



HAL
open science

Soudage du bois par frottement pour la réalisation de produits à haute qualité environnementale : approche tribologique

Mariem Ayem

► **To cite this version:**

Mariem Ayem. Soudage du bois par frottement pour la réalisation de produits à haute qualité environnementale : approche tribologique. Matériaux. Université Bourgogne Franche-Comté, 2022. Français. NNT : 2022UBFCD041 . tel-04769336

HAL Id: tel-04769336

<https://theses.hal.science/tel-04769336v1>

Submitted on 6 Nov 2024

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

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



**THESE DE DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE BOURGOGNE FRANCHE-COMTE
PREPAREE A L'UNIVERSITE DE FRANCHE-COMTE**

École doctorale n°37

Sciences Pour l'Ingénieur et Microtechniques

Doctorat de Mécanique

Par

Mariem AYEM

**Soudage du bois par frottement pour la réalisation de produits à haute qualité
environnementale : Approche tribologique**

Thèse présentée et soutenue à Besançon, le 20 Octobre 2022

Composition du Jury :

Jean-François ROUCHON
Jean-Michel LEBAN
Sylvain PHILIPPON
Xavier ROIZARD
Luc CARPENTIER
Pierre-Henri CORNUAULT

Professeur des Universités, ENSEEIHT
Directeur de Recherche, INRAE
Professeur des Universités, ENIM
Maître de conférences HDR, UFC IUT Besançon
Maître de conférences, UFC IUT Besançon
Maître de conférences HDR, ENSMM Besançon

Président
Rapporteur
Rapporteur
Directeur de thèse
Codirecteur de thèse
Codirecteur de thèse

Table des matières

Table des matières	3
Remerciements	8
Nomenclature	10
Liste des figures	13
Liste des tableaux	19
Introduction	1
CHAPITRE 1	4
État de l'art	4
I.1 Matériau Bois	5
I.1.1 Structure macroscopique du bois	5
I.1.2 Structure microscopique	6
I.1.2.1 Classification des arbres	6
I.1.3 Structure anatomique	8
I.1.3.1 Composition Chimique	9
I.1.3.1.1 La cellulose	10
I.1.3.1.2 Les hémicelluloses	11
I.1.3.1.3 La lignine	11
I.1.3.1.4 Les extractibles et les minéraux	12
I.4 Les propriétés hydriques et physico-chimiques du bois	13
I.1.4.1 Les propriétés hydriques	13
I.1.4.1.1 Eau libre.....	14
I.1.4.1.2 Eau liée	14
I.1.4.1.3 Eau vapeur	14
I.1.4.2 Les propriétés thermo-physiques.....	14
I.4.2.1 La masse volumique (ρ).....	15
I.1.4.2.2 La conductivité thermique (λ)	16
I.1.4.2.3 La chaleur spécifique (C_p)	17
I.1.4.2.4 La diffusivité thermique (α).....	18
I.2 Soudage du bois par frottement	18
I.2.1 Intérêts, modalités et paramètres opératoires du procédé.....	18
I.2.1.1 Les modalités de soudage du bois par frottement	19
I.2.1.1.1 Soudage rotatif	19
I.2.1.1.2 Soudage orbital	21

I.2.1.1.3 Soudage linéaire alternatif	22
I.2.1.2 Les paramètres opératoires du soudage du bois par frottement linéaire	23
I.2.2 Résistance mécanique des joints soudés	25
I.2.2.1 Influence de l'amplitude de déplacement relatif (Δh)	26
I.2.2.2 Influence de la pression de soudage (p_s).....	27
I.2.2.3 Influence du temps de soudage (t_s).....	27
I.2.2.4 Influence de la direction de prélèvement de l'échantillon	28
I.2.2.5 Influence de l'essence de bois considérée	29
I.2.2.6 Influence de la fréquence (f)	30
I.2.2.7 Influence du protocole de maintien (t_m et p_m)	30
I.2.3 Élévation de la température à l'interface.....	31
I.2.3.1 Évolution de la température au cours du frottement.....	32
I.2.3.2 Influence des paramètres opératoires sur la hausse de température.....	34
I.2.3.3 Évolution de la température en statique lors du temps du maintien.....	36
I.2.4 Modification locale du matériau	37
I.2.4.1 Densification du matériau	37
I.2.4.1 Transformations microstructurales.....	42
I.2.4.2 Transformations des constituants primaires du bois	44
I.2.4.2.1 Contenu aqueux de l'interface et dégagement lors du procédé	44
I.2.4.2.2 Transformations et réactions chimiques.....	45
I.2.5 Approche tribologique du soudage du bois	47
Conclusion.....	52
Références	54
CHAPITRE 2.....	59
Estimation de la température de l'interface par un couplage expérimental, numérique	59
Préambule	60
II.1 Méthodologie générale	62
II.2 Démarche Expérimentale	66
II.2.1 Essais de frottement.....	66
II.2.2 Détermination expérimentale de la température.....	71
II.2.3 Mesure de la masse volumique du hêtre (ρ).....	71
II.3 Démarche numérique.....	71
III.3.1 Conception des géométries sur Gmsh	71
II.3.2 Simulation par éléments finis.....	72
II.3.2.1 Modèle numérique 2D	73

II.3.2.1.1 Conditions initiales et aux limites.....	73
II.4 Résultats.....	74
II.4.1 Résultats de frottement.....	74
II.4.2 Propriétés thermo-physiques du bois.....	76
II.4.3 Évolution de l'usure lors du procédé.....	77
II.4.4 Résultats numériques.....	82
II.4.4.1 Évolution de la fraction de puissance thermique transférée dans le Bloc (α) en % et dans le tourillon (β) en %.....	82
II.4.4.2 Estimation numérique de l'évolution de la température à l'interface du contact lors de soudage.....	86
II.4.4.3 Étude d'un cas.....	88
Conclusion.....	90
Références.....	92
CHAPITRE 3.....	94
Méthodologie d'analyse de l'effet de paramètres influents sur le procédé.....	94
Préambule.....	95
III.1 Plan de Criblage définitif.....	97
III.1.1 Définition.....	97
III.1.2 Le cas du soudage du bois par frottement.....	100
III.1.2.1 Les facteurs considérés.....	100
III.1.2.1.1 Choix des facteurs.....	100
III.1.2.1.2 Le domaine expérimental.....	102
III.1.2.1.3 Les paramètres du plan de criblage.....	103
III.1.2.1.3.1 Les paramètres opératoires.....	103
a. La pression de soudage (p_s).....	103
b. La durée de frottement – Nombre de Cycles (N_{Cycles}).....	104
c. La pression de maintien (p_m).....	105
d. Le temps de maintien (t_m).....	106
e. La fréquence de déplacement du tourillon.....	107
III.1.2.1.3.2 Les paramètres matériau.....	108
f. L'humidité du bois (H).....	108
g. La rugosité du bois (S_a).....	110
h. Nombre de Cernes (NC).....	112
i. Orientation du Bloc (OB).....	112
j. Orientation du tourillon (OP).....	113
III.1.2.2 Les sorties – les réponses du plan de criblage.....	114

III.1.2.2.1 La contrainte à la rupture (σ_{rupture}) – (réponse Y1)	114
III.1.2.2.2 La température à l'interface lors de soudage (Tmax)	115
III.1.2.2.3 Estimation du volume du joint de soudure formé (Réponse Y3)	115
III.1.2.2.3.1 Principe et réalisation de scans tomographiques	116
III.1.2.2.3.2 Quantification du volume du joint de soudure	118
III.1.2.2.4 L'usure	122
Conclusion	122
Références	124
CHAPITRE 4	126
Effets et interactions des paramètres influents sur la qualité de l'assemblage soudé – Propositions de quelques mécanismes physiques	126
Préambule	127
IV.1 Expérimentation.....	127
IV.2 Présentation et choix du modèle empirique relatif à la première réponse – la résistance mécanique à la traction (σ_{rupture})	129
IV.2.1 Les techniques d'analyses	129
IV.2.1.1 Coefficient de détermination (R^2) et (R^2_{adj}).....	129
IV.2.2 Présentation des modèles empiriques relatifs à la première réponse (Y1) – la résistance à la traction	130
IV.2.2.1 Modèle quadratique	130
IV.2.2.2 Modèle linéaire avec interaction	131
IV.2.2.3 Choix entre les deux modèles obtenus	131
IV.2.3 Présentation du modèle empirique relatif à la deuxième réponse (Y2) – la température maximale à l'interface	134
IV.2.4 Présentation du modèle empirique relatif à la troisième réponse (Y3) – le volume du joint formé (V_{joint}).....	137
IV.3 Analyse globale des résultats d'essais	139
IV.3.1 Propositions de quelques mécanismes permettant d'expliquer les interactions mises à jour	139
IV.3.1.1 Facteurs p_s ; N_{cycle}	139
IV.3.1.2 Facteurs p_s ; H.....	144
IV.3.1.3 Facteurs p_s ; NC	146
Récapitulatif	148
Références	150
CHAPITRE 5	151
Évolution de la formation du joint de soudure	151

Préambule	152
V.1. Transformations des constituants du hêtre	152
V.1.1. Analyse thermique du hêtre natif	153
V.1.2. Analyse DSC du 3 ^{ème} corps.....	156
V.2.Évolution de la modification de l'interface lors de soudage.....	157
V.2.1 Essais de frottement interrompus	157
V.2.2 Observation des surfaces frottantes au MEB.....	162
Conclusion.....	171
Références	172
Conclusion.....	173
Annexes	178

Remerciements

Cette thèse est le fruit de plusieurs années de travail dans le laboratoire FEMTO-ST au sein le département mécanique appliquée (DMA). Il est l'occasion de se remémorer les différentes embûches qu'il a fallu surmonter mais surtout les personnes qui m'ont permis d'en arriver là.

Dans un premier temps, je remercie tous les membres du jury d'avoir accepté d'évaluer mon travail. En particulier, M. Jean-Michel Leban et M. Sylvain Philippon pour le temps consacré à rapporter le manuscrit de thèse. Également, je remercie M. Jean-François Rouchon pour l'honneur qu'il m'a fait en acceptant être le président de jury. Je tiens à les assurer de ma profonde reconnaissance pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail.

J'exprime ma gratitude à mon directeur de thèse et mes encadrants. Je tiens à remercier vivement M. Xavier Roizard, Maître de conférences HDR à l'UFC-IUT Besançon Vesoul, qui m'a fait partager ses brillantes intuitions, pour les nombreux encouragements qu'il m'a prodigués mais aussi ses conseils et remarques constructives m'ont permis d'améliorer grandement la qualité de mes travaux de thèse. Je remercie chaleureusement M. Luc Carpentier pour toutes nos discussions, son aide précieuse durant toute la période de thèse et les conseils scientifiques qu'il a apporté en qualité. Je remercie également M. Pierre-Henri Cornuault et M. Mouhamed Assoul pour leur aide et leur disponibilité.

Je remercie M. Mohamed Sahli, pour son intérêt permanent à mon égard et pour son soutien sur le plan humain et ses encouragements.

J'adresse également mes remerciements à tous les membres de l'équipe ECTO particulièrement Stani Carbillet pour son aide sur la partie expérimentale.

Je tiens également à témoigner mon amitié à mes collègues de bureaux : Solène Stoens, Guilherme Bernardes, Rémi Aubert et Etienne Louyot.

Je remercie également mes chers amis qui m'ont supporté durant ces trois ans de thèse.

Sans oublier bien évidemment de remercier, M. Nicolas Anselme chargé de recherche chez TECBOIS, lycée du bois de nous avoir fournir les échantillons tout le long de la période de thèse.

Ces travaux de thèse ont pu être réalisés avec l'aide de nombreuses personnes que je tiens à remercier. M. Nicolas Rouge pour son aide lors des caractérisations MEB, M. Vincent Tissot

pour la réalisation des pièces mécaniques, M. Xavier Gabrillon pour son aide sur la partie tomographie sur le bois.

Merci à Mesdames Christine Froidevaux, Christelle Tisserand, Delphine Travaglini et Isabelle Navarro de m'avoir aidé à gérer les tâches administratives.

À l'issue de cette thèse, je suis convaincue qu'elle est loin d'un travail que l'on mène tout seul. En effet, je n'aurais jamais pu finaliser ce travail sans le soutien d'un grand nombre de personnes qui m'ont permis de progresser dans cette phase aussi bien instructive que délicate.

Je voudrais également remercier mon chéri pour son soutien et sa patience tout au long de la thèse.

Au-delà des remerciements, je souhaite présenter mon amour infini pour ma famille, mes sœurs : Inès, Asma, Essia et Sonia, aux mes chères nièces et mon frère. Papa, Maman, je vous dédie cette thèse en signe de ma reconnaissance pour tout l'amour et le soutien que vous m'apportez.

Nomenclature

m :	Masse de l'échantillon bois	[g]
m_0 :	Masse de l'échantillon à l'état anhydre	[g]
H :	Taux d'humidité de l'échantillon bois	[%]
$H.R$:	Humidité relative de l'air	[%]
ρ :	Densité du bois	[Kg/m ³]
C_p :	Chaleur spécifique du bois	[J/Kg.K]
λ :	Conductivité thermique du bois	[W/m.K]
C :	Rapport de densification	[%]
F_N :	Force normale appliquée	[N]
F_T :	Force de frottement	[N]
f :	Fréquence du mouvement	[Hz]
p_s :	Pression de soudage	[MPa]
t_s :	Temps de soudage	[s]
t_m :	Temps de maintien	[s]
p_m :	Pression de maintien	[MPa]
N_{Cycles} :	Nombre de cycles pour un essai de soudage	[sans unité]
NC :	Nombre de cernes présents dans l'échantillon bois	
OB :	Orientation du bloc par rapport la direction de frottement	[°]
OP :	Orientation de tourillon par rapport la direction de tourillon	[°]
S_a :	Hauteur moyenne arithmétique de la rugosité de surface	[μ m]
P_{totale} ; P_{Tot} :	Puissance totale générée dans la surface de contact	[W/m ²]
α :	Fraction de la puissance thermique transférée dans le bloc	[%]
β :	Fraction de la puissance thermique transférée dans le tourillon	[%]
γ :	Fraction de la puissance dissipée autre que thermique générée lors du soudage	[%]
μ : COF :	Coefficient de frottement	
Δh :	Amplitude totale du déplacement	[μ m]

h_0 :	Déplacement relatif	[μm]
E :	Énergie dissipée dans le contact	[J]
P :	Puissance dissipée dans le contact	[W]
S_{Contact} :	Surface de contact	[mm^2]
T_0 :	Température initiale de l'échantillon	[$^{\circ}\text{C}$]
P_{Bloc} :	Puissance par unité de surface transférée dans le bloc	[W/m^2]
$P_{\text{Tourillon}}$:	Puissance par unité de surface transférée dans le tourillon	[W/m^2]
P' :	Puissance nécessaire pour les phénomènes physico-chimiques et mécaniques	[W]
k :	Raideur de ressort	[N/mm]
V :	Volume du disque modélisant le joint de soudure	[mm^3]
V' :	Volume discrétisé	[mm^3]
S_i :	Surface	[pixel]
d_i :	Numéro de slice	
H :	Volume du disque modélisant le joint de soudure	[mm]
R :	Rayon du disque modélisant le joint de soudure	[mm]
X_i :	Les entrées dans le plan de criblage	
Y_i :	Les sorties dans le plan de criblage	
p :	Le nombre des facteurs dans le plan de criblage	
n :	Le nombre des niveaux dans le plan de criblage	
Y_1 :	Réponse « résistance à la rupture » du plan de criblage, σ_{rupture}	[MPa]
Y_2 :	Réponse « température maximale à l'interface » du plan de criblage	[$^{\circ}\text{C}$]
Y_3 :	Réponse « volume de joint formé » du plan de criblage, V_{joint}	[mm^3]
Y_4 :	Usure des échantillons après soudage	[mm]
σ_{rupture} :	Contrainte à la rupture	[MPa]
V_{joint} :	Volume de joint formé après soudage	[mm^3]
T_{max} :	Température maximale à l'interface	[$^{\circ}\text{C}$]
R^2 :	Coefficient de détermination	[%]

<i>DSC:</i>	Differential Scanning Calorimetry	
<i>ATG :</i>	Analyse thermogravimétrique	
<i>T_g:</i>	Température de transition vitreuse	[°C]
<i>T_f:</i>	Température de fusion	[°C]

Liste des figures

Figure 1. 1: Coupe transversale du tronc avec les zones distinctes radialement	5
Figure 1. 2: (a) Coupe Transversale d'un tronc, (b) coupe transversale d'un cerne annuel de pin maritime	6
Figure 1. 3: Représentation de la structure des microfibrille.....	6
Figure 1. 4: Structure anatomique (a) des résineux et (b) des feuillus,	7
Figure 1. 5: (a) Représentation schématique des couches de la paroi cellulaire de trachéide présentes dans les résineux et dans les fibres de feuillus, (b) Distribution des fractions massiques [en %] des constituants structuraux au sein de la paroi cellulaire	8
Figure 1. 6: Modèle de structure polymérique de la paroi cellulaire du bois : (a) section transversale, (b) section longitudinale.....	9
Figure 1. 7: Formule semi-développée d'une macromolécule de cellulose	10
Figure 1. 8: Constituants élémentaires des hémicelluloses	11
Figure 1. 9: Motifs constitutifs des macromolécules de lignine.....	12
Figure 1. 10: Variation des dimensions du bois selon le taux d'humidité (en pointillé la dimension initiale) (a) perte d'humidité (retrait) et (b) reprise d'humidité (gonflement)	13
Figure 1. 11: Représentation schématique des états de l'eau dans le bois	14
Figure 1. 12: Variation de la densité pour un chêne liée à l'existence des cernes annuels	15
Figure 1. 13: Comparaison de l'évolution de la densité d'un résineux en fonction de la température	16
Figure 1. 14 : (a) Effet de la température suivant le sens T (Tangentiel) et R (Radial) sur la conductivité thermique - (b) Effet de l'humidité sur la conductivité thermique pour un bois de hêtre	17
Figure 1. 15: Relation entre la capacité calorifique et la température pour différentes humidités [0 – 25 %].....	18
Figure 1. 16: Schéma de principe du soudage du bois par frottement rotatif, (a) tourillon cylindrique – (b) tourillon conique.....	20
Figure 1. 17: Représentation schématique du soudage orbital	21
Figure 1. 18: Schéma de principe de soudage du bois par frottement linéaire alternatif	22
Figure 1. 19: Schéma de principe du soudage du bois par frottement linéaire indiquant les paramètres techniques à contrôler pendant les deux phases.....	24
Figure 1. 20: Principe de la sollicitation en (a) traction, ou (b) cisaillement pour des échantillons assemblés	26
Figure 1. 21: (a) les paramètres de soudage utilisés sur le bouleau - (b) résistance à la traction en fonction du temps de soudage sur le bouleau	27
Figure 1. 22: Influence de l'orientation des cernes annuels du bois sur la résistance en cisaillement sur l'Acer Campestre. La direction de frottement considérée est horizontale sur les schémas.....	28
Figure 1. 23: (a) Assemblages soudés de chêne et de hêtre selon diverses orientations: (a) soudage bout à bout (90° par rapport à la direction de frottement), (b) fibres orientées à 45° formant un arête de poisson (type B), et (c) fibres parallèles orientées à 45° (type A) – (b) résultats de la résistance mécanique pour les différentes configurations	29
Figure 1. 24: Résistance au cisaillement d'assemblages en hêtre réalisés par soudage orbital en fonction de (t_m). Les points indiquent la valeur moyenne correspondant à 10 échantillons: la courbe noire est une approximation quadratique de l'évolution de la résistance au cisaillement, et la courbe grise indique l'évolution de la température (mesurée pour un échantillon particulier).....	31

Figure 1. 25: Évolution de la température et de la résistance au cisaillement en fonction du temps de soudage pour des essais réalisés sur des échantillons de hêtre pour une fréquence de 100 Hz, un déplacement de 3 mm et une pression de soudage de 1,33 MPa	33
Figure 1. 26: Évolution de la température à l'interface lors du soudage linéaire pour deux fréquences de débattement, une pression de soudage de 1,33 MPa, un déplacement de 2 mm, un temps de maintien de 5 s et une pression de maintien égale à 2 MPa	34
Figure 1. 27: Évolution de la température dans la ligne de soudure en fonction du temps de soudage pour trois pressions de soudage différentes. Essais réalisés avec un déplacement de 2 mm et une fréquence de 150 Hz	35
Figure 1. 28: Évolution de la température en fonction du temps de soudage pour deux pressions de soudage et deux orientations du matériau (épicéa)	36
Figure 1. 29: Augmentation de la température dans la ligne de soudure hêtre/hêtre pour 5 s de frottement puis 5 s de maintien ($p_s = 1,3$ MPa ; $f = 100$ Hz ; $\Delta h = 2$ mm ; $p_m = 2$ MPa)	37
Figure 1. 30: Cartographies densitométriques dans un plan perpendiculaire à l'interface soudée dans le cas (a) du soudage hêtre/hêtre et (b) du soudage épicéa/épicéa	38
Figure 1. 31: Profils de densité dans une direction perpendiculaire à l'interface dans le cas des homo-assemblages soudés de hêtre, chêne, et épicéa	38
Figure 1. 32: Résultats de microdensitométrie à rayons X effectuée sur joint de soudure mixte (hêtre/épicéa) : (a) Cartographie de la densité, (b) Micrographie de l'assemblage soudé	39
Figure 1. 33: Évolution de la densification du matériau au cours du procédé mesurée dans une direction perpendiculaire à l'interface, dans le cas du soudage du hêtre avec $p_s = 1,33$ MPa , $f = 100$ Hz, $\Delta h = 3$ mm.....	40
Figure 1. 34: Analyses microdensitométriques à différents stades de la formation du joint de soudure dans le cas du hêtre, à $f = 150$ Hz et sous une pression de 1,33 MPa, pour un temps de soudage de (a) 1,5 s (b) 2 s (c) 3 s (d) 4 s et (e) 5 s	41
Figure 1. 35: Effet du rapport de densification (C) sur la dureté Brinell de la surface pour des échantillons d'épicéa norvégien initialement prélevés selon une orientation (a) radiale, et (b) tangentielle.....	42
Figure 1. 36: (a) Profil de densité et de température dans une direction perpendiculaire à l'interface de soudage, et lien avec la zone partiellement déformée (PDR), la zone entièrement déformée plastiquement (FDR) et la zone fondue (MZ) – (b) Micrographie d'une coupe de joint de soudure montrant ces différentes zones, dans le cas du soudage hêtre/hêtre effectué sous une pression de soudage de 1,5 MPa , pendant 4 s, et une amplitude de déplacement de 3 mm à 100 Hz.....	43
Figure 1. 37: Évolution, au cours du procédé, de l'épaisseur moyenne des zones : fondue (MZ), entièrement déformée (FDR), et partiellement déformée (PDR), dans le cas du soudage du hêtre avec $p_s = 1,33$ MPa, $f = 100$ Hz, $\Delta h = 3$ mm	44
Figure 1. 38: (a) Spectre CP-MAS ^{13}C RMN de l'interface soudée pour différents temps de soudage sur l'intervalle 0-180 ppm, et (b) sur l'intervalle 128-180 ppm	46
Figure 1. 39: Spectres obtenus par FTIR dans le cas du hêtre non soudé (référence) et soudés pendant 2 s à une fréquence de débattement de 100 ou 150 Hz	47
Figure 1. 40: Évolution de la température et du coefficient de frottement durant le soudage orbital d'échantillons d'épicéa avec $f = 130$ Hz, $p_s = 0,78$ MPa et $t_s = 18$ s	48
Figure 1. 41: Influence de (a) la fréquence (pour $p_s = 0,63$ MPa) et de (b) la pression de soudage (pour $f = 130$ Hz) sur le coefficient de frottement au cours du soudage orbital	49

Figure 1. 42: Évolution du coefficient de frottement, de la force normale (F_N) et de la force de frottement (F_T) en fonction du nombre de cycles aller/retour effectués dans le cas du soudage linéaire hêtre/hêtre sous une pression de contact initiale de 3 MPa et une fréquence de débattement de 50 Hz	50
Figure 1. 43: (a) Valeurs mesurées de l'effort de frottement (F_T) en fonction de la force normale (F_N) au point A, B et C définis dans la Figure 42 ; (b) scénario schématique de l'évolution de l'interface lors du soudage du bois.....	51
Figure 1. 44: Résistance mécanique d'assemblage hêtre/hêtre après soudage linéaire (avec $p_s = 3$ MPa et $f = 50$ Hz) en fonction (a) du nombre de cycles de frottement, (b) du dernier coefficient de frottement mesuré.....	52
Figure 2. 1: Répartition de la puissance totale (P_{Totale}) générée lors de procédé montrant les différents phénomènes résultant	63
Figure 2. 2: Schéma de la méthodologie utilisée pour estimer la température à l'interface lors du soudage en utilisant un couplage expérimental tribologique et simulation numérique.....	65
Figure 2. 3: (a) – (b) Tribomètre linéaire alternatif PLINT utilisé, (c) contact tribologique entre les deux échantillons	67
Figure 2. 4: Exemples de résultats affichés par le logiciel de traitement	68
Figure 2. 5: Cycle de frottement : force tangentielle en fonction du déplacement	69
Figure 2. 6: Schéma d'une configuration pion/plan.....	70
Figure 2. 7: Géométrie et maillage sur Gmsh des échantillons utilisés lors de soudage	72
Figure 2. 8: Puissance totale mesurée expérimentalement en fonction du temps avec l'évolution de la température expérimentale dans le bloc et dans le tourillon à une distance initiale 2 mm au-dessous de l'interface.....	74
Figure 2. 9: Comparaison entre la température théorique et expérimentale avec une source de chaleur connue.....	76
Figure 2. 10: Évolution de la profondeur d'usure totale de l'ensemble (bloc/tourillon) en fonction du temps de frottement.....	78
Figure 2. 11: Observation de la surface du tourillon 2D à droite et 3D à gauche - (a) avant frottement - (b) après 7 sec de frottement.....	79
Figure 2. 12: (a) Image 3D du bloc obtenue après 7 secondes de frottement, l'essai a été effectué à une pression initiale de 4 MPa et une fréquence de 40 Hz - (b) Profil 2D de la zone frottée du bloc – (c) zone définie pour calculer la profondeur d'usure.	80
Figure 2. 13: Évolution de la profondeur d'usure du bloc, du tourillon et celle estimée par l'évolution de (F_N) en fonction du nombre de cycles	81
Figure 2. 14: Évolution de la force normale lors du soudage par frottement obtenue pour $t_s = 7$ sec, $p_s = 2$ MPa et $f = 40$ Hz associée à l'évolution de la profondeur d'usure dans le bloc et dans le tourillon	82
Figure 2. 15: Évolution de la température numérique pour différentes valeurs de α (%) à plusieurs profondeurs de l'interface et comparaison avec la mesure expérimentale (courbe noire continue), (a) $\alpha = 2$ % - (b) $\alpha = 5$ % - (c) $\alpha = 22$ % - (d) $\alpha = 24$ % - (e) $\alpha = 30$ % et (f) $\alpha = 27$ %	83
Figure 2. 16: Évolution de la puissance totale expérimentale en vert (P_{Tot}), de la puissance thermique transférée dans le bloc en rouge ($\alpha \cdot P_{Tot}$), dans le tourillon en bleue ($\beta \cdot P_{Tot}$) et de l'ensemble de la puissance thermique convertie en noir ($\alpha \cdot P_{Tot} + \beta \cdot P_{Tot}$)	84

Figure 2. 17: Évolution du coefficient de frottement, de la puissance thermique transférée dans le bloc (α), dans le tourillon (β) et de la somme des deux, en fonction du temps de soudage	86
Figure 2. 18: Comparaison entre la température de l'interface déduite du modèle numérique avec la variation (α) (%) et (β) (%) et celles issues de la littérature	87
Figure 2. 19: Géométries des échantillons (Bloc-Tourillon) utilisées pour l'essai de soudage	88
Figure 2. 20: Évolution de coefficient de frottement (en noire) et la puissance expérimentale (en bleue) en fonction du temps de frottement	89
Figure 2. 21: Évolution de la quantité de la puissance transférée dans le bloc (α) et dans le tourillon (β) au cours du temps	90
Figure 2. 22: Évolution de la température moyenne issue de α et de β dans l'interface au cours du temps.....	90

Figure 3. 1: Protocole de déroulement d'un plan d'expériences.....	95
Figure 3. 2: Matrices d'essais pour des plans de criblage définitifs à 4, 5, 6 et 7 facteurs	98
Figure 3. 3: Matrice des essais pour k facteurs avec un plan de criblage définitif.....	99
Figure 3. 4: Exemple d'une matrice de corrélation pour un plan de criblage définitif dans le cas de 6 facteurs et de trois niveaux.....	99
Figure 3. 5: Domaine expérimental continu dans le cas de deux facteurs A et B avec deux bornes inférieures et supérieures	102
Figure 3. 6: Évolution du coefficient de frottement (COF) en fonction du nombre de cycles (N_{Cycles}) sous une pression initiale appliquée $p_s = 4$ MPa et une fréquence $f = 40$ Hz.....	104
Figure 3. 7: Évolution de la température à 2 mm de l'interface dans les deux échantillons (Bloc-Tourillon) pour un temps de frottement égale à 7 sec, une pression initiale $p_s = 4$ MPa et une fréquence $f = 40$ Hz.....	107
Figure 3. 8: Abaque reliant l'humidité relative de l'air en %, la température de l'air ambiant en °C et le taux d'humidité à l'équilibre du bois, d'après [19]. Un bois immergé dans un environnement à 32,9 % d'humidité relative et à 23,8 °C s'équilibre à un taux d'humidité compris entre 6 et 7 %	108
Figure 3. 9: Échantillons de hêtre placés dans une enceinte climatique à Température = 36,2 °C et H.R = 77,8 %. Un hygromètre avec une sonde ponctuelle est utilisé pour mesurer la température et l'humidité réelle	109
Figure 3. 10: Image 3D d'une surface de bois après un polissage au papier abrasif P.80	111
Figure 3. 11: Mesure de la rugosité (S_a) des échantillons de hêtre pour les trois niveaux de ce facteur	111
Figure 3. 12: Micrographies montrant le nombre de cernes présents sur la surface de tourillons pour les trois niveaux : (a) 2 cernes, (b) 5 cernes et (c) 8 cernes	112
Figure 3. 13: Les trois orientations utilisées pour le bloc dans le plan de criblage, (a) $OB = 0^\circ$, (b) $OB = 45^\circ$ et (c) $OB = 90^\circ$	113
Figure 3. 14: Trois angles utilisés pour définir le facteur orientation du tourillon (OP)	113
Figure 3. 15: Présentation du montage utilisé sur la machine de traction MTS pour les essais de traction moniaxiale	115
Figure 3. 16: Schéma de principe de la tomographie à rayons X, adapté ici à l'analyse d'assemblages tourillon/bloc.....	117
Figure 3. 17: Exemple de slice montrant le joint de soudure et les particularités qu'il comporte éventuellement : fissures, porosités, incrustation du 3ème corps dans les fibres.....	117

Figure 3. 18: (a) Modèle simplifié de joint de soudure et (b) approche de la méthode utilisée (découpe en 4 rectangles dans ce cas) pour calculer le volume du joint de soudure	119
Figure 3. 19: Ratio V'/V en fonction du nombre de rectangles discrétisant la section circulaire d'un cylindre plat.....	120
Figure 3. 20: (a) Règles de détermination de la surface du joint de soudure sur une coupe tomographique, (b) surface du joint de soudure obtenue	121
Figure 3. 22: Valeurs moyennes (bâtonnet bleu) et écart-type 2σ (barre rouge) de la surface de joint de soudure effectuée à 5 reprises sur 5 coupes tomographiques différentes	122
Figure 4. 1: Visualisation des effets des facteurs sur la contrainte à la rupture du joint. Rappel : la réponse moyenne (tous les facteurs sont à leur niveau moyen) = 1,3 MPa.....	133
Figure 4. 2: Visualisation des effets des facteurs sur la température maximale atteinte à l'interface durant l'essai. Rappel : la réponse moyenne (tous les facteurs sont à leur niveau moyen) = 218 °C	135
La Figure 4. 3 : Visualisation des effets des facteurs sur le volume du joint à l'issue de l'essai. Rappel : la réponse moyenne (tous les facteurs sont à leur niveau moyen) = 22,5 mm ³	138
Figure 4. 4: Cartographies de niveau représentant l'effet des facteurs p_s et N_{Cycles} sur (a) la résistance mécanique, (b) l'usure totale, (c) le volume de joint et (d) la température maximale.	140
Figure 4. 5: Évolution de la température et de la résistance mécanique au cisaillement en fonction du temps de soudage à $f = 100$ Hz et $\Delta h = 3$ mm et $p_s = 1,33$ MPa	141
Figure 4. 6: Évolution de la perte dimensionnelle en fonction du temps de soudage et de la pression de soudage	142
Figure 4. 7: Cartographies représentant l'effet des facteurs (p_s) et (H) sur les réponses suivantes (a) résistance mécanique, (b) usure totale, (c) volume de joint et (d) température maximale.....	145
Figure 4. 8: Courbes de niveau représentant l'effet des facteurs (p_s) et (NC) sur les réponses suivantes : (a) résistance mécanique, (b) usure totale, (c) volume de joint et (d) température maximale	146
Figure 4. 9: Variation de la masse volumique à l'intérieur des cernes annuels.....	147
Figure 5. 1: Températures de transition vitreuse (T_g) des polymères constitutifs du bois à l'état anhydre extraits de différentes essences.....	153
Figure 5. 2: Courbes de reproductibilité obtenues par DSC sur 3 échantillons massifs de hêtre à une vitesse de 10 °C/min.....	154
Figure 5. 3: Courbes obtenues par DSC avec du hêtre avec une vitesse de 10 °C/min pour trois taux d'humidité différents : en rouge $H = 4$ %, en vert $H = 6$ % et en bleu $H = 40$ %.....	175
Figure 5. 4: Courbes obtenues par ATG sur un échantillon de hêtre.....	175
Figure 5. 5: Échantillons de bois soudés par frottement avec formation excessive d'extrudât. Résultats obtenus sous une pression appliquée de 4 MPa, une fréquence de 40 Hz pendant 7 s de frottement	
Figure 5. 6: Échantillons de bois soudés par frottement avec formation excessive d'extrudât. Résultats obtenus sous une pression appliquée de 4 MPa, une fréquence de 40 Hz pendant 7 s de frottement.....	
Figure 5. 7: Photographie du montage expérimental incluant le levier d'ouverture du contact (a), et schéma explicatif du positionnement du tourillon lors de l'opération d'ouverture du contact (b) ...	158

Figure 5. 8: Tranches d'épaisseur 2 mm du bloc de hêtre utilisé pour les essais de frottement interrompus.....	159
Figure 5. 9: Photographie du tourillon placé dans le porte échantillon. Le traitement noir pointillé indique la future découpe du tourillon avant de réaliser l'essai suivant.....	159
Figure 5. 10: Évolution du coefficient de frottement (COF) (courbe en noire) et de la fore normale appliquée (FN) (courbe en bleue) en fonction du nombre de cycles pour un essai étendu obtenu avec les paramètres : $f = 40$ Hz, $\Delta h = \pm 2,2$ mm et $p_s = 5$ MPa. Les rectangles beiges situent approximativement l'issue des essais interrompus A, B, C et D	161
Figure 5. 11: Estimation numérique de l'évolution de la température à l'interface en utilisant la méthodologie décrite dans le chapitre 2 et l'évolution de l'usure du bloc et du tourillon lors de l'essai étendu avec $f = 40$ Hz, $\Delta h = \pm 2,2$ mm et $p_s = 5$ MPa	162
Figure 5. 12: Observations au MEB des surfaces initiales du bloc et du tourillon non frottés	163
Figure 5. 13: Observations au MEB des surfaces du bloc et du tourillon après l'essai interrompu A	164
Figure 5. 14: Observations au MEB des surfaces du bloc et du tourillon après l'essai interrompu B	165
Figure 5. 15: Observations au MEB des surfaces du bloc et du tourillon après l'essai interrompu C	167
Figure 5. 16: Schéma explicatif de l'état du contact pour l'essai C	168
Figure 5. 17: Schéma explicatif de l'état du contact pour l'essai D.....	168
Figure 5. 18: Observations au MEB des surfaces du bloc et du tourillon après l'essai interrompu D	170

Liste des tableaux

Tableau 1. 1: Composition chimique des deux essences	10
Tableau 1. 2: Catégorisation du bois selon la masse volumique.....	15
Tableau 1. 3: Tableau comparatif entre les différentes modalités de soudage du bois.....	23
Tableau 1. 4: Tableau résumant les différents paramètres étudiés dans la littérature : opératoires, des échantillons, et des matériaux.....	25
Tableau 2.1: Paramètres de soudage utilisés lors de la phase de frottement.....	70
Tableau 2. 2: Évolution de la densité en fonction de la température mesurée des échantillons du hêtre	77
Tableau 2. 3: Évolution de la conductivité thermique du bois.....	77
Tableau 2. 4: Évolution de la capacité thermique utilisée du bois.....	77
Tableau 2. 5: Évolution théorique déduite de la diffusivité thermique du bois en fonction de la température	77
Tableau 2. 6: Évolution théorique déduite de l'effusivité du bois en fonction de la température	77
Tableau 2. 7: Paramètres utilisés durant l'essai de soudage	88
Tableau 3. 1: Synthèse bibliographique sur les facteurs étudiés dans la bibliographie	101
Tableau 3. 2: Matrice d'expérience utilisant un plan de criblage définitif dans le cas de l'étude de 10 facteurs.....	102
Tableau 3. 3 : Bornes du paramètre pression soudage (p_s)	103
Le Tableau 3. 4 fournit, pour 4 essais représentatifs, les valeurs de (N_{Pic}), (N_{Creux}) et ($N_{éject}$). On constate une grande variabilité de ces 3 paramètres.....	105
Tableau 3. 5: Paramètres caractérisant l'avancement du procédé en fonction de différents paramètres opératoires	105
Tableau 3. 6: Bornes du facteur nombre de cycles (N_{Cycles}).....	105
Tableau 3. 7: Bornes du facteur pression de maintien (p_m).....	106
Tableau 3. 8: Bornes du facteur temps du maintien (t_m)	107
Tableau 3. 9: Bornes du facteur fréquence (f)	108
Tableau 3. 10: Bornes du plan de criblage pour le taux d'humidité du bois utilisé en (%).....	110
Tableau 3. 11: Bornes du facteur rugosité des surfaces S_a (μm)	112
Tableau 3. 12: Bornes du plan de criblage concernant le nombre des cernes (NC).	112
Tableau 3. 13: Bornes du plan de criblage pour le facteur orientation de bloc (OB)	113
Tableau 3. 14: Bornes pour le facteur orientation du tourillon (OP).....	114
Tableau 4. 1: Matrice de l'expérimentation avec la réponse Y_1 associée	128
Tableau 4. 2: Analyse de la régression du modèle	131
Tableau 4. 3: Comparaison entre les deux modèles mathématiques.....	132
Tableau 4. 4: Paramètres de l'essai complémentaire hors plan de criblage avec la réponse réelle mesurée ($\sigma_{rupture}$) et celle prédite par les modèles obtenues en valeurs codés.....	132
Tableau 4. 5: Analyse de la qualité du modèle pour la réponse (Y_2).....	135
Tableau 4. 6: Analyse de la qualité du modèle pour la réponse (Y_3).....	137

Tableau 5. 1: Valeurs des facteurs choisis lors des essais de frottement interrompus.	160
Tableau 5. 2: Nombres de cycles de frottement réalisés et coefficients de frottement finaux obtenus pour les différents essais interrompus, usure du bloc, du tourillon et la température à l'interface estimé avec un essai étendu	162

Introduction

Le bois est un matériau utilisé à hauteur de 10 % dans la construction pour ses excellentes performances mécaniques, sa légèreté, ses performances isolantes, etc.... La capacité du bois à stocker le dioxyde de carbone (qui constitue l'un des principaux gaz à effet de serre) par photosynthèse en fait l'un des meilleurs matériaux éco-responsables.

