissance consommée dès l'état initial et donc les efforts de coupe.

Angle d'attaque (ou de coupe)

Généralement, une augmentation de l'angle d'attaque diminue les efforts de coupe (Chardin, 1954). E. Kivimaa (Kivimaa, 1950) remarque néanmoins, qu'entre 43° et 55° selon les configurations testées, la tendance s'inverse et les efforts de coupe augmentent.

Dans le cas de l'équarrissage, l'angle de coupe peut s'avérer en effet important à maîtriser. S. Kuljich (Kuljich et al., 2013) montre une influence bien définie en accord avec les observations de A. Chardin : son augmentation diminue les efforts de coupe.

Cependant, cet angle ne peut être augmenté indéfiniment sous peine d'obtenir un outil extrêmement fragile et peu résilient.

Angle de bec (ou de taillant)

L'Angle de taillant n'a pas une influence forte sur les efforts de coupe, qui sont principalement induits par l'angle de coupe. Néanmoins, un angle de taillant trop faible

fragilise l'outil et il existe un angle limite, fonction du matériau de l'outil et de la direction de coupe, pour lequel la vitesse d'usure de l'outil augmente très fortement.

Angle de dépouille

Comme l'angle de taillant, l'angle de dépouille n'a pas d'influence notable sur les efforts de coupe mais est régi par deux limitations. D'une part, il est nécessaire pour éviter le talonnement, et nécessite d'être suffisamment grand pour faire son office. D'autre part, il ne doit pas dépasser une certaine grandeur (généralement fixée à 15°) afin que l'angle de bec et l'angle d'attaque puissent être assez grands pour assurer des conditions de coupes optimales.

Acuité de l'arête

(Chardin, 1954) en ayant affuté un outil (scie à ruban) avec deux meules différentes (grains de 30 microns ou 100 microns), obtient une décroissance nette des efforts avec la meule aux grains les plus fins. L'effet est encore plus remarquable lors des essais d'usures (Chardin, 1954; Kivimaa, 1950) où les efforts croissent fortement avec l'usure de l'outil. La difficulté lors de ces essais afin de donner des effets quantifiés est la méthode de mesure de l'acuité d'arête.

1.3 La valorisation des plaquettes

1.3.1 Les critères de qualité des plaquettes pour l'industrie papetière

L'industrie papetière définit des critères de qualité sur les dimensions des plaquettes qu'elle approvisionne (Figure 1.18). On trouve des critères normatifs, mais également plus élaborés issus de certains travaux de recherche. La norme faisant référence est la (SCAN-CM 40 01, 2001). Elle classe les plaquettes par épaisseur (voir Figure 1.19) et donne le moyen de quantifier la proportion de plaquettes d'une production donnée dans chacune des classes d'épaisseur. Le principe est celui du criblage : la production est tamisée par cinq grilles aux dimensions normées successivement. Les plaquettes retenues par une grille sont attribuées à une catégorie allant de « trop grosses » à « fines ». En fonction de leur catégorie, les plaquettes peuvent être soit refusées, soit acceptées, ou encore acceptées mais dévalorisées par le papetier.

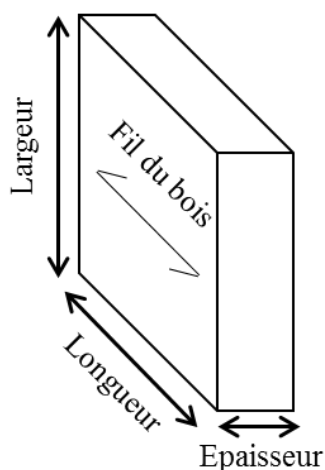


Figure 1.18 : Dimensions d'une plaquette.

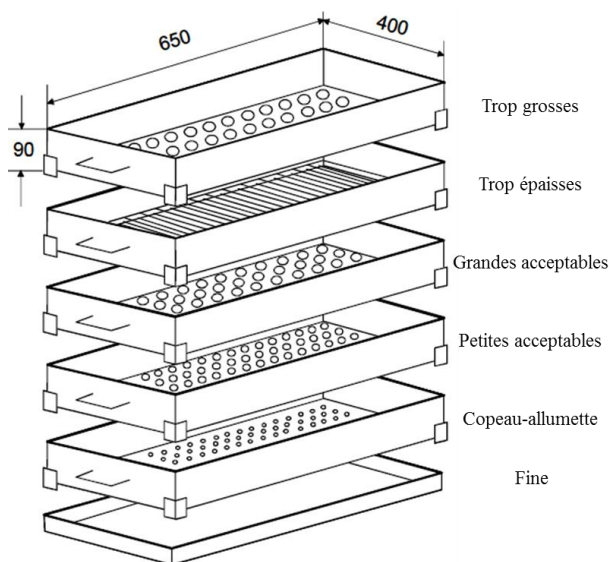


Figure 1.19 : Tamisage et classes d'après la norme (SCAN-CM 40 01, 2001).

En plus du critère de taille, l'importance est mise sur la régularité de la taille des plaquettes dans une production (Akhtaruzzaman & Virkola, 1979; Brännvall, 2017).

1.3.2 L'optimisation du procédé de fraisage

Les critères influant sur l'épaisseur des plaquettes et la régularité de cette dimension sont très nombreux. De même que pour les efforts, les propriétés affectant majoritairement les dimensions des plaquettes sont classables dans les trois mêmes catégories :

1.3.2.1 *Le matériau*

Le premier jeu de paramètres ayant un effet sur l'épaisseur des plaquettes est lié aux propriétés physiques du matériau usiné.

L'essence

R. Hernández (Hernández & Quirion, 1995) a montré que les plaquettes générées lors d'essais d'usinage par canter de deux essences résineuses différentes (le sapin baumier et l'épinette blanche) présentaient des proportions différentes selon les classes de la norme SCAN-CM 40:01. Néanmoins les différences n'étaient que de quelques pourcents voire moins d'un pourcent dans chaque classe. Finalement l'impact de l'essence de bois n'est que peu étudié car c'est une « macro-propriété » englobant beaucoup de « sous-propriétés » à la fois.

La masse volumique

Parmi ces « sous-propriétés », sans descendre à l'échelle anatomique, on peut citer la masse volumique. C. Cáceres (Cáceres et al., 2015) a étudié l'influence de ce paramètre, et plus finement de la proportion de bois d'été et de bois de printemps (donc de la variation de densité au sein de l'arbre). Cette étude montre, dans le cas de deux provenances présentant des vitesses de pousses différentes, et donc de densité, que plus la densité du bois est grande, plus les plaquettes générées ont tendances à être fines. Si la cause n'est pas identifiée précisément, les densités mesurées étaient corrélées aux propriétés mécaniques (résistance en flexion et au cisaillement quasi-statiques).

L'humidité et la température

Au-dessus de 0 °C et en dessous de 40 °C, l'humidité du bois n'affecterait pas suffisamment ses propriétés mécaniques à l'origine de la fragmentation des plaquettes pour en changer les dimensions (Hernández et al., 2014). Par contre en dessous de 0 °C, à cause des problématiques de gel de l'eau au sein du bois, cette affirmation ne serait plus vraie. Il a d'ailleurs été observé que dans des conditions de coupes similaires, les plaquettes produites étaient généralement plus fines en hiver (au Canada) qu'en été (Hernández & Boulanger, 1997).

Les singularités

L'influence de la présence de singularités (bois de réaction, bois de tension, bois de compression) n'a pas été étudiée mais peut potentiellement avoir un impact sur la fragmentation des plaquettes puisque ces zones de bois présentent des propriétés mécaniques et physiques différentes du bois sans défaut. Il en est de même pour les nœuds, les ruptures dans le bois ayant tendance à suivre le fil.

1.3.2.2 *Le procédé*

Largeur coupée

La largeur coupée est directement égale à la largeur des plaquettes. Plus cette grandeur est élevée, plus les plaquettes générées sont épaisses (Cáceres et al., 2015; Hernandez & Lessard,

1997). Néanmoins, une relation entre ces deux mesures n'est pas identifiée plus précisément car elle semble influencée par d'autres paramètres (épaisseur coupée, provenance, etc...). Les épaisseurs de plaquettes augmentent au maximum de 20% pour une largeur coupée doublant entre environ 12.5 mm et environ 25 mm.

Epaisseur coupée

L'épaisseur coupée est égale à la longueur des plaquettes lorsque la coupe est parfaitement perpendiculaire à la fibre, ou de façon plus générale, lorsque la direction de coupe forme un angle GD avec le fil du bois :

$$longueur = \frac{\text{épaisseur coupée}}{\cos(GD)} \quad (1.4)$$

La longueur des plaquettes, à un impact quasi linéaire sur l'épaisseur des plaquettes. Cela a été remarqué par (Hartler, 1963; Twaddle, 1997; Curti et al., 2017) sur des dispositifs expérimentaux différents.

Direction de coupe

Certaines lignes de sciage sont équipées d'un système permettant de régler le positionnement de l'axe de la grume par rapport à celui du canter, permettant de l'excentrer plus ou moins par rapport au centre de rotation du canter, donnant ainsi accès à des directions de coupe plus ou moins parallèles à la fibre du bois. On parle de hauteur de la bille. Ce paramètre semble très efficace pour faire varier les géométries de plaquettes générées afin de viser une production donnée. En effet, éloigner les deux axes permet de diminuer l'épaisseur des plaquettes générées (Kuljich et al., 2017; Laganière, 2004). Notons que le positionnement de la grume influe en réalité sur deux sous-paramètres : la direction de coupe et l'angle d'attaque mais qu'ils n'ont pas été traités indépendamment dans les travaux cités.

Vitesse de coupe

L'effet de la vitesse de coupe a été investigué par R. Hernandez (Hernandez & Boulanger, 1997). Seulement, les travaux ont étudié l'effet de modifications dans la vitesse de rotation des canters à vitesse d'avance constante, donc ils modifient également l'avance par dent (l'épaisseur coupée). Les résultats sont d'ailleurs similaires à ceux observés lors de l'étude de l'influence de l'épaisseur coupée : plus elle est faible, plus les plaquettes générées sont fines. A nouveau B. Laganière (Laganière, 2004) a étudié l'effet de la vitesse d'avance à vitesse de rotation constante et inversement, donc indirectement, l'épaisseur coupée est modifiée, et l'épaisseur de plaquette suit encore la même tendance que l'épaisseur coupée.

1.3.2.3 L'outil

Matériau et revêtement

Il n'existe pas d'étude portant sur l'influence du matériau du couteau et de son revêtement sur l'épaisseur des plaquettes générées. Dans le cas d'un outil neuf, il est possible de supposer que l'influence doit être très faible (bien que des angles de frottements peuvent

conduire à un chargement de la matière différent lui aussi). Néanmoins, l'usure du couteau n'est, quant à elle, pas anodine et le matériau et son revêtement influent évidemment sur la vitesse d'usure de l'outil et sa durée de vie.

Angle d'attaque

(Hernández & Quirion, 1995) ont réalisé des essais d'équarrissage en utilisant deux systèmes de fixations de couteaux sur un canter, donnant un angle d'attaque (et de dépouille en conséquence) différent à l'outil. La configuration présentant l'angle d'attaque le plus grand a généré les plaquettes les plus fines.

Angle de bec

L'influence de l'angle de bec sur l'épaisseur des plaquettes produites n'a pas été explorée lors de l'équarrissage. On peut cependant s'intéresser aux travaux de (Buchanan & Duchnicki, 1963). Les conditions expérimentales sont peu comparables à l'équarrissage car les essais sont quasi-statiques et en configuration de déchiquetage, mais les essais montrent que l'augmentation de l'angle de bec entraîne l'augmentation de l'épaisseur des plaquettes. Néanmoins, ces essais n'étant pas réalisés à angle d'attaque constant, il n'est pas possible de confirmer que cette tendance est uniquement due à la modification de l'angle de taillant.

Angle de dépouille

L'influence de l'angle de dépouille n'a pas été étudiée dans le cadre de l'équarrissage. La face de dépouille n'étant pas censée être une face active si le talonnage est correctement évité, cet angle ne doit à priori pas présenter d'influence sur l'épaisseur de plaquette.

Acuité d'arête

(Ghosh et al., 2015) n'ont pas relevé d'influence flagrante de la récession d'arête sur la granulométrie des plaquettes générées, par contre, (Nati et al., 2010) ont mis en évidence une corrélation entre l'usure des outils et une augmentation globale de l'épaisseur des plaquettes forestières générées par des broyeurs.

1.3.2.4 Synthèse

Comme évoqué dans la partie introductive, une telle multiplicité des paramètres influençant la géométrie de plaquette pousse à les investiguer à l'aide d'une approche numérique.

La multitude de paramètres ayant une influence certaine mais identifiée de façon imprécise, à la fois sur les efforts de coupe et la géométrie des plaquettes générées, rend l'estimation de ces grandeurs extrêmement difficile à partir des paramètres « d'entrée ». La section suivante va donc s'attacher à mettre en avant les différentes modélisations existantes des efforts de coupe et de géométrie de plaquette.

1.4 La modélisation de la coupe du matériau bois à l'échelle mésoscopique

Il paraît nécessaire dans un premier temps de clarifier le terme mésoscopique qui est dépendant du contexte dans lequel il est employé. Elle se situe entre le macro (échelle de l'arbre, mètre) et le micro (échelle de la fibre, dizaine de microns) se positionnant donc du millimètre jusqu'à la dizaine de centimètres. Il s'agit donc de l'échelle où sont observés et à laquelle vont être modélisés les phénomènes que nous allons chercher à reproduire pour étudier la fragmentation du bois en plaquettes lors de la coupe.

1.4.1 Mécanique des Milieux Continus (MMC) pour un milieu orthotrope

Le comportement bois, est très dépendant de la direction et du sens de sollicitation de celui-ci. Il est complexe et sa modélisation est un point notable de la problématique de la présente étude. Son comportement détaillé sera décrit dans le chapitre 3. Tant que l'on reste dans le domaine des petites déformations, ce comportement peut être considéré comme élastique orthotrope. Dans ce contexte, la loi de Hooke s'écrit :

$$\begin{pmatrix} \sigma_L \\ \sigma_R \\ \sigma_T \\ \sigma_{RT} \\ \sigma_{TL} \\ \sigma_{LR} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1-\nu_{RT}\nu_{TR}}{E_R E_T \Delta} & \frac{\nu_{RL}+\nu_{TL}\nu_{RT}}{E_R E_T \Delta} & \frac{\nu_{TL}+\nu_{RL}\nu_{TR}}{E_R E_T \Delta} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu_{LR}+\nu_{LT}\nu_{TR}}{E_T E_L \Delta} & \frac{1-\nu_{TL}\nu_{LT}}{E_T E_L \Delta} & \frac{\nu_{TR}+\nu_{TL}\nu_{LR}}{E_T E_L \Delta} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu_{LT}+\nu_{LR}\nu_{RT}}{E_L E_R \Delta} & \frac{\nu_{RT}+\nu_{LT}\nu_{RL}}{E_L E_R \Delta} & \frac{1-\nu_{LR}\nu_{RL}}{E_L E_R \Delta} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2G_{RT} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2G_{TL} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2G_{LR} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_{RT} \\ \varepsilon_{TL} \\ \varepsilon_{LR} \end{pmatrix} \quad (1.5)$$

où

$$\Delta = \frac{1-\nu_{LR}\nu_{RL}-\nu_{RT}\nu_{TR}-\nu_{TL}\nu_{LT}-2\nu_{LR}\nu_{RT}\nu_{TL}}{E_L E_R E_T}. \quad (1.6)$$

Dans cette équation on retrouve les 6 composantes du tenseur des (petites) déformations, $\varepsilon_L, \varepsilon_R, \varepsilon_T, \varepsilon_{RT}, \varepsilon_{TL}, \varepsilon_{LR}$, et les 6 composantes du tenseur des contraintes de Cauchy, $\sigma_L, \sigma_R, \sigma_T, \sigma_{RT}, \sigma_{TL}, \sigma_{LR}$, toutes exprimées dans la base définie par les directions d'orthotropie L, R et T. Par ailleurs, 12 grandeurs, qui n'ont pas encore été définies dans les sections précédentes, interviennent dans cette équation et représentent le comportement élastique du matériau. Il s'agit des trois modules d'Young E_L, E_R et, des six coefficients de poisson $\nu_{LR}, \nu_{RL}, \nu_{TL}, \nu_{LT}, \nu_{RT}, \nu_{TR}$ et des trois modules de cisaillement G_{LR}, G_{RT} et G_{LT} .

A partir de la matrice de rigidité (ou de souplesse) du matériau, il est possible de calculer un module d'Young dans une direction donnée par la réponse dans cette direction du matériau soumis à un chargement de traction (ou compression) dans cette même direction. Ce module peut être calculé en exprimant la matrice de rigidité dans une base comportant cette direction.

Il est par ailleurs fréquent de caractériser l'évolution de module de rigidité dans une direction donnée à partir de l'équation de Hankinson (Hankinson, 1921) qui est utilisée pour exprimer le module d'Young du bois en compression uniaxiale en dehors de ses directions principales. Soit $E(\theta)$ le module d'Young du bois dans une direction formant un angle θ avec la direction des fibres, alors, d'après l'équation d'Hankinson :

$$E(\theta) = \frac{E(0^\circ) \cdot E(90^\circ)}{E(0^\circ) \cdot \sin^n \theta + E(90^\circ) \cdot \cos^n \theta} \quad (1.7)$$

n , généralement approximé à 2, est une valeur dépendante à la fois de l'essence testée, du type de sollicitation, et de la propriété estimée (car l'équation d'Hankinson permet également de modéliser l'évolution d'autres propriétés mécaniques « hors axes »).

Cette formulation présente l'avantage de nécessiter uniquement la connaissance des modules d'Young du matériau afin d'estimer son module contrairement à la première solution qui nécessite une matrice de rigidité entièrement déterminée ; ceci tout en préservant une estimation fidèle aux modules mesurés (Radcliffe, 1965; Yoshihara, 2009).

1.4.2 Les modèles analytiques de prédiction des efforts et de la géométrie du copeau

Si les modèles analytiques de la coupe développés pour les métaux sont nombreux (Ehmann et al., 1997), dans le cas particulier du matériau bois, les hypothèses utilisées s'appliquent difficilement et les travaux sont plus rares.

(Franz, 1958) a établi un modèle exprimant l'état des contraintes au sein du bois dans le cas de la coupe 90° - 0° . Cette orientation correspond au déchiquetage mais pas à l'équarrissage. D'autres auteurs ont étudié la formation de copeau et les contraintes associées dans le bois (Huang & Hayashi, 1973; Koch, 1964; Stewart, 1971), mais uniquement (McKenzie, 1962) a exprimé un modèle de coupe 90° - 90° plus proche de la configuration d'équarrissage reliant efforts de coupe et contraintes dans le bois.

Concernant précisément l'équarrissage, il n'existe pas de modèle prenant en compte l'état de la matière, ni la formation de plaquettes.

1.4.3 Les modèles de coupe Eléments Finis

Lorsque l'on parle de modélisation mécanique d'un milieu continu, la méthode usuelle employée est la Méthode des Eléments Finis (FEM par anglicisme pour Finite Element Method). Il convient donc de faire un état des lieux des atouts de la méthode pour répondre à notre problématique.

La FEM consiste à proposer une interpolation continue des champs recherchés (déplacements, températures, ...). Pour cela, le domaine est maillé, c'est-à-dire décomposé en un ensemble d'éléments de formes simples. Les champs de déplacement (ou d'autres

grandeurs physiques) aux seins des éléments sont interpolés par des lois mathématiques en fonction des données connues aux nœuds.

Les chercheurs intéressés par la mécanique du matériau bois se sont plutôt bien approprié l'outil et la littérature y faisant appel est conséquente (Mackerle, 2005).

Concernant l'usinage du bois, des auteurs ont développé un modèle FEM de la coupe du bois pour observer la déflexion des cellules et l'effet de l'acuité d'arête de l'outil de coupe utilisé sur les efforts de coupe (Caughley & King, 2003; Le-Ngoc & McCallion, 2000). Dans une approche similaire l'influence d'un biseau sur l'outil de déroulage sur les contraintes générées par le procédé dans le bois usiné par la FEM a été démontrée (Decès-Petit et al., 1995, 1999).

La localisation des fissures du bois post-usinage a également fait l'objet de travaux de la part de (Stehr & Östlund, 2005). Enfin (Uhmeier & Persson, 1997) ont réussi à modéliser la séparation d'une plaquette dans le cas du déchiquetage par la FEM. Le problème étant que les maillages sont fixes et les zones de ruptures prédéfinies. (Holmberg, 1998) à petite échelle a simulé le passage d'un couteau dans un petit échantillon de bois contenant seulement deux cernes mais a obtenu des résultats encourageant avec un comportement cohérent même si non quantitatif.

L'inconvénient principal de la FEM, lorsqu'elle est utilisée pour modéliser des phénomènes dynamiques incluant beaucoup de fragmentation du domaine, est son manque de robustesse. Même si la gestion des contacts et de la séparation des éléments est grandement simplifiée en utilisant la XFEM (Dolbow et al., 2001), une extension de la FEM permettant la prise en compte des propagations de fissures, le suivi des fractures et surtout des multiples contacts entre surfaces dans un contexte de grands déplacements reste problématique. Ce défaut la rend incompatible avec le développement d'un modèle dont un des deux objectifs premiers est de prédire l'apparition de fissures multiples et d'en suivre l'évolution. C'est afin de palier à ces obstacles que le choix est fait d'étudier l'apport d'une approche particulière.

1.4.4 Les modèles Eléments Discrets

1.4.4.1 *L'histoire de la méthode*

La modélisation par la DEM (pour Discrete Element Method), ou méthode discrète en français, des milieux continus est très récente et s'est démocratisée dans les années 2000. Historiquement, cette méthode a été développée en 1979 par (Cundall & Strack, 1979), appelée à ce moment Méthode des Eléments Distincts. Elle était basée sur la dynamique moléculaire dans le but de modéliser des assemblages granulaires. La méthode s'est fortement développée dans cette optique, et est aujourd'hui très utilisée pour modéliser des flux de particules de tailles variées dans des systèmes complexes (Grains alimentaires dans des silos, pilules médicinales, sols). Les premières approches d'un matériau « continu » ont lieu dans les années 2000 afin de représenter des céramiques ou des agrégats rocheux. Ainsi est né le second principal domaine d'application de la DEM : l'étude des roches et des bétons. Bien que modélisables comme des milieux continus, ces matériaux n'en demeurent pas moins des

agrégats de particules. Le troisième champ d'applications, est plus rare mais, est celui dans lequel s'inscrivent les présents travaux : il s'agit de la modélisation de matériaux purement continus en les discrétisant numériquement. La littérature sur ce sujet est beaucoup plus restreinte. La méthode est très flexible et peut aussi bien être appliquée à l'usinage de matériaux métalliques (Eberhard & Gaugele, 2012) que composites (Iliescu et al., 2010; Le et al., 2016; Maheo et al., 2015). Elle a également été utilisée pour simuler le procédé de soudage par friction malaxage (Terreros, 2013), nécessitant un couplage thermomécanique fort. (Gras, 2011; Roux, 2016) ont quant à eux employé la méthode afin de simuler la réponse de matériaux organiques à des sollicitations mécaniques telles que les systèmes musculo-tendineux.

1.4.4.2 La modélisation de la coupe du bois

La modélisation de la coupe du bois par la DEM a été investiguée très tôt dans le développement de cette méthode (Ohta & Kawasaki, 1995; Sawada & Ohta, 1995, 1997). Les auteurs parlaient plutôt d'EDDEM pour « Extended Distinct Element Method », car ils alignaient les éléments discrets sur une grille régulière orientée selon les mêmes directions que le bois. Ces études menées uniquement en 2D étaient appliquées au déroulage. Elles ont démontré la faisabilité d'application de cette méthode aux problématiques de coupe et de fissuration du bois. Cependant, faute de calibration précise, les efforts calculés par le modèle étaient loin de ceux observés expérimentalement.

(Pfeiffer, 2015) a initié des travaux dans ce sens en élaborant un modèle DEM cette fois-ci tridimensionnel visant à la simulation de la coupe du bois vert en fraisage et déroulage. Tout comme les études citées plus haut, les résultats se sont montrés encourageants, notamment dans les faciès de ruptures obtenues et la fragmentation multiple du matériau (Figure 1.20), mais les grandeurs physiques n'ayant pas été calibrées, aucune donnée n'a pu être calculée grâce au modèle.

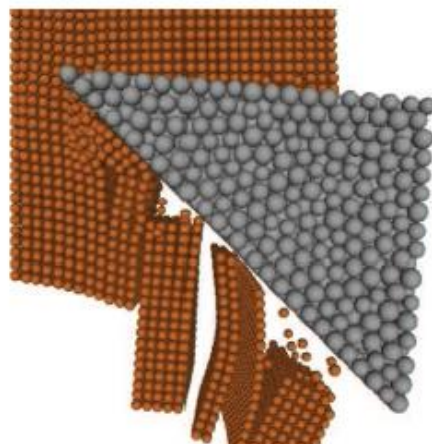


Figure 1.20: Simulation de la coupe par la DEM (Pfeiffer et al., 2015).

Chapitre 2 : La coupe du bois vert

2.1 Introduction et principe des essais

La littérature a permis d'identifier l'influence de divers paramètres sur la fragmentation du copeau lors de l'équarrissage du bois vert. Néanmoins, les paramètres régissant les efforts de coupe générés par ce procédé ne sont pas encore quantifiés. Les mécanismes de coupe ainsi que l'état de la matière dans la zone de coupe sont très peu connus dans le cadre de l'équarrissage. (Pfeiffer, 2015) et (Kuljich et al., 2013) se sont récemment attachés à l'étude de ce problème. Le procédé de déchiquetage dispose d'une littérature plus fournie. Ce procédé « cousin » de l'équarrissage donne des indications sur les phénomènes mis en jeu lors de l'équarrissage mais elles ne sont pas toutes transposables à ce dernier. La principale faiblesse de cette comparaison réside dans les directions de coupe différentes des deux procédés. Dans le cadre de l'équarrissage, sans l'être parfaitement, le bois est sollicité de manière tangentielle, puisque la direction de coupe est parallèle aux cernes de croissance. Dans le cas du déchiquetage, il est à la fois sollicité radialement et tangentiellement, l'outil traversant l'intégralité de la section de tronc (ou de branche) et tous les cernes.

Restent les travaux généraux menés sur l'usinage du bois lors de la seconde transformation, c'est-à-dire très similaire au fraisage comme entendu conventionnellement dans l'usinage des matériaux métalliques. Etant donné le caractère hygroscopique du bois, on ne peut pas considérer les généralités connues sur l'usinage du bois sec comme forcément valides dans le cas du bois vert. En effet, la plupart des caractéristiques mécaniques du bois sont très sensiblement réduites dès qu'on utilise le bois à l'état vert (Kollmann, 1968). L'homothétie à faire en termes de sections coupées est également forte. Si en seconde transformation l'épaisseur moyenne de copeau est de l'ordre du millimètre, voire moins selon les opérations, elle est de plusieurs centimètres au cours de la coupe par canters.

L'objectif de la présente étude expérimentale est donc de compléter l'information disponible sur l'influence des principaux paramètres de coupe lors de l'usinage (à fortes sections) du bois vert sur les efforts de coupe, tout en vérifiant que les géométries de plaquettes obtenues sont bien en concordance avec les résultats de la littérature. On apportera une attention particulière à la régularité de la fragmentation. Les relations et tendances identifiées serviront de point de comparaison afin de valider le modèle numérique de coupe présenté et développé dans les chapitres suivants.

Pour mener à bien cette étude, en traitant chaque paramètre indépendamment, le procédé de coupe orthogonale (rabotage) sur Machine-Outil à Commande Numérique d'Usinage Grande Vitesse (MOCN UGV) a été privilégié (Figure 2.1) pour ses avantages suivants :

- Il permet une instrumentation très flexible car les fraiseuses à commande numérique possèdent des codeurs incrémentaux à haute résolution permettant de connaître les positions des éléments mobiles en temps réel. De plus, la table d'usinage est un environnement propice à l'implémentation de capteurs externes additionnels.
- Les efforts admissibles par ce type d'équipement sont relativement importants et permettent de retirer des sections importantes. Elles sont de plus, pour la plupart, très rigides.

- Cette configuration de coupe permet d'isoler les paramètres liés au procédé désirés car toutes les grandeurs sont paramétrables de manière indépendante et sont répétables au cours d'un essai.
- L'utilisation d'un mouvement linéaire simplifie grandement la détermination des positions et orientations dans la matière facilitant l'interprétation des résultats.

Notons néanmoins son principal défaut qui est de ne pas permettre une vitesse de coupe aussi élevée que sur un canter (2 m/s contre environ 60 m/s pour un canter), et des efforts tout de même moindres que lors de l'équarrissage. Les conditions de coupe (surtout en termes de vitesse) sont toutefois nettement supérieures à celles d'essais quasi-statiques comme nous le montrerons par la suite.

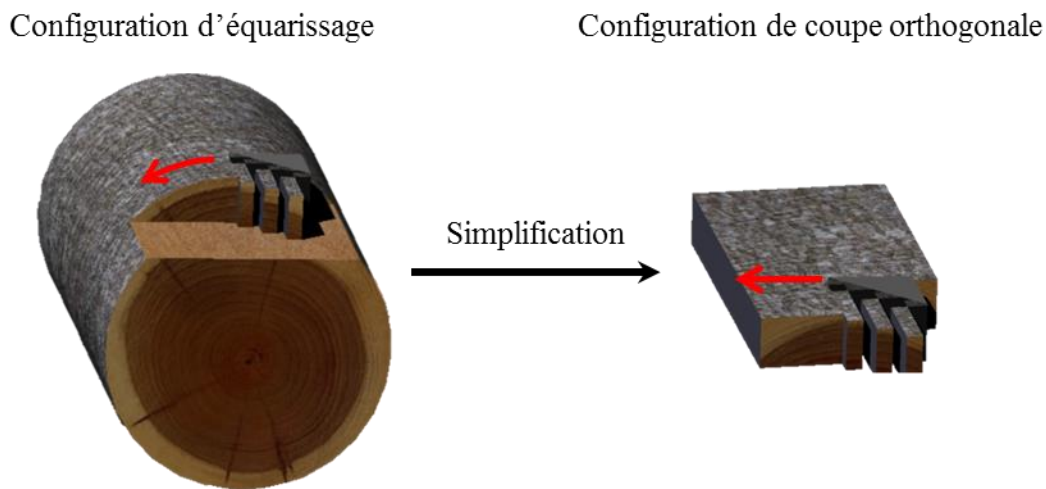


Figure 2.1 : Simplification de l'opération d'équarrissage (mouvement courbe) en opération de coupe orthogonale (mouvement linéaire).

2.1.1 La coupe orthogonale

2.1.1.1 Nomenclature

L'opération de coupe orthogonale (on parle également de « rabotage ») possède un vocabulaire propre qu'il convient d'utiliser et qui diffère de celui de l'équarrissage ou même du fraisage en général. Des grandeurs égales peuvent porter des noms différents. Le Tableau 2.1 propose un parallèle entre les deux nomenclatures afin d'éviter les ambiguïtés.

Tableau 2.1 : Nomenclature des essais de rabotages

Fraisage	Rabotage	Sur la plaquette	Notation
Avance à la dent	Epaisseur coupée	Longueur	h
Profondeur de passe	Largeur coupée	Largeur	b
Vitesse de coupe	Vitesse de coupe	N/A	V_c
Vitesse d'avance	N/A	N/A	N/A

Dans la suite de ce chapitre, ainsi que dans les deux suivants, le vocabulaire utilisé sera celui de la coupe orthogonale (rabotage). La troisième colonne du Tableau 2.1 indique également la correspondance entre les paramètres de coupe et les dimensions des plaquettes générées dans le cas de rabotage $90^\circ - 90^\circ$. En effet, si on considère que longueur – largeur – épaisseur des plaquettes correspondent aux directions longitudinale – radiale – tangentielle, dans ce cas particulier la longueur des plaquettes correspond à l'épaisseur coupée et la largeur à la largeur coupée. Dans le cas où la direction du fil varie, ce parallèle n'est plus exact pour la longueur de plaquette (voir Figure 2.2) mais un calcul trigonométrique permet de la recalculer aisément.

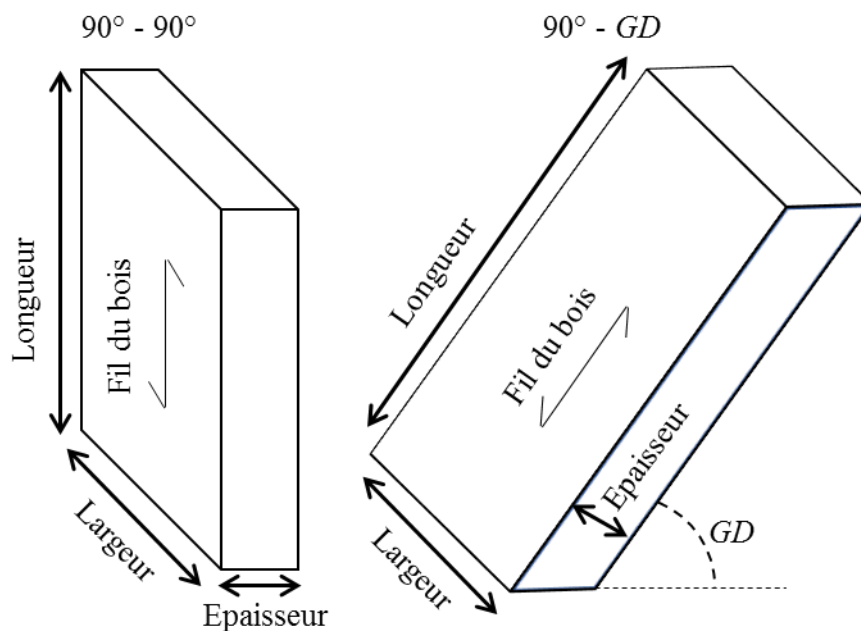


Figure 2.2 : Géométries des plaquettes produites en coupe 90° - 90° et 90° -GD.

2.1.2 Plan d'expérience

Une étude exhaustive de chaque paramètre identifié dans le premier chapitre comme influençant les efforts de coupe ou la fragmentation du copeau serait extrêmement ambitieuse. De plus, comme indiqué dans l'introduction, ce n'est pas la stratégie qui a été adoptée pour ces travaux de thèse. Aussi, des choix ont dû être effectués parmi les paramètres à étudier expérimentalement, ceux-ci sont basés sur des critères parfois subjectifs mais les sous-sections suivantes visent à expliciter les raisons de ces choix. Les paramètres retenus sont de natures variées : la section du copeau $h \times b$, la direction de coupe GD, la vitesse de coupe V_c , et l'angle de bec β . Le mode de coupe a également fait l'objet d'observations (Figure 2.3).

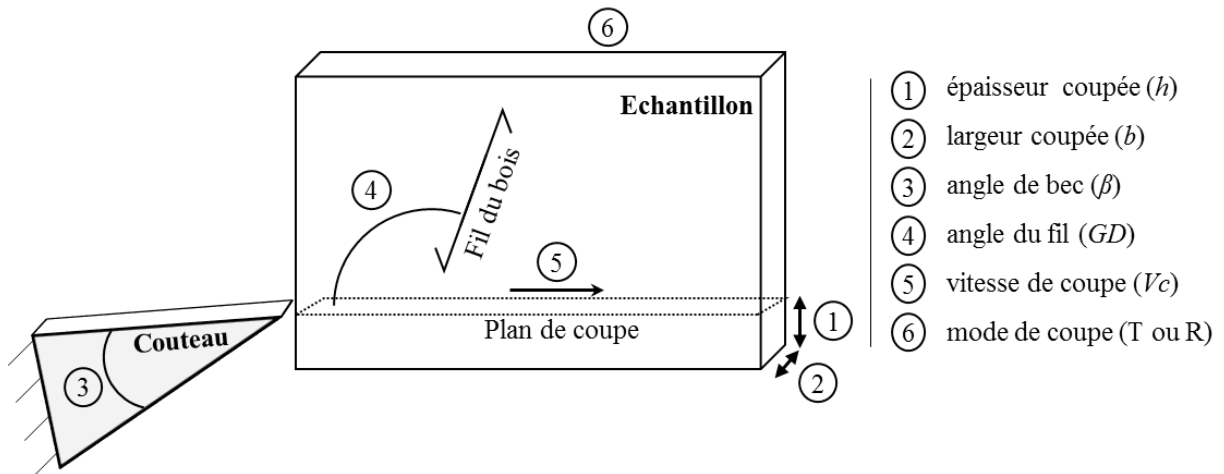


Figure 2.3 : paramètres de coupe retenus.

2.1.2.1 Section du copeau

La section du copeau ($h \times b$) est le critère fondamental régissant les efforts instantanés de coupe en usinage. Les deux grandeurs associées seront considérées séparément.

Largeur de coupe (b)

Seulement deux modalités de largeurs coupées ont été testées car il s'agit du paramètre sur lequel les effets sont connus dans la plage admissible de nos équipements les efforts étant généralement directement proportionnels à la largeur coupée. Les essais se font donc à titre de vérification avec les modalités choisies de 5 mm et 10 mm. Ces largeurs permettent de limiter les efforts de coupe tout en assurant une cohésion des plaquettes correcte comme il a pu être constaté lors des essais. Une largeur coupée plus fine entraînerait un risque de décohésion de la plaquette comme observé par (Pfeiffer, 2015) suivant les cernes ou toute autre singularité du bois entraînant une instabilité de fragmentation. Une largeur plus élevée générerait quant à elle des efforts trop importants réduisant les plages admissibles pour les autres paramètres de coupe plus « intéressants » car les essais présentés se font en limites de capacité de la MOCN (blocage de l'axe linéaire de la machine).

Épaisseur coupée (h)

L'état de l'art réalisé en premier chapitre montre que ce paramètre a déjà fait l'objet de plusieurs études dont les conclusions étaient une influence linéaire sur les efforts de coupe. Cependant la variabilité de ces résultats et la diversité des mécanismes de coupe décrits justifient que ce paramètre fasse l'objet d'une étude complémentaire. En particulier, chacune des études évaluant l'impact sur la fragmentation du copeau ont été conduites sur une plage relativement restreinte qui ne permet pas de décrire dans le même environnement expérimental une plage étendue et complète de variation d'épaisseur. Le parti pris a été d'étudier une plage la plus large possible dans les limites des moyens d'essais disponibles afin de disposer d'observations à même d'affiner le modèle de coupe proposé.

Les modalités de ce paramètre vont du millimètre jusqu'à 15 mm. Ainsi les sections coupées maximum seront de $10 \times 15 \text{ mm}^2$. Cette dimension précise a été étudiée par (Pfeiffer,

2015) et les efforts enregistrés avec un ensemble de paramètres proche de celui qui est employé, montrent des efforts à la limite de ceux considérés comme admissibles par notre montage de rabotage.

2.1.2.2 Direction de coupe (GD)

Les études présentées dans l'état de l'art ont montré que la position du billon n'est pas anodine au cours de l'équarrissage car elle modifie la cinématique de la coupe, notamment l'angle GD formé entre la direction de coupe et la direction du fil du bois ainsi que l'angle d'attaque (Kuljich et al., 2013; Laganière, 2004). Une limitation de ces travaux est la faible plage d'angles testés car l'étude ne concerne que des arbres de faibles diamètres. Hors les canters européens, et entre autres français, usinent des arbres aux diamètres bien plus importants et nécessitent donc des connaissances sur une plage plus étendue.

En conséquence, ce contexte impose d'étudier l'influence de cet angle (qu'on appellera GD) lorsqu'il varie de 10° à 110° . La littérature ayant déjà montré que la coupe à contre-fil est peu recommandée, l'attention sera portée sur les angles inférieurs à 90° et en particulier de 40° à 90° . Le plan d'expérience initial est d'adopter des pas de 5° avec 6 répétitions à chaque fois, hormis pour les très faibles angles (10° , 20° et 30°) où seulement 3 répétitions sont visées. Ceci dû au fait que ces angles sont extrêmement complexes à atteindre pour les canters actuels car ils leur demanderaient d'avoir un diamètre colossal (plusieurs mètres). Ces angles sont donc étudiés à titre purement exploratoire.

2.1.2.3 Vitesse de coupe (V_c)

Bien que la vitesse de coupe soit souvent considérée comme un facteur de second ordre pour la mesure des efforts de coupe, les vitesses accessibles par l'outillage utilisé (2 m/s maximum) sont éloignées (plus d'une décade) de celles de travail des canters (environ 60 m/s). Ce paramètre n'a pas non plus été étudié dans le cas précis de l'équarrissage sauf pour faire varier indirectement l'avance à la dent, mais il n'a pas été isolé. Les dispositifs expérimentaux qui permettraient de couper des sections importantes à des vitesses élevées sont plus des outils balistiques que des machines outil standard même UGV. C'est probablement la raison principale qui explique le peu de travaux menés sur ce paramètre. Cette problématique est d'ailleurs transversale au LaBoMaP qui réfléchit et développe depuis plusieurs années un banc de rabotage instrumenté à haute vitesse et haute capacité. Il est donc pour le moment souhaitable d'étudier l'effet d'une variation d'une décade dans la vitesse de coupe avec le dispositif actuel. Bien sûr, les résultats obtenus ne pourront pas être considérés comme parfaitement extrapolables à des vitesses plus élevées mais le dispositif en cours de développement pourra potentiellement apporter une réponse plus aboutie à cette problématique dans le futur.

2.1.2.4 Angles de coupe (angle d'attaque α et angle de bec β de l'outil)

Les expérimentations récentes de coupe orthogonales menées par S. Kuljich (Kuljich et al., 2013) montrent une diminution des efforts avec l'augmentation de l'angle d'attaque de 35° à

45° et plus. Une étude visant donc à confirmer cette tendance est mise en place. Quatre couteaux standards de canter réaffûtés présentant des angles de bec plus faibles, augmentant d'autant les angles d'attaques seront utilisés.

L'étude sera ainsi effectuée avec quatre modalités d'angle de bec : 32°, 35°, 38° et 40°. Il a été remarqué que les scieries apprécient l'emploi de couteaux à l'angle de bec proche de 35°. Donc la plage ciblée englobe cette valeur. Il n'a pas été jugé nécessaire de discrétiser plus finement cette plage car on s'attend à des variations d'efforts faibles qui risquent d'être peu perceptibles avec des variations de moins de 3° d'autant plus en intégrant la variabilité des échantillons intrinsèque au bois. Chaque essai est réalisé avec 5 répétitions.

2.1.2.5 *Mode de coupe*

Ce paramètre est très particulier. On ne peut pas le modifier sur un canter car il est inhérent à la profondeur de la dosse retirée et dans l'optique du développement d'un modèle numérique, le travail est envisagé uniquement en sollicitation tangentielle. Néanmoins il n'en reste pas moins intéressant puisqu'un canter travaille en coupe mixte radiale-tangentielle la plupart du temps (les cernes forment un angle de quelques degrés avec la direction de coupe). En coupe parfaitement tangentielle, l'effet des alternances de cernes est négligeable car ils sont parallèles à la direction de coupe. La coupe radiale permet, elle, d'observer proprement l'effet de cette alternance de cernes sur la coupe. Dix éprouvettes purement « radiales » ont donc été préparées et rabotées.

2.1.2.6 *Récapitulatif*

L'ensemble des paramètres étudiés, leurs modalités, et le nombre d'échantillons associés à chaque étude sont résumés dans le Tableau 2.2. Des échantillons peuvent être réutilisés dans plusieurs études, donc la somme totale de la troisième colonne (184) ne correspond pas tout à fait au nombre d'essais menés (174).

Notons également qu'une douzaine d'essais additionnels ne seront pas traités dans ce mémoire car les éprouvettes présentaient des singularités (principalement des nœuds) jugées acceptables initialement mais ayant finalement entraîné des arrachements de matière très importants ce qui aurait conduit à des interprétations potentiellement erronées.

Tableau 2.2 : Paramètres de l'étude et modalités associées

Paramètres	Valeurs	Nombres totaux d'échantillons
Epaisseur coupée	1 à 15 mm	41
Largeur coupée	5 et 10 mm	41
Direction de coupe	10° à 110°	55
Vitesse de coupe	0,2, 0,6 et 2 m/s	17
Angle de coupe	32°, 35°, 38°, 40°	16
Direction	T majoritairement, ou R	10 (R)

2.1.3 Epreuves de coupe orthogonale

2.1.3.1 Géométrie des éprouvettes

La géométrie des éprouvettes est présentée dans les Figures 2.3 et 2.4. Le schéma représente une éprouvette typique. Les grandeurs chiffrées sont constantes lors de tous les essais. Les trois grandeurs restantes (direction du fil, épaisseur coupée et largeur coupée) sont variables.

Une éprouvette typique est un échantillon de hêtre, coupé en dosse, qui mesure $105 \times 100 \times 10 \text{ mm}^3$ et présentant un fil perpendiculaire à la direction de coupe ($GD = 90^\circ$).

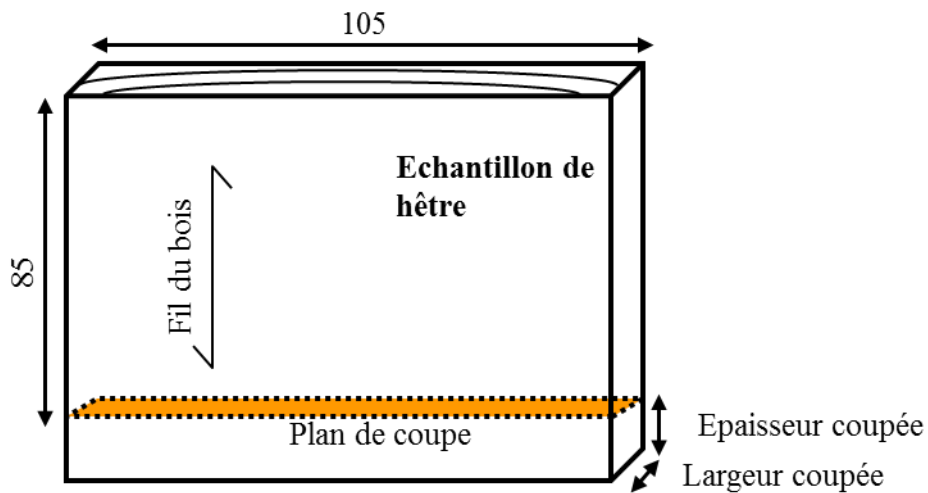


Figure 2.4 : Schéma des éprouvettes de rabotage.

2.1.3.2 Réalisation des éprouvettes

Le bois est approvisionné sous la forme de plots courts d'un mètre de long, 300 mm de découvert et 21 mm d'épaisseur. Les opérations d'usinages afin d'obtenir les éprouvettes sont les suivantes :

- 1) Débit des écorces sur scie circulaire pour préparer les plateaux.

- 2) Rabotage du plateau pour mise à l'épaisseur jusqu'à 10 mm (ou 5 mm selon les échantillons à réaliser au sein du plateau).
- 3) Débit sur MOCN (voir Figure 2.5) de l'éprouvette à l'aide d'un montage dédié. (Sauf pour les éprouvettes de l'étude portant sur la section coupée, voir paragraphe suivant).
- 4) Perçages sur machine à commande numérique des passages de vis nécessaires à la fixation des éprouvettes lors des essais visibles dans la Figure 2.5 (Sauf pour les éprouvettes de l'étude portant sur la section coupée).



Figure 2.4 : Réalisation des éprouvettes.

Les éprouvettes servant à l'étude du paramètre « épaisseur coupée » et du paramètre « largeur coupée » étant de longueurs très variables, le procédé d'obtention choisi est légèrement différent de celui énoncé précédemment. Après l'opération de rabotage, la mise à longueur des échantillons est faite en utilisant une scie circulaire et les perçages sur perceuse à colonne. Cela présente l'avantage de réaliser très rapidement des éprouvettes aux longueurs variées. Cependant, ce procédé est imprécis et les longueurs coupées peuvent être très erronées par rapport aux valeurs cibles. Les causes sont multiples : résolution de la règle, erreur de parallaxe, réglage des butées, souplesse de l'échantillon et de la lame, etc...). Ce problème est résolu par la mesure à posteriori de l'épaisseur coupée réelle lors de la coupe orthogonale sur les images de coupe (ce processus est décrit dans le paragraphe 2.3.3).

Pour des raisons différentes, les angles réglés sur la MOCN pour obtenir des directions données du fil dans les éprouvettes ne peuvent pas être utilisés comme tels, mais le traitement étant à la fois plus complexe et original, il sera lui aussi détaillé à part dans le paragraphe 2.3.4.

2.1.3.3 Stockage et préservation des éprouvettes

Le maintien et la maîtrise de l'humidité des éprouvettes de test pour rester dans des conditions proches de l'équarrissage est une difficulté majeure de ces expérimentations.

Le bois a été approvisionné le plus tard possible et les usinages des éprouvettes réalisés les jours précédant les essais pour garder les échantillons en masse jusqu'à ce moment afin de diminuer leur vitesse de désorption. Les plots ont été conservés en enceinte climatique régulée

à 4,5 °C et les éprouvettes dans la même enceinte mais protégées à l'aide d'un film étirable. Ensuite, le minimum de manipulation est fait entre l'usinage de l'éprouvette et le rabotage. S'il a été constaté que « filmer » les éprouvettes permet de réduire considérablement la perte de masse, cela ne protège pas des attaques de champignons, voir les favorise.

2.2 Procédures des essais de rabotage et des mesures

2.2.1 Montage expérimental

Le montage est réalisé sur une fraiseuse à commande numérique 3 axes DMG DMC 85. Cette machine, équipée de moteurs linéaires, a été détournée de son usage principal pour réaliser des opérations de coupe orthogonale. Ses axes linéaires présentent une rigidité élevée et un effort admissible d'environ 11 kN.

2.2.1.1 Montage mécanique

Le montage mécanique est composé de deux sous-ensembles cinématiques : l'un, comprenant l'outil, est fixe, le second est mobile et contient l'échantillon de bois à usiner.

Partie échantillon

L'échantillon est fixé dans un étau, vissé sur une équerre elle-même fixée à la tête de broche de la machine à commande numérique (Figure 2.6). L'équerre est une pièce mécanique dessinée et réalisée au sein du laboratoire initialement pour une application de rabotage du cuivre. L'étau a dû être spécifiquement conçu pour les besoins de cette thèse car les sections coupées impliquent une rigidité très importante. Ses spécifications sont présentées en annexe.

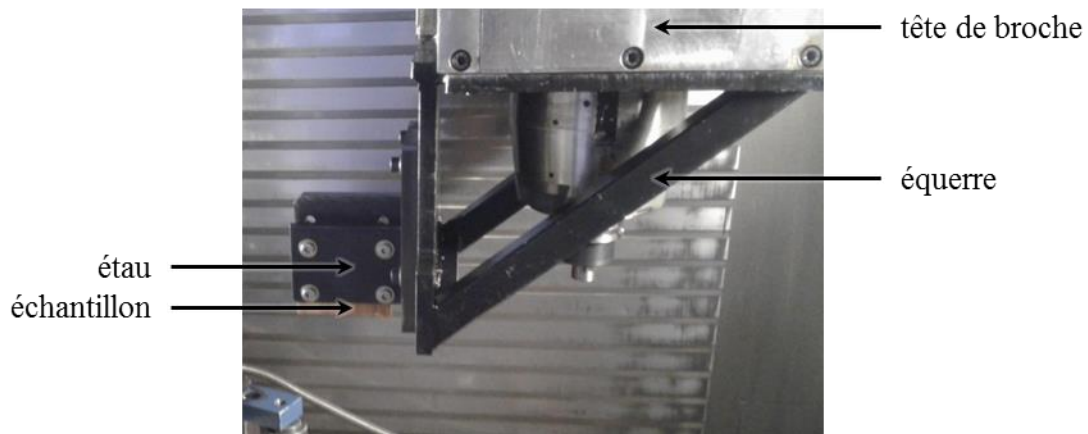


Figure 2.5 : Partie mobile du montage de rabotage.

Partie outil

L'outil est monté sur un porte-outil qui lui assure son inclinaison. Ce porte-outil est monté sur une plaque métallique permettant de réaliser la liaison entre l'outil et une platine de mesure d'effort. La platine est quant à elle montée sur une rehausse permettant de surélever l'ensemble afin de travailler à une hauteur suffisante pour que la tête de broche ne travaille pas en bout d'axe ce qui nuirait à sa raideur. Cette rehausse est directement bridée sur la table de la machine (Figure 2.7). Comme pour le porte outil, la conception et le dessin de la rehausse ont été réalisés au cours de la thèse. Ses spécifications se trouvent également en annexe.

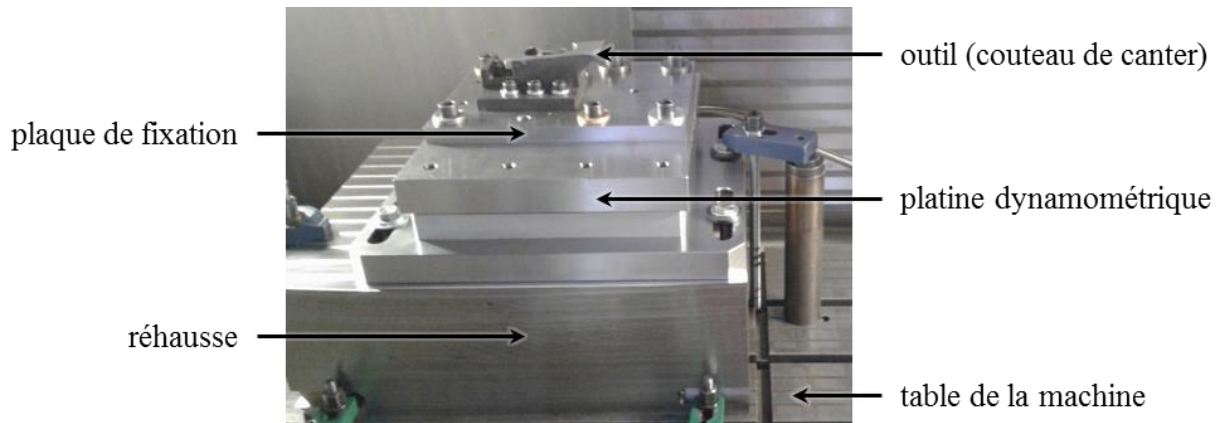


Figure 2.6 : Partie fixe du montage de rabotage.

Etant donné que ce montage n'était pas voué à des utilisations répétées fréquemment dans le temps, le positionnement des éléments a été réalisé par dégauchissage à l'aide d'un comparateur à levier, à 5 centièmes de millimètre sur 10 cm de mesure dans le moins bon cas, ce qui correspond au défaut de forme le plus critique présent dans le montage.

Deux orientations ont été particulièrement contrôlées : celle de la face de l'étau recevant l'échantillon par rapport aux axes de la machine, et celle de l'arête de l'outil par rapport aux axes de la machine.

2.2.1.2 L'opération de rabotage

La cinématique des essais de rabotage est très simple : l'échantillon est translaté en direction de l'outil, contrôlé par programmation dédiée. Solidaire de la tête de broche, il suit une rampe d'accélération jusqu'à un palier à vitesse constante V_c lors de la coupe (Figure 2.8), puis subit une rampe de décélération en bout de course. La zone de vitesse V_c est obtenue dans une zone relativement restreinte (110 mm) comparée aux 850 mm de course disponible sur l'axe X de la machine, aussi des échantillons plus longs ne sont pas envisageables. Ce qui est une conséquence directe des limitations de la machine en termes d'accélération et de vitesse. La hauteur de l'échantillon et de la tête de broche définissent l'épaisseur de copeau coupée.

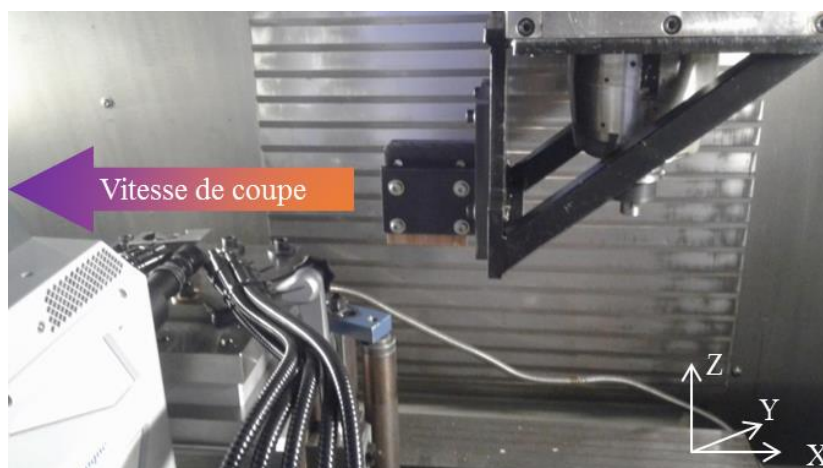


Figure 2.7 : Vue d'ensemble du montage et du mouvement de l'échantillon.

2.2.2 Mesure des positions

De nombreuses données sont enregistrées au cours de l'essai, certaines servent au traitement des essais, et d'autres à leur contrôle. Ces dernières sont réalisées grâce à des sorties analogiques programmées au sein du centre d'usinage via des modules ajoutés et délivrant des données machine à une fréquence de 250 Hz : il s'agit de la vitesse et position analogique des axes. Les puissances (en Watt) et charges (en % admissibles) des axes X et Z de la machine (voir Figure 2.8) sont également enregistrées pour vérifications régulières et se prémunir du blocage potentiel de l'axe machine.

En plus des sorties analogiques calculées par le centre d'usinage, le signal renvoyé par un codeur incrémental sur l'axe parallèle à la direction de coupe (X) est dérivé et enregistré. Il est traité par un comparateur différentiel pour ôter le bruit indésiré et un Arduino© comptant les fronts montants et descendants du signal afin de remonter aux positions de l'axe X. Ce signal de position est dérivé (temporellement) pour en déduire la vitesse de l'échantillon en temps réel.

2.2.3 Mesure des efforts

L'acquisition des efforts se fait par l'intermédiaire d'une platine dynamométrique à 3 composantes Kistler 9255A. Cet outillage permet de mesurer les efforts résultants (ainsi que les moments) dans les trois directions de l'espace. Ce type de platine est composé de deux plateaux assemblés entre eux par l'intermédiaire de quatre capteurs piézoélectriques. Le déplacement relatif d'un plateau (en l'occurrence le plateau supérieur) par rapport à l'autre (le plateau inférieur) engendre la déformation des capteurs piézoélectriques qui renvoient une charge proportionnelle à leur niveau de déformation. Cette charge est ensuite transmise par le biais d'un câble dit « sommateur » à très fort isolement et faible impédance à un amplificateur de charge où il est amplifié. De par sa conception, ce matériel renvoie des données en continu, mais l'acquisition est déclenchée par le programme d'usinage au moment du départ de la phase d'accélération de l'outil et stoppée à la fin de sa phase de décélération.

La fréquence d'acquisition est de 20 000 Hz. En effet la fréquence de résonance est estimée très approximativement dans la documentation constructeur à 1 500 Hz (1 690 Hz dans les directions X et Y après mesure par sonnage avec la masse embarquée de l'outil, donc il est possible de supposer que la fréquence propre de la platine est en fait bien supérieure à 1 500 Hz, puisque l'apport de masse embarquée devrait diminuer la fréquence propre de l'ensemble). Afin de pouvoir traiter le signal correctement, une fréquence d'acquisition au moins deux fois supérieure à la fréquence maximale contenue dans le signal (Shannon, 1949). Dans la pratique, il est plutôt considéré qu'une fréquence d'échantillonnage six à huit fois supérieure à la fréquence maximale est à privilégier afin d'observer des signaux fidèles à ceux renvoyés par le capteur. Or, la platine fonctionne comme un filtre passe-bas et présente une fréquence de coupure proche de sa fréquence de résonance autour de 2 000 Hz, on s'attend donc à avoir très peu de signal à des fréquences plus élevées. On considèrera donc cette fréquence comme la fréquence maximum ce qui nécessiterait d'acquérir les signaux à une

fréquence de 16 000 Hz. Le matériel ne nous permettant pas d'utiliser cette fréquence, et la limite de 2 000 Hz étant arbitraire, l'arrondi supérieur est fait pour atteindre les 20 000 Hz.

Précisons que la platine de mesure ne possède plus de certificat d'étalonnage à jour. Sa justesse a été vérifiée en la sollicitant de manière quasi-statique avec des masses en fontes connues. Les mesures enregistrées étaient cohérentes avec les masses utilisées. Cependant la plage de mesure de la platine est très supérieure à la gamme testée à l'aide des masses et la réponse de la platine dynamométrique n'est pas parfaitement linéaire sur l'intégralité de sa plage de mesure. Il est donc impossible de donner une incertitude aux mesures d'efforts réalisées, mais les précautions ont été prises pour avoir un niveau de confiance raisonnable dans les grandeurs mesurées.

2.2.4 Acquisition des images

L'acquisition d'images est réalisée grâce à une caméra ultra-rapide Photron SAZ complétée par une chaîne optique comprenant, une lentille, un tube de réglage et un objectif de microscope télécentrique Mitutoyo ML Finite Brightfield X1 (pas de zoom). Le tout est monté sur une tourelle de réglage X, Y et Z afin d'observer la zone souhaitée et d'optimiser la netteté. L'axe optique est dégauchi par rapport aux axes de la machine (sur le tube de réglage car c'est le seul à avoir une longueur d'appui suffisante pour le comparateur).

La caméra est déclenchée par un Arduino®, le signal de départ se faisant à une position codeur machine donnée correspondant à l'entrée de l'outil dans le champ visuel de la caméra. Cette position est définie au préalable par l'utilisateur.

L'acquisition se fait à 20 000 images par seconde. Pour un essai se déroulant à 2 m/s, l'échantillon se déplace de 0,1 mm entre chaque image.

Le champ visuel de la caméra sur l'échantillon est une aire d'un peu plus de 18 x 18 mm².

2.2.5 Acquisition et synchronisation des signaux

L'ensemble des signaux analogiques (SA) est enregistré par l'intermédiaire deux cartes d'acquisition NI9215 tandis que les signaux codeurs sont enregistrés par une carte NI9401. La synchronisation est réalisée par un rack NI cDaQ 9188 sur un signal trigger de commande. Seule la partie optique est indépendante de ce circuit d'acquisition. Le déclenchement de la caméra ultra-rapide s'effectue en fonction de la position mesurée via le codeur incrémental de la MOCN. L'acquisition des efforts et des positions (SA ou codeur) sont synchronisées par le rack. Une configuration très proche est détaillée par T. Baizeau (Baizeau et al., 2015).

2.2.6 Résumé des informations brutes enregistrées

L'ensemble des informations brutes mesurées et du matériel nécessaire à leur mesure, enregistrement, et déclenchement, est représenté dans le Tableau 2.3 et la Figure 2.9.