Le procédé de soudage du bois par frottement a été découvert en 1996 par Sutthoff et ses collaborateurs. Au début des années 2000, cette technique a été conjointement développée à l'École Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL) et à l'École Nationale Supérieure des Techniques et Industries du Bois (ENSTIB) de Nancy afin d'assembler du bois massif sans aucun adhésif. Le procédé consiste à former un joint adhésif, provenant du bois lui-même, par l'action d'un frottement à grande vitesse de l'ordre de 0,5 m/s de deux parties à assembler.

L'inconvénient des assemblages traditionnellement collés est le temps nécessaire au durcissement des adhésifs, mais aussi les gaz nocifs dégagés par la colle. Les connexions collées nécessitent généralement plusieurs heures de réticulation sous pression, alors que le soudage par frottement demande moins d'une minute. De plus, aucune préparation des surfaces n'est nécessaire. L'élimination de l'utilisation d'adhésifs synthétiques peut réduire considérablement les coûts, ainsi que les impacts environnementaux et sanitaires générés par l'ensemble du cycle de vie de ces adhésifs et des produits qui les contiennent. Lorsque le mouvement de frottement est interrompu, l'interface est maintenue sous une pression définie permettant le durcissement d'un matériau visqueux formé à l'interface. Les performances mécaniques de ce joint ainsi formé peuvent atteindre celles obtenues par collage. Initialement limité à des applications intérieures, les derniers développements du process ont permis d'augmenter la résistance à l'humidité des assemblages soudés, ce qui permet d'étendre leur utilisation à des applications en extérieur.

Phénoménologiquement parlant, deux surfaces en mouvement relatif pressées l'une contre l'autre engendrent une composante de frottement qui, à son tour, entraîne une augmentation de la température au niveau du contact. Cette chaleur générée à l'interface induit une modification chimique et physique locale du bois. Un joint se forme durant la sollicitation mécanique, constitué à partir d'un mélange visqueux issu des transformations ligno-cellulosiques, et se solidifie après frottement pour créer un réseau enchevêtré de fibres piégées dans une matrice intercellulaire.

Différentes modalités de soudage ont été développées : le soudage rotatif, le soudage orbital, le soudage par ultrasons, et le soudage linéaire alternatif. La majeure partie des recherches recensées dans la littérature concerne le soudage par rotation : il consiste à insérer un tourillon dans des trous pré-perçés dans les pièces à assembler avec un jeu négatif. La deuxième configuration la plus étudiée est le soudage plan sur plan, appelé aussi soudage linéaire ou vibratoire. Dans tous les cas, une pluralité de facteurs affecte la qualité mécanique de l'assemblage soudé.

L'objectif scientifique de ce travail de thèse est d'acquérir des connaissances fondamentales sur cette technologie, tout en s'appuyant sur des techniques et des méthodes qui ont déjà été mises en place par ailleurs, mais avec l'originalité de s'appuyer sur une approche tribologique, puisque le frottement est ici la cause et donc la clef de la réussite d'un joint soudé.

Ce manuscrit est structuré de la façon suivante :

Le premier chapitre présente des généralités sur les caractéristiques micro et macroscopiques du matériau bois ainsi qu'une revue détaillée des études existantes dans la littérature relative au déroulement et à la qualité du procédé de soudage du bois par frottement. Elle est suivie par une description des différents phénomènes physiques et chimiques résultants du procédé en fonction de la variation de différents facteurs étudiés (élévation de la température, densification du matériau, modification chimique de l'interface...).

Le deuxième chapitre est consacré à la description d'une méthodologie que nous avons développée utilisant un couplage expérimental tribologique et numérique, dans le but d'estimer l'évolution de la température à l'interface pendant le procédé. Un résultat intermédiaire important et nouveau, issu de cette méthode, est d'accéder à la fraction de la puissance mécanique convertie en puissance thermique, laquelle est ensuite transférée dans les deux parties de l'assemblage de part et d'autre du joint de soudure.

Le troisième chapitre décrit l'intérêt d'une démarche de plan d'expériences avec un grand nombre de facteurs influents sur la qualité du joint soudé. Un plan de criblage définitif est en particulier utilisé, dont les évolutions récentes présentent de nombreux atouts, notamment en termes de précision des lois obtenues. Les bornes de dix facteurs potentiellement influents sont justifiées et explicitées. Les lois obtenues permettent de rendre compte de l'évolution de quatre réponses : les propriétés mécaniques du joint, la température maximale atteinte à l'interface, le volume du joint obtenu, et enfin l'usure des deux pièces assemblées en fin de frottement. On

présentera notamment dans ce chapitre la métrologie particulière développée pour estimer le volume du joint à partir de coupes obtenues par tomographie à rayons X.

Le quatrième expose dans un premier temps l'analyse des résultats issus du plan de criblage, où de nombreuses interactions existent entre les différents facteurs. Des mécanismes physiques et chimiques sont proposés pour expliquer les différents effets combinés associés au facteur p_s (pression de soudage), particulièrement impactant, en fonction des quatre réponses susmentionnées.

Enfin, le cinquième et dernier chapitre décrit l'évolution de la morphologie du joint de soudure à l'aide d'analyses issues d'essais interrompus à des moments clefs du procédé. Ces analyses, appuyées par des observations en microscopie électronique à balayage (MEB), restent qualitatives mais permettent de reconstruire l'historique phénoménologique de la formation de la matière visqueuse à l'interface au cours de frottement, et des modifications chimiques, physiques et morphologiques du matériau

Les principaux résultats de ce travail sont rassemblés dans la conclusion générale.

CHAPITRE 1

État de l'art

I.1 Matériau Bois

I.1.1 Structure macroscopique du bois

Le bois est un matériau composite produit par les arbres. Sa structure, cellulaire et poreuse, présente plusieurs niveaux de structure, chacune bien organisée. Les arbres sont divisés en deux grandes classes : les résineux et les feuillus. Le plan ligneux (niveau d'organisation anatomique) des résineux est relativement uniforme par rapport à celui des feuillus [1]. Le tronc d'un arbre possède deux fonctions essentielles : la conduction de la sève des racines jusqu'aux feuilles et le soutien mécanique. Il est constitué de plusieurs parties, distinctes radialement (Figure 1.1). La partie externe joue le rôle d'une zone protectrice du tronc appelée écorce (1). Une couche mince située entre l'écorce et le bois, appelée cambium (2), a pour fonction de produire des cellules. L'activité du cambium est saisonnière, sa croissance débute au printemps pour donner un bois de printemps (appelé aussi bois initial) et se poursuit en été pour fournir un bois d'été (appelé aussi bois final) avec des cellules de morphologies différentes des précédentes (Figure 1.2.b). La croissance est bloquée en automne et en hiver [2]. On distingue également l'aubier (3) constitué de cellules vivantes. Chaque hiver, quand la sève redescend, une partie de l'aubier qui s'est formée au cours de l'année se transforme en duramen (4) sous forme de cellules mortes riches en lignine, rendant ainsi le bois plus résistant mécaniquement [3]. C'est la partie la plus recherchée du bois. Cette transformation progressive est appelée duraminisation. On observe que l'aubier est plus clair que le duramen chez certaines essences (Figure 1.1).

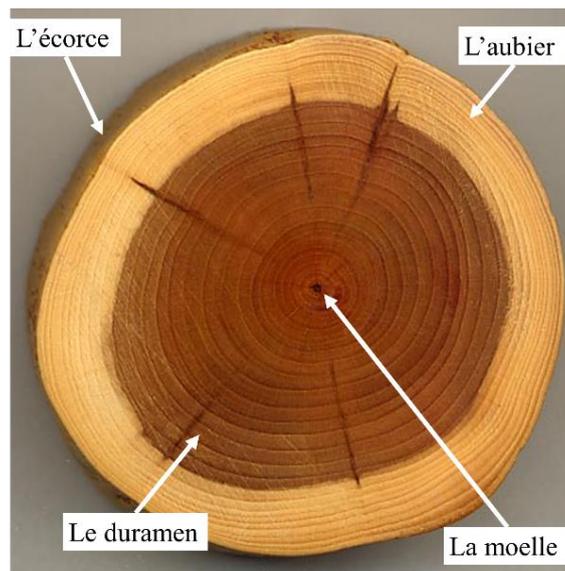


Figure 1. 1: Coupe transversale du tronc avec les zones distinctes radialement

Enfin, au cœur de l'arbre se trouve la moelle (5) qui est constituée de cellules mortes n'assurant pas de fonction particulière [4].

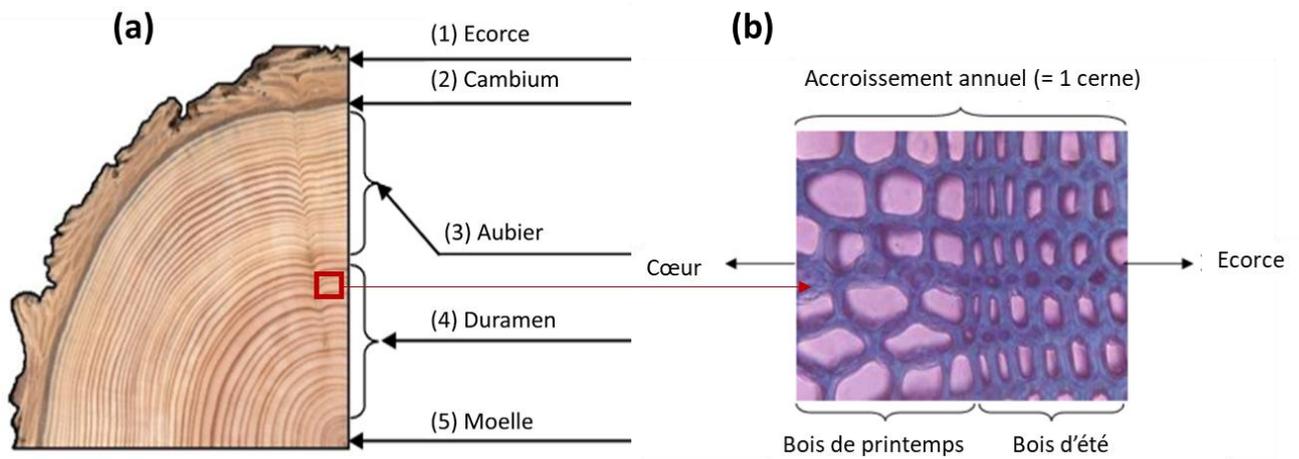


Figure 1. 2: (a) Coupe Transversale d'un tronc d'après [5], (b) coupe transversale d'un cerne annuel de pin maritime d'après [6]

I.1.2 Structure microscopique

I.1.2.1 Classification des arbres

À l'échelle microscopique, la structure cellulaire du bois est organisée sous forme de nid d'abeille et compose le plan ligneux. Après sa création au niveau du cambium, la cellule est constituée d'une paroi primaire, qui est elle-même constituée d'une succession de microfibrilles de cellulose intégrées dans une matrice d'hémicellulose, et de lignine (Figure 1.3).

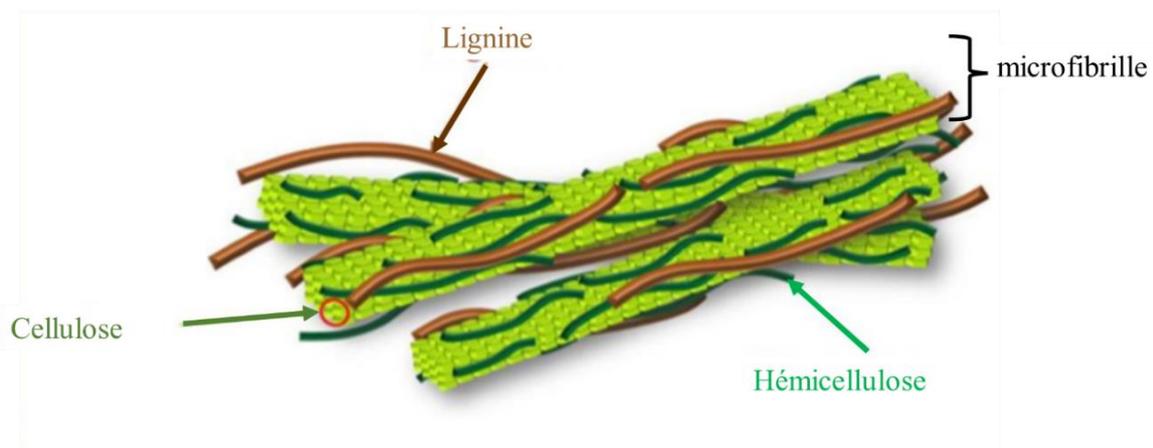


Figure 1. 3: Représentation de la structure des microfibrille d'après [7]

Le plan ligneux des résineux est relativement simple et uniforme tandis que les feuillus ont une organisation plus complexe. La Figure 1.4 montre la différence microstructurale entre les feuillus et les résineux.

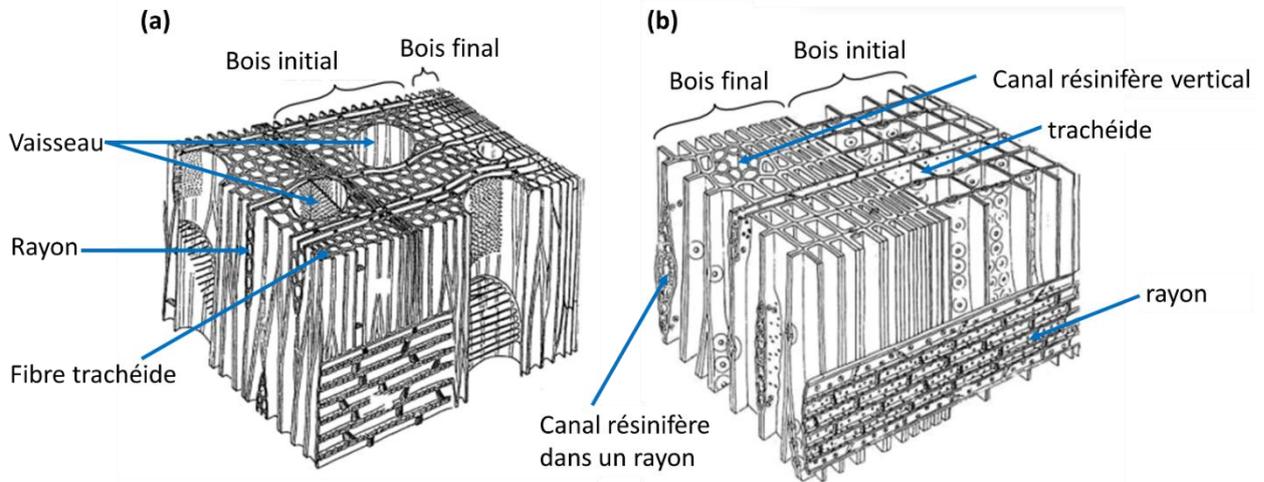


Figure 1. 4: Structure anatomique (a) des résineux et (b) des feuillus, d'après [8]

Le bois des conifères (les résineux) est parfois appelé bois tendre alors que celui des feuillus est appelé bois dur. Ceci est dû au fait que le bois des feuillus est plus dense que celui des résineux. Ces derniers sont composés essentiellement de cellules longitudinales appelées trachéides (90 % des cellules) qui sont orientées verticalement. Les trachéides du bois de printemps contiennent de nombreuses ponctuations aréolées permettant l'échange des substances. Celles du bois d'été ont une paroi plus épaisse et remplissent d'avantage une fonction de soutien. Chez les résineux, on trouve aussi des cellules de parenchyme (10 % des cellules) en orientations axiale et radiale permettant le stockage des éléments nutritifs [5]. Le bois de résineux est homoxylé car ce sont les mêmes cellules qui assurent le rôle de conduction de la sève et de soutien mécanique.

On trouve des vaisseaux (pores) servant à transporter la sève brute dans le tronc. Ce sont des cellules courtes et de gros diamètres, empilées suivant l'axe longitudinal. Le soutien mécanique est, quant à lui, assuré par les fibres. Ces dernières sont des cellules allongées de petits diamètres et à parois épaisses. D'après la répartition et la taille des vaisseaux dans les cernes annuels, on distingue les feuillus selon trois catégories : (a) Les feuillus à Zone Initiale-Poreuse (ZIP), (b) les feuillus à Pores Diffus et (c) les feuillus à Zone Semi-Poreuse (ZSP).

Les feuillus sont des espèces plus évoluées que les résineux avec des structures plus complexes.

I.1.3 Structure anatomique

La paroi des trachéides est constituée de plusieurs couches résultant de l'accumulation de composés organiques macromoléculaires ligno-cellulosiques. À partir de ces composés, la cellule est formée de plusieurs couches d'épaisseurs différentes résultant du phénomène d'empilement des cellules à l'intérieur du bois (Figure 1.5.a) Dans la paroi cellulaire, la proportion relative en cellulose, hémicelluloses et lignine varie en fonction de leur position dans la couche considérée comme il est montré sur la Figure 1.5.b

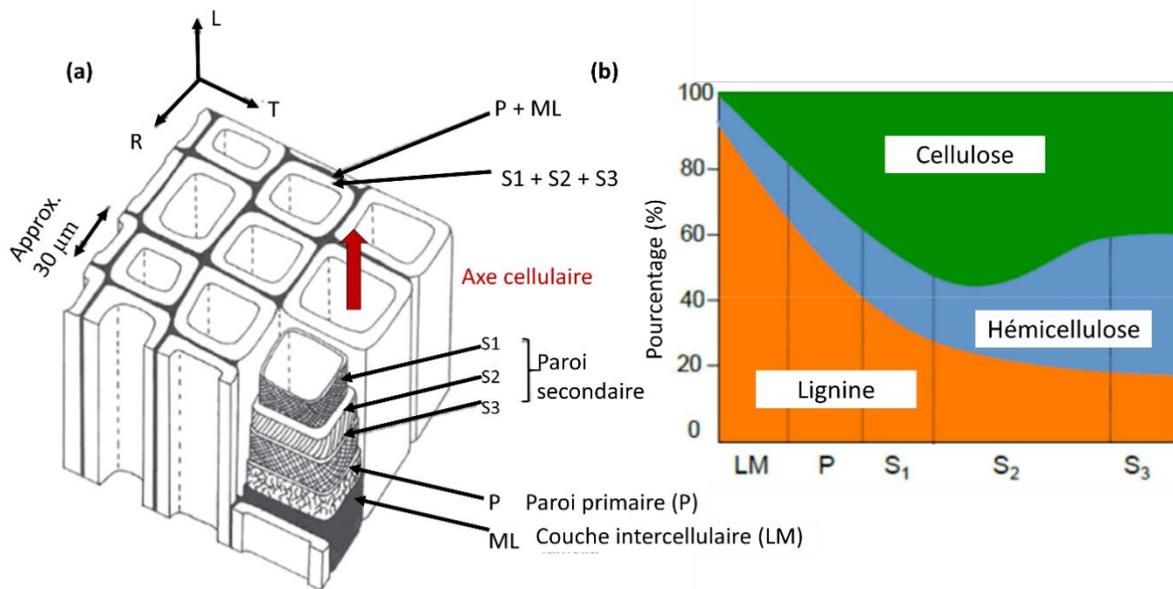


Figure 1. 5: (a) Représentation schématique des couches de la paroi cellulaire de trachéide présentes dans les résineux et dans les fibres de feuillus d'après [10], (b) Distribution des fractions massiques [en %] des constituants structuraux au sein de la paroi cellulaire, d'après [1]

Les parois des trachéides sont liées les unes aux autres par une couche intercellulaire. Son épaisseur varie entre 0,5 µm et 1,5 µm. Elle contient une quantité importante de lignine à la suite de la duraminisation. La paroi primaire, qui s'appuie sur la couche intercellulaire, est la plus mince : elle mesure environ 0,1 µm d'épaisseur et atteint 0,03 µm après séchage du bois [2]. Elle est principalement formée de lignine et d'hémicellulose, entourée par un réseau de microfibrilles de celluloses [6]. La troisième partie de la paroi cellulaire, la plus interne, est la paroi secondaire. Elle diffère en structure et composition de la paroi primaire. C'est la couche la plus épaisse (de 2 µm à 10 µm), elle est principalement constituée de microfibrilles de celluloses alignées parallèlement entre elles et disposées en hélice. En fonction de l'angle d'orientation, on distingue trois couches :

- La couche S1 est la plus externe, elle est composée de microfibrilles ordonnées de cellulose, d'hémicellulose et de lignine. Ses fibrilles sont orientées d'un angle d'environ 70° par rapport à l'axe de la cellule [7] et son épaisseur varie entre $0,1 \mu\text{m}$ et $0,15 \mu\text{m}$.
- La couche S2 constitue la partie la plus volumineuse de la paroi. Elle représente 50 % à 80 % du volume des parois, avec une épaisseur allant de $1 \mu\text{m}$ à $10 \mu\text{m}$. Elle est composée de microfibrilles en hélice avec un angle d'environ 10° [8].
- La couche S3 a la même composition que la couche S2, avec 30 % d'hémicellulose et 20 % de lignine. C'est la couche la plus mince, avec une épaisseur variant de $0,5 \mu\text{m}$ à $1,1 \mu\text{m}$. Ici, les microfibrilles sont orientées entre 60° et 90° par rapport l'axe de la cellule [7].

I.1.3.1 Composition Chimique

La composition chimique du bois est complexe et présente une hétérogénéité importante. Le matériau bois est principalement formé de carbone, d'oxygène et d'hydrogène ainsi que d'une faible quantité d'azote. À l'échelle moléculaire, les constituants chimiques du bois sont divisés en deux groupes de substances :

- Les substances macromoléculaires : sont majoritaires dans le matériau ; la cellulose, l'hémicellulose et la lignine représentent 98 % du matériau. Ces polymères donnent à la paroi cellulaire sa résistance, sa rigidité et son hygroscopicité.
- Les substances de faible masse molaire : sont des extraits (des extractibles) et des substances minérales présentes en proportions variables selon l'espèce du bois.

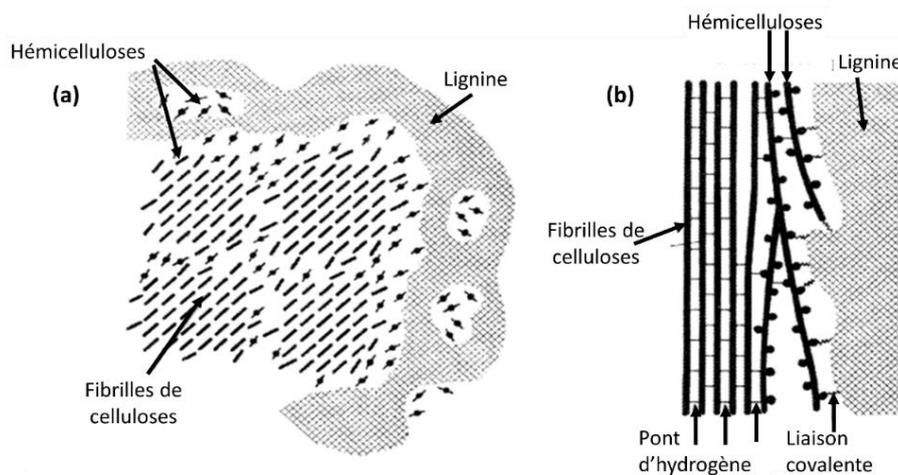


Figure 1. 6: Modèle de structure polymérique de la paroi cellulaire du bois : (a) section transversale, (b) section longitudinale, d'après [9]

La Figure 1.6 illustre un modèle proposé par Fengel et Wegener en 1984 montrant l'association de la structure moléculaire des substances polymériques présentes dans le bois. Dans cet exemple, les hémicelluloses s'associent entre elles grâce à de nombreux ponts hydrogène, mais sont aussi fortement liées à la lignine par des liaisons covalentes. L'ensemble formé de cellulose et d'hémicellulose est appelé holocellulose. Bien que relativement proche, la composition chimique des résineux et des feuillus diffère, comme il est montré sur le Tableau 1.1.

Tableau 1. 1: Composition chimique des deux essences, d'après [13]

Constituant	Résineux (%)	Feuillus (%)
Cellulose	42 ± 2	45 ± 2
Hémicellulose	27 ± 2	30 ± 5
Lignine	28 ± 3	20 ± 4
Extractibles	3 ± 2	5 ± 3

I.1.3.1.1 La cellulose

La molécule de cellulose représente le constituant essentiel des cellules végétales et constitue la substance organique la plus abondante dans la nature. C'est un homopolymère semi-cristallin dont le motif est la cellobiose, de formule $(C_6H_{10}O_5)_n$ (cf Figure 1.7). La cellulose est caractérisée par un degré de polymérisation compris entre 7000 et 15000 [5] ce qui donne des chaînes de longueur moyenne 3,5 nm et de résistance à la traction de 800 MPa [7].

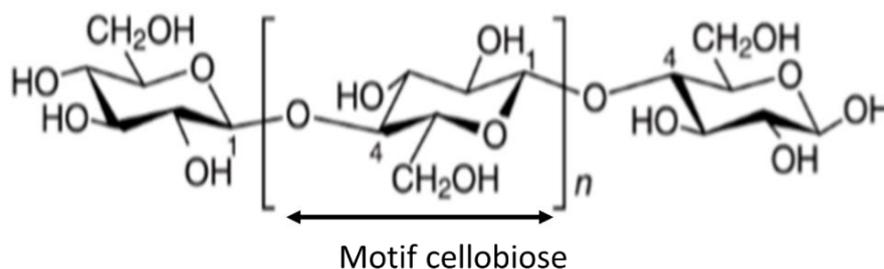


Figure 1. 7: Formule semi-développée d'une macromolécule de cellulose

I.1.3.1.2 Les hémicelluloses

Les hémicelluloses sont des polysaccharides formés par des monomères d'hexoses, acides hexuriques et désoxyhexoses [5] (cf Figure 1.8). La chaîne principale peut être constituée d'un seul ou de plusieurs de ces motifs.

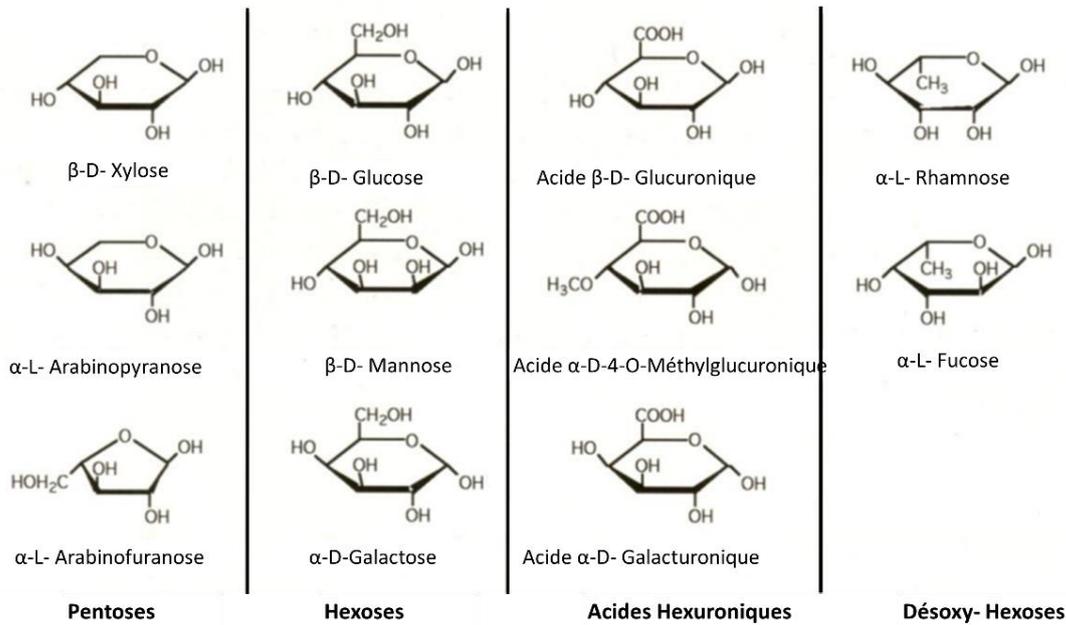


Figure 1. 8: Constituants élémentaires des hémicelluloses

Les chaînes des hémicelluloses ont un degré de polymérisation plus faible que celui de la cellulose [3]. Généralement, les hémicelluloses ont une structure amorphe et réagissent rapidement, car elles sont thermiquement moins stables que la cellulose [9]. Les résineux et les feuillus peuvent se différencier par les types d'hémicelluloses, ou par les proportions des motifs (pentoses, hexoses...) qui les constituent.

I.1.3.1.3 La lignine

La lignine est la substance organique la plus abondante sur terre après la cellulose. Il s'agit d'un thermoplastique amorphe qui ne se présente pas sous la même conformation dans les différentes zones de la paroi cellulaire, notamment parce que les chaînes constitutives sont construites à partir d'une diversité de motifs (cf Figure 1.9). Dans la lamelle mitoyenne, les macromolécules de lignine se présentent sous la forme d'un réseau tridimensionnel, tandis que dans la paroi secondaire, elle est sous la forme d'un réseau 2D [10]. La lignine possède des propriétés

mécaniques équivalentes à celles des hémicelluloses, mais son caractère hydrophobe la rend également insensible aux variations d'humidité [8].

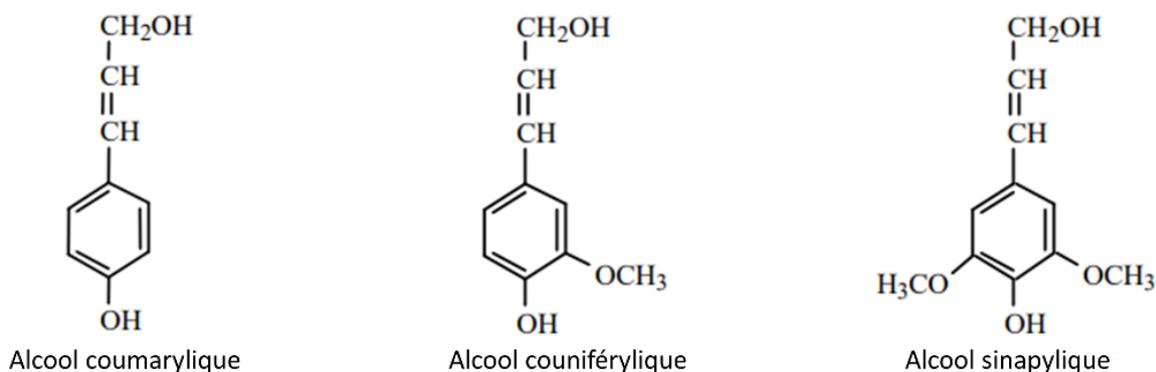


Figure 1. 9: Motifs constitutifs des macromolécules de lignine

L'étude de la structure de la lignine est complexe car elle est fortement liée avec les autres constituants de la paroi cellulaire. Elle ne peut être dissociée qu'après traitements physiques ou chimiques.

I.1.3.1.4 Les extractibles et les minéraux

Mis à part les constituants majoritaires du bois (cellulose, hémicellulose et lignine), on trouve aussi une proportion non négligeable de substances non ligno-cellulosiques : les extractibles.

Le taux d'extractibles est très variable entre selon essences [11]. La présence des extractibles dans le bois est à l'origine de nombreuses propriétés (durabilité, odeur, couleur, résistance au pourrissement...). Les extractibles sont des composés de faibles masses moléculaires vis-à-vis des autres constituants du bois, qui sont principalement concentrés dans le lumen de la cellule [10]. Certains extractibles sont lipophiles, alors que d'autres sont hydrophiles [12], et peuvent être classés en trois catégories : (1) Les terpénoïdes (myrcène, limonène, α -pinène), (2) les polyphénols (tannins, flavonoides, tropolones, stilbènes ...) et (3) les composés aliphatiques (acide gras, alcaloïdes ...) [2]. En plus de ces extractibles d'origine organique, le bois contient également en très faible quantité des substances minérales, parfois appelées cendres. Ce sont des résidus obtenus après combustion du matériau à haute température.

I.4 Les propriétés hydriques et physico-chimiques du bois

I.1.4.1 Les propriétés hydriques

Une des principales propriétés connues du bois est l'hygroscopie, qui rend son utilisation sensible à l'environnement et notamment aux variations d'humidité. Le bois peut absorber et libérer de l'eau sous forme liquide ou gazeuse, en fonction de son état d'équilibre avec les conditions environnementales (température et humidité). Il subit donc de fortes variations dimensionnelles face au taux d'humidité. La 1.10 montre les deux phénomènes qui peuvent se produire dans le bois en fonction de l'humidité : le phénomène de retrait, correspondant à un rétrécissement des dimensions du bois, quand le matériau perd de l'eau (Figure 1.10.a), et le gonflement correspondant à l'absorption d'eau, ce qui provoque une augmentation dimensionnelle (Figure 1.10.b).

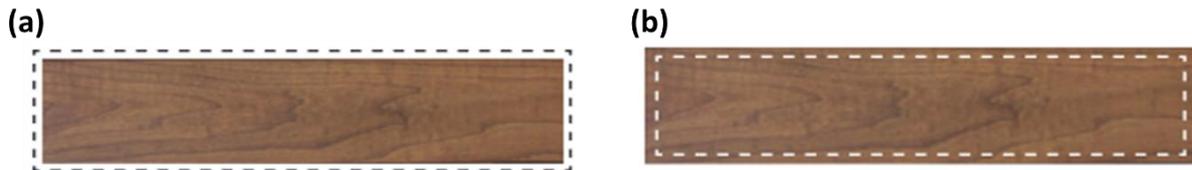


Figure 1. 10: Variation des dimensions du bois selon le taux d'humidité (en pointillé la dimension initiale) (a) perte d'humidité (retrait) et (b) reprise d'humidité (gonflement)

La teneur en eau (**H**) du bois peut être mesurée de deux façons différentes : (1) avec une méthode directe, utilisant un appareil électrique particulier : l'humidimètre, (2) avec une méthode indirecte, par pesée. Cette dernière est une méthode normalisée qui consiste à comparer la masse d'un échantillon relativement à sa masse dans son état anhydre (bois sec) et calculée suivant l'Équation 1.

$$H (\%) = \frac{(m - m_0)}{m_0} \times 100 \quad \text{Équation 1}$$

(**m**) = la masse de l'échantillon de bois à la teneur en eau (**H**) : (**m₀**) = sa masse à l'état anhydre.

La valeur de (**H**) est influencée par deux facteurs : l'humidité relative de l'air et la température de l'environnement. L'eau est présente dans le bois sous trois formes : (1) libre (eau d'absorption), (2) liée (eau d'adsorption) et (3) vapeur (cf Figure 1.11).

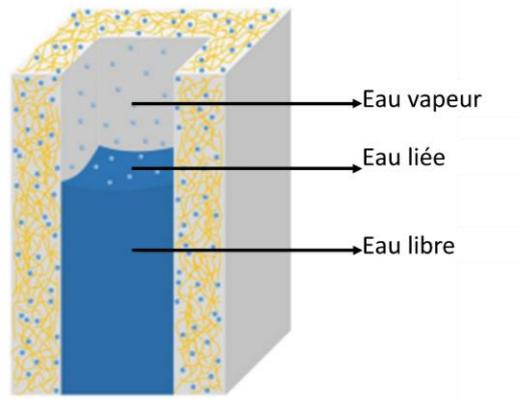


Figure 1. 11: Représentation schématique des états de l'eau dans le bois

I.1.4.1.1 Eau libre

Quand l'eau est présente à l'état liquide, appelée eau capillaire, elle remplit les lumens des cellules du bois et ne provoque pas de déformations hygromécaniques (gonflement/retrait) lors d'effets de sorption (adsorption/désorption) [13]. Les molécules d'eau sont soumises à des forces de gravité. Au cours du séchage, c'est cette eau libre qui s'évapore la première [14].

I.1.4.1.2 Eau liée

Elle est fixée aux parois cellulaires du bois par des forces intermoléculaires (liaisons hydroxyles et hydrogènes). Elle se fixe d'abord sur les hémicelluloses car la cellulose est moins hydrophile et la lignine est, de tous les constituants du bois, la plus hydrophobe [10]. L'eau liée est à l'origine des déformations hygromécaniques du bois.