Tableau 2.3 : Récapitulatif des données brutes enregistrées

Type	Paramètre	Plage de mesure configurée	Résolution	Fréquence d'acquisition (Hz)
SA	Position X	N/A	Non calculée	20 000 (sync)
SA	Charge X	$\pm 100\%$	Non calculée	20 000 (sync)
SA	Puissance X	$\pm 10\,000\text{ W}$	Non calculée	20 000 (sync)
SA	Charge Z	$\pm 100\%$	Non calculée	20 000 (sync)
SA	Puissance Z	$\pm 10\,000\text{ W}$	Non calculée	20 000 (sync)
Codeur	Position X	N/A	$2\text{ }\mu\text{m}$	20 000 (sync)
Platine	F_x	$\pm 3\,000\text{ N}$	$\approx 0,09\text{ N}$	20 000 (sync)
Platine	F_y	$\pm 1\,000\text{ N}$	$\approx 0,03\text{ N}$	20 000 (sync)
Platine	F_z	$\pm 3\,000\text{ N}$	$\approx 0,09\text{ N}$	20 000 (sync)
Caméra	Image	N/A	$17,58 \times 17,58\text{ }\mu\text{m}^2/\text{pixel}$	20 000

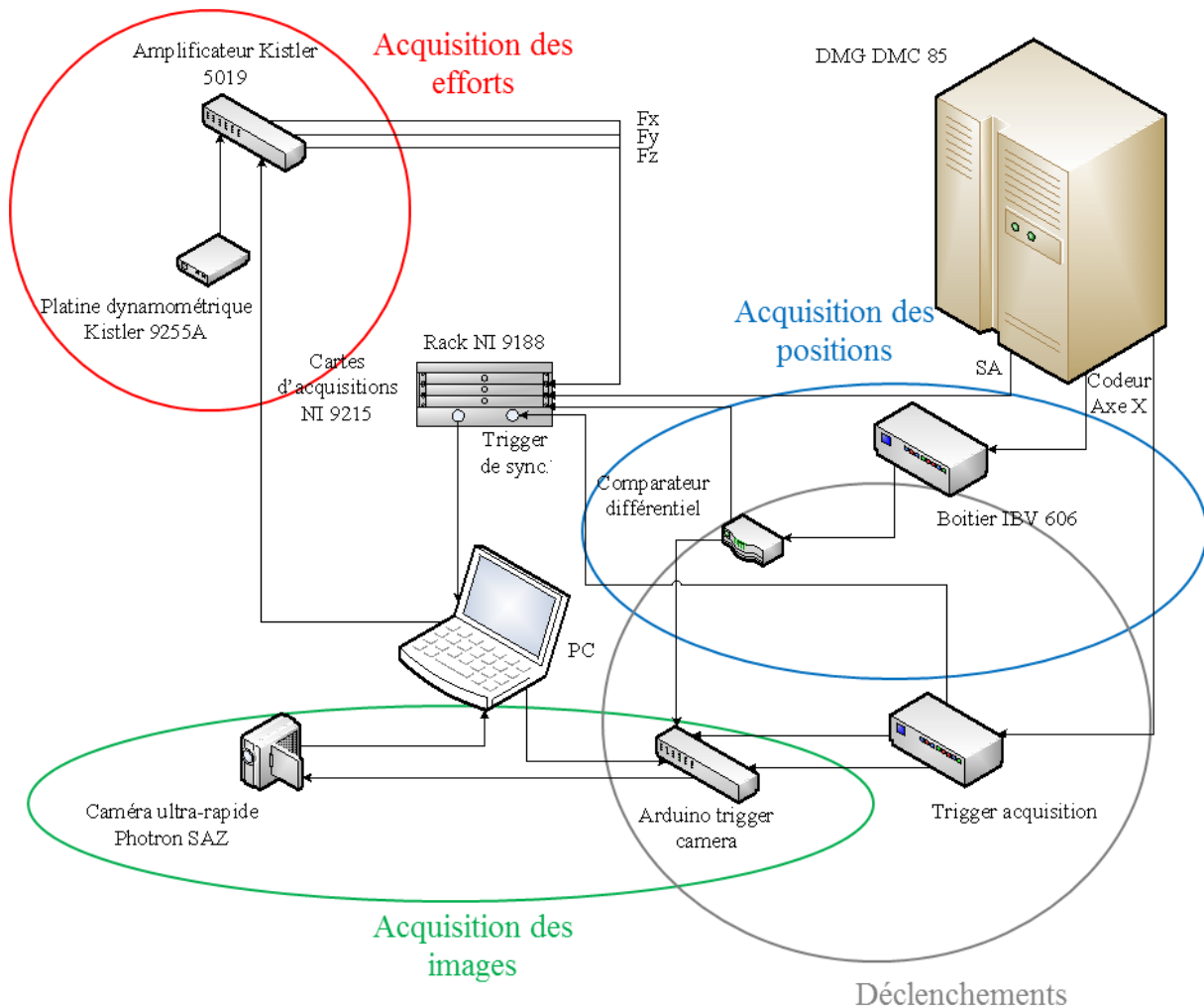


Figure 2.8 : Chaîne d'acquisitions des données des essais de coupe inspirée de (Baizeau et al., 2015).

2.3 Procédures des traitements

2.3.1 Zone d'étude

Le parti-pris est d'étudier une zone d'étude ne comprenant pas l'intégralité de l'échantillon usiné. Durant la phase d'entrée de l'outil dans l'échantillon, la zone de contact entre ces deux entités évolue fortement. Elle n'est donc pas considérée dans le traitement des données. La sortie se fait avec un arrachement de matière dans beaucoup de cas. Elle est donc négligée également. Qu'il s'agisse de l'entrée en matière ou de la fin de l'échantillon, les phénomènes observés sont eux aussi riches d'enseignements sur le comportement du bois vert pendant l'usinage, mais l'objectif de cette thèse est de développer un modèle DEM réaliste de la coupe de bois vert par fraisage. En première approche, il est plus direct de se focaliser sur des phénomènes stabilisés. Nous étudions donc seulement la zone « centrale » de la coupe de l'échantillon lors du traitement des données (Figure 2.10).

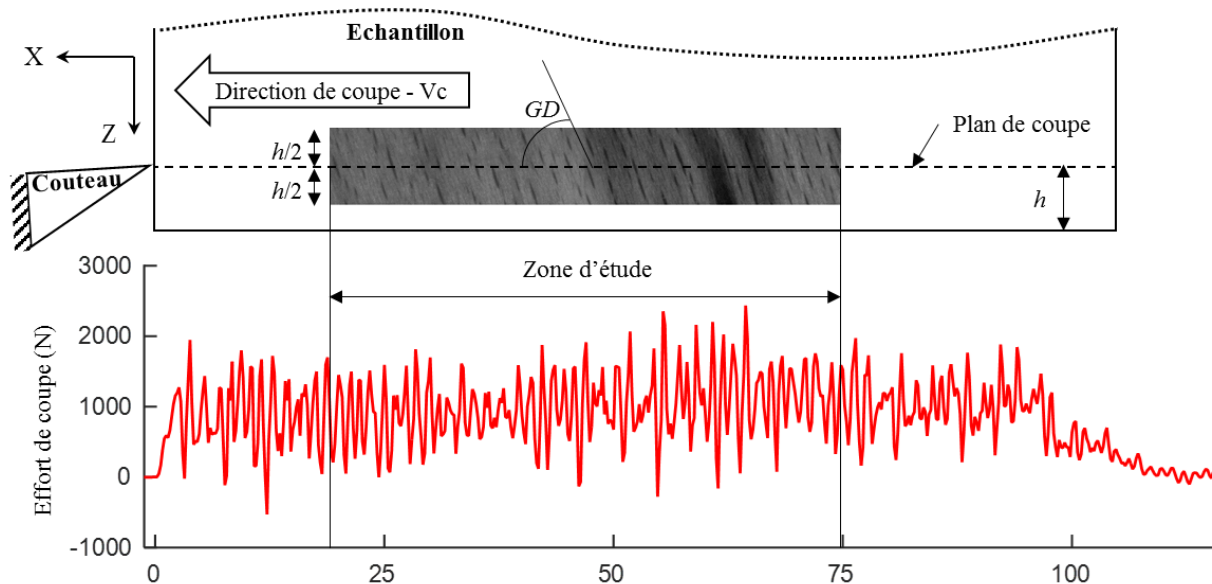


Figure 2.9 : Zone d'étude des essais de coupe et relevé de l'effort correspondant.

2.3.2 Traitement des efforts

La Figure 2.11 présente des efforts typiques des essais réalisés dans la direction de coupe mesurés sur le couteau. Les directions X, Y et Z sont celles de la platine de mesure d'effort (Ses axes sont dirigées selon les mêmes directions que celles de la MOCN, seul leur sens diffère).

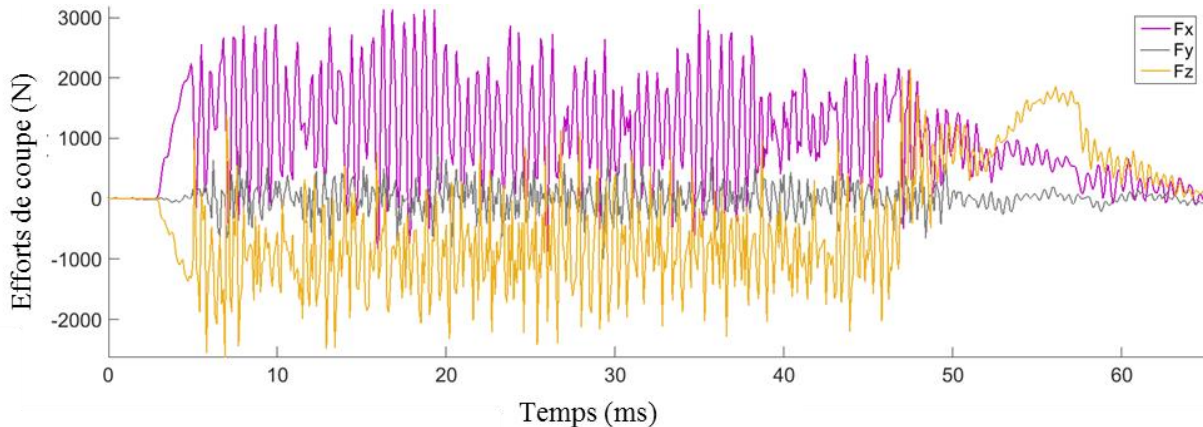


Figure 2.10 : Relevé des efforts de coupe mesurés par la platine dynamométrique lors de l'usinage d'un échantillon.

La mesure est fortement oscillante. Si l'alternance de pics d'efforts et de creux est prévisible pour des essais de coupe où le copeau se fragmente, les oscillations observées ici ne sont pas liées à ce phénomène (du moins directement). Deux indices permettent d'affirmer ceci. Le premier, basé sur l'observation du signal temporel est que les creux d'efforts renvoient occasionnellement des valeurs négatives. Le second nécessite de regarder l'autospectre du signal, on remarque ainsi que la fréquence la plus énergique est la fréquence de résonance de la platine (1690 Hz), et en effet la période des oscillations observées correspond bien à cette fréquence. Il s'agit d'un écueil bien connu dans la mesure des efforts de coupe en fraisage où l'aspect dynamique de l'observation génère fréquemment de ce type de signaux bruts.

Dans le cadre où l'on souhaite déterminer des tendances sur les efforts de coupe, il suffit de moyenner le signal sur une zone donnée (voir 2.3.1). Les efforts présentés dans les prochaines sections seront donc simplement moyennés.

Néanmoins, les essais à plus faibles vitesses, qui sollicitent beaucoup moins la fréquence de résonance du dynamomètre montrent qu'il est possible d'observer la montée en effort due à la compression du copeau et la chute brutale liée à sa rupture. La question se pose donc de savoir si oui ou non cette information est toujours présente même dans les signaux bruités comme ci-dessus. Pour faire face à ce problème il faut utiliser des techniques de traitements du signal liés à la compensation dynamique des signaux (Altintas & Park, 2004). Cette investigation a été réalisée, basée sur une méthode déjà publiée (Girardin et al., 2010). Ce traitement donne des résultats très prometteurs exposés en fin de chapitre (section 2.8).

2.3.3 Mesure des plaquettes

2.3.3.1 Mesure de l'épaisseur

La mesure des plaquettes peut être réalisée par divers moyens selon l'application. Dans une optique de rendements industriels purs, la meilleure solution est d'utiliser le système de grilles comme préconisé par les normes. Ainsi, il est possible de connaître exactement sans avoir à mener aucun calcul la proportion (massique) de plaquettes acceptables, rejetées, fines, etc.

Ce système de calibration des plaquettes est souvent adopté par les scieries avec un nombre de cribles limités (utilisation de deux ou trois grilles).

Cette solution n'a pas été retenue pour une raison double. D'une part, on souhaite définir une tendance plus fine et non discrète. D'autre part, les sections coupées étant plus faibles que celles usuelles en scierie, réaliser une homothétie sur la taille des tamis normés rajoute un degré d'extrapolation supplémentaire à l'étude.

Une deuxième solution serait de mesurer physiquement chaque plaquette par des moyens de métrologie, tels qu'un pied à coulisse ou d'un mesureur d'épaisseur. Les plaquettes séchant très rapidement à cause de leur faible volume, les variations dimensionnelles seraient telles que la mesure devrait être effectuée instantanément après la coupe. Si la solution est envisageable, elle se révèle extrêmement fastidieuse pour des mesures aussi nombreuses et il est complexe d'exprimer son incertitude.

La solution retenue est la mesure numérique des plaquettes sur les images enregistrées des essais. Idéalement, un traitement automatisé est possible, mais se heurtant à au moins 3 principales difficultés : le caractère mobile de l'échantillon et des plaquettes, les mouvements hors plans des plaquettes, et les différents faciès de rupture possibles.

La mesure est donc réalisée intégralement manuellement. L'instant de séparation des plaquettes est relevé pour chaque plaquette et l'écart de temps entre deux séparations, converti en différence de position de l'échantillon entre ces deux instants, indique l'épaisseur de la plaquette générée (Figure 2.12). Dans le cas d'angles de fil différent de 90° , l'épaisseur doit être corrigée (voir Figure 2.2) à l'aide de $\sin(GD)$. Cette hypothèse implique que les plaquettes sont parfaitement fragmentées selon le fil du bois. Dans le cas des plaquettes bien conditionnées, cette assertion est très juste ; dans le cas des gros arrachements de matière, elle est plus contestable. Ces derniers sont néanmoins très rares et l'imprécision faite a une importance mineure car l'épaisseur est déjà très grande par rapport à celle des plaquettes bien formées.

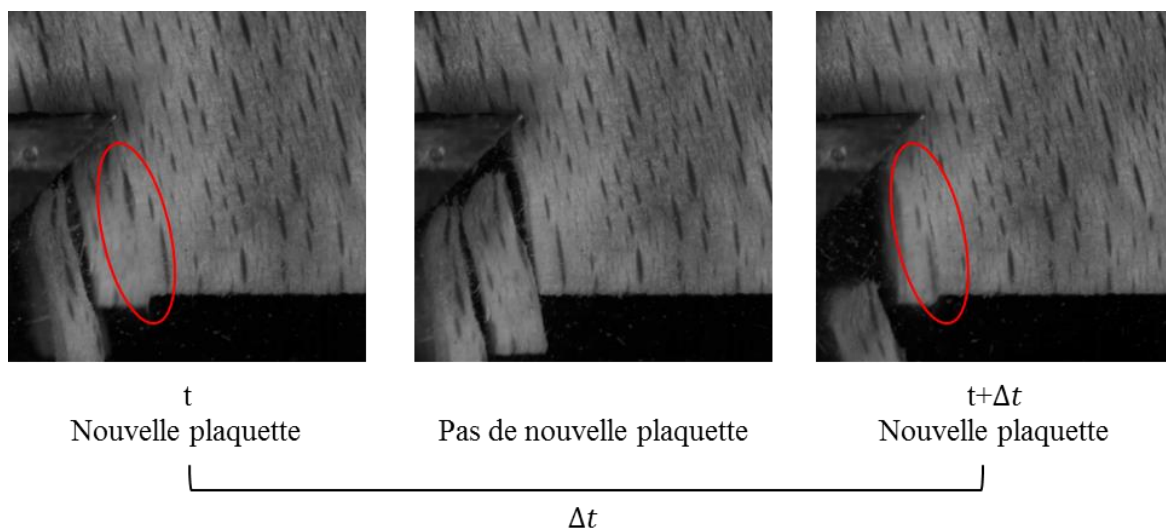


Figure 2.11 : Laps de temps entre la production de deux plaquettes successives.

Aucune erreur liée à l'opérateur ne sera considérée dans la détection de l'instant de fissuration puisque dans la grande majorité des cas la séparation est très marquée. Il est cependant impossible de s'affranchir de l'erreur de résolution qui correspond au pas de position entre deux images qui a été calculé à 0,1 mm. Cette erreur n'est pour autant pas négligeable dans le cas de plaquettes très fines car elle peut vite engendrer une incertitude de plus de 10%.

2.3.3.2 *Mesure de la longueur*

La mesure de la longueur des plaquettes concerne uniquement les éprouvettes réalisées sur scie circulaire dans le but de faire varier l'épaisseur coupée. Les mesures sont elles aussi réalisées sur les images enregistrées lors des essais de coupe. Le traitement a été mené sur ImageJ. Dans un premier temps, un réglet (très fin) a été positionné sur la surface de l'éprouvette pour calibrer les dimensions d'un pixel. Pour s'affranchir de l'erreur de résolution du réglet, la distance entre les deux mêmes côtés de deux graduations les plus espacées possible est divisée par le nombre de pixels compris entre ces deux. L'hypothèse est faite que le réglet est parfaitement parallèle aux côtés des pixels. Ainsi l'incertitude est seulement d'un pixel ce qui correspond à environ 2 centièmes de millimètre. Réparti entre tous les pixels cette incertitude devient négligeable.

Au final, l'opération la moins robuste est le positionnement au niveau de l'arête, qui est réalisé avec environ 5 pixels d'erreur, ce qui équivaut à 0,1 mm d'erreur.

2.3.4 **Mesure des angles réels des échantillons par traitement des images**

Le protocole de fabrication des éprouvettes afin d'obtenir des orientations du fil différentes étant en boucle ouverte, il ne permet pas d'anticiper les variations du fil au sein du bois. Aussi des erreurs peuvent exister dans l'orientation locale estimée du fil dans les éprouvettes usinées. Il s'agit d'un point essentiel dans la construction du modèle. L'information locale de l'orientation des fibres est riche et nécessaire ce qui impose de développer une méthode de mesure objective durant les essais.

La problématique liée à ces mesures ressemble à celle liée à la mesure des épaisseurs de plaquettes. Des méthodes performantes de mesures de l'orientation des fibres existent et ont été éprouvées dans la littérature (Daval et al., 2015; Nyström, 2003; Simonaho et al., 2004). Le LaBoMaP est d'ailleurs équipé de l'outillage nécessaire à la réalisation de ces mesures. Toutefois, réaliser ces mesures avant les essais de coupes serait une cause supplémentaire de perte d'humidité des échantillons.

Donc, dans une logique similaire à celle appliquée pour la mesure des plaquettes, une méthode numérique de la mesure de la pente de fil sur les images enregistrées a été mise en place. Cette méthode est inspirée de travaux récents qui ont utilisé la texture inhérente au bois de hêtre afin d'estimer la direction du fil du bois par traitement d'image (Ehrhart et al., 2017).

Un script a ainsi été développé afin de traiter les images de coupe enregistrées pour y détecter les rayons ligneux et leur orientation (voir Figure 2.13). Des séries de six images sont traitées pour chaque essai afin de couvrir l'intégralité de la zone d'étude. Les images en

niveaux de gris sont seuillées et binarisées afin d'isoler les rayons ligneux du reste de l'image. Leurs contours sont détectés et remplis pour former des clusters de points en lieu et place des rayons ligneux. Les directions principales de ces clusters sont déterminées par une analyse en composantes principales. Les vecteurs propres de la matrice de covariance et les valeurs propres correspondantes sont ainsi calculées. Le premier vecteur propre de chaque cluster indique sa direction dans laquelle il est le plus allongé tandis que le second est la direction orthogonale à la première. L'observation des rayons ligneux semble indiquer que l'allongement de ces derniers est dirigé selon les fibres du bois dans le plan RT. En se basant sur cette hypothèse, chaque vecteur propre devient donc un indicateur local de la direction du fil du bois. En plus de ce traitement, tous les contours englobant une surface trop petite ou ceux avec un ratio de valeurs propres trop faibles sont éliminés. On évite ainsi de se baser sur des rayons ligneux trop petits ou ronds pour calculer une direction, privilégiant les plus allongés. Dans les cas où des petits nœuds ou des taches de couleur contrastées sont présents sur la face de l'échantillon, cette condition permet également de ne pas les prendre en compte. Une fois que toutes les directions des rayons ligneux présents dans le lot d'images sont calculées, elles sont moyennées pour estimer la direction moyenne du fil dans l'échantillon.

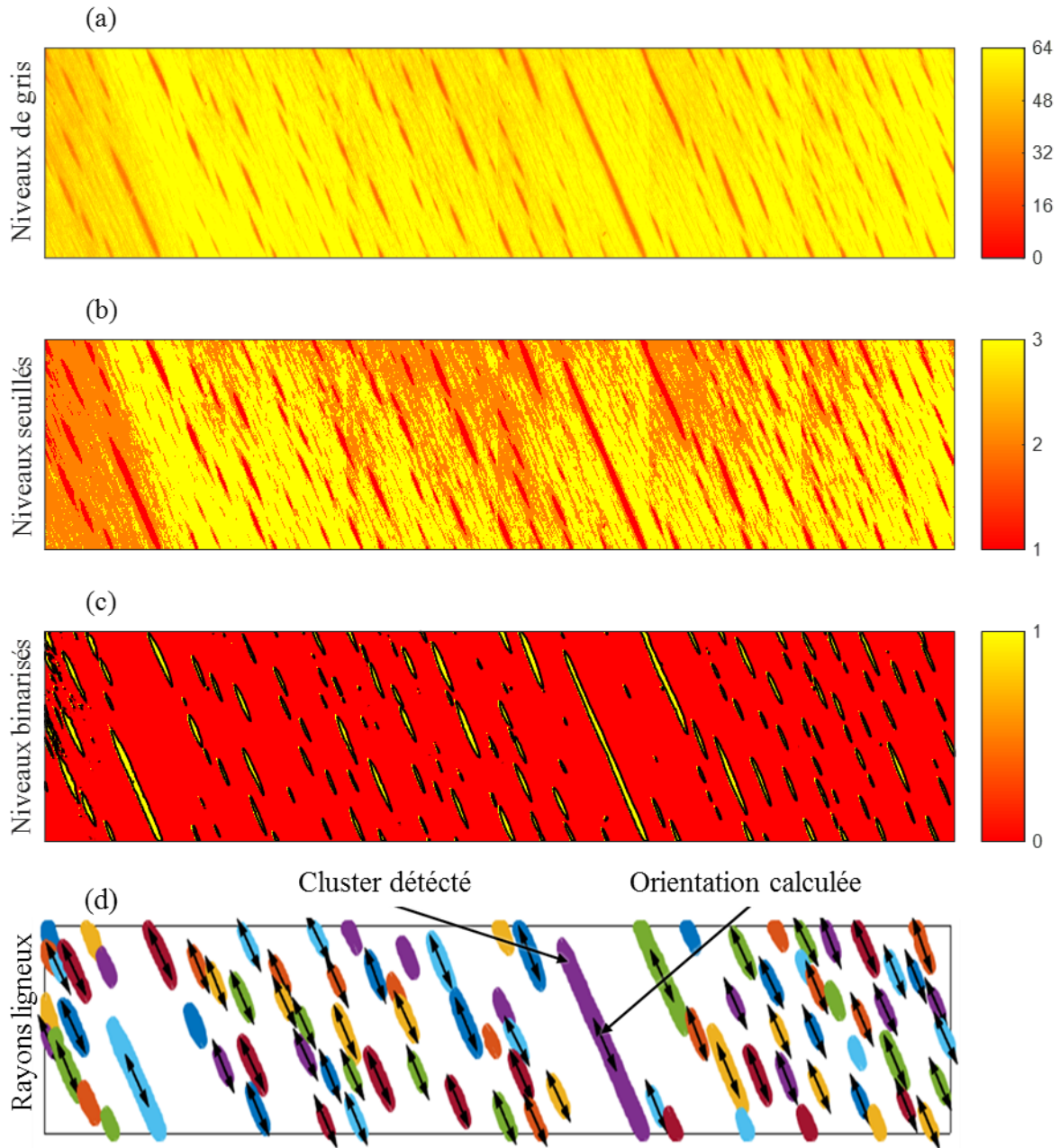


Figure 2.12 : Procédure de calcul de l'angle du fil moyen dans les échantillons. (a) Etat initial des images (12 bits convertis en 8 bits pour le traitement). (b) Image multi-seuillée. (c) Image binarisée. (d) Clusters de points et directions associées calculées si considérés comme valides.

Cette procédure est importante à réaliser car le fil peut beaucoup varier au sein d'une planche. Ceci est mis en exergue par les différences calculées entre la pente de fil théorique réglée sur la fraiseuse à commande numérique et celle mesurée sur les images (voir Figure 2.14a et 2.14b). L'erreur relative à beau être bien centrée autour de 0, beaucoup dépassent 5% d'erreur en valeurs absolues. Cela signifie a priori que le processus d'obtention des éprouvettes est correctement réglé puisque l'erreur moyenne est bonne, mais les fluctuations du fil obligent à retraiter les angles, à minima quand c'est cette grandeur qui est étudiée.

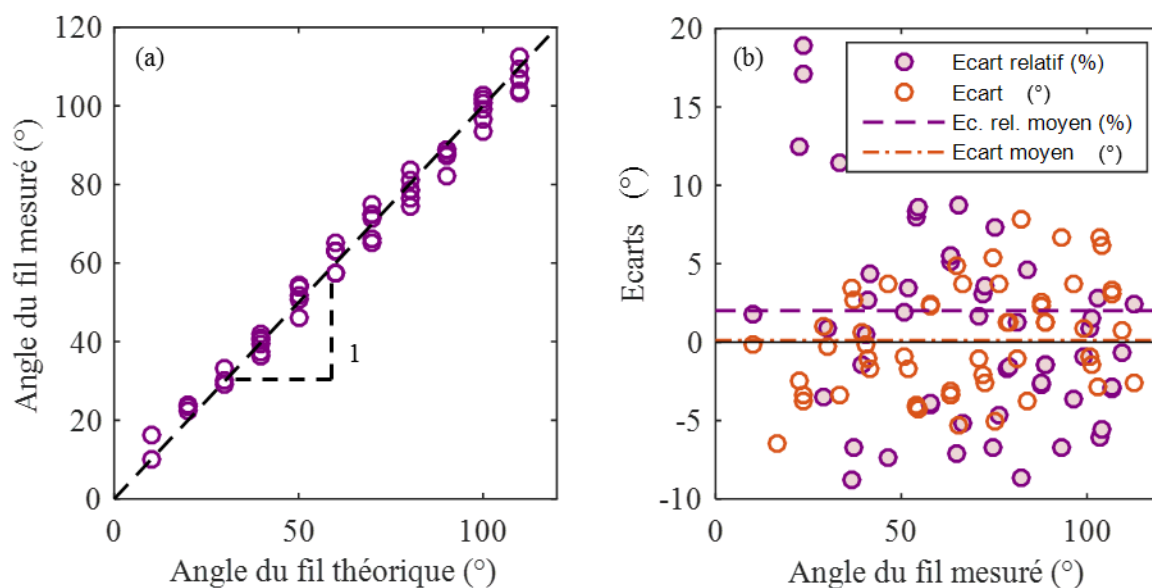


Figure 2.13 : (a) Angle du fil mesuré numériquement en fonction de l'angle de fil théorique. (b) Écarts et erreurs relative entre angle du fil mesuré et théorique. Un point singulier (erreur relative de 60% pour un angle du fil théorique de 17°) n'est pas représenté pour la lisibilité.

2.3.5 Résumé des paramètres traités

Quatre données majeures vont servir à l'analyse des essais de coupe. Elles sont rappelées Tableau 2.4.

Tableau 2.4 : Grandeurs mesurées lors des essais de coupe

Paramètre	Moyen ou méthode de mesure	Source potentielle d'erreur
Efforts moyens de coupe dans les trois directions de l'espace	Platine de mesure d'efforts	Calibrage
Epaisseur de plaquette	Détection de fragmentations sur images de coupe	Résolution (0.1 mm)
Longueur de plaquette	Mesure sur images de coupe	Opérateur (0.1 mm)
Direction du fil du bois	Traitement d'image	Fiabilité de l'hypothèse de l'allongement des clusters de rayons ligneux selon le fil

Deux données complémentaires, mesurées après les essais s'ajoutent à cet ensemble de données : l'humidité et l'infradensité des échantillons.

2.4 Mesure de champs lors des essais de coupe

2.4.1 Introduction

Des mesures de champs ont été réalisées par corrélations d'images sur la base des images prises via la caméra ultra-rapide lors des essais de coupes. Afin d'obtenir une image complète des 105 mm de long de l'éprouvette une stratégie précise a dû être mise en place.

Pour rappel, la mesure de champs par corrélation d'images consiste en la comparaison de deux images (ou plus) afin de déterminer, les éventuels déplacements moyens de zones d'intérêt (qui correspondent à un ensemble de pixels) ayant eu lieu d'une image à l'autre ; ces déplacements peuvent être forcés comme devant être cinématiquement admissibles dans le cas de besoins spécifiques. De ces déplacements peuvent être déduites les déformations de la matière. Une image est dite « de référence » tandis que l'autre est dite « déformée ». Cette technique s'applique aussi bien à des champs 2D que 3D (dans ce dernier cas, au moins un second point de vue est nécessaire au même instant via un autre imageur, cela nécessite une étape de calibration entre les deux points de vue).

Déterminer les déformations dans l'échantillon lors des essais de coupe permettrait de juger de la fidélité des sollicitations et des champs de déplacement (ou de déformation) au sein des modèles DEM par rapport aux expériences et ainsi d'évaluer la robustesse de l'approche numérique proposée.

2.4.2 Mise en place de la corrélation d'images

S'il est relativement aisé de réaliser des traitements par corrélations d'images sur la partie initiale de la coupe de l'échantillon, car le bois entre non déformé au contact de l'outil et une image de référence est incluse dans le film de la coupe, dans la zone d'étude centrale à l'échantillon, le processus est par contre plus complexe. En effet, dans cette zone, nous ne disposons pas immédiatement d'une image de référence de l'échantillon non déformé par l'action de coupe. Lorsque du bois entre dans le champ de vision de la caméra, il est susceptible d'être déjà déformé par l'action de coupe sans que l'on puisse estimer, sans extrapolation, son niveau de déformation. De plus, traiter les images par incrémentation des déformations présente le risque d'accumuler les erreurs, et le nombre d'itérations nécessaires peut s'avérer élevé dans notre cas d'étude.

Pour pallier à ce problème, une stratégie de « double-passe » est proposée. Avant chaque essai (dédié aux traitements par corrélations d'image, car le procédé fait perdre quelques minutes amplifiant d'autant plus la perte d'humidité de l'échantillon), l'outil est démonté et une première passe de l'échantillon, sans coupe, est faite devant la caméra dans les conditions cinématiques similaires. Un jeu d'images de l'échantillon non déformé aux mêmes instants que lors de la future coupe de ce même échantillon est ainsi obtenu. Dans un second temps, l'outil est remonté (la répétabilité de sa position et de son orientation étant assurée par l'emploi de 3 cales générant un positionnement isostatique) puis une passe « normale » est réalisée, en enregistrant un deuxième jeu d'images. Les images de ces deux ensembles sont

ensuite corrélées une à une. Nous obtenons ainsi un champ de déplacement dans une zone fixe autour de l'outil évoluant au cours du temps et du déplacement de l'échantillon.

2.4.3 Qualité de la corrélation en fonction de la préparation des échantillons

Il est d'usage lors de mesures de corrélation d'images de texturer l'éprouvette avec du mouchetis peint ou un éventuel traitement de la surface à observer ; ce prétraitement devant être adéquat afin d'optimiser les contrastes et la taille des motifs de la texture observée.

Dans ce but, quatre éprouvettes tests (de hêtre sec) ont été usinées sur lesquelles nous avons appliqué 3 densités de mouchetis (une de contrôle n'ayant pas été mouchetée). Deux critères ont été observés pour juger de leur impact : l'étalement du spectre (Figure 2.15) des niveaux de gris des images et l'erreur de corrélation moyenne renvoyée par le logiciel de corrélation d'images CorreliQ4 développé par le laboratoire LMT de Cachan.

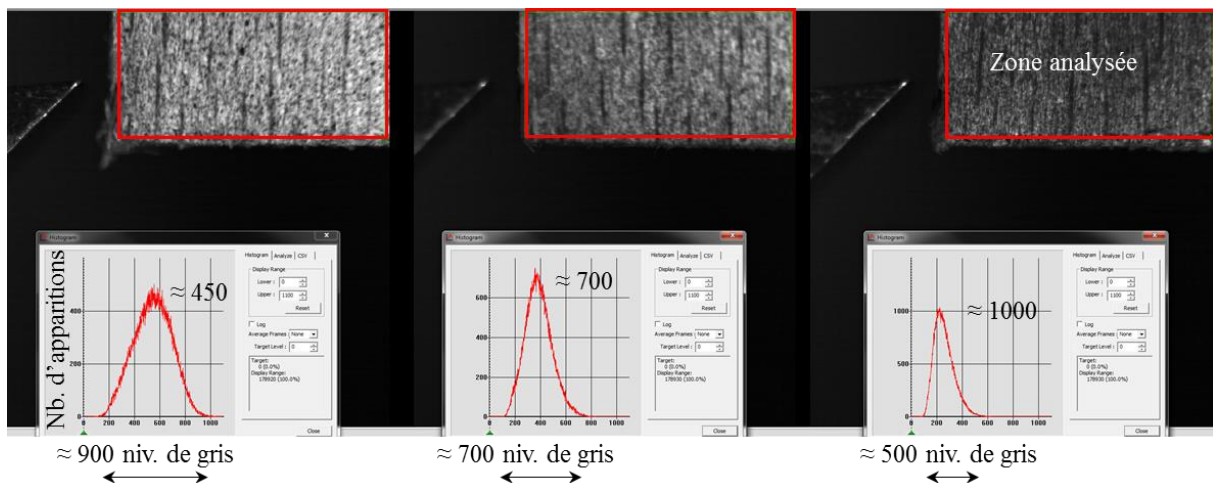


Figure 2.14 : Histogrammes enregistrés pour les trois nuances de densité de mouchetis testées.

Il a été conclu que le premier niveau de densité de mouchetis fournissait le meilleur résultat, maximisant les différences de niveaux de gris (environ 900 niveaux de gris pour une dynamique du capteur de 12 bits soit 4096 niveaux de gris disponibles) et minimisant l'erreur moyenne de corrélation, devant l'absence de mouchetis et les deux niveaux de mouchetis plus denses. Tous les mouchetis ont donc été réalisés, du mieux possible, en concordance avec ces résultats. Il est tout de même notable que la texture naturelle inhérente au bois de hêtre en coupe LT (ou LR) permet de réaliser des traitements par corrélation d'image sans application de mouchetis (dans les conditions cinématiques et optiques des expériences présentes). Il a néanmoins été préféré par simple sécurité de toujours appliquer un mouchetis léger sur la surface observée de tous les échantillons analysés par corrélation d'images. Remarquons que la forte humidité interne du bois n'a que très peu nui à la tenue du mouchetis sur l'éprouvette.

2.4.4 Premiers résultats

Afin de valider la méthode, des essais de corrélations d'images ont été réalisés sur des éprouvettes tangentielle (LT), mais aussi sur des éprouvettes radiales (LR) (Figures 2.16 et 2.17). Lors des essais menés par R. Pfeiffer, il était possible d'observer des bandes de compressions en amont de l'outil qui ont été dans un premier temps associées aux zones d'apparitions futures des plaquettes. Après examens de ces résultats, nous avons émis l'hypothèse que les deux zones étaient peu corrélées, et que ces bandes étaient plutôt dues à l'alternance bois de printemps – bois d'été au sein des éprouvettes coupées. C'est pour vérifier cette théorie que des éprouvettes LR ont été coupées, en plus d'éprouvettes de douglas aux cernes bien plus larges.

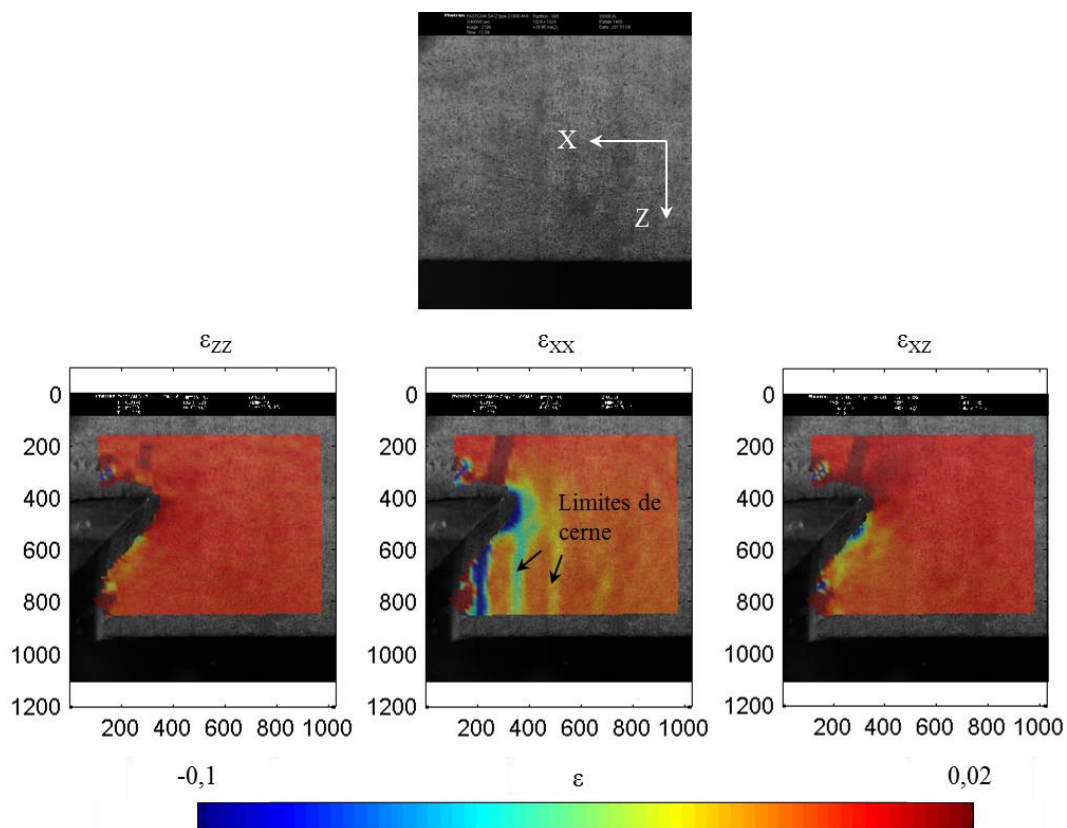


Figure 2.15 : Image non déformée et déformées par l'action de coupe d'éprouvette de hêtre vert coupée dans le plan LR (lissage par zone de convolution de 9 zones d'intérêts).

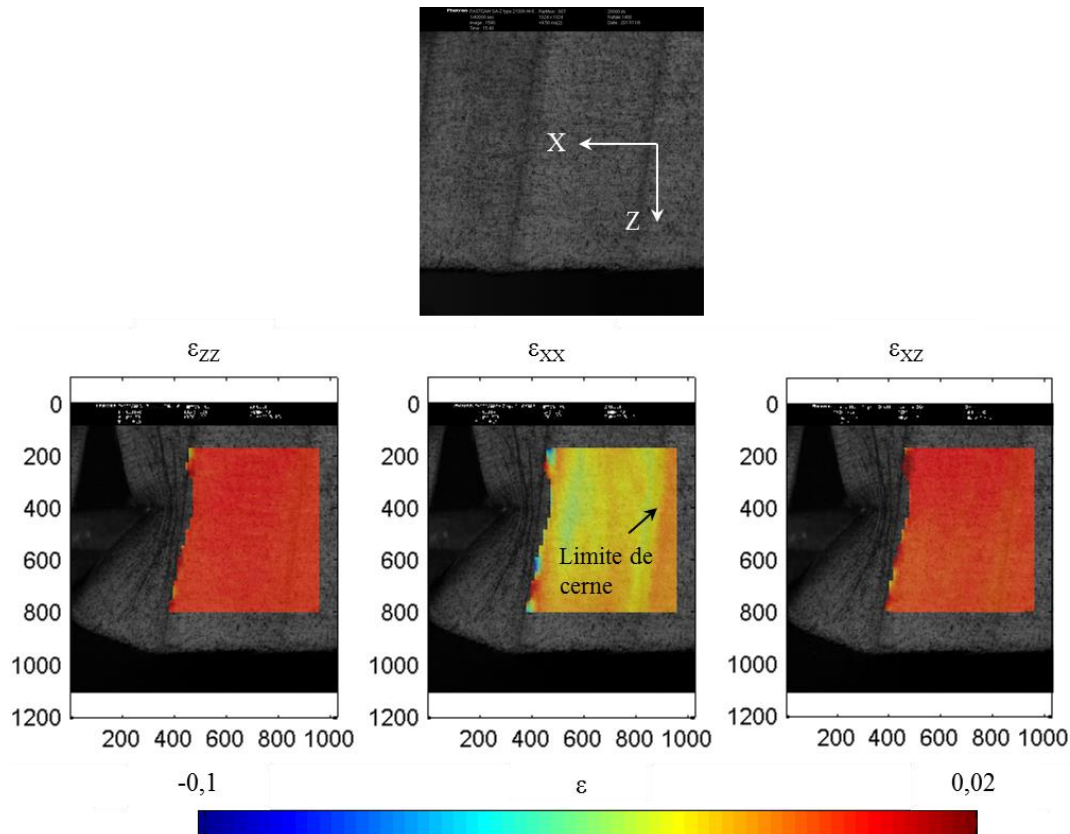


Figure 2.16 : Images non déformée et déformées par l'action de coupe d'éprouvette de douglas vert coupée dans le plan LR (lissage par zone de convolution de 9 zones d'intérêt).

2.4.5 Perspective des résultats

La méthode expérimentale étant définie, les champs de déformations dans les éprouvettes de coupe peuvent être connus. Ils peuvent ainsi être comparés aux champs de déformations obtenus lors des simulations numériques. Une analyse avec corrélation d'images via CorreliQ4 a d'ailleurs été conduite avec succès lors de précédents travaux MEF (Baizeau et al., 2016) à la même vitesse de coupe et en utilisant le même imageur par rapport à des simulations par la Méthode des Eléments Finis.

La méthode a été validée et pourra être utilisée de façon systématique dans le futur, mais les mesures n'ont pas été effectuées sur tous les échantillons car les traitements sont à la fois chronophages et produisent un volume de donnée suffisamment grand pour que leur stockage devienne une problématique à part entière. Tant que les simulations ne donnent pas des résultats plus probants sur les critères fondamentaux que sont les efforts de coupe et la géométrie de plaquette, la comparaison des champs de déformation demeure annexe pour le moment mais constitue une perspective d'analyse riche d'informations.

2.5 Mesures complémentaires de l'humidité et de l'infradensité des échantillons

2.5.1 Humidité des échantillons

La mesure de l'humidité des échantillons utilisés lors des essais de coupe est réalisée selon la norme (NF B51-004, 1985). Chaque éprouvette est pesée juste après la coupe (avec une résolution de 0,001 g). Le temps entre l'opération et la pesée est d'environ 1 minute (moyenne mesurée pour quelques essais). Dans ce laps de temps on considère que l'humidité est restée constante. Etant donné les forts taux de compression associés à l'opération de coupe, il est aussi très probable que cette opération entraîne elle-même une perte d'humidité de l'échantillon en provoquant la désorption de l'eau libre, mais cette hypothèse, bien que visible dans les vidéos de coupe, n'a pas été quantifiée. Les éprouvettes sont ensuite séchées dans un four à 103 ± 1 °C jusqu'à ce que la variation de masse soit inférieure à 0,05% entre deux mesures successives espacées de 4 h. Cette norme n'est plus en vigueur depuis deux ans et n'a pas été explicitement remplacée. Des normes similaires existent cependant dont la différence réside surtout dans la variation de masse autorisée et le laps de temps entre deux mesures.

L'humidité est ensuite calculée grâce à la formule (1.1) et les résultats sont présentés dans la Figure 2.18.

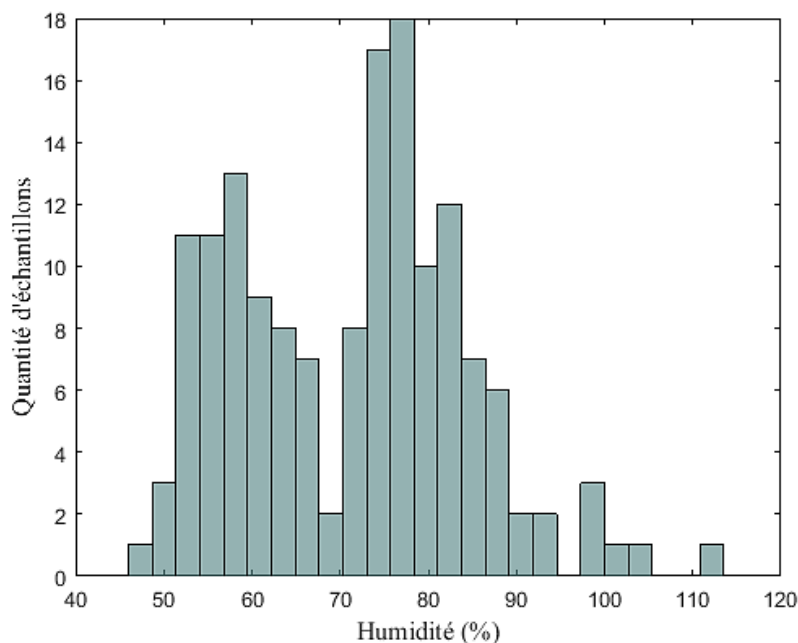


Figure 2.17 : Histogramme de l'humidité des échantillons utilisés lors des essais de coupe.

L'humidité moyenne est de 70% avec un écart type de 14% (à titre indicatif, la distribution n'étant à priori pas Gaussienne). Cette variation peut avoir des origines multiples, le billon d'origine, la position de l'éprouvette dans le plateau ou d'autre propriété locale du bois entraînant des différences dans la cinétique de désorption du bois. Cependant, l'analyse menée de ces causes n'a pas permis de conclure quant à l'origine de la forme, surprenante, de

« double Gaussienne » observée. Cependant, la position des plateaux dans les billons et des billons dans la grume ne sont pas connues et pourraient expliquer cette forme. On retrouve en effet dans des cartographies d'humidités du hêtre vert des gradients d'humidité relativement forts. Certaines humidités « intermédiaires » peuvent être très peu présentes au sein de billons alors que des humidités plus fortes et plus faibles y sont observées (Pepliński et al., 2008). En revanche, l'humidité de nos échantillons est toujours supérieure au PSF du hêtre qui est d'environ 32% (CIRAD Tropix 7, 2015), il est donc possible de qualifier les échantillons de « verts ».

2.5.2 Infradensité des échantillons

Comme les échantillons ont tous été préparés dans une unique essence, l'étude se place dans un cas particulier où l'impact de la densité devrait être linéaire.

Le calcul de l'infradensité nécessite deux données : la masse de l'éprouvette sèche, dont la mesure est décrite dans le paragraphe immédiatement précédent, et le volume de l'éprouvette saturée en eau. Cette seconde donnée est généralement mesurée par le principe de poussée d'Archimède en suivant les recommandations de (Williamson & Wiemann, 2010). En l'absence de dispositif adapté à ce type de mesure au sein du laboratoire, un montage a dû être conçu sur une perceuse à colonne. Une balance (avec une résolution de 0,1 g – pas de certificat d'étalonnage à jour) est positionnée sur le plateau de la perceuse tandis qu'un bac d'eau est posé sur celle-ci. L'échantillon est immergé dans le bac d'eau à l'aide d'un montage fixé dans la broche de la perceuse à colonne constitué de trois pointes et d'une interface mandrin-pointes. Les butées de la perceuse sont réglées de telle sorte que l'éprouvette soit juste pleinement immergée, ainsi, le volume occupé par les pointes dans l'eau est négligeable. Au préalable des mesures, les échantillons (ayant déjà été rabotés) ont été laissés au repos dans un récipient rempli d'eau pour être saturés en eau (vérifié par pesée). A chaque mesure, la balance est tarée, l'échantillon immergé et la masse renvoyée par la balance relevée. Cette masse est équivalente au volume d'eau déplacé. Ces mesures ont été effectuées à titre exploratoire sur un lot restreint de 55 échantillons qui sont ceux dédiés à étude de l'influence de la direction de coupe. La variation d'infradensité sur ce lot s'est montrée relativement faible comme il est possible de le constater sur la Figure 2.19.

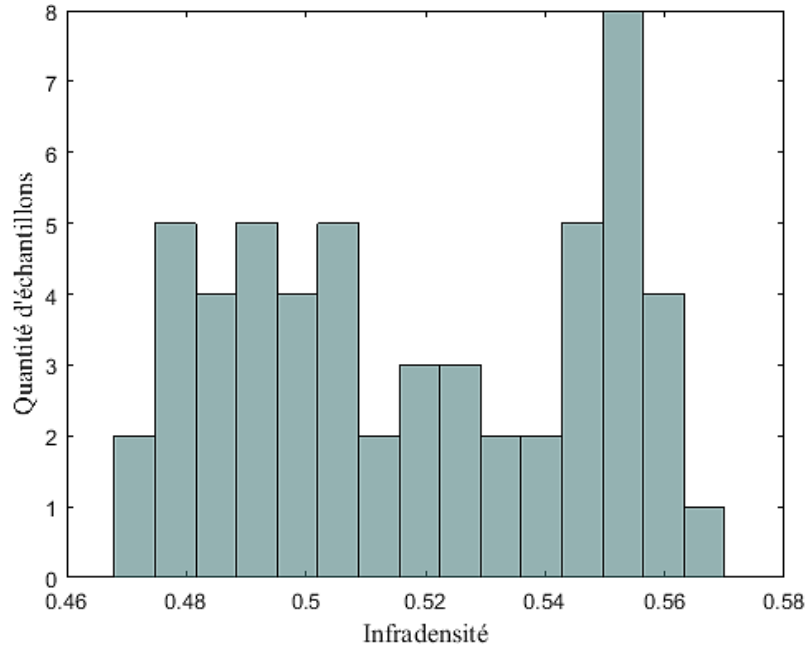


Figure 2.18 : Histogramme de l'infradensité des échantillons utilisés lors des essais.

La moyenne d'infradensité sur le lot testé est de 0,52 avec un écart type de 0,03. L'écart maximum entre l'infradensité mesurée minimale et maximale est seulement de 20%. Le lot est donc relativement homogène en termes d'infradensité. Un calcul de propagation des incertitudes (uniquement liées aux erreurs de résolutions des deux balances utilisées) a été mené afin de vérifier que cet écart type n'était pas uniquement lié à l'imprécision de mesure étant donné qu'il est faible. L'incertitude obtenue étant de $5,1 \times 10^{-4}$ g, cette dernière n'est pas à l'origine des écarts d'infradensité observés.

2.6 Influence des paramètres majeurs sur les efforts de coupe

2.6.1 Influence de la section coupée

L'état de l'art suggérait une influence linéaire de la largeur et l'épaisseur coupée sur les efforts de coupe. A la vue des résultats obtenus, il est possible d'affirmer que les essais réalisés sont tout à fait en cohérence avec les investigations passées, même si la plage d'épaisseurs coupées est plus conséquente. L'ensemble de ces résultats est présenté Figure 2.20.

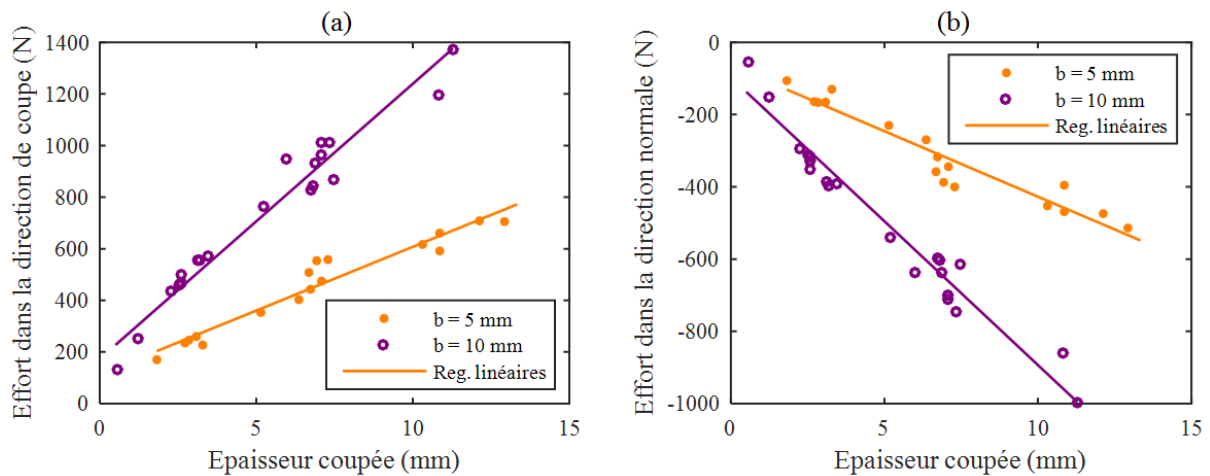


Figure 2.19 : Influence de la section coupée sur les efforts parallèles à la direction de coupe (a) et sur les efforts normaux (b).

L'expression des efforts de coupe (qu'ils soient parallèles ou normaux à la direction de coupe) peut donc se mettre sous la forme d'une loi affine suivante avec C_1 et C_2 deux constantes :

$$F = C_1 \times b \text{ (ou } h) + C_2. \quad (2.1)$$

Afin de déterminer l'impact d'un paramètre puis l'autre, dans un premier temps les efforts de coupe sont normalisés par la largeur coupée (Figure 2.21a). Dans un second temps, ils sont normalisés par la largeur coupée (Figure 2.21a).

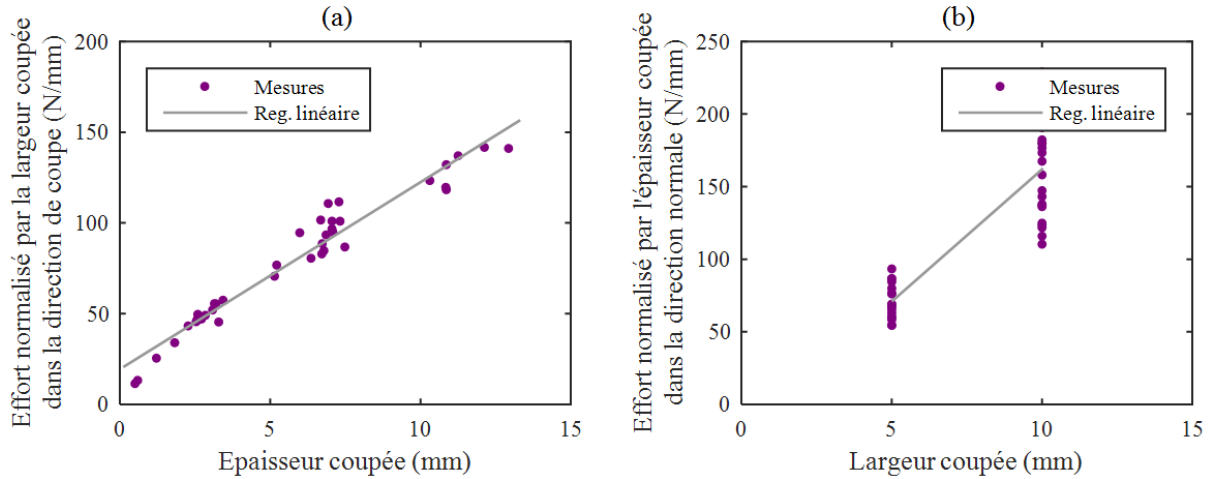


Figure 2.20 : Influence de l'épaisseur coupée (a) et de la largeur coupée (b) sur les efforts parallèles normalisés par la seconde dimension.

Les valeurs des constantes sont regroupées dans le Tableau 2.5, ainsi que le coefficient de corrélation linéaire associé à chacune des régressions linéaires. Dans le cas des efforts normalisés par une dimension, les unités de C_1 et C_2 deviennent respectivement des N/mm² et des N/mm.

Tableau 2.5 : Paramètres des régressions linéaires pour l'influence de la section coupée sur les efforts de coupe.

Paramètre	Effort	C_1 (N/mm)	C_2 (N)	R
h pour $b = 5$ mm	F_x	49,41	111,64	0,9690
	F_z	-36,25	-64,78	-0,9573
h pour $b = 10$ mm	F_x	106,56	174,04	0,9782
	F_z	-79,61	-97,24	-0,9775
h	F_x/b	10,30	19,43	0,9757
	F_z/b	-7,56	-11,28	-0,9695
b	F_x/h	18,20	-20,08	0,8600
	F_z/h	-11,66	10,04	-0,9041

Les corrélations entre la régression linéaire et les données mesurées sont très bonnes ce qui est confirmé par les coefficients de corrélation calculés. Seul le fait de normaliser les efforts de coupe par l'épaisseur coupée (deux dernières lignes du Tableau 2.5) afin d'étudier l'impact de la largeur coupée semble peu pertinent. Ceci est sûrement dû au fait que les lois sont du type affine et cette normalisation néglige l'ordonnée à l'origine dans les régressions. Cela se traduit par le plus faible des coefficients de corrélation de 0,86. Cette normalisation peut tout de même s'avérer utile si le modèle numérique est utilisé pour modéliser des coupes à largeur de coupe unitaire par exemple.

C_2 , l'ordonnée à l'origine, est majoritairement positive lorsque les efforts observés sont positifs, ou négative dans le cas contraire. Ce qui est caractéristique des efforts de coupe. Même si le sens commun voudrait que les efforts soient nuls pour une section coupée nulle, un écart est toujours observé dû au frottement de l'outil sur la matière et à l'énergie de

création d'une surface. Cet effet est bien connu dans le milieu de l'usinage (Atkins, 2003). L'unique déviation à cette affirmation réside à nouveau dans la régression entre effort normalisé par l'épaisseur coupée et la largeur coupée. Elle s'explique probablement par la mauvaise qualité de cette régression comme évoqué précédemment.

2.6.2 Influence de la vitesse de coupe

Les résultats des essais à vitesse de coupe variable sont présentés Figure 2.22a pour l'influence sur les efforts parallèles à la direction de coupe et Figure 2.22b pour les efforts normaux à la direction de coupe.

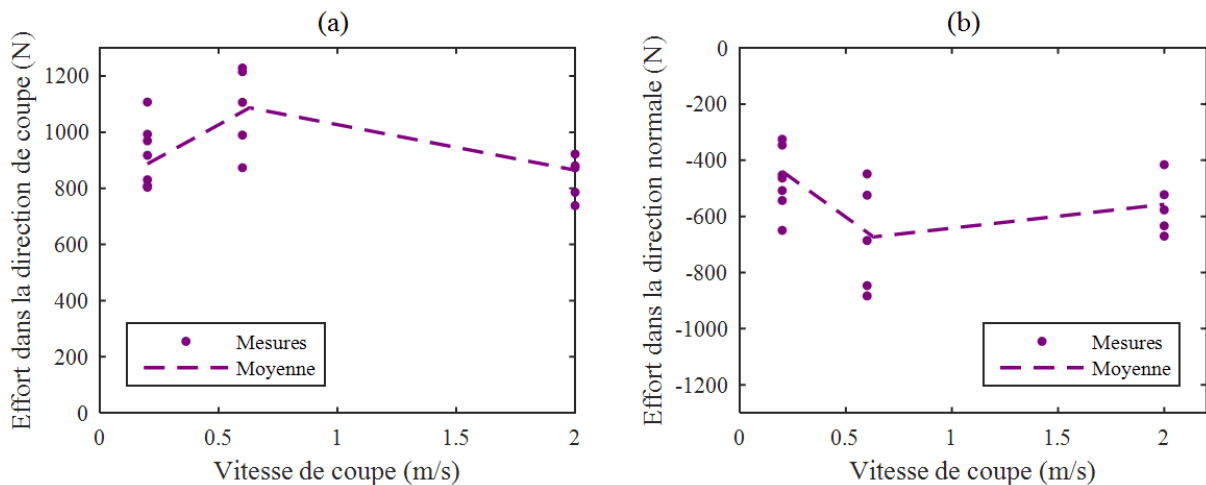


Figure 2.21 : Influence de la vitesse de coupe sur les efforts parallèles à la direction de coupe (a) et sur les efforts normaux (b).

Une légère augmentation des efforts est observable entre la vitesse de coupe la plus faible et la vitesse intermédiaire, puis une diminution encore plus légère s'observe à la vitesse maximale. A faible vitesse, la variabilité des efforts moyens semble plus importante qu'à forte vitesse. Celle-ci n'a pas été quantifiée étant donné le nombre peu conséquent d'échantillon ne permettant pas d'analyse statistique. Il a été constaté au cours des essais et à la vue des vidéos de coupe que les plus faibles vitesses favorisaient des arrachements de matières, illustrés en Figure 2.28. Dès lors que des arrachements ont lieu, la mesure d'effort perd beaucoup de sens, car le couteau traverse tantôt de la matière, tantôt une absence de matière là où ces arrachements ont eu lieu, ce qui crée de fortes variations d'efforts, qui se traduit par la variabilité de la moyenne. Cette variabilité, couplée à la quantité restreinte d'essais de répétitions effectués peut être une explication de ce comportement observé. L'influence de la vitesse de coupe sur la fréquence d'apparition de ces arrachements, bien que non quantifiée, est intuitive. Moins il est coupé rapidement, moins de puissance est apportée à la coupe. L'énergie de rupture des surfaces est atteinte moins rapidement. De ce fait, les plaquettes ne se forment pas et tout un bloc se déforme en amont de l'outil jusqu'à ce que les déformations et contraintes soient telles que l'énergie emmagasinée amorce une fissure. Ce phénomène

n'est pas surprenant puisqu'à haute vitesse de déformation, le matériau présente une rigidité apparente plus élevée (voir Chapitre 4).

L'extrapolation de ces résultats à des vitesses de coupe plus élevées semble dangereuse. Dans un premier temps, les simulations devront reproduire les effets des différents paramètres de coupe à la vitesse de 2 m/s. Des informations complémentaires à plus haute vitesse de coupe paraissent nécessaires pour juger de la qualité des simulations à venir à vitesse plus conséquente. Notons tout de même que l'apport de vitesse supplémentaire semble avoir pour principal effet de favoriser et de stabiliser le phénomène de fragmentation du copeau en plaquettes.

2.6.3 Influence des angles de coupe

Etant donné que les couteaux ont été réaflutés au niveau de la face de coupe afin d'obtenir des angles de becs différents, les angles d'attaque ont eux aussi été modifiés (voir Tableau 2.6). La Figure 2.23 montre donc l'influence de l'angle de bec sur les efforts de coupe mesurés.

Tableau 2.6 : valeur de l'angle d'attaque en fonction de l'angle de bec de l'outil testé

Angle de bec	32°	35°	38°	40°
Angle d'attaque	53°	50°	47°	45°

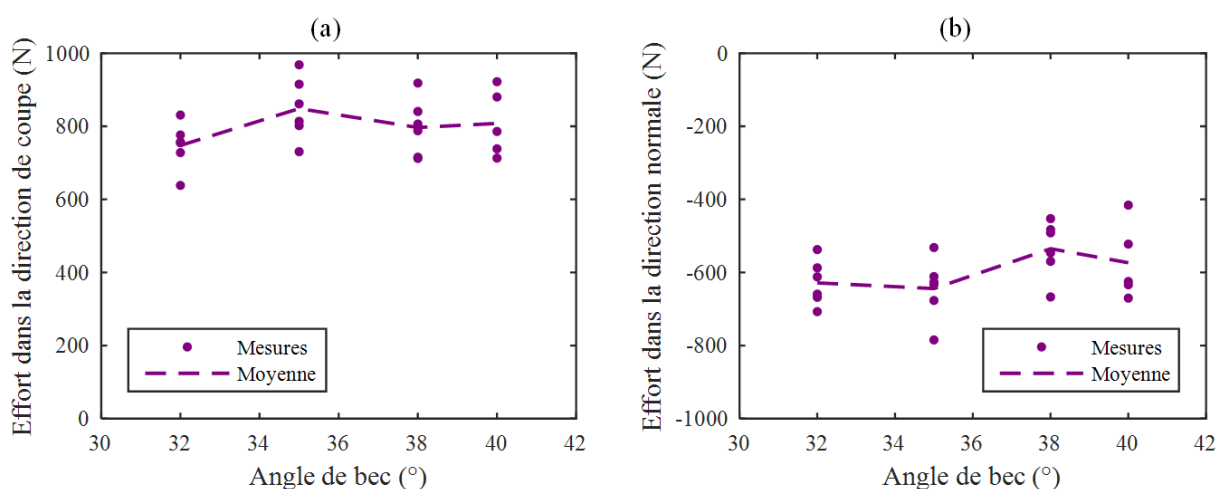


Figure 2.22 : Influence de l'angle de bec sur les efforts parallèles à la direction de coupe (a) et sur les efforts normaux (b).

Dans la plage observée, l'influence des couples d'angle de bec et d'angle d'attaque testés est faible. Non seulement la moyenne des efforts de coupe évolue très peu en fonction de ces angles, étant à peine plus basse pour un angle de bec de 32°, mais ces variations demeurent dans la plage de variabilité des répétitions. Cette variabilité semble d'ailleurs elle aussi peu voire non affectée par l'angle de bec utilisé. Comme pour l'étude portant sur l'influence de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe, le nombre d'éprouvettes peu conséquent, couplé à l'interaction angle de bec/angle d'attaque, ne permet pas de conclure statistiquement sur l'effet de l'angle de bec.

Il serait pertinent, lors d'une étude future, de faire varier l'angle d'attaque en le compensant avec l'angle de dépouille, pour dissocier l'influence de l'angle de bec et de celui d'attaque. De même pour l'angle d'attaque. L'affûtage des couteaux serait plus difficile, mais demeure techniquement tout à fait réalisable. Une plage de variation de ces deux paramètres plus grande serait également bénéfique si les variations induites sont faibles.

2.6.4 Influence de la direction de coupe

Les efforts de coupe moyens sont présentés Figure 2.24 en fonction de l'angle de fil des échantillons dans la zone d'étude. La Figure (a) indique les efforts parallèles tandis que la Figure (b) indique les efforts normaux en fonction de l'angle de fil des échantillons. Les cercles vides sont les efforts corrigés $F\rho$ par l'infradensité des échantillons et les points pleins représentent les efforts moyens bruts. La correction se fait exactement de la même façon pour les efforts parallèles ou les efforts normaux :

$$F_p = F \times \frac{\bar{\rho}_l}{\rho_i} \quad (2.2)$$

Pour rappel, ρ_i est l'infradensité d'un échantillon et $\bar{\rho}_l$ l'infradensité moyenne du lot d'échantillon. Trois régressions linéaires sont également représentées pour chaque nuage de point sur trois zones de 0° à 50° , de 50° à 90° et de 90° à 180° . En effet, trois comportements distincts sont observés lors des essais de coupe en fonction dans l'angle de fil des éprouvettes, et les délimitations sont fixées arbitrairement à 50° et 90° à l'observation des résultats. Dans les faits, la transition d'un type de phénomène à un autre est progressive et on ne peut pas énoncer clairement d'angle net de transition. Ces phénomènes seront détaillés plus loin lors de l'étude du copeau, mais on retrouve sur les efforts de coupe la même distinction, avec des tendances différentes selon la plage d'angle de fil observée

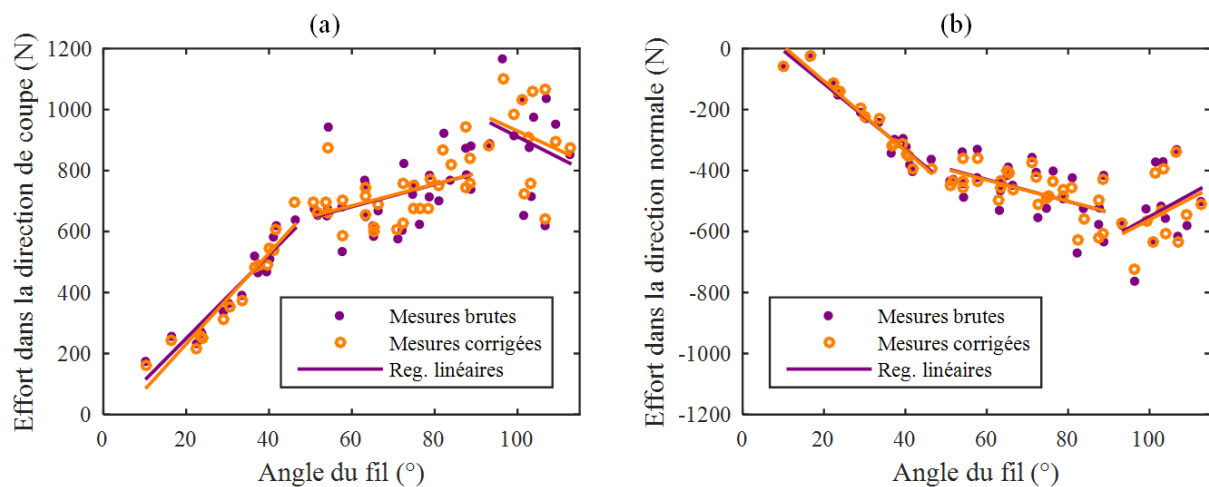


Figure 2.23 : Influence de l'angle de fil sur les efforts parallèles à la direction de coupe et sur les efforts normaux.

De 10° à 90°, c'est-à-dire lorsque la coupe se fait dans le fil du bois, les efforts augmentent constamment. Cependant la croissance des efforts est 3 à 4 fois plus rapide de 10° à 50° d'après la pente des régressions linéaires calculées présentée dans le Tableau 2.7. Passé 90°, lorsque la coupe se fait à contre-fil, la variabilité des efforts devient telle, qu'il est impossible d'identifier une tendance. De façon encore plus importante que lors des essais à faible vitesse de coupe, les arrachements de matière sont très présents dès lors que la coupe est réalisée à contre-fil entraînant des variations d'efforts très marquées et peu maîtrisées.

Tableau 2.7 : Paramètres des régressions linéaires pour l'influence de l'angle du fil sur les épaisseurs de plaquettes.

	Paramètre	Effort	C_1 (N/°)	C_2 (N)	R
Efforts corrigés	Zone 1	F_x	14,91	-66,99	0,9583
		F_z	-11,42	121,62	-0,9756
	Zone 2	F_x	3,54	471,94	0,4860
		F_z	-3,50	-221,03	-0,6136
	Zone 3	F_x	-6,28	1 557,51	-0,2305
		F_z	6,91	-1 252,34	0,3379
Efforts bruts	Zone 1	F_x	13,70	-24,31	0,9550
		F_z	-10,87	102,10	-0,9602
	Zone 2	F_x	3,64	463,05	0,4227
		F_z	-3,61	-212,85	-0,5373
	Zone 3	F_x	-6,88	1 599,08	-0,2288
		F_z	7,34	-1 285,70	-0,3209

La correction des efforts de coupe par l'infradensité des échantillons est intéressante. En soit, le terme de correction est maladroit, car l'effort « corrigé » n'est pas plus juste que l'effort mesuré. Néanmoins, en éliminant une partie de l'effet de l'infradensité de l'échantillon sur les efforts, elle permet de mieux identifier visuellement la tendance uniquement dû à l'angle de fil. Les tendances identifiées mathématiquement sont en réalité très peu modifiées, les coefficients des régressions linéaires demeurent quasiment égaux. En revanche, ce calcul supplémentaire permet de réduire systématiquement la dispersion des points, même si l'écart est faible, les coefficients de corrélation s'en retrouvent tous améliorés quelques soit la plage d'angle de fil concernée. Si la densité du bois n'a pas été étudiée en tant que telle, cette correction montre que l'influence de la densité est très certainement présente dans les essais présentés. Si la correction va dans le bon sens, elle semble trop légère et une loi quadratique serait potentiellement plus efficace qu'une loi linéaire suggérée par la littérature pour une telle correction.

2.7 Influence des paramètres majeurs sur la géométrie des plaquettes

2.7.1 Influence de la section coupée

La Figure 2.25 représente l'épaisseur de chaque plaquette mesurée sur les vidéos de coupes à l'aide de la méthode décrite dans la section 2.3.3.1, dans le cadre des essais liés à l'influence de la section coupée. Pour rappel chaque point de mesure possède une erreur estimée de 0,1 mm, que ce soit sur les abscisses ou les ordonnées. Elles ne sont pas représentées pour la lisibilité du graphique, si ces erreurs sont relativement faibles dans le cas de plaquettes de plus d'un millimètre d'épaisseur, elles sont plus dommageables dans le cas des plaquettes les plus fines. Les écart-types ne sont pas représentés mais seront calculés et utilisés au cours de la section 2.7.5 pour quantifier la variabilité d'épaisseur des plaquettes produites.

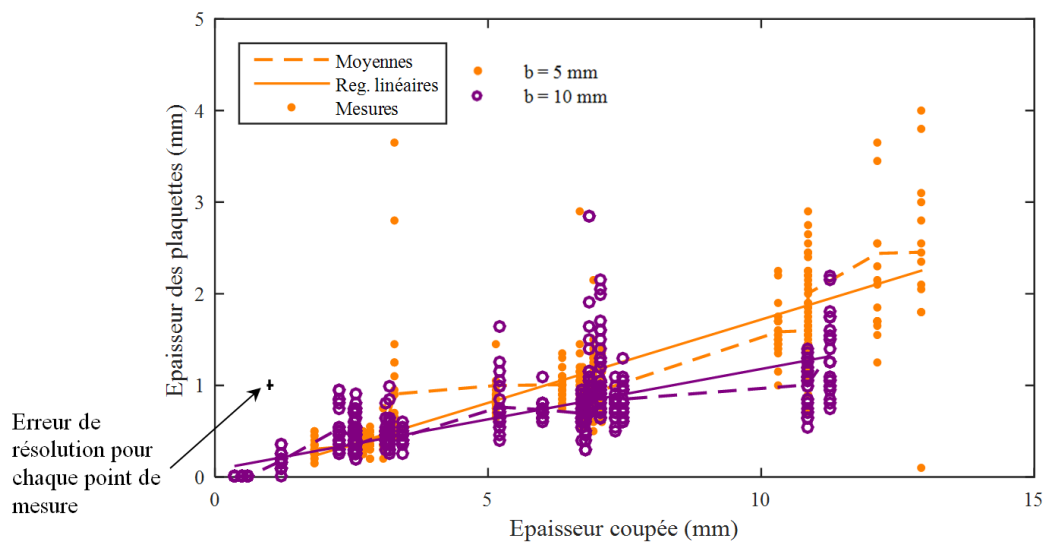


Figure 2.24 : Influence de l'épaisseur coupée et de la largeur coupée sur l'épaisseur des plaquettes générées.

En premier lieu, remarquons que dans les cas des plus petites épaisseurs coupées (inférieures au millimètre), un ruban continu est généré (Figure 2.26a), et le copeau ne se fragmente pas (il n'en demeure pas moins extrêmement cassant, et semble fortement fissuré, mais cela n'a pas été quantifié). La transition vers un copeau fragmenté en plaquettes est très rapide (Figure 2.26b), passé le millimètre d'épaisseur coupée, le phénomène est déjà très net et similaire à ce qui est observable à forte section.

L'épaisseur moyenne des plaquettes augmente ensuite en fonction de la longueur coupée comme l'état de l'art le montrait. Néanmoins, les plaquettes les plus larges ont tendance à être les moins épaisses, ce qui est contradictoire avec la littérature. Ce qui est d'autant plus surprenant que, indépendamment des études passées, il semblerait logique que le copeau le moins large soit plus sensible aux hétérogénéités et se fissure souvent le long de celles-ci. La tendance inverse aurait ainsi semblé être plus intuitive, en plus d'être cohérente avec les études passées.

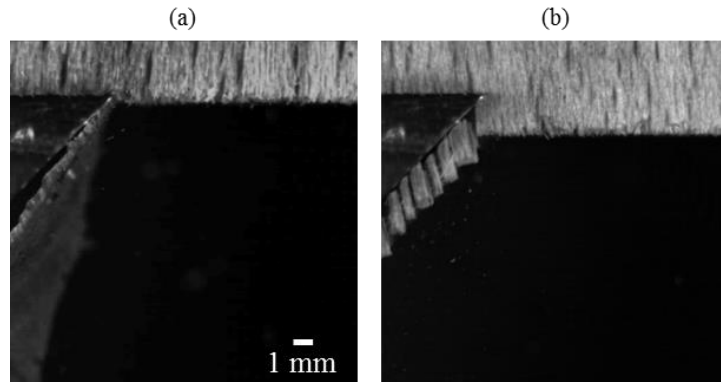


Figure 2.25 : Copeau continu ($b = 10 \text{ mm}$, $h = 0,4 \text{ mm}$) et fragmentés en plaquette ($b = 10 \text{ mm}$, $h = 2,15 \text{ mm}$).

Dans l'exemple de fragmentation exposé Figure 2.26b, il est possible de remarquer que la fragmentation n'est pas parfaitement régulière, l'épaisseur des plaquettes varie assez fortement entre les plaquettes successives. La régularité de la fragmentation sera traitée indépendamment après l'étude de l'influence des divers paramètres sur l'épaisseur moyenne de plaquette, en section 2.7.5.

2.7.2 Influence de la vitesse de coupe

L'influence de la vitesse de coupe sur l'épaisseur des plaquettes est illustrée Figure 2.27. Chaque série de points est composée de 5 essais ou plus et d'au moins 75 plaquettes. Trois essais à la plus faible vitesse n'apparaissent pas car l'intégralité de la zone d'étude centrale avait déjà été arrachée avant même que l'outil ne l'atteigne.

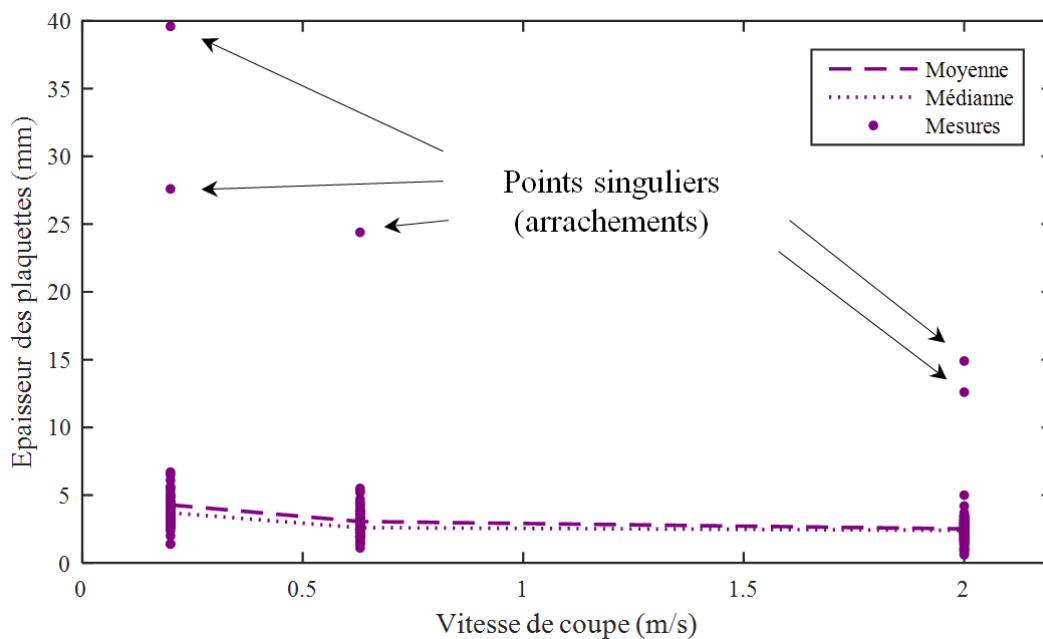


Figure 2.26 : Influence de la vitesse de coupe sur l'épaisseur des plaquettes générées.

Si la variation de vitesse de coupe n'entraînait pas des conséquences importantes sur les efforts de coupe, la diminution de l'épaisseur moyenne de plaquette avec l'augmentation de la vitesse de coupe est plus notable. La médiane a également été tracée afin de vérifier que les points singuliers ne faussaient pas cette hypothèse.

Les points très éloignés de la moyenne correspondent à des arrachements de matière (Figure 2.28a) et non à des plaquettes. Dans les zones plus « denses » en points de mesure de la Figure 2.27, de nombreux arrachements de taille moindre sont également présents. A l'observation des échantillons et des vidéos de coupe, la diminution de la vitesse semble favoriser ce phénomène d'arrachement de matière qui est bien plus fréquent.

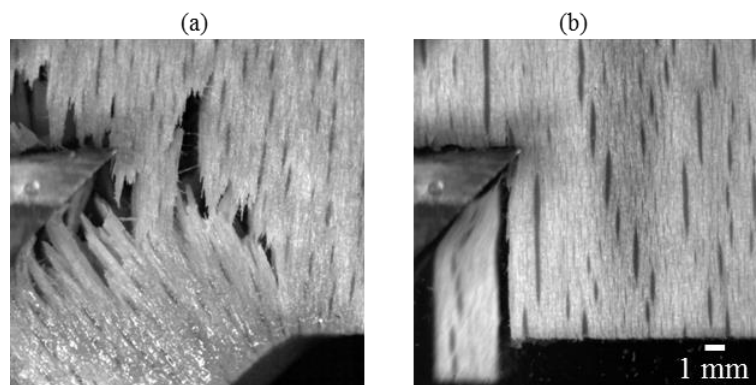


Figure 2.27 : Exemples d'arrachement de matière (à $V_c = 0,2$ m/s) et de bonne fragmentation du copeau en plaquettes (à $V_c = 0,63$ m/s).

2.7.3 Influence des angles de coupe

L'impact de l'angle de bec (et de l'angle d'attaque) sur l'épaisseur des plaquettes est montré Figure 2.29. Chaque série est composée de 6 essais et d'un minimum de 90 plaquettes.

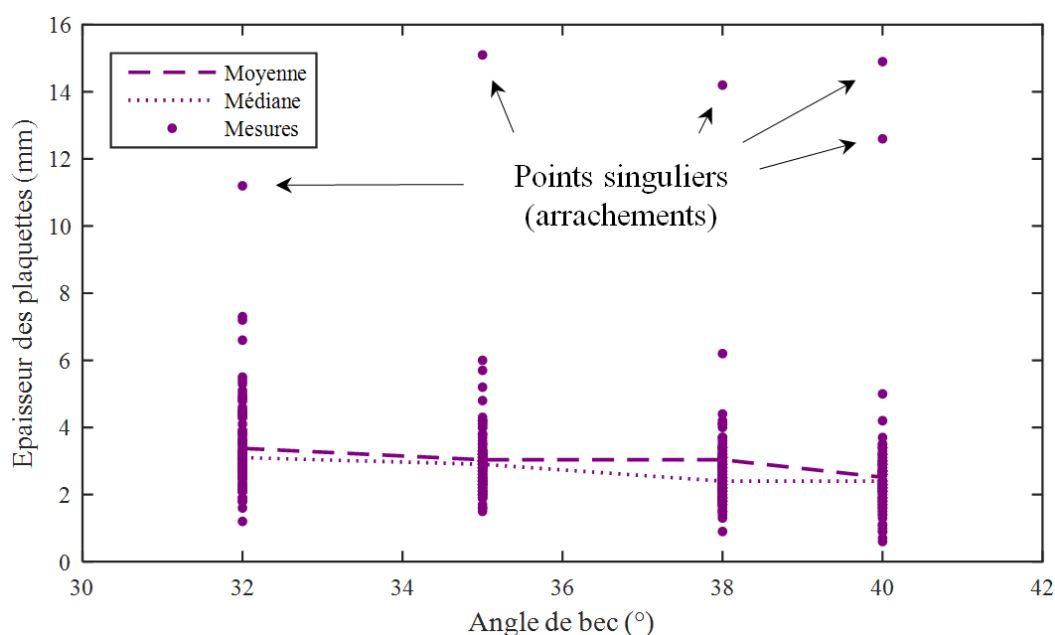


Figure 2.28 : Influence de l'angle de bec sur l'épaisseur des plaquettes générées.

A nouveaux, quelques points singuliers, correspondant à des arrachements de matières sont présents, mais en nombre très restreint. Globalement, la diminution de l'angle de bec, couplée à l'augmentation de l'angle d'attaque, entraîne l'augmentation, faible, de l'épaisseur moyenne de plaquette.

2.7.4 Influence de la direction de coupe

La direction de coupe a une influence forte sur l'épaisseur des plaquettes sur la plage étudiée. La Figure 2.30 représente l'épaisseur mesurée des plaquettes en fonction de l'angle du fil mesuré par la méthode de traitement d'image présentée section 2.3.4.

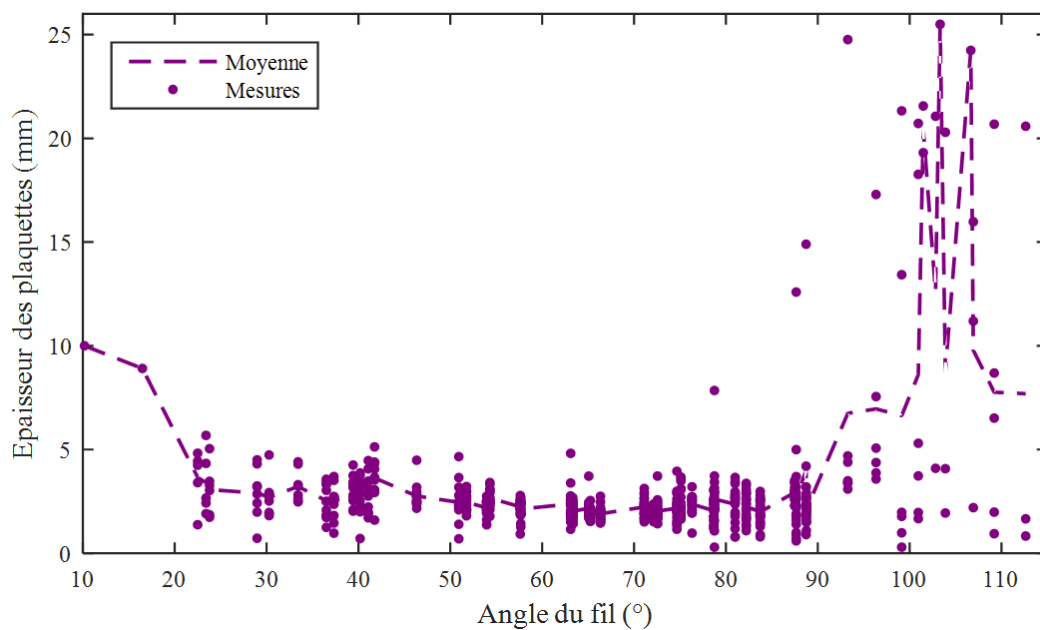


Figure 2.29 : Influence de l'angle du fil sur l'épaisseur des plaquettes générées.

L'épaisseur de plaquette décroît rapidement entre 10° et 30° de pente de fil. La décroissance est ensuite plus lente jusqu'à 60° puis proche d'être constante jusqu'à un peu moins de 90°. A 90° l'épaisseur moyenne de plaquettes augmente très fortement. En effet lors de la coupe à contre-fil, de gros morceaux de bois sont arrachés de l'échantillon comme constaté par R. Pfeiffer (Pfeiffer et al., 2014) dans le cas particulier de $GD = 110^\circ$. Il faut également noter la présence de plaquettes très fines même à contre-fil. Cette présence est due au fait que l'arrachement de gros blocs entraîne fréquemment (mais pas nécessairement) un profil déjà pré-morcelé en amont de l'outil (voir Figure 2.31) qui se sépare très facilement du reste de l'échantillon au passage de l'outil.

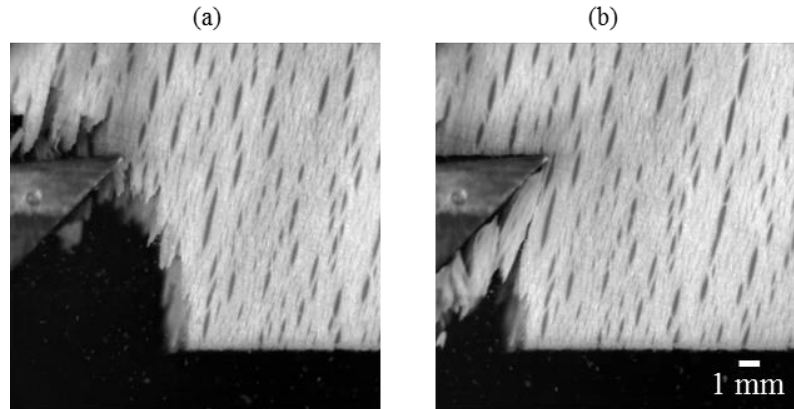


Figure 2.30 : fines succédant à un arrachement (essai à $GD = 100,94^\circ$).

Les angles trop faibles ($< 20^\circ$) et trop élevés ($> 90^\circ$) doivent donc être évités lors de la coupe afin de produire des plaquettes aux proportions voulues. Dans cette plage, une régression quadratique entre l'épaisseur moyenne de plaquette et l'angle de fil permet d'obtenir une relation plus précise entre ces deux grandeurs. Plus généralement, à chaque fois que des relations seront étudiées par rapport à l'angle de fil, l'attention sera portée sur cette plage de $[20^\circ ; 90^\circ]$ en Figure 2.32.

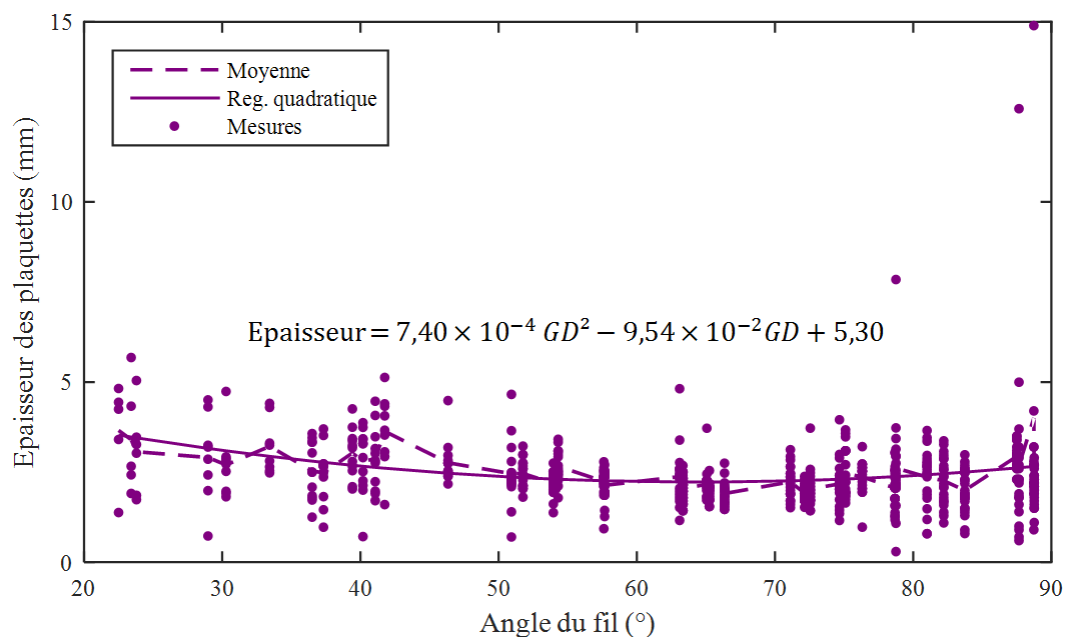


Figure 2.31 : Influence de l'angle du fil sur l'épaisseur des plaquettes générées sur la plage d'angle de fil restreinte $[20^\circ; 90^\circ]$.

Lors des essais à angle de fil variable, la relation entre longueur et épaisseur peut être observée pour des longueurs plus élevées que celles testées lors de l'étude sur la section, car à cause de l'angle du fil, la longueur des plaquettes peut être plus grande que l'épaisseur coupée et ainsi dépasser 15 mm. La tendance précédemment identifiée est bien respectée malgré la différence d'orientation des fibres dans l'échantillon.

Remarque : Il est très difficile de faire le lien entre efforts de coupe et épaisseur moyenne de plaquette générée car, notamment lors des essais concernant l'angle de fil, les efforts évoluent de façon monotone dans la zone de bonne fragmentation entre 20° et 90°, alors que ce n'est pas le cas pour l'épaisseur moyenne de plaquette, présentant un minimum local à 65°. La zone de coupe optimale est donc située pour des angles du fil compris entre 20° et 90°, centrée si possible autour de 65°.

2.7.5 Régularité de la fragmentation

Dans un contexte industriel, il est souhaitable de trouver un ensemble de paramètres pour viser une production présentant une épaisseur moyenne de plaquette donnée, typiquement entre 3 et 8 mm. Néanmoins, si la dispersion des épaisseurs est trop forte, l'intérêt d'avoir une épaisseur moyenne correcte reste limité. Il est donc nécessaire de s'intéresser également à l'influence des divers paramètres de coupe sur la régularité d'épaisseur des plaquettes. Le critère utilisé est le coefficient de variation :

$$CV = \frac{\text{écart-type (épaisseurs)}}{\text{épaisseurs}}. \quad (2.3)$$

Aussi, minimiser l'écart-type serait plus pertinent car il n'y a pas de raison d'être plus permissif sur la variation d'épaisseur pour des plaquettes épaisses ou plus fines. Dans le cadre d'une étude plus amont comme présentement, normaliser l'écart-type par la moyenne permet de mieux se rendre compte de la taille de la dispersion autour de la moyenne. La Figure 2.33 présente les coefficients de variation calculés en fonction des principaux paramètres de coupe étudiés.

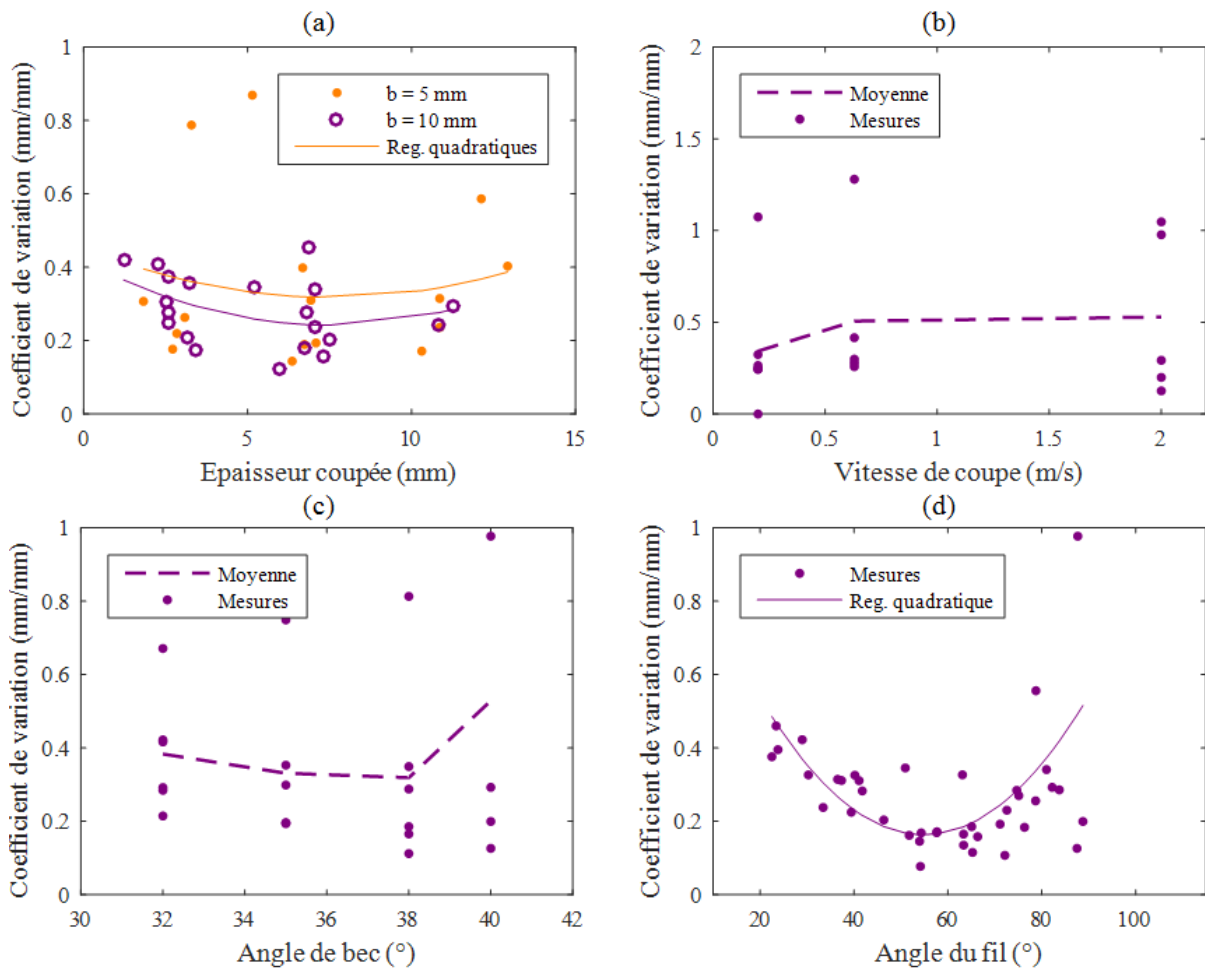


Figure 2.32 : Influence des 5 paramètres de coupe principaux sur la dispersion d'épaisseur des plaquettes.

Ni l'épaisseur coupée, ni la largeur coupée b ne semblent avoir une influence bien identifiée sur la dispersion des épaisseurs de plaquettes car confondue dans la variabilité des essais.

L'étude sur la vitesse de coupe a entraîné une variabilité encore accrue avec des arrachements fréquents et de grandes tailles ; aussi, le coefficient de variation moyen observé pour chaque modalité a une significativité très réduite. Subjectivement, à l'observation des essais lors de leur réalisation, la plus haute vitesse semblait néanmoins à l'origine de la fragmentation la plus régulière, deux essais présentant de forts arrachements s'opposent néanmoins à ce constat.

Il en est de même pour l'angle de bec. S'il semble préférable d'utiliser un angle de bec faible (et un angle d'attaque élevé) afin de minimiser la dispersion d'épaisseur de plaquette, les deux mêmes essais à angle de bec égal à 40° présentant de forts arrachements tempèrent cette conclusion.

Le seul paramètre semblant influencer nettement sur la régularité de la fragmentation est l'angle de fil. Si cet angle est choisi autour des 55° , la dispersion d'épaisseur sera la plus limitée. Le fait d'avoir étudié les 4 précédents paramètres pour un angle de fil de 90° a été dommageable, la fragmentation est instable à cet angle de fil. En effet, il s'agit de l'angle de

transition entre coupe dans le fil et coupe à contre-fil. En conséquence, même de faibles variations locales d'angle de fil dans l'échantillon font passer d'un mode de coupe à l'autre, entraînant soit une fragmentation du copeau en plaquettes, soit des arrachements de matière. Il aurait en fait été préférable d'étudier l'impact des autres paramètres avec un angle de fil constant mais plus faible, afin de s'assurer que celui-ci interfère le moins possible dans l'interprétation des résultats.

Bien évidemment, l'homogénéité du bois est également cruciale pour assurer cette régularité. Dans le cas d'étude, un soin particulier a été apporté à la sélection d'éprouvettes les plus saines possible. L'effet des singularités n'a donc pas été étudié en tant que tel. Cependant, quelques éprouvettes en contenant, en particulier des nœuds, ont été volontairement usinées puisque la ressource en présentait, séparément des lots d'étude. Les arrachements au niveau des singularités étaient tels que ni les mesures d'efforts ni les images de coupe ne sont exploitables car l'outil ne rencontre plus de matière passé quelques millimètres de coupe à cause d'arrachements encore plus volumineux que pour les « mauvais » paramètres de coupe.

2.8 Intérêt de la compensation dynamique des efforts de coupe

2.8.1 Principe

S'il est facile d'interpréter les variations brutales des efforts de coupe comme l'effet de la fragmentation des plaquettes, ce constat serait erroné. En effet, les oscillations observées ont lieu à une fréquence proche de la fréquence de résonance du dynamomètre indiqué par sa documentation constructeur. La courbe de réponse typique donnée par le constructeur étant présentée Figure 2.34a, avec f_0 la fréquence de résonance théorique de la platine dynamométrique, f la fréquence, et x/x_0 le rapport entre force (ou accélération) de sortie et de la platine de mesure d'efforts. La fréquence propre de l'ensemble platine + outil bridé sur la table de la machine a été mesurée à environ 1 667 Hz (Figure 2.34b). En conséquence, l'effort mesuré est notablement différent de l'effort de coupe réel puisque les sollicitations dynamiques dues à la coupe contiennent les fréquences propres du système de mesure. Si nous souhaitons être capable d'aller plus loin dans la comparaison des résultats des expériences et de simulations numériques, et ne plus traiter uniquement les efforts moyens, il faut pouvoir remonter au plus proche possible de ces efforts réels (c'est-à-dire sans les effets dynamiques).

Considérons une largeur plaquette moyenne générée variant de 1 mm à 5 mm et une vitesse de coupe de 2 m/s, la fréquence de génération de plaquette varie donc entre 400 Hz et 2 000 Hz. Il n'est donc pas question de filtrer notre signal à l'aide d'un filtre passe-bas ou coupe-bande avec une fréquence de coupure à $f_0/2$ comme conseillé par le constructeur, car nous filtrerions également la composante spectrale de l'effort nous intéressant, c'est-à-dire celle correspondant à la fragmentation cyclique des plaquettes.

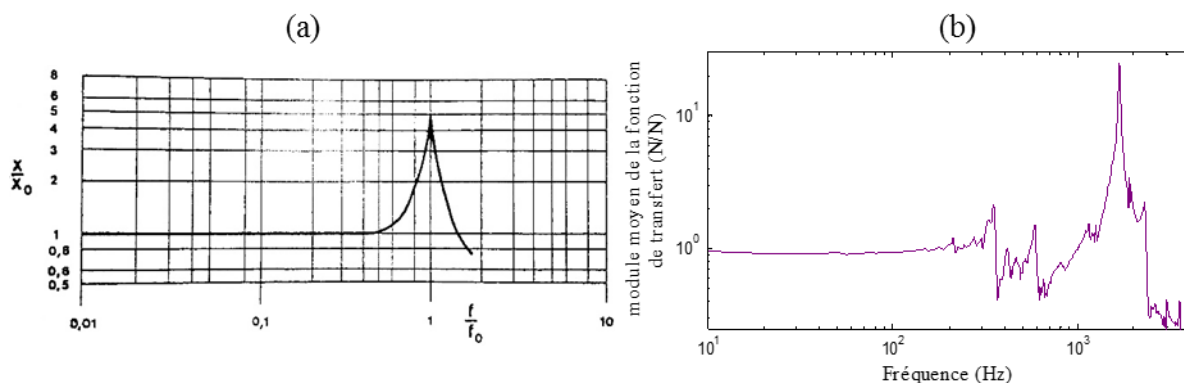


Figure 2.33 : (a) Fonction de transfert type d'un dynamomètre. (b) Fonction de transfert mesurée du système dynamomètre + outil bridé sur la table de la MOCN.

Dès lors que le phénomène à analyser s'inscrit dans le domaine fréquentiel de la résonance du système de mesure, il faut alors s'intéresser au principe de la compensation dynamique des signaux (ici les efforts de coupe), afin de « filtrer » le signal en ne ciblant que sa composante due à la réponse vibratoire du système (dynamomètre + montage fixé).

Basé sur les travaux de F. Girardin (Girardin et al., 2010) un traitement par compensation dynamique des efforts a donc été réalisé. Le principe est le suivant : le système de mesure est

sollicité à l'aide d'un dispositif (impacteur ou pot vibrant, en l'occurrence un marteau dynamométrique) dont on maîtrise la sollicitation (que ce soit son accélération ou son effort d'impact). En mesurant la réponse du système vibrant, la fonction de transfert ce celui-ci peut être définie. Pour corriger l'effort mesuré, il est multiplié par « l'inverse » de la fonction de transfert calculée, afin de théoriquement retrouver la sollicitation qui a conduit aux signaux mesurés. Mathématiquement cette procédure peut s'exprimer ainsi : soit $\underline{F(f)} = \begin{pmatrix} F_X(f) \\ F_Y(f) \\ F_Z(f) \end{pmatrix}$ le vecteur force mesurée dans le domaine fréquentiel (une transformée rapide de Fourier ayant été appliquée au signal temporel), et $\underline{F^i(f)} = \begin{pmatrix} F_X^i(f) \\ F_Y^i(f) \\ F_Z^i(f) \end{pmatrix}$ celui produit par le marteau dynamométrique connu, alors la fonction de transfert (H) du système est telle que :

$$\text{et } \underline{F^i(f)} \underline{H(f)} = \underline{F(f)} \begin{pmatrix} H_{XX}(f) & H_{XY}(f) & H_{XZ}(f) \\ H_{YX}(f) & H_{YY}(f) & H_{YZ}(f) \\ H_{ZX}(f) & H_{ZY}(f) & H_{ZZ}(f) \end{pmatrix} = \underline{F(f)}. \quad (2.4)$$

Chaque composante de $\underline{H(f)}$ étant une fonction complexe, discrète de la fréquence. En inversant chaque terme de la matrice de transfert, si un effort $\underline{F(f)}$ est mesuré, on estime qu'un effort $\underline{F'(f)} = \begin{pmatrix} F'_X(f) \\ F'_Y(f) \\ F'_Z(f) \end{pmatrix}$ a été produit, avec :

$$\underline{F'(f)} = \underline{F(f)} \underline{H^{-1}(f)} = \underline{F(f)} \begin{pmatrix} H_{XX}^{-1}(f) & H_{XY}^{-1}(f) & H_{XZ}^{-1}(f) \\ H_{YX}^{-1}(f) & H_{YY}^{-1}(f) & H_{YZ}^{-1}(f) \\ H_{ZX}^{-1}(f) & H_{ZY}^{-1}(f) & H_{ZZ}^{-1}(f) \end{pmatrix}. \quad (2.5)$$

Il ne reste plus qu'à retransformer $\underline{F'(f)}$ dans le domaine temporel pour reconstruire le signal d'effort théoriquement subit par le système outil + platine. Notons que toutes les grandeurs sont exprimées dans le domaine complexe. Schématiquement, ce procédé est représenté en Figure 2.35.

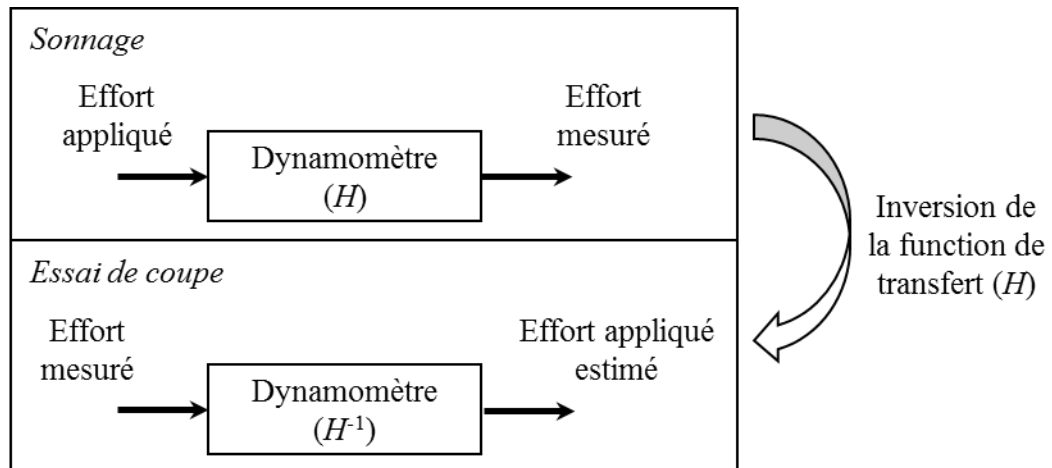


Figure 2.34 : Principe schématisé de la compensation dynamique.

De ces composantes sont calculées les modules de la fonction de transfert et sa phase en fonction de la fréquence ; en parallèle, la matrice de cohérence de cette fonction est également calculée (voir Figure 2.36). La cohérence indique le niveau de corrélation entre le signal mesuré et celui de sonnage, une cohérence de 1 indique une corrélation parfaite tandis qu'une cohérence de 0 indique l'absence de corrélation, ce qui est souvent le cas dans le cas d'antirésonances.

Des répétitions allant de 3 à 10 sonnages (selon les campagnes) ont été réalisées en vérifiant à chaque fois la qualité de l'impulsion et la cohérence des signaux ; les 3 signaux, moyennés, donnant la meilleure cohérence sont utilisés pour calculer la fonction de transfert $H(f)$ du système {platine dynamométrique + outil}.

2.8.2 Résultats et perspectives d'usage

La cohérence obtenue est bonne (supérieure à 0,9) dans le cas des composantes unidirectionnelles jusqu'à environ 9 kHz, mais au contraire mauvaise quelle que soit la fréquence pour les composantes croisées (lorsqu'on sollicite le système dans une direction et que la mesure des efforts est effectuée dans les deux autres directions).

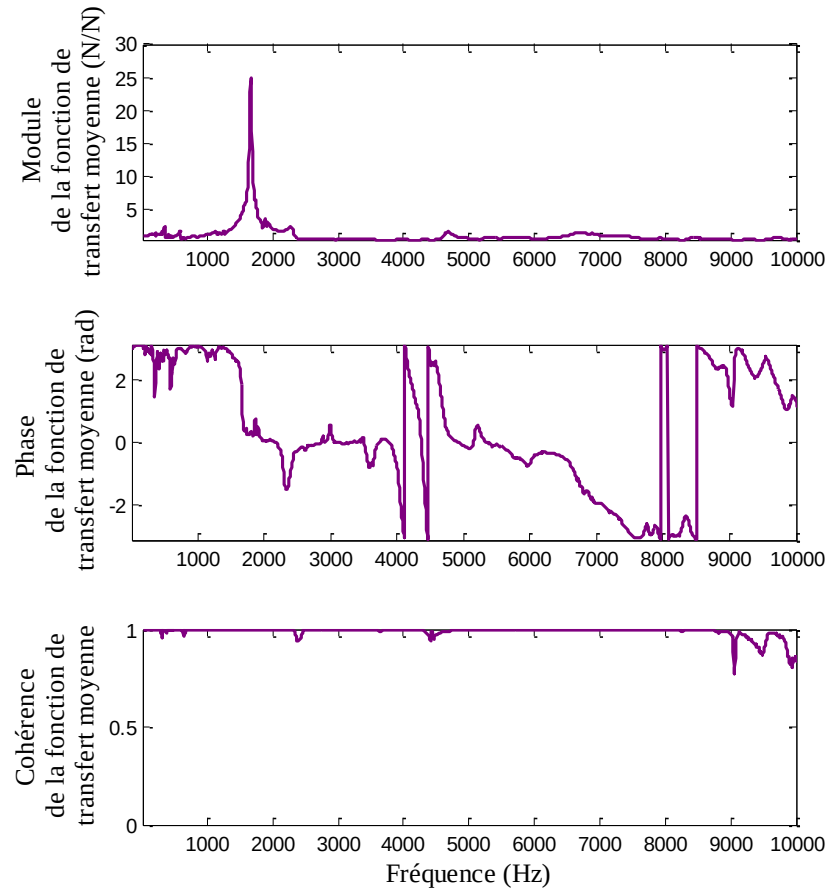


Figure 2.35 : Fonction de transfert et cohérence identifiées du système {platine + outil}.

Nous faisons donc l'hypothèse que les composantes croisées sont nulles, c'est-à-dire que solliciter l'outil dans la direction X ne génère aucun effort en Y. Bien qu'étant forte, cette hypothèse permet tout de même d'obtenir de bons résultats comme le montre la Figure 2.37. De plus, avant d'appliquer le traitement de compensation dynamique proposé, un filtre passe-bas (filtre de Butterworth d'ordre 4 réglé à une fréquence de coupure de 8 kHz) est appliqué aux signaux d'efforts de sorte à ne pas compenser faussement des composantes du signal à des fréquences correspondant à du bruit (largement hors du domaine fréquentiel identifié comme intéressant pour l'analyse des efforts de coupe et de la fragmentation).

La Figure 2.37 montre un signal non corrigé superposé avec un signal corrigé par cette méthode. Sur cette figure sont également représentés les instants de fragmentations des plaquettes obtenus d'après les observations de la coupe avec la caméra ultra-rapide.

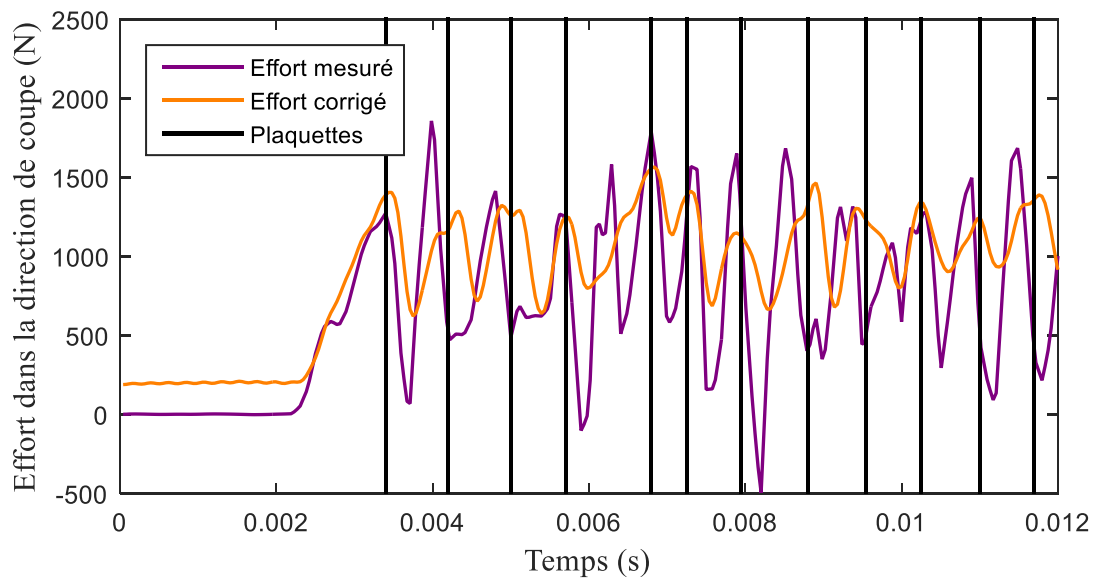


Figure 2.36 : Efforts mesurés et corrigés en fonction du temps, pour une fréquence de fragmentation d'environ 1467 Hz.

Dans les cas plus défavorables comme celui présenté Figure 2.38 où la fréquence de fragmentation (f_f) vaut environ 3 200 Hz, car la platine piézoélectrique coupe (atténuée fortement) les fréquences concernées par la fragmentation, le signal est plus complexe à compenser. De surcroît, les variations d'efforts sont d'amplitudes faibles puisque les plaquettes produites dans ces conditions sont fines car elles correspondent à de faibles sections coupées.

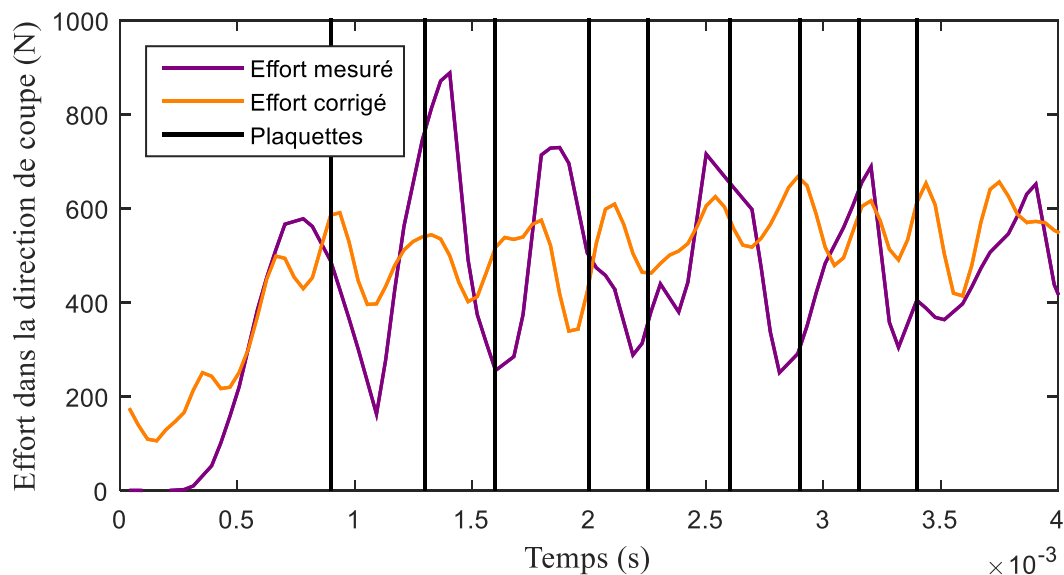


Figure 2.37 : Efforts mesurés et corrigés en fonction du temps, pour une fréquence de fragmentation d'environ 3200 Hz.

Le bénéfice du traitement est donc évidemment moindre, mais reste quoi qu'il en soit intéressant au vu des résultats obtenus (bien qu'il faille être attentif à de telles conditions

puisque les potentielles erreurs dues au traitement peuvent s'avérer importantes). Les erreurs pouvant amoindrir l'efficacité du traitement ne sont pas forcément imputables uniquement à ce dernier car, lorsque des plaquettes sont générées irrégulièrement, certaines d'entre elles peuvent être créées de façon très rapprochée : la fréquence d'apparition devient alors trop proche de la fréquence d'échantillonnage des signaux pour que le signal correspondant à la fragmentation soit retranscrit efficacement.

Pour les rares cas présentant des plaquettes apparaissant à des fréquences encore plus élevées se rapprochant soit de la fréquence d'échantillonnage soit de la fréquence où la cohérence de la fonction de transfert de la platine s'effondre, la compensation dynamique ne présente plus d'effet.

La compensation dynamique, même utilisée sous les hypothèses actuelles, présente un réel apport. Cependant, la prise en compte des termes croisés, ou l'amélioration de la méthode de compensation, en utilisant par exemple des filtres de Kalman (Kalman, 1960) pour représenter la fonction de transfert de la platine, peut potentiellement encore améliorer ce processus et conduire à des efforts plus proches de leurs valeurs réelles. L'efficacité de ces filtres ayant été prouvée au travers de plusieurs travaux concernant la correction des efforts de fraisage (Altintas & Park, 2004; Scippa et al., 2015).

L'intérêt de la compensation dynamique est certain afin de comparer proprement les mesures d'efforts aux simulations qui, elles, ne sont pas soumises à des oscillations du système de mesure. Les analyses présentées dans le corps du mémoire ne font pour autant état que des efforts moyens.

En optimisant le traitement jusqu'à pouvoir le réaliser en temps réel, il peut être envisagé pour les scieurs de connaître la taille des plaquettes générées en ligne. Cette information en temps réel permettrait d'adapter les paramètres de coupes (tels que la vitesse d'aménage ou la hauteur de la bille) pour contrôler et optimiser l'épaisseur des plaquettes produites.

2.9 Synthèse

L'étude de l'effet des principaux paramètres de coupe par canter a été réalisée en coupe orthogonale sur MOCN. Cinq variables ont été privilégiées, l'épaisseur et la largeur de copeau, la vitesse de coupe, la direction du fil et l'angle de bec de l'outil (couplé à son angle d'attaque). La configuration en coupe orthogonale a permis une instrumentation complète des essais.

Beaucoup de mesures ont été réalisées à partir du traitement des images de coupe afin de limiter la manipulation des éprouvettes afin de conserver l'état vert le plus proche possible de celui de l'arbre tout juste abattu, sans avoir à ré-humidifier artificiellement les éprouvettes.

Il s'est avéré que les grandeurs les plus influentes sur les efforts étaient logiquement la section coupée, mais aussi la direction du fil du bois. Chaque variable a conduit à des variations plus ou moins grandes des épaisseurs de plaquettes. Il a aussi été possible d'observer que certaines configurations entraînaient une variabilité plus forte que d'autres sur cette dimension, notamment l'angle du fil, qui est dommageable d'après les critères qualités nécessaire au bon traitement de ces plaquettes par l'industrie de la pâte à papier.

Etant donné que chaque paramètre a été étudié séparément, les tendances identifiées, qu'elles aient été quantifiées ou non, ne peuvent être utilisées dans un modèle analytique sans avoir étudié l'interaction entre les paramètres. Pour cela, un lot d'échantillons plus important et un plan d'expérience dédié à ce type d'étude devraient être réalisés.

Les tendances identifiées serviront majoritairement de référence afin de vérifier le bon comportement du modèle numérique développé. Retrouver les ordres de grandeur et principales tendances d'évolutions des épaisseurs de plaquettes paraît très important. Il en est de même pour l'évolution des efforts en fonction de la section coupée et de l'orientation du fil du bois. Le modèle présenté au Chapitre 5 devra donc à terme respecter les tendances pour être considéré comme fidèle à la réalité observée.

L'approche numérique choisie n'est pas de l'identification inverse, ce ne sont donc pas les essais de coupes eux-mêmes qui permettent la calibration du modèle. Les propriétés mécaniques du matériau doivent être étudiées et bien définies afin d'être intégrées dans le modèle numérique. C'est donc cette première étape dans le développement du modèle qui est présentée dans le chapitre suivant.

Chapitre 3 : Caractérisation du comportement dynamique du hêtre vert

3.1 Introduction

3.1.1 Démarche de modélisation

Afin d'être capable de modéliser le matériau bois par la Méthode des Eléments Discrets (DEM), il est nécessaire au préalable d'identifier les phénomènes clés pilotant la coupe du bois. Il est notamment proposé de déduire des observations et mesures réalisées lors de la coupe du bois vert ou lors d'essais unidirectionnels des modèles de comportements simples avec une estimation quantitative de leurs paramètres.

Ce chapitre a ainsi pour but de présenter un modèle « bois » qui servira de référence pour les simulations de coupe avec la DEM. Dans un premier temps, une identification des types de sollicitations subies par le matériau bois lors de sa coupe est proposée. Pour chaque type de sollicitation, le comportement et la réponse mécanique du matériau sont étudiés. Ces études permettent donc l'établissement d'une liste de propriétés mécaniques et physiques dites « cibles » devant être respectées par le modèle numérique.

3.1.2 Etat du matériau et sollicitations imposées

Préalablement à l'étude des propriétés mécaniques du bois, rappelons le contexte de l'étude expérimentale. L'humidité des éprouvettes testées varie, majoritairement, entre 50% et 90% (Chapitre 2). Les humidités sont très probablement encore supérieures lors de l'équarrissage puisque les plots dont sont issus les échantillons n'ont pas été humidifiés à nouveau après leur débit en scierie. Or, comme vu au cours du premier chapitre, le bois est un matériau à caractère hygroscopique (ses propriétés sont dépendantes du taux d'humidité interne du matériau). L'humidité doit donc faire partie des paramètres expérimentaux et devra, le cas échéant, être un des paramètres du modèle de comportement mécanique du bois.

De plus, le bois est un matériau qui présente un comportement mécanique dépendant de la vitesse de la sollicitation imposée. La valeur du taux de déformation dans le bois revêt donc elle aussi une importance et doit également faire partie des paramètres à prendre en compte. Cela implique qu'il est nécessaire de déterminer quels types de déformations et quels niveaux et taux de déformations sont susceptibles d'être atteints au cours des essais de coupe.

3.2 Les sollicitations engendrées par la coupe orthogonale du bois

Un bref retour sur la littérature est réalisé afin de déterminer quelles sont les sollicitations induites par le procédé de la coupe orthogonale du bois. W. McKenzie a publié des travaux détaillés sur les phénomènes présents (McKenzie, 1960b), son analyse se base sur une campagne expérimentale de coupe orthogonale $90^\circ - 90^\circ$. Des clichés lui ont permis de mettre en évidence plusieurs zones de sollicitations dans l'échantillon (Figure 3.1a) et un modèle de rupture (Figure 3.1b).