I.1.4.1.3 Eau vapeur

L'eau vapeur est considérée comme un élément chimique du bois et ne disparaît complètement qu'après la destruction du matériau. Il s'agit de molécules d'eau présentes dans les lumens en équilibre thermodynamique avec les parois cellulaires sous forme de vapeur [15].

I.1.4.2 Les propriétés thermo-physiques

Dans ce paragraphe, nous rappelons seulement les propriétés qui seront utilisées dans la suite de l'étude. D'un point de vue thermique, trois propriétés intrinsèques caractérisent le matériau : la conductivité thermique, la capacité calorifique et la diffusivité.

I.4.2.1 La masse volumique (ρ)

Tous les bois n'ont pas la même masse volumique. Le Tableau 1.2 montre les différentes catégories de bois, en fonction de leurs masses volumiques qui varient entre 350 et 1200 kg/m³ [16].

Tableau 1. 2: Catégorisation du bois selon la masse volumique, d'après [16]

Masse volumique en kg/m ³	Catégorie du bois
$\rho < 500$	Bois très léger
$500 < \rho < 650$	Bois léger
$650 < \rho < 800$	Bois mi-lourd
$800 < \rho < 950$	Bois lourd
$\rho > 950$	Bois très lourd

La masse volumique varie non seulement d'une essence à l'autre, mais aussi au sein même du bois (cf Figure 1.12). Knapic *et al.*[17] ont montré que la densité n'est pas constante, ceci étant dû à la présence des cernes annuels.

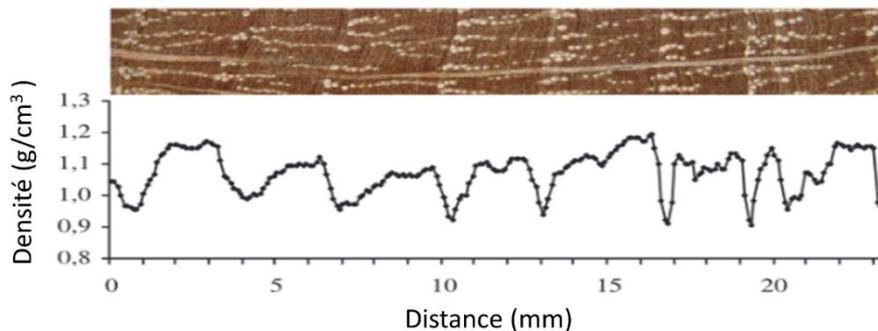


Figure 1. 12: Variation de la densité pour un chêne liée à l'existence des cernes annuels, d'après [17]

La variation de la masse volumique (ρ) du bois en fonction de la température est une donnée très importante concernant le comportement thermique du matériau. Plusieurs chercheurs ont étudié l'effet de la température sur la densité du bois [18][19][20]. La Figure 1.13 montre une comparaison des résultats trouvés par Knudson et Janssens, ainsi qu'une courbe proposée par le logiciel Eurocode 5. On remarque d'abord que toutes les courbes ont la même allure de variation de la densité avec la température. Initialement, une faible variation de (ρ) jusqu'à 200 °C correspond au retrait des eaux dans le bois (liée et libre). Ensuite, le mécanisme de

pyrolyse se déclenche et se poursuit jusqu'à 350 °C. La pyrolyse est une étape qui correspond à la dégradation thermique des constituants organiques du bois, accompagnée d'une forte réduction de masse. Au-delà de 350 °C, la masse volumique varie légèrement due à la formation de charbon.

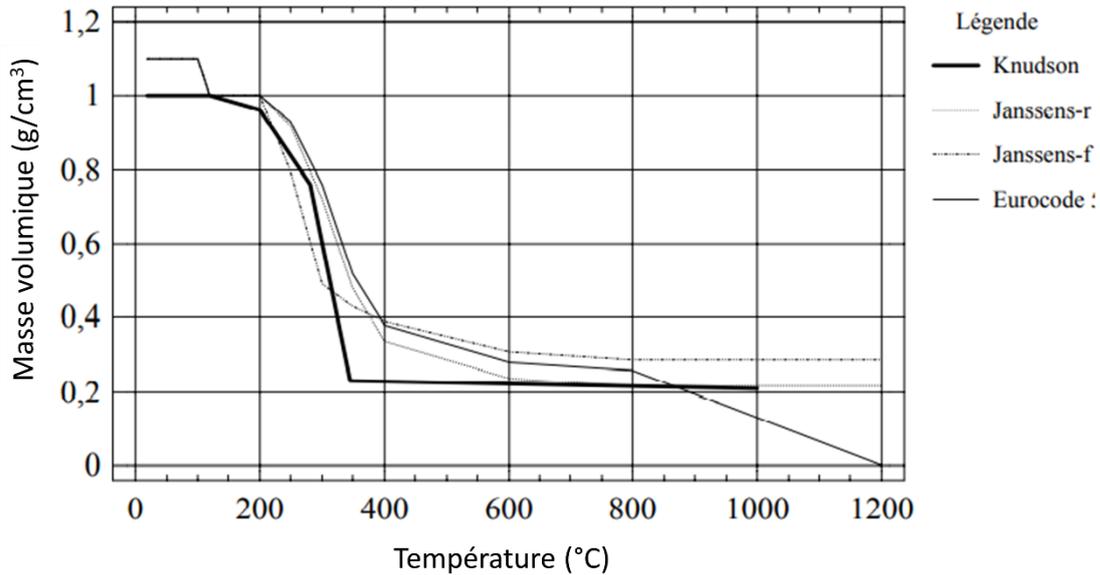


Figure 1. 13: Comparaison de l'évolution de la densité d'un résineux en fonction de la température, d'après [20]

I.1.4.2.2 La conductivité thermique (λ)

La conductivité thermique (λ) en W/m.K d'un matériau est liée à la puissance thermique surfacique transmise par unité de longueur lorsque celui-ci est soumis à une différence de température de 1 K. Celle du bois est modérée, et elle dépend de l'espèce, de la masse volumique, de l'humidité du bois, de la température mais aussi de la teneur des extractibles et de la structure interne du matériau cellulosique [21]. De nombreux chercheurs ont étudié l'influence de la température sur la conductivité thermique du bois [22][23][24]. La Figure 1.14.a montre une diminution de (λ) en fonction de la température. Au-delà de 200 °C, la diminution de la conductivité thermique est plus importante. L'effet de l'humidité sur la conductivité thermique du bois est montrée sur la Figure 1.14.b avec l'augmentation de l'humidité, la conductivité thermique augmente de manière rapide pour ensuite se stabiliser [23].

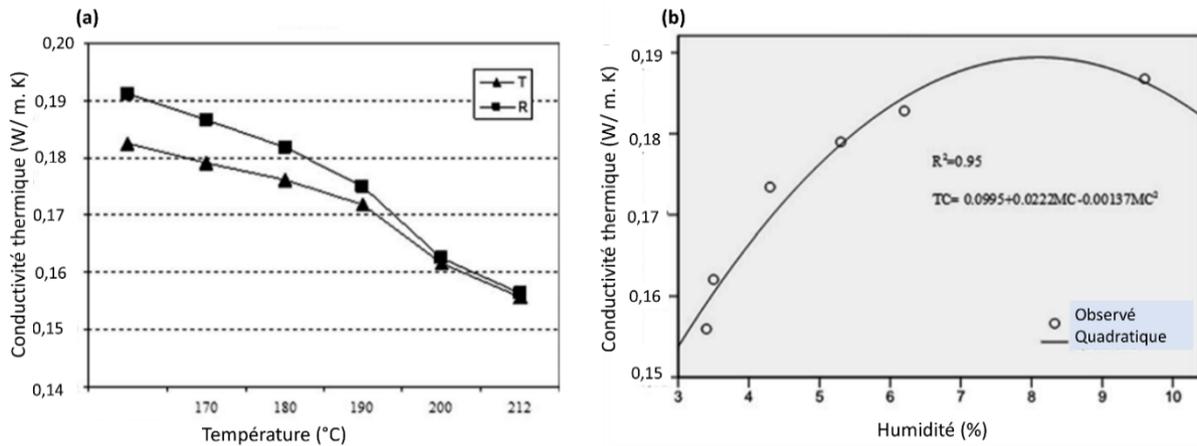


Figure 1. 14 : (a) Effet de la température suivant le sens T (Tangentiel) et R (Radial) sur la conductivité thermique - (b) Effet de l'humidité sur la conductivité thermique pour un bois de hêtre, d'après [23]

I.1.4.2.3 La chaleur spécifique (C_p)

Le bois est un matériau poreux qui facilite le mécanisme de transfert de chaleur, lequel influe sur la chaleur spécifique (C_p) en J/g.°C. Ce matériau possède une partie solide (fibre + matrice) et un autre liquide (eau). On considère que la chaleur spécifique du bois est la somme de celle des composants cités précédemment. Comme c'est le cas de la plupart des matériaux, la capacité calorifique du bois augmente de façon linéaire avec la température, pour une valeur d'humidité donnée (cf Figure 1.15). Plus le taux d'humidité présent dans le bois est important, plus sa capacité calorifique augmente.

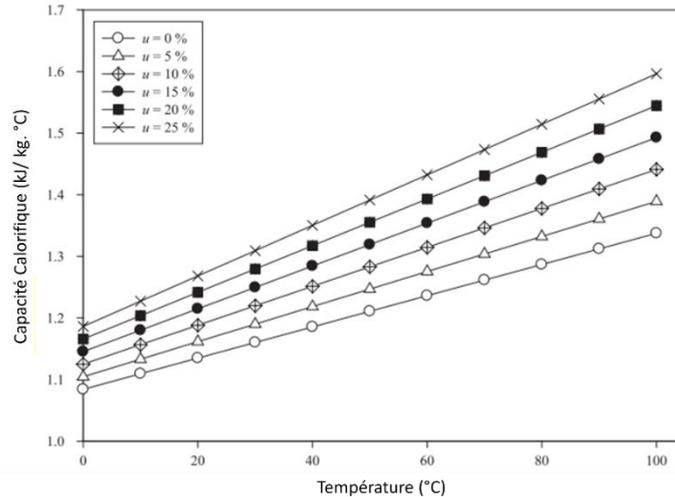


Figure 1. 15: Relation entre la capacité calorifique et la température pour différentes humidités [0 – 25 %], d'après [24]

I.1.4.2.4 La diffusivité thermique (α)

La diffusivité thermique (α) en m^2/s est le troisième paramètre physique important qui exprime la réponse du milieu à une perturbation thermique. Il révèle la dynamique des différents mécanismes de conduction et l'effet de la microstructure sur la conduction de la chaleur dans le bois. Les quelques publications sur le sujet ont été bien répertoriées dans l'article de Steinhagen *et al.*[22].

I.2 Soudage du bois par frottement

I.2.1 Intérêts, modalités et paramètres opératoires du procédé

Si les techniques de soudage par friction (Linear et Rotary Friction Welding, Friction STIR welding) [25 – 29] sont largement appliquées dans de nombreux secteurs industriels pour l'assemblage d'alliages métalliques et de thermoplastiques variés, il est ici question d'un procédé novateur permettant l'assemblage de pièces massives de bois, sans aucun adhésif. Le soudage du bois par frottement a été découvert pour la première fois et breveté en 1996 par Sutthoff [27]. Les atouts de cette technique résident dans le fait que le temps nécessaire à la réalisation de l'assemblage est inférieur à la minute sans qu'aucune préparation des surfaces ne soit nécessaire. Les premières études cherchant à mieux comprendre les phénomènes physiques aboutissant à la création d'une interface soudée ont été menées à partir de 2003 par Gfeller et Pizzi *et al.* [26][28]. Fondamentalement, le procédé est basé sur la transformation locale du matériau dans l'interface de contact, induite par la hausse de température provoquée par

l'échauffement frictionnel. Il en résulte la fusion de certains constituants du bois et la formation d'un joint de soudure qui peut être décrit comme un composite de fibres enchevêtrées noyées dans une matrice de matériau intercellulaire de bois partiellement fondu [27]. Comme diverses études en témoignent, le procédé est applicable à une grande variété d'essences de bois comme le hêtre [28 – 31], l'épicéa [30 – 32], le chêne [26] [29][30] [31], le pin [32][33], le bouleau [33][34], le peuplier [33], l'érable [31], l'eucalyptus [35][36], le bambou [37][38], et même des bois traités thermiquement au préalable [33][36].

Le procédé de soudage du bois par frottement offre ainsi une alternative pertinente au collage traditionnel. En effet, les colles sont classiquement issues de l'industrie pétrochimique et nécessitent de longs temps de prise (jusqu'à 24h) ainsi que de multiples manipulations ce qui limite le flux de production et la flexibilité souvent requise. Les émanations de composés organiques parfois nocifs qui résultent de l'emploi des colles sont également des problèmes majeurs lors de la production. Le soudage du bois par frottement pourrait alors constituer une alternative efficace pour l'industrie. Il a en effet été démontré que cette technique permettait de produire rapidement un joint de soudure d'une résistance mécanique acceptable, et ceci sans aucun apport de matière extérieure [39][40]. De plus, la tenue mécanique maximale de l'assemblage est obtenue immédiatement après l'opération de soudage ce qui engendre un avantage indéniable par rapport aux assemblages collés pour lesquels elle n'est atteinte qu'après polymérisation complète de la colle. Un gain en termes de productivité et de réduction des coûts peut alors être attendu, mais le principal avantage du procédé réside dans son caractère respectueux de l'environnement à la fois lors de la production d'un assemblage mais aussi lors de son utilisation. La littérature révèle que le procédé peut être pratiqué sur des pièces en bois massives de dimension centimétriques voire décimétriques et selon trois modalités : le soudage orbital, le soudage rotatif, et le soudage alternatif linéaire (également nommé soudage vibratoire). Ces trois modalités de soudage, qui exploitent des géométries de contact tribologique conformes (cylindre/cylindre ou cône/cylindre) ou bien plan/plan, sont définies dans le prochain paragraphe de ce manuscrit.

I.2.1.1 Les modalités de soudage du bois par frottement

I.2.1.1.1 Soudage rotatif

Le soudage du bois en mode rotatif intervient comme une alternative aux assemblages cloutés ou à l'adjonction de colles dans les assemblages chevillés. Le soudage rotatif est classiquement opéré à l'aide d'une perceuse à colonne dont le mandrin maintient une pièce axisymétrique

nommée tourillon. L'opération peut être réalisée selon deux configurations. Dans la première configuration, un tourillon cylindrique entraîné en rotation autour de son propre axe est inséré sous une pression normale dans une pièce en bois massif pré-percée d'un diamètre légèrement inférieur au diamètre du tourillon. Dans la seconde configuration, l'extrémité du tourillon a une géométrie conique et cette fois-ci la pièce antagoniste n'est pas pré-percée. La Figure 1.16 illustre le principe du soudage rotatif selon ces deux configurations. Dans les deux cas, l'action conjointe de la pression et de la vitesse de rotation provoque une augmentation de la température dans l'interface cylindrique ou conique, conduisant à une transformation locale du matériau dans un laps de temps très court de l'ordre de 2 à 3 secondes, après quoi la rotation est stoppée. Par la suite, le maintien des deux pièces lors du refroidissement naturel du joint de soudure préalablement formé est exigé à l'aide d'une pince manuelle ou mécanique afin d'obtenir une résistance mécanique acceptable [40]. En l'absence de maintien sous pression lors du refroidissement, la résistance de l'assemblage s'en trouve considérablement amoindrie [41].

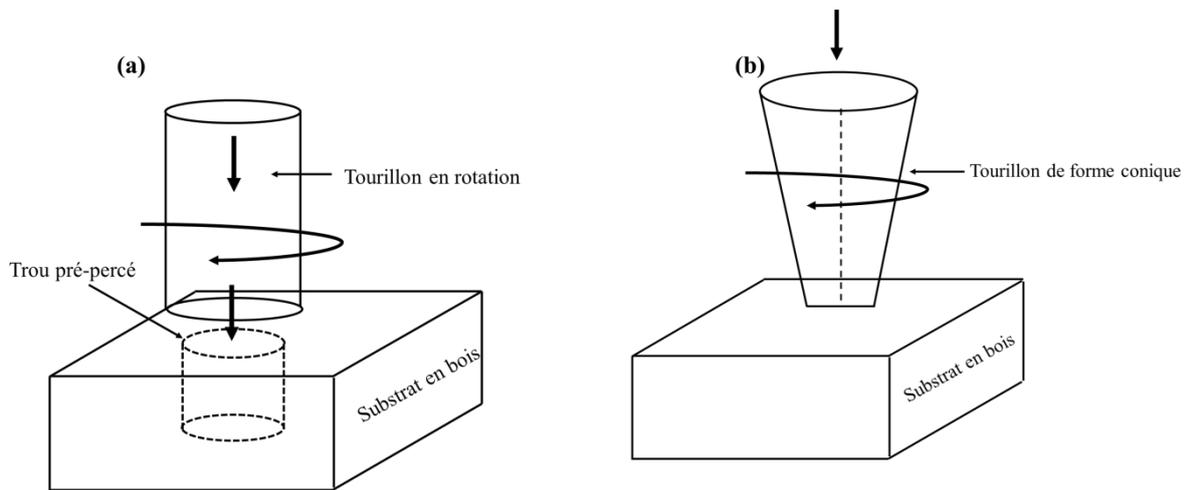


Figure 1. 16: Schéma de principe du soudage du bois par frottement rotatif, (a) tourillon cylindrique – (b) tourillon conique

Dans le cas de la configuration géométrique cylindre/cylindre conforme, la différence relative entre le diamètre du tourillon et celui du trou dans le substrat constitue le paramètre le plus important qui conditionne la résistance mécanique du joint [40]. Plus la différence relative de ces deux diamètres est faible, plus les efforts de frottement dans l'interface sont importants, et par conséquent, plus la température conduisant à la transformation des matériaux est atteinte rapidement pour engendrer une soudure efficace. Notons que l'effet d'autres paramètres opératoires sur la structure et la résistance mécanique de l'assemblage ont été aussi étudiés pour

cette modalité de soudage telles que la vitesse de rotation et d'insertion du tourillon. De manière non intuitive, une élévation trop brusque de la température de l'interface provoque une carbonisation qui réduit les propriétés mécaniques du joint de soudure [42]. L'essence du bois utilisé a également un effet notable sur la résistance de soudure, ce qui conduit à une adaptation de temps de frottement lors du procédé. L'orientation des rayons ligneux semble aussi avoir un effet sur l'adhérence du joint. Le frottement sur une coupe tangentielle du bois abouti à une meilleure résistance mécanique (avec un écart type beaucoup plus faible) par rapport aux deux autres orientations (radiale et longitudinale) [39].

I.2.1.1.2 Soudage orbital

Historiquement, le soudage orbital a été l'une des premières modalités du procédé à être envisagée par analogie avec le soudage des thermoplastiques. Il a été essentiellement étudié par Stamm *et al.*, en 2005, mais la littérature semble s'en être désintéressée par la suite. Selon cette modalité de soudage, le contact des deux pièces en bois présente une géométrie plan/plan, l'une des deux pièces est fixe, et la seconde pièce est animée d'un mouvement orbital de petite amplitude au regard de la dimension des pièces, autour d'un axe perpendiculaire à l'interface. De ce fait, l'orientation relative des pièces ne varie pas au cours du procédé (contrairement au soudage rotatif), et les efforts de frottement ainsi que la vitesse, bien que multidirectionnels, ne changent pas de sens [43] (cf Figure 1.17).

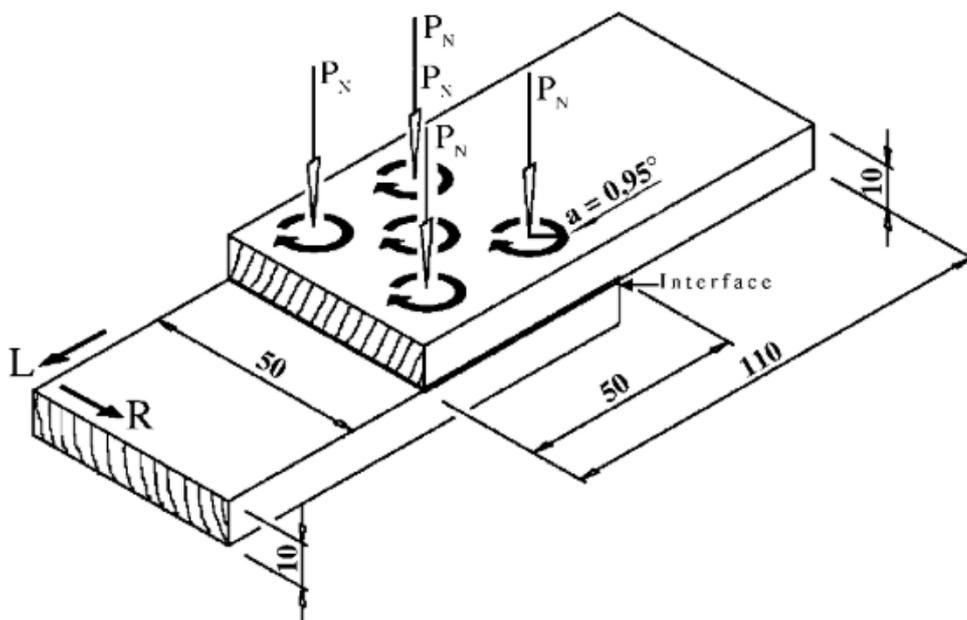


Figure 1. 17: Représentation schématique du soudage orbital, d'après [49]

L'influence de la pression de soudage et de la fréquence du mouvement orbital sur l'évolution du coefficient de frottement a été étudiée [44], constituant l'une des très rares études d'ordre tribologique du procédé. L'évaluation de la résistance mécanique des joints de soudure sollicités en cisaillement a été conjointement menée. Dans des conditions « standards » (pression normale = 0,63 MPa, amplitude de l'orbite = 0,95 mm, et fréquence = 130 Hz), une résistance mécanique maximale de 4,2 MPa a été obtenue sur du hêtre.

I.2.1.1.3 Soudage linéaire alternatif

Ce type de soudage permet d'assembler deux pièces en bois massif qui sont initialement animées d'un mouvement relatif linéaire alternatif selon une géométrie de contact plan/plan (Figure 1.18). Dans cette modalité, et contrairement au soudage orbital, la direction des vecteurs vitesse et force de frottement ne changent pas tandis que leurs sens varient alternativement au cours du procédé. Une pression entre les deux pièces est appliquée perpendiculairement à l'interface, et l'assemblage est classiquement obtenu en quelques secondes. Le frottement est généralement effectué sous une fréquence et une amplitude de débattement linéaire bien définies. Une fois que la température nécessaire pour créer la zone de fusion locale est atteinte, la vibration est stoppée puis le joint de soudure ainsi formé est refroidi sous une pression de maintien pendant quelques minutes jusqu'à solidification. On notera que l'intégralité des essais de soudage reportés dans la littérature ont été effectués à l'aide d'un dispositif permettant d'appliquer des pressions normales allant jusqu'à 4 MPa et un déplacement relatif d'échantillons centimétriques de quelques mm jusqu'à une fréquence 150 Hz.

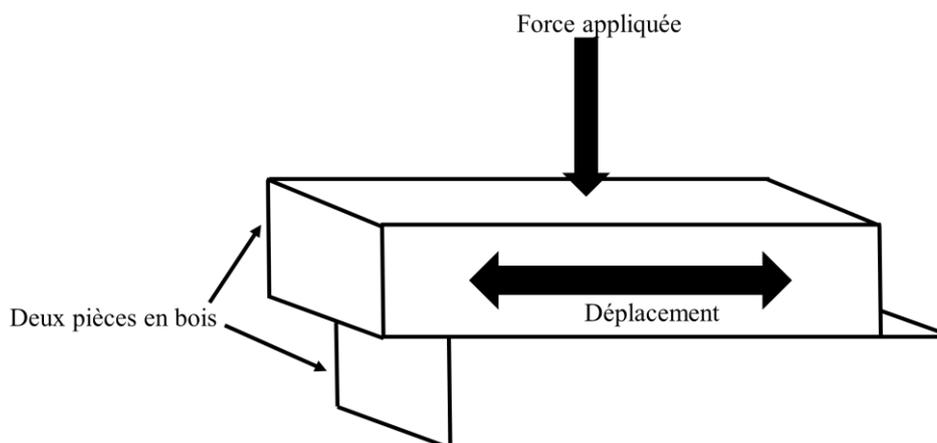


Figure 1. 18: Schéma de principe de soudage du bois par frottement linéaire alternatif

Selon cette modalité de soudage, il a été démontré que la résistance mécanique en traction des joints de soudure pouvait atteindre jusqu'à 11 MPa [28][29]. Plusieurs études dans la littérature ont étudié l'influence des paramètres du procédé sur la modification locale du matériau, l'élévation de température de l'interface, et la résistance mécanique du joint de soudure obtenu [45][46]. Les résultats montrent notamment que la résistance mécanique du joint dépend non seulement des paramètres liés à la phase de frottement tels que l'amplitude de déplacement relatif, la pression de soudage et la fréquence de débattement, mais aussi aux paramètres liés à la phase de refroidissement tels que le temps et la pression de maintien.

Si les phénomènes mécaniques, thermiques, et physico-chimiques ainsi que les modifications locales du matériau sont semblables pour les trois modalités de soudage, celles-ci présentent néanmoins des variations opératoires et de qualité du joint obtenu, qui sont partiellement recensées dans le Tableau 1.3. Enfin, il est important de noter que le soudage linéaire est de loin la modalité qui a été la plus étudiée dans la littérature, et que les travaux consignés dans ce manuscrit se focalisent exclusivement sur cette modalité de frottement. De ce fait, les prochains paragraphes de ce chapitre s'attachent à décrire plus en détail les paramètres opératoires et les phénomènes physiques liés à ce procédé.

Tableau 1. 3: Tableau comparatif entre les différentes modalités de soudage du bois

Modalité de soudage	Temps de soudage	Quantité de matière éjectée lors du procédé	Sensibilité à l'eau du joint de soudure	Importance dans la littérature (nombre d'articles)
Linéaire	Environ 5 s	Beaucoup	Très sensible	57
Rotatif	Environ 2 s	Pas ou peu	Peu sensible	18
Orbital	Environ 40 s	Pas d'étude	Pas d'étude	2

I.2.1.2 Les paramètres opératoires du soudage du bois par frottement linéaire

Si le procédé de soudage du bois par frottement a été parfois pratiqué dans des conditions de contact variables dites multi-passes [47][48], il suit plus généralement un principe opératoire bien déterminé et caractérisé par différents paramètres qui influent de manière directe ou indirecte sur la qualité du joint de soudure. Le protocole classique du procédé de soudage par frottement linéaire alternatif comprend deux phases consécutives :

- Phase de frottement : déplacement relatif d'une pièce en bois par rapport à une autre, sous l'action conjuguée d'une force normale à la surface de contact entre les deux pièces.
- Phase de maintien : arrêt du mouvement relatif et refroidissement de l'interface sous l'action d'une pression de contact statique.

Ces deux phases font intervenir un certain nombre de paramètres opératoires qui sont recensés sur la Figure 1.19. Pratiquement, lors de la réalisation d'un essai de soudage, ceci revient à : (i) fixer la position d'une pièce tout en appliquant une amplitude (**h**) et une fréquence (**f**) de déplacement de l'autre pièce, (ii) appliquer une force normale (**F_N**) pendant une certaine durée nommée « temps de soudage » puis, lors de la phase de maintien, à (iii) appliquer une nouvelle pression (pression de maintien) pendant une durée nommée « temps de maintien ».

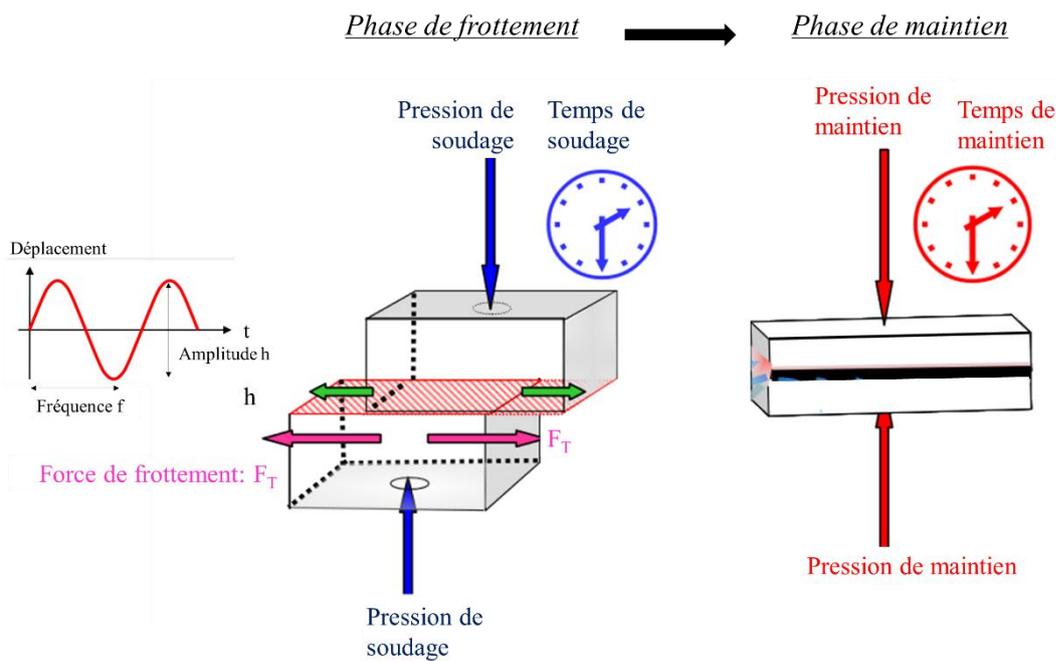


Figure 1. 19: Schéma de principe du soudage du bois par frottement linéaire indiquant les paramètres techniques à contrôler pendant les deux phases

Au cours de la première phase, le matériau bois subit des transformations morphologiques, physiques et chimiques au niveau de la surface de contact [42], un important dégagement gazeux est constaté [49], les pièces s'usent de manière plus ou moins importante [50], et un pourcentage non négligeable d'extrudât (environ 1/3 de la masse totale perdue) est éjecté du

contact, ces derniers étant des agglomérats de lignine surchauffée mélangés à des fibres arrachées à l'interface. Dans le contact, un réseau complexe se crée entre les fibres et les constituants du bois, principalement la lignine, laquelle se solidifie ensuite lors de son refroidissement au cours de la phase de maintien. Compte tenu de ces événements, d'autres paramètres liés aux échantillons et aux matériaux impliqués tiennent donc une importance capitale dans la conduite et la réussite du procédé, tels que l'essence et la direction de prélèvement des échantillons, ainsi que leur état de surface.

In fine, la littérature recense ainsi un certain nombre de paramètres influent, et qui peuvent être classés en trois catégories, comme l'indique le Tableau 1.4.

Tableau 1. 4: Tableau résumant les différents paramètres étudiés dans la littérature : opératoires, des échantillons, et des matériaux

Les paramètres opératoires	Les paramètres des échantillons	Les paramètres des matériaux
1. Pression de soudage (p_s)	1. Hygrométrie	1. Essence du bois (résineux/feuillus)
2. Temps de soudage (t_s)	2. État de surface	2. Orientation des rayons ligneux
3. Fréquence (f)	3. Éventuel traitement thermique réalisé au préalable	3. Type de bois (aubier/duramen)
4. Amplitude de déplacement (Δh)		
5. Pression de maintien (p_m)		
6. Temps de maintien (t_m)		

De plus, le bois présentant un comportement hygroscopique et thermique très sensible, il convient de rappeler l'importance de tenir compte des conditions environnementales (température et humidité relative) lors du stockage du matériau et lors des essais de frottement.

I.2.2 Résistance mécanique des joints soudés

La résistance mécanique des assemblages soudés par frottement est très classiquement évaluée par des essais de traction uniaxiales ou bien des essais de cisaillement pur (cf Figure 1.20). Les préconisations normatives indiquent de stocker les échantillons soudés en bois dans une chambre climatique à $20\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$ et en maintenant une humidité relative de $65\% \pm 5\%$ avant de réaliser les essais mécaniques [51], lesquels sont effectués à une vitesse de déplacement relatif de 2 mm/min [52].

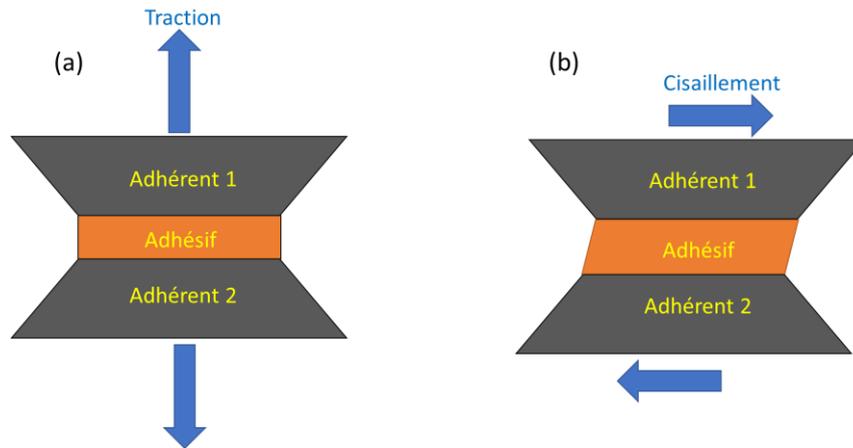


Figure 1. 20: Principe de la sollicitation en (a) traction, ou (b) cisaillement pour des échantillons assemblés

Gfeller *et al.*[28] ont publié les premiers résultats portant sur l'influence des paramètres de soudage sur la résistance mécanique du joint de soudure obtenu en frottement linéaire. Cette résistance est corrélée à la pression de soudage (p_s), au temps de soudage (t_s), à la fréquence (f), au temps de maintien (t_m), à la pression de maintien (p_m), à l'essence du bois considérée, et à l'orientation des cernes annuels par rapport à la direction de frottement. L'influence de ces paramètres s'est avérée déterminante dans l'obtention d'une résistance de joint comparable ou parfois supérieure à celle préconisée dans la norme européenne EN 205-D1 [53]. Le rôle des paramètres opératoires, de l'échantillon, et du matériau sur la résistance mécanique du joint de soudure est discuté dans les prochains paragraphes.

I.2.2.1 Influence de l'amplitude de déplacement relatif (Δh)

Très peu d'études se sont portées sur l'influence de l'amplitude de déplacement (h) sur la résistance du joint de soudure. Néanmoins, pour une fréquence de déplacement fixée, il a été montré qu'une amplitude trop faible (1 mm plutôt que 3 mm) ne permettait pas d'atteindre une résistance de joint suffisante [28]. D'autres études ont montré qu'il existe une forte relation entre la fréquence et le déplacement. Puisque l'éjection de l'extrudât est physiquement entraînée par le mouvement linéaire alternatif, une augmentation de la fréquence de frottement nécessite l'application d'un déplacement plus faible pour limiter l'éjection de matière nécessaire à la formation du joint [54]. Classiquement, des déplacements de 2 à 3 mm ont été utilisés dans le but d'obtenir à la fois une bonne liaison mécanique et de réduire la quantité de matériau éjecté.

I.2.2.2 Influence de la pression de soudage (p_s)

La pression de soudage (p_s) influe fortement sur la qualité mécanique du joint formé. Plus la pression de soudage appliquée est élevée, dans un intervalle compris entre 0,4 et 4 MPa, plus la résistance à la traction est importante plus le joint de soudure montre une bonne adhérence [28][26][33][38][46][47][55 – 58]. Dans les travaux de Gfeller *et al.* sur des échantillons de hêtre [28], pour un temps de soudage de 4 s, une pression de soudage de 2,3 MPa et une amplitude de 3 mm, une résistance mécanique de 7,61 MPa est atteinte, alors qu'elle chute à 1,43 MPa pour $p_s = 0,4$ MPa. Les mêmes conclusions ont été obtenues par Vaziri *et al.*[57] et Amirou *et al.*[55] en évaluant cette fois-ci la résistance en cisaillement obtenue respectivement avec du pin et de l'épicéa. En revanche, la littérature n'indique pas s'il existe une pression de soudage critique au-delà de laquelle la résistance mécanique du joint n'est plus assurée ou est amoindrie.

I.2.2.3 Influence du temps de soudage (t_s)

Les résultats obtenus par Ruponen *et al.*[34] sont présentés sur la Figure 1.21: ils montrent l'influence de la variation du temps de soudage sur la résistance mécanique du joint. On remarque que la résistance s'améliore avec l'augmentation du temps de soudage avant de rencontrer une chute après un temps optimal de 3,5 s pour lequel la résistance en traction atteint 7,9 MPa. Une grande variabilité de la résistance est également observée, que ce soit en traction ou en cisaillement, en ne faisant varier que le temps de soudage entre 2,5 et 4 secondes.

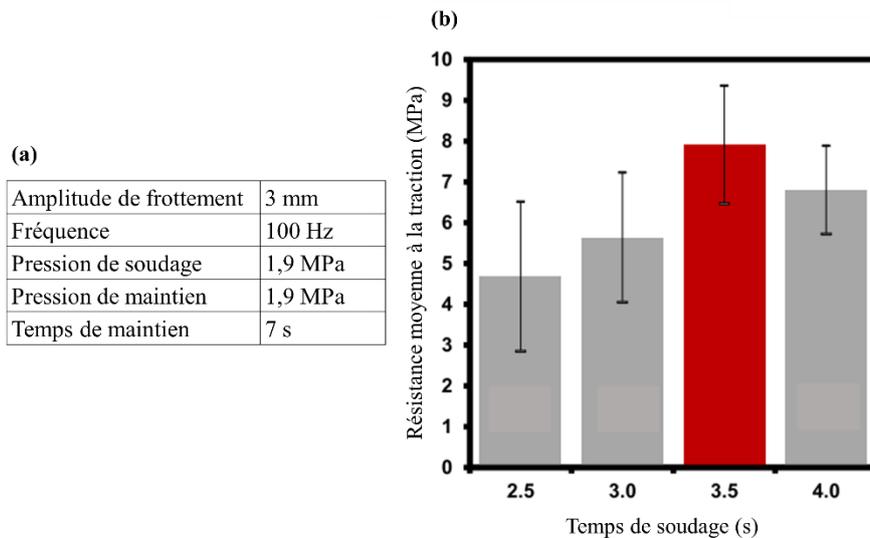


Figure 1. 21: (a) les paramètres de soudage utilisés sur le bouleau - (b) résistance à la traction en fonction du temps de soudage sur le bouleau, d'après [34]

Des résultats comparables ont été obtenus par Vaziri *et al.* sur des échantillons de pin Sylvestre, avec un (t_s) optimal de 2,8 s, lorsque le soudage est effectué sous une pression de 1,3 MPa et un temps de maintien égal à 7 s. Dans ce cas, la résistance en traction et en cisaillement est deux fois supérieure à celle obtenue après collage [57]. Le temps de soudage a donc une influence capitale sur la qualité du joint de soudure, de manière indépendante, mais aussi en fonction de l'essence du bois considérée.