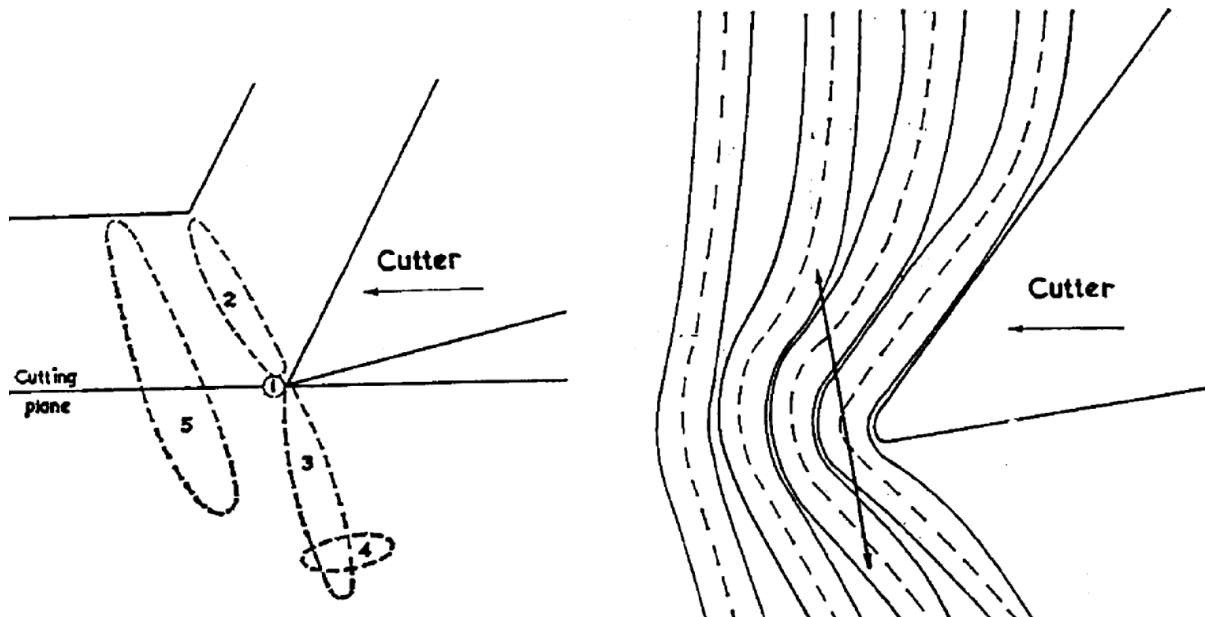


Figure 3.1 : (a) Zones de ruptures potentielles. (b) Postulat de la théorie de la « double » poutre en zone 1 indiquant que la rupture se fait par tension de la fibre (McKenzie, 1962).

Toujours d'après W. McKenzie (McKenzie, 1962), les ruptures potentielles dans le bois sont liées aux types de sollicitations présentes dans les zones identifiées de 1 à 5 dans la Figure 3.1a :

- 1 : Traction longitudinale (le long des fibres),
- 2 + 3 : Cisaillement dans le plan longitudinal tangentiel,
- 4 : Flexion des fibres côté retenu de la matière,
- 5 : Flexion des fibres en avant de l'outil.

Ses conclusions permettent de préciser les sollicitations du bois à investiguer. Il est cependant à noter que les essais de McKenzie ont été réalisés pour des épaisseurs coupées variant de 0,010 pouces à 0,030 pouces (soit 0,254 mm à 0,762 mm). Ces dernières sont éloignées de celles qui nous intéressent et qui sont plutôt de l'ordre du centimètre.

Renaud Pfeiffer, (Pfeiffer, 2015), dans le même cadre d'essais de coupe orthogonale $90^\circ - 90^\circ$, mais cette fois sur pendule équipé de mesures dynamométriques, et pour une épaisseur coupée de 15 mm, a réalisé à l'aide d'imagerie rapide des films de la coupe. A l'aide d'un traitement par corrélation d'images, il a pu mesurer en début de coupe les champs de déplacements à la surface de ses éprouvettes coupées. Ces champs de déplacements, dérivés spatialement, ont permis de déterminer les champs de déformation de l'échantillon (Figure

3.2). Il a ainsi mis en évidence en zones 1 et 5 une forte compression des fibres (dans la direction tangentielle), ainsi que de la traction tangentielle (ε_y ici) en zone 3 et du cisaillement (ε_{yz} ici). Dans le cadre d'essais présentant des épaisseurs coupées plus élevées comme ceux réalisés au cours de la présente étude, les sollicitations sont plus extrêmes, notamment en termes de valeurs de déformations, et, si ces chargements ne sont pas forcément à l'origine de la rupture du copeau ou des plaquettes, la réponse du bois à ceux-ci n'en demeure pas moins fondamentale à modéliser dans le but d'obtenir des efforts de coupe et une déformation du milieu fidèles à l'expérience.

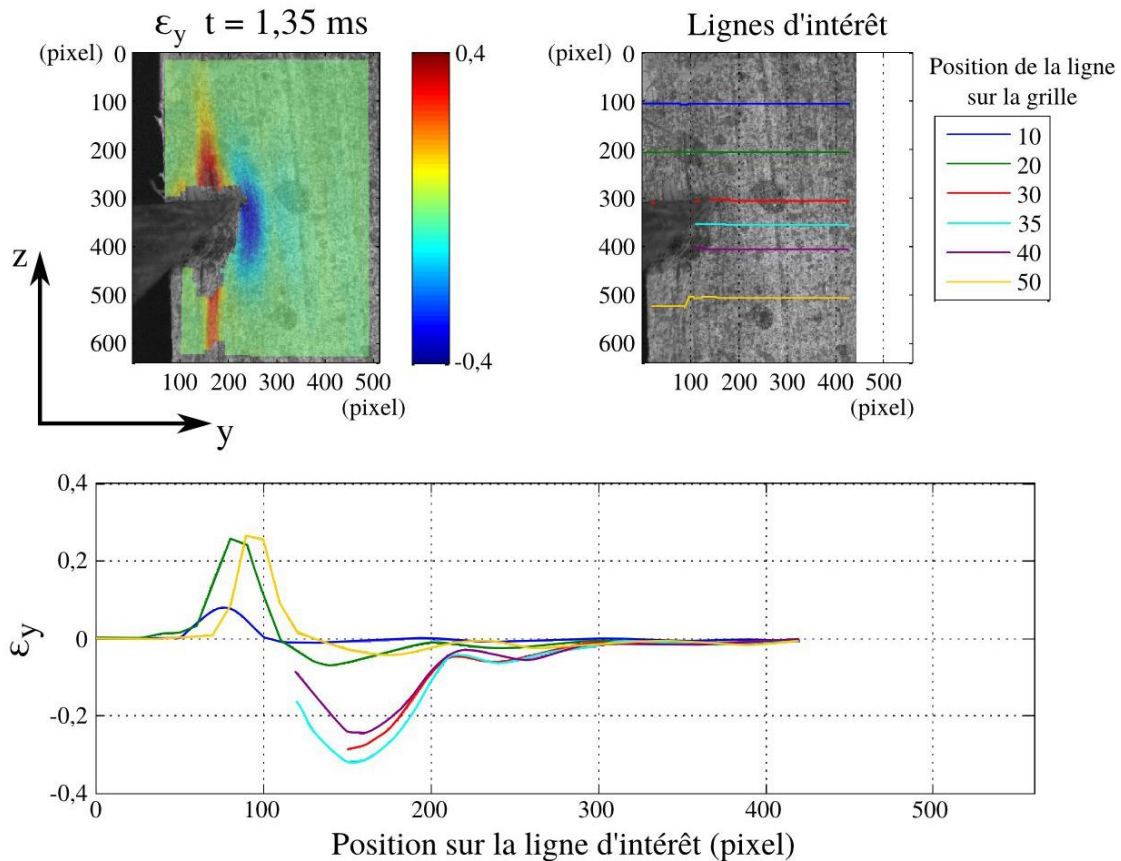


Figure 3.2 : Résultats de mesures de champs pour un essai de coupe orthogonale par (Pfeiffer, 2015), à titre indicatif : $V_c \approx 6$ m/s, $H\% = 60\%$, $h = 15$ mm et $b = 10$ mm.

En plus d'identifier des zones déformées, la corrélation d'images permet d'estimer les niveaux de déformations dans une image donnée. En divisant l'incrément de déformation par l'incrément de temps entre deux images, il est également possible d'estimer les taux de déformations dans l'éprouvette lors de l'essai. Les résultats types obtenus par R. Pfeiffer, pour un essai donné, sont présentés dans le Tableau 3.1 ci-après.

Tableau 3.1 : Niveaux et taux de déformation maximum mesurés lors d'un essai de coupe orthogonale d'après (Pfeiffer, 2015).

Direction	Niveaux de 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
Tangentielle	-30 à -40 %	-20 %	1000 à 2000 s ⁻¹	1000 à 2000 s ⁻¹
Longitudinale	-10 %	5 %	500 s ⁻¹	500 s ⁻¹
Cisaillement LT	10 %	10 à 20 %	1000 s ⁻¹	1000 s ⁻¹

Les déformations négatives dans le tableau précédent correspondent à des déformations (selon la définition ingénieur) de compression. Les déformations positives correspondent à de la traction. On notera que les déformations, en particulier en compression, atteignent des niveaux élevés (jusqu'à 40%) tout en sachant que dans le voisinage immédiat de la pointe de l'outil (lieu où elles sont très certainement les plus importantes) la corrélation d'images n'a pas pu être appliquée (variation trop importante de la luminosité engendrée par l'ombre du couteau couplée à des déformations hors plan de la matière). Sur la Figure 3.2, les zones apparaissant comme très fortement en traction sont erronées car dues à la présence de fissures faussant le traitement par corrélation d'images.

Phénoménologiquement, on ne retrouve pas de différences fondamentales entre les résultats des essais effectués au cours de ces travaux de thèse et les conclusions de R. Pfeiffer et W. McKenzie. Ils permettent en revanche d'étendre le domaine d'étude.

Un paramètre important identifié au chapitre 2 est l'orientation des fibres vis-à-vis de la vitesse de coupe (pente du fil). Ainsi, lorsque que la coupe étudiée n'est plus de la coupe 90° - 90° mais de la coupe 90° - GD, l'activation des modes de rupture évolue. Plus la coupe se fait dans le fil du bois, moins la zone 2 s'active régulièrement (résultant en la formation de plaquettes d'épaisseurs plus inégales). Par ailleurs les fissures ont plus de difficultés à se propager. Beaucoup ne débouchent plus à la surface de l'échantillon. Ceci est illustré sur la Figure 3.3.

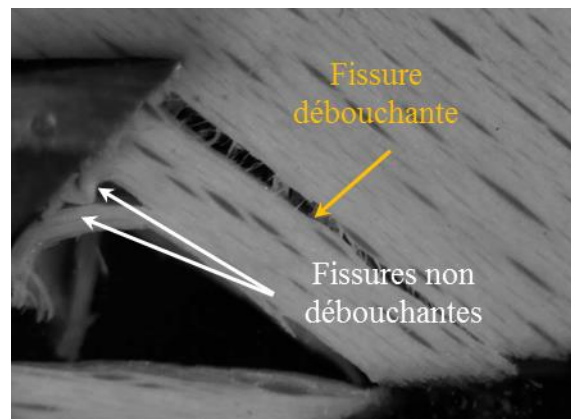


Figure 3.3 : Fissures débouchante et non-débouchantes dans le cadre d'essais de rabotage en coupe 90° - 37°.

3.3 Comportement unidirectionnel du bois (de hêtre) : étude phénoménologique

Cette section, basée sur les résultats de la littérature, a pour but de déterminer les grandeurs mécaniques représentant le comportement du bois selon un modèle de mécanique des milieux continus lorsqu'il est sollicité indépendamment par chacun des chargements recensés en section 3.2 (chargements unidirectionnels).

Dans l'ensemble du chapitre, l'hypothèse est faite que les phénomènes ayant lieu durant la coupe orthogonale sont plans. Les seules directions sollicitées sont les directions longitudinale (parallèle aux fibres) et tangentielle. Le comportement radial ne sera donc pas étudié. Cette hypothèse est valide tant que les cernes de croissance de l'arbre sont suffisamment fins par rapport à la largeur de l'échantillon et parfaitement perpendiculaires à la direction de coupe (un soin important a été apporté à la préparation des échantillons testés au chapitre 2 pour valider au mieux cette hypothèse). Cette hypothèse permet de simplifier le problème en réduisant le nombre de paramètres d'étude. Cela permet également d'éviter par la suite des simulations tridimensionnelles très chronophages et qui limiteraient fortement en termes de résolution de discrétisation.

Cette section consiste en l'observation du comportement du bois de hêtre lors de sollicitations longitudinales et tangentielles. Il est à noter que les phénomènes observés lors des sollicitations radiales ou tangentielles sont très similaires dans le cas particulier de cette essence. Les observations sur le cas tangentiel pourront donc généralement s'étendre au cas radial dans l'éventualité d'une future modélisation.

3.3.1 Sollicitations en traction/compression

Le matériau bois possède un comportement en traction et un autre en compression différenciés. Ces deux sollicitations sont donc traitées séparément.

Précisons de plus que la contrainte évoquée dans les sous-sections suivantes est définie par le rapport entre la force appliquée sur l'échantillon et sa section initiale. Il s'agit donc de la contrainte moyenne dans la direction du chargement. D'une manière générale, l'état de contrainte dans l'échantillon n'est pas nécessairement homogène.

3.3.1.1 Compression longitudinale

Dans les conditions de petites perturbations, le bois possède un comportement élastique en compression. Sa rigidité est définie par son module d'Young en sollicitation quasi-statique (voir paragraphe 1.4.1).

Cependant, lorsque qu'un certain niveau de contrainte est atteint (correspondant souvent à un niveau de déformation de quelques pourcents), un phénomène de flambage de l'éprouvette s'observe. Deux cas de figures sont à différencier, le flambage peut avoir lieu soit à l'échelle de la microstructure uniquement, soit à l'échelle de la structure globale de l'éprouvette. Ce dernier cas ne sera pas discuté car la géométrie des éprouvettes est étudiée pour que ce phénomène soit évité.

Selon l'élancement de l'échantillon testé, son humidité, et des paramètres anatomiques comme les dimensions des cellules et l'épaisseur de leur paroi, le flambage de la microstructure ne prend pas la même forme.

Le flambage en « coude » : Ce flambage est dû à la très forte orthotropie du matériau bois qui rend très instable sa réponse quand il est chargé dans sa direction principale (la plus rigide), et se traduit par une déformation franche en coude des fibres et de l'éprouvette dans un plan bien identifiable (voir Figure 3.5). On retrouve d'ailleurs un comportement similaire lors de la compression d'éprouvettes de matériaux composites (synthétiques) unidirectionnels (Budiansky & Fleck, 1993). Le flambement de l'échantillon se traduit par une contrainte plateau. En d'autres termes, une fois le mécanisme de flambage enclenché, l'évolution de la contrainte présente une faible variation (Figure 3.4, elle est même susceptible de décroître). Certaines études ont modélisé la contrainte limite d'apparition de flambement fonction des propriétés élastiques du matériau, notamment ses modules d'Young et modules de cisaillement (Budiansky & Fleck, 1993). Dans le cas d'éprouvettes massives (avec un rapport longueur sur section faible) le phénomène s'observe non plus par un « coudage » de l'éprouvette mais par une déformation en tonneau (pour une éprouvette cylindrique) associée à une décohésion des fibres entre elles (Pfeiffer, 2015).

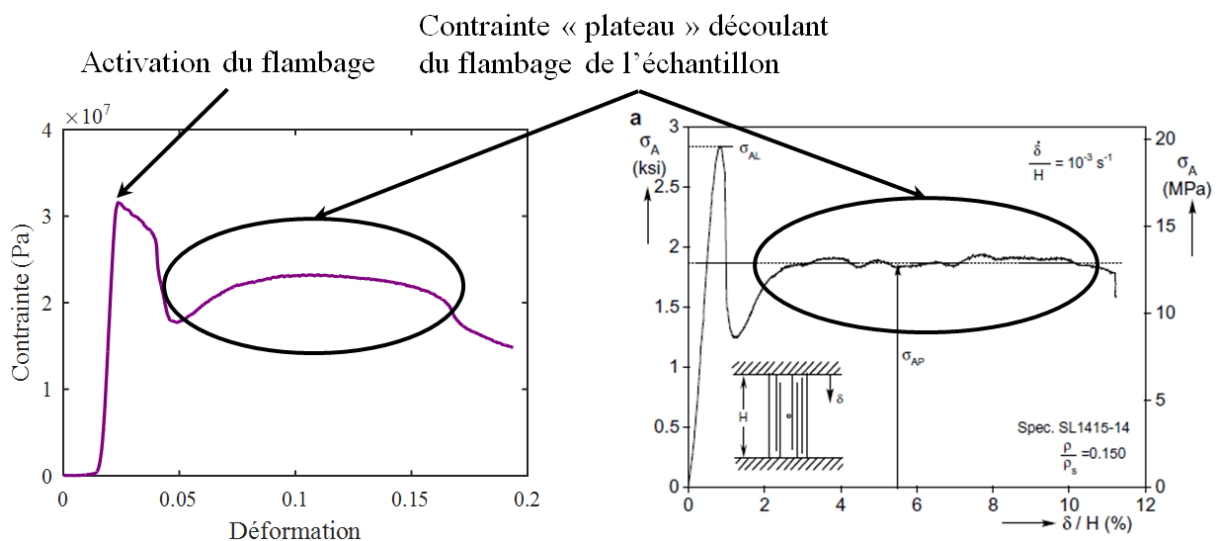


Figure 3.4 : Courbes contraintes-déformation obtenues par (Pfeiffer, 2015) et (Da Silva & Kyriakides, 2007) lors d'essais de compression longitudinales en quasi-statique.

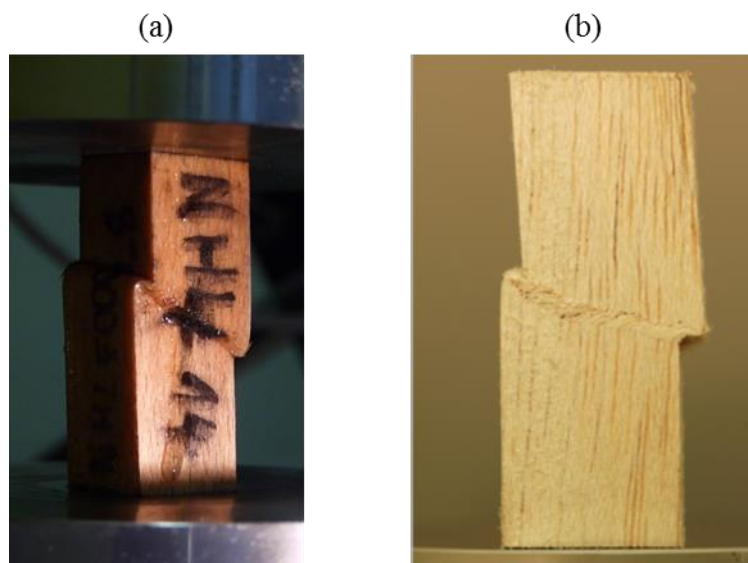


Figure 3.5 : Illustration du phénomène de coudage observé lors de la compression longitudinale de bois vert (a) par (Pfeiffer, 2015) et (b) par (Da Silva & Kyriakides, 2007).

Dans le cas où l'épaisseur des parois cellulaires n'est pas assez grande pour résister à la compression et provoquer un flambement des fibres, ce sont elles-mêmes qui flambent au niveau microscopique, en se télescopant (Zauner, 2014). Le comportement mécanique global, traduit par l'allure des courbes de compressions, demeure proche de celui expliqué précédemment.

Pour le hêtre, qui est un matériau dense, avec des cellules à parois épaisses, le flambage en coude est celui le plus probable d'apparaître. Lors des essais de coupes, le flambage prend une forme certainement encore différente de celle observée lors des essais de compressions. Il a lieu uniquement sous l'outil, dans la future plaquette, et il est couplé à de la compression transverse. Cependant, l'observation des essais de coupe ne permet pas de conclure quant au phénomène à modéliser, si ce n'est qu'il ne peut s'agir de flambage télescopique étant donné la direction des sollicitations dans la matière, donc le flambage microscopique ne fera pas l'objet d'une modélisation particulière et ne sera pas « programmé » dans le modèle, ce qui n'exclut aucunement son apparition au cours de la modélisation à l'échelle mésoscopique.

En compression longitudinale, on ne définit finalement qu'un unique paramètre mécanique à modéliser : le module d'Young longitudinal E_L .

3.3.1.2 Traction longitudinale

Les essais de traction sur bois vert sont plus rares dans la littérature que les essais de compression. On peut retrouver néanmoins quelques études, notamment (Bonin, 2006) qui a quantifié les modules d'Young en traction quasi-statique du hêtre vert afin de réaliser un modèle analytique de déroulage utilisant ce paramètre. (Pfeiffer, 2015) a également réalisé des essais de traction quasi-statiques sur des éprouvettes de hêtre vert (voir Figure 3.6) pour comparer différentes méthodes de mesure du module d'Young.

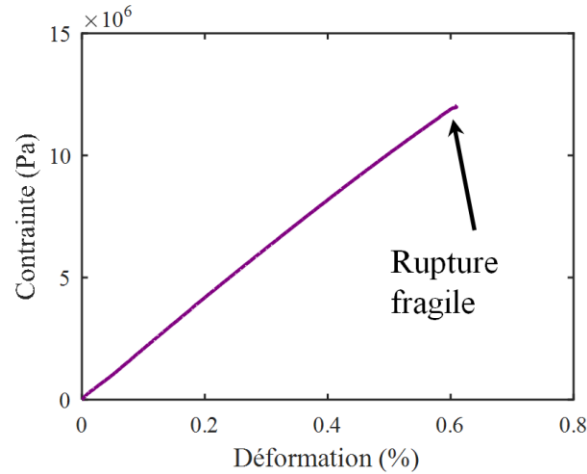


Figure 3.6 : Allure typique de la relation contrainte-déformation obtenue lors des essais de traction quasi-statique longitudinale sur hêtre vert menés par (Pfeiffer, 2015).

Généralement, il est admis que le bois (vert ou sec) présente un comportement élastique fragile en traction, ce qui est confirmé par les deux études sus-citées. Le seul nouveau paramètre est donc la limite à la rupture en traction σ_L^{maxi} .

En conséquence seulement deux paramètres sont à définir : le module d'Young en traction/compression E_L et la limite à la rupture en traction σ_L^{maxi} . Le comportement général retenu, selon les hypothèses fixées, est représenté Figure 3.7.

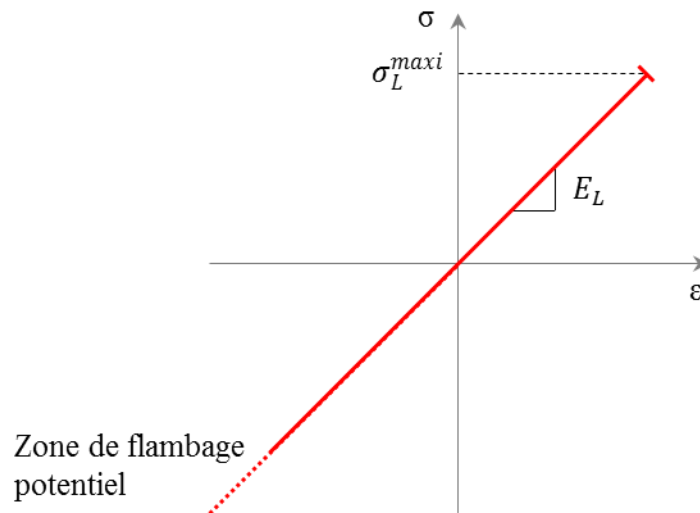


Figure 3.7 : Modèle de comportement simplifié du bois en traction-compression longitudinale.

3.3.1.3 Compression tangentielle

Le nombre d'études traitant de la compression (dynamique) transverse du bois est plus important, surtout concernant les bois peu denses, car ces derniers sont très intéressants dans la conception d'absorbeur de chocs. Ceci est dû aux propriétés présentées ci-après.

Le bois possède un comportement singulier en compression transverse proche de celui d'un matériau en nid d'abeille. Passé une phase de déformation élastique, les parois cellulaires

flambent et les cellules s'écrasent jusqu'à combler tout le vide en leur sein (phénomène de densification). Les cellules aux parois cellulaires les moins résistantes s'écrasent en premier, ce qui induit un plateau de compression plus ou moins long en fonction des essences. Puis, progressivement, une fois ces cellules complètement écrasées, le matériau se densifie et les contraintes liées à sa déformation augmentent plus rapidement (Figure 3.8).

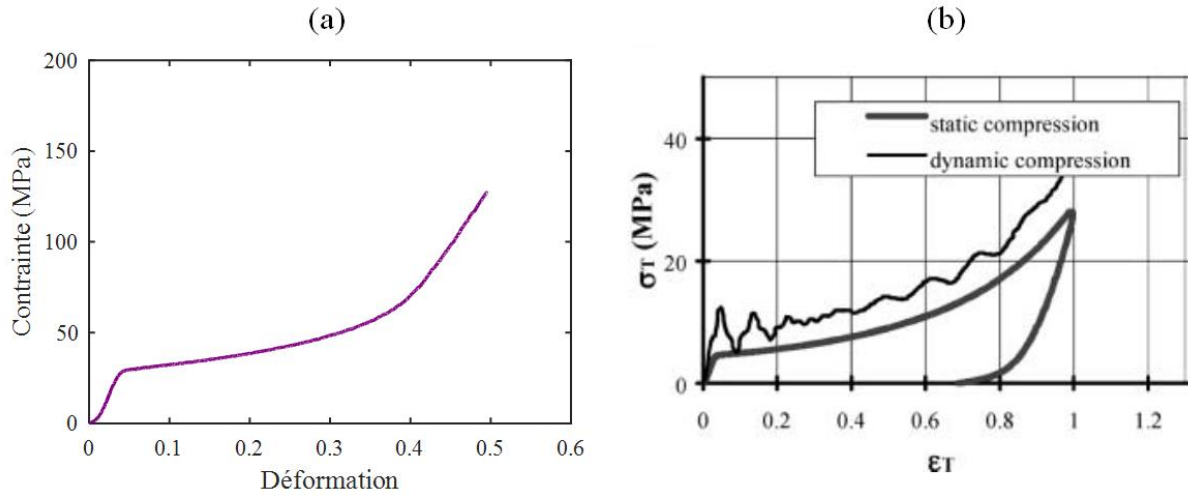


Figure 3.8 : Courbes de contrainte-déformation obtenues (a) par (Pfeiffer, 2015) et (b) par (Adalian & Morlier, 2002) lors d'essais de compression transverse.

Ce comportement a fait l'objet de nombreuses modélisations analytiques. (Adalian & Morlier, 2002) ont défini un modèle à 7 paramètres pour représenter ce comportement en compression et incluant le cas de décharge du matériau. (Nairn, 2007) a quant à lui proposé un modèle plus simple comportant 4 paramètres (voir Figure 3.9a et Figure 3.9b).

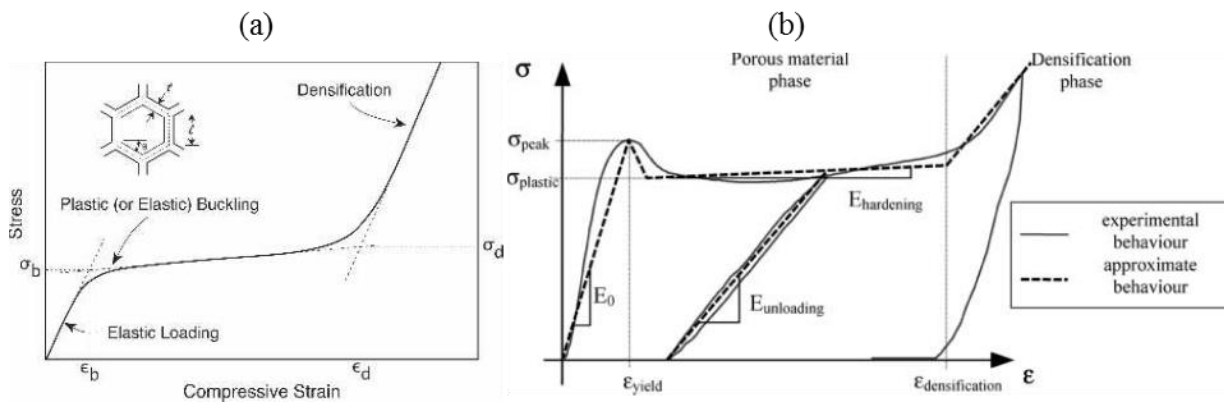


Figure 3.9 : Modèles de Nairn (a) et d'Adalian (b).

Dans une première approche, l'utilisation d'un modèle simplifié est proposée pour prendre en compte uniquement la partie élastique suivie de la partie de densification progressive du comportement en compression.

Si le bois ne subit qu'une déformation élastique, la contrainte de compression est calculée classiquement selon la loi de Hooke :

$$\sigma = E_T \varepsilon. \quad (3.1)$$

Si, en revanche, le bois subit une déformation telle que la contrainte devient supérieure à la contrainte seuil de début de densification σ_0 , alors le bois entre dans sa phase de densification exprimée par la loi suivante :

$$\sigma = \sigma_0 e^{\frac{p}{p_0}}, \quad (3.2)$$

σ_0 est le seuil initial de densification et correspond à la contrainte à partir de laquelle le flambement des parois est déclenché, p (déformation plastique) est le niveau de densification et traduit l'état actuel du flambement des cellules et p_0 est un facteur de densification (homogène à p). L'allure de la courbe contrainte/déformation résultante est présentée Figure 3.10.

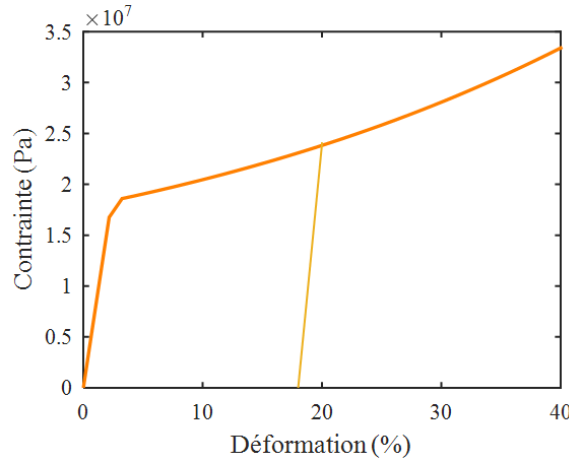


Figure 3.10 : Allure proposée du comportement en compression tangentielle du bois.

La déformation totale est exprimée comme la somme d'une déformation élastique et d'une déformation plastique :

$$\varepsilon = \varepsilon_{elast} + p.$$

Comme le modèle numérique présenté à partir du chapitre 4 est basé sur un algorithme d'intégration temporel explicite, à un incrément de calcul $i + 1$, $\varepsilon(i + 1)$ est déterminé à partir de la seule connaissance des efforts à l'incrément i . Ainsi, si à la fin d'un incrément $i + 1$ on a :

$$E_T(\varepsilon(i + 1) - p(i + 1)) > \sigma_0 e^{\frac{p(i)}{p_0}},$$

alors :

$$E_T(\varepsilon(i + 1) - p(i + 1)) = \sigma_0 e^{\frac{p(i+1)}{p_0}}.$$

Sinon :

$$p(i + 1) = p(i),$$

ce qui permet de calculer $p(i + 1)$ pour ensuite déduire :

$$\varepsilon_{elast}(i + 1) = \varepsilon(i + 1) - p(i + 1),$$

et

$$\sigma(i + 1) = E_T \varepsilon_{elast}(i + 1).$$

De la sorte, seulement 3 paramètres (E_T , σ_0 et p_0) sont nécessaires à la définition de son comportement en compression, tout en conservant une richesse correcte et une bonne fidélité à celui observé. Il s'agit donc d'un bon compromis, qui pourra être enrichi par la suite.

Notons également que la décharge/recharge est considérée comme élastique avec une rigidité égale au module d'Young. Cette hypothèse est simplificatrice car le bois, et encore plus à l'état vert, présente un comportement plutôt hyper-élastique. Dans la finalité de simuler un essai de coupe orthogonale le comportement au retour du bois ne présentera que peu d'influence sur les résultats.

3.3.1.4 Traction tangentielle

En traction tangentielle, le comportement est très proche de celui observé en traction longitudinale. Il présente un caractère élastique suivi d'une rupture fragile. Néanmoins, avant rupture, la partie élastique est légèrement non linéaire (affaiblissement de la raideur tangente), ce qui est visible par la Figure 3.11. Nous proposons cependant, dans cette première modélisation, de nous limiter à un comportement élastique linéaire fragile. Un unique paramètre définit donc son élasticité : le module d'Young E_T , et un second définit sa limite de rupture : σ_T^{maxi} .

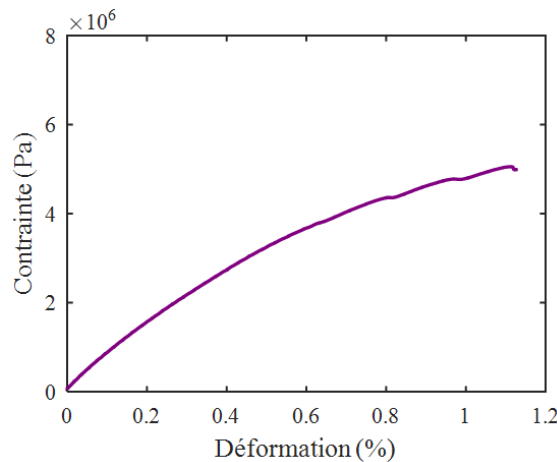


Figure 3.11 : Allure typique de la relation contrainte-déformation obtenue lors des essais de traction quasi-statique transverse sur du hêtre vert menés par (Pfeiffer, 2015).

Le comportement cible en traction-compression tangentielle est condensée Figure 3.12.

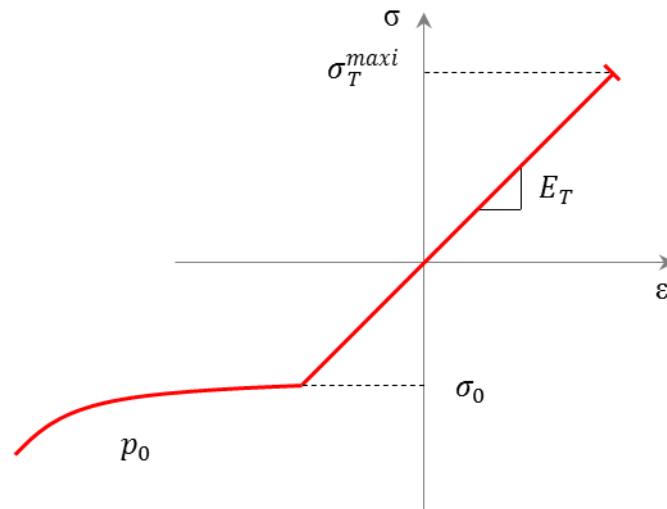


Figure 3.12 : Modèle de comportement simplifié du bois en traction-compression tangentielle.

3.3.2 Comportement en cisaillement

Si beaucoup d'ouvrages indiquent des valeurs de modules de cisaillement et de limites à la rupture en cisaillement, il est peu évident de retrouver un comportement précis en raison de la multiplicité des méthodes d'essais. Un comportement similaire à celui de la traction tangentielle, avec une partie élastique linéaire et une décroissance de la pente à l'approche de la rupture est observé par S. Ukyo (Ukyo et al., 2008) sur des éprouvettes de *Cryptomeria Japonica* (Figure 3.13).

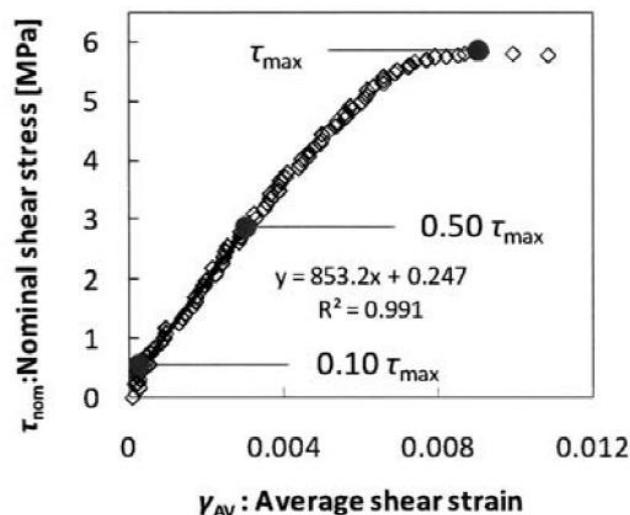


Figure 3.13 : Relation contrainte-déformation de cisaillement sur du *Cryptomeria Japonica* par (Ukyo et al., 2008).

A nouveau, la variation de la rigidité est négligée et on considèrera simplement un comportement élastique fragile, indépendant du sens de la sollicitation, dont la pente est le

module de cisaillement dans le plan (LT) G_{LT} , et dont la contrainte limite de rupture est notée σ_{LT}^{maxi} . Ce comportement est représenté Figure 3.14.

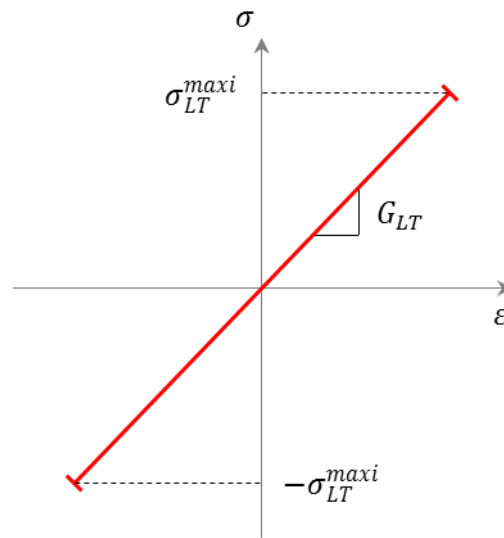


Figure 3.14 : Comportement cible en cisaillement.

3.3.3 Coefficient de Poisson

L'effet du coefficient de Poisson n'est pas modélisé. Ce choix est justifié par la valeur de ce coefficient (voir Tableau 3.2), dans le cas de la coupe du bois de hêtre. Le fait d'avoir un coefficient de poisson du bois (feuillu) ν_{TL} très faible, alors que la direction tangentielle est celle subissant la plus forte compression, conforte cette décision.

Tableau 3.2 : Valeurs usuelles des coefficients de Poisson de bois feuillus d'après (Guitard, 1987)

ν_{LR}	ν_{RL}	ν_{LT}	ν_{TL}	ν_{RT}	ν_{TR}
0,39	0,048	0,46	0,033	0,67	0,38

3.3.4 Récapitulatif

Au final, le modèle simplifié que nous proposons d'utiliser comporte 8 paramètres :

- Trois modules élastiques : E_L , E_T et G_{LT}
- Trois contraintes à la rupture : σ_L^{maxi} , σ_T^{maxi} et σ_{LT}^{maxi}
- Deux descriptifs de l'anélasticité en compression tangentielle : σ_0 et p_0 .

Ces paramètres évoluent en fonction de l'humidité du bois et du taux de déformation. Ces influences sont estimées et éventuellement quantifiées dans la section suivante.

3.4 Influence du taux de déformation et de l'humidité

Afin d'évaluer les effets du taux de déformation et de l'humidité du bois sur ses propriétés mécaniques apparentes, Widehammar (Widehammar, 2004) a réalisé une série d'essais de compression sur de l'épicéa en faisant varier ces deux paramètres pour chacune des trois directions principales : radiale, tangentielle et longitudinale (ou axiale). Ces essais, bien que réalisés sur une essence différente de celle dont traite les présents travaux, permettent d'illustrer l'importance de l'influence de ces paramètres. Trois humidités sont testées (sec, au PSF, ou complètement saturé en eau) ainsi que trois taux de déformation ($8 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$, marqué L pour Low, 17 s^{-1} , marqué M pour Medium, et environ 1000 s^{-1} , marqué H pour High). Chaque combinaison a été testée cinq fois et la Figure 3.15 représente les courbes caractéristiques de contrainte-déformation obtenues pour chaque combinaison.

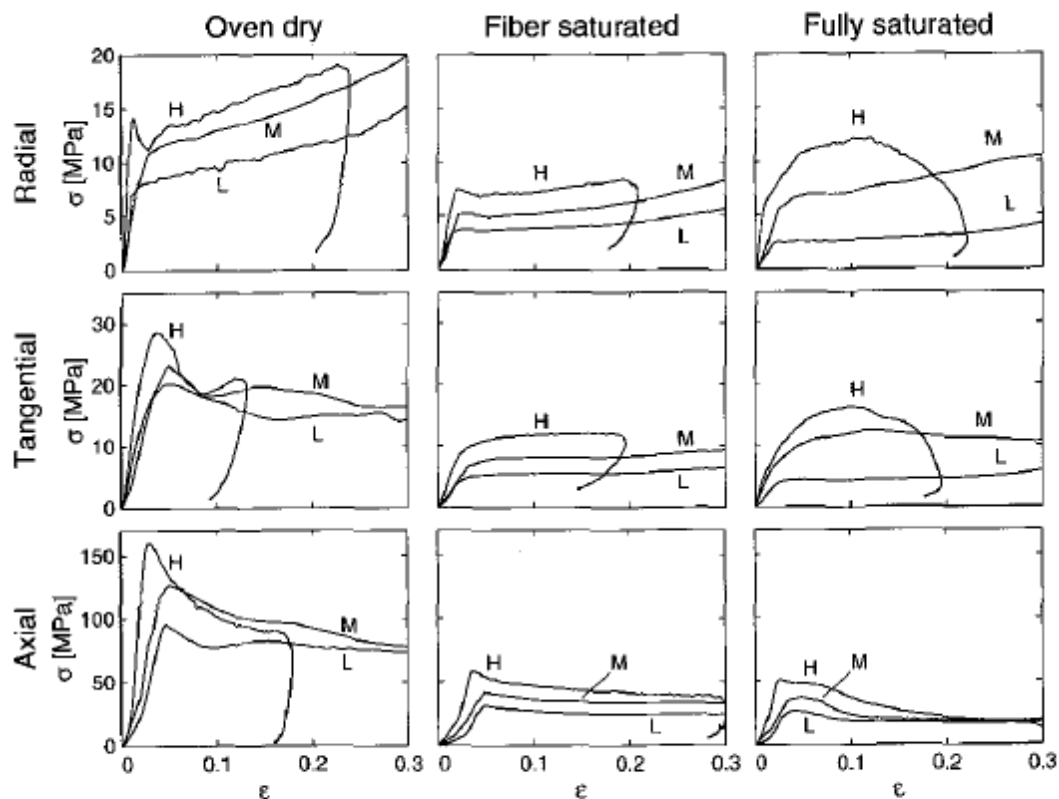


Figure 3.15 : Influence de la direction de sollicitation, de l'humidité des échantillons et du taux de déformation (Low, Medium ou High) sur la contrainte mesurée lors de la compression de l'épicéa (Widehammar, 2004).

Deux tendances principales sont identifiables :

- L'accroissement des vitesses de déformation induit une augmentation des contraintes,
- Le dépassement du PSF implique une diminution des contraintes notable, le bois sec présente un comportement sensiblement plus « raide » que le bois vert.

Ces observations sont confirmées par plusieurs autres auteurs dont F. Pierre (Pierre et al., 2012) et M. Renaud (Renaud et al., 1996). L'allure des essais à haute vitesse de déformation peut surprendre mais est caractéristique d'essais menés sur barres d'Hopkinson où l'apport d'énergie à l'échantillon n'est pas constant.

Une étude similaire réalisée par R. Pfeiffer (Pfeiffer, 2015) sur le hêtre vert pour des plages de variations différentes des paramètres. Dans ce précédent travail, les directions de sollicitations se limitent aux directions longitudinale et transverse (les éprouvettes n'étant ni parfaitement radiale ni parfaitement tangentielles), les humidités sont de 20 % 55 % et 95 % dans le cas des éprouvettes longitudinales et 9%, 51% et 95% dans le cas des éprouvettes radiales. Les taux de déformations sont quant à eux plus nombreux : $0,001 \text{ s}^{-1}$, $0,01 \text{ s}^{-1}$, $0,1 \text{ s}^{-1}$, 1 s^{-1} , 10 s^{-1} et environ 1000 s^{-1} . Les résultats (voir Figure 3.16) obtenus lors de cette étude montrent que la rigidité des éprouvettes évolue logarithmiquement en fonction du taux de déformation (ainsi que la plupart des propriétés mécaniques en compression) du bois. Pfeiffer propose d'ailleurs de modéliser l'évolution du module d'Young en fonction de l'humidité par une loi puissance de la forme :

$$E = \chi \times \varepsilon^\psi. \quad (3.3)$$

Les valeurs des coefficients χ et ψ dépendent de la direction de sollicitation et de l'humidité des éprouvettes. Il a obtenu un très bon coefficient de corrélation (autour de 0,95) variable en fonction des humidités testées, en modélisant le module d'Young de ses échantillons par cette loi.

Il est néanmoins nécessaire de noter que les modules d'Young calculés dans l'étude menée par R. Pfeiffer semblent très fortement sous-estimés par rapport aux valeurs usuelles du matériau testé (environ trois fois plus faibles). L'auteur a par ailleurs montré que ses résultats étaient dépendants de la méthodologie de test et de la morphologie des échantillons utilisés.

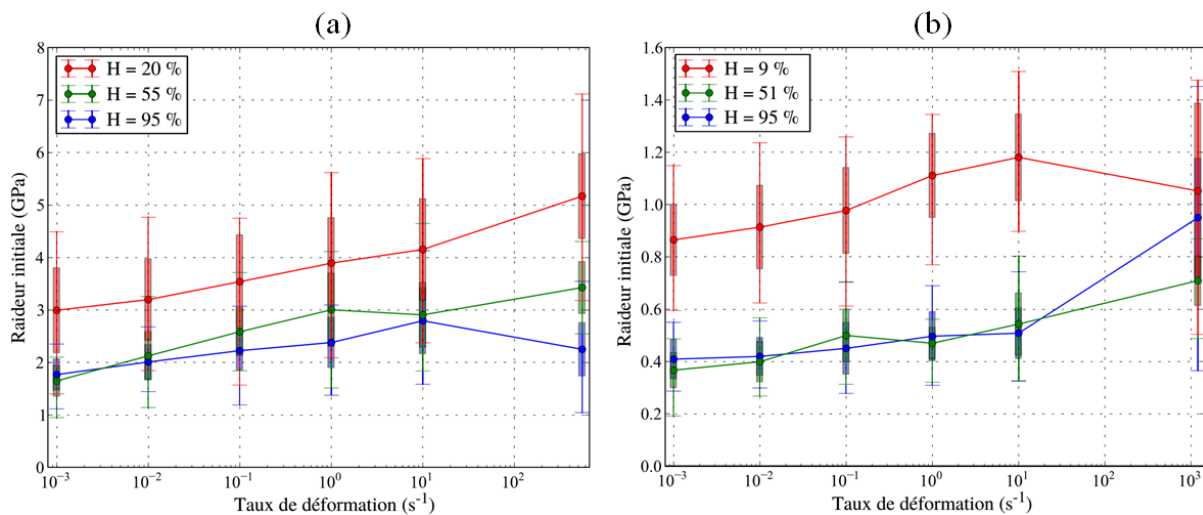


Figure 3.16 : Influence de l'humidité et du taux de déformation sur le module d'Young apparent d'éprouvette de hêtre verts en (a) compression longitudinale et (b) compression radiale.

L'effet de l'humidité est également bien marqué au travers de cette campagne. Si passé un certain seuil, l'impact de l'humidité sur le module d'Young du matériau semble faible, l'effet entre bois sec et bois vert est considérable. La diminution du module d'Young est de l'ordre de 30% entre ces deux états.

Etant donné l'incompressibilité de l'eau, le couplage entre les effets de l'humidité et du taux de déformation semble intuitif, cette dernière ne pouvait s'écouler aisément dans le bois à fort taux de déformation. R. Pfeiffer a d'ailleurs mené des études statistiques sur ses résultats renvoyant un résultat mitigé. Le rapport de variance de l'interaction entre les deux facteurs précédents (11), obtenu par analyse de la variance, est significatif mais très faible devant celui de l'humidité (57) et du taux de déformation (259). L'interaction entre effet de l'humidité et effet du taux de déformation sera donc considérée comme négligeable et les deux effets traités indépendamment l'un de l'autre.

3.5 Expression des données quantitatives

3.5.1 Le comportement élastique cible

Malgré l'existence de nombreux travaux donnant des résultats qualitatifs sur le comportement du bois, on ne trouve pas de résultats quantitatifs des paramètres de comportement à haute humidité et haut taux de déformations. Nous proposons de déduire ces valeurs à partir de résultats quantitatifs en sollicitations quasi-statiques (QS) du bois sec et corrigés par les influences de l'humidité et de la vitesse.

Pour la partie élastique, 6 grandeurs sont à définir dans le cas tridimensionnel, trois pour une modélisation bidimensionnelle : E_L , E_T et G_{LT} . En y intégrant l'effet de l'humidité et du taux de déformation, ces trois grandeurs deviennent variables : $E_L(H\%, \dot{\epsilon})$, $E_T(H\%, \dot{\epsilon})$, $G_{LT}(H\%, \dot{\epsilon})$.

En partant de l'hypothèse que le taux d'humidité d'un échantillon usiné est constant au cours de l'usinage et homogène au sein de l'échantillon, il suffit de connaître à priori la rigidité de l'échantillon à modéliser à cette humidité. C'est la solution qui est retenue lors de cette étude. La donnée humidité n'est donc pas présente directement dans le modèle. Dans le cas où cette hypothèse ne serait pas satisfaisante, un couplage hygro-mécanique des simulations est envisageable, mais trop ambitieux dans une première approche pour un paramètre impactant à priori peu les propriétés mécaniques au-dessus du PSF.

Le point de départ du calcul des propriétés élastiques est celui donné dans le Tableau 3.3.

Tableau 3.3 : Propriétés élastiques du hêtre sec estimées en sollicitation quasi-statique.

Propriétés	$E_L(0\%, QS)$	$E_T(0\%, QS)$	$G_{LT}(0\%, QS)$
Valeurs (Guitard, 1987)	14 100 MPa	867 MPa	980 MPa

Ces valeurs sont corrigées en employant le rapport des rigidités trouvées par R. Pfeiffer (Pfeiffer et al., 2015) entre les modules d'Young secs $E_L^{Pf}(0\%, QS)$ et les modules d'Young humides $E_L(55\%, QS)$ en sollicitations quasi-statiques :

$$E_L(vert, QS) = \frac{E_L^{Pf}(0\%, QS)}{E_L^{Pf}(55\%, QS)} \times E_L(0\%, QS), \quad (3.4)$$

$$E_T(vert, QS) = \frac{E_T^{Pf}(0\%, QS)}{E_T^{Pf}(55\%, QS)} \times E_T(0\%, QS). \quad (3.5)$$

Le premier ratio, $\frac{E_L^{Pf}(0\%, QS)}{E_L^{Pf}(55\%, QS)}$, d'après les données mesurées par R. Pfeiffer est égal à 0,55, tandis que le second, $\frac{E_T^{Pf}(0\%, QS)}{E_T^{Pf}(55\%, QS)}$, est égal à 0,59. Quant à l'évolution du module de cisaillement, en l'absence de donnée, il sera considéré, arbitrairement, qu'il suit une évolution

similaire. La moyenne de deux ratios précédents sera utilisée comme ratio entre le module de cisaillement du bois sec et celui du bois vert. Les nouvelles valeurs des propriétés élastiques du hêtre vert ainsi déduites sont données dans le Tableau 3.4.

Tableau 3.4 : Propriétés élastiques du hêtre vert estimée en sollicitation quasi-statique.

Propriétés	$E_L(\text{vert}, \text{QS})$	$E_T(\text{vert}, \text{QS})$	$G_{LT}(\text{vert}, \text{QS})$
Valeurs	7 755 MPa	511 MPa	559 MPa

Il reste ensuite à corriger ces valeurs en prenant en compte le taux de déformation de traction-compression $\dot{\epsilon}$. Pfeiffer (Pfeiffer, 2015) a montré que les contraintes de compressions évoluent de manière linéaire par rapport au logarithme du taux de déformation, donc que les grandeurs telles que le module d'Young peuvent s'exprimer, dans la plage $\dot{\epsilon} \in [10^{-3} \text{ s}^{-1}; 10^3 \text{ s}^{-1}]$, comme une loi puissance de $|\dot{\epsilon}|$ de la forme :

$$E = \chi \times |\dot{\epsilon}|^\psi. \quad (3.6)$$

Une nouvelle fois, les coefficients χ et ψ obtenus par Pfeiffer vont être utilisés pour déterminer l'influence du paramètre $|\dot{\epsilon}|$, ceci afin de corriger les rigidités calculées précédemment et indiquées dans le Tableau 3.4.

On exprimera finalement les modules d'Young de la façon suivante :

$$E_L(\text{vert}, \dot{\epsilon}) = \chi_L \times |\dot{\epsilon}|^{\psi_L} + E_L(\text{vert}, 10^{-3}) - \chi_L \times 10^{-3\psi_L}, \quad (3.7)$$

$$E_T(\text{vert}, \dot{\epsilon}) = \chi_T \times |\dot{\epsilon}|^{\psi_T} + E_T(\text{vert}, 10^{-3}) - \chi_T \times 10^{-3\psi_T}, \quad (3.8)$$

où $\chi_L = 2660 \text{ MPa} \times \left(\frac{s}{m}\right)^{\psi_L}$, $\psi_L = 0,052$ (sans unité) et $\chi_T = 504 \text{ MPa} \times \left(\frac{s}{m}\right)^{\psi_T}$, $\psi_T = 0,045$ (sans unité).

$E(\text{vert}, 10^{-3}) - \chi \cdot 10^{-3\psi}$ représente l'écart entre les modules relevés dans la littérature et ceux estimés par Pfeiffer car les derniers présentaient un écart anormal par rapport aux rigidités usuelles mesurées sur du hêtre.

Sachant que la définition des essais en quasi-statique selon (Guitard, 1987) sont des essais « pour lesquels les vitesses de mise sous contraintes sont supposées suffisamment lentes pour ne pas induire des effets d'inertie ou de comportement différé ». Le taux de déformation dans les éprouvettes n'est pas précisé, il est donc supposé inférieur ou égal à 10^{-3} s^{-1} .

Le taux de déformation n'est pas homogène dans l'échantillon. Il est très dépendant de la proximité de l'outil par rapport à la zone observée comme visible (en dérivant les niveaux de déformation en fonction de la distance) dans les résultats des mesures de champ par corrélation d'image montrés en Figure 3.2. Les gradients de taux de déformation sont

importants dans la matière, donc une modélisation complète de la coupe demanderait une prise en compte précise de ce taux de déformation. Cependant dans le cadre d'une première approche, nous ne prenons pas en compte son influence et prenons les valeurs de modules d'Young calculée pour une vitesse de déformation égale à 10^3 s^{-1} d'après les équations (3.7) et (3.8). Cette valeur de vitesse de déformation est choisie car elle est du bon ordre de grandeurs des niveaux de vitesse de déformations observés par R. Pfeiffer dans les zones en amont du couteau (Figure 3.2). Cette hypothèse fixée est forte et potentiellement source d'erreurs dans le comportement du matériau modélisé, mais nécessaire afin de présenter un premier modèle simple qui pourra être amélioré par la suite par la prise en compte des taux de déformation locaux. Les résultats des calculs sont visibles dans le Tableau 3.5.

Tableau 3.5 : Propriétés élastiques du hêtre vert estimées à fort taux de déformation.

Propriétés	$E_L(\text{vert}, 10^3)$	$E_T(\text{vert}, 10^3)$	$G_{LT}(\text{vert}, 10^3)$
Valeurs	9 470 MPa	789 MPa	772 MPa

Notons que la rigidification apportée par le taux de déformation ne compense pas l'apport de souplesse engendré par le taux d'humidité de l'éprouvette. Les rigidités calculées pour du bois vert en sollicitation dynamique restent inférieures aux rigidités observées sur du bois sec avec une sollicitation quasi-statique. De plus, la rigidité tangentielle augmente plus fortement (+22%) que la rigidité longitudinale (+54%) en fonction du taux de déformation, ce qui est potentiellement causé par la présence d'eau dans les cellules rendant le bois difficilement compressible tangentiellement, l'eau étant d'autant plus difficile à chasser que le taux de déformation est grand (l'évacuation de l'eau des cellules présentant un débit limité).

En l'absence d'informations sur l'influence du taux de déformation sur le module de cisaillement, il sera supposé que ce dernier suit une évolution semblable aux modules d'Young longitudinal et tangentiel. Remarquons que ce module devient légèrement plus faible que E_T sous cette hypothèse.

3.5.2 Comportements à rupture cible

Les limites en rupture en traction du hêtre vert ont été investiguées par R. Pfeiffer (Pfeiffer, 2015) dans les directions longitudinale et transverse sous sollicitation quasi-statique. Les résultats obtenus en traction transverse sont considérés comme de la traction tangentielle, mais les éprouvettes étaient usinées de sorte que le plan de rupture n'était pas parfaitement perpendiculaire à la direction tangentielle. Du fait de la grande complexité expérimentale engendrée par ces essais, aucune information sur l'influence du taux de déformation sur la limite à la rupture du hêtre vert n'est disponible, même s'il est probable que ce dernier paramètre soit influant. Les contraintes à la rupture moyennes obtenues au cours de cette étude sont indiquées dans le Tableau 3.6.

Il en est de même pour la limite à la rupture en cisaillement du hêtre vert à fort taux de déformation. Une première approche de cette mesure a été réalisée très récemment par (Maigre & Silvy, 2016). Ces données ne sont pas actuellement quantifiées.

Tableau 3.6 : Résistances à la rupture élastiques du hêtre vert estimées à fort taux de déformation.

Propriétés	σ_L^{maxi}	σ_T^{maxi}	σ_{LT}^{maxi}
Valeurs	100,92 MPa	5,15 MPa	indéterminé

3.5.3 Le comportement anélastique

Les deux paramètres du modèle d'anélasticité tangentielle utilisés, la limite en compression σ_0 et le facteur de densification p_0 , sont optimisés de sorte à être représentatifs du mieux possible des résultats des essais de compression tangentielle menés par R. Pfeiffer (Pfeiffer, 2015). Le module d'Young mesuré lors de ces essais est erroné, mais on suppose que les contraintes mesurées sont justes, l'erreur de calcul du module dans les essais de R. Pfeiffer provenant essentiellement de l'estimation des déformations, surtout à bas niveau de déformation. Ceci est dû à l'impossibilité d'instrumenter des éprouvettes de faibles épaisseurs avec des jauges de déformations ou de réaliser de la mesure de champs sur des faces cylindriques sans moyens de stéréocorrélation d'images.

Les contraintes moyennes sur les 30 essais les plus énergétiques réalisés sur barres d'Hopkinson (Hopkinson, 1914) par R. Pfeiffer, discrétisées tous les 0,5% de déformation jusqu'à 20% de déformation, sont comparées aux contraintes calculées pour une nappe de 100 valeurs de σ_0 entre 10 MPa et 20 MPa et 100 valeurs p_0 entre 30% et 40% aux mêmes niveaux de déformation.

Le jeu de paramètre minimisant cet indicateur l'erreur moyenne au carrée (MSE) entre les contraintes mesurées expérimentalement (σ) et calculées selon la loi de plasticité ($\sigma_{\text{modèle}}$) est sélectionné.

$$MSE = \frac{\sum_{\varepsilon=0,005}^{\varepsilon=0,20} (\sigma_{\text{modèle}}(\varepsilon) - \sigma(\varepsilon))^2}{40} \quad (3.9)$$

Le calcul de la contrainte de compression $\sigma_{\text{modèle}}(\varepsilon)$, selon le modèle utilisé de densification exponentielle, est explicité en section 3.3.1.3.

Les essais de R. Pfeiffer ayant été réalisés sur des éprouvettes transverses et non purement tangentielles, le modèle surestime potentiellement les contraintes par rapport à un usinage purement radial. Les valeurs de σ_0 et p_0 trouvées sont indiquées dans le Tableau 3.7 et la Figure 3.17b compare les contraintes calculées avec ce jeu de valeur et la courbe contrainte/déformation moyenne des 30 essais comparés :

Tableau 3.7 : Paramètres du modèle de plasticité utilisé.

Propriétés	σ_0	p_0
Valeurs	13,5 MPa	35,2%

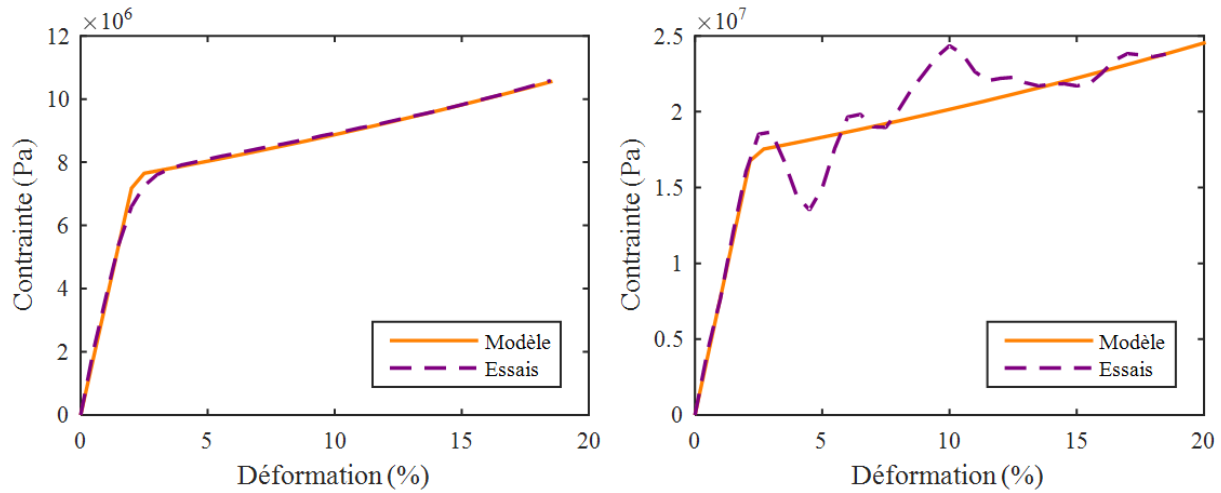


Figure 3.17 : Comparaisons entre comportement mesuré et modélisé en quasi-statique (a) et en dynamique (b) pour le bois de hêtre vert.

La Figure 3.17a montre la pertinence du modèle utilisé (en dessous de 20% de déformation) dans le cas de sollicitations quasi-statiques. Dans le cas de sollicitations dynamiques, les contraintes mesurées étant moins stables, l'écart avec le modèle est par conséquent plus important, mais il retranscrit néanmoins fidèlement la tendance générale observée.

3.5.4 Synthèse

Le Tableau 3.8 contient l'ensemble des paramètres du modèle simplifié « cibles » du modèle numérique. Ces paramètres étant fixés, l'humidité et le taux de déformation ne seront plus cités. Les modules $E_L(vert, 10^3)$, $E_T(vert, 10^3)$ et $G_{LT}(vert, 10^3)$ sont donc renommés E_L^C , E_T^C et G_{LT}^C respectivement afin d'alléger les notations.

Tableau 3.8 : récapitulatif des paramètres mécaniques cibles du hêtre vert simplifié.

Propriétés	E_L^C	E_T^C	G_{LT}^C	σ_L^{maxi}	σ_T^{maxi}	σ_{LT}^{maxi}	σ_0	p_0
Valeurs	9 470 MPa	789 MPa	772 MPa	100,92 MPa	5,15 MPa	Indet.	13,5 MPa	35,2%

Maintenant que les propriétés mécaniques cibles sont définies, le modèle numérique s'appuyant sur ces données peut être développé.