1.2.2.4 Influence de la direction de prélèvement de l'échantillon

Ganne-Chédeville *et al.* [50] ont étudié l'effet de l'orientation des cernes annuels par rapport à la direction de frottement (à 0°, 45° et 90°) sur la résistance mécanique du joint de soudure d'échantillons d'érable. Les essais ont été réalisés avec (t_s) = 4 s, (p_s) = 1,33 MPa et (Δh) = 3 mm. Les résultats présentés sur la Figure 1.22 indiquent que l'orientation à 0° est la plus défavorable tandis que les orientations à 45° et à 90° montrent une résistance plus satisfaisante. Une orientation préférentielle de 45° permet d'obtenir une résistance au cisaillement égale à 9 MPa.

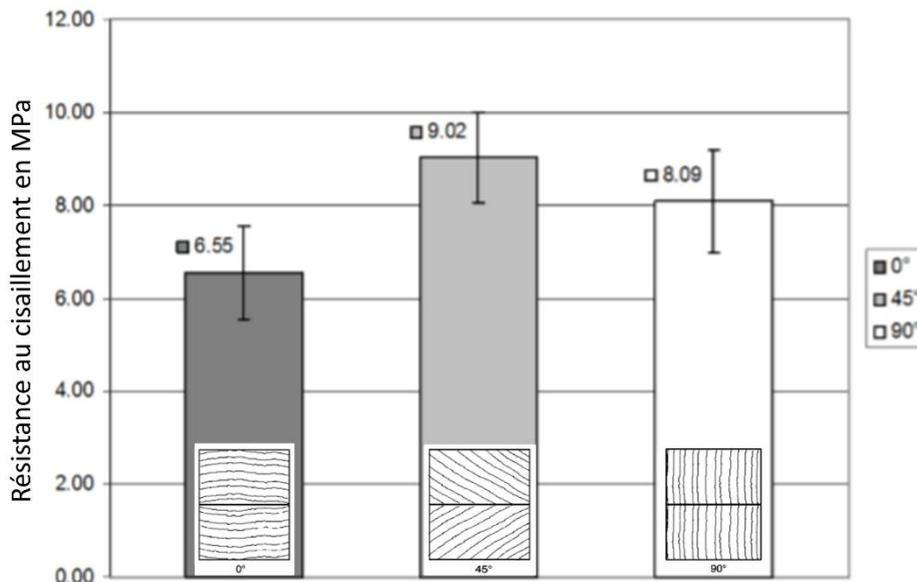


Figure 1. 22: Influence de l'orientation des cernes annuels du bois sur la résistance en cisaillement sur l'Acer Campestre, d'après [50]. La direction de frottement considérée est horizontale sur les schémas

D'autres résultats obtenus sur le hêtre et le chêne ont été publiés par Omrani *et al.* [30]. Comme l'illustre la Figure 1.22, trois configurations ont été testées en excluant l'orientation à 0°.

Pour ces deux essences, les assemblages « bout à bout » (90° par rapport à la direction de frottement) procurent cette fois-ci des résistances mécaniques supérieures aux deux configurations à 45°. L'ensemble de ces résultats montrent donc l'influence de l'orientation des échantillons sur la tenue mécanique dépendant également de l'essence de bois considérée.

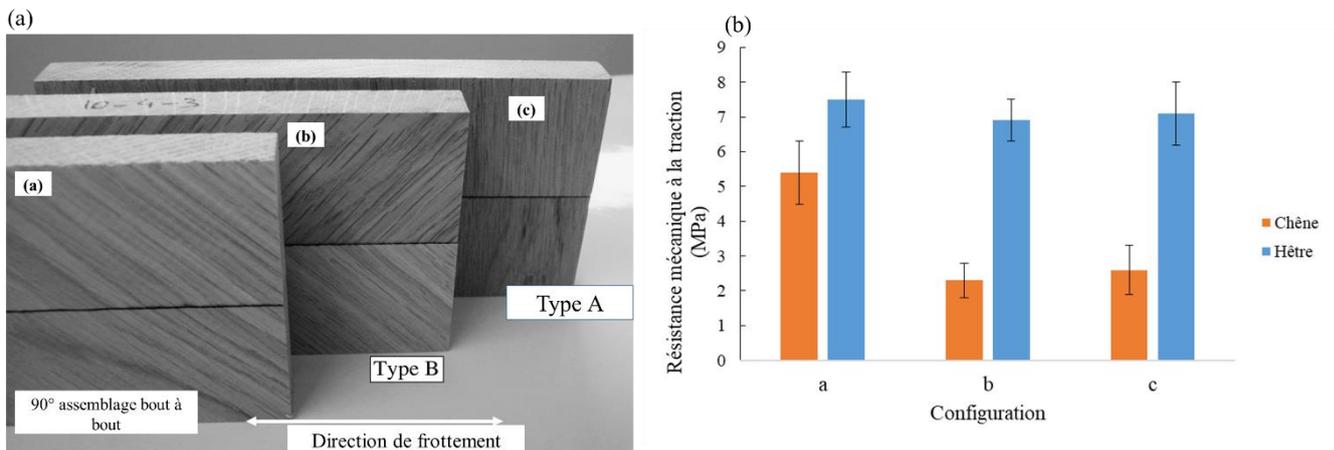


Figure 1. 23: (a) Assemblages soudés de chêne et de hêtre selon diverses orientations: (a) soudage bout à bout (90° par rapport à la direction de frottement), (b) fibres orientées à 45° formant un arête de poisson (type B), et (c) fibres parallèles orientées à 45° (type A) – (b) résultats de la résistance mécanique pour les différentes configurations, d'après [30]

I.2.2.5 Influence de l'essence de bois considérée

L'essence de bois impliquée lors du soudage tient également un rôle prépondérant sur la résistance mécanique des assemblages obtenus. De manière générale, les feuillus (de forte densité) ont incontestablement conduit à de meilleurs résultats que les résineux (de plus faible densité), qui sont beaucoup plus difficiles à souder. En utilisant les mêmes paramètres de soudage, une résistance à la traction de 11,2 MPa a été atteinte sur le hêtre (feuillu) tandis qu'elle n'excède pas 5 MPa avec l'épicéa (résineux). On notera qu'une combinaison de ces deux essences (soudage épicéa/hêtre) conduit aussi à une meilleure résistance (6,8 MPa) que celle obtenue avec les résineux seuls [29].

Parmi les feuillus, le hêtre et le chêne ont été particulièrement étudiés. Dans la configuration de type A (cf Figure 1.23) et pour des paramètres opératoires identiques, le chêne procure systématiquement une résistance mécanique supérieure [30]. Ceci a été expliqué par un

mécanisme de défibrage du matériau beaucoup plus soutenu lors du frottement pour le hêtre et pour le chêne.

Certaines essences exotiques ont également été investiguées. Des résistances au cisaillement proches de 6 MPa ont notamment été obtenues après soudage du bambou ou de l'eucalyptus [38][47]. Martins *et al.* rapportent même une résistance dépassant les 12 MPa [48], bien supérieure à celle d'autres feuillus [31][33][45], dans le cas de l'eucalyptus du Brésil qui est caractérisé par une très haute densité.

On notera néanmoins que ces essences nécessitent des temps et pression de soudage (t_s et p_s) plus élevées afin de parvenir une résistance mécanique de l'assemblage appréciable.

I.2.2.6 Influence de la fréquence (f)

Étrangement, l'effet de la fréquence de déplacement relatif entre les deux pièces a été extrêmement peu abordé. Toutes les études rapportent l'application d'une fréquence constante de 100 Hz ou bien de 150 Hz au cours des essais. Ces valeurs sont bien entendu liées au fonctionnement des dispositifs utilisés pour souder les échantillons (Branson type 2700) principalement.

Une explication de cette limitation est néanmoins fournie par Gfeller *et al.* dès 2003 : en tentant d'appliquer une fréquence bien plus élevée (240 Hz), les auteurs relatent une dégradation excessive du matériau (hêtre et épicéa) dans l'interface, qui ne permet pas de souder les pièces [28]. Cette dégradation s'explique, d'après les auteurs, par une hausse trop brusque de la température interfaciale.

I.2.2.7 Influence du protocole de maintien (t_m et p_m)

Les paramètres liés à la phase de refroidissement : le temps de maintien (t_m) et la pression de maintien (p_m), semblent aussi influents sur les propriétés mécaniques des assemblages soudés par frottement.

Comme l'indique Gfeller *et al.* une augmentation du temps de maintien (de 2 à 5 s) augmente drastiquement la résistance mécanique d'assemblages en hêtre, de 1,2 à 8,8 MPa [26]. Cet effet est attribué à la poursuite de réactions de réticulation impliquant la lignine après frottement, et sera abordé ultérieurement (cf paragraphe 2.4.3.2). Cela justifie de fixer un temps de maintien suffisant lors de la phase de refroidissement pour optimiser la résistance mécanique de l'assemblage. Bien qu'appliquée au cas du soudage orbital, la relation entre (t_m) et la résistance mécanique en cisaillement de l'assemblage obtenu a été particulièrement bien étudié par Stamm

et al.[43]. Comme l'indique la Figure 1.24, l'augmentation de la résistance mécanique avec (t_m) est jugée quadratique, de sorte qu'une consolidation accrue de l'assemblage est atteinte après environ 5 min de maintien après frottement.

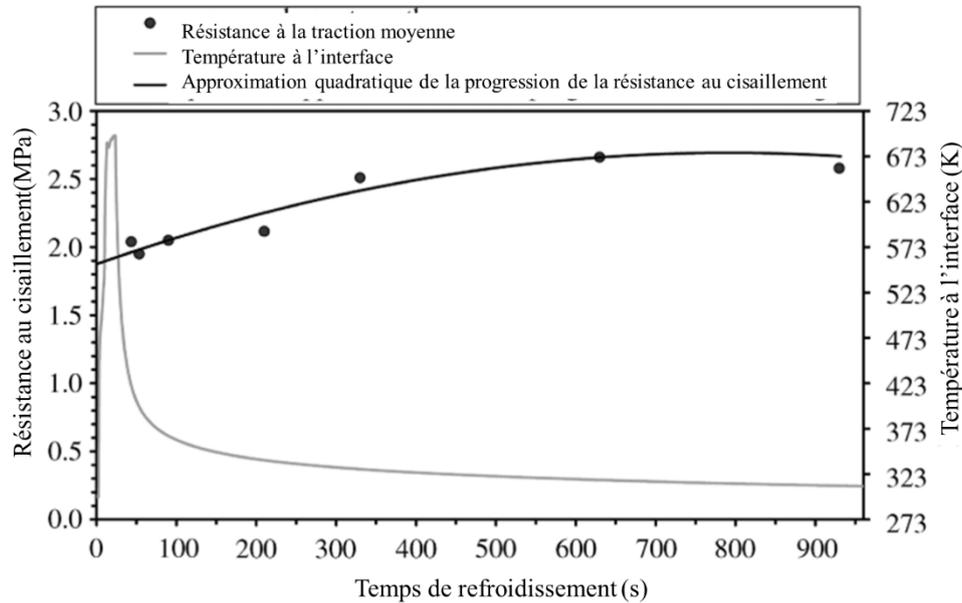


Figure 1. 24: Résistance au cisaillement d'assemblages en hêtre réalisés par soudage orbital en fonction de (t_m). Les points indiquent la valeur moyenne correspondant à 10 échantillons: la courbe noire est une approximation quadratique de l'évolution de la résistance au cisaillement, et la courbe grise indique l'évolution de la température (mesurée pour un échantillon particulier), d'après [43]

Concernant la pression de maintien (p_m), la littérature étonnamment, ne recense pas d'étude de son effet sur la résistance de l'assemblage. Toutes les études sont menées avec une valeur de (p_m) égale ou supérieure à la pression de soudage (p_s) et qui se trouve dans l'intervalle [1,3 – 1,5] MPa [28][29][30][33][54][56][58].

I.2.3 Élévation de la température à l'interface

Le processus de soudage est basé sur la chaleur générée à l'interface issue de la puissance dissipée par frottement. Stamm *et al.* ont montré que l'augmentation de la température est nécessaire pour engendrer une transformation locale du bois à l'état solide en un matériau partiellement fondu qui, après refroidissement, constituera le joint de soudure [43]. L'apport d'énergie dissipée thermiquement joue alors un rôle clé dans les processus de fusion de la lignine et de transformations chimiques et physiques des constituants primaires du bois qui

conditionnent par la suite la résistance mécanique de l'assemblage soudé [59]. Par conséquent, une évaluation de l'évolution de la température au cours du procédé constitue une information essentielle pour une meilleure compréhension de ce dernier. Cependant, la mesure de la température dans l'interface lors du soudage est évidemment complexe à mettre en œuvre, en raison du déplacement relatif des premiers corps inhérents à la conduite du procédé. La littérature distingue deux méthodes pour évaluer expérimentalement la température interfaciale lors du procédé : la thermographie infrarouge (méthode sans contact) [45][54], et l'insertion de thermocouples à proximité du contact [28][37][42][46]. En fonction des conditions de contact et des essences de bois considérées, des températures maximales allant de 200 à 350 °C ont été mesurées. Parallèlement, et à afin de contourner les difficultés expérimentales liées à la mesure des températures, des modèles par éléments finis basés sur des hypothèses de conduction et convection ont permis de confirmer ces valeurs de températures [60][61].

Il convient enfin de mentionner que la sollicitation thermique reste localisée à proximité du contact puisque les mesures effectuées dans le bois massif et à seulement quelques millimètres de l'interface ont conduit à des températures proches de la température ambiante [28][33]. Cette caractéristique essentielle explique l'absence de déformation des pièces en bois loin de la zone de contact, ce qui contribue à la qualité globale de l'assemblage.

Bien entendu, les paramètres de soudage relatés précédemment (cf paragraphe 2.1.3) influent sur le champ de températures dans le contact. L'impact de ces paramètres sur la température de l'interface et ses implications sur la qualité du joint de soudure est successivement discuté dans les prochains paragraphes.

I.2.3.1 Évolution de la température au cours du frottement

L'évolution de la température de l'interface au cours du procédé a été particulièrement bien étudiée par Mansouri *et al.*[58] au travers d'essais réalisés sur des échantillons de hêtre pour différents temps de soudage (t_s). Cette étude présente également l'intérêt d'associer à chaque temps de frottement réalisée une évaluation de la résistance au cisaillement de l'assemblage obtenu. On notera néanmoins que les auteurs ne précisent pas s'il s'agit de températures moyennes ou bien maximales dans l'interface. Ces résultats sont présentés sur la Figure 1.25.

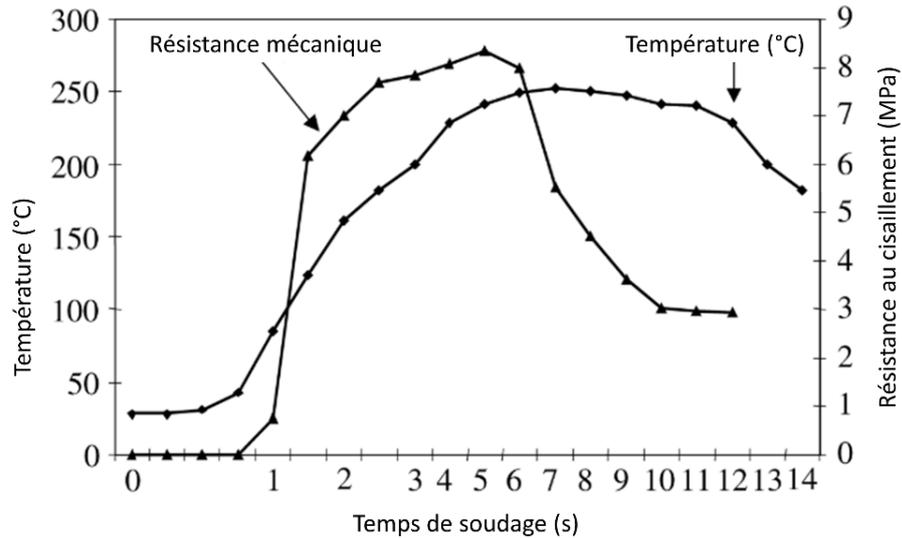


Figure 1. 25: Évolution de la température et de la résistance au cisaillement en fonction du temps de soudage pour des essais réalisés sur des échantillons de hêtre pour une fréquence de 100 Hz, un déplacement de 3 mm et une pression de soudage de 1,33 MPa, d'après [63]

Naturellement, plus le temps de soudage augmente, plus la température atteinte est importante. On peut cependant diviser la courbe de température en fonction du temps de soudage en 4 phases successives :

- $t_s < 1$ s : la température dans le joint de soudure ne montre aucune élévation.
- 1 s $< t_s < 5$ s : la température augmente de manière drastique jusqu'à 250 °C.
- 5 s $< t_s < 12$ s : la température reste stable, proche des 250 °C atteints dans la phase précédente.
- $t_s > 12$ s : la température mesurée dans le joint de soudure tend à diminuer.

La stabilisation de la température lors de la 3ème phase s'explique selon Ganne-Chédeville *et al.* par l'action conjuguée de la pyrolyse partielle du bois (réaction exothermique) contrebalancée par la production de molécules d'eau (issues de réactions de condensation) qui limitent les efforts de frottement puis qui, en s'évaporant, refroidissent le système.

Parallèlement, il est intéressant de constater que la résistance maximale du joint de soudure ultérieurement obtenue est atteinte lorsque la température de l'interface débute sa stabilisation, proche de 250 °C. En prolongeant l'essai sur ce plateau à haute température, la résistance du joint chute ensuite drastiquement. D'après Mansouri *et al.* une bonne résistance mécanique (supérieure à 7 MPa) d'un assemblage en hêtre est atteinte pour un temps de

soudage compris entre 3 et 6 s (avec $p_s = 1,33$ MPa ; $f = 150$ Hz ; $\Delta h = 2$ mm) [58]. Cet intervalle de temps correspond à la période pour laquelle la température de l'interface atteint des valeurs permettant de déclencher les transformations chimiques et physiques responsables de la formation du matériau fondu permettant la création du joint de soudure. Des résultats similaires ont été trouvés par Ganne-Chédeville *et al.* [45].

I.2.3.2 Influence des paramètres opératoires sur la hausse de température

Naturellement, la température atteinte dans l'interface est d'autant plus élevée que la vitesse de déplacement relatif entre les deux pièces augmente. Néanmoins, cette vitesse n'est que très rarement explicitement mentionnée dans la littérature, les paramètres opératoires de soudage étant classiquement définis en termes de fréquence et d'amplitude de débattement (cf § 2.1.3). Un exemple de l'impact de la vitesse de déplacement est fourni par Omrani *et al.* dans le cas du soudage du hêtre. Pour une amplitude de déplacement égale à 2 mm, la température augmente rapidement jusqu'à 160 °C en seulement 1 s à 150 Hz tandis qu'à 100 Hz, cette température est atteinte au bout de 2,3 s (cf Figure 1.26).

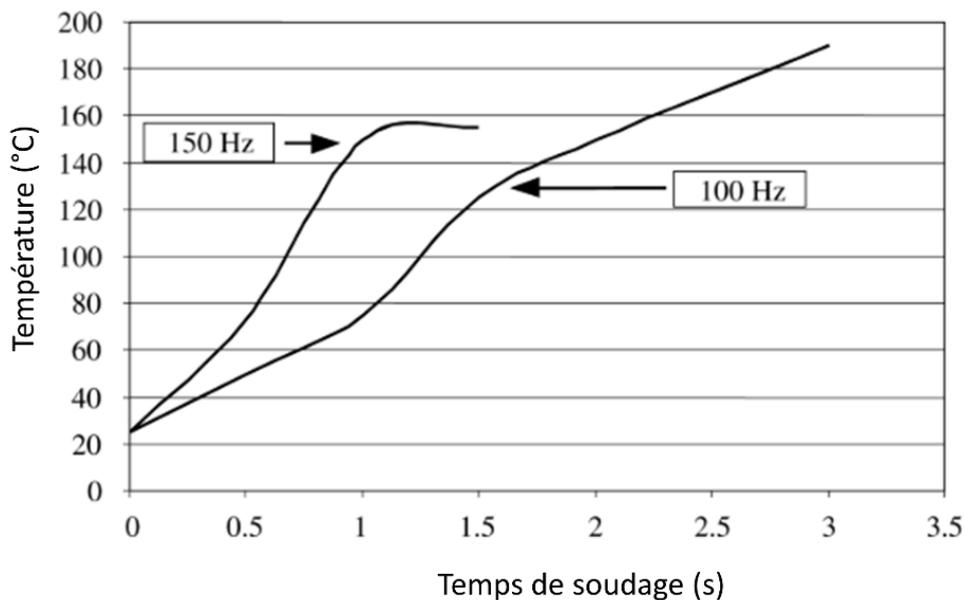


Figure 1. 26: Évolution de la température à l'interface lors du soudage linéaire pour deux fréquences de débattement, une pression de soudage de 1,33 MPa, un déplacement de 2 mm, un temps de maintien de 5 s et une pression de maintien égale à 2 MPa, d'après [47]

La hausse de température avec la vitesse de glissement n'est pas univoque en termes d'impact sur les propriétés mécaniques du joint de soudure. En effet, si la hausse de température est nécessaire à la transformation locale du bois pour former le joint de soudure, une augmentation

trop rapide de la température contribue à une résistance mécanique amoindrie en raison de la dégradation excessive du matériau. Gfeller *et al.* ont ainsi montré qu'un tel endommagement correspond à une expulsion importante de matière en dehors du contact au cours du procédé, qui serait favorisée par l'augmentation de la température [28]. D'autres études ont montré qu'un soudage mené à une fréquence de débattement importante exige une réduction du temps de soudage pour obtenir une bonne résistance mécanique, afin de limiter l'expulsion de matière hors de l'interface [58]. Ces éléments sont à relier avec le compromis [amplitude ; fréquence] évoqué précédemment dans le paragraphe 2.1.

La pression de soudage est également un paramètre opératoire dont l'influence sur la génération de chaleur à l'interface est considérable [62]. En effet, une augmentation de la pression de soudage augmente également la force de frottement (F_T) ce qui contribue à une hausse de la température. L'influence de la variation de la pression de soudage sur la température de l'interface a notamment été étudiée par Zhang *et al.* sur le bambou [37]. Leurs principaux résultats sont présentés sur la Figure 1.27. Il est alors intéressant de constater que, dans la gamme [1,5 ; 2] MPa, les variations de température en fonction de la pression de soudage sont particulièrement ténues. On notera que l'application de la pression de soudage la plus importante (2 MPa) conduit à la résistance en cisaillement de l'assemblage la plus élevée, égale à 5,8 MPa.

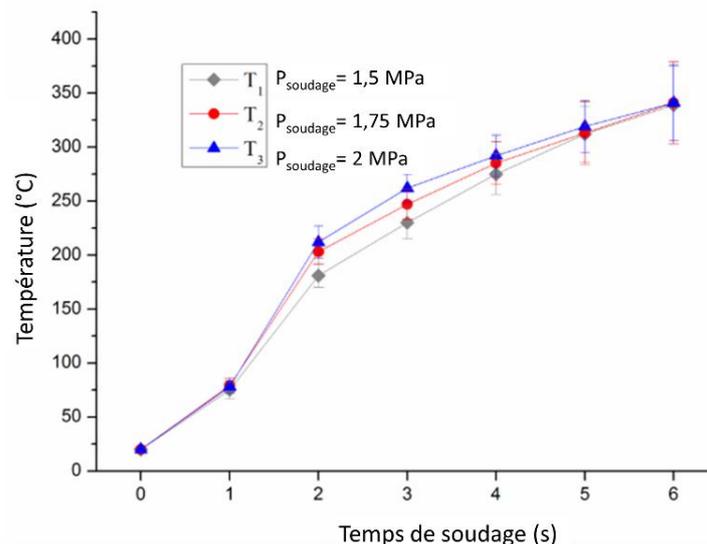


Figure 1. 27: Évolution de la température dans la ligne de soudure en fonction du temps de soudage pour trois pressions de soudage différentes. Essais réalisés avec un déplacement de 2 mm et une fréquence de 150 Hz, d'après [39]

Une autre étude présentée par Rautkari *et al.*[46] a permis d'évaluer expérimentalement le profil de température au cours du procédé mais en prenant cette fois-ci en compte (i) des pressions de soudage bien inférieures, (ii) des échantillons en épicéa, (iii) et l'influence de l'orientation des cernes annuels.

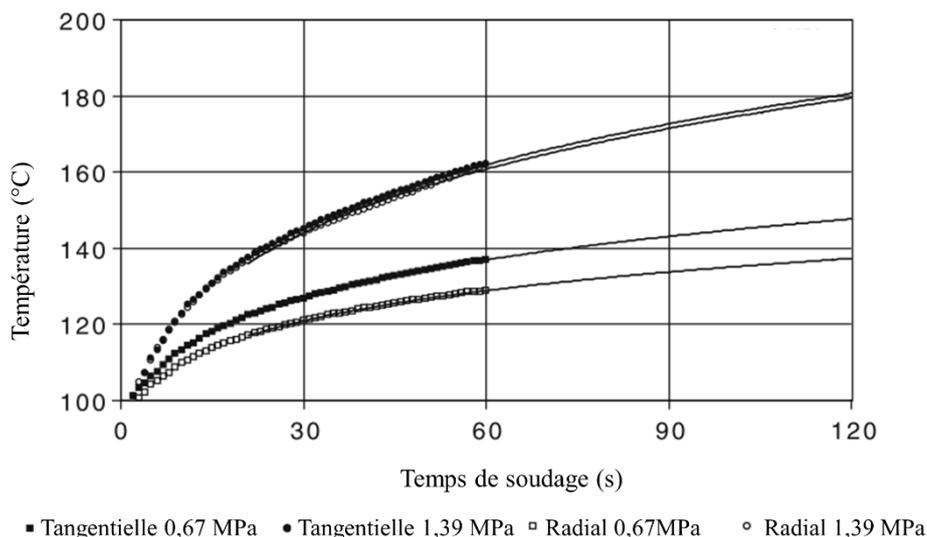


Figure 1. 28: Évolution de la température en fonction du temps de soudage pour deux pressions de soudage et deux orientations du matériau (épicéa), d'après [51]

Dans cette gamme de pression de soudage, l'influence de cette dernière devient considérable sur l'augmentation de la température qui semble suivre une loi puissance quelles que soient les conditions de test. On constate également que l'effet de l'orientation des cernes annuels est plus marqué sous une faible pression de soudage (0,67 MPa) que sous une plus forte pression (1,39 MPa) [46].

I.2.3.3 Évolution de la température en statique lors du temps du maintien

Il est important de noter que la température dans l'interface poursuit sa croissance après que la sollicitation frictionnelle soit stoppée, c'est-à-dire lors de la phase de maintien. Comme le montre la Figure 1.29, extraite des travaux de Gfeller *et al.*[28], la température augmente jusqu'à 150 °C en raison de l'échauffement d'origine frictionnelle, mais continue à augmenter ensuite lors de la phase de maintien, jusqu'à atteindre 200 °C. D'après les auteurs, cette seconde hausse de température a pour origine et favorise à la fois le déclenchement de certaines réactions de réticulation qui ont été identifiés par RMN [26]. La réticulation de la lignine et du furfural produit par la décomposition thermique de l'hémicellulose [42] semblerait être la réaction

prépondérante. Ces éléments tendent à montrer qu'un temps de maintien assez long est à privilégier pour augmenter les propriétés mécaniques du joint de soudure, ce que les auteurs ont pu corroborer par des mesures de résistance en traction.

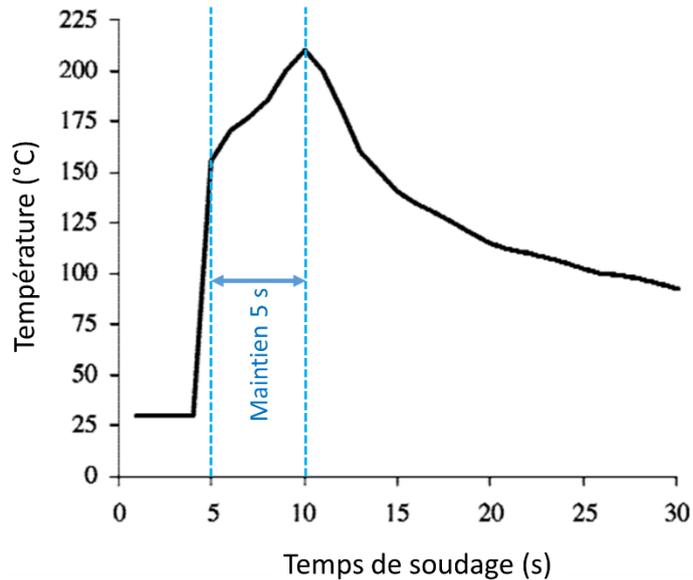


Figure 1. 29: Augmentation de la température dans la ligne de soudure hêtre/hêtre pour 5 s de frottement puis 5 s de maintien ($p_s = 1,3 \text{ MPa}$; $f = 100 \text{ Hz}$; $\Delta h = 2 \text{ mm}$; $p_m = 2 \text{ MPa}$), d'après [28]

I.2.4 Modification locale du matériau

I.2.4.1 Densification du matériau

La modification structurale majeure acquise à l'issue du soudage par frottement est une densification notable des matériaux au niveau de l'interface des deux pièces en contact. Cette densification a été traditionnellement étudiée par observation microscopique de coupes d'assemblages soudés [25] ou plus quantitativement par microdensitométrie à rayons X [33][42][45]. Leban *et al.* [29] ont été les premiers à avoir étudié l'effet de l'essence du bois sur la morphologie de la ligne de soudure, ainsi que sur la résistance mécanique des pièces soudées par frottement. Les résultats obtenus par microdensitométrie à rayons X sont présentés sur la Figure 1.30 pour deux essences : le hêtre (bois dur) et l'épicéa (bois tendre). Ces analyses montrent clairement une grande différence entre les deux essences en termes de distribution spatiale de densité locale du matériau. Pour l'épicéa, la zone densifiée correspond à un volume important et très irrégulier en raison du phénomène d'effondrement des parois cellulaires, tandis que celle du hêtre est beaucoup plus homogène et reste circonscrite à proximité de l'interface.

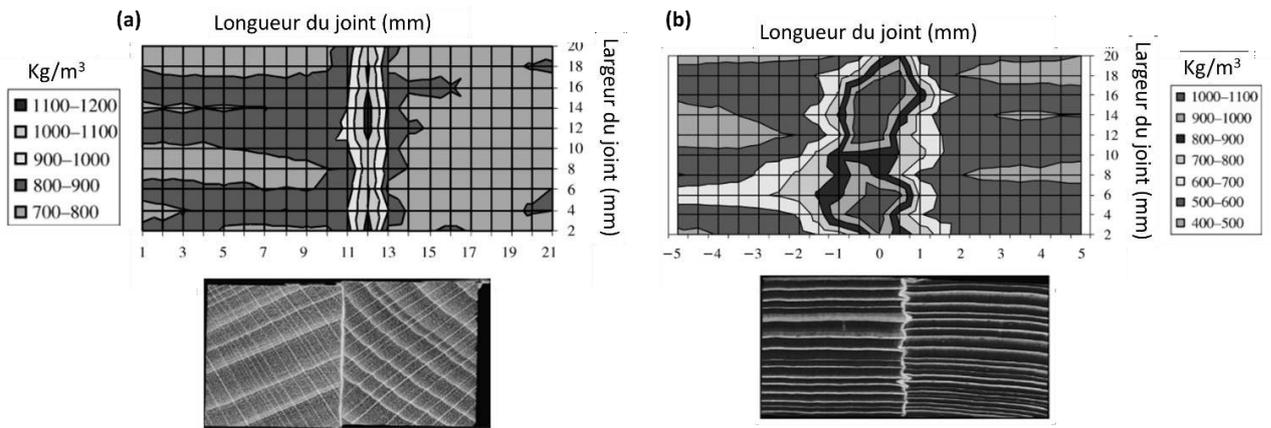


Figure 1. 30: Cartographies densitométriques dans un plan perpendiculaire à l'interface soudée dans le cas (a) du soudage hêtre/hêtre et (b) du soudage épicéa/épicéa, d'après [29]

Si on considère une zone proche de l'interface, où le taux de densification est le plus important, il est intéressant de constater que la masse volumique du matériau modifié, proche de 1 à 1,1 g/cm³, dépend peu de l'essence de bois, comme en témoigne la Figure 1.31 fournissant les profils de densité dans une direction perpendiculaire à l'interface dans les cas du hêtre, du chêne, et du pin.

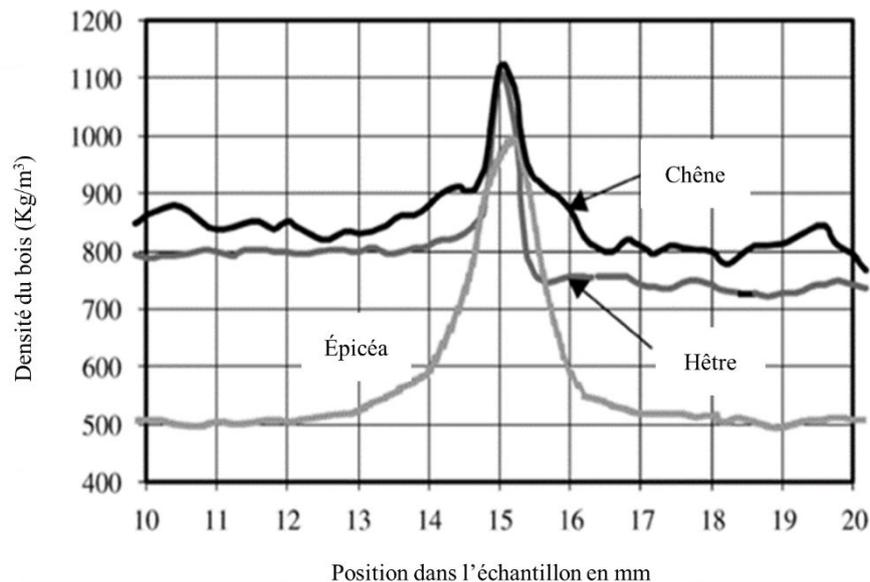


Figure 1. 31: Profils de densité dans une direction perpendiculaire à l'interface dans le cas des homo-assemblages soudés de hêtre, chêne, et épicéa, d'après [29]

Dans le cas où deux essences de propriétés différentes sont soudées entre elles (joint mixte), le caractère plus ou moins homogène de la densification est conservée de part et d'autre de l'interface. La Figure 1.32 montre ainsi une interface hêtre/épicéa pour laquelle l'épicéa présente le même aspect d'hétérogénéité notamment en raison de la grande variation de densité entre le bois initial et le bois tardif. On notera par ailleurs, comme le montre la Figure 1.32.b, que l'hétérogénéité de densification s'accompagne également d'endommagements structuraux en sous-couche dus à la compression, qui s'apparentent au flambage des cernes annuels ou des rayons ligneux du matériau le plus tendre.

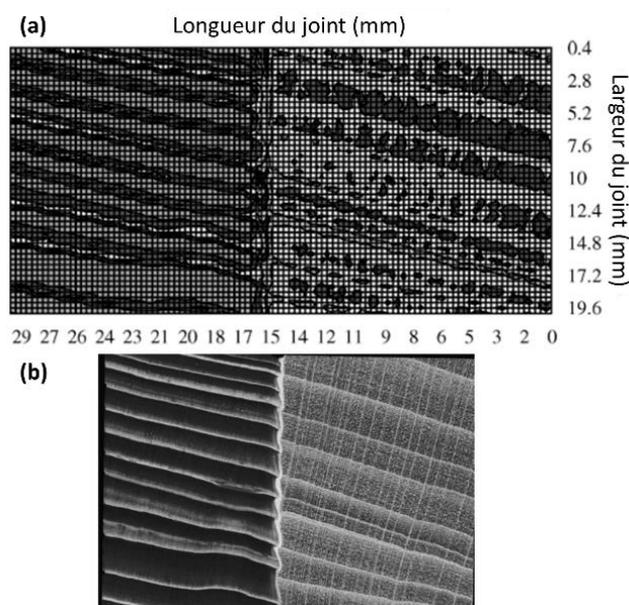


Figure 1. 32: Résultats de microdensitométrie à rayons X effectuée sur joint de soudure mixte (hêtre/épicéa), d'après [29] : (a) Cartographie de la densité, (b) Micrographie de l'assemblage soudé

Une relation forte existe entre la régularité et l'étroitesse de la zone densifiée d'une part, et le comportement mécanique de l'assemblage d'autre part. En effet, la résistance mécanique de ce dernier est d'autant plus élevée que le joint de soudure est compact, régulier et homogène [29].

En reprenant les couples de matériaux susmentionnés, et pour des paramètres opératoires de soudage égaux, la résistance mécanique mesurée vaut respectivement 8,7 MPa, 4,2 MPa et 4,4 MPa pour les assemblages hêtre/hêtre, épicéa/épicéa, et hêtre/épicéa.