3.6 Conclusion

Que ce soit en terme phénoménologique ou sur l'estimation quantitative des paramètres identifiés, beaucoup de simplifications ont été faites afin d'initier une première modélisation simple. La mise en place de ce modèle montre également à quel point il est difficile de disposer de données sur le comportement dynamique du bois vert (quelle que soit l'essence). Le passage au modèle numérique est décrit dans les deux prochains chapitres. Il demeure important de ne pas oublier pour autant les différentes hypothèses et effets négligés, qui pourront être considérés dans une seconde approche en complexifiant pas à pas le modèle développé.

Chapitre 4 : Modélisation du matériau bois par la Méthode des Eléments Discrets

4.1 Les bases du modèle DEM

Le comportement cible du matériau, comportement homogène de type milieux continus, ayant été caractérisé dans le chapitre précédent, ce chapitre se concentre sur sa transposition au modèle Eléments Discrets. Un récapitulatif des grands principes de la méthode pour la représentation des milieux continus est présenté en première partie de chapitre. La seconde partie porte sur la modélisation de la partie élastique anisotrope du comportement. La capacité de la DEM à modéliser une forte anisotropie, comme celle du bois faisant l'objet de la présente thèse, est notamment abordée. La suite du chapitre consiste en la calibration du modèle DEM afin que le domaine discret présente des propriétés mécaniques égales aux propriétés cibles définies au cours du chapitre 3.

4.1.1 Principe général de la DEM appliquée à la modélisation de milieux continus

En DEM, un solide, ou une portion de milieu continu, est discrétisé en un nombre donné d'Eléments Discrets (ED) interagissant entre voisins au travers d'interactions bilatérales. Ces interactions bilatérales sont matérialisées par des « liens cohésifs » (encore appelées liaisons cohésives) et, lorsque ces derniers sont rompus, par des lois de contacts entre Eléments Discrets. L'ensemble des Eléments Discrets forme une structure appelée « domaine ». Les éléments sont les porteurs de la matière et de l'inertie du système, tandis que les liens et les contacts sont les vecteurs du comportement du matériau et des interfaces. La Figure 4.1 montre un échantillon de ciment représenté par un agrégat d'éléments discrets (sphériques) et la Figure 4.2 illustre plusieurs liaisons cohésives usuelles.

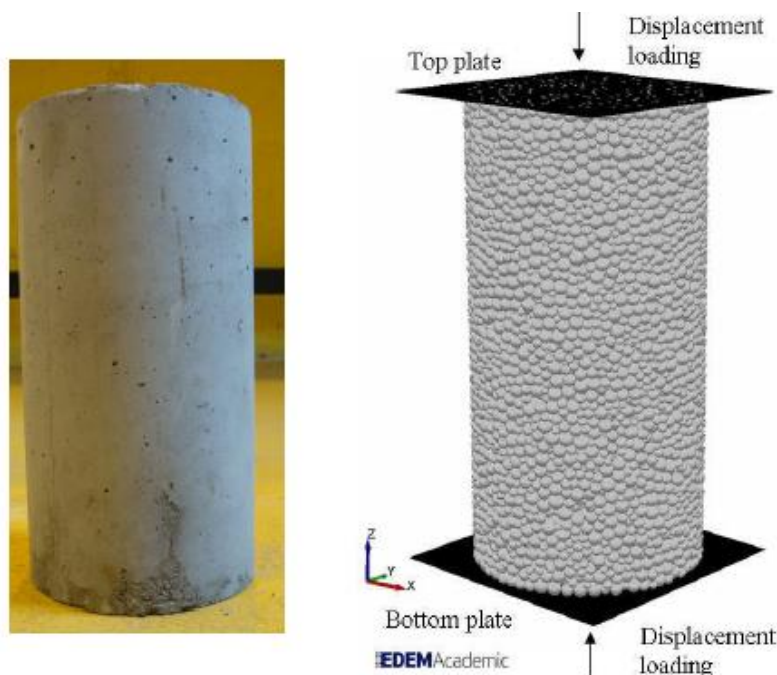


Figure 4.1 : Un échantillon de ciment réel et sa représentation (en situation de test) numérique par la DEM (Brown, 2013).

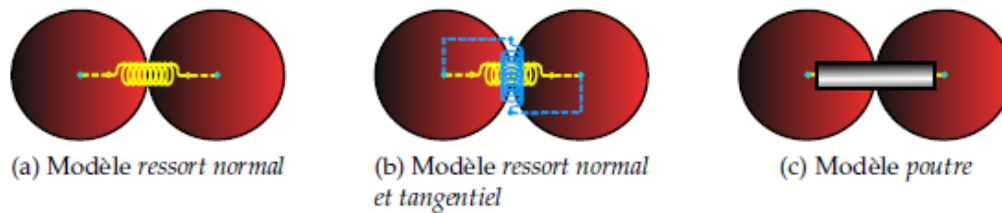


Figure 4.2 : Représentation de trois types de liens cohésifs liant deux ED (André, 2012).

4.1.2 Le code de calcul (GranOO)

De nombreux codes de calculs basés sur la DEM existent. Certains sont des solutions commerciales, comme EDEM, mais la plupart des codes sont soit internes à des laboratoires, soit développés en laboratoire de recherche mais diffusés en Open-Source. C'est le cas de trois codes majeurs : eSyS (Weatherley, 2009), Yade (Kozicki & Donzé, 2008) et GranOO (André et al., 2012). Tous trois répondent aux critères principaux attendus d'un code de calcul numérique à savoir : La fiabilité des calculs, des performances acceptables, l'ergonomie d'usage et la facilité d'intégration de nouvelles fonctionnalités ou de modifications. GranOO possède en sus l'avantage d'avoir été développé dans le but premier de modéliser des milieux continus. Les deux autres codes, même s'ils possèdent des caractéristiques le permettant, ont initialement été orientés vers la modélisation de milieux granulaires. Dans le but de limiter la quantité de développements à réaliser au cours de cette étude, le choix se porte donc naturellement vers la librairie GranOO. Ce dernier est de plus un code développé, à l'origine, au sein de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers.

4.1.3 Les Eléments Discrets (ou particules)

Le type d'élément est le premier choix présenté, indépendamment de la chronologie réelle du processus de développement du modèle. Dans la vaste majorité des cas, les particules sont de formes sphériques, et c'est également le choix qui a été fait lors de cette étude. Cette forme permet de minimiser les temps de calcul. En effet, la plupart des lois de contact en DEM, et de leur détection, sont basées sur le niveau d'interpénétration des éléments en contacts entre eux (Figure 4.3). Dans le cas d'éléments sphériques, cette interpénétration évolue de façon affine avec la distance entre les deux éléments, ce qui rend son calcul peu coûteux. Dans le cas d'éléments polyédriques, la détection et l'évaluation de cette interpénétration exige un algorithme bien plus complexe de détection du contact et de calcul de l'orientation du plan tangent au contact (nécessaire si présence de frottements).

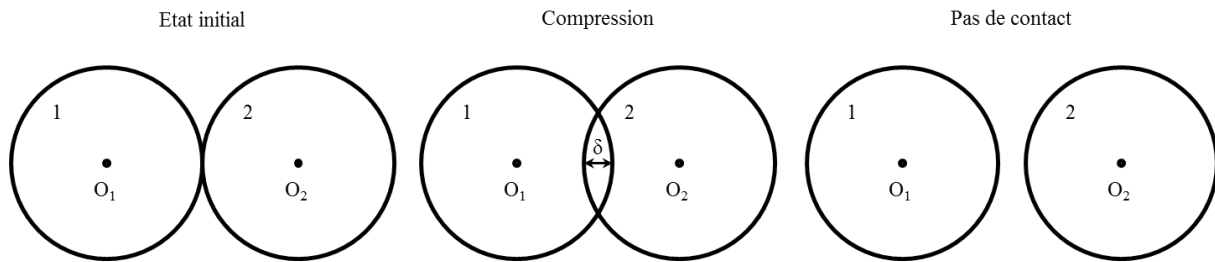


Figure 4.3 : Interpénétration entre deux éléments discrets.

L'étude, pour simuler la formation des plaquettes, fait intervenir beaucoup de fragmentations du copeau. Ainsi, les amas d'éléments fracturés doivent interagir avec le reste du modèle au travers de contacts. Il en est de même pour l'interaction entre le bois et l'outil venant l'usiner, donc, même dans le cas de la modélisation d'un milieu continu, cette notion de gestion des contacts demeure présente. Il en résulte donc que la géométrie des éléments n'est pas complètement anodine, car la résistance au cisaillement, entre autres, de deux surfaces en contact est influencée par cette forme (en plus des lois de contacts utilisées). Par analogie, deux surfaces des contacts aux géométries différentes dans des matériaux similaires ne possèdent pas la même résistance au cisaillement.

Un Elément Discret sphérique est défini par deux grandeurs : Son rayon R_e et sa masse volumique ρ_e . Il possède 6 degrés de libertés dans l'espace (trois en translation et trois en rotation) comme tout solide dans une représentation tridimensionnelle (ou seulement 3 au total, dont deux translations et une rotation, dans une représentation bidimensionnelle).

4.1.4 Les Liens

Les liens cohésifs peuvent être de n'importe quelle nature, dans le cas présent, il sera toujours question de liens mécaniques (transmission d'efforts et de moments). Pour représenter une liaison élastique linéaire entre deux ED, plusieurs solutions usuelles existent (entrevues en Figure 4.2).

La solution la plus simple est le ressort unidirectionnel. Le comportement est ainsi linéaire en fonction de l'évolution de la distance entre les deux éléments liés, et l'effort résultant colinéaire à cette direction.

Dans le but d'obtenir un comportement multidirectionnel entre deux éléments, il est nécessaire de prendre en compte l'orientation des ED. Il est alors possible, lors du mouvement relatif entre deux ED, d'introduire une notion de cisaillement (absence de rotation des éléments mais déplacement relatif dans une direction transverse à l'axe de la liaison), de flexion (rotation relative dans une direction transverse à l'axe de la liaison) et de torsion (rotation relative dans l'axe de la liaison). Une raideur spécifique à chacun de ces mouvements relatifs peut alors être introduite. Chaque ED possède alors 6 DDL soit 6 paramètres définissant le mouvement relatif entre 2 éléments discrets. La raideur associée peut alors se définir par une matrice symétrique 6×6 ce qui fait 21 paramètres indépendants.

Une solution pour réduire ce nombre de paramètres est de modéliser les liens à l'aide de poutres cylindriques (d'Euler-Bernoulli). (Schlangen & Garboczi, 1997) ont montré que pour modéliser un milieu continu, ce type de lien (parmi les trois sus-citées) était celui permettant de s'approcher au mieux du comportement du matériau. Ces poutres possèdent seulement trois paramètres : leur rayon R_μ , leur module d'Young E^μ et leur coefficient de Poisson ν^μ (au lieu du coefficient de Poisson, il est possible de définir directement son module de cisaillement en torsion G^μ). Un quatrième, non paramétrable s'ajoute forcément : sa longueur initiale L_0 , qui est égale à la distance initiale entre les deux centres des éléments liés.

Considérant deux éléments 1 et 2, dans le repère $(O_1, \vec{X}_\mu, \vec{Y}_\mu, \vec{Z}_\mu)$ où O_1 est le centre de l'élément 1, $\vec{X}$ est la direction du vecteur allant de l'élément 1 à 2 (ce vecteur est appelé « vecteur branche »), et $\vec{Y}$ et $\vec{Z}$ sont deux vecteurs orthogonaux entre eux et à $\vec{X}$ de sorte à former un repère direct ; si ces deux éléments sont initialement distant de L_0 , la poutre les reliant de modules d'Young E^μ , de section $S = \pi r^2$ et d'inertie $I = \frac{\pi(2R_\mu)^4}{64}$ et $I_0 = \frac{\pi(2R_\mu)^4}{32}$, alors les torseurs des efforts (et moments) transmissibles par la poutre $[T_{b \rightarrow 1}]_{O_1}$ et $[T_{b \rightarrow 2}]_{O_2}$ par la poutre s'expriment :

$$[T_{b \rightarrow 1}]_{O_1} = \begin{bmatrix} E^\mu S \frac{\Delta L}{L_0} & \frac{GI_0}{L_0} (\theta_{2x} - \theta_{1x}) \\ -\frac{6E^\mu I}{L_0^2} (\theta_{2z} + \theta_{1z}) & -\frac{2E^\mu I}{L_0} (\theta_{2y} + 2\theta_{1y}) \\ \frac{6E^\mu I}{L_0^2} (\theta_{2y} + \theta_{1y}) & -\frac{2E^\mu I}{L_0} (\theta_{2z} + 2\theta_{1z}) \end{bmatrix} \text{ et} \quad (4.1)$$

$$[T_{b \rightarrow 2}]_{O_2} = \begin{bmatrix} -E^\mu S \frac{\Delta L}{L_0} & -\frac{GI_0}{L_0} (\theta_{2x} - \theta_{1x}) \\ \frac{6E^\mu I}{L_0^2} (\theta_{2z} + \theta_{1z}) & -\frac{2E^\mu I}{L_0} (\theta_{2y} + 2\theta_{1y}) \\ -\frac{6E^\mu I}{L_0^2} (\theta_{2y} + \theta_{1y}) & -\frac{2E^\mu I}{L_0} (\theta_{2z} + 2\theta_{1z}) \end{bmatrix}. \quad (4.2)$$

Avec $\Delta L = L_\mu - L_0$ la différence de la distance entre les deux éléments par rapport à la longueur initiale, θ_{1x} , θ_{2x} , θ_{1y} , θ_{2y} , θ_{1z} et θ_{2z} les rotations de la section droite de la poutre aux point O_1 et O_2 . Le détail des calculs est présenté par (André, 2012).

Dans GranOO, le rayon des poutres n'est pas défini directement, mais par leur rayon adimensionné $\tilde{r}$, qui est égal au ratio entre le rayon des poutres et des éléments associés.

$$\tilde{r} = \frac{R_\mu}{R_e} \quad (4.3)$$

Cette démarche permet, lorsque l'on augmente ou diminue la taille des ED, de présenter une mise à l'échelle automatique des propriétés des liens en gardant un comportement global (raideur du domaine) identique.

4.1.5 Algorithme de résolution

A chaque incrément de temps, les forces dans le domaine d'élément discret sont calculées en fonction de leurs positions, grâce aux liens et contacts. Les accélérations des ED au cours de cet incrément de temps en sont déduites à l'aide du Principe Fondamental de la Dynamique. A partir de là, un schéma d'intégration numérique (de type dynamique explicite) est utilisé pour calculer les vitesses et les positions des éléments à l'incrément suivant (ou, selon le schéma, à un incrément intermédiaire). Plusieurs schémas sont possibles, citons par exemple l'algorithme de Verlet (Verlet, 1967), le « Leap Frog », le Verlet-vitesse (Swope et al., 1982) ou le Gear predictor-corrector (Allen & Tildesley, 1987) qui sont les plus utilisés. L'influence de l'algorithme de résolution sur la modélisation d'un système masse-ressort à un degré de liberté a été investiguée (Rougier et al., 2004), sans trouver de différence significatives entre la précision ou la robustesse de chaque algorithme. Sans élément discriminant dans le choix de l'algorithme, le schéma par défaut utilisé dans GranOO est le Verlet-vitesse.

4.2 Choix du type de domaine : éléments ordonnés ou compactés ?

Une particularité importante de l'étude réside en la forte anisotropie du matériau à modéliser. Les degrés d'anisotropie cibles seront définis par les ratios E_L^C/E_T^C , et E_L^C/E_R^C , (et E_R/E_T calculables à partir des précédents). A titre d'exemple, le degré d'anisotropie cible E_L^C/E_T^C , calculé à partir des modules d'Young cibles déterminés au chapitre 3, est égal à 12,00.

Quelques auteurs ont proposé des solutions pour modéliser des matériaux orthotropes par la DEM, notamment dans le but de modéliser des matériaux composites. D. Iliescu (Iliescu et al., 2010) a utilisé un modèle ordonné où tous les éléments sont alignés sur une grille régulière pour représenter un matériau multicouche, et les rangées d'éléments alignés représentent les fibres du matériau. De la même façon R. Pfeiffer a utilisé un domaine ordonné pour mettre en évidence de façon qualitative la faisabilité de modélisation de matériau anisotrope par la DEM (Pfeiffer, 2015). A. Roux (Roux, 2016) a également utilisé des éléments ordonnés pour modéliser des complexes musculo-tendineux, où l'ordonnement des éléments est réalisé sur une grille reproduisant l'orientation des fibres musculaires.

K. Duan (Duan et al., 2016), pour représenter l'anisotropie présente dans certaines roches, a employé une méthode différente. Au lieu d'utiliser des modèles ordonnés, il a employé des domaines compacts traditionnels, c'est-à-dire où tous les éléments ont des rayons différents de manière à maximiser le remplissage du domaine en laissant les ED s'imbriquer les uns entre les autres. Des liens entre ED en contacts sont alors générés puis post-traités de manière à supprimer certains d'entre eux en fonction de leur orientation. Une direction est définie, et tous les liens formant un angle plus petit qu'un angle limite donné avec cette direction sont détruits. De la sorte la direction est très fragilisée, notamment en traction puisqu'aucun lien dans cette direction n'est présent pour reprendre les efforts.

Une autre approche propose, pour la modélisation des fibres de matériaux composites à l'échelle microscopique d'utiliser une série d'éléments alignés noyés dans une matrice compacte (Le et al., 2016) ou délimitant des zones de types fibres et d'autres de type matrice (Maheo et al., 2015). Cependant cette approche exige un nombre très important d'ED qui conduit à des temps de calculs exigeant des moyens adaptés (calculateurs massivement parallèles et logiciel sachant exploiter ce parallélisme). Nous nous sommes imposés pour la présente étude de nous limiter à des moyens de calculs conventionnels (ordinateur portable disposant de 8 Go de mémoire vive (RAM) et un processeur quadricœur cadencé à 2,60 GHz) ce qui rend cette dernière approche non applicable à une échelle mésoscopique.

On remarque donc que deux approches différentes ont été utilisées dans la littérature (domaines ordonnés ou domaines compacts) mais peu d'éléments de comparaison existent entre ces deux approches et les auteurs ne justifient pas pourquoi avoir choisi une approche plutôt que l'autre. Pour cette raison, une part de la présente étude a été dédiée à la comparaison entre ces deux méthodes pour modéliser un matériau anisotrope sollicité dans sa partie élastique.

4.2.1 Démarche

Deux types de domaines ont été créés.

Le premier type de domaine, dit ordonné (voir Figure 4.4a), est composé d'éléments régulièrement positionnés suivant une grille cartésienne, au même titre qu'un réseau cristallin.

Le second type est dit compacté ou compact (voir Figure 4.4b). Il est nécessaire de souligner que les méthodes de compactions de domaines en DEM sont multiples et reste un sujet d'étude très actif au sein de la communauté car celles-ci ont une influence sur la réponse mécanique du domaine produit (Kumar et al., 2016). Cependant ce sujet étant à la fois pointu et périphérique à cette étude, il n'a pas été investigué. Les domaines compacts sont générés avec GranOO grâce à un algorithme dédié, dénommé « cooker », assurant une bonne fraction volumique et permettant de vérifier la bonne répartition des liens dans l'espace. La méthodologie pour transformer le domaine généré en un milieu anisotrope est inspirée des travaux de K. Duan (Duan et al., 2016), mais adaptée de sorte à ne pas supprimer de liens, en affectant simplement des propriétés élastiques différentes aux liens en fonction de leur orientation. Plus de détails sont données section 4.2.2.2 ci-après.

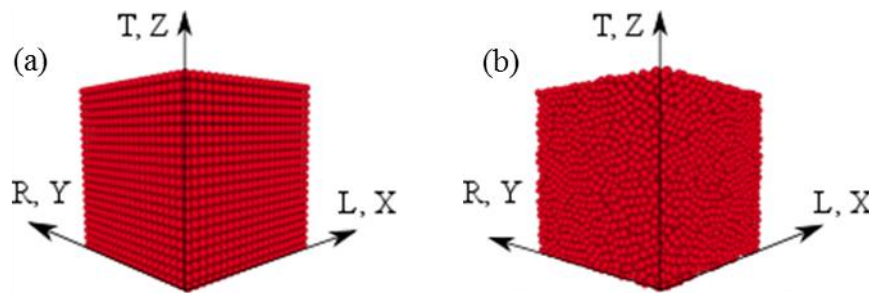


Figure 4.4 : (a) Domaine ordonné et (b) domaine compact.

Chaque type de domaine est sollicité en compression, d'abord selon ses trois directions principales orthotropie $\vec{L}$, $\vec{R}$ et $\vec{T}$, puis hors-axe. Le module d'Young de chaque domaine est mesuré et analysé.

Dans cette section, il n'est pas question de calibrer le modèle mais d'établir la faisabilité de modélisation d'un matériau anisotrope donné.

4.2.2 Tests mis en place

4.2.2.1 Modèles

Les domaines d'études sont des cubes de $10 \times 10 \times 10 \text{ mm}^3$, composés d'au minimum 21 éléments de long dans une dimension, ce qui implique un rayon d'élément de 0,2381 mm.

Pour des domaines compacts, il a été constaté que ce nombre de 21 ED (théoriquement 21,5) est suffisant pour stabiliser les caractéristiques géométriques d'un domaine cubique (André, 2012), et donc sa réponse à une sollicitation uniforme. Cela permet de limiter les temps de calculs. Cependant, même à propriétés géométriques stabilisés, D. André observe

lors d'essais en flexion de son domaine une variation de sa contrainte à rupture de l'ordre de 10%. Nous adoptons donc ce nombre d'ED mais nous réaliserons néanmoins, pour chaque cas test, les simulations pour 10 distributions différentes de manière à apprécier l'impact de la distribution des éléments pour les domaines compacts. Le nombre total d'éléments pour les domaines compacts dépend de la distribution des éléments au sein de ceux-ci.

Les domaines alignés ne présentent pas cette nécessité puisqu'ils sont générés suivant une grille prédéfinie, qui ne possède pas de caractère aléatoire. Par contre, afin de pouvoir tester le domaine en dehors de ses directions principales, 9 domaines alignés différents doivent être générés, chacun présentant une orientation de grille de plus en plus inclinée dans le plan (LR) de sorte à modifier les directions principales du domaine (Voir Figure 4.5). L'angle d'inclinaison est noté ξ . Dans le cas du domaine ordonné dont les axes principaux sont confondus avec les arêtes du cube, le nombre d'ED utilisé est parfaitement de 21^3 (9 261). Lorsque les directions principales sont inclinées par contre, certaines rangées d'ED sont supprimées afin de respecter les dimensions du cube. De ce fait, le nombre minimum d'ED utilisé est 8 358, ceci dans le cas d'un matériau incliné de 80° .

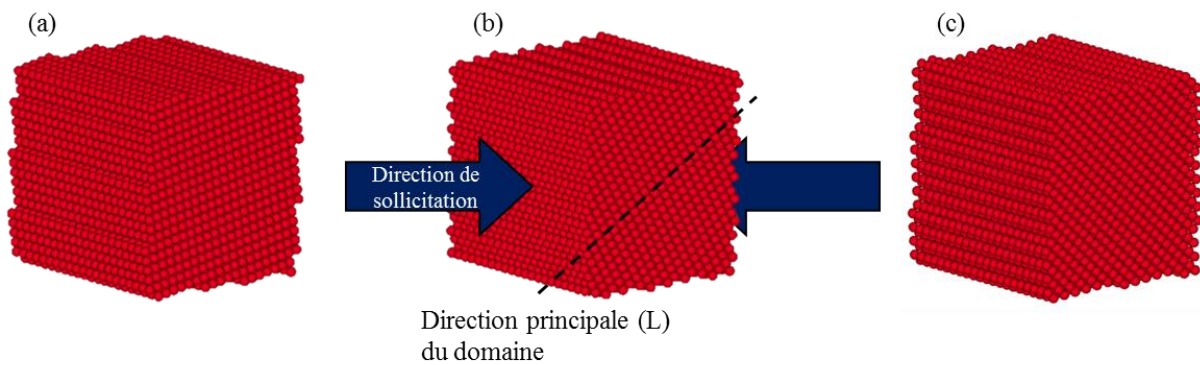


Figure 4.5 : Différents domaines ordonnés dont les directions principales sont inclinées d'un angle ξ égal à 10° (a), 30° (b) ou 50° (c) par rapport à la direction de sollicitation.

Les caractéristiques générales des domaines utilisés sont indiquées dans le Tableau 4.1.

Tableau 4.1 : Propriété du domaine ordonné non incliné (à gauche) et des domaines compacts (à droite).

Nb. d'éléments	9 261	Nb. d'éléments (moyenne)	11 670,7
Nb. de liens	26 420	Nb. d'éléments (écart-type)	63,75
Fraction volumique	0,523 ($\pi/6$)	Nb. de liens (moyenne)	31 794
		Nb. de liens (écart type)	439,01
		Fraction volumique (moyenne)	0,654
		Fraction volumique (écart-type)	0,0044

La masse volumique des éléments discrets n'a pas d'influence durant le type d'essais à mener, car on recherche la réponse quasi-statique du modèle. Les sollicitations se font à faible vitesse et aucun effet d'inertie n'est attendu. La valeur par défaut de masse volumique d'élément a

été utilisée. Les trois paramètres descriptifs des éléments discrets utilisés sont présentés au sein du Tableau 4.2.

Tableau 4.2 : Propriétés des éléments

Eléments (type)	sphères
Rayon ($10^{-3} \cdot m$)	0,2381
Masse volumique ($kg \cdot m^{-3}$)	1 000

4.2.2.2 Propriétés des poutres

Les poutres possèdent toutes un rayon adimensionné égal à 1. En d'autres termes, leur rayon est égal à celui des éléments discrets. Dans le cas des domaines compacts, lorsque deux éléments liés n'ont pas exactement le même rayon, le rayon de la poutre est égal à la moyenne des rayons des deux éléments reliés.

Le coefficient de Poisson des poutres est fixé arbitrairement à 0,3 (par défaut). Comme les poutres ne seront pas (dans le cas des domaines alignés) ou très peu (dans les cas des domaines compacts) sollicitées en torsion, ce paramètre n'est pas influent sur les résultats des simulations.

L'implémentation DEM de GranOO offre à l'utilisateur la possibilité de définir un amortissement visqueux s'appliquant aux vitesses relatives entre ED liés de manière à pouvoir limiter la durée des oscillations au sein du modèle DEM. Nous avons choisi arbitrairement un taux d'amortissement de 0,2 (Une étude plus détaillée de ce paramètre est faite dans le cas des simulations de coupe en section 5.3.4). Cette valeur est élevée mais permet une stabilisation très rapide des efforts dans le domaine. Il a été vérifié qu'il ne nuisait pas à la mesure des efforts une fois stabilisés.

L'ensemble des paramètres des liens utilisés dans le cas des domaines ordonnés est présenté dans le Tableau 4.3.

Tableau 4.3 : Propriété des liens

Liens (type)	Poutres d'Euler-Bernoulli
E_L^μ (MPa)	100
E_R^μ (MPa)	5
E_T^μ (MPa)	1
R_e (m)	$0,2381 \times 10^{-3}$
Taux d'amortissement	0,2
Coefficient de Poisson	0,3
Longueur initiale (m)	$0,4762 \times 10^{-3}$

Dans les domaines, les poutres ne sont pas parfaitement alignées avec les directions $\vec{L}$, $\vec{R}$ et $\vec{T}$. Dans ce cas, les modules E_L^μ , E_R^μ , E_T^μ ne sont donc pas les modules d'Young des poutres mais les valeurs utilisées pour les calculer en fonction de leur orientation par rapport au repère $\vec{L}$, $\vec{R}$, $\vec{T}$. Quatre lois de calculs du module d'Young E_{12} d'une poutre reliant deux ED

quelconques 1 et 2 ont été retenues. Considérons que le vecteur branche forme un angle θ avec l'axe $\vec{L}$, et la projection $\vec{p}$ du vecteur branche dans le plan $(O_1, \vec{R}, \vec{T})$ forme un angle φ avec l'axe $\vec{T}$ (Voir Figure 4.6). En d'autres termes, les angles θ et φ sont respectivement la colatitude et la colongitude du point O_2 dans le repère $(O_1, \vec{R}, \vec{T}, \vec{L})$.

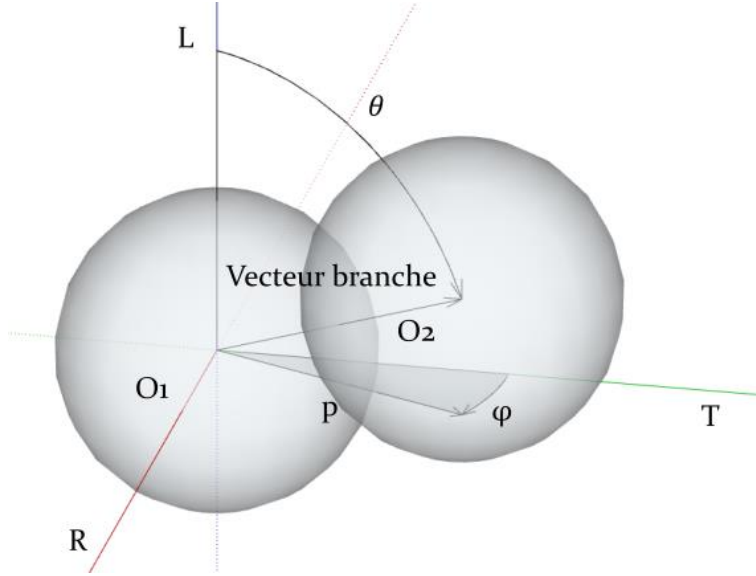


Figure 4.6 : Orientation d'un lien dans un repère d'orthotropie LRT

Les lois de calculs de E_{12} que nous proposons sont les suivantes :

- Loi Tout Ou Rien (TOR) :

$$E_{12} = E_L^\mu \text{ ou } E_R^\mu \text{ ou } E_T^\mu; \quad (4.4)$$

selon si $\vec{L}$, $\vec{R}$ ou $\vec{T}$ est la direction la plus proche du vecteur branche $\overrightarrow{O_1 O_2}$.

- Loi type « Equation d'Hankinson » (Hankinson, 1921) décrite en section 1.4.1 :

$$E_{12} = \frac{E_L^\mu \cdot E_p^\mu}{E_L^\mu \cdot \sin^2 \theta + E_p^\mu \cdot \cos^2 \theta}, \quad (4.5)$$

Avec

$$E_p = \frac{E_R^\mu \cdot E_T^\mu}{E_R^\mu \cdot \sin^2 \varphi + E_T^\mu \cdot \cos^2 \varphi} \quad (4.6)$$

étant le module d'Young dans la direction de projection $\vec{p}$.

- Loi linéaire :

$$E_{12} = E_L^\mu + (E_R^\mu - E_L^\mu) \cdot \frac{\theta}{\frac{\pi}{2}} + (E_T^\mu - E_R^\mu) \cdot \frac{\theta \cdot \varphi}{\left(\frac{\pi}{2}\right)^2}. \quad (4.7)$$

- Loi sphérique :

$$E_{12} = \cos(\varphi) \cdot E_L^\mu + \cos(\theta) \cdot \sin(\varphi) \cdot E_R^\mu + \sin(\theta) \cdot \sin(\varphi) \cdot E_T^\mu. \quad (4.8)$$

L'équation d'Hankinson est testée car elle représente communément le comportement du matériau bois, avec une forte baisse du module d'Young dès une variation faible de θ . Les trois autres lois ont été testées car elles sont simples d'implémentation et peu coûteuses en temps de calcul. L'allure des modules d'Young E_{12} calculés pour un lien incliné d'un angle θ par rapport au plan $(O_1, \vec{R}, \vec{T})$ variant de 0 à 90° est présentée Figure 4.7.

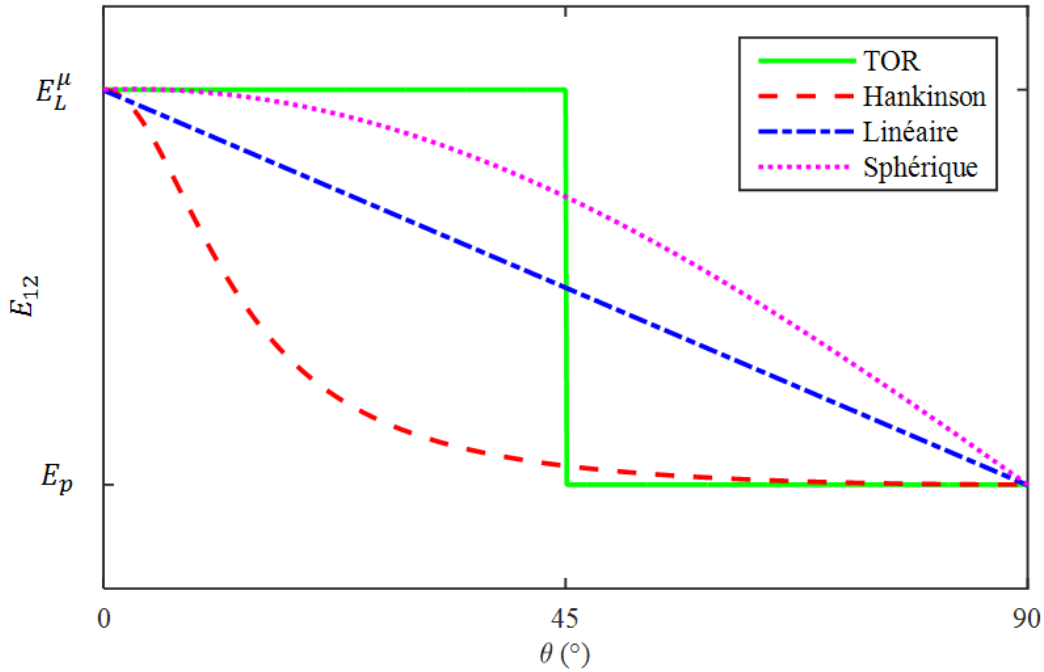


Figure 4.7 : Allure du module d'Young E_{12} en fonction de la loi de calcul et de l'angle θ du lien.

4.2.2.3 Sollicitations

Dans les directions principales

Les domaines sont comprimés dans les directions $\vec{X}$, $\vec{Y}$ et $\vec{Z}$ par deux plateaux de compression. L'un est fixe tandis que l'autre est mobile. Le contact entre les éléments et les plateaux se fait par une loi répulsive élastique. Le contact se fait sans frottement. Le plateau mobile se déplace jusqu'à ce que le domaine subisse une déformation de compression de 5%.

Hors-axe

La méthode de sollicitation des domaines est la même, mais elle n'est plus réalisée que selon la direction $\vec{X}$.

4.2.2.4 Mesures

Les modules d'Young dans une direction X donnée sont calculés de la façon suivante :

$$E_X^D = \frac{F_X}{S_X \cdot \varepsilon_X}. \quad (4.9)$$

S_X est la section initiale des domaines normale à la direction de sollicitation. Les modèles ordonnés ont une section constante égale à 100 mm². Les domaines compacts générés automatiquement présentent une légère variation de section, négligeable, qui sera elle aussi approximée à 100mm².

F_X est calculé comme la somme des efforts appliqués par les éléments sur le plateau fixe de compression.

$$F_X = \sum F_{\text{elements} \rightarrow \text{plateau}} \quad (4.10)$$

Le calcul de ε_X est moins immédiat : il n'est pas pertinent d'utiliser les déplacements du plateau mobile ni des éléments de bords du domaine pour calculer la déformation globale du domaine car le contact avec le plateau est progressif dû à l'irrégularité de la frontière du domaine DEM. Nous proposons donc de déterminer la déformation moyenne du domaine grâce aux déplacements des ED restants, en ayant éliminé les effets de bords.

Si la déformation du milieu était homogène, le champ de déplacement des ED serait linéaire et pourrait s'écrire :

$$U_x^e = X_0^e \cdot \varepsilon_x + Cst, \quad (4.11)$$

Avec U_x^e le déplacement d'un ED quelconque, X_0^e sa position initiale et Cst une constante donnée dépendant des conditions aux limites du domaine et de la position de l'origine du repère utilisée pour les calculs.

Néanmoins, à cause de la distribution aléatoire des ED et de l'orientation des liens dans l'espace, ce champ de déplacement n'est pas linéaire. Nous recherchons donc le champ de déplacement linéaire le plus proche au sens des moindres carrés par rapport au champ de déplacement des ED simulé.

La déformation globale du domaine ε_x est donc calculée à chaque pas de temps comme le coefficient linéaire minimisant l'écart au carré entre le champ théorique cité précédemment et les mesures des positions des éléments :

$$\varepsilon_x = \frac{\text{covariance}(X,U)}{\text{variance}(X)} = \frac{\sum_{Nb_e} (X_0 - \bar{X}_0) \cdot (U_x - \bar{U}_x)}{\sum_{Nb_e} (X_0 - \bar{X}_0)^2}. \quad (4.12)$$

Les ED en contact avec les plateaux de compression ne sont pas considérés dans ce calcul car ils se réarrangent légèrement en début d'essais sans déformation globale du domaine.

4.2.3 Résultats

4.2.3.1 Degré d'anisotropie dans les directions principales du matériau

Les modules d'Young mesurés lors des simulations de compression sont utilisés afin de calculer les degrés d'anisotropie du domaine, à savoir E_L^D/E_R^D et E_L^D/E_T^D . Ces deux valeurs sont représentées dans la Figure 4.8 pour les 5 cas testés. L'ordonnée est en échelle logarithmique uniquement pour faciliter la comparaison des résultats.

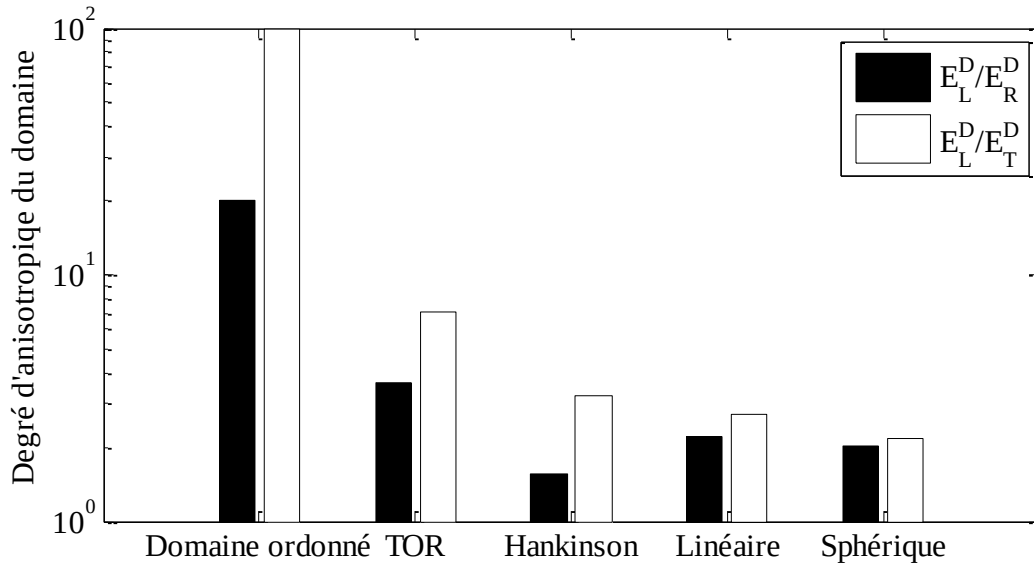


Figure 4.8 : Comparaison des degrés d'anisotropie du domaine obtenus en fonction du type de domaines et des lois de calculs des rigidités des liens choisies.

Ces résultats montrent que le degré d'anisotropie des domaines est fortement influencé par la méthode de création de l'anisotropie. Si les domaines ordonnés permettent de retranscrire parfaitement le degré d'anisotropie d'entrée, ce n'est pas le cas des domaines compacts. Dans leurs cas, les degrés d'anisotropie atteints sont beaucoup plus faibles que les degrés d'anisotropie renseignés dans les liens E_L^μ/E_R^μ et E_L^μ/E_T^μ . La loi utilisée pour calculer les rigidités des liens a elle aussi un effet sur le degré d'anisotropie du domaine. Pour les domaines compacts, le degré d'anisotropie le plus élevé est obtenu avec la loi TOR.

4.2.3.2 Evolution des degrés d'anisotropie en fonction de ceux d'entrée

Puisque les degrés d'anisotropie obtenus des domaines compacts sont très inférieurs aux degrés d'anisotropie renseignés au travers des modules d'Young des poutres, nous proposons de faire varier ces derniers et d'évaluer l'évolution des degrés d'anisotropie du domaine. Cinq valeurs supplémentaires de degrés d'anisotropie ont donc été testées (voir Tableau 4.4) en modifiant uniquement la valeur de E_L^μ .

4.2 Choix du type de domaine : éléments ordonnés ou compactés ?

Tableau 4.4 : Degrés d'anisotropie entre les modules d'Young des poutres utilisés.

E_L^μ	100 (MPa)	500 (MPa)	1000 (MPa)	1500 (MPa)	2000 (MPa)	2500 (MPa)
E_L^μ/E_R^μ	1	5	10	15	20	25
E_L^μ/E_T^μ	5	25	50	75	100	125

Les mêmes essais ont été réalisés avec ces nouvelles valeurs et les degrés d'anisotropie résultants des domaines ont été calculés. Les résultats sont regroupés dans le Tableau 4.5 et la Figure 4.9.

Tableau 4.5 : Degrés d'anisotropie du domaine obtenus en fonction des degrés d'anisotropies entre les poutres.

E_L^μ/E_R^μ	1	5	10	15	20	25
E_L^D/E_R^D (Ordonné)	1,00	5,00	10,00	15,00	20,00	25,00
E_L^D/E_R^D (TOR)	1,00	2,07	2,75	3,21	3,56	3,85
E_L^D/E_R^D (Hankinson)	1,00	1,38	1,49	1,53	1,55	1,57
E_L^D/E_R^D (Linéaire)	1,01	1,69	1,97	2,10	2,18	2,24
E_L^D/E_R^D (Sphérique)	1,00	1,60	1,84	1,95	2,02	2,06
E_L^μ/E_T^μ	5	25	50	75	100	125
E_L^D/E_T^D (ordonné)	5	25	50	75	100	125
E_L^D/E_T^D (TOR)	2,22	4,46	5,69	6,49	7,03	7,51
E_L^D/E_T^D (Hankinson)	1,96	2,82	3,10	3,21	3,27	3,31
E_L^D/E_T^D (Linéaire)	1,47	2,05	2,25	2,34	2,39	2,42
E_L^D/E_T^D (Sphérique)	1,38	1,89	2,05	2,13	2,17	2,20

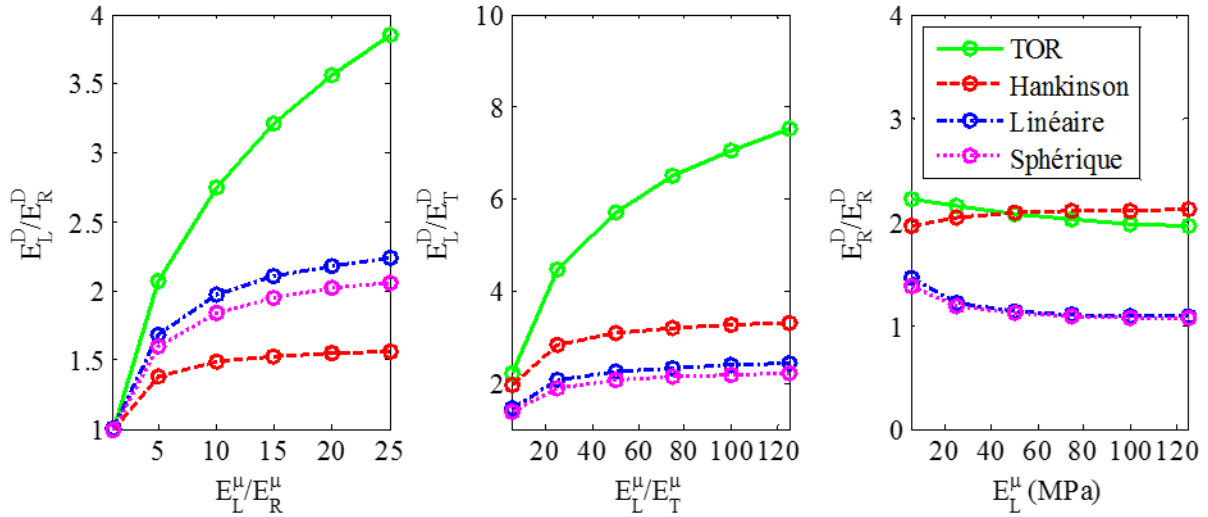


Figure 4.9 : Evolution des degrés d'anisotropie du domaine mesurés pour les 4 lois de calcul de la rigidité des liens des domaines compacts.

Les courbes montrent que les degrés d'anisotropie tendent à se stabiliser avec l'augmentation des rapports E_L^μ/E_R^μ et E_L^μ/E_T^μ . Plus ces deux ratios augmentent, moins E_L^D/E_R^D et E_L^D/E_T^D évoluent rapidement. A E_L^μ variable, E_R^D/E_T^D est également légèrement influencé quel que soit la loi de calcul. L'observation de ces résultats montre que nous sommes loin d'atteindre le degré d'anisotropie escompté ($E_L^D/E_T^D \approx 12$). Pour un rapport E_L^μ/E_T^μ égal à 120, nous n'atteignons même pas un degré d'anisotropie du domaine de 8 entre ces deux directions. Dans la pratique, il n'est pas envisageable d'aller plus loin car cela conduirait à une réduction très importante du pas de temps (voir section 5.3.1) et donc à des temps de calculs prohibitifs.

4.2.3.3 Module d'Young hors des directions principales

Chaque essai de compression mené sur un domaine incliné d'un angle ξ (que ce soit « physiquement » dans le cas des domaines ordonnés, ou dans le calcul des propriétés dans le cas des domaines compacts) conduit à la mesure d'un module d'Young $E^D(\xi)$ dans une direction formant un angle ξ avec la direction longitudinale dans le plan LR. Ce module est calculé exactement de la même façon que précédemment (section 4.2.2.4). Les valeurs $E(\xi = 0^\circ) = E_L^D$ et $E(\xi = 90^\circ) = E_R^D$ relevées sont également utilisées pour calculer théoriquement $E_{th}(\xi)$, à partir de l'équation d'Hankinson, les modules d'Young pour chaque valeur de ξ . Ces valeurs sont considérées comme estimatrices des propriétés hors axe du domaine en fonction de ses propriétés dans ses directions principales. Les résultats de chaque essai réalisé sur les domaines inclinés sont comparés à ce comportement théorique en Figure 4.10. Les courbes en pointillés sont les modules d'Young théoriques calculés selon l'équation d'Hankinson en fonction de E_L^D et E_R^D et ξ . Les courbes pleines sont les modules mesurés durant les simulations pour des degrés d'anisotropies des modules d'Young des poutres égaux $E_L^\mu/E_R^\mu = 20$ et $E_L^\mu/E_T^\mu = 100$. Les doubles barres, dans le cas des domaines

compacts, sont l'écart-type calculé sur les dix « répétitions » (les dix domaines générés aléatoirement).

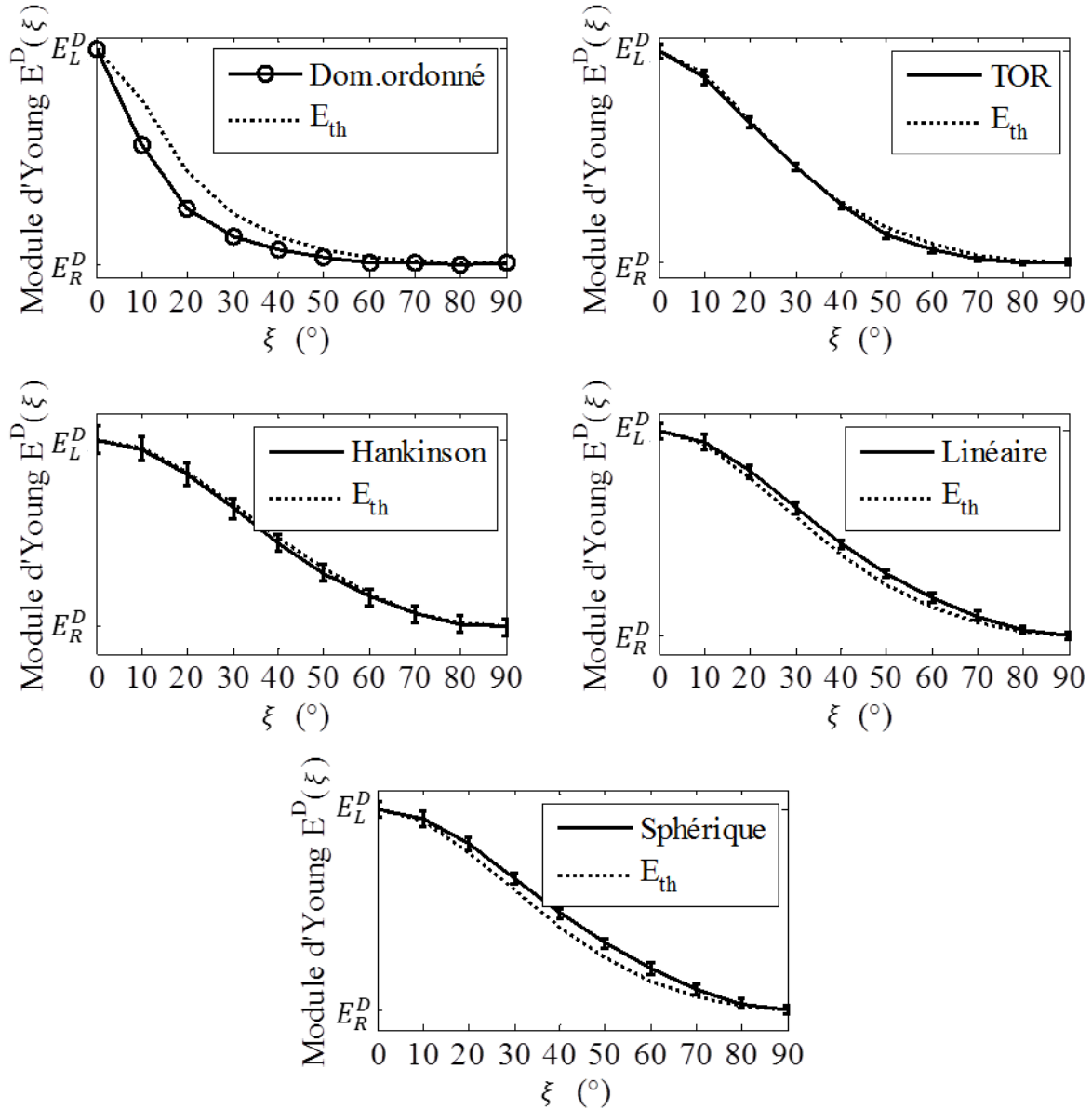


Figure 4.10 : Module d'Young des domaines mesurés comparés à l'allure usuelle de l'équation d'Hankinson en fonction de la direction de sollicitation (définie par ξ).

Remarquons dans un premier temps que, dans le cas des domaines compacts, les écarts types relevés (sur 10 domaines) sont faibles. A partir de ces derniers, les coefficients de variations ont été calculés pour chaque lois et chaque angle ξ . Le coefficient de variation moyen est de 2,27% et le plus élevé est de 3,25% dans le cas de l'utilisation de la loi TOR pour un angle ξ de 90° (donc en direction purement radiale).

A première vue les écarts entre modules d'Young mesurés et modules d'Young estimés sont également faibles pour les domaines compacts, notamment pour les lois de type TOR ou d'Hankinson. Les écarts entre rigidités mesurées et estimées sont plus élevés dans le cas des

lois linéaires et sphériques, mais semblent toujours moins grands que dans le cas des domaines alignés où ils semblent maximaux.

Ce qui est confirmé par le calcul des écarts relatifs (4.13) dont les résultats sont présentés Figure 4.11.

$$Ecart\ relatif = \frac{E(\xi) - E_{th}(\xi)}{E_{th}(\xi)} \quad (4.13)$$

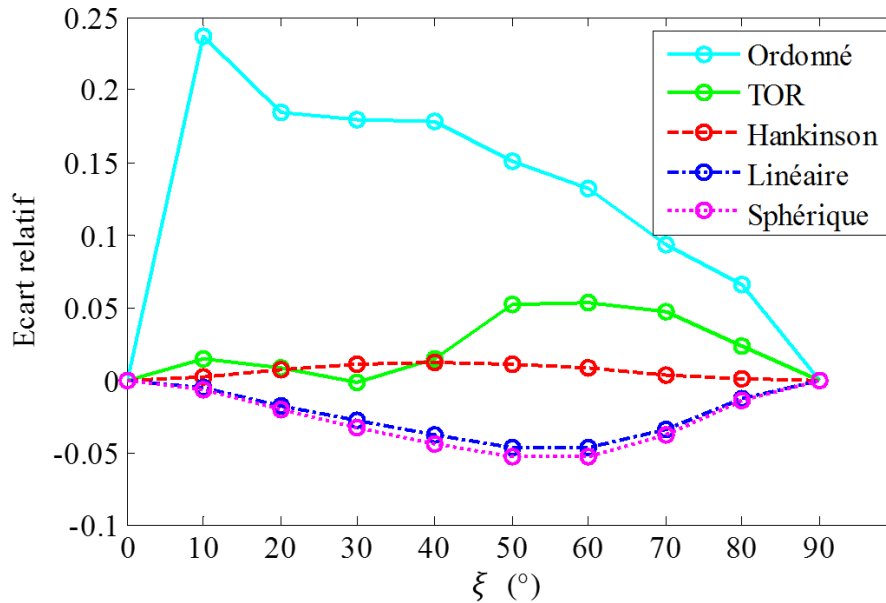


Figure 4.11 : Evolution de l'écart relatif entre les rigidités mesurées et calculées grâce à l'équation d'Hankinson pour chaque loi de calculs de rigidité des liens.

A faible angle, l'écart relatif atteint un maximum de presque 25% dans le cas des domaines alignés alors qu'il ne dépasse jamais 6 % quel que soit l'angle dans le cas des domaines compacts.

4.2.4 Choix de l'approche

Deux conclusions sont à tirer de l'étude précédente : Afin d'atteindre des degrés d'anisotropies élevés, l'unique solution, dans les conditions testées, est d'utiliser un domaine ordonné. Par contre, dans le cas où seulement une faible anisotropie est souhaitée, il est préférable d'utiliser un domaine compact, qui aura l'avantage non négligeable de posséder un comportement mécanique en dehors des directions principales beaucoup plus cohérent avec le comportement du bois.

Etant donné le degré d'anisotropie visé, le choix se porte logiquement sur l'emploi d'un domaine ordonné, qui doit maintenant être calibré en fonction des paramètres issus du chapitre précédent. Ce choix permet d'obtenir les degrés d'anisotropie voulus mais induit donc une dégradation de la raideur hors axe du domaine, au pire des cas de l'ordre de 25% (Figure 4.11).

4.3 Processus de calibration

Le comportement mécanique du matériau ayant été défini dans le chapitre 3, et l'organisation des ED sous forme d'éléments alignés ayant été choisie dans la section précédente, le modèle numérique DEM peut dorénavant être calibré.

Le but de l'étape de calibration est de déterminer quelles doivent être les valeurs des propriétés « d'entrée » du modèle DEM afin d'obtenir un domaine dont les propriétés mécaniques sont celles désirées. Les propriétés d'entrée sont plus précisément les propriétés des ED et des liens (poutres). Les propriétés des ED seront annotées d'un indice e et celles des poutres d'un exposant μ comme précédemment. Les propriétés globales du domaine seront elles aussi annotées d'un exposant D .

Les modèles de coupes développés à terme seront bidimensionnels (les éléments utilisés sont tridimensionnels, et possèdent un volume, mais tous seront positionnés sur une grille à deux dimensions, dans le plan LT). Donc la calibration du modèle sera réalisée uniquement selon les deux directions longitudinale et tangentielle.

4.4 Propriétés des ED

Les grandeurs cibles sont celles décrites au cours du chapitre 3 concernant le matériau à modéliser. Les propriétés des éléments discrets sont leur rayon R_e et leur masse volumique ρ_e (en plus de leur forme, déjà fixée sphérique).

4.4.1 Masse volumique des éléments

La masse volumique des Eléments Discrets doit être calculée de sorte à ce que la masse totale du domaine soit égale à la masse du solide continu modélisé. Cette égalité se traduit par l'équation suivante :

$$\rho_e = \frac{V_D}{\sum V_e} \times \rho_D, \quad (4.14)$$

avec ρ_D la masse volumique du domaine, V_e le volume d'un ED et V_D celui du domaine (Figure 4.12).

Dans le cas d'un domaine ordonné avec des éléments sphériques identiques, l'égalité suivante est vérifiée :

$$\frac{V_D}{\sum V_e} = \frac{n_e \times 8 \times R_e^3}{n_e \times \frac{4}{3} \times \pi \times R_e^3} = \frac{6}{\pi}, \quad (4.15)$$

où n_e est le nombre d'ED dans le domaine et R_e le rayon des EDs.

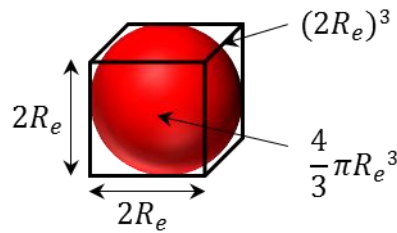


Figure 4.12 : Élément discret sphérique et son volume représenté (domaines alignés).

Connaissant l'infradensité moyenne ρ_i du hêtre utilisé ($\rho_i = 520 \text{ kg/m}^3$) et son humidité moyenne ($H\% = 70\%$) lors des essais, il est possible de remonter à la masse volumique de l'échantillon lors des essais ρ_C selon l'équation suivante :

$$\rho_C = \rho_i + \rho_i \times \frac{H\%}{100}. \quad (4.16)$$

Donc, d'après l'équation (4.16), la masse volumique moyenne des échantillons est environ égale à 884 kg/m^3 .

On souhaite que ρ_D soit égale à ρ_C , donc, de (4.14), (4.15) et (4.16), on déduit par application numérique que $\rho_e = 1689 \text{ kg/m}^3$.

4.4.2 Rayon des ED (raffinage du domaine)

Le choix du rayon des ED est un paramètre qui peut avoir une influence significative sur les résultats obtenus lors des simulations (notamment quand des éléments très grossiers sont utilisés).

La démarche la plus répandue consiste à se fixer une taille à priori. Cette taille est fonction des phénomènes que l'on souhaite observer (dans notre cas, la formation de plaquettes). On identifie ensuite l'ensemble des comportements (liens et contacts) pour que le modèle DEM reproduise au mieux les expériences choisies ou les phénomènes identifiés. Cette démarche permet une grande maîtrise des temps de calculs mais peut conduire à des paramètres de comportement dépendants du choix fait pour ce rayon. Autrement dit, il peut ne pas y avoir de convergence des résultats auxquels on s'intéresse vis-à-vis du rayon des ED. Dans ce cas, un utilisateur désireux d'augmenter la qualité des résultats de simulation devra, après réduction de la taille des ED, identifier à nouveau les modèles de comportement. Il est également à noter que cette convergence ne peut être atteinte que pour une taille très réduite des ED conduisant à des temps de calculs non admissibles.

La taille des ED doit répondre à un compromis entre temps de calcul raisonnable (puisque nous souhaitons développer un modèle capable d'être utilisé sur des moyens de calculs ordinaires) et résolution spatiale suffisante permettant l'observation de plaquettes, qui ont pour ordre de grandeur 1 à 5 mm d'épaisseur. Pour cette première étude, R_e est fixé à 0,25 mm à cause des contraintes évoquées.

4.5 Propriétés élastiques des liens

4.5.1 Modules d'Young du domaine

Le module d'Young du domaine, que ce soit longitudinal ou tangentiel, découle de la raideur des poutres orientées dans ces directions reliant les ED. Les poutres n'ont pas la même section que le volume de matière dont elles représentent le comportement (Figure 4.13). Dans une direction principale donnée, les modules d'Young des poutres et leurs rayons adimensionnés doivent être tels que la raideur de la poutre soit égale à la raideur du volume de matière représenté, et donc vérifier :

$$E^\mu \times \pi(\tilde{r} \times R_e)^2 = E \times 4R_e^2 \quad (4.17)$$

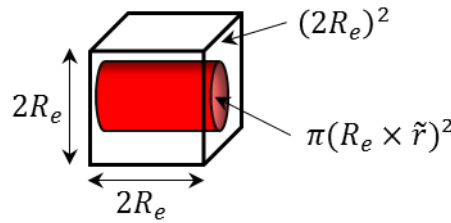


Figure 4.13 : Fraction de matière continue et poutre représentative devant porter son comportement en traction-compression.

Pour les liens longitudinaux et les liens tangentiels, la relation devient précisément :

$$E_L^\mu \times \tilde{r}_L^2 = \frac{4}{\pi} E_L^D \text{ et } E_T^\mu \times \tilde{r}_T^2 = \frac{4}{\pi} E_T^D. \quad (4.18)$$

Ces deux équations, indépendantes l'une de l'autre, possèdent chacune deux inconnues : E_L^μ et $\tilde{r}_L$ d'une part et E_T^μ et $\tilde{r}_T$ d'autre part. Ce degré de liberté va être utile afin de régler le module de cisaillement du domaine G_{LT}^D , car il dépend lui aussi des quatre mêmes paramètres précédents.

Le système est sous-déterminé : 2 équations pour 4 inconnues. Les deux équations manquantes vont être issues de l'identification du module de cisaillement.

4.5.2 Module de cisaillement du domaine

Les rayons (adimensionnés) des poutres et leurs modules d'Young sont donc calibrés en même temps car ils impactent les mêmes propriétés mécaniques du domaine : ses deux modules d'Young et son module de cisaillement.

Nous proposons de calibrer ce module de cisaillement pour une sollicitation de cisaillement simple sur une petite fraction de matière.

Soit la même fraction cubique de matière qu'à la section (4.5.1), de côté $2R_e$ et de module de cisaillement G_{LT}^C . Ce volume est déformé selon un champ de déformation linéaire $\gamma_{LT} dL$ (cisaillement simple), résultant en un déplacement tangentiel relatif entre les deux faces opposées longitudinalement δ_{cis} (voir Figure 4.14). Dans l'hypothèse de petite perturbation $\delta_{cis} = \gamma_{LT} \times 2R_e$.

En parallèle, le comportement de ce volume de matière est représenté par une poutre longitudinale de rayon $\tilde{r}_L \times R_e$, de longueur $2R_e$ et de module d'Young E_L^μ , reliant deux ED. Une déformation équivalente est obtenue en appliquant un déplacement tangentiel relatif entre les deux ED de δ_{cis} , dans la direction normale au lien, tout en bloquant leurs deux autres DDL. De ce fait, les sections de la poutre au niveau des deux ED ne présentent aucune rotation. Néanmoins, le repère du vecteur branche du lien forme lui un angle θ_1 avec le repère d'un des ED et θ_2 avec le second. Sous hypothèse de petite perturbation, ces deux angles sont égaux entre eux et à la variation d'angle précédemment décrite : $\theta_1 = \theta_2 = \gamma_{LT} = \delta_{cis}/2R_e$.