Des travaux menés par Ganne-Chédeville *et al.* permettent de suivre l'évolution de la densification de l'interface tout au long du procédé [45]. Comme l'indique la Figure 1.33, une

densification notable est acquise peu après 1 s de frottement seulement, laquelle s'étend ensuite faiblement en épaisseur.

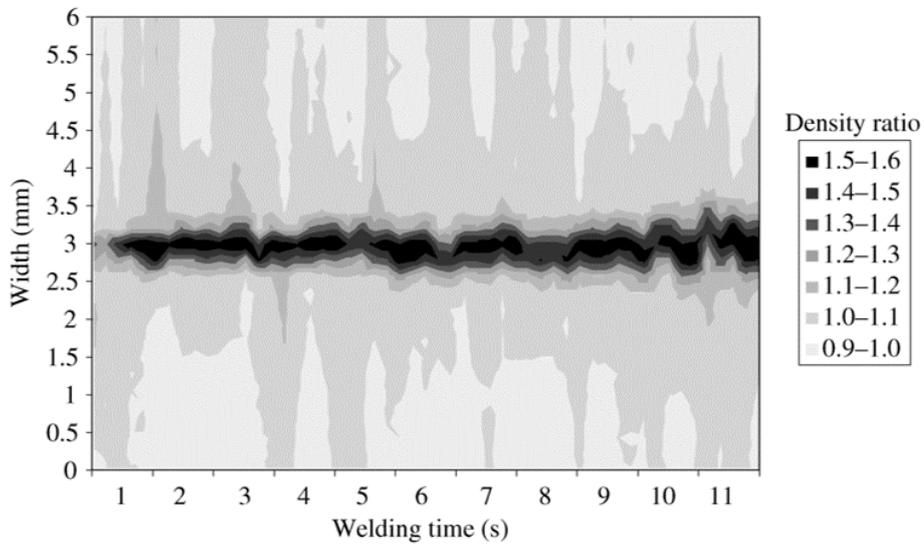


Figure 1. 33: Évolution de la densification du matériau au cours du procédé mesurée dans une direction perpendiculaire à l'interface, d'après [45], dans le cas du soudage du hêtre avec $p_s = 1,33 \text{ MPa}$, $f = 100 \text{ Hz}$, $\Delta h = 3 \text{ mm}$

Une autre étude publiée par Omrani *et al.* confirme cette rapidité de la densification de l'interface (cf Figure 1.34).

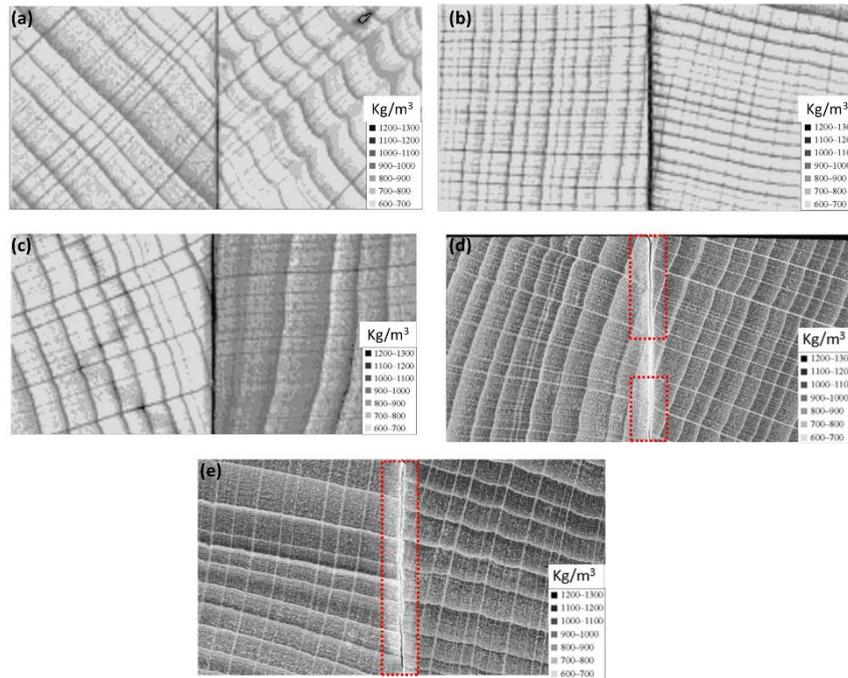


Figure 1. 34: Analyses microdensitométriques à différents stades de la formation du joint de soudure dans le cas du hêtre, à $f = 150$ Hz et sous une pression de 1,33 MPa, pour un temps de soudage de (a) 1,5 s (b) 2 s (c) 3 s (d) 4 s et (e) 5 s, d'après [42]

Néanmoins, les auteurs notent, à partir de 4 s de frottement, l'apparition de fissures et donc d'un endommagement de la ligne de soudure. Ainsi, un temps de soudage plus court permettrait de limiter l'endommagement de la ligne de soudure, et donc d'obtenir une meilleure résistance mécanique de l'assemblage. Ce constat est à mettre en relation avec la température maximale atteinte dans l'interface (cf § 2.3.1). Plus le temps de soudage augmente, plus la température dans l'interface est importante et plus le joint de soudure est endommagé conduisant à une résistance mécanique plus faible.

L'influence de la pression de soudage (p_s) sur le degré de la densification et la dureté Brinell de la surface de contact a par ailleurs été étudiée par Rautkari *et al.* dans le cas de l'épicéa norvégien [46]. Dans cette étude, le phénomène a été quantifié par le rapport de densification (C) correspondant au ratio de la variation d'épaisseur de l'assemblage normalisée par l'épaisseur initiale des 2 pièces. L'influence de l'orientation de prélèvement (radiale ou tangentielle) des échantillons a également été étudiée.

Bien entendu, une augmentation de (p_s) entraîne une augmentation de (C). Sous une faible pression appliquée (ici 0,78 MPa), les auteurs constatent que seule une première couche de

cellules est densifiée. Quelle que soit la pression appliquée, des rapports de densification supérieurs à 4 % conduisent à une hausse subite de la dureté de la surface (cf Figure 1.35), laquelle est plus de deux fois supérieure selon une orientation tangentielle que radiale.

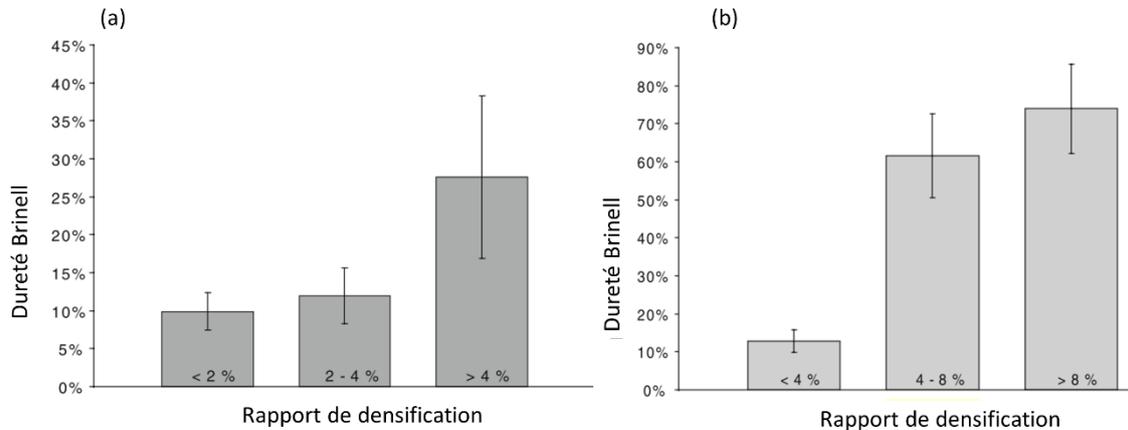


Figure 1. 35: Effet du rapport de densification (C) sur la dureté Brinell de la surface pour des échantillons d'épicéa norvégien initialement prélevés selon une orientation (a) radiale, et (b) tangentielle, d'après [46]

I.2.4.1 Transformations microstructurales

Un autre moyen de décrire le processus de densification, et ceci à une échelle d'observation plus fine, est assez répandu dans la littérature. Il consiste à concevoir l'interface densifiée comme une zone affectée thermiquement (ZAT) et dont l'étendue dépend de l'apport d'énergie et donc de la chaleur générée durant le procédé. Cette ZAT est classiquement subdivisée en trois zones, comme l'illustre la Figure 1.36: (i) zone entièrement fondue (Melting Zone MZ), (ii) zone entièrement plastifiée (Fully Deformed Region FDR), et (ii) zone partiellement déformée (Partially Deformed Region PDR) [54].

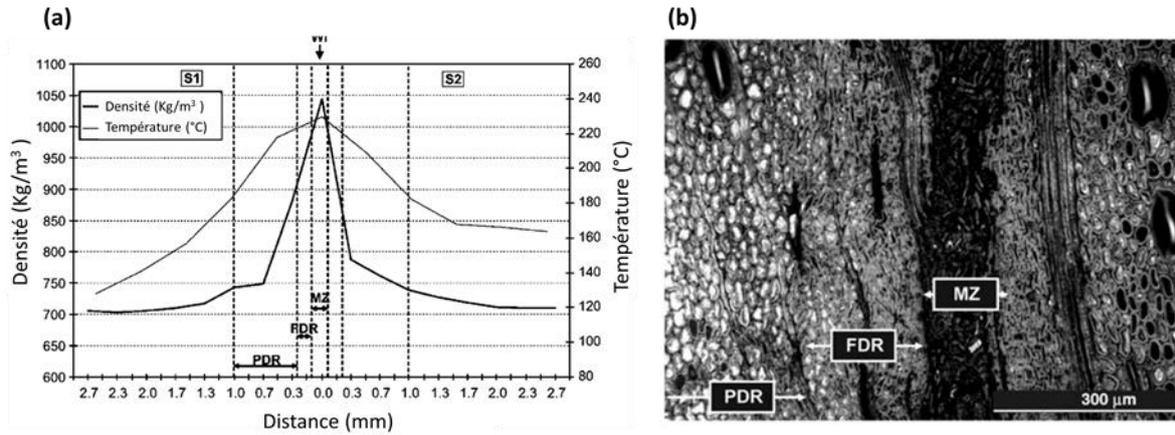


Figure 1. 36: (a) Profil de densité et de température dans une direction perpendiculaire à l'interface de soudage, et lien avec la zone partiellement déformée (PDR), la zone entièrement déformée plastiquement (FDR) et la zone fondue (MZ) – (b) Micrographie d'une coupe de joint de soudure montrant ces différentes zones. D'après [54], dans le cas du soudage hêtre/hêtre effectué sous une pression de soudage de 1,5 MPa, pendant 4 s, et une amplitude de déplacement de 3 mm à 100 Hz

La zone fondue (MZ) est associée à une température maximale atteinte lors du soudage dépassant les 220 °C et conduit à une densité proche de 1050 kg/m³. La zone FDR, dont la densité avoisine les 900 kg/m³, est caractérisée par un lumen peu ou non visible et une ondulation des rayons ligneux alors qu'ils présentent un faciès rectiligne à l'état brut. Dans la zone partiellement déformée (PDR), le lumen est bien visible et les rayons ligneux sont intacts alors que les vaisseaux sont déformés et perdent en circularité. Dans cette zone, la température maximale lors du soudage, reste élevée et comprise entre 190 et 215 °C, et la densité varie entre 750 et 900 Kg/m³.

À l'instar de la densification globale de l'interface, l'étendue spatiale de ces trois zones est globalement acquise très tôt au cours du procédé. Dans le cas du hêtre, et comme le montre la Figure 1.37, la PDR et la MZ acquièrent dès 2 secondes des épaisseurs qui restent ensuite relativement stables d'environ 450 μm et 100 μm, respectivement. La croissance de la FDR est en revanche plus continue tout au long du procédé, pour atteindre environ 200 μm après 10 s de frottement. Néanmoins, ces ordres de grandeur varient en fonction des paramètres opératoires du procédé telles que la pression et la vitesse de soudage [62], et surtout l'essence de bois considérée [29][45], pour atteindre une zone affectée thermiquement atteignant dans certains cas jusqu'à 2 mm d'épaisseur.

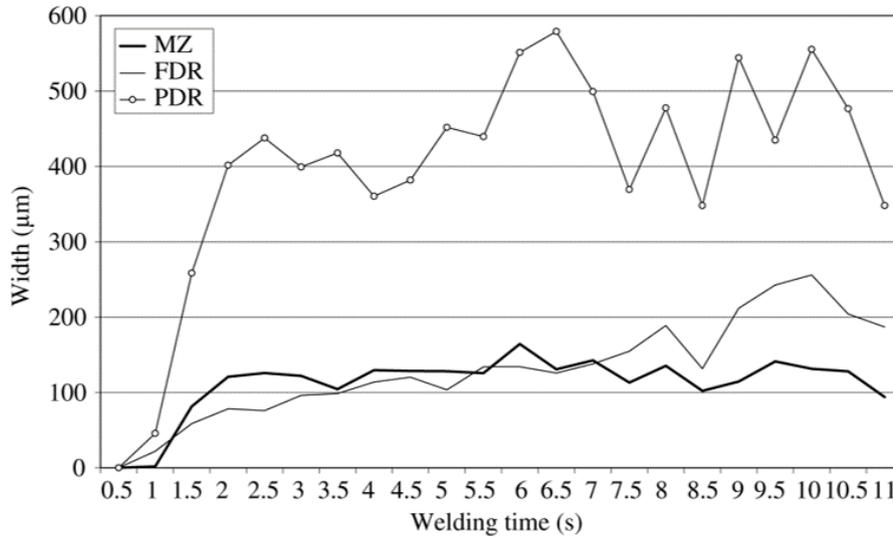


Figure 1. 37: Évolution, au cours du procédé, de l'épaisseur moyenne des zones : fondue (MZ), entièrement déformée (FDR), et partiellement déformée (PDR). D'après [45] dans le cas du soudage du hêtre avec $p_s = 1,33 \text{ MPa}$, $f = 100 \text{ Hz}$, $\Delta h = 3 \text{ mm}$

I.2.4.2 Transformations des constituants primaires du bois

I.2.4.2.1 Contenu aqueux de l'interface et dégagement lors du procédé

En raison de la hausse de température de l'interface causée par l'échauffement frictionnel, les molécules d'eau présentes dans le bois se vaporisent assez rapidement dès lors que la température avoisine les 100 à 115 °C. Cependant, la cinétique d'évacuation des molécules d'eau en dehors du contact est à mettre en regard de très courte durée du procédé de soudage. Ainsi, Omrani *et al.* indiquent qu'une forte proportion de molécules d'eau reste piégée dans le contact sous forme de vapeur lorsque le soudage est entrepris avec une fréquence de déplacement de 150 Hz, car la température maximale de l'interface est acquise après seulement 1 s de frottement [42]. Inversement, mais pour une amplitude de débattement similaire, une majorité d'eau gazeuse s'est échappée du contact pour un essai mené à 100 Hz, pour lequel la température maximale est atteinte après 2,5 à 3 s de frottement. Il s'ensuit que l'environnement chimique, et notamment aqueux, de l'interface est assez différent en fonction de la vitesse de glissement.

L'évacuation hors du contact des molécules d'eau doit néanmoins être plus largement incluse dans un phénomène plus global et très typique du soudage du bois par frottement : le déclenchement d'un dégagement gazeux, abondant et bien visible à l'œil nu, lors du procédé.

La composition chimique de ce dégagement gazeux a été finement caractérisée par des analyses GC-MS (Gas Chromatography coupled with Mass Spectrometry) effectuées sur les fumées produites lors du soudage du hêtre, du chêne, et de l'épicéa [49][63]. Plus d'une quarantaine de composés organiques ont été détectés en très petites proportions, provenant essentiellement de la décomposition partielle des hémicelluloses et de la lignine et, dans une bien moindre mesure, de certains extractibles. Néanmoins, d'un point de vue quantitatif, l'eau est de très loin la molécule la plus dégagée, peu de CO₂ est émis, et ni monoxyde de carbone ni méthane n'ont été détectés. Enfin, les auteurs précisent que la phase de maintien de l'opération de soudage (en statique) ne s'accompagne d'aucune émission.

I.2.4.2.2 Transformations et réactions chimiques

Durant le soudage par frottement, l'augmentation de la température provoque l'activation de transformations et réarrangements chimiques des constituants primaires du bois à proximité de l'interface de contact. Ces réactions chimiques ont été étudiées au travers de travaux exploitant principalement la spectroscopie infrarouge à transformée de Fourier (FTIR) et la résonance magnétique nucléaire (RMN) en mode CP-MAS ¹³C (Cross-Polarization Magic Angle Spinning Carbon-13 Nuclear Magnetic Resonance). Les analyses sont traditionnellement réalisées sur des fragments extraits de la surface des échantillons après ouverture du contact à différents stades du procédé, et se focalisent principalement sur les modifications subies par la lignine, la cellulose et les hémicelluloses.

Les travaux de Ganne-Chédeville, Delmotte, et Omrani *et al.* recensent remarquablement bien la succession de ces réactions lors du procédé, en fonction du temps de soudage [42][45][64]. Ils rapportent l'existence d'interactions complexes entre de multiples réactions d'hydrolyse et réactions de condensation qui se produisent avec l'élévation de la température. Ces réactions sont pilotées par une succession de mécanismes consommant ou bien produisant des molécules d'eau, lesquelles tiennent donc un rôle central. D'une part, certaines de ces réactions sont exothermiques, conduisant à une augmentation supplémentaire de la température de sorte qu'elles se catalysent elles-mêmes. Mais d'autre part, l'évaporation d'eau et l'éjection de matière hors du contact ont tendance à refroidir le système.

Il est important de noter que, d'après les auteurs susmentionnés, une grande majorité des réactions chimiques impliquées lors du soudage a lieu dans les tous premiers instants du procédé. Elles conduisent principalement à (i) la production de furfural, (ii) la dégradation intensive des hémicelluloses, et (iii) l'augmentation du taux de cristallinité de la cellulose qui

n'est que peu dégradée. Sur les spectres RMN présentés sur la Figure 1.38 la production de furfural issu de la décomposition thermique de l'hémicellulose et des cycles aromatiques de la lignine est attestée par l'apparition puis la croissance du pic situé à 148 ppm, tandis que l'amointrissement progressif du pic à 174 ppm confirme que les hémicelluloses subissent une dégradation croissante avec le temps de soudage [42]. Parallèlement, l'apparition d'un coude à 89 ppm, attribué au groupe C₄ de la cellulose cristalline, atteste qu'un réarrangement des chaînes de cellulose dû à l'élimination d'eau a lieu [64].

Par la suite, le passage à l'état fluide de la lignine tend à empêcher la poursuite des réactions susmentionnées, et a même un effet protecteur sur la dégradation de la cellulose. En marge de ces transformations fondamentales, une faible part du matériau est pyrolysée ce qui conduit à la production de particules de charbon. *In fine*, la réticulation de la lignine (elle-même, ou avec la cellulose) vient clore cette suite de réactions, et se poursuit même une fois que le frottement est stoppé.

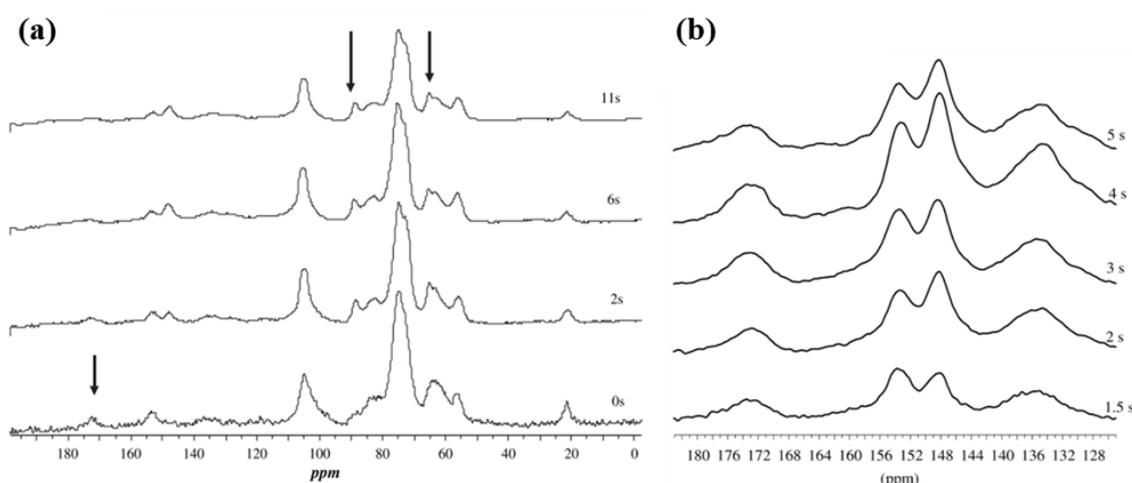


Figure 1. 38: (a) Spectre CP-MAS ¹³C RMN de l'interface soudée pour différents temps de soudage sur l'intervalle 0-180 ppm, d'après [64], et (b) sur l'intervalle 128-180 ppm, d'après [42]

Un article de Delmotte *et al.* a notamment eu pour objet d'étudier l'effet de la variation de la fréquence de déplacement lors du procédé sur les modifications chimiques à l'interface [65]. Bien que les auteurs ne précisent pas l'amplitude de déplacement effectué lors des essais, la variation de la fréquence peut être interprétée comme une variation de vitesse relative entre les 2 surfaces frottantes. Les spectres obtenus par analyse FTIR dans la ligne de soudure après 2 s

de frottement effectué à 100 ou 150 Hz (cf Figure 1.39) montrent, dans la gamme 3200 – 3600 cm^{-1} , un pic d'absorption plus élevé à 150 Hz témoignant de l'augmentation des groupes phénoliques, tandis que la hausse de l'absorbance entre 2900 – 3200 cm^{-1} indiquent une augmentation de la proportion d'eau liée lorsque la fréquence augmente.

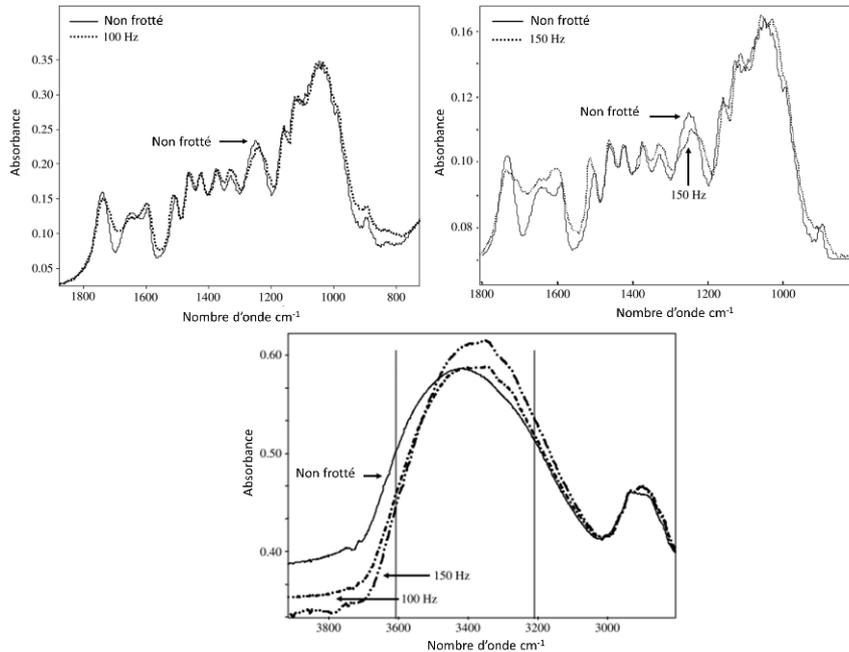


Figure 1. 39: Spectres obtenu par FTIR dans le cas du hêtre non soudé (référence) et soudés pendant 2 s à une fréquence de débattement de 100 ou 150 Hz, d'après [65]

I.2.5 Approche tribologique du soudage du bois

Étrangement, alors que le frottement est le moteur même du soudage du bois, seulement deux articles scientifiques se sont attachés à la mesure du coefficient de frottement lors du procédé, en proposant une approche tribologique de ce dernier. Le premier, datant de 2005 et donc des prémices dans l'étude du soudage du bois, traite le cas du soudage orbital hêtre/pin [43]. Le second, plus récent (2020), traite du soudage linéaire hêtre/hêtre [66].

En soudage orbital, Stamm *et al.* mettent en regard des mesures de température proche de l'interface avec des mesures de coefficient de frottement. Cette approche leur permettent de décrire les phénomènes intervenant lors du procédé en subdivisant celui-ci en six phases successives qui sont décrites ci-dessous [44].

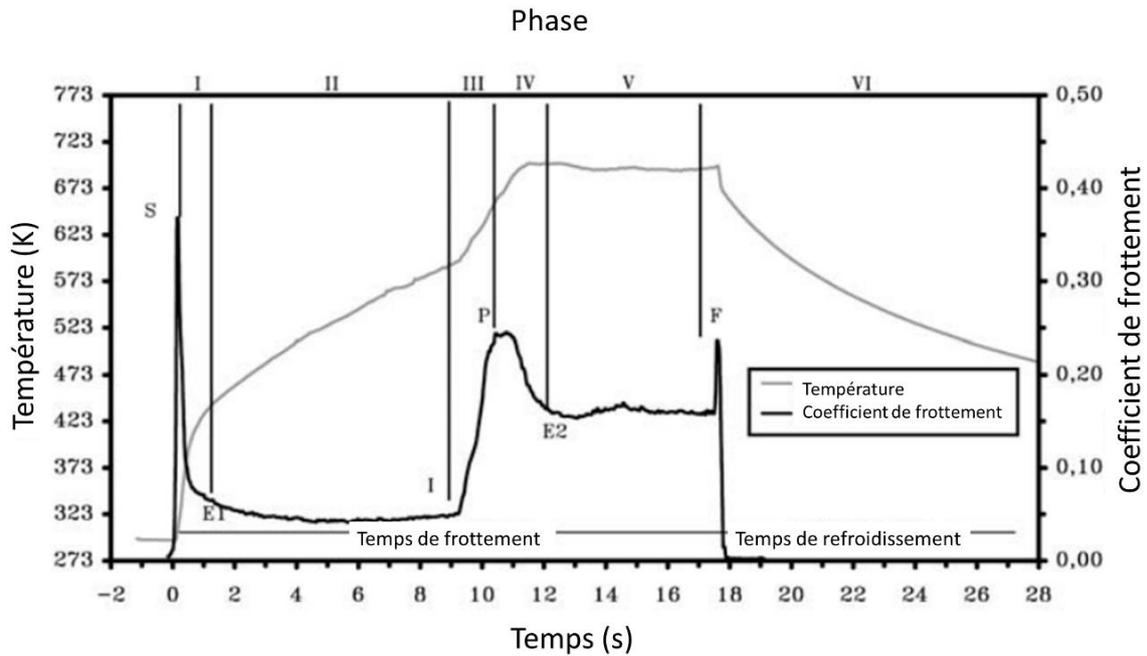


Figure 1. 40: Évolution de la température et du coefficient de frottement durant le soudage orbital d'échantillons d'épicéa avec $f = 130$ Hz, $p_s = 0,78$ MPa et $t_s = 18$ s, d'après [44]

Phase I : Au cours de cette phase, le coefficient de frottement diminue brusquement de 0,35 à 0,05 en raison de la conformation des surfaces et de l'aplanissement des aspérités. Ce mécanisme, conjugué à la vaporisation des molécules d'eau initialement présentés dans le matériau, induit une chute de la cinétique de croissance de la température.

Phase II : Le coefficient de frottement reste stable et bas ce qui, d'après les auteurs, justifie une croissance à peu près linéaire de la température.

Phase III : Le coefficient de frottement augmente de manière drastique jusqu'à atteindre la valeur maximale de 0,25. Cette augmentation est interprétée comme étant une conséquence de la décomposition de la surface de contact et de l'augmentation conjointe de la température.

Phase IV: Les auteurs émettent l'hypothèse que la diminution significative du coefficient de frottement s'expliquerait par l'instauration d'un régime de lubrification.

Phase V: Cette étape du procédé se caractérise par la stabilisation simultanée du coefficient de frottement et de la température. La stabilisation du coefficient de frottement est expliquée par un frottement sec qui serait mis en balance avec la lubrification des surfaces par le bois dégradé partiellement fondu. L'équilibre thermique serait quant à lui induit par l'échauffement

frictionnel d'une part, et l'expulsion de particules chaudes ainsi que la production endothermique gazeuse due à la pyrolyse d'autre part.

Phase VI: La dernière phase (en l'absence de frottement) correspond à la solidification de la « phase fondue » formée à l'interface.

Si l'enchaînement des phénomènes proposés par Stamm *et al.* reste parfois hypothétique, l'allure générale de l'évolution du coefficient de frottement est bien reproductible, y compris en effectuant des essais à différentes fréquences de déplacement (comprises entre 80 et 150 Hz) ou en faisant varier la pression de contact (de 0,47 à 0,94 MPa). Les effets de la modification de la fréquence ou de la pression sont alors discutés.

L'augmentation de la fréquence (et donc de la vitesse) diminue de façon remarquable le niveau de frottement (cf Figure 1.41.a). Cet effet est expliqué par une température accrue à plus haute vitesse, ce qui tend à promouvoir l'existence d'un matériau visqueux à l'interface conduisant à un abaissement du coefficient de frottement. On remarque également que plus la fréquence utilisée est faible, plus le temps des phases I et II est long. Néanmoins, l'abaissement graduel de la fréquence remet en cause la stabilité susmentionnée du coefficient de frottement lors de la phase V, ce dernier tendant plutôt à croître au cours du temps.

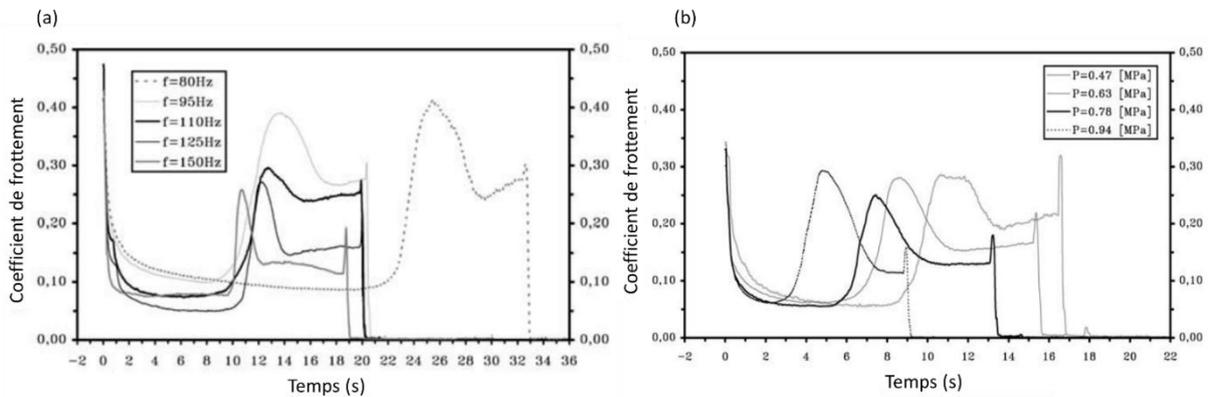


Figure 1. 41: Influence de (a) la fréquence (pour $p_s = 0,63$ MPa) et de (b) la pression de soudage (pour $f = 130$ Hz) sur le coefficient de frottement au cours du soudage orbital, d'après [44]

La Figure 1.41.b montre les changements d'évolution du coefficient de frottement au cours du procédé induit par une modification de la pression de soudage. On observe qu'une augmentation de la pression diminue le temps de chacune des phases II à V définies antérieurement, et diminue par conséquent le temps global de soudage. De plus, si le niveau de coefficient de

frottement n'est pas (ou peu) altéré lors des phases I à IV, l'augmentation de la pression tend clairement à l'amoindrir lors de la phase V. Néanmoins, les auteurs ne parviennent pas à statuer sur l'origine de cette décroissance du coefficient de frottement, laquelle pourrait être attribuée soit à un abaissement de la température dans l'interface, soit à une chute de l'effort normal au cours du temps. À nouveau, la stabilité supposée du coefficient de frottement lors de la phase V est ici remise en cause, l'abaissement de la pression impliquant une évolution d'autant plus croissante du coefficient de frottement au cours du temps.

Comme l'indique la Figure 1.42, une allure très similaire de l'évolution du coefficient de frottement au cours du procédé a été observée par Cornuault *et al.*, dans le cas du soudage linéaire du hêtre [66]. Néanmoins, dans les gammes de vitesse et de pression considérées (qui sont différentes de celles de Stamm *et al.*), les coefficients de frottement sont globalement plus élevés. L'évolution du coefficient de frottement est cette fois-ci décrite au travers de 4 étapes successives délimitées par les points A, B et C sur la Figure 1.42 [66].

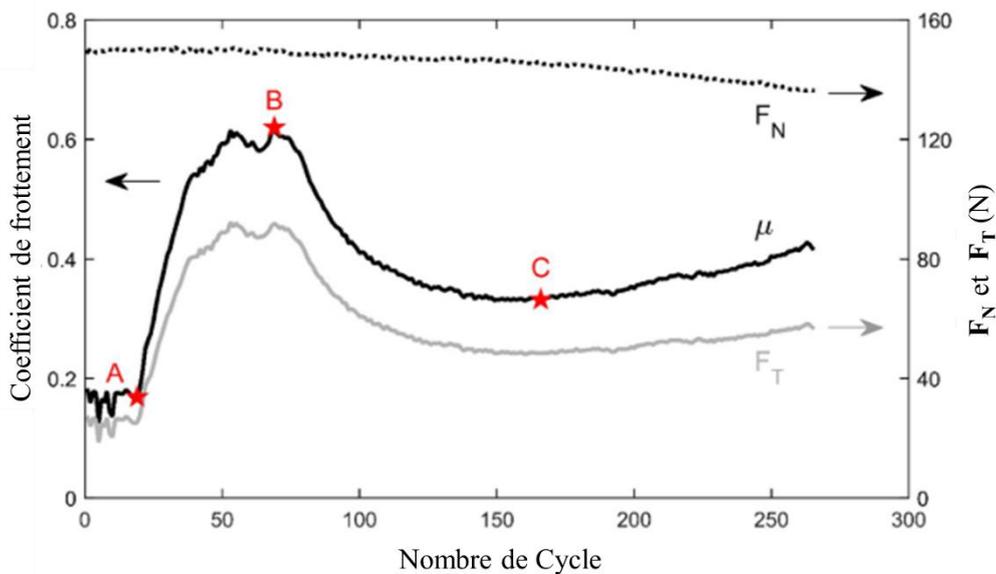


Figure 1. 42: Évolution du coefficient de frottement, de la force normale (F_N) et de la force de frottement (F_T) en fonction du nombre de cycles aller/retour effectués dans le cas du soudage linéaire hêtre/hêtre sous une pression de contact initiale de 3 MPa et une fréquence de débattement de 50 Hz, d'après [66]

Jusqu'au point A, le coefficient de frottement est très faible (environ 0,15), témoignant d'un régime de lubrification limite alimenté par les molécules d'eau initialement présentes dans le matériau. Les auteurs rapportent en effet des essais réalisés avec des échantillons anhydres pour

lesquels cette première étape est inexistante et le coefficient de frottement en début d'essai est proche de 0,5, tandis que d'autres essais impliquant des échantillons avec un taux d'humidité supérieur conduit à allonger le temps de cette première phase. La seconde phase, entre les points A et B, se caractérise par une augmentation drastique du coefficient de frottement traduisant une dégradation importante de l'interface, comme le suggéraient Stamm *et al.* [44], et qui a été ici confirmé par des observations MEB. La troisième phase, entre les points B et C, se traduit par une décroissance graduelle du coefficient de frottement engendrée par l'apparition de spots de matière fondue qui se propagent peu à peu jusqu'à couvrir l'ensemble des surfaces, conduisant à un régime de lubrification mixte. Enfin, au-delà du point C (minimum local de la courbe de frottement), l'augmentation de (F_T) (cf Figure 1.42) couplée à l'expulsion massive de matière transformée en dehors du contact, indique l'existence d'un régime d'usure sévère.

En faisant varier la pression de contact, la construction de relations $F_T = f(F_N)$ a permis de souligner le caractère purement coulombien de la 1^{ère} phase de frottement, l'existence d'un terme adhésif dans la loi de frottement à l'issue de la 2^{ème} phase, et l'indépendance de l'effort de frottement vis-à-vis de l'effort normal appliqué à l'issue de la 3^{ème} phase (cf Figure 1.43.a).