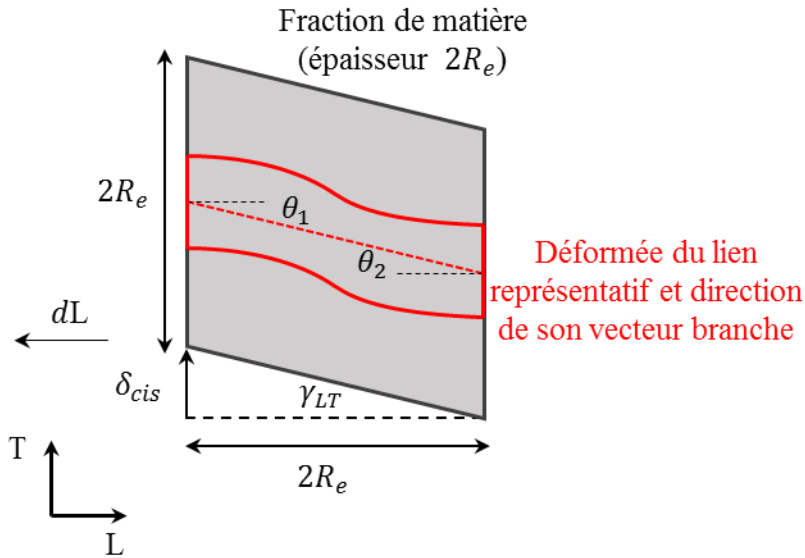


Figure 4.14 : schématisation plane d'une fraction de matière continue et poutre d'Euler-Bernoulli représentative devant porter son comportement en cisaillement.

L'effort tranchant, résultant d'une telle déformation d'une portion de milieu continu peut être déduit du module de cisaillement, des caractéristiques géométriques du volume et de la déformation imposée :

$$\begin{aligned}
 G_{LT}^C &= \frac{\sigma_{LT}}{\gamma_{LT}} & (i) \\
 &= \frac{T_{cis}}{A} \times \frac{l_{cis}}{\delta_{cis}} & (ii) \\
 &= \frac{T_{cis}}{4R_e^2} \times \frac{2R_e}{\delta_{cis}} & (iii)
 \end{aligned}
 \tag{4.19}$$

Donc

$$\Rightarrow T_{cis} = G_{LT}^C \times dx \times 2ne \times Re. \quad (4.20)$$

La norme de l'effort tranchant transmis par la poutre longitudinale aux ED qu'elle relie, s'écrit quant à elle :

$$\begin{aligned} T_{cis} &= \frac{6E_L^\mu I}{L_0^2} (\theta_2 + \theta_1) & (i) \\ &= \frac{6E_L^\mu \times \frac{\pi(2R_e)^4}{64}}{(2R_e)^2} \times (\theta_2 + \theta_1) & (ii) \\ &= \frac{3}{8} \pi \times \frac{E_L^\mu \times (R_e \times \tilde{r}_L)^4}{R_e^2} \times 2 \left(\frac{d_x}{2/R_e} \right) & (iii) \\ &= \frac{3}{8} \pi \times E_L^\mu \times R_e \times \tilde{r}_L^4 \times d_x & (iv) \end{aligned} \quad (4.21)$$

En égalant les deux équations (4.20) et (4.21 iv), et en isolant E_L^μ , on déduit l'expression de ce dernier :

$$E_L^\mu = \frac{16}{3} \times \frac{G_{LT}^C}{\tilde{r}_L^2}. \quad (4.22)$$

Dans le cas où le champ de déplacement aurait été appliqué selon la direction longitudinale, le calcul des efforts tranchants selon le modèle MMC aurait conduit exactement au même résultat car la symétrie $G_{LT} = G_{TL}$ est respectée. Par contre, un lien tangentiel n'aurait pas forcément la même rigidité transverse et reprendrait potentiellement des efforts différents. Les mêmes calculs conduisent donc à :

$$E_T^\mu = \frac{16}{3} \times \frac{G_{TL}^C}{\tilde{r}_T^2}. \quad (4.23)$$

Nous avons donc, deux fois deux équations (4.18), (4.22) et (4.23), et deux fois deux inconnues. Ces deux systèmes présentent chacun une solution unique et il est donc possible de forcer la symétrie de comportement. Leur résolution avec $G_{TL}^C = G_{LT}^C$ conduit aux valeurs indiquées au sein du Tableau 4.6.

Tableau 4.6 : Modules microscopiques et rayons adimensionnés calibrés

E_L^μ	$\tilde{r}_L$	G_{LT}^D	E_T^μ	$\tilde{r}_T$	G_{TL}^D
$1,11 \times 10^5$ MPa	0,33	773,47 MPa	$7,73 \times 10^2$ MPa	1,14	769,04 MPa

Il est important de noter que le calcul des rayons adimensionnés et des modules d'Young des poutres est complètement indépendant de la taille des ED, ces derniers dépendants uniquement des modules d'Young et modules de cisaillement dits « cibles ».

L'approche utilisée donne une valeur approchée du module de cisaillement souhaité. Il convient de remarquer qu'en 3D, cette approche ne permet plus d'obtenir les valeurs exactes souhaitées de module de cisaillement. En effet, en 3D, 6 paramètres devraient être calibrés (un module d'Young et un rayon adimensionné pour chaque direction). Par contre, 9 équations seraient à vérifier (3 en traction-compression sous la même forme que (4.19), et 6 en cisaillement sous la même forme que (4.22) et (4.23)). Cela nécessiterait donc de réaliser un compromis concernant la symétrie de raideur ou/et les modules de cisaillement dans certains plans.

Une autre approche pour estimer le module de cisaillement serait de réaliser un essai numérique de torsion comme déjà utilisé pour calibrer le module de cisaillement de domaines isotropes (André, 2012). Etablir des modules de cisaillement à partir de cette méthode est plus complexe dans le cas de milieu orthotrope mais demeure envisageable (Sumsion & Rajapakse, 1978).

4.6 Propriétés anélastiques

Il s'agit ici de la modélisation de la densification du bois dans la direction tangentielle. Cette densification est prise en compte uniquement dans les liens initialement orientés dans cette direction. Il faut donc transcrire le comportement donné en fin de section 3.3.1.3 au niveau des poutres.

La contrainte seuil de densification de la poutre devient ainsi σ_0^μ . Comme $E_T^\mu = \frac{4}{\pi \tilde{r}^2} E_T^D$, pour une déformation donnée, les contraintes dans le lien sont proportionnelles aux contraintes au sein du volume continu représenté dans les mêmes proportions. Donc $\sigma_0^\mu = \sigma_0 \times \frac{4}{\tilde{r}_T^2}$, et p_0 , le facteur de densification, est le même que calculé précédemment car c'est une grandeur caractéristique de la déformation de la poutre qui est directement égale à la déformation du milieu continu.

Soit F (notation uniquement employée dans cette section) l'effort axial transmissible par les liens. Dans le cas du modèle de type poutre d'Euler-Bernoulli, à un incrément de calcul i donné, $F(i)$ est égal à :

$$F(i) = E^\mu S^\mu \frac{L(i) - L_0}{L_0}, \quad (4.24)$$

avec E^μ , S^μ , $L(t)$ et L_0 respectivement le module d'Young du lien, sa section, sa longueur à l'incrément i et sa longueur initiale. A l'incrément $i+1$, la déformation totale devient $\frac{L(i+1) - L_0}{L_0}$ où $L(i+1)$ est donnée par l'algorithme explicite. Ce comportement est inchangé dans les liens initialement orientés dans la direction longitudinale du matériau. Par contre, le comportement des liens initialement orientés dans la direction tangentielle est modifié afin que le comportement anélastique identifié au chapitre 3 y soit retranscrit.

Le nouvel effort transmissible par les liens orientés selon la direction tangentielle lui est implémenté est donc dépendant de son historique et calculé de la façon suivante :

Soit $p(i)$ la déformation plastique du lien à un incrément i . p est initialisé comme nul car le lien n'est pas encore plastifié.

Si, à l'incrément $i+1$ l'effort « élastique » est inférieur ou égal à l'effort « plastique » seuil ou précédent :

$$E_T^\mu S_T^\mu \frac{L(i+1) - L_0 p(i) - L_0}{L_0} < \sigma_0^\mu S_T^\mu e^{\frac{p(i)}{p_0}}, \quad (4.25)$$

Alors le lien ne plastifie pas plus qu'il ne l'est déjà (ou demeure élastique s'il n'a pas encore été plastifié) :

$$F(i+1) = E_T^\mu S_T^\mu \frac{L(i+1) - L_0 p(i) - L_0}{L_0} \text{ et } p(i+1) = p(i). \quad (4.26)$$

Si au contraire :

$$E_T^\mu S_T^\mu \frac{L(i+1)-L_0 p(i)-L_0}{L_0} \geq \sigma_0^\mu S_T^\mu e^{\frac{p(i)}{p_0}}, \quad (4.27)$$

alors il faut trouver la déformation plastique $p(i+1)$ qui vérifie :

$$F(i+1) = \sigma_0^\mu S_T^\mu e^{\frac{p(i+1)}{p_0}} = E_T^\mu S_T^\mu \frac{L(i+1)-L_0 p(i+1)-L_0}{L_0}. \quad (4.28)$$

Il faut donc que la fonction g suivante de $p(i+1)$ soit nulle :

$$g(p(i+1)) = E_T^\mu S_T^\mu \frac{L(i+1)-L_0 p(i+1)-L_0}{L_0} - \sigma_0^\mu S_T^\mu e^{\frac{p(i+1)}{p_0}} = 0. \quad (4.29)$$

L'utilisation d'un schéma explicite fait que les pas de temps sont très petits et qu'il en est de même pour les incréments de déplacement. Il est donc cohérent de résoudre (4.29) de manière approchée en linéarisant la fonction g autour du point $p(i)$, et donc d'écrire :

$$g(p(i+1)) \cong g(p(i) + \delta p) \cong g(p(i)) + \frac{dg(p(i))}{dp} \delta p = 0. \quad (4.30)$$

Or,

$$\frac{dg(p(i))}{dp} = -E_T^\mu S_T^\mu - \frac{\sigma_0^\mu}{p_0} S_T^\mu e^{\frac{p(i)}{p_0}}, \quad (4.31)$$

et

$$g(p(i)) = E_T^\mu S_T^\mu \frac{L(i)-L_0 p(i)-L_0}{L_0} - \sigma_0^\mu S_T^\mu e^{\frac{p(i)}{p_0}}. \quad (4.32)$$

Donc il est possible de calculer :

$$\delta p = -\frac{g(p(i))}{\frac{dg(p(i))}{dp}} \quad (4.33)$$

D'où

$$p(i+1) \cong p(i) + \delta p. \quad (4.34)$$

Il reste ainsi simplement à recalculer l'effort à l'incrément $i+1$:

$$F(i + 1) = \sigma_0^\mu S_T^\mu e^{\frac{p(i+1)}{p_0}}. \quad (4.35)$$

Remarque : Des liens de type « poutres plastiques » ont été implémentés en parallèle de ces travaux dans la version 2.0 de GranOO qui n'était pas encore disponible lorsque le modèle courant a été développé. Il peut être pertinent d'utiliser plutôt ce type de lien que les poutres élastiques modifiées afin d'optimiser les temps de calcul si leur comportement convient à la présente étude, mais cette nouvelle version n'a pas encore été testée.

4.7 Limites à rupture des liens

En DEM, les liens cohésifs peuvent être rompus classiquement (mais pas uniquement) selon :

- Un critère en déformation
- Un critère en effort
- Une combinaison des deux

Le critère par défaut implémenté dans GranOO est un critère général pour les matériaux isotropes. Cette approche a été modifiée de sorte à isoler un critère de rupture en traction des liens et un critère de rupture en cisaillement.

Les deux critères sont basés sur un niveau d'effort puisqu'en MMC il est plutôt indiqué en contraintes. Le premier critère est la contrainte à la rupture en traction du lien $\sigma^{\mu,max}$, le lien étant détruit si la contrainte axiale en traction est dépassée dans le lien. Le second critère est $\tau^{\mu,max}$ et le lien est détruit si la contrainte induite par l'effort tranchant T dépasse ce seuil. Mathématiquement, la rupture a lieu si dans un lien :

$$\frac{F}{S^{\mu}} > \sigma^{\mu,max} \text{ ou } \frac{|T|}{S^{\mu}} > \tau^{\mu,max}. \quad (4.36)$$

4.7.1 En traction

Suivant la même logique qu'à la section 4.5, les seuils à la rupture en traction des liens longitudinaux et tangentiels sont calculés selon les équations :

$$\sigma_L^{\mu,max} = \sigma_L^{maxi} \times \frac{4}{\pi \tilde{r}_L^2} \text{ et } \sigma_T^{\mu,max} = \sigma_T^{maxi} \times \frac{4}{\pi \tilde{r}_T^2}. \quad (4.37)$$

4.7.2 En cisaillement

D'une part, le calcul du module de cisaillement cible, ainsi que la calibration du module de cisaillement du domaine, sont sujets à de fortes incertitudes. D'autres part, les données présentes dans la littérature ne permettent pas de qualifier la limite à la rupture du hêtre vert à haut taux de déformations, elles n'ont donc pas permis d'identifier une contrainte à la rupture cible. Aussi la limite en cisaillement des liens ne peut être calibrée à priori.

Ce paramètre reste donc libre, et sera ajusté directement lors des simulations de coupe afin de retrouver une phénoménologie identique à celle observée lors des essais de coupe orthogonale.

4.8 Récapitulatif

L'ensemble des paramètres étudiés au cours de ce chapitre sont répertoriés dans le Tableau 4.7, ainsi que leur méthode de calcul et leur valeur calculée le cas échéant. Toutes les valeurs cibles définies sont respectées à l'exception du module de cisaillement qui est seulement approché.

Tableau 4.7 : Paramètres des modèles de comportement ED.

Paramètre du modèle		Calcul	Valeur
Rayon des ED	R_e	Fixé	0,25 mm
Masse volumique des ED	ρ_e	$\frac{6}{\pi} \times \rho_c$	1 689 kg/m ³
Rayons adimensionnés des poutres	$\tilde{r}_L$	Voir section 4.5	0,33
	$\tilde{r}_T$		1,14
Modules d'Young des poutres	E_L^μ		$1,1072 \times 10^5$ MPa
	E_T^μ		$7,7300 \times 10^2$ MPa
Seuil initial de densification	σ_0^μ	$\sigma_0 \times \frac{4}{\tilde{r}_T^2}$	13,23 MPa
Facteur de densification des poutres	p_0	N/A	35,2
Contraintes en rupture des poutres	$\sigma_L^{max,\mu}$	$\sigma_L^{maxi} \times \frac{4}{\tilde{r}_L^2}$	1 179,94 MPa
	$\sigma_T^{max,\mu}$	$\sigma_T^{maxi} \times \frac{4}{\tilde{r}_T^2}$	5,05 MPa
	$\sigma_{LT}^{max,\mu}$	N/A	Variable
Coef. de Poisson des poutres	ν	N/A	0,3

Ces paramètres établis, ils sont renseignés dans les simulations de coupe présentées maintenant.

Chapitre 5 : Simulation de la coupe du bois vert

5.1 Introduction à la modélisation de la coupe du bois vert par la DEM

Ce chapitre a pour objectif principal de présenter une étude exploratoire de la modélisation de la coupe orthogonale du bois vert par la DEM.

Au cours des chapitres 3 et 4, un modèle mécanique du bois vert en sollicitations dynamiques a été déterminé, puis un modèle numérique DEM a été calibré de sorte à reproduire fidèlement le comportement défini. Ce modèle va maintenant être sollicité en coupe orthogonale dans des conditions similaires à celles des expériences exposées au cours du chapitre 2. Pour cela, plusieurs entités, en plus des propriétés mécaniques des liens déjà calibrées, restent à définir, notamment :

- L'éprouvette de coupe,
- L'outil de coupe,
- Les conditions aux limites imposées aux deux entités précédentes,
- Les paramètres de contacts (que ce soit entre les ED de bois et entre l'outil et le bois),
- Les paramètres numériques (Incrément de temps des simulations et les amortissements numériques),
- Des capteurs (servant à la mesure des grandeurs souhaitées).

Nous proposons donc au cours de ce chapitre de nous intéresser dans un premier temps à la mise en place des simulations, notamment aux géométries des éprouvettes coupées et du couteau, ainsi qu'aux conditions aux limites. Les difficultés et obstacles rencontrés sont nombreux, aussi, nous ne présenterons pas un modèle finalisé utilisable en l'état. En lieu et place, nous nous attacherons plutôt dans un second temps à étudier l'impact des multiples paramètres numériques sur les résultats des simulations. Les difficultés engendrées seront exposées et analysées. Les décisions prises afin de les surmonter seront exprimées, ou des pistes de résolution proposées. Les comportements de deux simulations types seront ensuite détaillés et comparés, afin d'émettre une analyse de ceux-ci et de proposer des axes d'améliorations prioritaires.

5.2 Description des simulations

5.2.1 Géométrie et discrétisation du domaine

La géométrie du domaine (voir Figure 5.1) est une modélisation des éprouvettes de coupe « quasi-plane ». Tous les mouvements ont lieu dans le plan LT du bois, cependant, les ED étant par nature tridimensionnels, le modèle possède donc une épaisseur correspondant au diamètre de ces derniers.

Seule la hauteur dépassant de l'étau est représentée et non pas l'éprouvette entière afin de minimiser le nombre d'éléments. Le modèle a donc pour dimensions $105 \times 30 \times (2R_e)$ mm³. R_e étant le rayon des ED (pour rappel, nous avons fixé au cours du précédent chapitre $R_e = 0,25$ mm). Avec cette valeur nous obtenons 12600 ED pour l'ensemble du domaine. Nous avons représenté Figure 5.1, pour des ED de 0,75 mm de rayon (pour plus de lisibilité) la discrétisation adoptée.

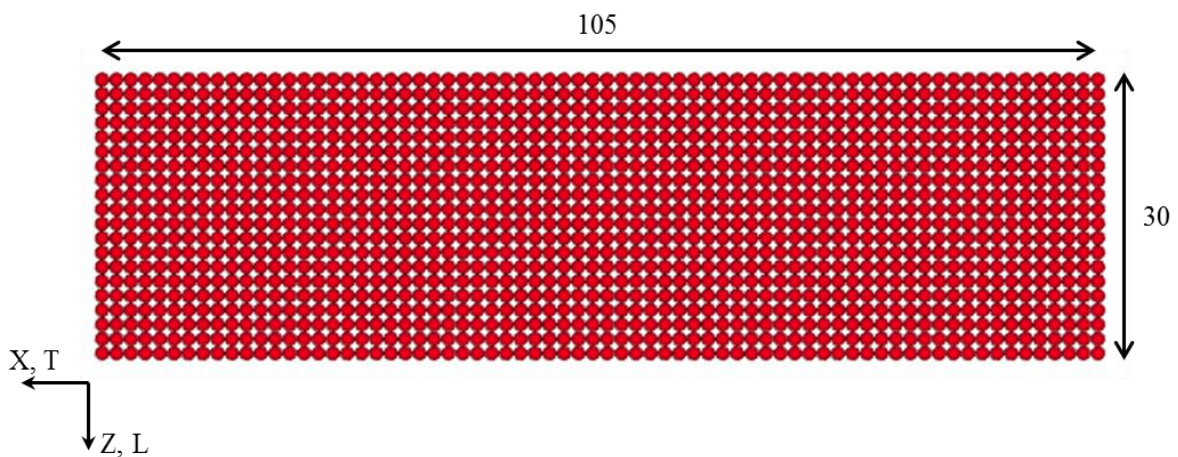


Figure 5.1 : Discretisation du domaine de bois ($R_e = 0,75$ mm, $n_e = 1400$).

5.2.2 Outil utilisé lors des simulations de coupe

L'outil est un couteau de Canter CT600 du fabricant LBL et a été modélisé dans GranOO par un élément polyédrique (Figure 5.2). Sa géométrie est identique à celle du couteau employé au cours des campagnes expérimentales (Voir plan en annexe), à la différence près que son rayon de bec n'est pas reproduit et est infiniment petit. Ses angles d'attaque, de bec, et de dépouille sont, pour rappel, égaux à 45°, 40° et 5° respectivement.

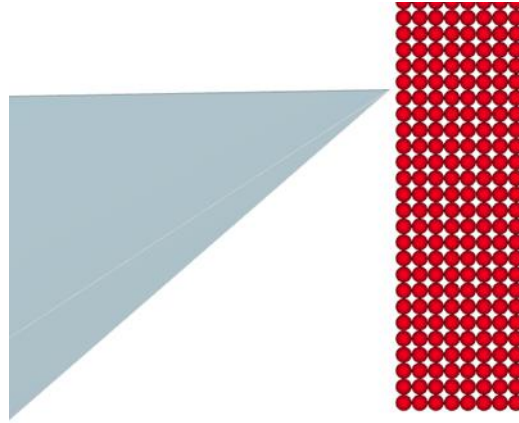


Figure 5.2 : Outil de coupe (couteau de Canter) utilisé lors des simulations de coupes.

Sur l'outil réel, le rayon de bec est de l'ordre de 0,005 mm. La prise en compte de cette valeur de rayon n'a d'intérêt que si le rayon choisi pour les ED est 2 à 3 fois plus petit pour permettre d'observer l'écoulement du bois autour du bec de l'outil. Cela conduirait donc à une valeur de R_e de l'ordre de 0,002 mm soit à avoir un nombre d'ED pour notre domaine (toujours en 2D) de l'ordre de 8×10^8 ED ce qui est totalement inenvisageable.

5.2.3 Conditions aux limites des simulations (CL)

A l'inverse des essais de coupe, l'outil est mobile tandis que l'échantillon est « fixe ». Le couteau est contrôlé en position en étant déplacé à vitesse constante de 2 m/s selon la direction X (direction Tangentielle du bois, voir Figure 5.3). Ses cinq autres DDL sont supprimés. L'épaisseur coupée lors des simulations numériques est de 10 mm, l'arête du couteau est donc initialement positionnée 10 mm en dessus du côté libre de l'échantillon.

L'échantillon est quant à lui fixé par sa couche d'éléments supérieure pour reproduire l'encastrement réalisé par l'étau. Cette couche d'éléments est bloquée en déplacement mais libre en rotation. Les ED sont ainsi laissés libres de tourner autour de l'axe normal au plan (X,Z). Cette condition aux limites permet de laisser un peu de souplesse au niveau de cet encastrement qui dans la réalité n'est pas parfait.

D'autres stratégies peuvent être employées. L'emploi de CL amorties peut par exemple être envisagé. Cela peut être réalisé en diminuant artificiellement la raideur des liens de la couche supérieure d'ED et en augmentant le taux d'amortissement au niveau de ces liens. Ces deux paramètres de raideur et d'amortissement seraient à calibrer.

L'effet de la modélisation de l'encastrement de l'échantillon bois sur les résultats de simulation n'a pas été abordé dans la présente étude. Nous avons estimé, à la vue des résultats des mesures de champs par corrélation d'images, que la longueur laissée au-dessus de l'outil (20 mm dans notre cas) est suffisante pour que cette modélisation n'ait qu'un impact mineur sur les résultats. Nous verrons toutefois que certains résultats montrent un effet net de cet encastrement.

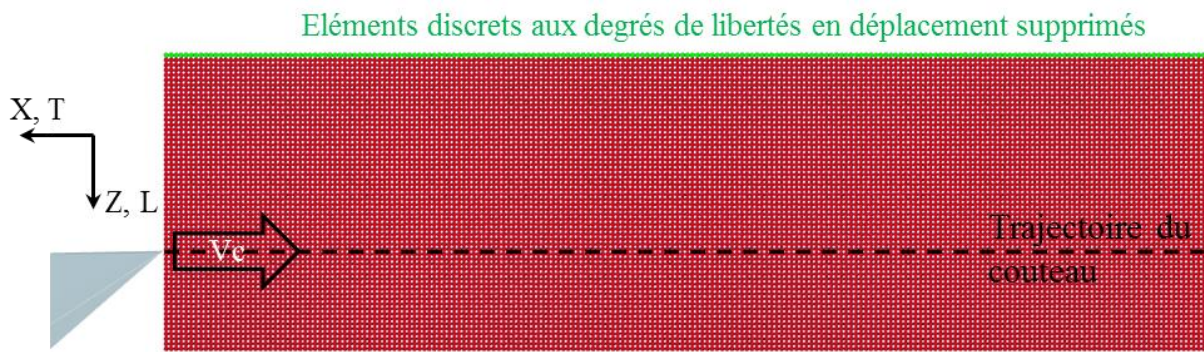


Figure 5.3 : Configuration de coupe numérique ($R_e = 0,25 \text{ mm}$, $n_e = 12\,600$)

5.2.4 Algorithmes de mesure des efforts et des plaquettes

Toutes les simulations présentées sont basées sur une version standard de GranOO (version 1.0.2).

Pour cette étude nous avons cependant été appelés à modifier la partie du programme traitant des poutres d'Euler-Bernoulli (sources « beam.cpp » et « beam.hpp ») afin d'intégrer le modèle de densification présenté dans le chapitre 4. De même, le mode de rupture a été modifié pour dissocier ruptures en traction et en « cisaillement » de ces dernières (également décrit au cours du chapitre 4). Ces modifications nécessitent de modifier les bibliothèques de GranOO et de recompiler la suite de bibliothèques.

Par ailleurs, deux capteurs ont été mis en place. Le premier sert à mesurer les efforts de coupe sur l'outil dans les trois directions de l'espace. Celui-ci utilise une méthode déjà codée dans GranOO. Le second permet de détecter les plaquettes en tant que clusters de particules et sert à mesurer leurs dimensions au cours de la simulation. Ce dernier est fortement inspiré de l'algorithme de détection des clusters présenté dans la thèse de D. André en annexe I (André, 2012).

Ces capteurs, à l'inverse des modifications précédentes concernant les poutres d'Euler-Bernoulli, sont des plug-ins qui n'impactent pas les bibliothèques de GranOO. Ils sont donc compilés indépendamment de GranOO.

5.3 Influence et choix des paramètres numériques des simulations

Les paramètres dits « numériques » sont indépendants de la physique du matériau implémenté. Ils ont trait soit à la stabilité de la simulation, à sa convergence, ou à la résolution de discrétisation du domaine souhaitée. L'effet de chacun d'entre eux est investigué de façon indépendante.

5.3.1 Choix de l'incrément de temps

Le schéma d'intégration temporelle de Verlet-vitesse utilisé est un schéma explicite qui est conditionnellement stable. La condition de stabilité, condition classiquement appelée condition CFL (condition de Courant-Friedrichs-Lewy (Courant et al., 1967)), impose de ne pas dépasser une valeur maximale d'incrément de temps (appelé pas de temps critique) liée à la pulsation propre la plus élevée du domaine étudié. Le calcul de cette pulsation propre est très coûteux et n'est jamais réalisé dans la pratique. Seule une évaluation du pas de temps critique est proposée (déduite des répartitions de masses et de raideurs). Cette évaluation est agrémentée d'un coefficient de sécurité, choisi par l'utilisateur, pour garantir la stabilité du schéma d'intégration. Dans la DEM le pas de temps critique, δt_{cr} est évalué grâce à la relation :

$$\delta t \leq \frac{1}{K_s} \times 2\pi \sqrt{\min \frac{m_i}{k_i}} = \frac{1}{K_s} \times \delta t_{cr} \quad (5.1)$$

avec K_s le coefficient de sécurité et m_i et k_i respectivement la masse et la raideur d'une interaction équivalente (soit d'un lien, soit d'un contact). L'interaction équivalente est une liaison masse-ressort entre les deux éléments isolés, l'un étant fixé tandis que le second est en oscillation libre. La calibration de K_s permettant d'assurer la condition de stabilité du schéma d'intégration est empirique et fonction de la physique modélisée (Cambou et al., 2009). De ce fait, sa valeur doit être déterminée expérimentalement. De plus, une fois la stabilité assurée, les simulations doivent également convergées. En d'autres termes, K_s doit être suffisamment fort pour qu'une augmentation de ce dernier n'entraîne plus de modification des résultats des simulations de coupe (modifications des efforts de coupe et du faciès des plaquettes et du domaine). Le coefficient est donc diminué progressivement jusqu'à assurer, d'une part la stabilité du schéma d'intégration numérique et d'autre part la convergence des résultats.

5.3.1.1 Influence du coefficient de sécurité sur la stabilité du schéma d'intégration

Lorsque le schéma d'intégration est instable, une énergie non physique est générée, les positions des ED divergent de plus en plus (observation d'oscillations dont l'amplitude croît de manière exponentielle). Il est cependant délicat de séparer l'instabilité du schéma d'intégration numérique et la simple non convergence des résultats car la rupture rapide de certains ED empêche les instabilités de se propager. Les positions des ED sollicités divergent, mais cela engendre la rupture des liens les retenant. Ces ED vont alors continuer leur

mouvement mais le reste du domaine sera peu affecté, jusqu'à un nouveau contact. Le paragraphe suivant montre néanmoins que le coefficient de sécurité requis pour assurer la convergence des résultats des simulations est tel, qu'il est très sécuritaire vis-à-vis des coefficients de sécurité usuels validant la condition de stabilité.

5.3.1.2 Influence du coefficient de sécurité sur la convergence des résultats

Le choix de K_S a un impact important sur les phénomènes de contact entre l'outil et les ED. Si le pas de temps est trop élevé, une interpénétration soudaine avec les ED entraîne un rebond très énergique de ceux-ci, alors qu'un pas de temps plus faible permet à cette interaction d'être plus lissée en ayant lieu sur plusieurs incréments, la position des ED suivant progressivement celle de l'outil. Cette convergence est atteinte pour un coefficient de sécurité de $2\pi/0,02$ (Figure 5.4).

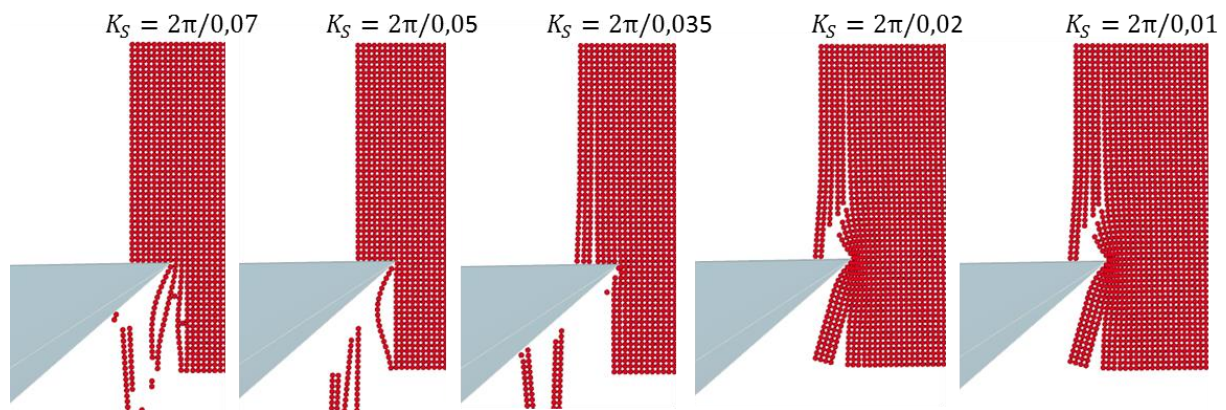


Figure 5.4 : Influence du coefficient de sécurité sur l'apparence des résultats de simulations de coupe après 3,25 mm de coupe.

Le coefficient de sécurité présente donc une influence majeure sur les résultats des simulations. La non-convergence a non seulement un impact sur les plaquettes générées, la déformation et la fissuration du domaine, mais aussi sur les efforts de coupe enregistrés sur le couteau causés par les ruptures plus ou moins rapides du domaine (Figure 5.5). L'évolution des phénomènes observés est visible aisément au travers des efforts de coupe, car les ruptures de liens se traduisent par des diminutions d'efforts franches. Lorsque le coefficient de sécurité est trop faible, les liens rompent très rapidement à l'approche de l'outil, ce dernier ayant même régulièrement des périodes où il n'est plus en contact avec aucun ED car les ruptures d'une rangée d'ED a lieu bien avant que l'outil ne soit en contact potentiel avec la suivante. Ceci se traduit par les efforts en créneaux (Figure 5.5), d'amplitude variable sur le coefficient utilisé, obtenus jusqu'à un coefficient de sécurité de $2\pi/0,035$. Passé $2\pi/0,02$, les efforts convergent par contre vers un résultat unique.

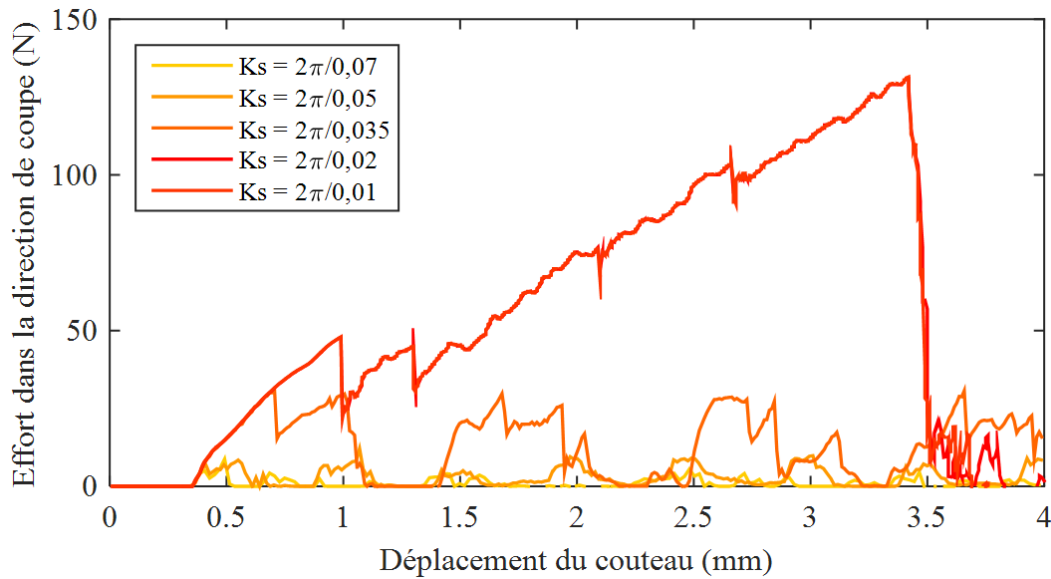


Figure 5.5 : Influence du coefficient de sécurité sur les efforts de coupe mesurés sur l'outil dans la direction de coupe.

Après 3,5 mm de coupe, la convergence n'est plus tout à fait vérifiée (les efforts de coupe ne coïncident plus à partir de ce stade, même pour les deux coefficients de sécurité les plus contraignants). Mais, étant donné l'arrachement généré du matériau et la multitude de contact en découplant, nous choisissons de négliger ces différences qui ne sont pas représentatives du comportement souhaité ; elles ne suffisent pas à justifier le doublement du temps de calcul.

Ces réglages préliminaires nous permettent d'ores et déjà deux observations. Premièrement, la durée de simulation étant inversement proportionnelle à l'incrément de temps, elle est linéairement affectée par K_s , donc devoir utiliser un coefficient de sécurité aussi fort impose des temps de calcul très longs (une douzaine de jours pour une simulation complète avec $K_s = 2\pi/0,02$). Deuxièmement, même si à ce stade, tous les paramètres numériques ne sont pas encore déterminés, ces premières observations laissent déjà présager des résultats de simulations aux faciès de ruptures très sensibles vis-à-vis des paramètres utilisés.

Malgré la contrainte en temps de calcul, le respect de la convergence et l'emploi d'un coefficient très sécuritaire est l'unique moyen de s'assurer de la robustesse de l'approche choisie. Afin de pouvoir multiplier les simulations, les simulations traitées dans la suite ne concerneront que les quatre premiers millimètres de coupe, qui permettent, qualitativement, de juger des solutions obtenues. Elles seront toutes réalisées avec $K_s = 2\pi/0,02$.

5.3.2 Gestion du contact entre l'outil et le domaine

5.3.2.1 Description du contact bois-outil

Le contact entre l'outil et le domaine est l'interaction à l'origine de la sollicitation de coupe. La détection de contact bois-outil est basée sur l'interpénétration (δ) entre les ED et le volume de l'outil. Cette interpénétration est calculée comme la différence entre le rayon de l'ED et la distance entre la face de l'outil et le centre de l'ED.

Les contacts agissent de manière similaire aux liens sur les ED. N'importe quel type de loi de contact (la littérature parle également de « modèle d'efforts ») peut être implémenté dans ces interactions. Il s'agit souvent de ressorts linéaires ou de contacts élastiques de Hertz.

N'ayant pas investigué la nature du contact entre l'outil et l'éprouvette en détails, nous proposons d'utiliser une loi simple de type ressort linéaire. Ce contact est donc représenté par une raideur d'interpénétration k_0 entre les ED de bois et le couteau, telle que :

$$F_{rep} = k_0 \times \delta. \quad (5.2)$$

F_{rep} est la norme de l'effort de répulsion entre les deux éléments en contact. Le vecteur force associé est orienté selon la normale à la surface pénétrée.

5.3.2.2 Influence de la raideur de contact bois-outil

Une large amplitude de valeur a été testée pour k_0 : de 10^5 N/m à 10^{11} N/m, soit 6 décades. La valeur la plus faible et point de départ ($k_0 = 10^5$ N/m) correspond à la première puissance de 10 inférieure à la raideur équivalente d'un lien tangentielle. Il n'est pas utile d'investiguer l'effet de valeurs plus faibles car si la raideur de contact entre l'outil et les ED de bois est plus faible que les raideurs des liens du domaine, les ED risquent de passer à travers l'outil. Toutes les décades sont testées jusqu'à $k_0 = 10^{11}$ N/m. Cette dernière correspond à la valeur à partir de laquelle le pas de temps critique du modèle est affecté.

Lorsque la raideur de contact est trop faible, pour $k_0 = 10^5$ N/m et $k_0 = 10^6$ N/m, les éléments peuvent pénétrer l'outil en permanence, soit complètement, soit de quelques pourcent de leur rayon (Voir Figure 5.6), ce qui est non souhaitable. De $k_0 = 10^7$ N/m jusqu'à $k_0 = 10^{11}$ N/m le comportement semble converger de plus en plus, les faciès du domaine étant très ressemblants.

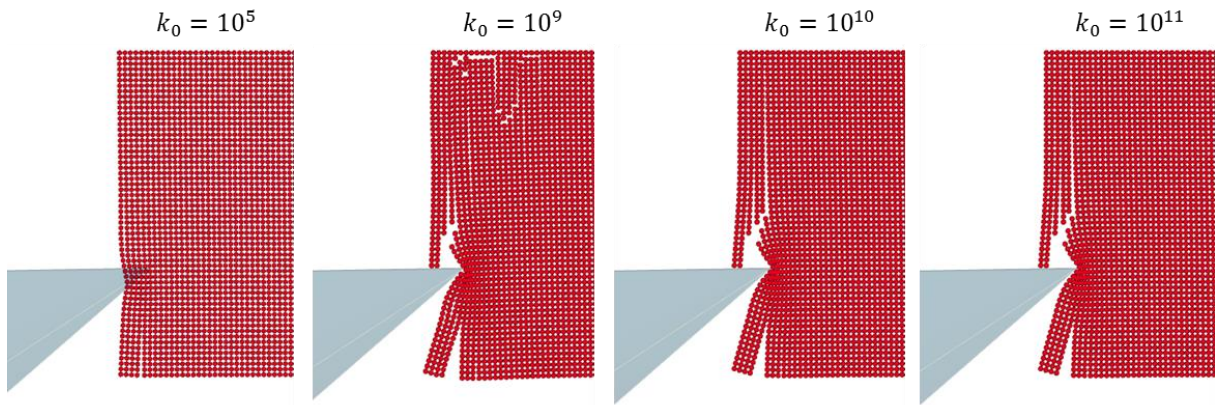


Figure 5.6 : Influence de la raideur de contact entre l'outil et les ED de bois sur l'apparence des simulations numériques après 3,25 mm de coupe.

Pour des valeurs de raideur de contact allant de 10^5 à 10^{10} N/m, le pas de temps des simulations ne dépend pas de la raideur de contact car le ratio $\frac{m_i}{k_i}$ minimal reste imposé par les liens longitudinaux. Lorsque la raideur de contact est choisie supérieure ou égale à 10^{11} , la période propre d'oscillation du contact outil-bois devient plus petite que celle des liens longitudinaux, donc le pas de temps est calculé selon ce nouveau ratio et est diminué en conséquence.

L'observation de l'effort de coupe (Figure 5.7) dans la direction de coupe montre que la raideur de contact, passée 10^{10} N/m, ne présente plus ou peu d'influence sur les résultats des simulations. Entre une raideur $k_0 = 10^9$ N/m et $k_0 = 10^{10}$ N/m, les efforts suivent exactement la même évolution jusqu'à un déplacement de l'outil d'un peu plus de 2,5 mm. Passé ce stade certains seuils de ruptures ne sont plus atteints aux mêmes instants.

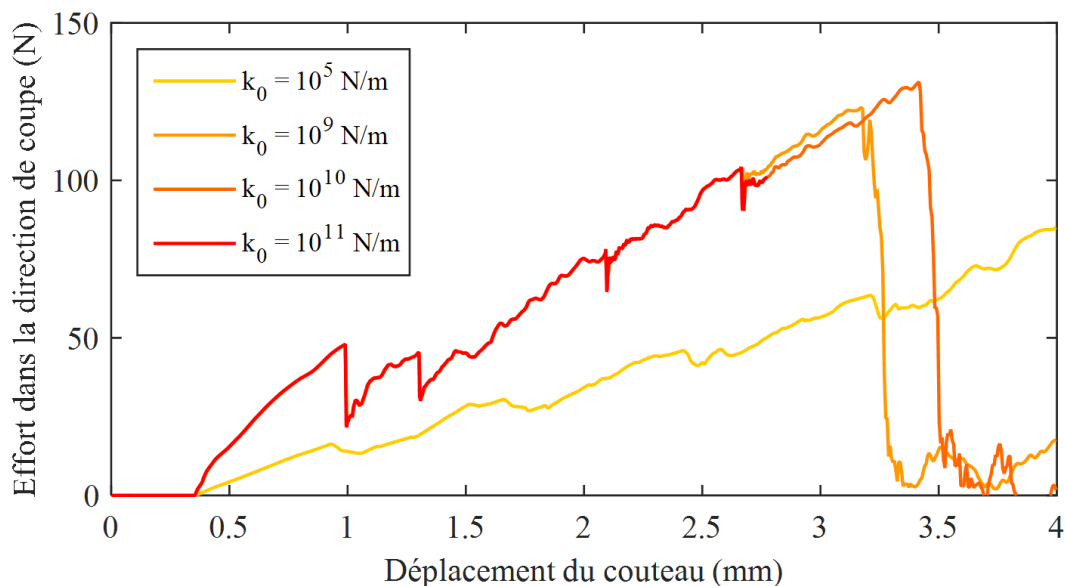


Figure 5.7 : Influence de la raideur de contact outil-bois sur les efforts mesurés sur l'outil dans la direction de coupe.

La plage admissible de raideur de contact paraît donc relativement large entre 10^7 et 10^{10} N/m. Il est cependant bénéfique d'utiliser une raideur la plus élevée pour que la raideur de contact soit grande devant celle du domaine et le comportement suffisamment convergé pour ne plus évoluer en fonction de k_0 . Cependant, l'augmentation des temps de calcul ne permettrait plus un temps de simulation raisonnable. Aussi, la raideur de contact outil/bois est fixée la plus grande possible sans affecter les temps de calcul, soit $k_0 = 10^{10}$ N/m.

5.3.3 Gestion des contacts entre les ED de bois

5.3.3.1 Description des contacts entre ED de bois

Lorsque des liens sont rompus, comme par exemple lors de la fragmentation du copeau, des éléments ou des amas d'éléments de bois doivent pouvoir toujours interagir entre eux de manière physique, notamment dans le cas de coincement d'une plaquette déjà formée entre l'outil et le reste de l'éprouvette, afin qu'un effort puisse être transmis. La gestion des contacts entre éléments de bois demande à définir la méthode de détection des contacts et la loi de contact à utiliser.

Par ailleurs, la détection et le suivi des ED voisins en contact nécessite un algorithme coûteux en temps de calcul. Plusieurs méthodes existent pour déterminer plus ou moins efficacement quels sont les éléments en contact à un incrément donné de la simulation. Nous proposons d'employer la « Linked Cell Method » (Allen & Tildesley, 1987), déjà présente dans la librairie GranOO utilisée.

Comme pour les contacts entre l'outil et les ED de bois, la loi de contact utilisée entre les ED de bois est une loi de contact linéaire (pour un contact établi) générant un effort de répulsion proportionnel à l'interpénétration (5.2).

5.3.3.2 Calibration de la loi de contact et problèmes rencontrés

Les contacts entre ED de bois sont en réalité importants à modéliser dans deux contextes. Comme décrit au sein du paragraphe précédent, ces contacts sont nécessaires pour transmettre les efforts en compression au sein du domaine fissuré. De plus, au-dessus de la trajectoire de coupe, de multiples fissures s'ouvrent et se referment après le passage de l'outil. Dans l'éventualité où ce volume de matière était utilisé pour étudier l'impact de plusieurs passes de coupe successives, ici aussi les ED doivent pouvoir toujours être capables d'interagir ensemble en compression, même si le matériau est fortement endommagé. Dans les deux cas, les contacts sont principalement attendus dans la direction tangentielle du domaine (zones de compression et limite à la rupture des liens la plus faible).

La loi de contact entre les éléments est généralement calibrée afin que des éléments en contact possèdent une raideur de contact équivalente à celle d'un même volume toujours lié. Avec cette démarche, la raideur équivalente de contact k_{eq} serait donc :

$$\begin{aligned}
k_{eq} &= \frac{E_T^C S}{L_0} & (i) \\
&= \frac{E_T^C \times 4R_e^2}{2Re} & (ii) \\
&= 2E_T^C \times R_e & (iii)
\end{aligned} \tag{5.3}$$

Où on rappelle que E_T^C est le module d'Young tangentiel du modèle mécanique « cible », S la section d'un lien et L_0 sa longueur initiale.

Cependant, du fait de la densification possible du matériau, la raideur k_{eq} ainsi calculée peut générer des efforts de répulsion trop importants au moment de la rupture des liens affectés par cette densification.

En effet, si une rupture se produit au niveau d'un lien fortement densifié, les 2 ED qu'il relie sont alors très proches sans que l'effort de compression généré par la poutre soit significatif (la déformation est en partie prise en compte par la déformation anélastique du lien). Le contact, détecté dès la rupture, se substitue au lien et génère alors sur chacun des deux ED un effort de répulsion sensiblement plus important que celui provenant de la compression du lien. On observe alors une « expulsion » non physique des deux ED ainsi qu'une propagation non naturelle de fissures.

L'absence de traitement spécifique pour prendre en compte la présence de cette déformation anélastique lors de la rupture de liens pose donc problème. Ce traitement n'est pas immédiat à mettre en place car l'analyse et l'application d'effort de contact se fait au niveau des ED (qui n'ont pas d'information sur le niveau de densification des liens qui les entourent) alors que la densification est actuellement prise en compte individuellement par chaque lien.

Nous proposons deux stratégies :

La première est de supprimer toute gestion des contacts entre éléments de bois. Bien qu'efficace, cette solution rend le comportement de l'échantillon très dégradé, et a pour effet de diminuer les efforts sur la face de coupe de l'outil. La Figure 5.9 permet de constater que les efforts sont en moyenne plus faibles au cours des simulations sans gestion des contacts « intra-bois ». Comme le comportement global du domaine est modifié, les ruptures de liens n'ayant pas toujours lieu au même moment, les décharges liées à ces dernières n'ont pas lieu aux mêmes niveaux de pénétration de l'outil dans l'échantillon.

La seconde stratégie, qui est celle qui a été retenue, a été d'employer des contacts moins raides que calculé ci-dessus. Ceux-ci dégradent le modèle de comportement matériau conçu, mais limitent, dans une certaine mesure, l'interpénétration des ED. La raideur k_{eq} des liens tangentiels (dans leur partie élastique) est égale à $3,95 \times 10^5$ N/m, et la raideur de contact finalement utilisée est $k_b = 10^5$ N/m. La Figure 5.8 montre le comportement du domaine au cours de deux simulations utilisant la première et la seconde stratégie.

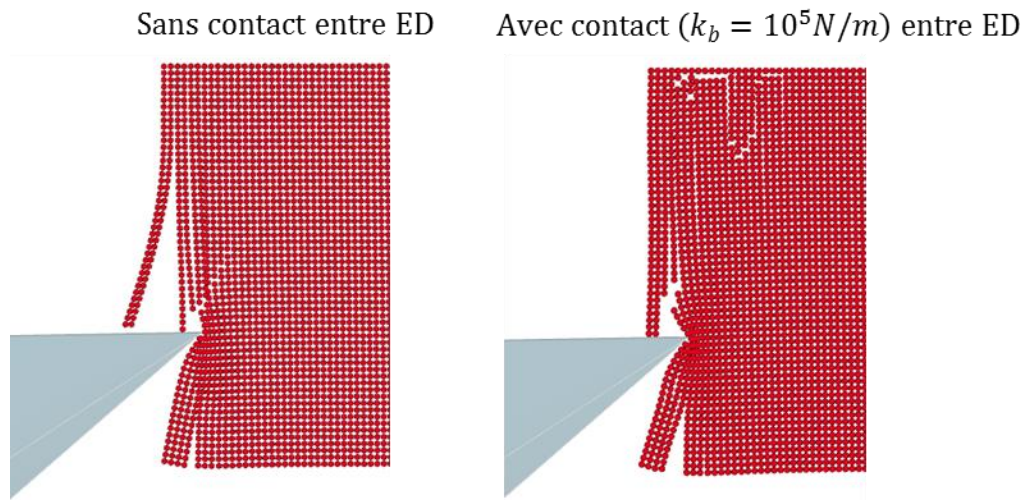


Figure 5.8 : Apparence des simulations numériques en fonction de la présence de contacts faibles ou non entre les éléments de bois après 4 mm de coupe.

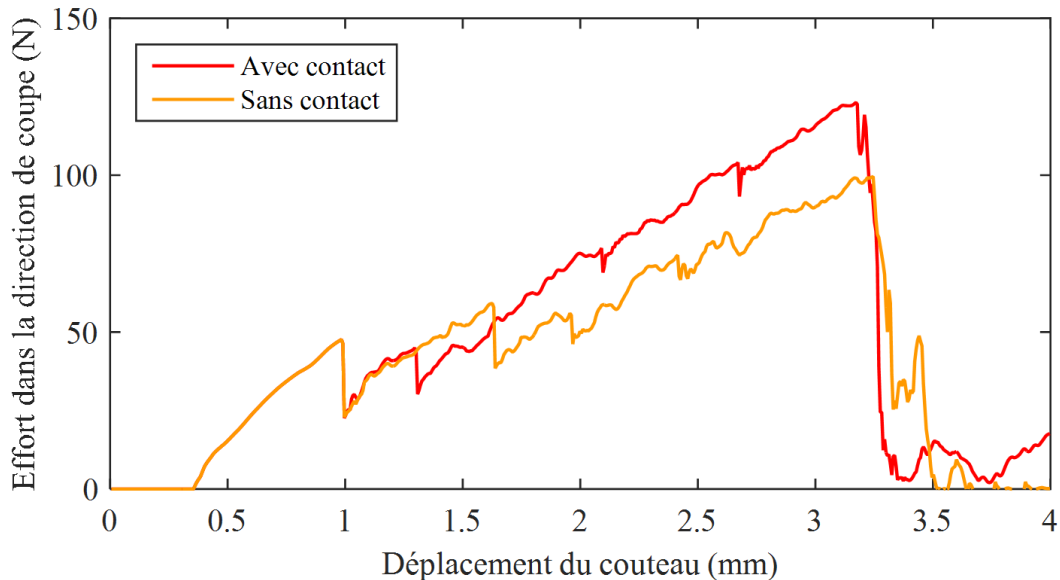


Figure 5.9 : Influence de la présence de contact entre éléments de bois sur les efforts de coupe mesurés sur l'outil dans la direction de coupe.

L'amélioration de cette loi de contact en présence de densification demeure une perspective importante. Le comportement des liens et des contacts post-densification doivent être corrélés.

Un contact n'a pas d'historique, il peut exister à un incrément entre deux éléments n'ayant jamais été reliés par une poutre auparavant, et peut ne plus exister à l'incrément suivant. Les éléments ayant été en contacts vont alors éventuellement former de nouveaux contacts avec d'autres éléments.

Il pourrait donc être pertinent de porter le niveau de densification au sein des objets Eléments Discrets. Deux méthodologies semblent envisageables. La première consisterait à calculer la raideur de contact en fonction du niveau de plastification inscrit au sein des éléments. Ce niveau de plastification/densification devra être orienté car la densification a lieu

dans les directions tangentielle ou radiale uniquement. Une seconde piste serait d'influer sur la taille des ED en fonction de leur niveau de densification (en augmentant leur masse volumique en contrepartie). Ainsi, les masses sont conservées et les distances entre éléments liés n'évoluent pas (la position de leur centre demeurant inchangé) donc ceci n'aurait aucun impact sur les éléments liés entre eux par des liens. Mais lors de la rupture des liens, cela éviterait les fortes interpénétrations des ED qui génèrent des forces de répulsions exagérées. Ici aussi se pose la question de l'orientation de la densification. Aucune de ces deux pistes n'a été étudiée car leur mise en place nécessiterait un temps non négligeable pour une étude dédiée. Ainsi ni leur efficacité ni leur viabilité d'implantation dans GranOO n'ont été validées. Ces investigations futures pourraient être couplées à une amélioration du modèle de densification utilisé au cours des présents travaux.

5.3.4 Amortissement numérique (taux d'amortissement ζ)

Afin d'éviter les réflexions infinies d'ondes dans le système modélisé, générées par des ruptures ou des chargements brusques, un amortissement numérique est implémenté dans les simulations DEM. GranOO offre la possibilité d'appliquer cet amortissement sur les paires d'ED connectés par des liens ou en contact entre eux. Il s'agit d'un amortissement visqueux dont l'amplitude et l'orientation dépendant (linéairement pour l'amplitude) des vitesses relatives entre les deux entités interagissant. Ainsi pour le cas des déplacements on a :

$$[F_{a1}] = ([V_2] - [V_1]) \times \zeta \times 2\sqrt{k^\mu \times m_m} \quad (5.4)$$

Où, pour deux ED 1 et 2, $[F_{a1}]$ est l'effort visqueux appliqué sur l'ED 1, $[V_2]$ et $[V_1]$ les vitesses (linéaires) des ED liés, k^μ la raideur du lien et m_m la masse moyenne des deux ED. Le même type de relation permet de définir des moments visqueux en prenant les vitesses, raideurs et inerties en rotation des deux ED.

Cet amortissement, dont l'importance dépend du seul paramètre ζ , n'est pas physique. Ce paramètre est calibré sur un domaine 2D carré (domaine ordonné identique à ceux utilisés dans le chapitre 4) de manière à limiter les oscillations du domaine tout en n'apportant pas d'effort significatif même à haut taux de déformation. L'influence de ζ sur les efforts relevés sur le plateau fixe lors de sollicitations de compression est montré Figure 5.10. La sollicitation est un échelon de vitesse appliqué sur la face opposée au plateau. La durée affichée est extrêmement courte et correspond à trois aller-retours des ondes mécaniques dans le domaine. 19 essais sont superposés, ζ variant de 0,01 à 0,30. Comme cela était prévisible, l'augmentation de ζ conduit à la réduction des oscillations visibles sur les paliers. Les efforts sont « lissés ». Les efforts sont enregistrés tous les 100 incréments.

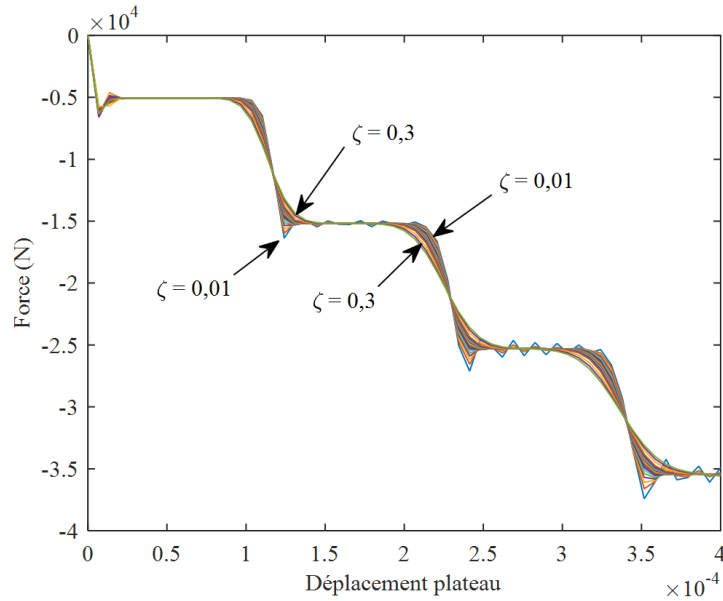


Figure 5.10 : Allure des efforts relevés lors de l'initiation d'un chargement en compression d'un domaine discret ordonné en fonction du taux d'amortissement (de $\zeta = 0,01$ à $\zeta = 0,30$).

Ce taux est fixé, de sorte à être le plus faible possible tout en supprimant les oscillations et réduisant les dépassements. Pour la majorité des simulations nous proposons de fixer $\zeta = 0,05$. Cette valeur, déterminée de manière très empirique, est proche des valeurs utilisées dans la littérature lorsqu'elle est indiquée. Cependant elle y souvent fixée de façon arbitraire, que ce soit en termes de formulation ou de valeur (Olmedo et al., 2016)).

5.3.4.1 Influence de l'amortissement numérique sur les simulations

L'influence du choix entre $\zeta = 0,05$ et un taux d'amortissement beaucoup plus élevé ($\zeta = 0,3$) sur des simulations de coupe a également été étudiée. L'utilisation d'un taux d'amortissement élevé réduit la propagation de fissure dans le domaine et modifie leur chemin. L'apparence des domaines après simulation avec les deux taux d'amortissement sont comparés Figure 5.11. Les deux faciès sont très différents car les ruptures se propagent moins loin dans le cas du plus haut taux d'amortissement. De ce fait, les rangées d'ED rotulent moins au niveau du côté encastré de l'éprouvette. Des fissures se propagent néanmoins toujours en amont de l'outil même à $\zeta = 0,3$, elles sont par contre très peu visibles car pas suffisamment ouvertes après 4 mm de coupe.

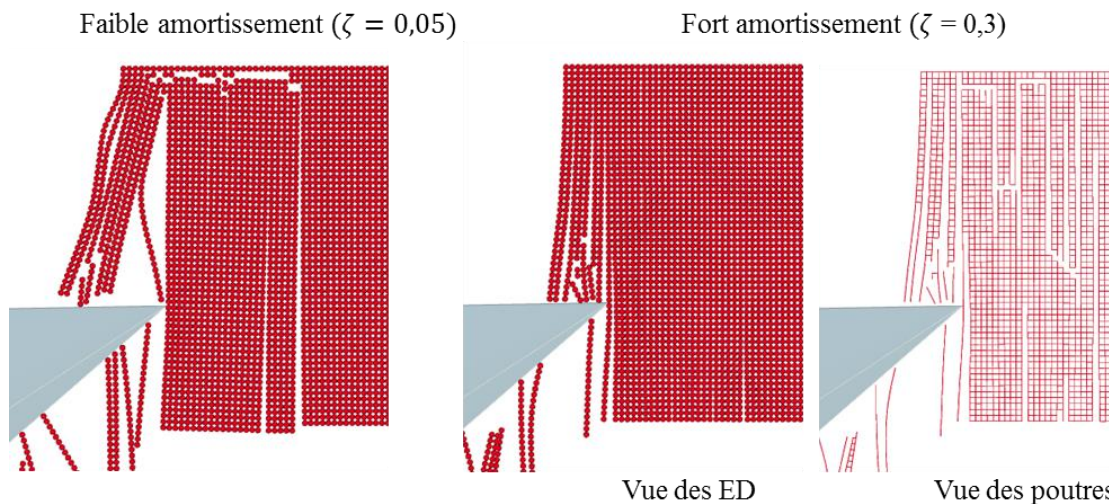


Figure 5.11 : Apparence du domaine selon le taux d'amortissement des poutres après 4 mm de coupe.

L'évolution des efforts appliqués sur l'outil est également affectée par ce paramètre (Figure 5.12). Dans la partie purement élastique, en tout début de sollicitation, il n'a pas d'impact, mais dès que les phénomènes deviennent plus complexes, notamment à l'apparition des premières ruptures, les efforts mesurés diffèrent.

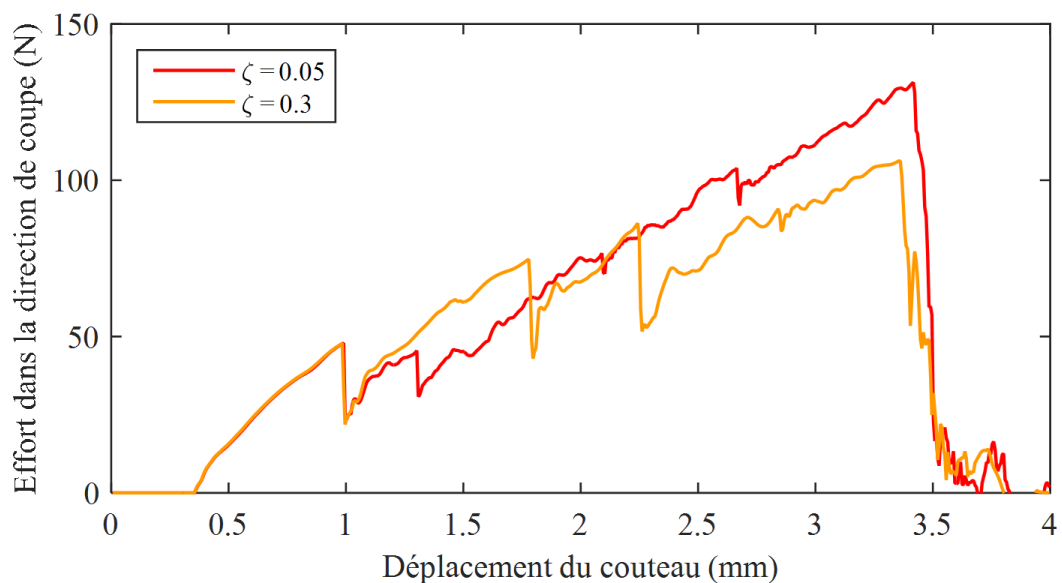


Figure 5.12 : Influence du taux d'amortissement sur les efforts de coupe mesurés sur l'outil dans la direction de coupe.

5.3.4.2 Taux d'amortissement des contacts

Un amortissement numérique est également implanté dans les lois de contacts, exactement sous la même forme que dans le cas des liens, fonction de la vitesse relative des éléments en contact. Le taux d'amortissement des contacts est arbitrairement fixé à 0,1 afin de limiter les oscillations des parties du domaine où beaucoup de liens ont été rompus.

5.4 Influence et choix des paramètres physiques

5.4.1 Influence de la limite à la rupture en cisaillement

Les simulations de coupe sont sensibles à la valeur choisie pour la rupture en cisaillement. Les critères de rupture sont ceux définis au cours de la section 4.7. Les contraintes à rupture en traction longitudinale et traction tangentielle sont fixées. La contrainte à rupture en cisaillement n'est pas connue. Deux modes de ruptures ont été testés et ce pour plusieurs valeurs de contrainte à rupture.

Le premier mode de rupture est dit « sous condition ». Pour ce mode, un lien est détruit lorsque sa contrainte de cisaillement dépasse sa contrainte à rupture, sous condition que ce dernier ne soit pas comprimé.

Le second mode de rupture, dit « sans condition » est uniquement basé sur le dépassement de la contrainte à la rupture en cisaillement. La rupture est autorisée que le lien soit en compression ou non.

La finalité du premier mode « sous condition » est d'éviter, dans le cas de bois fortement densifié, des ruptures pour un faible décalage des ED entre eux. Nous avons en effet remarqué que quand ces derniers sont très rapprochés, le moindre décalage entre eux crée des rotations de sections importantes et un effort tranchant anormalement élevé. De plus, nous supposons que le bois fortement densifié, avec des parois cellulaires très endommagées, possède un module et une contrainte à rupture en cisaillement très diminués, dans une proportion indéterminée. Cet aspect n'a pas été pris en compte dans le modèle mécanique établi au cours du chapitre 3 car l'influence de cet endommagement sur la dégradation des propriétés mécaniques du hêtre vert n'a pas été étudié dans le détail.

Seuls trois essais seront présentés par mode par soucis de clarté. Pour le mode de rupture sous condition, les faciès de ruptures changent fortement pour des variations de la contrainte à rupture dans une même décade (Figure 5.13).

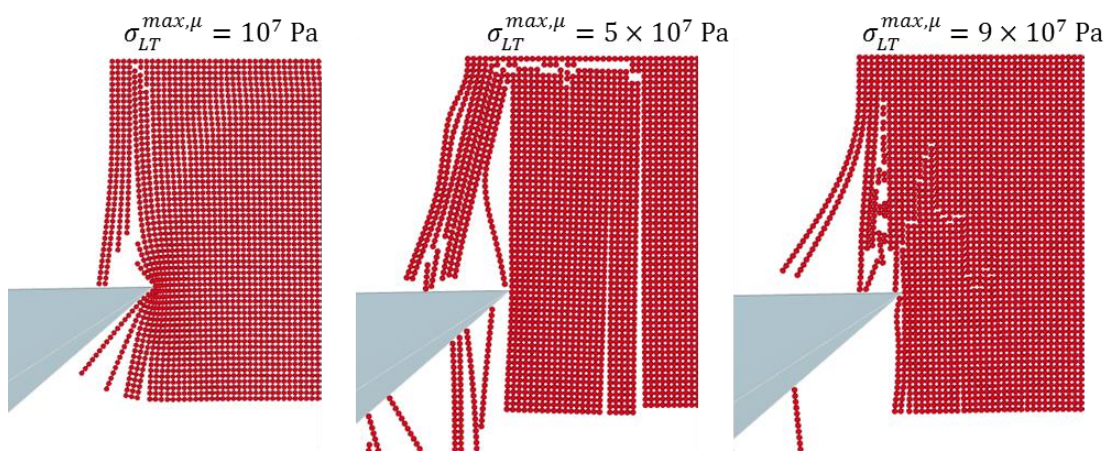


Figure 5.13 : Influence de la contrainte à rupture en cisaillement (sous condition) sur les faciès de rupture après 4 mm de coupe.

Pour le mode rupture en cisaillement « sans condition », les faciès sont très différents (Figure 5.14). Pour ce second mode de rupture, les plaquettes se forment très aisément. La fissuration a lieu dans la direction attendue, de la pointe d'outil vers le bord libre, et non le contraire, ce qui n'est pas forcément le cas au cours des simulations à rupture sous condition. Par contre, avec le mode de rupture sans condition, la formation des plaquettes ainsi que l'effort de coupe sont nettement moins sensibles à la valeur choisie pour la contrainte à rupture. Pour ce mode, la fragmentation semble trop forte. Cependant, l'intérieur des plaquettes réelles est certainement très endommagé avec des fissures qui ne débouchent pas forcément. Le niveau de discrétisation utilisé ne permet pas ce niveau de détail et semble conduire, avec ce mode de rupture, à une fissuration trop exagérée et débouchante.

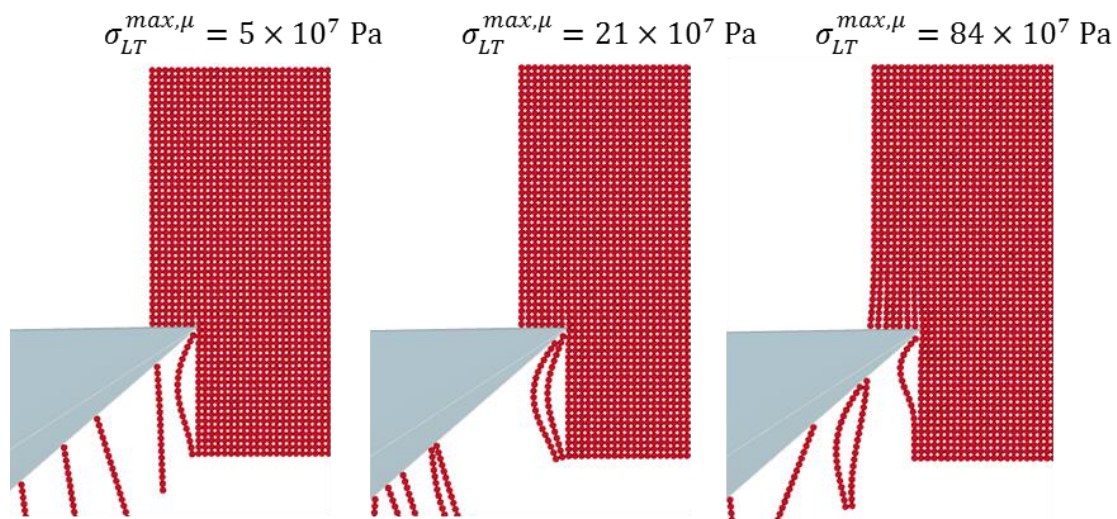


Figure 5.14 : Influence de la contrainte à la rupture (sans condition) sur l'apparence des simulations numériques après 4 mm de coupe.

Les efforts de coupe pour les deux modes de rupture envisagés sont présentés Figure 5.15. Le mode sans condition conduit à des ruptures plus rapides du domaine ainsi qu'à des niveaux d'efforts plus faibles. Si la contrainte à rupture en cisaillement est trop faible, les rangées d'ED sont fragmentées une par une. Avec le premier mode, on observe une reprise d'effort qui n'a pas lieu au cours du second mode. Ceci s'explique par le fait que les déformations et fissures se propagent dans tout le domaine dans le cas du mode sous condition.

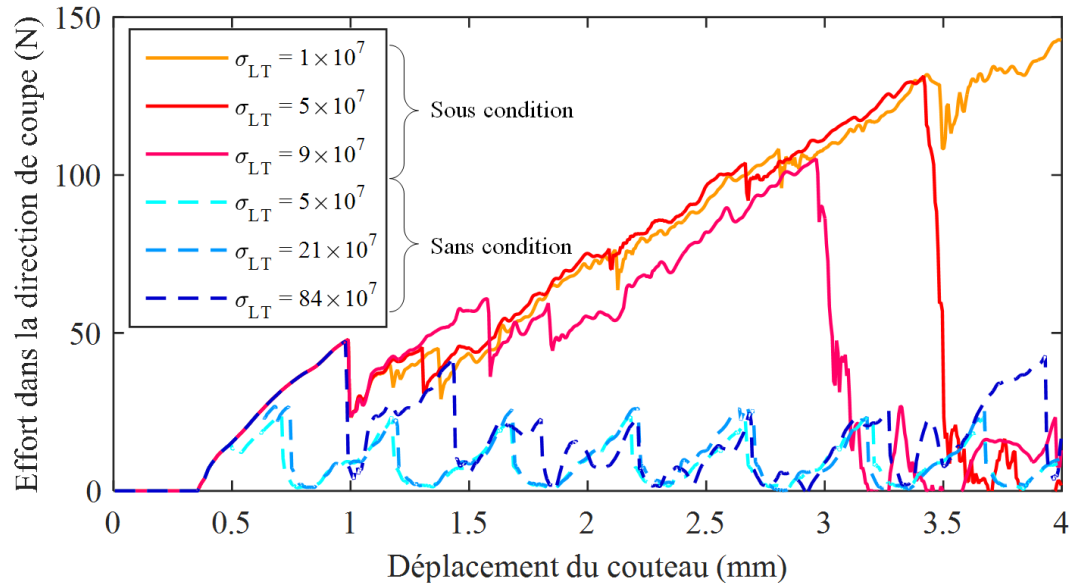


Figure 5.15 : Influence de la contrainte à la rupture et du mode de rupture sur les efforts de coupe mesurés sur le couteau dans la direction de coupe.

Le choix du mode de rupture, et de la contrainte à la rupture, impactent fortement les résultats des simulations numériques. Si le premier mode semble trop limiter les phénomènes de fragmentation, le second au contraire engendre une fissuration très, voire trop, régulière du domaine : les rangées d'ED se séparent une à une du domaine sous l'action de l'outil. Aucun des deux modes de ruptures ne donne un résultat parfaitement satisfaisant vis-à-vis des faciès de rupture attendus ni des efforts. Aussi, nous reviendrons sur cette analyse au cours de la section 5.5 où le comportement des simulations selon chacun des deux modes sera détaillé.

5.4.2 Effet de la densification

Comme déjà évoqué dans la section 5.3.3.2, les efforts de contact consécutifs à la rupture d'un lien présentant une densification tendent à générer un écartement excessif des 2 ED en vis-à-vis. Si on compare le comportement d'un domaine où la densification est prise en compte au comportement d'un domaine sans densification, on constate que le second semble être plus proche des observations expérimentales (Figure 5.16). Les faciès de ruptures sont très différents car la densification permettant de plus grandes déformations avant rupture dans le milieu.

Les fissures au-dessus de l'arête de coupe sont toujours présentes, même sans densification. Il est difficile de comparer la profondeur de ces ouvertures « numériques » aux ouvertures observées expérimentalement car ces dernières, qui semblent néanmoins plus petites, sont observables sur les vidéos de coupe mais pas mesurables.

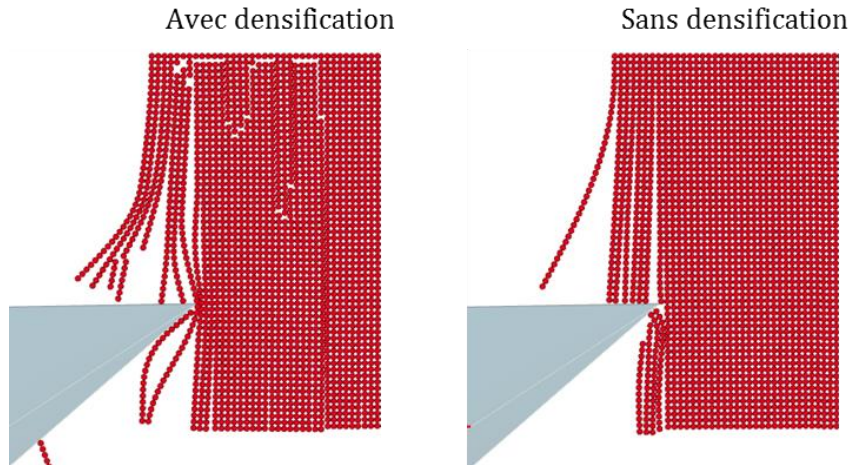


Figure 5.16 : Influence de la densification des poutres tangentielles sur l'apparence des simulations numériques après 4 mm de coupe.

Au cours des simulations avec et sans densification, rapidement, les efforts se différencient alors qu'il n'y a encore aucune fragmentation (Figure 5.17). Cette observation est cohérente avec la présence de densification qui limite la contrainte dans les liens et donc l'effort de coupe en début de pénétration. De ce fait, pour le modèle avec densification, les efforts croissent selon une pente plus faible. Dans ce même cas, les ruptures interviennent plus tardivement, ce qui s'explique également par la plus grande souplesse du domaine, les contraintes à ruptures étant atteintes pour des déformations plus grandes, les ED se réorganisent plus facilement au sein du domaine avant que les liens ne cèdent. Cela induit que les faciès de rupture, pour le modèle avec densification, ne sont pas les mêmes que pour le domaine sans densification. Dans le cas des domaines élastiques fragiles, les ruptures ont lieu en pointe d'outil alors qu'elles s'amorcent souvent loin de celui-ci dans le cas des domaines densifiables. Il est enfin à noter que les efforts maximaux de coupe pour ces derniers, sont globalement plus importants que pour les domaines élastiques (d'un facteur 2 environ)

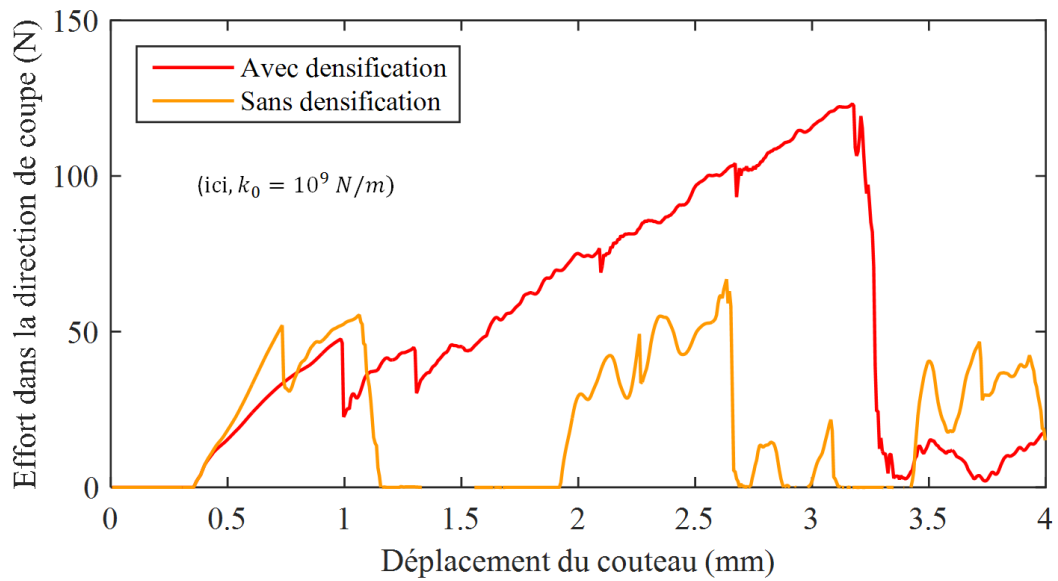


Figure 5.17 : Influence de l'implémentation d'une loi de densification des liens sur les efforts de coupe.

Même si la densification, pour son implémentation actuelle, induit des difficultés de simulation et nous oblige notamment à prendre une raideur de contact entre ED un peu faible (et donc permettant une interpénétration entre ED en contact un peu trop prononcée) nous proposons de l'introduire systématiquement dans les simulations présentées.

Nous estimons en effet que la prise en compte de ce phénomène pour reproduire le comportement du bois est incontournable étant donnés les niveaux de déformations atteints en compression tangentielle dans l'échantillon coupé.

5.5 Analyse des simulations

Pour initier l'analyse des simulations de coupe nous commençons par l'analyse d'une simulation non convergée. Nous réalisons ensuite des comparaisons avec l'expérimental sur les efforts de coupe moyens et les épaisseurs de plaquettes moyennes. Pour les simulations nous utiliserons le début de la coupe (contrainte provenant de la durée nécessaire aux simulations) malgré le fait que les grandeurs expérimentales proviennent d'une analyse réalisée sur la portion centrale des éprouvettes.

5.5.1 Récapitulatif des nouveaux paramètres fixés

La raideur de contact avec l'outil, le frottement avec l'outil, l'amortissement, la présence de contact entre ED, l'amortissement numérique sont autant de paramètres numériques à prendre en compte présentant un effet significatif sur les résultats des simulations de coupe. L'influence de chacun de ces paramètres étant qualitativement établie, nous proposons de détailler les progressions simulées de la coupe pour les deux modes de fissuration en cisaillement introduits section 5.4.1. Une première simulation non convergée est présentée au préalable pour alimenter les discussions par la suite. Un récapitulatif des paramètres numériques est donné dans le Tableau 5.1.

Tableau 5.1 : Paramètres supplémentaires des simulations de coupes présentées ci-après.

Paramètre du modèle		Valeur
Coefficient de sécurité	K_s	$2\pi/0,02$ et $2\pi/0,035$
Rayon des ED	R_e	0,25 mm
Raideur de contact (linéaire) outil-bois	k_0	10^{10} N/m
Raideur de contact (linéaire) bois-bois	k_b	10^5 N/m
Taux d'amortissement	ζ	0,05
Contrainte à rupture en cisaillement	$\sigma_{LT}^{max,\mu}$	5×10^5 Pa, sous condition et 168×10^5 Pa, sans condition

5.5.2 Eléments de comparaison issus des observations expérimentales

5.5.2.1 Efforts de coupe moyens cibles

Au cours du chapitre 2, nous avons présenté les efforts de coupe mesurés lors d'expérimentations de coupes orthogonales. L'effort parallèle moyen était de 790 N (calculé à partir de la régression linéaire du Tableau 2.7 correspondant à la zone 2 des efforts corrigés) dans le cas d'une coupe $90^\circ - 90^\circ$ en section coupée de $10 \times 10 \text{ mm}^2$. Afin de comparer les résultats, nous proposons de nous rapporter à une section unitaire de 1 mm. Nous nous attendons donc à observer des efforts moyens unitaires de 79 N/mm, en faisant hypothèse que les efforts évoluent linéairement avec la largeur coupée. Les simulations étant réalisées sur

une largeur de coupe d'un demi-millimètre, les efforts moyens attendus dans la direction de coupe devront donc être de l'ordre de 39,5 N.

5.5.2.2 Epaisseur moyenne de plaquette cible et faciès attendu

Le faciès des ruptures dans l'échantillon coupé n'est pas un critère quantifiable pour comparer les résultats des simulations aux observations expérimentales. Cependant, il conditionne fortement la géométrie des plaquettes, donc la comparaison des épaisseurs moyennes des plaquettes est un indicateur suffisant pour juger de la qualité des résultats des simulations. Lors des essais de coupe $90^\circ - 90^\circ$ en section coupée de $10 \times 10 \text{ mm}^2$, à vitesse de coupe de 2 m/s et avec un angle d'attaque de 45° , l'épaisseur moyenne de plaquette était égale à 2,7 mm (Figure 2.32).



Figure 5.18 : Faciès et caractéristiques qualitative attendus des simulations de coupe.

5.5.3 Analyse d'une simulation non convergée

Cette simulation est réalisée avec un mode de rupture sous condition. Le coefficient de sécurité utilisé ($K_S = 2\pi/0,035$) est plus faible que celui estimé pour une simulation convergée (section 5.3.1.2 et Tableau 5.1), il conduit à un pas de temps 1,75 fois plus élevé, la simulation est donc non convergée uniquement dans cette section. La Figure 5.19 présente le faciès du domaine (Les ED sont cachés pour mettre en évidence les liens rompus) pour cette simulation.

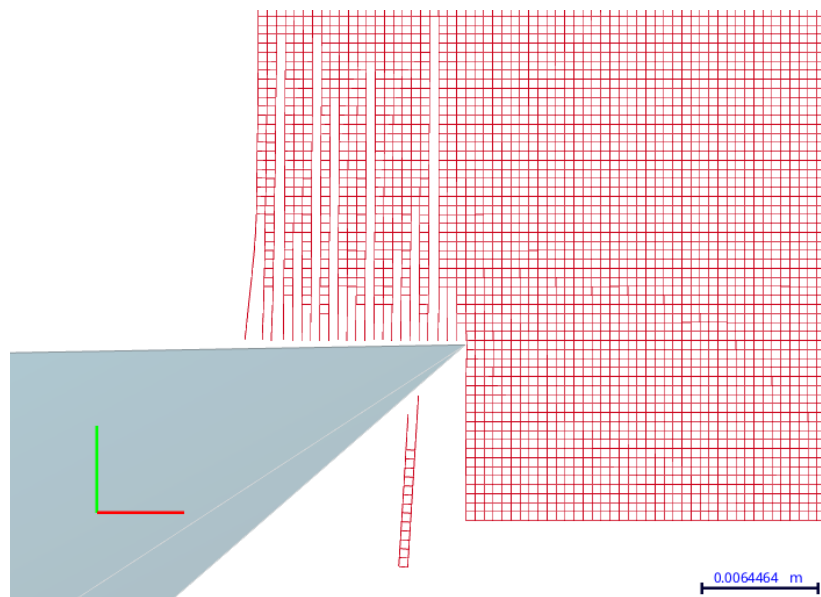


Figure 5.19 : Etat des liens portant le comportement de l'échantillon de bois numérique au cours des simulations de coupe non convergées.

Sur la Figure 5.19 on remarque d'importantes fissures dans la zone située au-dessus de la face en dépouille de l'outil (surface générée par le passage de l'outil). Certaines de ces fissures sont très profondes et ces dernières apparaissent à une fréquence proche de la fréquence d'apparition des plaquettes.

De plus, les plaquettes (Figure 5.20) sont partiellement scindées dans la partie proche du couteau. Les essais non convergés sont en fait les seuls à générer des fissures par ouvertures non débouchantes, qui sont ensuite scindées brutalement par cisaillement. Néanmoins ce phénomène est beaucoup plus fréquent lors de la simulation que dans la réalité, surtout pour de la coupe $90^\circ - 90^\circ$.

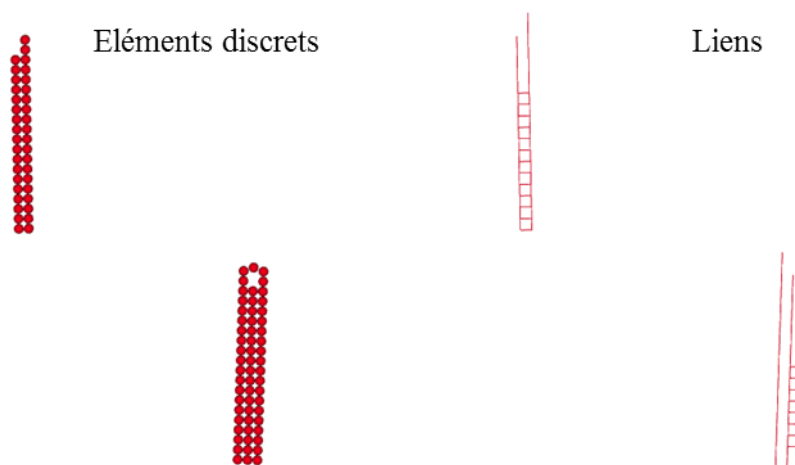


Figure 5.20 : Géométrie des plaquettes produites au cours des simulations de coupe non convergées.

Les efforts (Figure 5.21) sont par contre sensiblement plus faibles que ceux attendus. Le niveau moyen observé est de 13,5 N. Après le cisaillement des plaquettes, l'outil n'est plus en contact avec aucune matière.

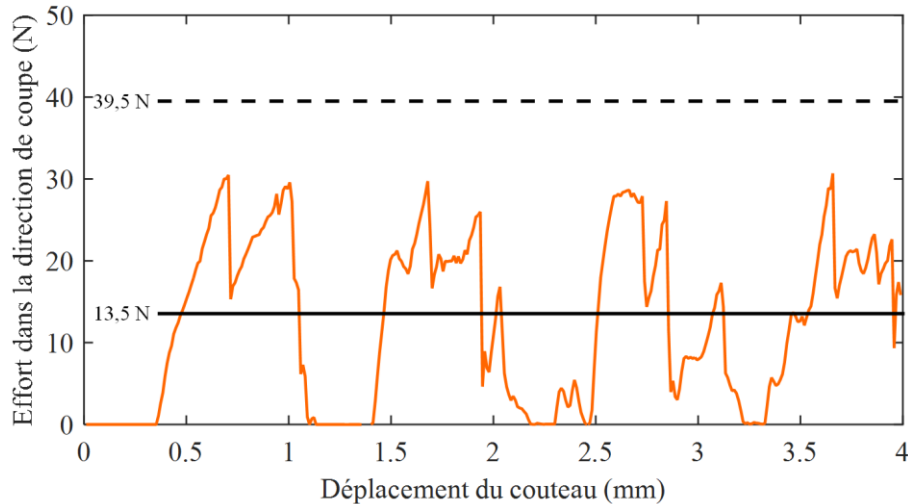


Figure 5.21 : Efforts mesurés sur l'outil dans la direction de coupe au cours des simulations de coupe non convergées.

L'épaisseur moyenne de plaquette pour cette simulation est de 1 mm (contre 2,7 mm mesurés lors des essais de coupe). Nous avons vérifié sur une simulation plus longue que cette valeur varie peu (L'état des liens Figure 5.19 est d'ailleurs capturé après 12 mm de coupe). Après 12 mm de coupe, l'épaisseur moyenne de plaquette est de 1,15 mm car quelques plaquettes de 1,5 mm d'épaisseur sont générées.

5.5.4 Simulation en mode de rupture en cisaillement sous condition

L'entrée de l'outil dans la matière peut se décomposer en plusieurs étapes. Dans un premier temps, l'outil entre en contact avec le domaine et comprime la matière devant lui (P1, voir Figure 5.22). Passé un seuil, la poutre reliant les deux ED en amont de l'arête de coupe rompt en traction et deux fissures se propagent dans le domaine (P2 et P2'), les liens tangentiels rompant eux aussi en traction au-dessus de l'arête de coupe. Ce phénomène se produit deux fois sur le premier millimètre de coupe et occasionne à chaque fois une chute significative des efforts de coupe.

Dans un troisième temps (P3), le domaine rentre dans une phase de compression où beaucoup de liens tangentiels se densifient. Les déformations des liens tangentiels en amont de l'outil atteignent jusqu'à 50% de compression pour les plus proches de l'outil. L'effort de coupe augmente progressivement, malgré des chutes locales dues aux ruptures progressives des liens tangentiels en traction au-dessus de l'arête de coupe.

Suite à plusieurs ruptures en traction des liens longitudinaux, le domaine fléchi, sans se rompre dans un premier temps, jusqu'à ce que les fibres fléchies rompent en traction au voisinage de la limite supérieure du domaine (P4).

La raideur du domaine situé au-dessus et en avant de l'outil est ensuite très affectée par la propagation de la fissure au voisinage de cet encastrement. Après l'ouverture de cette fissure ce volume de matière tend à rotuler et conduit à une chute sensible des efforts de coupe.

Il est même possible de noter des efforts négatifs après 4 mm de coupe, car des éléments appuient sur la face de dépouille de l'outil, qui, par contre, ne rencontre plus d'éléments liés au reste du domaine sur sa face de coupe.

L'effort moyen, entre l'instant de contact avec l'outil, jusqu'à 4 mm de déplacement, est d'environ 60,6 N. Etant donné que le domaine est fortement comprimé à cause de la non séparation ni fragmentation du copeau, il est logique que nous surestimions l'effort moyen par rapport à celui observé lors des essais de coupe.

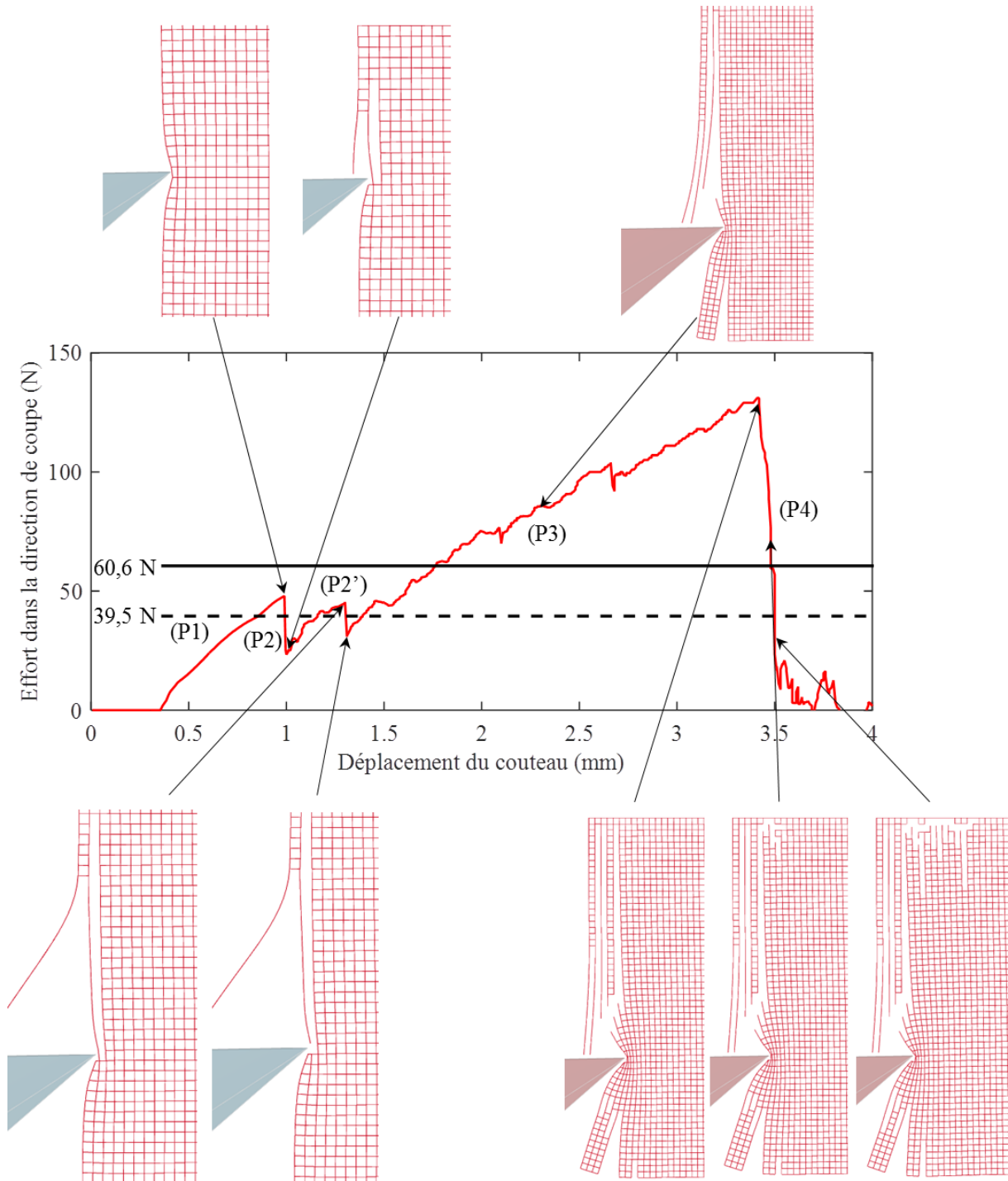


Figure 5.22 : Etat des liens portant le comportement de l'échantillon de bois numérique au cours de la simulation de coupe avec mode de rupture en cisaillement sous condition.

5.5.5 Simulation avec rupture en cisaillement sans condition

Dans le cas du mode de cisaillement à rupture sans condition, le comportement est identique au précédent jusqu'à la première rupture de lien (voir Figure 5.23, P1). La deuxième chute d'effort correspond à la séparation d'une rangée d'ED qui est assimilée à une plaquette (P2). Une fois la plaquette amorcée, elle s'incurve et la fissure s'ouvre progressivement.

L'observation détaillée des efforts permet de différencier les chutes d'efforts liées à la séparation de la matière devant l'outil de celles liées à propagation de fissures sous ce dernier. S'en suit un cycle de rupture des liens longitudinaux en traction et des liens tangentiels en cisaillement et en traction.

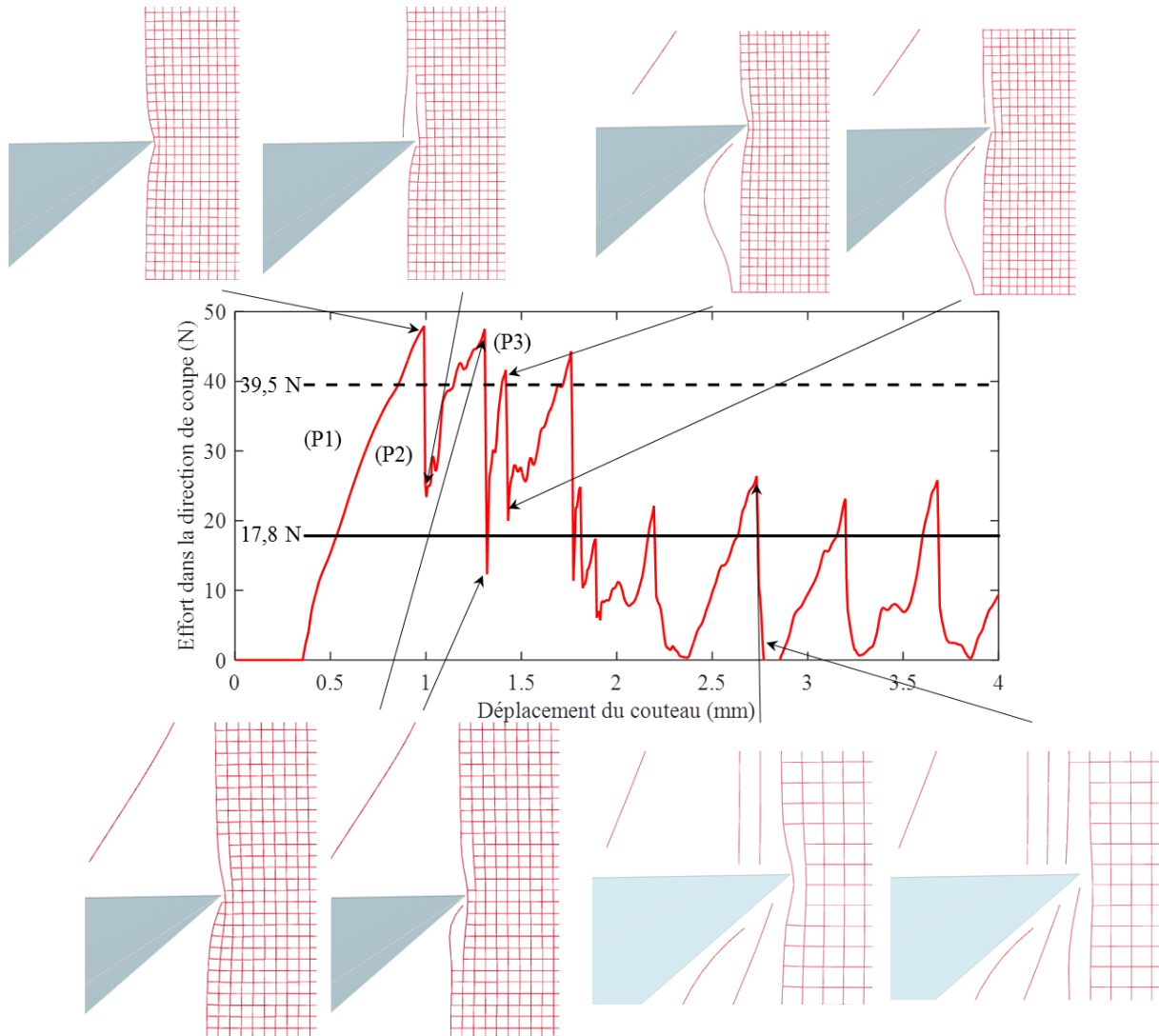


Figure 5.23 : État des liens portant le comportement de l'échantillon de bois numérique au cours de la simulation avec mode de rupture en cisaillement sans condition.

Les efforts sont dans l'ensemble sous-estimés. L'effort moyen calculé à partir de l'instant de contact entre l'outil et le bois jusqu'à la fin de la simulation est de 17,8 N (contre environ 39,5 N attendus). L'épaisseur moyenne de plaquette est elle aussi sous-estimée dans des proportions semblables puisqu'elle est égale à 1 mm (contre 2,7 mm attendus). Comme pour la simulation non convergée, une simulation plus longue (sur 12 mm de coupe) conduit à l'observation d'une épaisseur moyenne de plaquette évoluant peu, celle-ci étant de 0,82 mm.

Les plaquettes seraient par ailleurs, pour la majorité, entièrement fragmentées si elles n'étaient pas liées par le dernier lien le plus extérieur au domaine (Figure 5.24). Cette caractéristique provient du mode de rupture des plaquettes, qui est systématiquement un mode d'ouverture lors des simulations. Lors des expérimentations de coupe l'observation tend

plutôt à indiquer qu'il s'agit d'une combinaison entre une initiation en ouverture suivie d'une scission en cisaillement. (en coupe $90^\circ - 90^\circ$). Par contre, lorsque la coupe est opérée fortement dans le fil, on observe plutôt de l'ouverture progressive et les plaquettes restent (faiblement) liées par leur partie inférieure comme dans les simulations de coupe.

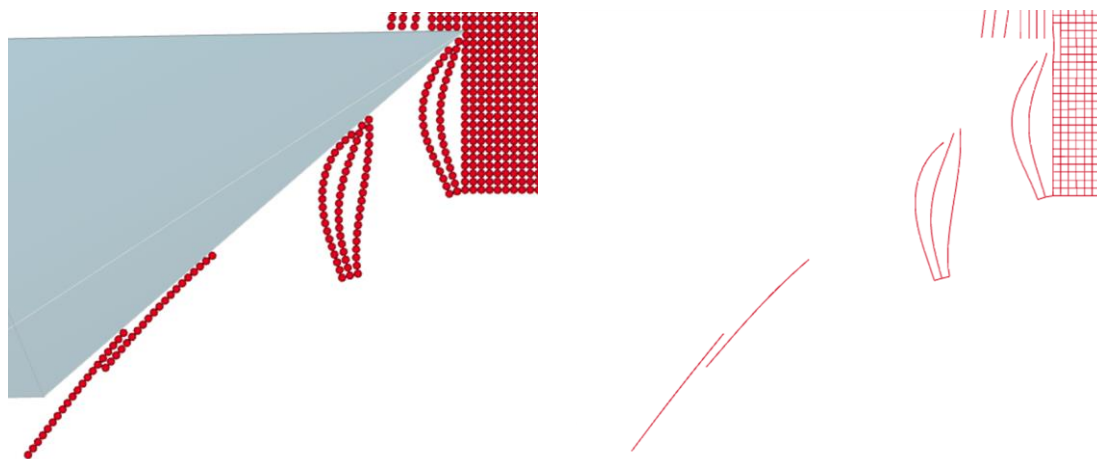


Figure 5.24 : Apparence des plaquettes (ED à gauche et poutres à droite) produites au cours de la simulation avec mode de rupture en cisaillement sans condition.

5.5.6 Récapitulatif des simulations

Les trois simulations précédentes possèdent toutes des points faibles et points forts résumés dans le Tableau 5.2. Trois critères y sont rappelés, l'effort moyen, l'épaisseur de plaquette, et le faciès du domaine. Les deux premiers sont comparés aux essais de coupe, le troisième est seulement basé sur des observations qualitatives.

Tableau 5.2 : Comparaison des résultats des trois simulations après 4 mm de coupe.

Résultat	Non convergé	Mode sous condition	Mode sans condition
Effort moyen	- 66 %	+ 53 %	- 55 %
Déformation en amont de l'outil	Très faible	Réaliste uniquement en pointe d'outil	Réaliste
Epaisseur moyenne de plaquette	- 64 %	Pas de plaquettes	- 64 %

La simulation non convergée est présentée pour alimenter la discussion à suivre section 5.6, cependant il n'est pas souhaitable d'exploiter des simulations non convergées vis-à-vis du pas de temps. La simulation utilisant un mode de rupture en cisaillement sans condition présente finalement de meilleurs résultats en termes de faciès et plaquettes générées. Les erreurs en termes d'efforts de coupe sont du même ordre de grandeur.

5.6 Discussions

5.6.1 Discussion concernant le modèle mécanique et numérique du matériau

Il est possible d'envisager plusieurs pistes pour expliquer le fait que la simulation non-convergée présente vis-à-vis des critères d'épaisseur moyenne de plaquette et de fissuration du domaine un résultat plus satisfaisant que les simulations convergées.

La première piste d'explication porte sur la calibration du matériau. Cette dernière manque de précision concernant les limites à rupture. Si la limite à rupture en traction longitudinale est trop élevée et l'outil ne parvient pas à pénétrer dans la matière, le bois est trop déformé et rompt d'abord dans sa partie fléchie au-dessus de l'outil. Si, par contre, la limite de rupture en traction tangentielle est trop faible, toutes les rangées longitudinales d'ED risquent d'être séparées les unes des autres par des fissures se propageant dans la direction longitudinale très facilement. Selon une logique très similaire, qui peut se cumuler avec la précédente, l'utilisation de critères entièrement indépendants en traction et cisaillement des liens peut être pénalisante. Ce choix simplifie la calibration en utilisant des résultats pouvant être directement issus d'essais de caractérisation simple. Mais un modèle de rupture plus élaboré, comme par exemple un critère de type Hill (comme c'est le cas pour les matériaux composites), prenant en compte à la fois la traction et le cisaillement, qui sont les deux présents en pointe d'outil, pourrait améliorer la prise en compte de l'action du couteau. Avec le niveau de discrétisation choisi, il n'est pas possible de reproduire fidèlement la concentration des contraintes en pointe d'outil. Pour remédier à ce manque, un critère de rupture également différent pourrait être utilisé uniquement pour des liens présents dans le voisinage immédiat de l'arête de coupe.

La seconde source d'erreur provient de la non prise en compte du taux de déformation dans les propriétés des liens au cours des simulations. Nous avons montré dans le chapitre 3, d'après des résultats de la littérature, que le taux de déformation avait un impact significatif sur le module d'Young apparent du bois, mais également sur son seuil de densification en compression transverse et ses limites à rupture. Ce dernier montrant une rigidité apparente bien plus élevée lorsqu'il est sollicité à haute vitesse, les contraintes devraient s'élever beaucoup plus rapidement en pointe d'outil et entraîner la rupture du matériau à ce niveau, même si les limites à ruptures sont aussi plus élevées. Par contre, plus loin de l'outil, les vitesses de déformations sont sensiblement plus faibles. Elles ne doivent plus alors avoir d'impact significatif sur le comportement du bois.

Finalement, la non prise en compte de la vitesse de déformation dans les propriétés des liens entraîne une réponse quasi-statique pour ce qui est du comportement. La fissuration excessive du domaine étant d'ailleurs parfaitement imaginable si le couteau venait solliciter très lentement l'échantillon. Ceci a été observé lors des essais de coupe à moindre vitesse où les arrachements de matière illustrés Figure 2.28a se produisaient de manière privilégiée.

Avec la simulation non convergée, et donc lorsque l'on utilise un pas de temps trop grand, la rupture des liens en pointe d'outil est sensiblement plus précoce ce qui évite l'apparition de fissures. Cela provient du fait que lorsqu'un ED entre en contact avec l'outil, des oscillations localisées apparaissent et conduisent à une augmentation très rapide des contraintes et donc à une rupture quasi instantanée des liens. Le domaine se déforme ainsi très peu, et les liens éloignés de l'outil ne rompent pas en traction puisque la séparation rapide des plaquettes permet de conserver des efforts entre les ED faibles.

5.6.2 Perspectives notoires

Dans l'état actuel du modèle DEM, les résultats des simulations sont donc mitigés. Les hypothèses, fortes, qui ont dû être prises pour débiter une modélisation avec une méthode encore très inexploitée ont certainement nuit à son comportement. Cependant, la vue des simulations non convergées nous aiguille sur les priorités d'amélioration. D'une part, une meilleure caractérisation du matériau, en particulier concernant sa rupture semble fondamentale. D'autre part, la prise en compte de l'influence des taux de déformation sur les efforts transmissibles par les liens est également une priorité. La prise en compte de l'humidité réelle du matériau coupée est secondaire, à condition de se focaliser uniquement sur la coupe du bois vert dans des conditions tempérées. Ce paramètre peut par contre devenir critique si un modèle similaire est utilisé pour simuler la coupe sous 0°C ou au contraire à forte température et très forte humidité comme le procédé de déroulage.

Remarque supplémentaire : Dans les cas où le domaine fragmente trop vite, les efforts de coupe sont légèrement sous-estimés. Dans les cas où le domaine ne fragmente pas, les efforts sont surestimés. Dans les deux cas, l'ordre de grandeur est correct et les sous-estimation/surestimations sont cohérentes par rapport aux phénomènes observés au cours des simulations. Il s'agit d'un point positif à conserver.

5.7 Conclusion sur les simulations DEM

Le calibrage des paramètres purement numériques du modèle DEM ajoute de la complexité à la modélisation numérique du procédé. Il rend de plus critique les temps de calcul. Toutes les simulations présentées au cours de ce chapitre ont été réalisées avec les mêmes paramètres microscopiques liés au matériau, et pourtant, la variété des résultats est très forte, même en considérant uniquement les simulations convergées.

Finalement, les simulations de coupe produites présentent des résultats intéressants mais incomplets. Néanmoins, les résultats obtenus sur les simulations non convergées nous suggèrent des axes d'améliorations pour arriver à cette fin.

La comparaison avec les essais de coupes, et surtout l'impact des paramètres de coupe tels que la section coupée ou l'angle du fil n'ont pas pu être investigués. Pour cela, les paramètres numériques et mécaniques du modèle de coupe devraient être figés, ce qui n'est pas encore le cas puisque les simulations convergées ne sont pas convenables en l'état.

Il est très positif que les efforts de coupe soient proches des observations expérimentales, car il s'agit d'un objectif qui n'avait encore pas été atteint dans la littérature. Ceci montre qu'en calibrant les propriétés mécaniques du matériau, il est possible d'obtenir des résultats quantitatifs par ces simulations.

Les axes d'améliorations prioritaires identifiés sont triples. D'une part, la détermination et l'emploi d'un critère de rupture combiné serait certainement bénéfique afin de privilégier la rupture du domaine en pointe d'outil plutôt que dans des portions du domaine travaillant uniquement en traction. D'autre part, la prise en compte de l'influence du taux de déformation, à la fois sur la rigidité du matériau et sa limite en rupture semble fondamentale. Enfin, l'amélioration du modèle de densification, et surtout son implantation au niveau des contacts ou des ED, représente une perspective notable afin d'obtenir un modèle plus représentatif de la réalité.

Dans un second temps, les propriétés mécaniques du matériau, notamment en cisaillement, méritent d'être améliorées, mais ceci doit au préalable faire l'objet d'essais de caractérisations supplémentaires. Ces essais devront faire apparaître deux modalités importantes : l'influence du taux d'humidité et de la vitesse de déformation.

Conclusions et perspectives

Conclusions générales

Ces travaux de thèses sont consacrés à l'analyse de la coupe du bois vert et de sa modélisation numérique.

La première partie de ce mémoire a contextualisé l'étude et mis en évidence la multiplicité des facteurs ayant un impact sur les grandeurs d'analyses visées, c'est à dire les efforts de coupe et l'épaisseur des plaquettes générées lors de l'opération d'équarrissage (ou surfacage) par canter en entrée de ligne de scierie. L'intérêt étant d'une part de minimiser les premiers, et d'autre part de maîtriser la seconde. Le nombre conséquent de paramètres influents sur ces grandeurs a justifié une approche numérique de la modélisation de ce procédé plutôt qu'analytique. De plus, la présence conséquente de phénomènes de fragmentations nous a guidé vers une méthode particulière : la Méthode des Eléments Discrets (DEM).

Dans un second temps, l'opération d'équarrissage a été simplifiée et étudiée dans une configuration de coupe orthogonale. Cette nouvelle configuration, a permis de découpler tous les paramètres d'étude afin d'établir indépendamment leur influence sur les deux grandeurs citées précédemment. De plus, elle a également permis l'instrumentation fine des essais, afin d'améliorer le niveau d'analyse de ceux-ci grâce à une mesure des efforts par platine dynamométrique et des divers grandeurs géométriques par imagerie rapide. Si la vitesse de coupe et les angles d'outils n'ont pas démontré des effets notoires sur ces paramètres pour conclure quant à leur impact, la section coupée et la direction avec l'angle du fil ont montré une influence notable et identifiable sur les efforts de coupe et la géométrie des plaquettes. L'étude de l'influence de l'angle de fil, réalisée sur une plage étendue a permis d'aller plus loin que l'opposition classique coupe « dans le fil » / « à contre-fil », montrant que même dans le fil, il est possible de distinguer deux zones marquées présentant des mécanismes de fragmentations du copeau et une évolution des efforts différent. Elle a par ailleurs fait l'objet d'une publication (Curti et al., 2018a).

Afin de simuler ces essais par la DEM, un modèle mécanique du bois, dans un état et des sollicitations similaires à celles observées lors des essais de coupe, a été déterminé au cours du chapitre 3 (sous hypothèse de déformations planes). Ceci impliquait donc d'être capable de prendre en compte l'influence de l'humidité du bois sur ses propriétés mécaniques ainsi que celle de la vitesse de déformation subie, ce qui a été fait sous hypothèse d'homogénéité spatiale et temporelle de ces grandeurs au sein des échantillons.

Les possibilités offertes par l'approche DEM étant multiples, nous avons recherché l'approche correspondant le mieux à la modélisation de matériaux continus fortement anisotrope, ces matériaux étant peu présents dans la littérature DEM, l'utilisation de cette méthode pour discrétiser des milieux continus étant relativement récente. Dans le cas de milieux fortement anisotropes tels que le bois, seule la solution impliquant un agencement aligné des éléments discrets a permis d'atteindre le degré d'anisotropie escompté, non sans

réaliser un compromis sur les propriétés hors-axes du modèle. Ces résultats ont eux aussi fait l'objet d'une publication (Curti et al., 2018b).

Un premier modèle numérique DEM a été calibré afin que le domaine modélisé possède un comportement représentatif de celui déterminé. Les paramètres ont pu être calibrés analytiquement.

Des simulations de coupes orthogonales ont ainsi pu être conçues, faisant intervenir elles-mêmes de nombreux paramètres supplémentaires, en particulier : le coefficient de sécurité des simulations, les raideurs de contact entre l'outil et le bois ainsi qu'entre les éléments de bois, et le taux d'amortissement numérique des poutres et des contacts. Des difficultés aux sources variées sont apparues lors de ces simulations, certaines attendues, d'autres moins, du fait de la prise en compte de la densification du matériau. Les résultats de ces simulations sont toutefois encourageants. Ils nécessitent néanmoins un approfondissement de l'influence de tous les paramètres des simulations afin d'être totalement exploitables et comparables à l'expérience.

Perspectives

Modèle mécanique

La rareté des données disponibles dans les conditions souhaitées nous a conduit à faire des hypothèses aux conséquences non négligeables sur la fidélité du modèle mécanique aux observations expérimentales. Le modèle développé au cours de la thèse mérite donc d'être enrichi pour rendre mieux compte des propriétés du matériau bois. En effet, le modèle mécanique, considérant une vitesse de déformation constante dans le temps et uniforme dans l'espace, de même pour l'humidité, est simpliste. Il serait très intéressant de se passer de ces hypothèses afin d'élaborer dans un second temps un modèle plus complet prenant en compte finement ces deux aspects.

Cela implique en parallèle de surpasser les verrous « techniques » liés aux méthodes de caractérisations expérimentales de ce comportement, notamment en traction et en cisaillement à forte vitesse de déformation. Des études existent déjà pour essayer d'adapter des barres d'Hopkinson à ces essais particuliers, mais aucune étude approfondie n'a été réalisée sur du bois vert.

De même, l'implémentation d'un modèle mécanique complexifié requerrait des améliorations dans l'outil numérique utilisé, peu de codes de calcul DEM disponibles étant déjà capables de représenter un tel comportement. Une stratégie envisageable serait de prendre en compte l'impact de l'humidité sur les propriétés mécaniques lors d'une étape de prétraitement par le modèle, tandis que celui du taux de déformation serait pris directement en compte au sein des lois de comportement des liens (qu'ils s'agissent de poutres ou autres). Une troisième étape de complexité dans l'élaboration d'un modèle complet consisterait à utiliser un couplage hygro-mécanique, soit en couplant la DEM à un second code de calcul de type Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH) par exemple, ou bien directement réaliser un modèle DEM mixte et plus uniquement mécanique.

Approche DEM

Il a été montré au cours du chapitre 4 que les modèles dits « compacts » présentaient un comportement hors axe bien plus fidèle à celui du matériau bois que des modèles dits « alignés », sans malheureusement pouvoir atteindre un degré d'anisotropie suffisant. Les domaines compacts possèdent un second avantage peu évoqué précédemment : ils permettent également de générer un effet Poisson que les modèles alignés tels que présentés ici ne sont pas capables de présenter. Leur utilisation semblerait pertinente mais il faut au préalable pouvoir améliorer leurs degrés d'anisotropie accessibles. Des pistes existent, par exemple, il pourrait être pertinent de ne plus utiliser des lois de répartition de rigidités monotones comme les quatre que nous avons testé, mais plutôt « en cloche », ou bien d'employer des poutres de Timoshenko, plutôt que des poutres d'Euler-Bernoulli pour différencier plus facilement les raideurs en flexion de celles en cisaillement et pour ainsi essayer de casser d'autant plus l'isotropie des domaines compacts.

Les modèles mécaniques et numériques ont été développés sur des essais de coupes orthogonales dans le but d'en déduire des mécanismes ayant lieu au cours du procédé d'équarrissage, mais les résultats pourront être transposés à d'autres types d'essais. Nous pensons en particulier au procédé de déroulage du bois, qui, comme l'équarrissage, est propice à l'apparition de multiples fissures, se refermant aussitôt, et où l'emploi d'une modélisation numérique DEM se justifie tout autant. La différence notable avec les présents travaux réside dans la faible anisotropie du bois car il est coupé dans le plan RT et la faible épaisseur coupée (quelques millimètres au maximum). Cette configuration permet donc de tester l'emploi des domaines compacts.

Coupe

Dues aux difficultés importantes rencontrées lors de la simulation des essais de coupe, peu de comparaisons ont pu être établies entre les résultats des simulations et les diverses tendances identifiées au cours des campagnes expérimentales. La plupart des méthodes ont cependant déjà été développées afin de réaliser ces comparaisons et il s'agit de l'étape suivante à franchir pour donner suite à ces travaux.

Si les essais de coupes orthogonales peuvent être améliorés en étudiant des paramètres procédés et outils différents, ou dans des gammes toujours plus larges, il paraît maintenant important d'étudier la coupe dans des conditions de vitesses réelles. Instrumenter des canters en entreprise pour obtenir des mesures d'efforts et mettre en place une prise d'images rapide semble très difficile à réaliser. L'emploi d'un banc de coupe orthogonale dédié à des essais à grande vitesse reste la solution la plus réaliste et la plus intéressante à explorer. Pour cela, nous participons à l'élaboration d'un cahier des charges au sein du LaBoMaP afin de concevoir un banc d'essai ayant pour objectif de résoudre cette problématique (transverse au laboratoire).

Remerciements

Après ces 3 années et des poussières passées au LaBoMaP, les rencontres ont été nombreuses et je me dois de remercier toutes les personnes qui ont participé de près ou de loin aux travaux présentés et/ou au bon déroulé de ces quelques années.

Je dois tout d'abord remercier Robert COLLET, Louis DENAUD, Philippe LORONG et Guillaume POT (mais seulement au départ !) pour m'avoir donné la chance de travailler au sein de ce formidable groupe qu'est l'équipe MUB.

Plus dans le détail, merci à Robert pour son apport inestimable de la connaissance de la filière, son expérience, et son renfort dans mes quelques moments d'errements ! Merci à Lou² pour l'enthousiasme et la motivation qu'il inspire au quotidien pour toujours avancer plus loin. Merci à Philippe pour ses innombrables conseils, qui, même à distance sous la grisaille parisienne, aura été très présent pour me guider à la moindre difficulté rencontrée. Merci à Guillaume pour son apport, toujours pertinent, scientifiquement, pédagogiquement, et bien plus.

Je remercie également énormément l'intégralité de l'équipe, dans l'ordre (enfin, à peu près) :

Stéphane, je pense que c'est un exploit d'avoir supporté si longtemps mes « quelques » questions « de cinq minutes ».

Bertrand, coach personnel et pongiste à ses heures perdues.

JC, Fa² et Roger pour les innombrables coups de mains dans les ateliers et les conseils avisés.

Les doctorants, passés et présents, à savoir, en donnant l'honneur aux aînés, Renaud, Younes, Rémy et Benoit, ainsi que les post-doc/ingénieurs : Vincent, Michaël, Joffrey et Benjamin.

Bien évidemment, le LaBoMaP n'est pas composé d'une unique équipe, j'ai donc également une pensée pour tous les autres doctorants, Tristan, pour qui les jours au LaBoMaP sont comptés, Johan, Thomas, Christophe, Théo, Lamice, Pierre et Khalil, qui auront été plus rapides que nous, et la relève, Bastien, Cécile, Edouard, Iheb, Rabiaé, Wenyu et Yutao (ainsi que Laurent !).

Je remercie également l'intégralité du personnel de l'ENSAM de Cluny pour avoir toujours été bienveillant à mon égard. Merci aux enseignants des équipes UGV et Matériau pour leurs conseils.

Plus directement, merci notamment à Eric (et Gilles) pour l'usinage au top des pièces dont j'avais besoin pour mener mes essais à bien. Merci à Yann pour m'avoir aidé dans leur conception. Merci à Romaric et Lucas pour les découpes et traitements de ces dernières. Merci également beaucoup à Serge pour l'aide à la fabrication de la réhausse et aux sonnages. Merci enfin à Damien et Guillaume pour les usinages et prêts d'outillage express.

Je dois remercier aussi Laurent, Patrick et Gilles pour m'avoir permis de réaliser mes premiers TP à peine 1 mois après mon arrivée.

Si le tour est déjà bien entamé, merci également aux personnes extérieures au laboratoire qui m'ont elles-aussi apporté de précieux conseils lors de nos entrevues au sujet de ce matériau bizarre qu'est le bois, et son usinage, notamment Roger HERNANDEZ, Remy MARCHAL et Bernard THIBAUT.

Merci à Damien ANDRE et Jean-Luc CHARLES et pour les formations et conseils prodigués sur l'usage de GranOO et de la DEM.

Merci à BBF et MFLS La Forezienne (notamment Pierre Jean DUREL), qui m'ont généreusement approvisionné le bois et les outils nécessaires à la réalisation des campagnes expérimentales.

Merci finalement à Evelyne TOUSSAINT, d'avoir accepté d'examiner mes travaux et présider mon jury de soutenance. Merci à Florent EYMA et Franck GIROT d'avoir accepté de rapporter ces mêmes travaux et dont les retours ont été très prolifiques. Merci enfin à Ivan IORDANOFF d'avoir également participé en tant que membre invité à ma soutenance de thèse et d'avoir permis d'enrichir encore plus les échanges.

Pour terminer, merci à tous les membres de ma famille pour leur soutien indéfectible durant les 27 années m'ayant conduit à ce moment précis.

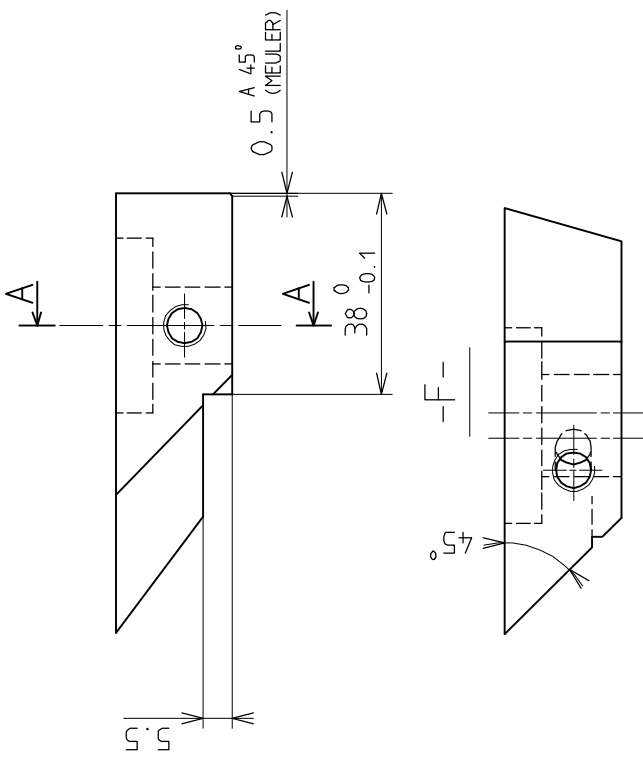
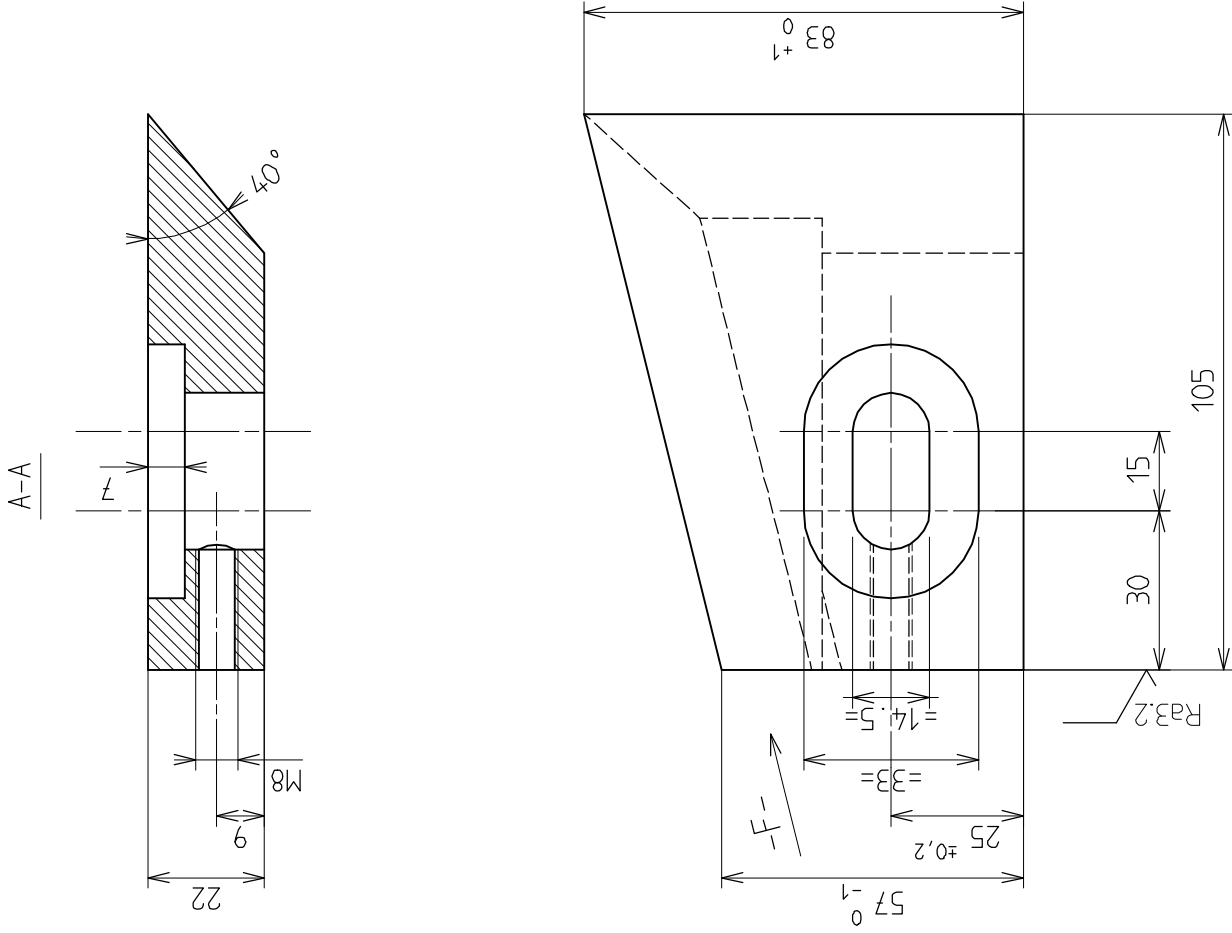
Annexe : Mises en plans de l'outil et des pièces conçues

Dans cette annexe sont présentés les plans de l'outil utilisé et de l'étau réalisé pour les essais de coupe orthogonale.