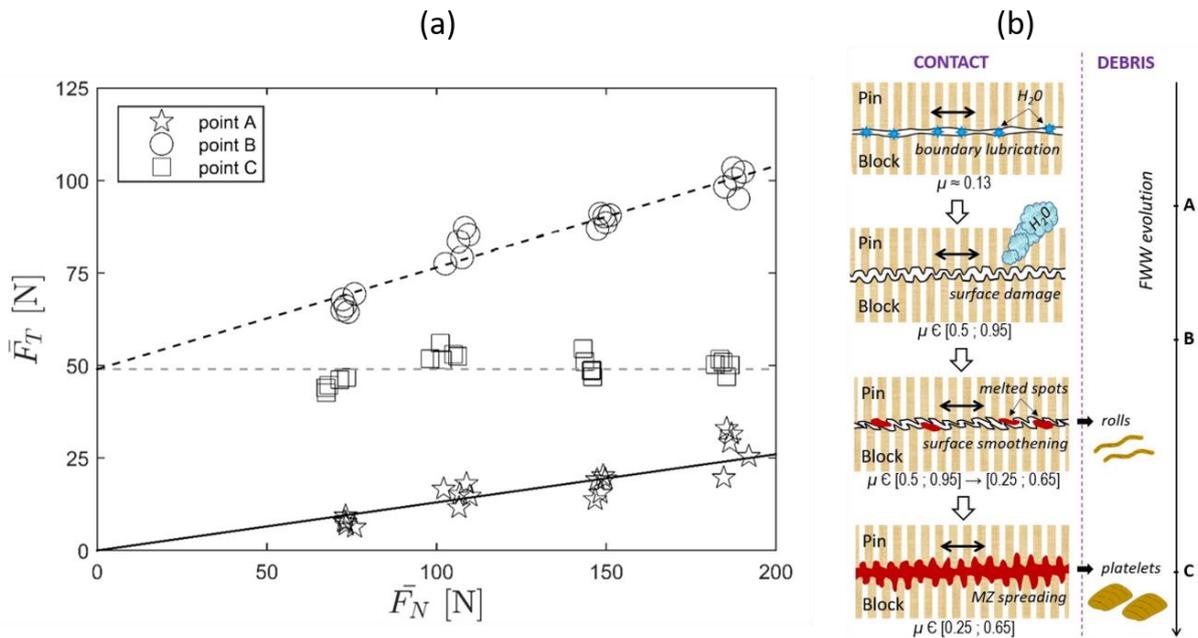


Figure 1. 43: (a) Valeurs mesurées de l'effort de frottement (F_T) en fonction de la force normale (F_N) au point A, B et C définis dans la Figure 42 ; (b) scénario schématique de l'évolution de l'interface lors du soudage du bois, d'après [66]

Ces informations, couplées à des observations MEB et des analyses par tomographie à rayons X, permettent de reconstituer un scénario d'évolution de l'interface au cours du procédé (cf Figure 1.43.b). D'après les auteurs, l'accumulation de matière fondue qui est acquise à proximité du point C, fait de ce dernier un instant optimum pour stopper le frottement afin de maximiser la résistance du joint de soudure. En stoppant le frottement plus en amont, cette résistance s'en trouve dégradée (cf Figure 1.44). De plus, Cornuault *et al.*, soulignent l'intérêt d'un suivi du coefficient de frottement pour maîtriser le procédé. En effet, comme le montre la Figure 1.44, la résistance mécanique de l'assemblage résultant semble davantage corrélée avec le dernier coefficient de frottement mesuré qu'avec le nombre de cycles de frottement réalisés.

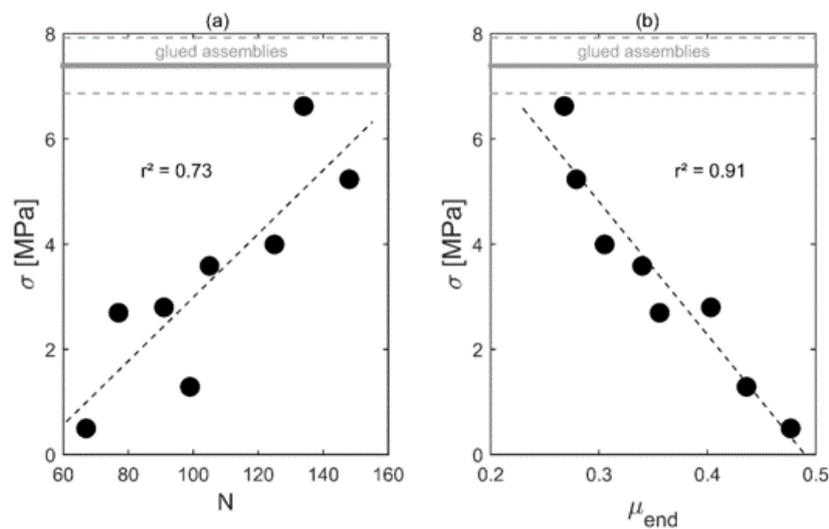


Figure 1. 44: Résistance mécanique d'assemblage hêtre/hêtre après soudage linéaire (avec $p_s = 3$ MPa et $f = 50$ Hz) en fonction (a) du nombre de cycles de frottement, (b) du dernier coefficient de frottement mesuré, d'après [66]

Conclusion

Cette première partie est consacré à une revue bibliographie dans laquelle nous avons, dans un premier temps, détaillé la structure cellulaire du bois à différentes échelles, puis ses propriétés hydriques et les différentes formes d'eau présentes dans le matériau. De même, nous avons relevé les études concernant les effets de la température sur les propriétés thermo-physiques du bois. Dans la littérature, on note que le procédé de soudage du bois par frottement sans aucun adhésif est principalement piloté par la fusion de polymères présents dans le matériau sous l'effet de l'augmentation de la température. La chaleur est générée dans la surface du contact par le frottement à haute vitesse. L'analyse bibliographique a permis de révéler les paramètres

influent sur la qualité mécanique de l'assemblage. Enfin, nous avons discuté des différents phénomènes physiques et chimiques résultants du frottement en fonction de la variation des conditions de soudage.

Références

- [1] P. Navi *et al.*, "*Comportement thermo-hydrromécanique du bois*", Presses polytechniques et universitaires romandes, 2005
- [2] M. Jebrane, "*Fonctionnalisation chimique du bois par transestérification des esters d'ethanol*", Thèse, 2009
- [3] G. Nguila Inari, "*Contribution à la compréhension des modifications moléculaires et macromoléculaires intervenant lors du traitement thermique du bois- Effet sur la réactivité chimique et sur la durabilité du matériau*", Thèse, 2008
- [4] F. Saulnier, "*Influence de traitements physico-chimiques des renforts sur le comportement mécanique des composites à base de co-produits de bois*", Thèse, 2014
- [5] D. Fengel *et al.*, "*A chemical and ultrastructural study of the Bamboo species Phyllostachys makinoi Hay*", Wood Sci. Technol., vol. 18, no. 2, pp. 103–112, 1984
- [6] K. Bytebier, "*Etude du comportement mécanique de la paroi cellulaire du bois par Microscopie à Force Atomique*", Thèse, 2009
- [7] A. Jehl, "*Modélisation du comportement mécanique des bois de structures par densitométrie X et imagerie laser*", Thèse, 2018
- [8] C. Gachet, "*Inventaire et hiérarchisation de paramètres structuraux facteurs de variabilité intraspécifique de certaines propriétés mécano physiques des tissus ligneux*", Thèse, 2003
- [9] J. B. Mbagou, "*Variabilité intra-arbre des propriétés physico-mécaniques et chimiques du Tessmania Africana en provence du Gabon*", Thèse, 2017
- [10] I. Bohnke, "*Étude expérimentale et théorique des traitements thermiques du bois . Caractérisation physico-mécanique des bois traités*", Thèse, 1993
- [11] P. Rousset, "*Choix et validation expérimentale d'un modèle de pyrolyse pour le bois traité par haute température : de la micro particule au bois massif*", Thèse, 2006
- [12] W. S. Mounquengui, "*Caractérisation HPLC de marqueurs permettant de prévoir l'évolution de certaines propriétés macroscopiques du bois lors de différents processus de dégradation*", Thèse, 2008
- [13] M. Bonnet, "*Analyse multi-échelle du comportement hygromécanique du bois : Mise en évidence par relaxométrie du proton et mesures de champs volumiques de l'influence de l'hétérogénéité au sein du cerne*", Thèse, 2017
- [14] S. Merakeb, "*Modélisation des structures en bois en environnement variable*", Thèse, 2006
- [15] M. Zhou, "*Compréhension des mécanismes de transferts d'eau dans le bois*", Thèse, 2019

- [16] K. Rungwattana *et al.*, "*Développement d'indicateurs pour la caractérisation mécanique et la durabilité des bois traités thermiquement*", *Forestry*, vol. 10, pp. 260–272, 2015
- [17] S. Knapic *et al.*, "*Radial variation of wood density components and ring width in cork oak trees*", *Ann. For. Sci.*, vol. 64, pp. 211–218, 2007
- [18] F.C. Beall *et al.*, "*Thermal Degradation of Wood Components. a Review of the Literature*", U S For. Prod Lab, Res Pap FPL 130, 1970
- [19] W.K.Tang, "*Effect of Inorganic Salts on Pyrolysis of Wood, Alpha-cellulose, and Lignin Determined by Dynamic Thermogravimetry*", Res. Paper FPL-71, Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 1967
- [20] P. Dias de Moraes, "*Influence de la température sur les assemblages bois*", Thèse, 2003
- [21] T. Fateh, "*Etude expérimentale et numérique de la cinétique de décomposition thermique de contreplaqués en bois*", Thèse, 2011
- [22] H.P. Steinhagen, "*Thermal conductive properties of wood, green or dry, from -40°C to +100°C: a literature review*", USDA For. Serv. Gen. Tech. Rep. FPL-9, p. 10, 1977
- [23] Z. Yang *et al.*, "*Crystallization behavior of poly(ϵ -caprolactone)/layered double hydroxide nanocomposites*", *J. Appl. Polym. Sci.*, vol. 116, pp. 2658–2667, 2010
- [24] K. Radmanović *et al.*, "*Specific Heat Capacity of Wood*", *Drv. Ind.*, vol. 65, pp. 151–157, 2014
- [25] M. Maalekian *et al.*, "*Comparative analysis of heat generation in friction welding of steel bars*", *Acta Materiala*, vol. 56, pp. 2843–2855, 2008
- [26] B. Gfeller *et al.*, "*Solid wood joints by in situ welding of structural wood constituents*", *Holzforschung*", vol. 58, pp. 45–52, 2004
- [27] B. Suthoff *et al.*, "*Souder du bois, une technique innovatrice*", *Tracés*, 2006
- [28] B. Gfeller *et al.*, "*Wood bonding by vibrational welding*", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 17, pp. 1573–1589, 2003
- [29] J. M. Leban *et al.*, "*X-ray microdensitometry analysis of vibration-welded wood*", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 18, pp. 673–685, 2004
- [30] P. Omrani *et al.*, "*Influence of Wood Grain Direction on Linear Welding*", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 23, pp. 2047–2055, 2009
- [31] M. Properzi *et al.*, "*Influence of grain direction in vibrational wood welding*", *Holzforschung*, vol. 59, pp. 23–27, 2005
- [32] M. Vaziri *et al.*, "*Influence of welding parameters and wood properties on the water absorption in Scots pine joints induced by linear welding*", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 25, pp. 1839–1847, 2011
- [33] M. Boonstra *et al.*, "*Vibration welding of heat-treated wood*", *J. Adhes. Sci. Technol.*,

- vol. 20, pp. 359–369, 2006
- [34] J. Ruponen *et al.*, "*Influence of Welding Time on Tensile-Shear Strength of Linear Friction Welded Birch (*Betula pendula L.*) Wood*", *BioResources*, vol. 10, pp. 3481–3491, 2015
- [35] H. R. Mansouri *et al.*, "*End-grain butt joints obtained by friction welding of high density eucalyptus wood*", *Wood Sci. Technol.*, vol. 44, pp. 399–406, 2010
- [36] J. Zigon *et al.*, "*The influence of heat and chemical treatments of beech wood on the shear strength of welded and UF bonded specimens*", *Eur. J. Wood Wood Prod.*, vol. 73, pp. 685–687, 2015
- [37] H. Zhang *et al.*, "*Study of the End-grain Butt Joints Obtained by Friction Welding of Moso Bamboo*", *BioResources*, vol. 12, pp. 6446–6457, 2017
- [38] H. Zhang *et al.*, "*The study of linear vibrational welding of moso bamboo*", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 32, pp. 1–10, 2018
- [39] A. Pizzi *et al.*, "*Wood dowel bonding by high-speed rotation welding*", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 18, pp. 1263–1278, 2004
- [40] F. Kanazawa *et al.*, "*Parameters influencing wood-dowel welding by high-speed rotation*", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 19, pp. 1025–1038, 2005
- [41] C. Ganne-Chedeville *et al.*, "*Parameter interactions in two-block welding and the wood nail concept in wood dowel welding*", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 19, pp. 1157–1174, 2005
- [42] P. Omrani *et al.*, "*Physico-chemical causes of the extent of water resistance of linearly welded wood joints*", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 23, pp. 827–837, 2009
- [43] B. Stamm *et al.*, "*Joining of wood layers by friction welding*", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 19, pp. 1129–1139, 2005
- [44] B. Stamm *et al.*, "*Joining wood by friction welding* *Herstellen von Holzverbindungen mittels Reibschweissen*", *Holz als Roh- und Werkst.*, vol. 63, pp. 313–320, 2005
- [45] C. Ganne-Chédeville *et al.*, "*Wood welding: Chemical and physical changes according to the welding time*", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 22, pp. 761–773, 2008
- [46] L. Rautkari *et al.*, "*Surface modification of wood using friction*", *Wood Sci. Technol.*, vol. 43, pp. 291–299, 2009
- [47] B. Belleville *et al.*, "*Optimization of Wood Welding Parameters for Australian Hardwood Species*", *BioResources*, vol. 12, pp. 1007–1014, 2016
- [48] S. A. Martins *et al.*, "*Parameter scanning for linear welding of Brazilian *Eucalyptus benthamii* wood*", *Eur. J. Wood Wood Prod.*, vol. 71, pp. 525–527, 2013
- [49] P. Omrani *et al.*, "*Emission Gases in Linear Vibration Welding of Wood*", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 23, pp. 85–94, 2009

- [50] C. Ganne-Chédéville, *"Soudage linéaire du bois : étude et compréhension des modifications physico-chimiques et développement d'une technologie d'assemblage innovante"*, Thèse, 2008
- [51] International Standard ISO 554, *"Standard atmospheres for conditioning and/or testing-specifications"*, 1976
- [52] Irish Standard EN 302-1, *"Adhesives for load-bearing timber structures - Test methods - Part 1: Determination of longitudinal tensile shear strength"*, 2013
- [53] European Standard EN 1992-1-1, *"Eurocode 2: Design of concrete structures"*, vol. 1, 2004
- [54] C. Ganne-Chédéville *et al.*, *"Parameters of wood welding: A study with infrared thermography"*, *Holzforschung*, vol. 60, pp. 434–438, 2006
- [55] S. Amirou *et al.*, *"Variation of shear properties of welded spruce at different pressures and welding times"*, *Biotribology*, vol. 5, pp. 61–66, 2016
- [56] C. Ganne-Chédéville *et al.*, *"Wood Welded Connections: Energy Release Rate Measurement"*, *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 22, pp. 169–179, 2008
- [57] M. Vaziri, *"Water Resistance of Scots Pine Joints Produced by linear friction welding"*, Thèse, 2018
- [58] H. R. Mansouri *et al.*, *"Improving the Water Resistance of Linear Vibration-Welded Wood Joints"*, *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 23, pp. 63–70, 2009
- [59] C. B. Lin *et al.*, *"Effect of joint design and volume fraction on friction welding properties of A360/SiC (p) composites"*, *Weld. J. (Miami, Fla)*, vol. 78, pp. 100–108, 1999
- [60] C. Ganne-Chédéville *et al.*, *"Predicting the Thermal Behaviour of Wood During Linear Welding Using the Finite Element Method"*, *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 22, pp. 1209–1221, 2008
- [61] M. Vaziri *et al.*, *"Three-dimensional finite element modelling of heat transfer for linear friction welding of Scots pine"*, *Wood Mater. Sci. Eng.*, vol. 9, pp. 102–109, 2014
- [62] M. Vaziri *et al.*, *"Influence of welding parameters on weldline density and its relation to crack formation in welded Scots pine joints"*, *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 25, pp. 1819–1828, 2011
- [63] P. Omrani *et al.*, *"Emission of gases and degradation volatiles from polymeric wood constituents in friction welding of wood dowels"*, *Polym. Degrad. Stab.*, vol. 93, pp. 794–799, 2008
- [64] L. Delmotte *et al.*, *"CP-MAS ¹³C NMR and FT-IR investigation of the degradation reactions of polymer constituents in wood welding"*, *Polym. Degrad. Stab.*, vol. 93, pp. 406–412, 2008
- [65] L. Delmotte *et al.*, *"Influence of Wood Welding Frequency on Wood Constituents"*

- Chemical Modifications*", J. Adhes. Sci. Technol., vol. 23, pp. 1271–1279, 2009
- [66] P. H. Cornuault *et al.*, "*Tribological mechanisms involved in friction wood welding*", Tribol. Int., vol. 141, p. 105963, 2020

CHAPITRE 2

Estimation de la température de l'interface par un couplage expérimental, numérique

Préambule

Certains auteurs [1 - 3] ont estimé que la température à l'interface peut atteindre une valeur comprise entre 250 °C et 300 °C lors du procédé de soudage du bois par frottement. Sous l'effet de cette température, les surfaces des matériaux en contact glissant subissent des modifications physiques, chimiques et microstructurales [1][2]. En effet, une partie de l'énergie mécanique - due majoritairement aux forces de frottement - se transforme en chaleur, ce qui provoque une fusion locale de certains constituants du bois qui, une fois le procédé stoppé, se solidifient à nouveau pour former un joint solide [3]. C'est pourquoi il est crucial de connaître l'évolution de la température à l'interface pendant le temps du procédé afin de mieux comprendre les phénomènes thermiques qui mènent à la constitution d'un joint permettant d'assembler les deux parties en contact. L'accès à cette information par une voie strictement expérimentale, sans perturber le contact lui-même, est difficile car l'interface évolue et difficilement accessible. Des tentatives de mesures de la température au plus près de l'interface, à l'aide de thermocouples, ont échoué du fait de fortes incertitudes liées au caractère peu conducteur du bois et à l'usure importante des surfaces conduisant à un déplacement du point de mesure par rapport à l'interface. Néanmoins, il nous a semblé qu'estimer et suivre l'évolution de la température à l'interface durant le frottement est crucial pour une bonne compréhension des phénomènes. C'est pourquoi une partie importante de ce travail a été de développer une méthodologie permettant de relever ce défi.

Si on s'intéresse avant tout à ce qui a déjà été fait dans ce domaine, tous procédés confondus, la littérature propose des méthodes pouvant être classés en trois groupes :

- La modélisation

Le développement de méthodes numériques de simulation par éléments finis ou différences finies ont été utilisées, par exemple, dans le cas du frottement du titane [4 – 7], du freinage [8], ou de la mise en forme des matériaux [9-10]. Les moyens numériques sont une voie efficace pour estimer la température à l'interface ainsi que la distribution de température dans une pièce à condition que soient connues les lois de comportement des matériaux. Dans le cas du soudage du bois par frottement, Vaziri *et al.*[4] ont développé un modèle numérique par éléments finis dans le but de déterminer le flux thermique généré à partir de la surface de contact. Une bonne corrélation entre les évolutions des températures expérimentale et numérique a été démontrée, ce qui montre que le modèle peut prédire le comportement thermique du bois. Il est alors possible d'accéder à la distribution de température dans la pièce durant le procédé. D'autre part, C.Ganne-Chedéville *et al.*[5] ont utilisé une méthode numérique pour comprendre l'influence

des paramètres matériau sur l'évolution de la température. Une modélisation de la largeur des zones affectées mécaniquement, et possédant une densité propre, montre leurs influences sur le comportement thermique du bois. On trouve également des développements de méthodes analytiques dans le but d'estimer la température à l'interface dans le cas du frottement des verres métalliques contre de l'acier [11].

- L'expérimentation utilisant des mesures de température sans contact :

La thermographie infrarouge (TIR) [12-13] qui s'effectue avec des caméras infrarouges (mesure bidimensionnelle) placées à distance de l'objet permet une mesure de température sans contact. Il est alors possible de connaître la répartition surfacique de la température maximale et/ou moyenne d'une zone choisie. Mais évidemment cette technique nécessite d'accéder à distance de la zone de mesure souhaitée, ce qui rend les mesures de température interfaciale extrêmement délicates, voire impossibles.

En outre, dans le cas du procédé de soudage par frottement, les matériaux en contact s'usent fortement. Cela entraîne une éjection d'un 3^{ème} corps pendant le processus (constitué majoritairement de lignine fondue) qui affecte toute méthode de mesure sans contact. De plus, d'autres phénomènes tels que le dégagement de fumée et de vapeur d'eau sont également sources de perturbation des mesures de température sans contact.

- L'expérimentation utilisant des mesures de température avec contact :

La mesure de l'évolution de la température avec des thermocouples est une solution couramment utilisée dans l'industrie. Ces derniers sont insérés directement dans la matière à différentes distances de la surface de frottement [12][14]. Le thermocouple, qui utilise l'effet Seebeck-Peltier [15], est composé de deux fils de métal différents soudés à une extrémité. La température est mesurée au niveau de cette soudure. Cette méthode a ses limites car les thermocouples sont placés en dehors de la zone interfaciale pour ne pas être détériorés par le frottement. Les valeurs de températures mesurées dans ce cas, seront inférieures à celles de l'interface, et ceci est d'autant plus vrai dans un contexte comme celui qui nous préoccupe où le matériau (le bois) est un mauvais conducteur thermique.

C'est pour toutes ces raisons que nous avons choisi de développer un couplage entre des mesures tribologiques, des mesures de température à distance de l'interface et une simulation numérique par une méthode d'éléments finis qui, aux termes d'interactions multiples, permettent d'approcher les phénomènes thermiques interfaciaux.

II.1 Méthodologie générale

Des études sur le soudage du bois par frottement, centrées principalement sur les modifications physiques et chimiques de la zone de soudage, peuvent faire penser que l'efficacité du procédé pourrait dépendre à la fois de la température interfaciale maximale atteinte lors du procédé et de l'allure de l'évolution de cette température. Les phénomènes chimiques ont déjà été caractérisés en détail dans des études focalisées sur les différentes réactions existantes (condensation, réticulation, décomposition des polymères, déshydrations, pyrolyse, etc....) [1][16].

Dans tous les cas, l'évolution de la température de l'interface durant le procédé est intimement liée à la puissance mécanique perdue par frottement mais surtout à la fraction de cette puissance mécanique transformée en puissance thermique.

C'est la raison pour laquelle nous proposons de décomposer la puissance totale générée dans la surface du contact (P_{totale}) en trois catégories :

- Une première partie issue de la transformation de la puissance mécanique totale en puissance thermique qui est transférée dans le bloc (P_{Bloc}).
- Une deuxième partie également transformée en puissance thermique mais transférée dans le tourillon ($P_{\text{Tourillon}}$).
- Puis une troisième partie (P') englobant tous les autres phénomènes, comme les transformations chimiques (pyrolyse, hydrolyse, condensation, fusion de la lignine, etc...) [16], la densification du matériau et les déformations élasto-plastiques [17], le dégagement gazeux [2], l'évaporation de la vapeur d'eau contenue initialement dans le matériau, l'usure, ... comme illustré dans la Figure 2.1.

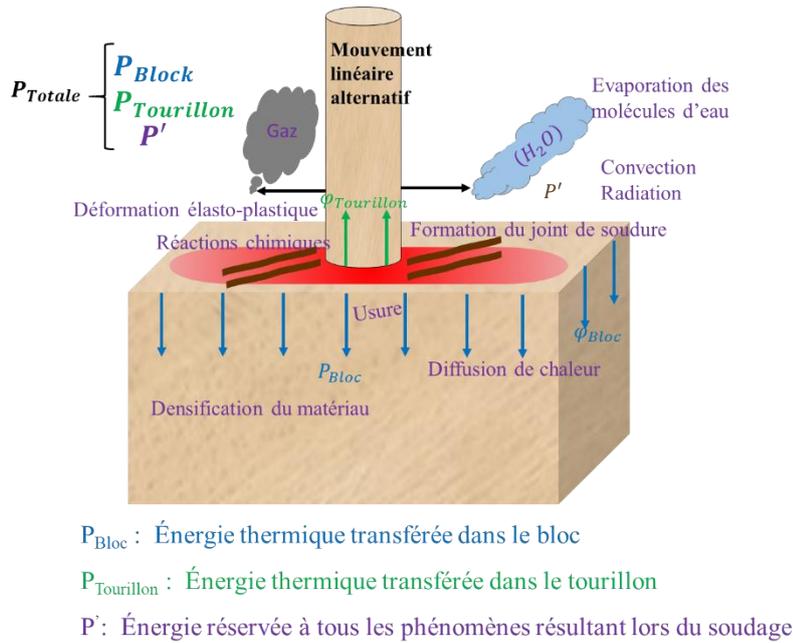


Figure 2. 1: Répartition de la puissance totale (P_{Totale}) générée lors de procédé montrant les différents phénomènes résultants

Le but étant d'obtenir l'évolution de la température de l'interface durant le procédé, il est nécessaire d'évaluer la fraction de la puissance mécanique convertie en puissance thermique, transférée pour une part dans le bloc et pour une autre part dans le tourillon.

Nous avons accès à la puissance mécanique totale issue des courbes de frottement durant le procédé. Cette puissance nommée (P_{Totale}), exprimée en Watts, est mesurée à chaque cycle (aller-retour). Nous obtenons alors l'évolution réelle de la puissance mécanique en fonction du nombre de cycles effectués et/ou du temps. Nous avons développé un modèle spécifique de conduction de chaleur 2D où le flux (défini comme étant la puissance par unité de surface) en W/m^2) est utilisé comme condition limite au niveau de la surface de contact. Parallèlement, on acquiert des mesures de température dans le bloc et dans le tourillon à des distances connues de l'interface. En comparant les températures expérimentales et numériques pour des profondeurs identiques, on en déduit les pourcentages (α) (%) et (β) (%) représentant les parts de puissance mécanique converties en puissance thermique et transférées respectivement dans le bloc (P_{Bloc}) et dans le tourillon ($P_{Tourillon}$). Ces puissances thermiques sont, selon nos hypothèses, les seules responsables de l'augmentation de la température dans les deux corps. Notons que l'usure des matériaux a été prise en compte dans le modèle numérique. Cette usure entraîne une correction des distances par rapport à l'interface des températures mesurées.

La Figure 2.2 résume à travers un schéma la méthodologie utilisée dans cette étude et les différents paramètres d'entrées et de sorties. Dans ce modèle, l'ensemble du procédé du soudage est pris en compte, mais ne comprend que la phase de frottement (sans la phase de maintien). Dans un premier temps, la puissance mécanique (P_{Totale}) générée par le frottement est injectée dans le modèle numérique. Durant les essais, des mesures permettent d'obtenir en parallèle l'évolution de la température à une distance initiale connue à l'avance (environ 2 mm) dans les échantillons. L'usure totale de l'ensemble bloc + tourillon est également mesurée pendant l'essai *via* la variation de la force normale qui est proportionnelle à cette usure. Le modèle numérique permet d'avoir l'évolution de la température à des positions définies dans le bloc et dans le tourillon : c'est la Méthode Directe. On effectue alors une comparaison entre les températures calculées et expérimentales. Puisque, comme nous l'avons déjà dit, la puissance mécanique créée est scindée en 3 quantités (cf Figure 2.1), nous procédons à un ajustement des allures de températures expérimentales et numériques en modifiant les valeurs de la puissance thermique transférée dans le bloc (α) et dans le tourillon (β). Pour chaque pourcentage des puissances fixés, une simulation numérique est effectuée. Cette étape est réalisée plusieurs fois jusqu'à l'obtention d'une bonne corrélation entre les deux courbes de températures, c'est ce que nous avons appelé la Méthode Inverse. Après plusieurs boucles de simulations, nous obtenons les fractions de puissances converties en puissance thermique et transférée de part et d'autre de la surface du contact.

Les valeurs de (α) et de (β) nous permettent alors d'accéder à la température de l'interface par la Méthode Directe.

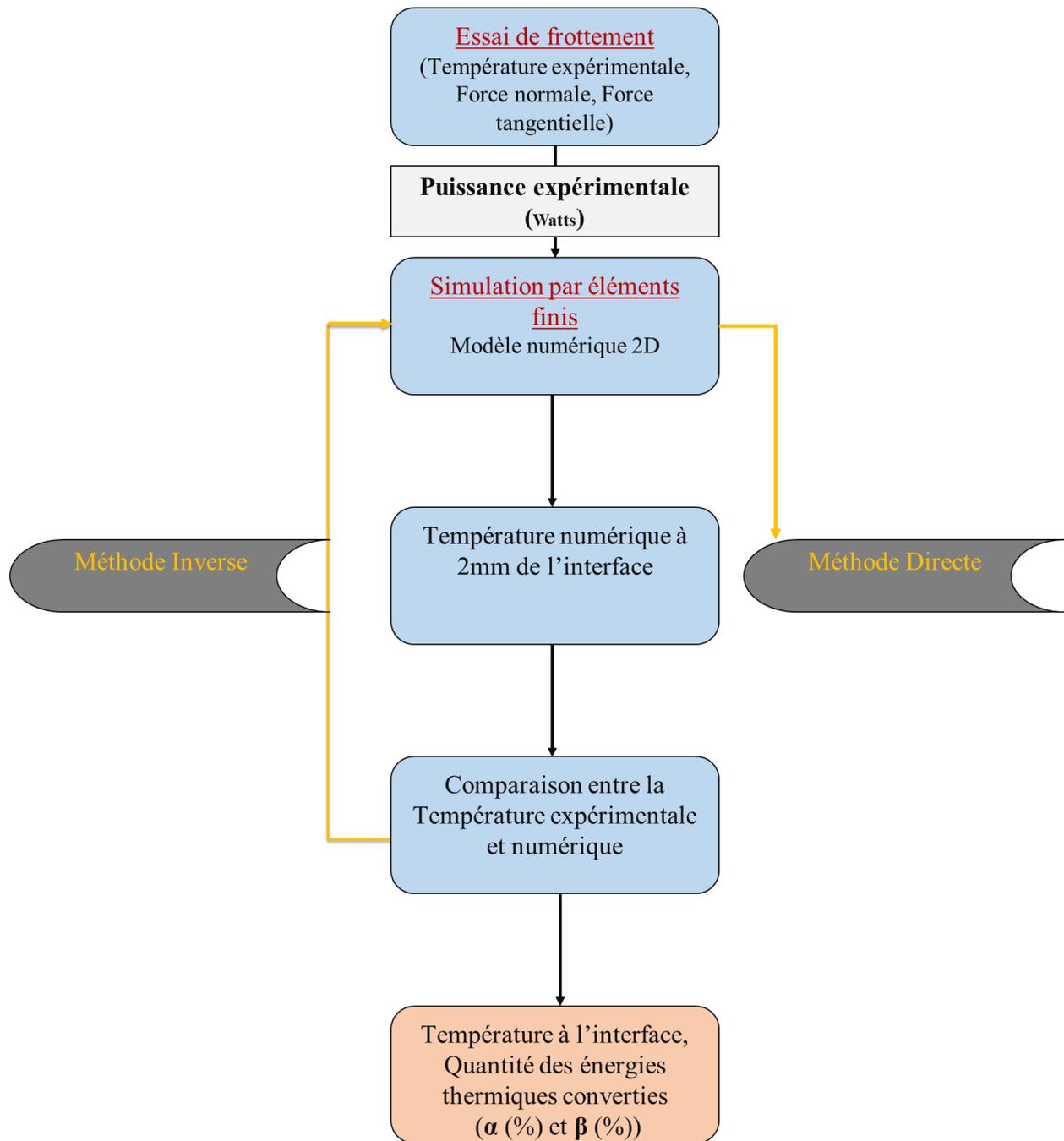


Figure 2. 2: Schéma de la méthodologie utilisée pour estimer la température à l'interface lors du soudage en utilisant un couplage expérimental tribologique et simulation numérique

II.2 Démarche Expérimentale

II.2.1 Essais de frottement

Les essais de frottement ont été réalisés sous condition atmosphérique avec un tribomètre Cameron-Plint TE77 imposant un mouvement linéaire alternatif entre deux échantillons de bois (voir Figure 2.3) : le bloc est fixé sur une platine et le tourillon est mobile par rapport au bâti. Le déplacement relatif (h_0) a été fixé à $\pm 2,2$ mm. La vitesse de glissement du tourillon (par rapport au bloc) suit une courbe sinusoïdale en fonction du temps puisque le mouvement linéaire alternatif est produit par un moteur rotatif à courant continu *via* une came excentrique. La charge normale (F_N), appliquée sur le tourillon par l'intermédiaire d'un ressort, est mesurée par un capteur de force à jauges de déformation. La force tangentielle (F_T) générée dans la surface de contact est mesurée à l'aide d'un capteur piézoélectrique, le déplacement du tourillon (Δh) étant déterminé par un capteur laser sans contact. Ces signaux sont enregistrés avec une fréquence d'échantillonnage de 10 kHz. L'acquisition de ces données est faite par l'intermédiaire d'une carte National Instruments et le pilotage de l'essai est réalisé par un programme LabVIEW dédié.

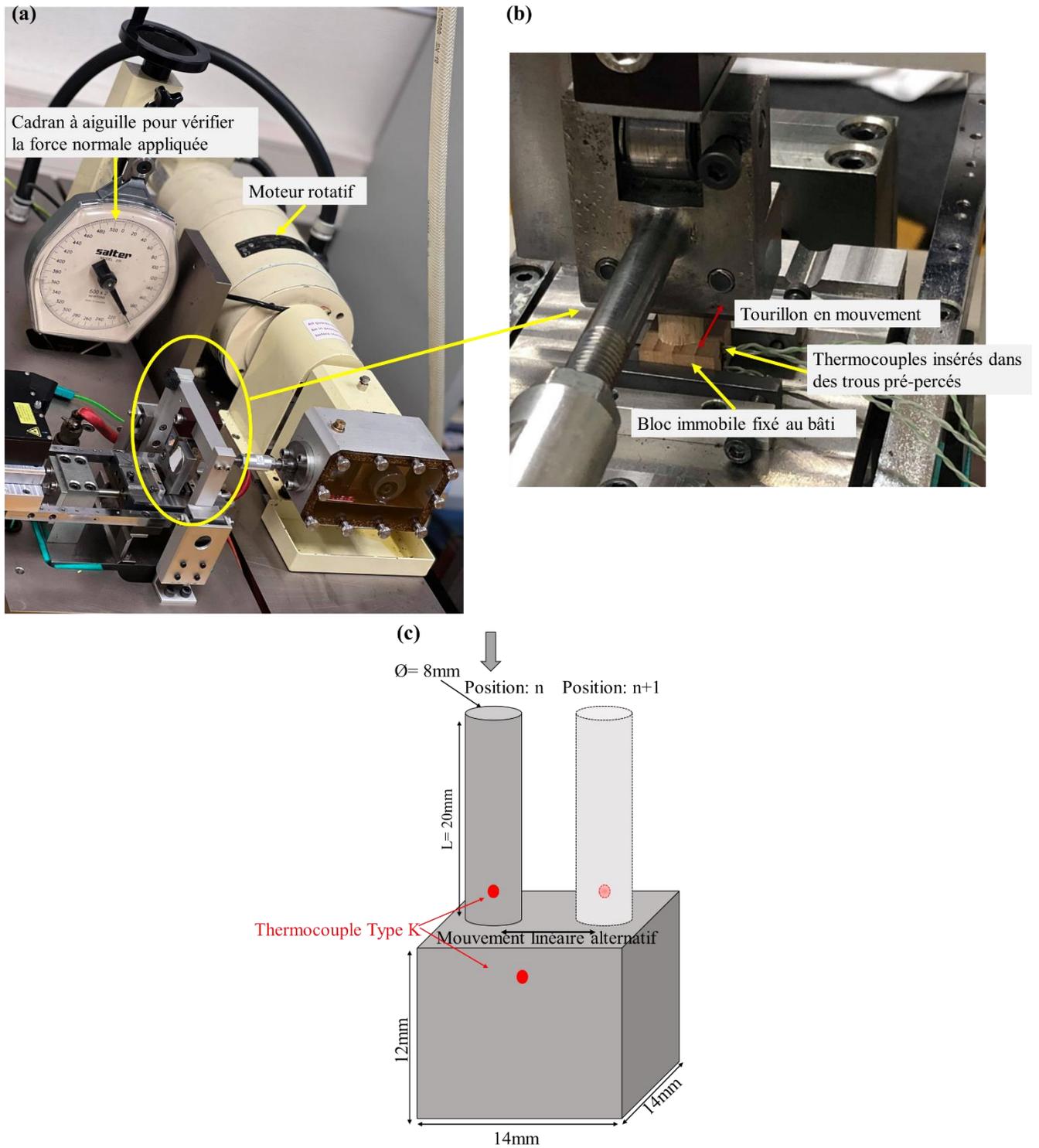


Figure 2. 3: (a) – (b) Tribomètre linéaire alternatif PLINT utilisé, (c) contact tribologique entre les deux échantillons

Un logiciel de traitement développé en interne permet de post-traiter les données d'acquisition :

- Évolution du coefficient de frottement moyen en fonction du temps (Figure 2.4.a).
- Évolution de la forme du cycle de frottement en fonction du temps sous la forme d'une bûche de frottement (Figure 2.4.b) : (μ) en fonction du déplacement du tourillon (Δh), du nombre de cycles (N_{Cycles})
- Cycle de frottement représentant l'évolution de l'effort tangentiel instantané en fonction du déplacement durant un cycle (Figure 2.4.c).

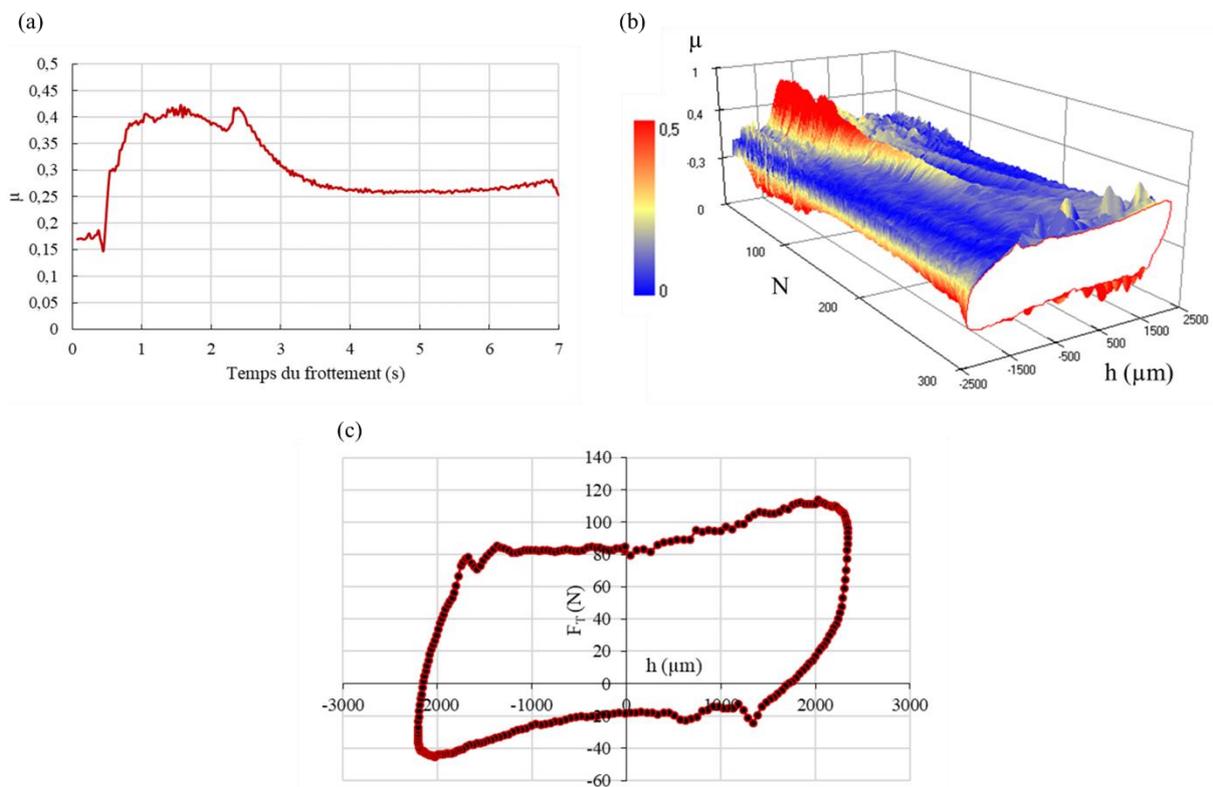


Figure 2. 4: Exemples de résultats affichés par le logiciel de traitement

Le coefficient de frottement moyen énergétique pour chaque cycle est obtenu en utilisant l'Équation 2.

$$\mu = \frac{1}{2\Delta h_0} \int \frac{|F_T|}{|F_N|} dh \quad \text{Équation 2}$$

L'intégrale correspond à l'aire du cycle de frottement divisée par la force normale et (Δh_0) est la demi-amplitude.

La Figure 2.5 présente l'évolution de la force du frottement (F_T) durant un cycle en fonction du déplacement (h). Chaque point correspond à une valeur locale de la force tangentielle pour une

position du tourillon sur la piste de frottement durant un aller-retour. L'énergie (**E**) dissipée dans le contact est calculée pour chaque cycle de frottement à l'aide de l'Équation 3 et correspond à l'aire jaune (Figure 2.5).

$$E (J) = \int F_T dh \quad \text{Équation 3}$$

$$P (W) = \frac{E}{t} = \frac{\int F_T}{t} dh \quad \text{Équation 4}$$

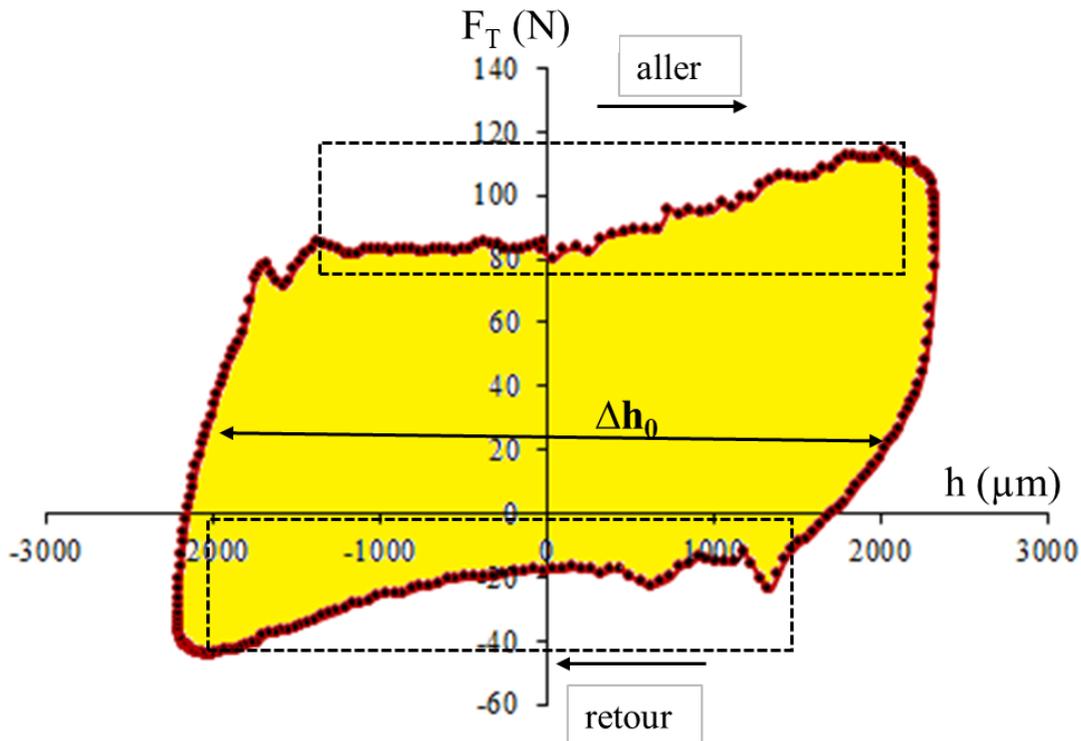


Figure 2. 5: Cycle de frottement : force tangentielle en fonction du déplacement

Connaissant la durée d'un cycle, on en déduit la puissance dissipée par frottement (Équation 4). L'évolution de la puissance par cycle est rapportée à une unité de surface. On obtient un flux ($W.m^{-2}$) utilisé comme condition aux limites au niveau de la surface de frottement qui est réparti dans le bloc et dans le tourillon.

Le cycle de frottement obtenu dans la Figure 2.5 correspond à une expérience réalisée avec les paramètres présentés dans le Tableau 2.1.

Rappelons que l'ensemble du processus de soudage du bois par frottement comprend deux phases :

(1) - La phase de frottement proprement dite, durant lequel le tourillon est en mouvement relatif linéaire avec le bloc.

(2) - La phase de maintien où tout le système est en repos alors qu'une charge normale est maintenue afin que le joint de soudure se densifie pendant son refroidissement.

Ici, on se focalise sur la partie dynamique, qui correspond à une élévation continue de la température de l'interface.

Tableau 2.1: Paramètres de soudage utilisés lors de la phase de frottement

Paramètres	Valeurs
Déplacement (mm)	$\pm 2,2$
Fréquence (Hz)	40
Pression de soudage (MPa)	4
Temps de frottement (s)	7

Les essais de frottement sont réalisés dans la configuration de contact schématisée dans la Figure 2.6.

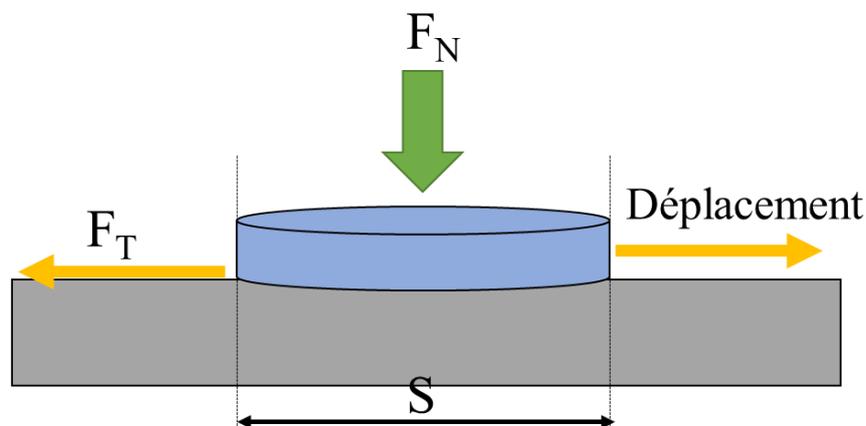


Figure 2. 6: Schéma d'une configuration pion/plan

La pression initiale appliquée correspond à la force normale (F_N) appliquée sur la surface de contact (S_{contact}) (Équation 5).

$$p_c = \frac{F_N}{S_{\text{contact}}} \quad \text{Équation 5}$$

Avec ces valeurs de déplacement et de fréquence, on obtient une vitesse moyenne durant un cycle de frottement de $0,35 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. En raison de l'inertie de l'actionneur, 11 cycles (soit 0,4 sec)

sont nécessaires au début de l'essai pour atteindre la vitesse mentionnée. À la fin de l'essai, il faut environ 14 cycles (soit 0,47 sec) pour un arrêt effectif du moteur.

II.2.2 Détermination expérimentale de la température

Durant les essais de frottement, des mesures de températures, à une distance d'environ 2 mm de l'interface de contact, sont effectuées dans le bloc et dans le tourillon (cf Figure 2.3.c). Ces mesures sont issues de deux thermocouples classiques de type K en acier inoxydable de type Inconel (Nickel-Chrome) adaptés à notre milieu et à la gamme de température rencontrée. Ces thermocouples ont été insérés dans des trous percés dans le matériau, et leurs positions initiales par rapport à la surface ont été mesurées préalablement à chaque essai à l'aide d'un microscope numérique KEYENCE-VHX. L'acquisition de l'évolution de la température durant tout le procédé est enregistrée parallèlement et simultanément aux mesures de frottement.

II.2.3 Mesure de la masse volumique du hêtre (ρ)

Le bois est un matériau fortement hygroscopique et ses propriétés thermo-physiques dépendent de sa teneur en eau. De fait, l'humidité présente dans le bois influence sa densité en jouant à la fois sur sa masse et sur son volume. Des études de densité [18] ont montré qu'elle varie très légèrement jusqu'à 200 °C. Ensuite, lors de la pyrolyse, on note une forte chute de la masse suivie d'une dégradation de ses constituants chimiques.

Le calcul de la masse volumique s'effectue simplement en divisant la masse par le volume. Trois blocs de hêtre de dimensions 14 x 14 x 12 mm³ ont été chauffés à 400 °C dans un four et tous les 50 °C, on mesure leurs poids et leurs volumes à l'aide d'une balance de précision et d'un pied à coulisses, respectivement.

II.3 Démarche numérique

III.3.1 Conception des géométries sur Gmsh

La modélisation et la simulation des deux géométries (Tourillon – Bloc) ont été faites de manière indépendante. La conception et le maillage par éléments finis sont réalisés sur le logiciel libre Gmsh 4.7.1 développé par C. Geuzaine et J-F. Remacle en 2003 écrit sur C++. Afin d'atteindre un bon compromis entre le temps de calcul et la précision requise, un raffinement du maillage est opéré uniquement sur les 2 mm proches de l'interface comme montré dans la Figure 2.7.

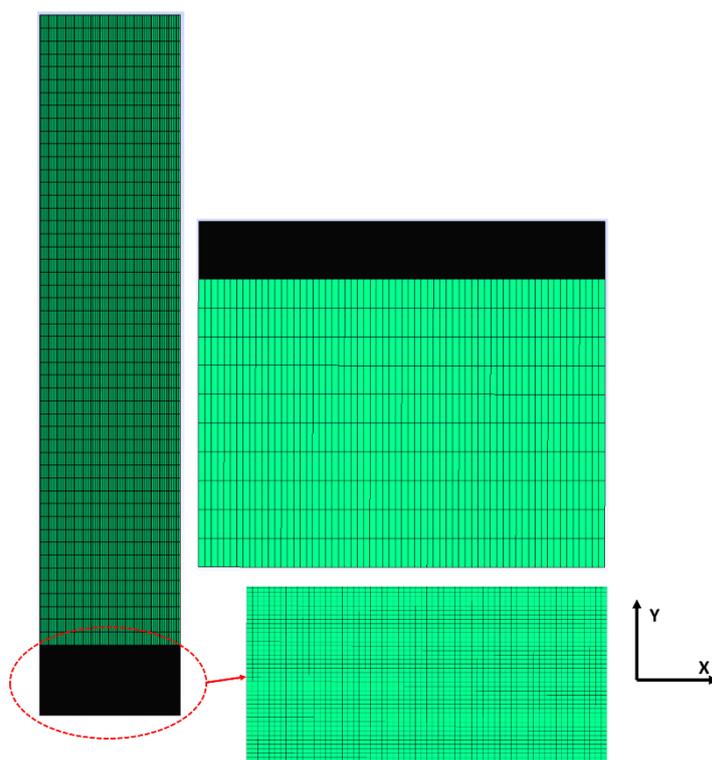


Figure 2. 7: Géométrie et maillage sur Gmsh des échantillons utilisés lors de soudage

Nous avons choisi un maillage quadrilatéral bi-dimensionnel. Les dimensions reprennent évidemment celles des échantillons utilisés lors des expériences (14 x 14 x 12 mm pour le bloc et un tourillon de longueur 20 mm et 8 mm de diamètre). Bien que conscient de l'anisotropie de notre matériau, nous nous sommes limités à un modèle à deux dimensions, et ce pour des raisons de simplification du modèle théorique.

II.3.2 Simulation par éléments finis

Un modèle isotrope a été utilisé. Pour alimenter ce modèle, certaines propriétés thermo-physiques du bois proviennent de la littérature du fait de la difficulté de les obtenir au laboratoire dans la gamme de température souhaitée. Ainsi, la conductivité thermique (λ), la capacité calorifique (C_p), la diffusivité thermique (α) et l'effusivité (E) ont été déduites de la bibliographie [4][9][20]. Malgré tout, quelques mesures de conductivité thermique avec la méthode du fil chaud, ainsi que des valeurs de capacité calorifique utilisant la méthode de l'anneau chaud, ont été réalisées (la méthode de mesure est rappelée en annexe 1). Ces mesures, effectuées dans une gamme réduite de température allant de l'ambiante à 50 °C sont cohérentes avec celles que nous avons utilisées provenant de la littérature.

II.3.2.1 Modèle numérique 2D

Rappelons que toutes les simulations numériques sont effectuées avec le code d'éléments finis implicites ELMER CSC 8.3, que la modélisation utilisée est limitée en 2D, impliquant que nous faisons l'hypothèse que le matériau bois est isotrope mais en tenant compte de la variation des propriétés thermo-physiques en fonction de la température. Le modèle thermique développé est basé sur la résolution de l'équation de chaleur en 2D sans source de chaleur (Équation 6).

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Équation 6}$$

II.3.2.1.1 Conditions initiales et aux limites

La condition initiale fixée dans le modèle est la température du bloc et du tourillon, égale à $T_0 = 20 \text{ °C}$. Les pertes par convection ont été négligées ici.

La condition aux limites est la puissance expérimentale dont seule une partie est transformée en puissance thermique responsable de l'augmentation de la température dans le bloc (P_{Bloc}) et dans le tourillon ($P_{\text{Tourillon}}$). Le reste étant responsable des phénomènes physico-chimiques et mécaniques (P').

$$P_{\text{Bloc}} = \alpha \cdot P_{\text{Tot}} \quad \text{Équation 7}$$

$$P_{\text{Tourillon}} = \beta \cdot P_{\text{Tot}} \quad \text{Équation 8}$$

$$P' = \gamma \cdot P_{\text{Tot}} \quad \text{Équation 9}$$

(α) , (β) et (γ) représentent les pourcentages respectifs des trois contributions et seront déterminés par Méthode Inverse en utilisant le couplage expérimental tribologique et la simulation numérique.

Pour estimer ces trois fractions de puissances converties, il nous faut connaître la surface sur laquelle la puissance est dissipée puisqu'ensuite nous utilisons la puissance par unité de surface comme condition aux limites pour chaque partie (bloc et tourillon). Pour déterminer la valeur de (α), la surface utilisée est la section de la trace de frottement sur le bloc. Pour la valeur de (β), la surface prise est celle du tourillon. Bien sûr, la valeur de (γ) est la valeur complémentaire selon la relation 10.

$$\gamma (\%) = 100\% - (\alpha + \beta) \quad \text{Équation 10}$$

Enfin, et cela est d'importance, nous avons dû tenir compte de l'usure des matériaux durant l'essai pour estimer, à chaque instant, la distance réelle de la mesure de température à l'aide des thermocouples par rapport à l'interface. En effet, celle-ci diminue à cause de l'usure. En outre cette diminution n'est pas linéaire avec le temps.

II.4 Résultats

II.4.1 Résultats de frottement

La Figure 2.8 présente l'évolution de la puissance totale lors d'un essai utilisant les paramètres opérationnels de soudage déjà présentés dans le Tableau 2.1 pendant la phase de frottement.

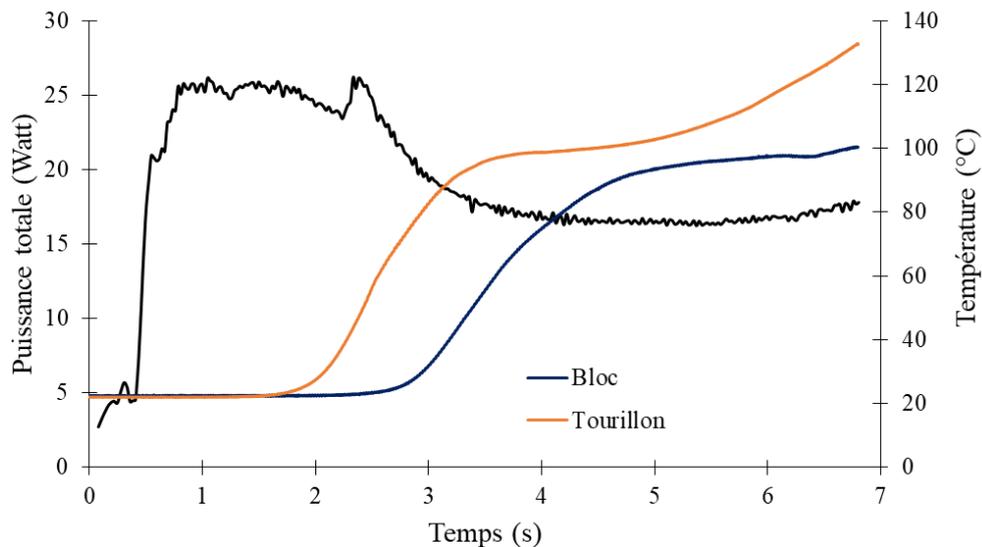


Figure 2. 8: Puissance totale mesurée expérimentalement en fonction du temps avec l'évolution de la température expérimentale dans le bloc et dans le tourillon à une distance initiale 2 mm au-dessous de l'interface

La courbe expérimentale représentant l'évolution de la puissance totale issue des efforts de frottement (Figure 2.8) est le point de départ permettant de déterminer la fraction de puissance thermique transférée dans le bloc (α) et dans le tourillon (β). Pour ce faire, nous transformons cette puissance en densité de flux (W/m^2) en la divisant, soit par la surface de la trace de frottement sur le bloc, soit par la surface de contact du tourillon sur le bloc. Ensuite, ces deux courbes de densité de flux (W/m^2) sont utilisées comme conditions aux limites dans le modèle numérique appliqué de chaque côté de l'interface de frottement (côté tourillon et côté bloc). Les valeurs de (α) et de (β) deviennent alors des variables en fonction du temps qu'il faut déterminer afin que les températures obtenues par le modèle et celles mesurées expérimentalement à une distance connue de l'interface soient identiques.

La Figure 2.8 présente l'évolution en fonction du temps de la température dans un bloc, à une distance initiale de 2 mm lors d'un essai de frottement d'une durée de 7 secondes. La mesure de la température est essentielle dans notre étude. On note que celle-ci reste stable autour de 20 °C pendant les premières secondes de l'essai (2 s dans le bloc et 3 s dans le tourillon). Afin de s'assurer que ce décalage temporel n'est pas lié à l'inertie des thermocouples, des essais supplémentaires ont été réalisés. Nous avons comparé l'évolution de la température théorique (issue d'un modèle simple 1D) avec celle mesurée par un thermocouple inséré dans un échantillon de hêtre en contact avec une plaque chauffante dont on connaît parfaitement la température (fixée ici à 125 °C). La résolution de l'équation de la chaleur en 1D (Équation 11) donne la solution mentionnée dans (

Équation 12).

$$\frac{\partial T}{\partial t} - \alpha \frac{\partial^2}{\partial x^2} = 0 \quad \text{Équation 11}$$

$$T(x,t) = [1 - \text{erf}(\eta)] \cdot \Delta T + T_0 \quad \text{Équation 12}$$

$$\alpha = \frac{\lambda}{C_p} \quad \text{Équation 13}$$

$$\eta = \frac{x}{2\sqrt{\alpha \cdot t}} \quad \text{Équation 14}$$

$T_0 = 32,1$ °C, est la température initiale ;

$T_1 = 125,2$ °C, est la température de la plaque chauffante ;

$\Delta T = T_1 - T_0$, est la différence entre les deux températures ;

$x = 2,2$ mm, est la distance entre le thermocouple (dans l'échantillon de bois) et l'interface ;

La comparaison entre les allures des températures théorique et expérimentale présentée dans la Figure 2.9 montre une bonne corrélation entre les deux courbes, ce qui confirme par ailleurs que les valeurs des propriétés thermo-physiques choisies de la littérature correspondent parfaitement avec celles de l'essence de bois utilisée.

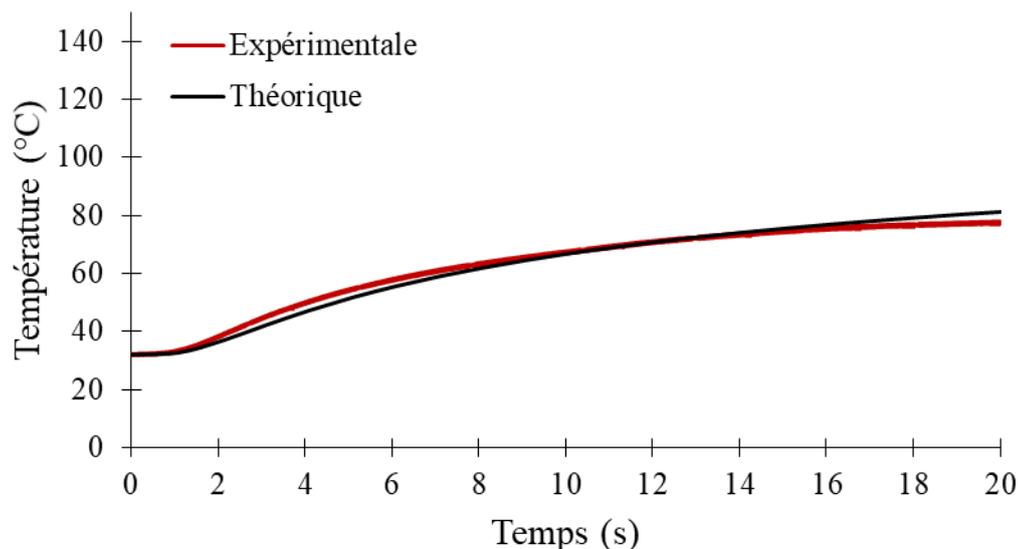


Figure 2. 9: Comparaison entre la température théorique et expérimentale avec une source de chaleur connue

On remarque qu'il existe également une latence de 2 secondes avant l'augmentation de la température après avoir mis en contact l'échantillon avec la plaque chauffante. Ce décalage est donc principalement dû à la faible conductivité de notre matériau et non à notre chaîne de mesure.

En reprenant la Figure 2.8, on note qu'après le palier initial, la température (à 2 mm de l'interface) augmente rapidement à la fois dans le tourillon et dans le bloc, avant une stabilisation aux alentours de 100 °C. Par la suite, une légère augmentation de la température se poursuit dans le tourillon jusqu'à l'arrêt de l'essai de frottement pour atteindre 138 °C, alors que celle du bloc reste stable.

II.4.2 Propriétés thermo-physiques du bois

Les propriétés thermiques et physiques du bois ont été implémentées dans le modèle numérique. Or celles-ci dépendent de la température. Puisque nous n'avons pu les déterminer expérimentalement qu'entre 20 et 50 °C, les valeurs de (λ) et (C_p) correspondant à des températures supérieures à 50 °C sont issues de la littérature et sont rassemblées dans les Tableaux 2.2 à 2.4.

Tableau 2. 2: Évolution de la densité en fonction de la température mesurée des échantillons du hêtre

Température (°C)	20	100	200	300	400
ρ (Kg/m ³)	641	615	604	554	291

Tableau 2. 3: Évolution de la conductivité thermique du bois [19][21]

Température (°C)	20	100	200	300	400
λ (W/m. K)	0,28	0,28	0,28	0,163	0,102

Tableau 2. 4: Évolution de la capacité thermique utilisée du bois [4]

Température (°C)	20	100	121	200	250	300	400
C_p (J/Kg. K)	1532	1756	2140	2021	1679	733	997

À partir de ces valeurs, la diffusivité thermique et déduite est donnée dans le Tableau 2.5.

Tableau 2. 5: Évolution théorique déduite de la diffusivité thermique du bois en fonction de la température

Température (°C)	20	100	200	300	400
α (m ² /s)	2,85e-7	2,59e-7	2,29e-7	4,01e-7	3,5e-8

Tableau 2. 6: Évolution théorique déduite de l'effusivité du bois en fonction de la température

Température (°C)	20	100	200	300	400
E (J/K.m ⁻² . m ^{-1/2})	524,3	549,8	584,6	257,2	172,02

II.4.3 Évolution de l'usure lors du procédé

Lors du procédé de soudage du bois par frottement, les deux contre-faces subissent une perte de matière puisque des débris et extrudât sont évacués du contact. L'usure de ces deux surfaces provoque une variation de la position des thermocouples par rapport à l'interface dont la température, rappelons-le, sert de référence expérimentale à notre modèle. Il est donc nécessaire de prendre en compte cette usure afin de connaître précisément la position des thermocouples au cours du processus. Pour estimer le déplacement de l'interface dû à l'usure, nous avons enregistré l'évolution de la force normale au cours de l'essai. En effet, celle-ci étant appliquée par l'intermédiaire d'un ressort, l'usure entraîne une diminution de l'effort normal puisque le ressort se détend. Nous avons donc une relation simple entre la variation de la force normale et l'usure normale (perpendiculaire à l'interface) en termes de perte de cote, *via* la connaissance de la raideur du ressort (**k**) utilisé pour appliquer la force normale. La Figure 2.10 représente la variation de la charge normale (**F_N**) appliquée durant un essai dont les paramètres opératoires sont ceux indiqués dans le Tableau 2.1 de cette courbe, on estime donc l'évolution de la

profondeur d'usure et donc l'évolution de la position des thermocouples par rapport à l'interface avec la relation ci-dessous.

$$\text{Usure totale (mm)} = \frac{\Delta F_N}{k} \quad \text{Équation 15}$$

Où : (ΔF_N) : L'évolution de la variation de la force normale en N ; (k) : la raideur de ressort en N/mm

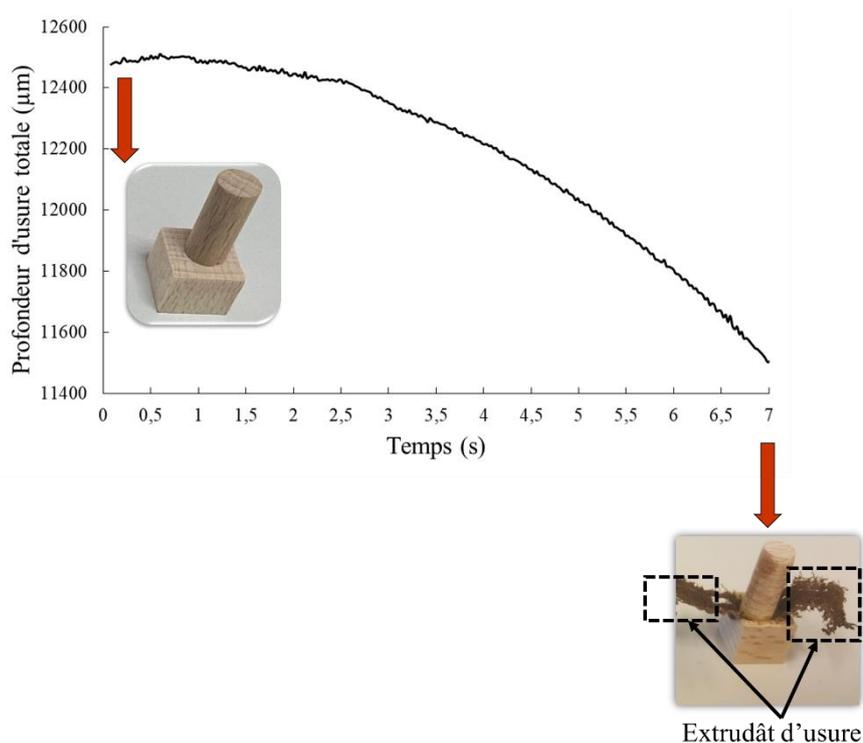


Figure 2. 10: Évolution de la profondeur d'usure totale de l'ensemble (bloc/tourillon) en fonction du temps de frottement

Lors de la première seconde de frottement, la force normale reste constante et égale aux environs de 200 N. On ne note donc aucune usure. Au-delà de 3 secondes, des débris d'usure sont produits et sont éjectés en dehors de l'interface sous forme de rouleaux comme montré sur la Figure 2.10. Ce phénomène se poursuit pendant toute la phase cinématique de l'essai.

Notons que la surface du tourillon participe entièrement au contact. On n'a donc pas accès à une surface de référence, non usée comme dans le cas du bloc. C'est pourquoi l'usure du tourillon a été mesurée à l'aide d'un comparateur (moyenne de trois mesures) par différence entre les longueurs avant et après essais (cf Figure 2.11).

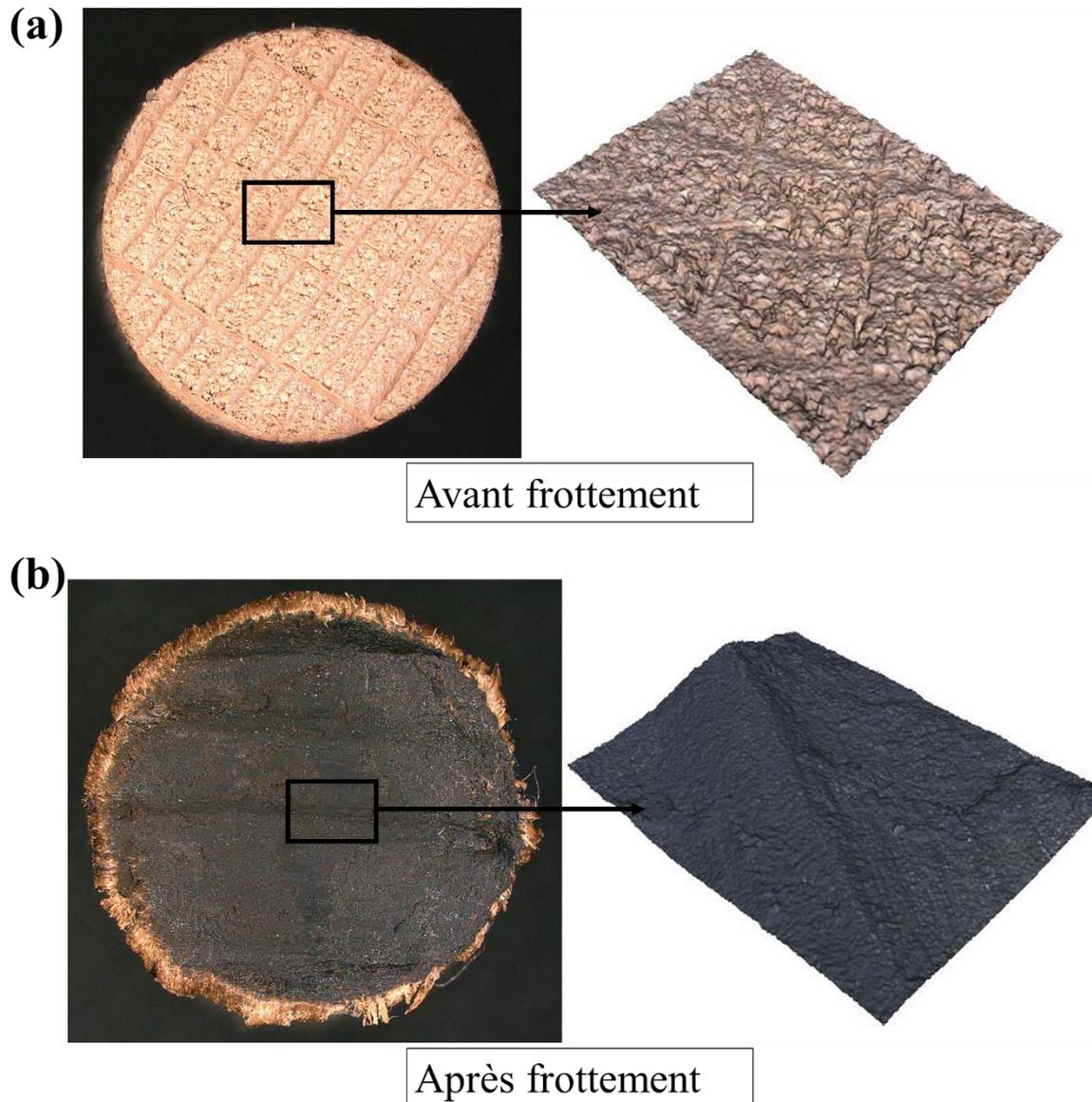


Figure 2. 11: Observation de la surface du tourillon 2D à droite et 3D à gauche - (a) avant frottement - (b) après 7 sec de frottement

Concernant le bloc, nous avons utilisé la différence de marche entre une zone non frottée et celle frottée.

Nous avons effectué des mesures topographiques de ces deux zones avec un microscope à focale variable InfiniteFocus-ALICONA. Le traitement des images est réalisé sur le logiciel TOPOLC développé en interne. La méthode consiste à définir un cercle de diamètre 8 mm, correspondant au diamètre du tourillon, afin d'obtenir une mesure moyenne de la profondeur d'usure comme présenté sur la Figure 2.12.c.

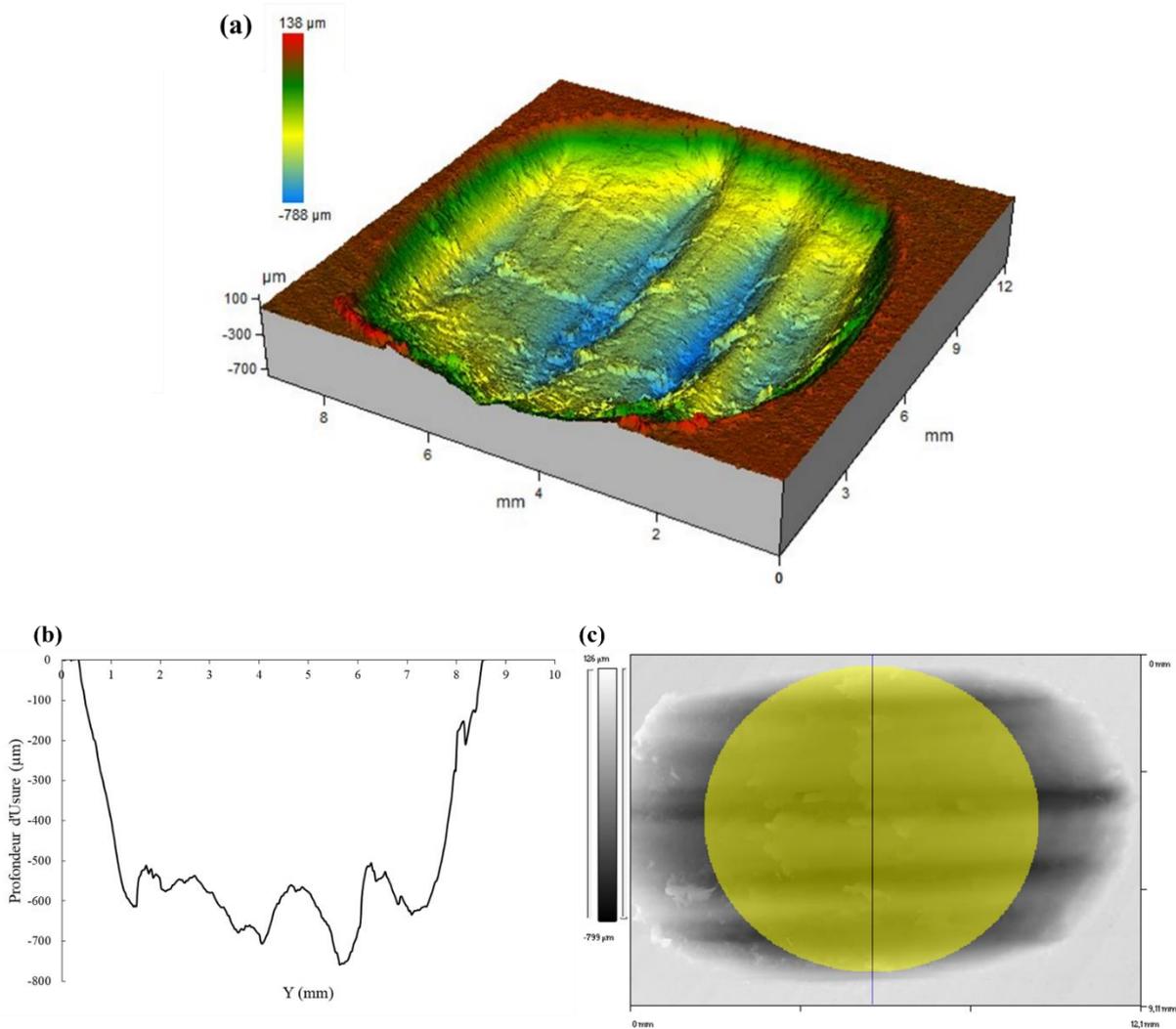


Figure 2. 12: (a) Image 3D du bloc obtenue après 7 secondes de frottement, l'essai a été effectué à une pression initiale de 4 MPa et une fréquence de 40 Hz - (b) Profil 2D de la zone frottée du bloc – (c) zone définie pour calculer la profondeur d'usure.

La Figure 2.13 rassemble les résultats de l'évolution des profondeurs d'usure mesurées dans le bloc et dans le tourillon pour un nombre croissant de cycles. On représente également dans cette figure l'évolution de l'usure globale déduite de la diminution de l'effort normal due à la détente du ressort par l'Équation 15. On remarque que ces différentes allures sont semblables.