L'outil illustré possède un angle de bec de 40° , mais trois autres outils ont été réaffûtés pour obtenir des angles de becs de 38° , 35° et 32° . L'affutage s'est fait sur la face de coupe. Le rayon de l'arête varie entre 3,23 mm (pour l'outil à l'angle de bec de 32°) et 4,32° (pour l'outil à l'angle de bec de 40°). Ces rayons ont été mesurés sur microscope confocal. Les rayons indiqués ont été obtenus en moyennant les mesures réalisées sur 50 profils d'arête dans une zone de 1,5 mm de large.

L'étau devait répondre à deux contraintes : assurer le positionnement de l'échantillon de bois et être capable de retransmettre la puissance nécessaire à la coupe avec une rigidité suffisante. Il est composé de trois pièces principales représentées ci-après : une embase assurant la fixation contre l'équerre montée sur la tête de broche de la machine-outil, le corps de l'étau contre lequel l'échantillon est serré et une plaque contre-étau assurant le serrage. Le montage est réalisé à l'aide de visserie au diamètre associé. Notons que la fixation entre embase et pince doit être réalisée à l'aide de vis à têtes courtes.

La plaque intermédiaire et la rehausse ont été usinées, respectivement sur perceuse à colonne et MOCN, à partir de pièces déjà existantes.



Ra0.8  PARTOUT SAUF TROUS

MATIERE : Z50CDV8 TRAITE 57 à 58HRC

29-08-03	DESSOLA IN	MODIF LUMIERE 20 -> 15	-3
24/05/02	SH	+ USINAGE 38x5.5 (AMELIORATION 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 - PERCEGE 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: 1	NOM : SUCHET DATE : 31/01/00	MATIERE : Z50CDV8 DEBIT :	860604-3

A B C D E F G H

4

4

3

3

2

2

1

1

H

G

F

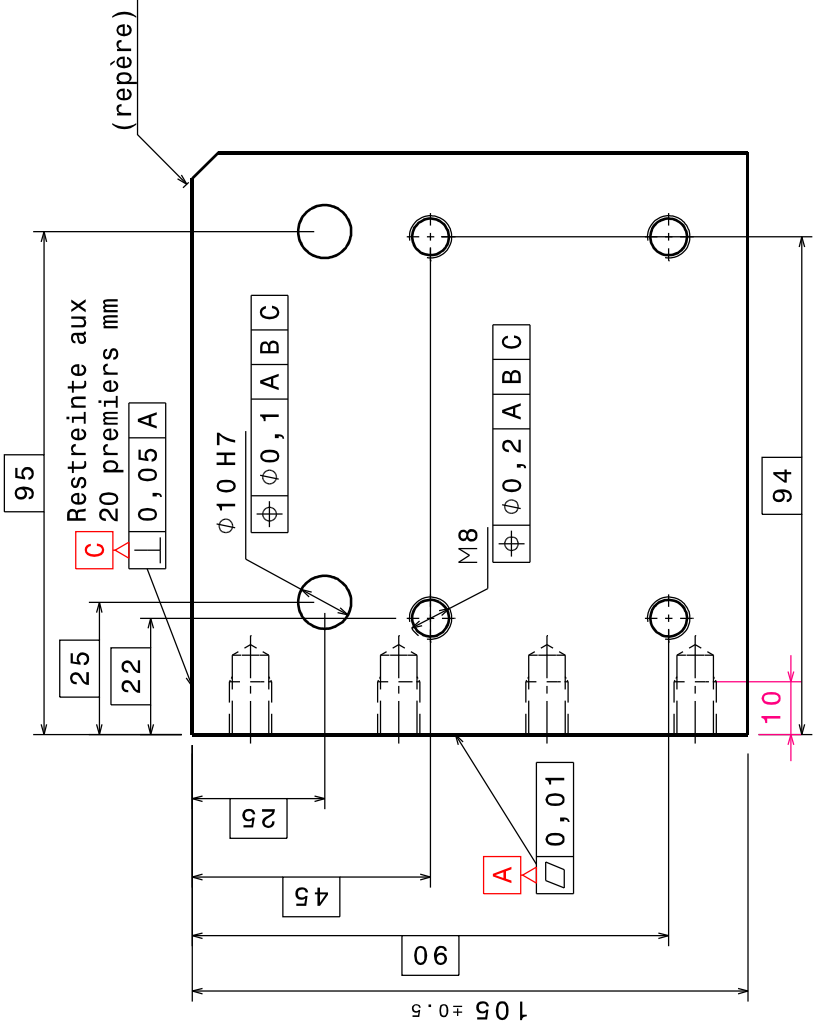
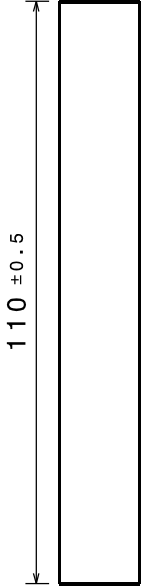
E

D

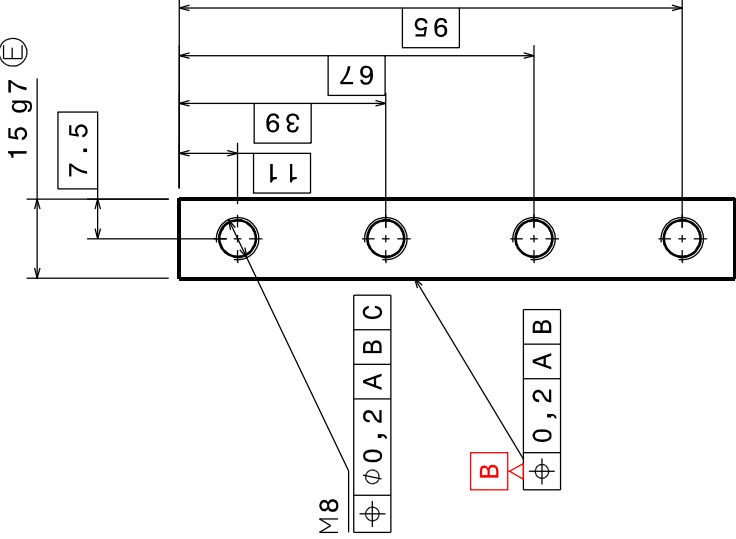
C

B

A



Restreinte aux 20 premiers mm



This drawing is our property.
It can't be reproduced
or communicated without
our written agreement.

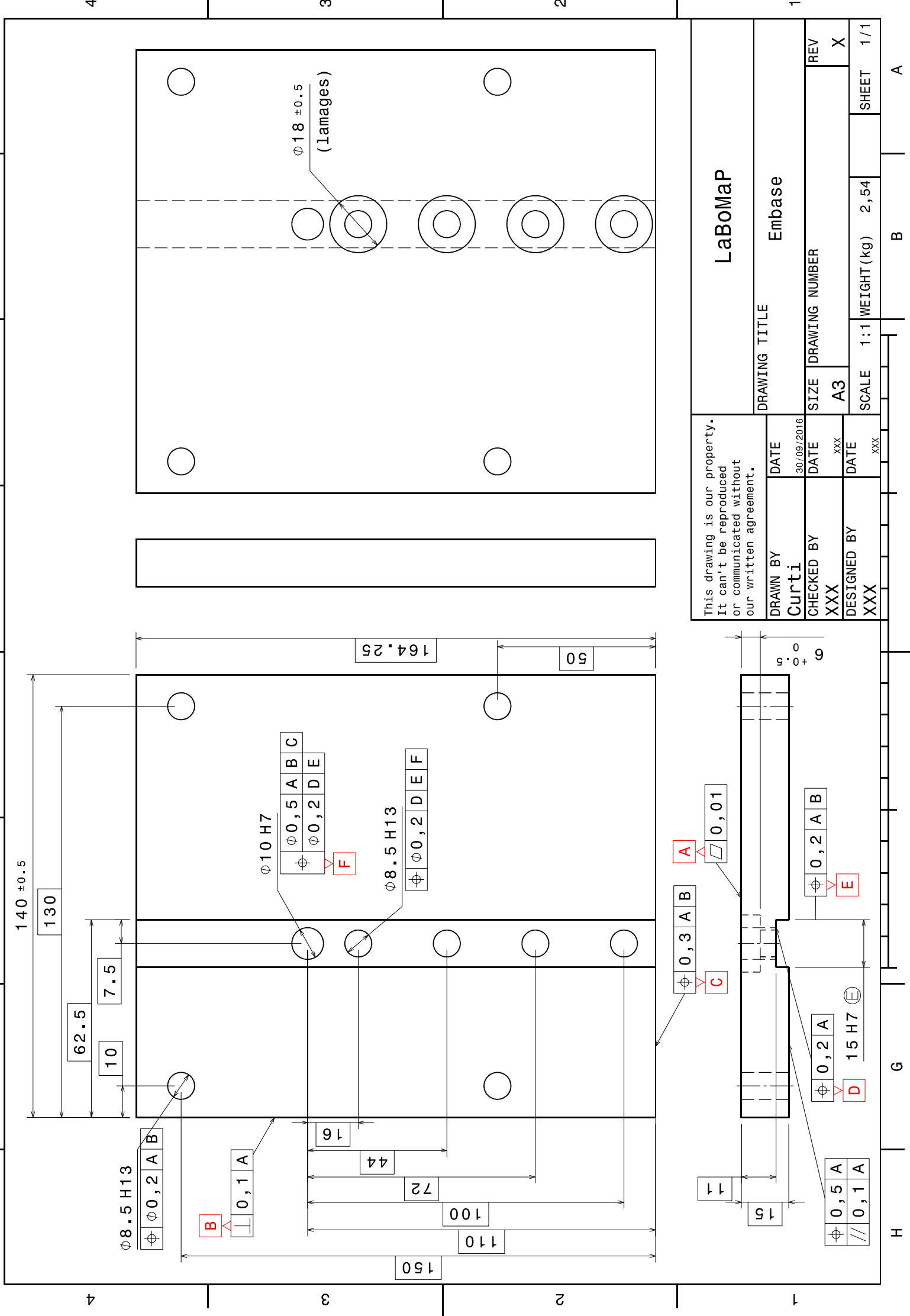
LaBoMap

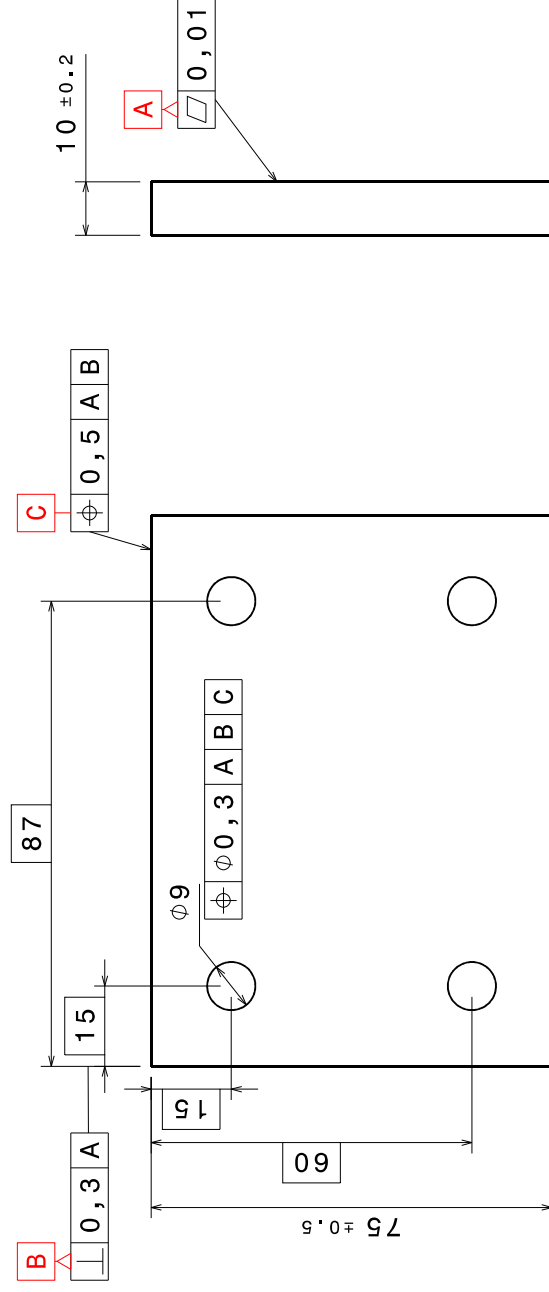
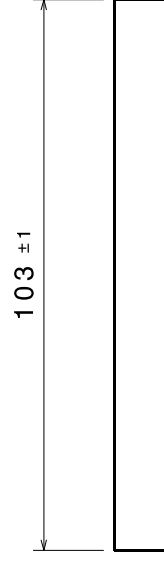
DRAWING TITLE

DRAWN BY	DATE
Curti	30/09/2016
CHECKED BY	DATE
XXX	xxx
DESIGNED BY	DATE
XXX	xxx

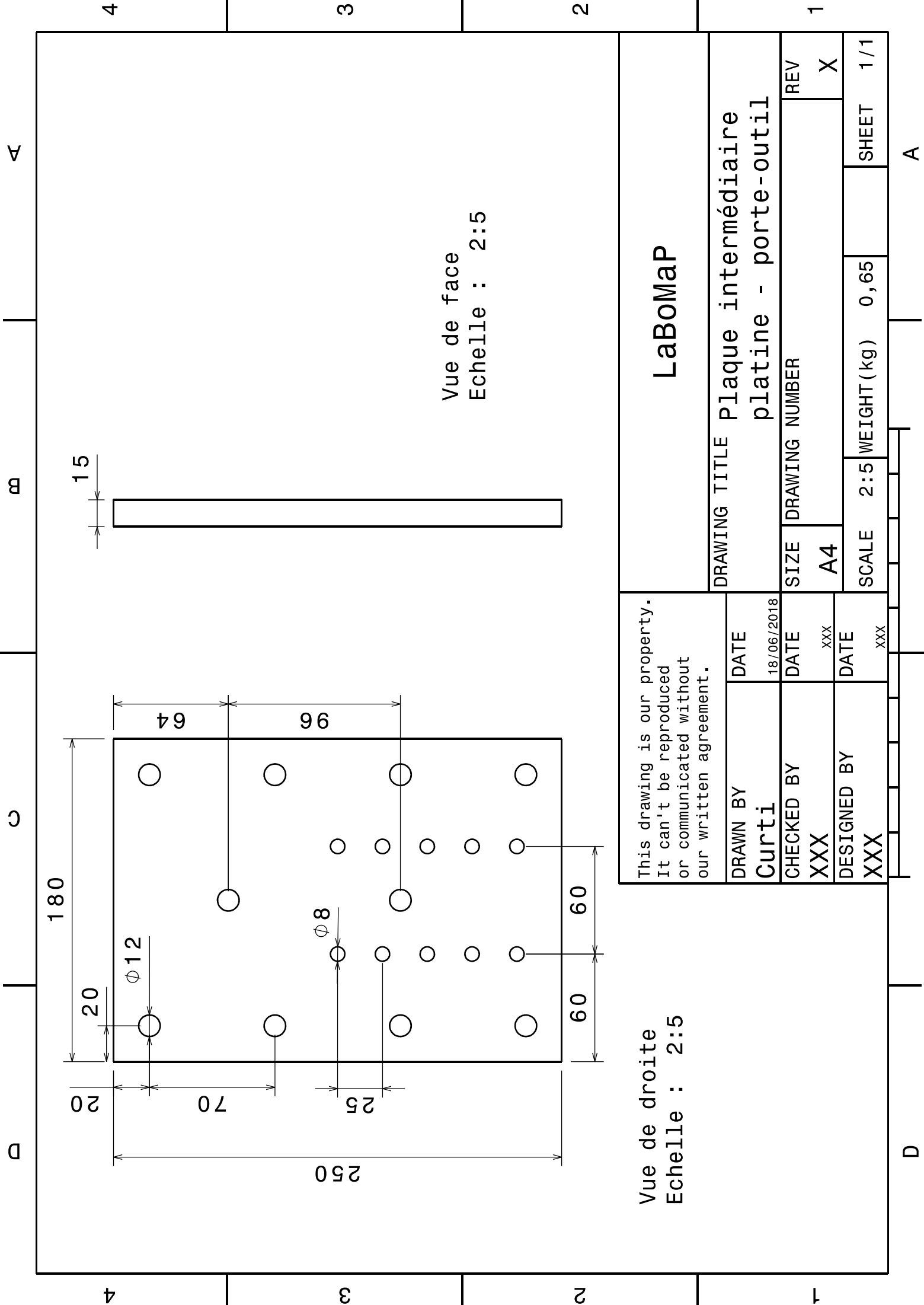
SIZE	DRAWING NUMBER	REV
A3	Pince étou	X

SCALE	1:1	WEIGHT(kg)	1,31	SHEET	1/1
-------	-----	------------	------	-------	-----





This drawing is our property. It can't be reproduced or communicated without our written agreement.					
DRAWN BY			DATE		
Curti			30/09/2016		
CHECKED BY			DATE		
XXX			xxx		
DESIGNED BY			DATE		
XXX			xxx		
DRAWING TITLE					
Plaque contre-étau					
		SIZE		DRAWING NUMBER	
		A3			
		SCALE		1 : 1	
		WEIGHT (kg)		0,59	
		SHEET		1 / 1	
		REV		X	
			A		



A

m

C

D

4

3

3

3

3

3

2

2

2

2

2

1

1

1

1

1

Vue de face
Echelle : 2:5

Vue de droite
Echelle : 2:5

This drawing is our property.
It can't be reproduced
or communicated without
our written agreement.

LaBoMaP

DRAWING TITLE
Plaque intermédiaire
platine - porte-outil

SIZE	DRAWING NUMBER	REV
A4		X
SCALE	2:5	WEIGHT (kg) 0,65
		SHEET 1/1

A

D

4

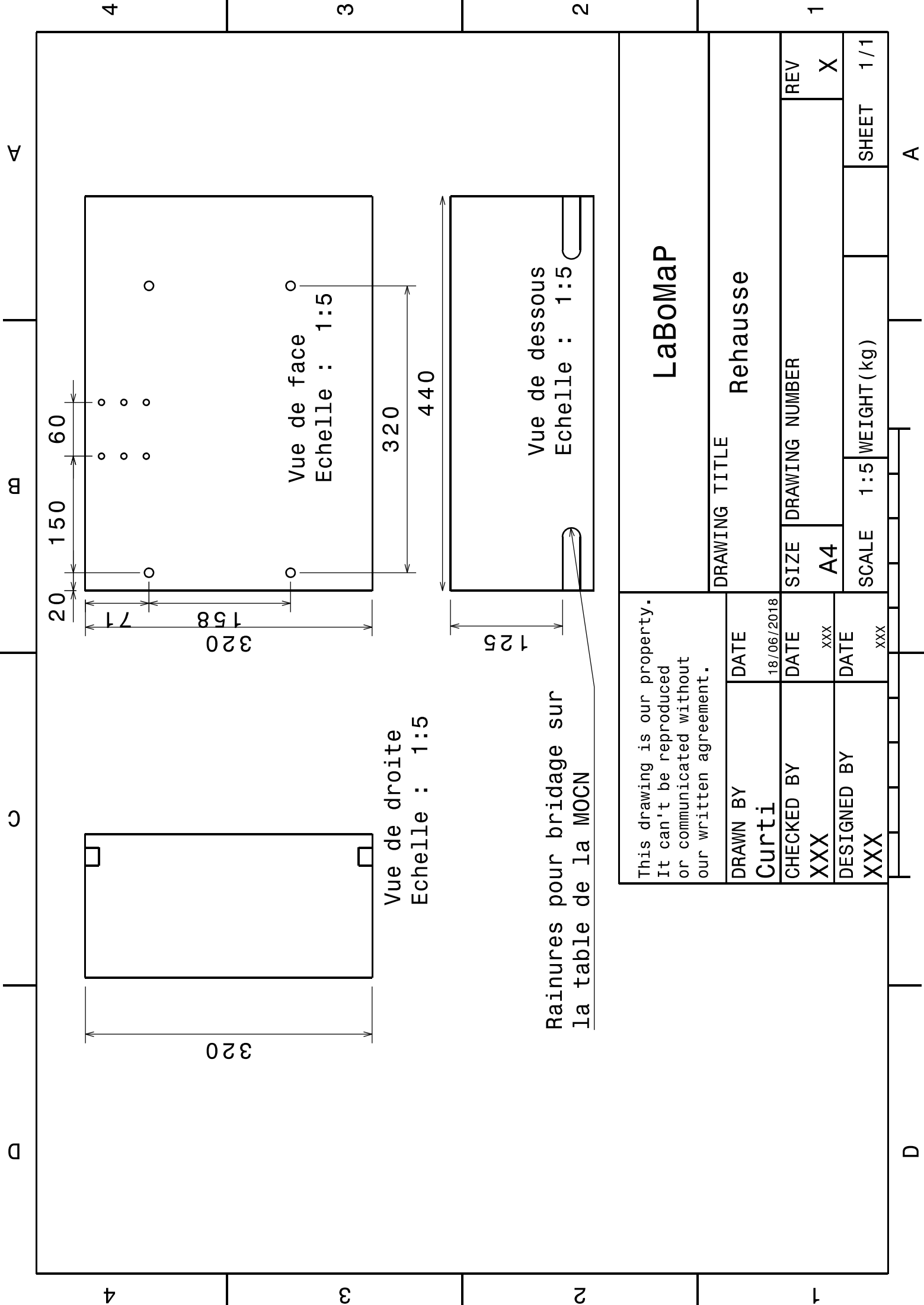


Table des figures

Figure 1.1 : Composition du bois d'après la représentation schématique de Mark Harrington.	2
Figure 1.2 : Organisation cellulaire d'un bois résineux (Guitard, 1987).	3
Figure 1.3 : Composition des cellules de bois, traduit de (Holmberg, 1998).	3
Figure 1.4 : Composition chimique d'une cellule de bois selon la localisation dans la cellule (Navi & Heger, 2005).	Erreur ! Signet non défini.
Figure 1.5 : (a) Echantillon de genévrier orthotrope cylindrique. (b) Echantillon de hêtre orthotrope simple.	4
Figure 1.6 : Représentation schématique de l'état de l'eau dans une cellule de bois vert et une cellule de bois séchée à l'air libre (Skaar, 1988).	5
Figure 1.7 : Usages du bois dans la première transformation. La trituration est omise.	6
Figure 1.8 : Action d'un canter d'après LBL-Brenta-CD et (Pfeiffer, 2015).	7
Figure 1.9 : Canter à couteaux longs. A gauche : muni d'une scie circulaire de finition ; à droite : muni de couteaux de finitions (BONGIOANNI s.r.l).	7
Figure 1.10 : Canter à couteaux courts. A gauche : disposés en hélice (LBL-BRENTA-CD) ; à droite : disposés en spirale (Söderhamn Eriksson AB).	8
Figure 1.11 : Action d'un couteau de canter sur le billon et fragmentation du copeau en plaquettes (Hernandez & Quirion, 1995).	8
Figure 1.12 : Débit d'un équarri par deux trains de scie circulaires (LINCK Holzverarbeitungstechnik GmbH).	9
Figure 1.13 : Les différents mode de coupe (Kivimaa, 1950).	10
Figure 1.14 : Les différents modes de coupe (McKenzie, 1961).	10
Figure 1.15 : modèle cinématique de coupe par canter (Pfeiffer et al., 2014).	11
Figure 1.16 : Fragmentation du copeau en plaquettes d'après (Pfeiffer, 2015)	13
Figure 1.17 : Paramètres de coupe liés à l'outil et au copeau d'après (Sales, 1990).	15
Figure 1.18 : Dimensions d'une plaquette.	17
Figure 1.19 : Tamisage et classes d'après la norme (SCAN-CM 40 01, 2001).	17
Figure 1.20: Simulation de la coupe par la DEM (Pfeiffer et al., 2015).	24
Figure 2.1 : Simplification de l'opération d'équarrissage (mouvement courbe) en opération de coupe orthogonale (mouvement linéaire).	27
Figure 2.2 : Géométries des plaquettes produites en coupe 90°-90° et 90°-GD.	28
Figure 2.3 : paramètres de coupe retenus.	29
Figure 2.4 : Schéma des éprouvettes de rabotage.	32
Figure 2.5 : Réalisation des éprouvettes.	33
Figure 2.6 : Partie mobile du montage de rabotage.	35
Figure 2.7 : Partie fixe du montage de rabotage.	36
Figure 2.8 : Vue d'ensemble du montage et du mouvement de l'échantillon.	36
Figure 2.9 : Chaîne d'acquisitions des données des essais de coupe inspirée de (Baizeau et al., 2015).	39
Figure 2.10 : Zone d'étude des essais de coupe et relevé de l'effort correspondant.	40

Figure 2.11 : Relevé des efforts de coupe mesurés par la platine dynamométrique lors de l'usinage d'un échantillon.	41
Figure 2.12 : Laps de temps entre la production de deux plaquettes successives.	42
Figure 2.13 : Procédure de calcul de l'angle du fil moyen dans les échantillons. (a) Etat initial des images (12 bits convertis en 8 bits pour le traitement). (b) Image multi-seuillée. (c) Image binarisée. (d) Clusters de points et directions associées calculées si considérés comme valides.	45
Figure 2.14 : (a) Angle du fil mesuré numériquement en fonction de l'angle de fil théorique. (b) Écarts et erreurs relative entre angle du fil mesuré et théorique. Un point singulier (erreur relative de 60% pour un angle du fil théorique de 17°) n'est pas représenté pour la lisibilité.	46
Figure 2.15 : Histogrammes enregistrés pour les trois nuances de densité de mouchetis testées.	48
Figure 2.16 : Image non déformée et déformées par l'action de coupe d'éprouvette de hêtre vert coupée dans le plan LR (lissage par zone de convolution de 9 zones d'intérêts).	49
Figure 2.17 : Images non déformée et déformées par l'action de coupe d'éprouvette de douglas vert coupée dans le plan LR (lissage par zone de convolution de 9 zones d'intérêt).	50
Figure 2.18 : Histogramme de l'humidité des échantillons utilisés lors des essais de coupe. .	51
Figure 2.19 : Histogramme de l'infradensité des échantillons utilisés lors des essais.	53
Figure 2.20 : Influence de la section coupée sur les efforts parallèles à la direction de coupe (a) et sur les efforts normaux (b).	54
Figure 2.21 : Influence de l'épaisseur coupée (a) et de la largeur coupée (b) sur les efforts parallèles normalisés par la seconde dimension.	55
Figure 2.22 : Influence de la vitesse de coupe sur les efforts parallèles à la direction de coupe (a) et sur les efforts normaux (b).	56
Figure 2.23 : Influence de l'angle de bec sur les efforts parallèles à la direction de coupe (a) et sur les efforts normaux (b).	57
Figure 2.24 : Influence de l'angle de fil sur les efforts parallèles à la direction de coupe et sur les efforts normaux.	58
Figure 2.25 : Influence de l'épaisseur coupée et de la largeur coupée sur l'épaisseur des plaquettes générées.	60
Figure 2.26 : Copeau continu (b = 10 mm, h = 0,4 mm) et fragmentés en plaquette (b = 10 mm, h = 2,15 mm).	61
Figure 2.27 : Influence de la vitesse de coupe sur l'épaisseur des plaquettes générées.	61
Figure 2.28 : Exemples d'arrachement de matière (à $V_c = 0,2$ m/s) et de bonne fragmentation du copeau en plaquettes (à $V_c = 0,63$ m/s).	62
Figure 2.29 : Influence de l'angle de bec sur l'épaisseur des plaquettes générées.	62
Figure 2.30 : Influence de l'angle du fil sur l'épaisseur des plaquettes générées.	63
Figure 2.31 : fines succédant à un arrachement (essai à $GD = 100,94^\circ$).	64
Figure 2.32 : Influence de l'angle du fil sur l'épaisseur des plaquettes générées sur la plage d'angle de fil restreinte $[20^\circ; 90^\circ]$	64

Figure 2.33 : Influence des 5 paramètres de coupe principaux sur la dispersion d'épaisseur des plaquettes.	66
Figure 2.34 : (a) Fonction de transfert type d'un dynamomètre. (b) Fonction de transfert mesurée du système dynamomètre + outil bridé sur la table de la MOCN.	68
Figure 2.35 : Principe schématisé de la compensation dynamique.	70
Figure 2.36 : Fonction de transfert et cohérence identifiées du système {platine + outil}.	71
Figure 2.37 : Efforts mesurés et corrigés en fonction du temps, pour une fréquence de fragmentation d'environ 1467 Hz.	72
Figure 2.38 : Efforts mesurés et corrigés en fonction du temps, pour une fréquence de fragmentation d'environ 3200 Hz.	72
Figure 3.1 : (a) Zones de ruptures potentielles. (b) Postulat de la théorie de la « double » poutre en zone 1 indiquant que la rupture se fait par tension de la fibre (McKenzie, 1962).	77
Figure 3.2 : Résultats de mesures de champs pour un essai de coupe orthogonale par (Pfeiffer, 2015), à titre indicatif : $V_c \approx 6$ m/s, $H\% = 60\%$, $h = 15$ mm et $b = 10$ mm.	78
Figure 3.3 : Fissures débouchante et non-débouchantes dans le cadre d'essais de rabotage en coupe $90^\circ - 37^\circ$	79
Figure 3.4 : Courbes contraintes-déformation obtenues par (Pfeiffer, 2015) et (Da Silva & Kyriakides, 2007) lors d'essais de compression longitudinales en quasi-statique.	81
Figure 3.5 : Illustration du phénomène de coudage observé lors de la compression longitudinale de bois vert (a) par (Pfeiffer, 2015) et (b) par (Da Silva & Kyriakides, 2007).	82
Figure 3.6 : Allure typique de la relation contrainte-déformation obtenue lors des essais de traction quasi-statique longitudinale sur hêtre vert menés par (Pfeiffer, 2015).	83
Figure 3.7 : Modèle de comportement simplifié du bois en traction-compression longitudinale.	83
Figure 3.8 : Courbes de contrainte-déformation obtenues (a) par (Pfeiffer, 2015) et (b) par (Adalian & Morlier, 2002) lors d'essais de compression transverse.	84
Figure 3.9 : Modèles de Nairn (a) et d'Adalian (b).	84
Figure 3.10 : Allure proposée du comportement en compression tangentielle du bois.	85
Figure 3.11 : Allure typique de la relation contrainte-déformation obtenue lors des essais de traction quasi-statique transverse sur du hêtre vert menés par (Pfeiffer, 2015).	86
Figure 3.12 : Modèle de comportement simplifié du bois en traction-compression tangentielle.	87
Figure 3.13 : Relation contrainte-déformation de cisaillement sur du <i>Cryptomeria Japonica</i> par (Ukyo et al., 2008).	87
Figure 3.14 : Comportement cible en cisaillement.	88
Figure 3.15 : Influence de la direction de sollicitation, de l'humidité des échantillons et du taux de déformation (Low, Medium ou High) sur la contrainte mesurée lors de la compression de l'épicéa (Widehammar, 2004).	89
Figure 3.16 : Influence de l'humidité et du taux de déformation sur le module d'Young apparent d'éprouvette de hêtre verts en (a) compression longitudinale et (b) compression radiale.	90

Figure 3.17 : Comparaisons entre comportement mesuré et modélisé en quasi-statique (a) et en dynamique (b) pour le bois de hêtre vert.	96
Figure 4.1 : Un échantillon de ciment réel et sa représentation (en situation de test) numérique par la DEM (Brown, 2013).....	100
Figure 4.2 : Représentation de trois types de liens cohésifs liant deux ED (André, 2012)....	101
Figure 4.3 : Interpénétration entre deux éléments discrets.....	102
Figure 4.4 : (a) Domaine ordonné et (b) domaine compact.	106
Figure 4.5 : Différents domaines ordonnés dont les directions principales sont inclinées d'un angle ξ égal à 10° (a), 30° (b) ou 50° (c) par rapport à la direction de sollicitation.	107
Figure 4.6 : Orientation d'un lien dans un repère d'orthotropie LRT.....	109
Figure 4.7 : Allure du module d'Young E_{12} en fonction de la loi de calcul et de l'angle θ du lien.	110
Figure 4.8 : Comparaison des degrés d'anisotropie du domaine obtenus en fonction du type de domaines et des lois de calculs des rigidités des liens choisies.....	112
Figure 4.9 : Evolution des degrés d'anisotropie du domaine mesurés pour les 4 lois de calcul de la rigidité des liens des domaines compacts.	114
Figure 4.10 : Module d'Young des domaines mesurés comparées à l'allure usuelle de l'équation d'Hankinson en fonction de la direction de sollicitation (définie par ξ).	115
Figure 4.11 : Evolution de l'écart relatif entre les rigidités mesurées et calculées grâce à l'équation d'Hankinson pour chaque loi de calculs de rigidité des liens.	116
Figure 4.12 : Élément discret sphérique et son volume représenté (domaines alignés).....	118
Figure 4.13 : Fraction de matière continue et poutre représentative devant porter son comportement en traction-compression.....	120
Figure 4.14 : schématisation plane d'une fraction de matière continue et poutre représentative devant porter son comportement en cisaillement.	121
Figure 5.1 : Discrétisation du domaine de bois ($Re = 0,75\text{ mm}, ne = 1400$).	131
Figure 5.2 : Outil de coupe (couteau de Canter) utilisé lors des simulations de coupes.....	132
Figure 5.3 : Configuration de coupe numérique ($Re = 0,25\text{ mm}, ne = 12\ 600$).....	133
Figure 5.4 : Influence du coefficient de sécurité sur l'apparence des résultats de simulations de coupe après 3,25 mm de coupe.....	135
Figure 5.5 : Influence du coefficient de sécurité sur les efforts de coupe mesurés sur l'outil dans la direction de coupe.	136
Figure 5.6 : Influence de la raideur de contact entre l'outil et les ED de bois sur l'apparence des simulations numériques après 3,25 mm de coupe.....	138
Figure 5.7 : Influence de la raideur de contact outil-bois sur les efforts mesurés sur l'outil dans la direction de coupe.....	138
Figure 5.8 : Apparence des simulations numériques en fonction de la présence de contacts faibles ou non entre les éléments de bois après 4 mm de coupe.	141
Figure 5.9 : Influence de la présence de contact entre éléments de bois sur les efforts de coupe mesurés sur l'outil dans la direction de coupe.....	141
Figure 5.10 : Allure des efforts relevés lors de l'initiation d'un chargement en compression d'un domaine discret ordonné en fonction du taux d'amortissement (de $\zeta = 0,01$ à $\zeta = 0,30$).	143

Figure 5.11 : Apparence du domaine selon le taux d’amortissement des poutres après 4 mm de coupe.....	144
Figure 5.12 : Influence du taux d’amortissement sur les efforts de coupe mesurés sur l’outil dans la direction de coupe.	144
Figure 5.13 : Influence de la contrainte à rupture en cisaillement (sous condition) sur les faciès de rupture après 4 mm de coupe.....	145
Figure 5.14 : Influence de la contrainte à la rupture (sans condition) sur l’apparence des simulations numériques après 4 mm de coupe.	146
Figure 5.15 : Influence de la contrainte à la rupture et du mode de rupture sur les efforts de coupe mesurés sur le couteau dans la direction de coupe.....	147
Figure 5.16 : Influence de la densification des poutres tangentiels sur l’apparence des simulations numériques après 4 mm de coupe.	148
Figure 5.17 : Influence de l’implémentation d’une loi de densification des liens sur les efforts de coupe.	149
Figure 5.18 : Faciès et caractéristiques qualitative attendus des simulations de coupe.	151
Figure 5.19 : Etat des liens portant le comportement de l’échantillon de bois numérique au cours des simulations de coupe non convergées.	152
Figure 5.20 : Géométrie des plaquettes produites au cours des simulations de coupe non convergées.	152
Figure 5.21 : Efforts mesurés sur l’outil dans la direction de coupe au cours des simulations de coupe non convergées.....	153
Figure 5.22 : Etat des liens portant le comportement de l’échantillon de bois numérique au cours de la simulation de coupe avec mode de rupture en cisaillement sous condition....	155
Figure 5.23 : Etat des liens portant le comportement de l’échantillon de bois numérique au cours de la simulation avec mode de rupture en cisaillement sans condition.	156
Figure 5.24 : Apparence des plaquettes (ED à gauche et poutres à droite) produites au cours de la simulation avec mode de rupture en cisaillement sans condition.	157

Table des tableaux

Tableau 2.1 : Nomenclature des essais de rabotages	27
Tableau 2.2 : Paramètres de l'étude et modalités associées	32
Tableau 2.3 : Récapitulatif des données brutes enregistrées	39
Tableau 2.4 : Grandeurs mesurées lors des essais de coupe	46
Tableau 2.5 : Paramètres des régressions linéaires pour l'influence de la section coupée sur les efforts de coupe.	55
Tableau 2.6 : valeur de l'angle d'attaque en fonction de l'angle de bec de l'outil testé	57
Tableau 2.7 : Paramètres des régressions linéaires pour l'influence de l'angle du fil sur les épaisseurs de plaquettes.....	59
Tableau 3.1 : Niveaux et taux de déformation maximum mesurés lors d'un essai de coupe orthogonale d'après (Pfeiffer, 2015).	79
Tableau 3.2 : Valeurs usuelles des coefficients de Poisson de bois feuillus d'après (Guitard, 1987).....	88
Tableau 3.3 : Propriétés élastiques du hêtre sec estimées en sollicitation quasi-statique.	92
Tableau 3.4 : Propriétés élastiques du hêtre vert estimée en sollicitation quasi-statique.....	93
Tableau 3.5 : Propriétés élastiques du hêtre vert estimées à fort taux de déformation.	94
Tableau 3.6 : Résistances à la rupture élastiques du hêtre vert estimées à fort taux de déformation.....	95
Tableau 3.7 : Paramètres du modèle de plasticité utilisé.	95
Tableau 3.8 : récapitulatif des paramètres mécaniques cibles du hêtre vert simplifié.	96
Tableau 4.1 : Propriété du domaine ordonné non incliné (à gauche) et des domaines compacts (à droite).	107
Tableau 4.2 : Propriétés des éléments	108
Tableau 4.3 : Propriété des liens	108
Tableau 4.4 : Degrés d'anisotropie entre les modules d'Young des poutres utilisés.....	113
Tableau 4.5 : Degrés d'anisotropie du domaine obtenus en fonction des degrés d'anisotropies entre les poutres.	113
Tableau 4.6 : Modules microscopiques et rayons adimensionnés calibrés	122
Tableau 4.7 : Paramètres des modèles de comportement ED.	128
Tableau 5.1 : Paramètres supplémentaires des simulations de coupes présentées ci-après. ..	150
Tableau 5.2 : Comparaison des résultats des trois simulations après 4 mm de coupe.	157

Références bibliographiques

- Adalian, C., Morlier, P. (2002). “WOOD MODEL” for the dynamic behaviour of wood in multiaxial compression. *Holz Als Roh- Werkst.* 60, 433–439.
- Akhtaruzzaman, A.F.M., Virkola, N.E. (1979). Influence of chip dimensions in kraft pulping. I. Mechanism of movement of chemicals into chips. *Pap. Ja Puu.*
- Allen, M.P., Tildesley, D.J. (1987). *Computer Simulation of Liquids* (Clarendon Press).
- Altintas, Y., Park, S.S. (2004). Dynamic Compensation of Spindle-Integrated Force Sensors. *CIRP Ann.* 53, 305–308.
- André, D. (2012). Modélisation par éléments discrets des phases d’ ébauchage et de doucissage de la silice. Thèse de doctorat. Université de Bordeaux 1.
- André, D., Iordanoff, I., Charles, J., Néauport, J. (2012). Discrete element method to simulate continuous material by using the cohesive beam model. *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 213–216, 113–125.
- Atkins, A.G. (2003). Modelling metal cutting using modern ductile fracture mechanics: quantitative explanations for some longstanding problems. *Int. J. Mech. Sci.* 45, 373–396.
- Baizeau, T., Campocasso, S., Fromentin, G., Rossi, F., Poulachon, G. (2015). Effect of Rake Angle on Strain Field During Orthogonal Cutting of Hardened Steel with c-BN Tools. *Procedia CIRP* 31, 166–171.
- Baizeau, T., Campocasso, S., Rossi, F., Poulachon, G., Hild, F. (2016). Cutting force sensor based on digital image correlation for segmented chip formation analysis. *J. Mater. Process. Technol.* 238, 466–473.
- Bonin, V. (2006). Analytical modelling of chip formation during beech green wood rotary veneer cutting process. Thèse de doctorat. Arts et Métiers ParisTech.
- Brännvall, E. (2017). The limits of delignification in kraft cooking. *BioResources* 12, 2081–2107.
- Brown, N.J. (2013). Discrete element modelling of cementitious materials. Thèse de doctorat. Université d’Edimbourg.
- Buchanan, J.G., Duchnicki, T.S. (1963). Some Experiments in Low-Speed Chipping. *Pulp Pap. Mag. Can.* 5, T235/T245.
- Budiansky, B., Fleck, N.A. (1993). Compressive failure of fibre composites. *J. Mech. Phys. Solids* 41, 183–211.
- Cáceres, C.B., Hernández, R.E., Koubaa, A. (2015). Effects of the cutting pattern and log provenance on size distribution of black spruce chips produced by a chipper-canter. *Eur. J. Wood Prod.* 73, 357–368.

Cáceres, C.B., Uliana, L., Hernández, R.E. (2018). Orthogonal cutting study of wood and knots of white spruce. *Wood Fiber Sci.* 50, 55–65.

Cambou, B., Jean, M., Radjai, F. (2009). *Micromechanics of granular materials* (Iste-Wiley).

Caughley, A.J., King, M.J. (2003). Modelling the collapse of wood cells during the cutting process. *Holz Als Roh- Werkst.* 61, 403–408.

Chardin, A. (1954). Peut-on scier tous les bois avec la même denture? *Bois For. Trop.* 33, 41–50.

Chardin, A. (1958). Utilisation du pendule dynamométrique dans la recherche sur le sciage du bois. *Bois Forets Trop.* 58, 46–61.

CIRAD Tropix 7 (2015). Les principales caractéristiques technologiques de 245 essences forestières tropicales.

Costes, J.-P., Ko, P.L., Ji, T., Decès-Petit, C., Altintas, Y. (2004). Orthogonal cutting mechanics of maple: modeling a solid wood-cutting process. *J. Wood Sci.* 50, 28–34.

Courant, R., Friedrichs, K., Lewy, H. (1967). On the Partial Difference Equations of Mathematical Physics. *IBM J. Res. Dev.* 11, 215–234.

Cundall, P.A., Strack, O.D.L. (1979). Discrete numerical model for granular assemblies. *Geotechnique* 29, 47–65.

Curti, R., Marcon, B., Collet, R., Lorong, P., Denaud, L., Pot, G. (2017). Cutting forces and chip formation analysis during green wood machining. In *Proceedings of the 23rd International Wood Machining Seminar (IWMS 2017)*, pp. 152–161.

Curti, R., Marcon, B., Denaud, L., Collet, R. (2018a). Effect of Grain Direction on Cutting Forces and Chip Geometry during Green Beech Wood Machining. *BioResources* 13, 5491–5503.

Curti, R., Girardon, S., Pot, G., Lorong, P. (2018b). How to model orthotropic materials by the discrete element method (DEM): random sphere packing or regular cubic arrangement? *Comput. Part. Mech.*

Da Silva, A., Kyriakides, S. (2007). Compressive response and failure of balsa wood. *Int. J. Solids Struct.* 44, 8685–8717.

Daval, V., Pot, G., Belkacemi, M., Meriaudeau, F., Collet, R. (2015). Automatic measurement of wood fiber orientation and knot detection using an optical system based on heating conduction. *Opt. Express* 23, 33529–33539.

Decès-Petit, C., Marchal, R., Klimczewski, M. (1995). Finite Elements for Veneer Cutting Simulation. In *Proceedings of the 12th International Wood Machining Seminar, (Kyoto)*, pp. 486–489.

-
- Decès-Petit, C., Ko, P.L., Cvitkovic, B. (1999). Influences of back microbevel on orthogonal wood cutting. In *Proceedings of the 14th International Wood Machining Seminar*, pp. 397–405.
- Djouadi, M.-A., Nouveau, C., Beer, P., Lambertin, M. (2000). CrxNy hard coatings deposited with PVD method on tools for wood machining. *Surf. Coat. Technol.* 133–134, 478–483.
- Dolbow, J., Moës, N., Belytschko, T. (2001). An extended finite element method for modeling crack growth with frictional contact. *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 190, 6825–6846.
- Duan, K., Kwok, C. y., Pierce, M. (2016). Discrete element method modeling of inherently anisotropic rocks under uniaxial compression loading. *Int. J. Numer. Anal. Methods Geomech.* 40, 1150–1183.
- Eberhard, P., Gaugele, T. (2012). Simulation of cutting processes using mesh-free Lagrangian particle methods. *Comput. Mech.* 51, 261–278.
- Ehmann, K.F., Kapoor, S.G., DeVor, R.E., Lazoglu, I. (1997). Machining Process Modeling: A Review. *J. Manuf. Sci. Eng.* 119, 655–663.
- Ehrhart, T., Steiger, R., Frangi, A. (2017). A non-contact method for the determination of fibre direction of European beech wood (*Fagus sylvatica* L.). *Eur. J. Wood Prod.* 76, 925–935.
- Eyma, F., Méausoone, P.-J., Martin, P. (2004). Study of the properties of thirteen tropical wood species to improve the prediction of cutting forces in mode B. *Ann. For. Sci.* 61, 55–64.
- Franz (1958). *An Analysis of the Wood-Cutting Process*.
- Ghosh, S.C., Hernandez, R.E., Blais, C. (2015). Effect of knife wear on surface quality of black spruce cants produced by a chipper-canter. *Wood Fiber Sci.* 47, 1–10.
- Girardin, F., Remond, D., Rigal, J.-F. (2010). High Frequency Correction of Dynamometer for Cutting Force Observation in Milling. *J. Manuf. Sci. Eng.* 132, 031002–031002.
- Goli, G., Fioravanti, M., Marchal, R., Uzielli, L., Busoni, S. (2009). Up-milling and down-milling wood with different grain orientations – the cutting forces behaviour. *Eur. J. Wood Prod.* 68, 385–395.
- Gonçalves, M.T., Rodrigues, R., Takahashi, J.S. (1997). An experimental analysis of the influences of machining conditions on the parallel cutting force in orthogonal cutting for ten Brazilian wood species. In *Proceedings of the 13th International Wood Machining Seminar*, pp. 491–498.
- Gras, L.-L. (2011). *Caractérisation du comportement mécanique du muscle à différentes vitesses de sollicitation*. Thèse de doctorat. Arts et Métiers ParisTech.
- Grönlund, A. (1988). Measuring and modelling of cutting forces. Progress report on an ongoing project. In *Proceedings of the 9th International Wood Machining Seminar*, pp. 342–350.

-
- Guitard, D. (1987). *Mécanique du matériau bois et composites* (Cépaduès).
- Hankinson, R.. (1921). Investigation of crushing strength of spruce at varying angles of grain.
- Hartler, N. (1963). Some model studies of wood chipping in laboratory machine. *Sven. Papperstidning* 66, 587–600.
- Hernández, R.E., Boulanger, J. (1997). Effect of the rotation speed on the size distribution of black spruce pulp chips produced by a chipper-canter. *For. Prod. J. USA* 47, 43.
- Hernández, R.E. (Laval U., Lessard, J. (1997). Effect of cutting width and cutting height on the size distribution of black spruce pulp chips produced by a chipper-canter. *For. Prod. J. USA* 47, 89.
- Hernández, R.E., Quirion, B. (1995). Effect of knife clamp, log diameter, and species on the size distribution of pulp chips produced by a chipper-canter. *For. Prod. J. USA* 45, 83.
- Hernández, R.E., Passarini, L., Koubaa, A. (2014). Effects of temperature and moisture content on selected wood mechanical properties involved in the chipping process. *Wood Sci. Technol.* 48, 1281–1301.
- Holmberg, S. (1998). A numerical and experimental study of initial defibration of wood. Thèse de doctorat. Lund University.
- Hopkinson, B. (1914). A Method of Measuring the Pressure Produced in the Detonation of High Explosives or by the Impact of Bullets. *Philos. Trans. R. Soc. Lond. Ser. Contain. Pap. Math. Phys. Character* 213, 437–456.
- Huang, Y.S., Hayashi, D. (1973). Basic analysis of mechanism in wood-cutting. stress analysis in orthogonal cutting parallel to grain. *Jap Wood Res Soc J.*
- Iliescu, D., Gehin, D., Iordanoff, I., Girot, F., Gutiérrez, M.E. (2010). A discrete element method for the simulation of CFRP cutting. *Compos. Sci. Technol.* 70, 73–80.
- Kalman, R.E. (1960). A New Approach to Linear Filtering and Prediction Problems. *J. Basic Eng.* 82, 35–45.
- Kivimaa, E. (1950). Cutting force in wood-working. *Valtionneuvoston kirjapaino*.
- Koch, P. (1964). *Wood machining processes*. (Ronald Press Co).
- Kollmann, F., Côte, W.A. (1968). *Principles of Wood Science and Technology. I Solid Wood* (Springer-Verlag).
- Kozicki, J., Donzé, F.V. (2008). A new open-source software developed for numerical simulations using discrete modeling methods. *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 197, 4429–4443.
- Kuljich, S., Hernández, R.E., Llavé, A.M., Koubaa, A. (2013). Effects of Cutting Direction, Rake Angle, and Depth of Cut on Cutting Forces and Surface Quality during Machining of Balsam Fir. *Wood Fiber Sci.* 45, 195–205.

Kuljich, S., Hernández, R.E., Blais, C. (2017). Effects of cutterhead diameter and log infeed position on size distribution of pulp chips produced by a chipper-canter. *Eur. J. Wood Prod.* 75, 747–760.

Kumar, R., Rommel, S., Jauffrès, D., Lhuissier, P., Martin, C.L. (2016). Effect of packing characteristics on the discrete element simulation of elasticity and buckling. *Int. J. Mech. Sci.* 110, 14–21.

Laganière, B. (2004). Effect of canter head rotation speed, log feed speed and vertical position of logs on lumber surface and chip quality. *Rapp. Tech. Forintek Can. Corp.*

Le, B.D., Dau, F., Charles, J.L., Iordanoff, I. (2016). Modeling damages and cracks growth in composite with a 3D discrete element method. *Compos. Part B Eng.* 91, 615–630.

Le-Ngoc, L., McCallion, H. (2000). A cellular finite element model for the cutting of softwood across the grain. *Int. J. Mech. Sci.* 42, 2283–2301.

Mackerle, J. (2005). Finite element analyses in wood research: a bibliography. *Wood Sci. Technol.* 39, 579–600.

Maheo, L., Dau, F., André, D., Charles, J.L., Iordanoff, I. (2015). A promising way to model cracks in composite using Discrete Element Method. *Compos. Part B Eng.* 71, 193–202.

Maigre, H., Silvy, L. (2016). Caractérisation du comportement en cisaillement du bois sous impact. In *Actes Des 5èmes Journées Scientifiques Du GDR3544 Sciences Du Bois : Les Usages de Bois, Enjeux et Opportunité*, (Bordeaux, France), pp. 130–131.

Martin, P., Sales, C. (1994). processus de coupe et scie à ruban. In *Le bois matériau d'ingénierie*, pp. 290–332.

McKenzie, W.M. (1960). Fundamental aspects of the wood cutting process aspects. *For. Prod. J.* 10, 447–456.

McKenzie, W.M. (1961). Fundamental analysis of the wood-cutting process. Thèse de doctorat. University of Michigan.

McKenzie, W.M. (1962). The relationship between the cutting properties of wood and its physical and mechanical properties. *Prod J* 12, 287–294.

Nairn, J.A. (2007). Numerical Simulations of Transverse Compression and Densification in Wood. *Wood Fiber Sci.* 38, 576–591.

Nati, C., Spinelli, R., Fabbri, P. (2010). Wood chips size distribution in relation to blade wear and screen use. *Biomass Bioenergy* 34, 583–587.

Navi, P., Heger, F. (2005). Comportement thermo-hydrromécanique du bois: applications technologiques et dans les structures (PPUR presses polytechniques).

Neuhaus, H. (1983). Über das elastische Verhalten von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchtigkeit. *Holz Als Roh- Werkst.* 41, 21–25.

NF B51-004 (1985). Détermination de l'humidité (AFNOR).

Nyström, J. (2003). Automatic measurement of fiber orientation in softwoods by using the tracheid effect. *Comput. Electron. Agric.* 41, 91–99.

Ohta, M., Kawasaki, B. (1995). The effect of cutting speed on the surface quality in wood cutting. In *Proceedings of the 12th International Wood Machining Seminar*, pp. 56–62.

Olmedo, I., Bourrier, F., Bertrand, D., Berger, F., Limam, A. (2016). Discrete element model of the dynamic response of fresh wood stems to impact. *Eng. Struct.* 120, 13–22.

ONF (2018). La première transformation du bois. <http://www.onf.fr>. Consulté le 1er mai 2018.

Pepliński, R., Dudziński, J., Majka, J. (2008). Effects of the initial moisture content variation of beech (*fagus sylvatica* L.) veneer on its waviness and the moisture content distribution after drying. *WOOD Res.* 53, 99–110.

Pfeiffer, R. (2015). Analyse et modélisation du fraisage du bois vert. Thèse de doctorat. Arts et Métiers ParisTech.

Pfeiffer, R., Collet, R., Denaud, L.E., Fromentin, G. (2014). Analysis of chip formation mechanisms and modelling of slabber process. *Wood Sci. Technol.* 49, 41–58.

Pfeiffer, R., Lorong, P., Ranc, N. (2015). Simulation of green wood milling with discrete element method. In *Proceedings of the 22nd International Wood Machining Seminar (IWMS 2015)*, pp. 57–72.

Pierre, F., Almeida, G., Huber, F., Jacquin, P., Perré, P. (2012). An original impact device for biomass characterisation: results obtained for spruce and poplar at different moisture contents. *Wood Sci. Technol.* 47, 537–555.

Radcliffe, B.M. (1965). A theoretical evaluation of Hankinson's formula for modulus of elasticity of wood at an angle to the grain. *Quart Bull Mich. Agr Exp Sta* 48, 286–295.

Renaud, M., Rueff, M., Rocaboy, A.C. (1996). 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 Sci. Technol.* 30, 237–243.

Ross, R.J. (2010). Wood handbook : wood as an engineering material (USDA Forest Service, Forest Products Laboratory).

Rougier, E., Munjiza, A., John, N.W.M. (2004). Numerical comparison of some explicit time integration schemes used in DEM, FEM/DEM and molecular dynamics. *Int. J. Numer. Methods Eng.* 61, 856–879.

Roux, A. (2016). Modélisation par la Méthode des Eléments Discrets de la Déchirure du Complexe Musculo-Tendineux. Thèse de doctorat. Arts et Métiers ParisTech.

Sales, C. (1990). La scie à ruban: Théorie et pratique du sciage des bois en grumes (Editions Quae).

Sawada, T., Ohta, M. (1995). 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, pp. 49–55.

Sawada, T., Ohta, M. (1997). Simulation of the chip formation in the orthogonal wood cutting by the extended distinct element method. In Proceedings of the 13th International Wood Machining Seminar, pp. 525–533.

SCAN-CM 40 01 (2001). Wood Chips for Pulp Production - Size Distribution (Stockholm, Sweden: Paper and board Testing Committee).

Schlangen, E., Garboczi, E.J. (1997). Fracture simulations of concrete using lattice models: Computational aspects. *Eng. Fract. Mech.* 57, 319–332.

Scippa, A., Sallese, L., Grossi, N., Campatelli, G. (2015). Improved dynamic compensation for accurate cutting force measurements in milling applications. *Mech. Syst. Signal Process.* 54–55, 314–324.

Shannon, C.E. (1949). Communication in the Presence of Noise. *Proc. IRE* 37, 10–21.

Simonaho, S.-P., Palviainen, J., Tolonen, Y., Silvennoinen, R. (2004). Determination of wood grain direction from laser light scattering pattern. *Opt. Lasers Eng.* 41, 95–103.

Skaar, C. (1988). Wood-water relations. (Springer-Verlag).

Stehr, M., Östlund, S. (2005). An Investigation of the Crack Tendency on Wood Surfaces After Different Machining Operations. *Holzforschung* 54, 427–436.

Stewart, H.. (1971). Chip formation when orthogonally cutting wood against the grain. *Wood Sci.* 3, 193–263.

Sumsion, H.T., Rajapakse, Y.D.S. (1978). Simple torsion test for shear moduli determination of orthotropic composites.

Swope, W.C., Andersen, H.C., Berens, P.H., Wilson, K.R. (1982). A computer simulation method for the calculation of equilibrium constants for the formation of physical clusters of molecules: Application to small water clusters. *J. Chem. Phys.* 76, 637–649.

Terreros, I. (2013). Modélisation DEM thermo-mécanique d'un milieu continu. Vers la simulation du procédé FSW. Thèse de doctorat. Arts et Metiers ParisTech.

Twaddle, A. (1997). The influence of species, chip length, and ring orientation on chip thickness. *Tappi J.* 80, 123–131.

Uhmeier, A., Persson, K. (1997). Numerical Analysis of Wood Chipping. *Holzforsch. - Int. J. Biol. Chem. Phys. Technol. Wood* 51, 83–90.

Ukyo, S., Karube, M., Harada, M., Hayashi, T., Murata, K. (2008). Determination of the Shear Modulus of Wood with Standard Shear Block Specimen. *J. Soc. Mater. Sci. Jpn.* 57, 317–321.

Verlet, L. (1967). Computer “Experiments” on Classical Fluids. I. Thermodynamical Properties of Lennard-Jones Molecules. *Phys. Rev.* 159, 98–103.

Weatherley, D. (2009). ESyS-Particle v2.0 user’s guide (University of Queensland).

Widehammar, S. (2004). Stress-strain relationships for spruce wood: Influence of strain rate, moisture content and loading direction. *Exp. Mech.* 44, 44–48.

Williamson, G.B., Wiemann, M.C. (2010). Measuring wood specific gravity...Correctly. *Am. J. Bot.* 97, 519–524.

Yoshihara, H. (2009). Prediction of the off-axis stress-strain relation of wood under compression loading. *Eur. J. Wood Prod.* 67, 183–188.

Zauner, M. (2014). In-situ synchrotron based tomographic microscopy of uniaxially loaded wood: In-situ testing device, procedures and experimental investigations. Thèse de doctorat. ETH Zurich.

Analyse, modélisation et simulation de la coupe orthogonale du bois vert en vue de son application au fraisage par canter

RESUME : Lors de la première transformation du bois en scierie, les grumes sont surfacées ou équarries par des têtes de fraisages appelées slabber ou canter. Sous leur action, le copeau de bois est fragmenté en plaquettes dont la valorisation est un enjeu majeur de la filière. Débouché le plus rémunérateur de cette ressource, l'industrie de la pâte à papier impose des critères dimensionnels aux plaquettes approvisionnées notamment concernant leur épaisseur. L'objectif de l'étude est donc d'améliorer la compréhension des mécanismes mis en jeu par la coupe du bois, dans une configuration simplifiée de coupe orthogonale, afin d'optimiser la granulométrie des plaquettes produites. Une campagne expérimentale de coupe sur machine-outil à commande numérique a été réalisée sur du hêtre vert afin de déterminer les mécanismes principaux actionnés. Un modèle mécanique simplifié du comportement dynamique du bois vert est déterminé, ceci afin de développer un modèle numérique du bois vert par la Méthode des Eléments Discrets (DEM) en vue de simuler sa coupe. Une étude préliminaire pour déterminer la capacité de la méthode à modéliser à l'échelle mésoscopique des milieux fortement orthotropes a été réalisée. Sa capacité et ses limites démontrées, la démarche de calibration du modèle numérique a été élaborée et le modèle sollicité en configuration de coupe orthogonale numérique. Les premières simulations présentent des résultats encourageants.

Mots clés : Bois vert ; Coupe orthogonale ; Fraisage ; Plaquettes papetières; Fragmentation ; Méthode des Eléments Discrets

Analysis, modeling and simulation of green wood orthogonal cutting process for milling with chipper-canter application

ABSTRACT : When entering sawmills, logs are faced into cants by the mean of chipper-canters. During this machining, the ribbon produced is split into small chips whose proper valorization is a high economic stake for the industry. The paper maker industry, which is the most worthwhile chips supplier, is strongly concerned by dimensional criterions of the chips for their process optimization, especially toward their thickness. The objective of this work is to improve the comprehension of cutting and fragmentation mechanisms, in a simplified orthogonal cutting configuration, to provide cutting rules to optimize the produced chips geometry. An experimental campaign dedicated to green beech cutting on a computer numerical command machining center is done to study those mechanisms. A simple mechanical model is derived, in order to develop a Discrete Element Method (DEM) model of the material to simulate cutting operations. A preliminary study dedicated to prove the capability of DEM to model a wood-like orthotropic continuous media is presented. The numerical model is then calibrated and cutting simulations are designed to copy the experimental conditions. First results are encouraging.

Keywords : Green wood; Orthogonal cutting; Milling; Chip; Fragmentation; Discrete Element Method