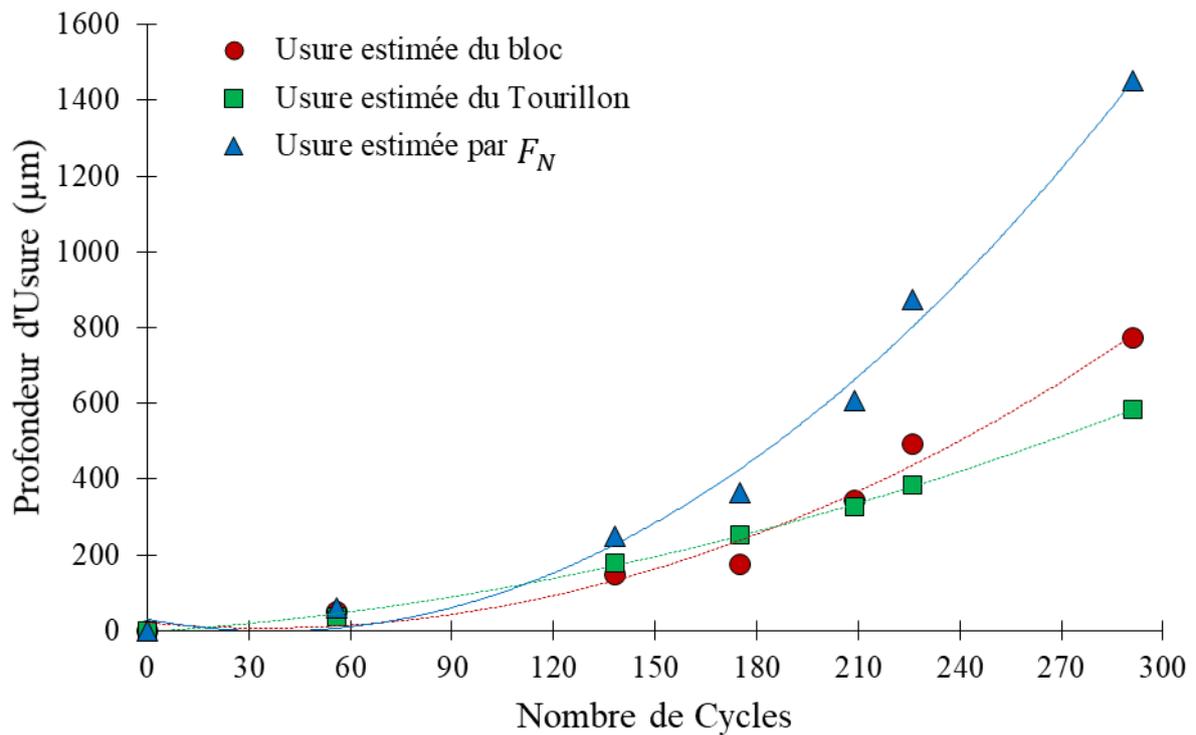


Figure 2. 13: Évolution de la profondeur d'usure du bloc, du tourillon et celle estimée par l'évolution de (F_N) en fonction du nombre de cycles

Ainsi, à l'issue de chaque essai, des mesures d'usure du tourillon et du bloc sont effectuées et leurs évolutions pendant le procédé sont estimées en utilisant l'allure de l'usure globale issue de la diminution de la force normale. Rappelons que cette information est vitale car elle nous permet de connaître les distances réelles vis-à-vis de l'interface (évolutive dues à l'usure) des lieux de mesure de la température par les thermocouples durant le procédé.

Ensuite, un faisceau de courbes d'évolution de la température en fonction du temps est tracé pour différentes distances vis-à-vis de l'interface comprises entre 1,9 mm (position initiale du thermocouple) et 1,3 mm (position finale du thermocouple), et ce pour différentes valeurs de (α) et de (β) (cf Figure 2.14).

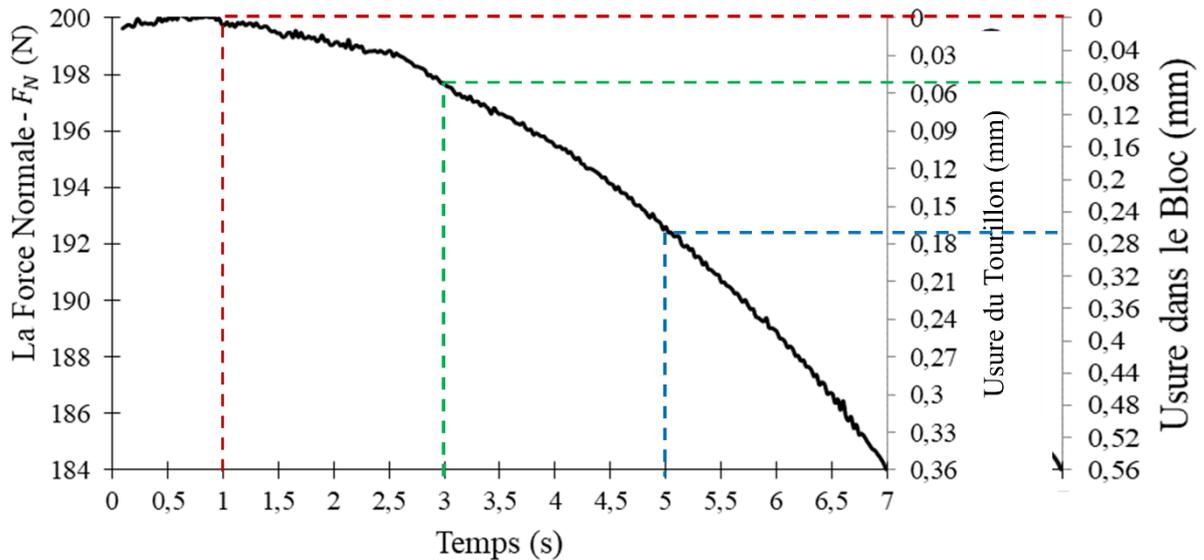


Figure 2. 14: Évolution de la force normale lors du soudage par frottement obtenue pour $t_s = 7$ sec, $p_s = 2$ MPa et $f = 40$ Hz associée à l'évolution de la profondeur d'usure dans le bloc et dans le tourillon

Pour différentes valeurs de (α) et de (β) , la simulation numérique nous donne un faisceau de courbes de température en fonction du temps correspondant à différentes positions dans le bloc et dans le tourillon par rapport à l'interface. Ainsi nous obtenons numériquement une valeur de la température, dépendant à la fois de la position considérée par rapport à l'interface et aux valeurs de (α) et de (β) , c'est-à-dire à la proportion de puissance mécanique transformée en puissance thermique dans le bloc ou dans le tourillon (voir Figure 2.15).

Par la suite, une comparaison entre la température expérimentale mesurée à une distance connue de l'interface (mais évolutive liée à l'usure) et les faisceaux de courbes numériques permettent de déduire les valeurs de (α) et (β) , seules inconnues restantes du problème.

II.4.4 Résultats numériques

II.4.4.1 Évolution de la fraction de puissance thermique transférée dans le Bloc (α) en % et dans le tourillon (β) en %

De chaque simulation, chaque courbe $T = f(t, \alpha)$ ou $T = f(t, \beta)$ correspond à une localisation donnée dans le bloc ou dans le tourillon vis-à-vis de l'interface. La courbe expérimentale d'évolution dans le temps de la température (pour laquelle sa localisation vis-à-vis de l'interface évolue en raison de l'usure) permet d'obtenir les valeurs de (α) et (β) . Sur la Figure 2.15, on compare les températures numériques et expérimentales pour différentes valeurs de (α) . Une

étude similaire permet ainsi de déduire les valeurs de (β). Ainsi, pour de petits intervalles de temps on compare la courbe de la température expérimentale (courbe noire continue) et numérique en tenant compte de la profondeur d'usure (courbe noire pointillée). On remarque immédiatement que les valeurs (α) et (β) varient en fonction du temps pour que les températures numériques et expérimentales puissent se confondre. Cela signifie que la part de puissance mécanique se transformant en puissance thermique évolue durant le procédé. Notons que les petites différences restantes peuvent s'expliquer par les incertitudes liées à la méconnaissance précise des caractéristiques thermiques des matériaux, aux mesures de température proprement dites, et au fait que les phénomènes de convection et d'hydrolyse, de pyrolyse, etc..., n'ont pas été pris en compte de même que l'anisotropie du matériau.

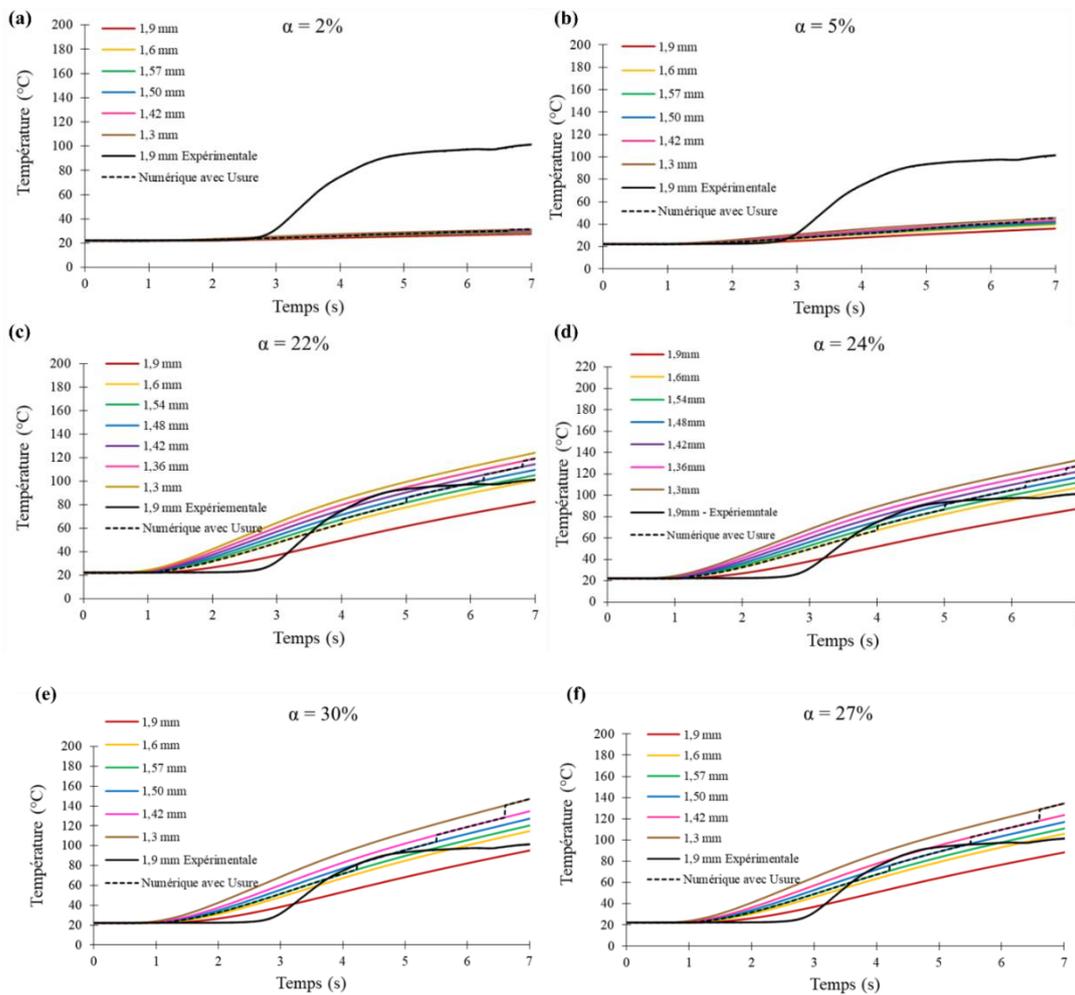


Figure 2. 15: Évolution de la température numérique pour différentes valeurs de α (%) à plusieurs profondeurs de l'interface et comparaison avec la mesure expérimentale (courbe noire continue), (a) $\alpha = 2\%$ - (b) $\alpha = 5\%$ - (c) $\alpha = 22\%$ - (d) $\alpha = 24\%$ - (e) $\alpha = 30\%$ et (f) $\alpha = 27\%$

À présent, nous pouvons mieux comprendre comment évoluent les différentes fractions de puissances transformées tout au long du procédé. La Figure 2.16 présente respectivement la puissance totale générée à l'interface du frottement (en vert - P_{Tot}), la puissance thermique transférée dans le bloc (en rouge - $\alpha.P_{Tot}$) et la puissance thermique transmise au tourillon (en bleue - $\beta.P_{Tot}$). À partir de cette figure, on en déduit la variation de puissance ($\gamma.P_{Tot}$) durant le processus correspondant aux autres phénomènes générés lors du soudage du bois par frottement. On remarque que cette quantité de puissance est importante, dépassant largement celle relative au cas des métaux [2][22] [23].

Cette puissance complémentaire est responsable de nombreux phénomènes tels que l'évaporation des molécules d'eau emprisonnées à l'interface de frottement, la fusion de la lignine, l'écoulement et la solidification des polymères amorphes (principalement l'hémicellulose et la lignine), la production de furfural après dégradation de l'hémicellulose, la condensation et la réticulation [2], le dégagement de fumée, de gaz et de composés volatiles pendant le soudage par frottement, une densification de la ZAT, l'apparition d'une région entièrement déformée ainsi qu'une région partiellement déformée [1][23]. De plus, l'usure du bloc et du tourillon n'est pas négligeable. En utilisant les techniques déjà mentionnées dans le paragraphe 3.4.3, nous avons mesuré des usures respectives du bloc et du tourillon de l'ordre de 560 μm et 390 μm après soudage avec les paramètres mentionnés sur le Tableau 2.1. Tous ces phénomènes rassemblent au global beaucoup de puissance mais sont difficiles à quantifier.

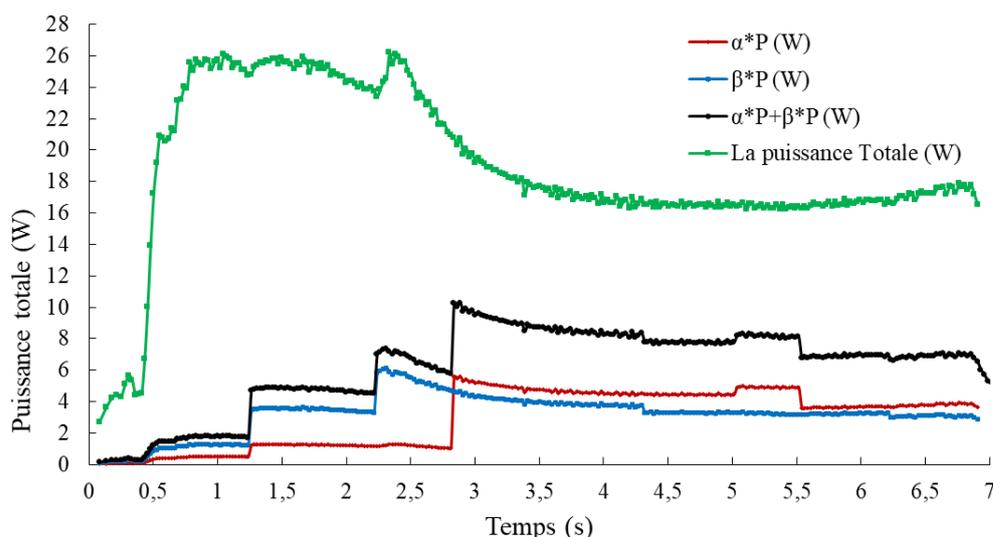


Figure 2. 16: Évolution de la puissance totale expérimentale en vert (P_{Tot}), de puissance thermique transférée dans le bloc en rouge ($\alpha. P_{Tot}$), dans le tourillon en bleue ($\beta. P_{Tot}$) et de l'ensemble de puissance thermique convertie en noir ($\alpha. P_{Tot} + \beta. P_{Tot}$)

Durant les premiers instants du procédé, il y a lieu de considérer qu'une grande part de la puissance mécanique a permis l'évaporation de l'eau présente dans l'interface. En effet, les échantillons utilisés lors de ces expériences avaient un taux d'humidité de 12%.

En effet, durant les deux premières secondes de l'opération de soudage, l'évolution des courbes de températures avec le temps (expérimentales et numériques) montrent des valeurs stables autour de 20 °C corrélées avec des valeurs faibles de coefficient de frottement proches de 0,1 (cf Figure 2.17). Ceci est dû à une lubrification aqueuse de la surface de contact lors de son évaporation.

Entre 1,5 et 3,5 secondes une grande quantité de la puissance générée à l'interface est transformée en puissance thermique. Cette dernière augmente drastiquement pour atteindre un maximum de ~ 50 % à 2,8 s. Cette augmentation de puissance thermique se traduit par une augmentation importante de la température (cf Figure 2.18) qui est responsable par la suite du déclenchement des modifications de surface, notamment la fusion de la lignine.

De 3,5 jusqu'à 7 secondes (jusqu'à l'arrêt de frottement) la puissance thermique totale générée lors du procédé tend graduellement à se stabiliser à environ 70 %. Cette stabilisation correspond à la phase de formation du joint de soudure. En s'appuyant sur l'allure de l'évolution du coefficient de frottement présentée dans la Figure 2.17, on remarque que l'énergie mécanique se transforme en grande partie en énergie thermique, le frottement diminue de manière continue pour atteindre un minimum de 0,25 à 4,5 s. Cette augmentation de puissance thermique semble donc indispensable pour former un joint de soudure entre deux échantillons du bois.

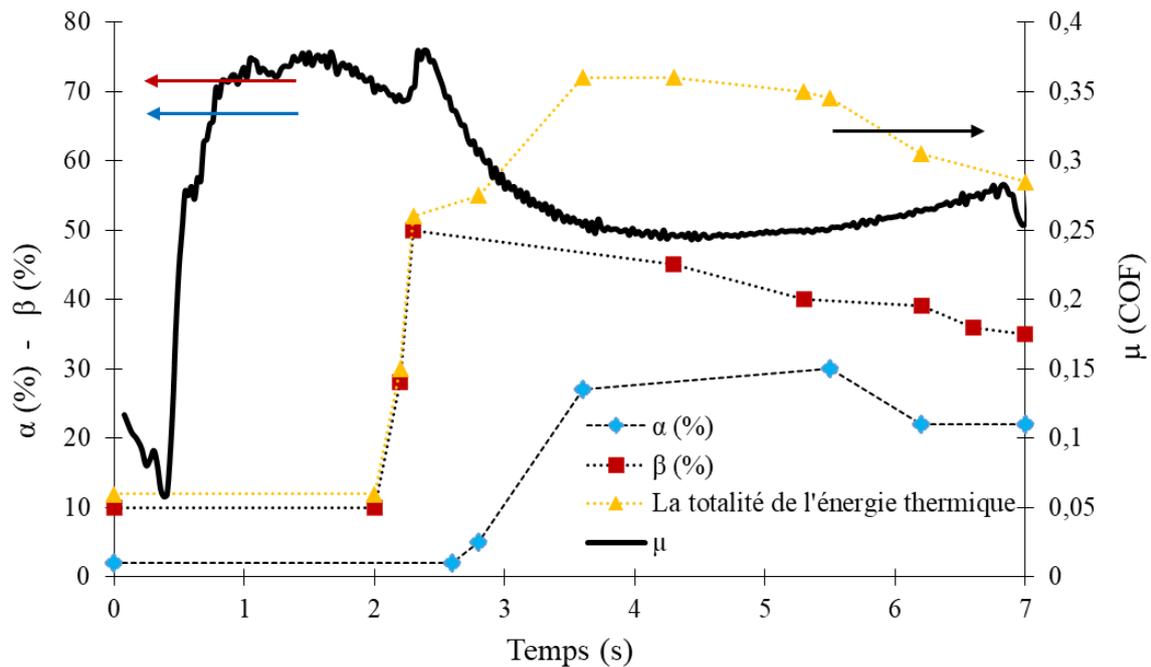


Figure 2. 17: Évolution du coefficient de frottement, de la puissance thermique transférée dans le bloc (α), dans le tourillon (β) et de la somme des deux, en fonction du temps de soudage

II.4.4.2 Estimation numérique de l'évolution de la température à l'interface du contact lors du soudage

À présent que nous connaissons, à chaque instant du procédé, la puissance mécanique de frottement et la part de cette puissance qui se transforme en puissance thermique dans le tourillon et dans le bloc, nous sommes en mesure d'estimer la température à l'interface, et ce, à chaque instant du procédé. Deux simulations utilisant notre modèle 2D (présenté sur la Figure 2.17), d'une part concernant le bloc et d'autre part concernant le tourillon sont faites, en prenant en compte la variation de (α) et (β) durant le frottement. De plus, la prise en compte de l'usure représentée sur la Figure 2.14 permet de corriger le déplacement de l'interface de contact pendant le frottement.

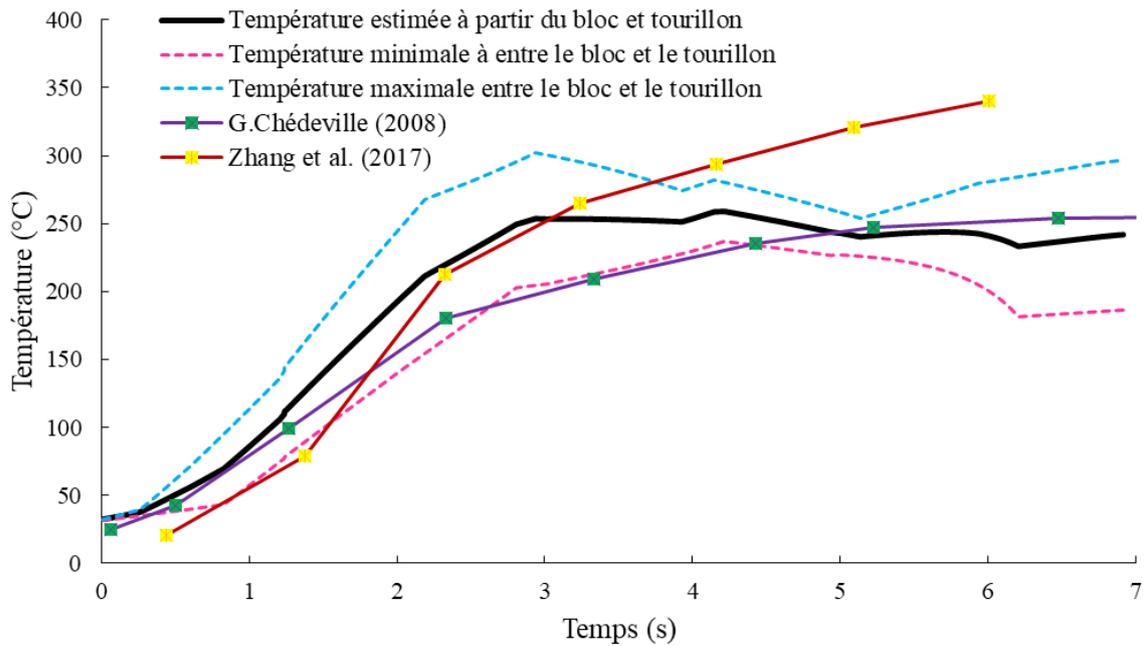


Figure 2. 18: Comparaison entre la température de l'interface déduite du modèle numérique avec la variation (α) (%) et (β) (%) et celles issues de la littérature

D'après la Figure 2.18, on remarque que les résultats obtenus sont comparables avec ceux issus de la littérature [12][14], bien que les paramètres de soudage soient quelque peu différents de ceux utilisés dans notre étude. La différence entre les deux courbes de températures déduites du côté du bloc et du côté du tourillon vient du fait que, d'une part l'épaisseur du joint formé lors du soudage n'est pas négligeable puisque cette « interface » peut atteindre $260 \pm 87 \mu\text{m}$ [24] alors que numériquement l'interface est un plan parfait (les valeurs numériques des températures ont été placées dans des nœuds de la géométrie) et d'autre part les valeurs de (α) et de (β) choisies sont entachées d'incertitudes. Néanmoins, en se basant sur ces résultats, on obtient une température moyenne maximale de $260 \text{ }^\circ\text{C}$, valeur qui semble réaliste afin que les modifications chimiques de la surface de contact puissent être déclenchées.

Pour résumer l'évolution de la température interfaciale moyenne au cours du procédé : celle-ci augmente lentement au cours des 2 - 3 premières secondes du fait de l'évacuation de l'humidité emprisonnée dans le bois. Par la suite, la température augmente rapidement pour se stabiliser jusqu'à l'arrêt du glissement. Les températures atteintes dans le joint de soudure déclenchent la fusion et l'écoulement des matériaux fondus [16] ainsi qu'un détachement de fibres. Cela provoque la formation d'un réseau de fibres enchevêtrées, dans une matrice de matériau intercellulaire qui se solidifie par la suite. C'est cette interphase qui constitue alors le joint responsable du soudage des deux échantillons de bois.

II.4.4.3 Étude d'un cas

Dans ce paragraphe, on présente les résultats d'un essai de soudage entre un bloc et un tourillon en hêtre dont les géométries sont présentées dans la Figure 2.19. L'essai de soudage est réalisé sur le tribomètre présenté précédemment. Les paramètres de frottement utilisés (pression de soudage (p_s), temps de soudage (t_s), pression de maintien (p_m), temps de maintien (t_m) et la fréquence (f)) sont indiqués dans le Tableau 2.7.

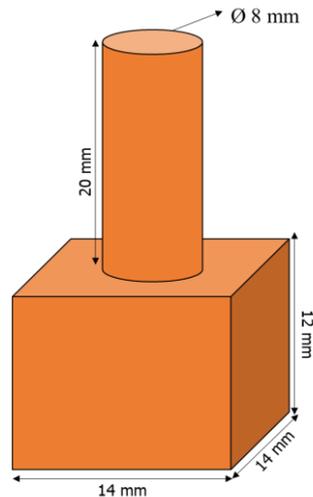


Figure 2. 19: Géométries des échantillons (Bloc-Tourillon) utilisées pour l'essai de soudage

Durant l'essai, l'évolution de la charge normale (F_N) et de la force de frottement (F_T) sont enregistrées comme décrit dans le paragraphe 2.1. Le calcul du coefficient de frottement suivant l'Équation 2 est tracé en fonction du temps (cf Figure 2.20). De même, on a calculé l'évolution de la puissance totale fournie à l'interface en utilisant l'Équation 4 qui sera utilisée par la suite comme condition aux limites dans le modèle numérique.

Tableau 2. 7: Paramètres utilisés durant l'essai de soudage

Paramètres	Valeurs
p_s	7 MPa
t_s	5,5 s
p_m	6 MPa
t_m	20 s
f	30 Hz

Au tout début de l'essai, le coefficient de frottement est important (0,4). Ensuite, il diminue drastiquement pour atteindre un minimum de 0,23. Durant cette étape, un dégagement gazeux se produit [24]. La valeur de (μ) reste constante jusqu'à la fin de l'essai.

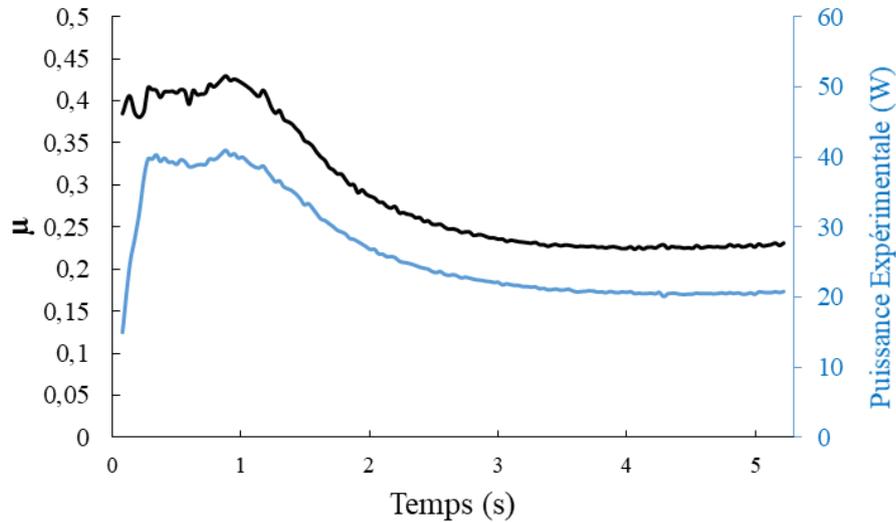


Figure 2. 20: Évolution de coefficient de frottement (en noire) et la puissance expérimentale (en bleue) en fonction du temps de frottement

Avec la méthodologie décrite ci-dessus, on déduit l'évolution du pourcentage de puissance thermique convertie et transférée dans le bloc (α) et dans le tourillon (β). Au début du frottement, la puissance thermique convertie est faible. Initialement, la puissance fournie est convertie en d'autres formes : comme l'évaporation de l'humidité dans le matériau, le polissage des deux surfaces, etc.... À partir de 1 s, on note une augmentation de la puissance thermique transférée de part et d'autre de la surface du contact jusqu'à 70 % de puissance totale puis une diminution jusqu'à l'arrêt de frottement.

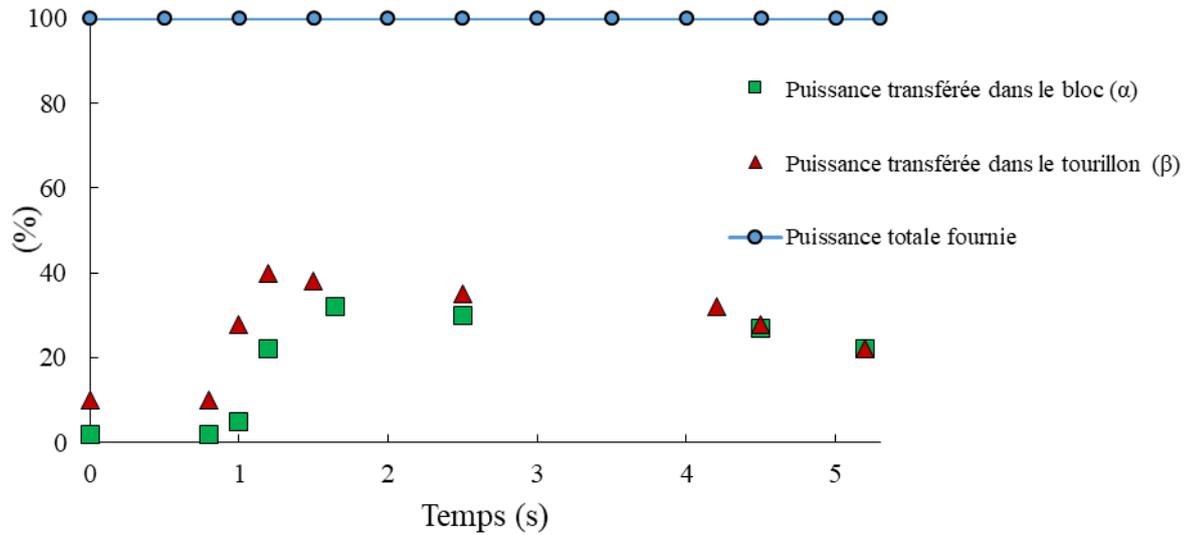


Figure 2. 21: Évolution de la quantité de puissance transférée dans le bloc (α) et dans le tourillon (β) au cours du temps

Par la suite, on déduit l'évolution de la température moyenne issue de la variation de (α) et de (β) au cours du temps.

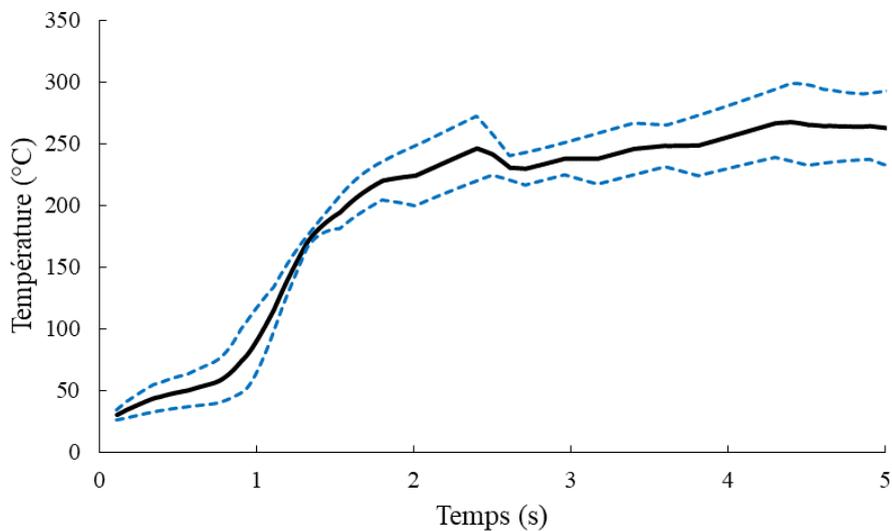


Figure 2. 22: Évolution de la température moyenne issue de α et de β dans l'interface au cours du temps

Conclusion

Dans ce deuxième chapitre, on a présenté une nouvelle méthodologie couplant des résultats expérimentaux et numériques permettant de suivre l'évolution de la température dans l'interface durant un essai de soudage.

D'autre part, une évaluation des fractions de puissances thermiques converties et transférées de part et d'autre de joint a été réalisée. On a montré que le partitionnement de la puissance totale est variable au cours du procédé.

Références

- [1] C. Ganne-Chédeville *et al.*, "Wood welding: Chemical and physical changes according to the welding time", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 22, pp. 761–773, 2008
- [2] P. Omrani *et al.*, "Emission of gases and degradation volatiles from polymeric wood constituents in friction welding of wood dowels", *Polym. Degrad. Stab.*, vol. 93, pp. 794–799, 2008
- [3] B. Gfeller *et al.*, "Wood bonding by vibrational welding", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 17, pp. 1573–1589, 2003
- [4] M. Vaziri *et al.*, "Three-dimensional finite element modelling of heat transfer for linear friction welding of Scots pin", *Wood Mater. Sci. Eng.*, vol. 9, pp. 102–109, 2014
- [5] C. Ganne-Chédeville *et al.*, "Predicting the Thermal Behaviour of Wood During Linear Welding Using the Finite Element Method", *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 22, pp. 1209–1221, 2008
- [6] P. Geng *et al.*, "Simulation of plastic flow driven by periodically alternating pressure and related deformation mechanism in linear friction welding", *Mater. Des.*, vol. 178, p. 107863, 2019
- [7] A. Vairis *et al.*, "Modelling the linear friction welding of titanium block", *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 292, pp. 8–17, 2000
- [8] A. Floquet *et al.*, "Nonaxisymmetric effects for three-dimensional analysis of a brake", *J. Tribol.*, vol. 116, pp. 401–407, 1994
- [9] M. Sahi, "Contribution à la simulation analytique et physique du forgeage", Thèse 2018
- [10] M. Abikchi, "Effets des microstructures induites par le procédé de forgeage sur la durée de vie de pièces en Inconel 718 DA", Thèse, 2019
- [11] M. L. Rahaman *et al.*, "On the estimation of interface temperature during contact sliding of bulk metallic glass", *Wear*, vol. 320, pp. 77–86, 2014
- [12] C. Ganne-Chédeville, "Soudage linéaire du bois: étude et compréhension des modifications physico-chimiques et développement d'une technologie d'assemblage innovante", Thèse, 2008
- [13] L. Maio *et al.*, "Infrared thermography for monitoring heat generation in a linear friction welding process of Ti6Al4V alloy", *Infrared Phys. Technol.*, vol. 81, pp. 325–338, 2017
- [14] H. Zhang *et al.*, "Study of the End-grain Butt Joints Obtained by Friction Welding of Moso Bamboo", *BioResources*, vol. 12, pp. 6446–6457, 2017
- [15] T.J. Seebeck, "Magnetische polarisation der metalle und erze durch temperatur-differenz", W. Engelmann, 1895
- [16] L. Delmotte *et al.*, "CP-MAS ¹³C NMR and FT-IR investigation of the degradation

- reactions of polymer constituents in wood welding*", Polym. Degrad. Stab., vol. 93, pp. 406–412, 2008
- [17] L. Rautkari *et al.*, "*Surface modification of wood using friction*", Wood Sci. Technol., vol. 43, pp. 291–299, 2009
- [18] T. Fateh, "*Etude expérimentale et numérique de la cinétique de décomposition thermique de contreplaqués en bois*", Thèse, 2011
- [19] B. M. Suleiman *et al.*, "*Thermal conductivity and diffusivity of concrete*", J. Franklin Inst., vol. 193, p. 120, 1922
- [20] M. Gronli, "*A theoretical and experimental study of the thermal degradation*", Thèse, 1996
- [21] M. Gronli *et al.*, "*Thermogravimetric analysis and devolatilization kinetics of wood*", Ind. Eng. Chem. Res., vol. 41, pp. 4201–4208, 2002
- [22] N. Jemal, "*Contribution à la caractérisation thermique et mécanique de la zone soudée en FSW*", Thèse, 2012
- [23] J. M. Leban *et al.*, "*X-ray microdensitometry analysis of vibration-welded wood*", J. Adhes. Sci. Technol., vol. 18, pp. 673–685, 2004
- [24] P. H. Cornuault *et al.*, "*Tribological mechanisms involved in friction wood welding*", Tribol. Int., vol. 141, p. 105963, 2020

CHAPITRE 3

Méthodologie d'analyse de l'effet de paramètres influents sur le procédé

Préambule

La méthode des plan d'expériences a été initialement développée et mise en pratique par le mathématicien Fisher en 1936 [1]. Cette technique permet d'étudier l'influence des facteurs contrôlés par l'expérimentateur sur un phénomène que l'on cherche à étudier de manière quantitative.

La planification expérimentale est un outil méthodologique et statistique permettant de représenter des phénomènes multi-facteurs présents dans les domaines de la recherche, du développement ou de la production. Si les essais expérimentaux sont réalisés de manières aléatoires ou sans réflexions alors les résultats obtenus sont souvent inexploitable. C'est pourquoi cette technique consiste à réaliser une série d'essais parfaitement déterminés, permettant d'analyser simultanément les effets des facteurs (les entrées (\mathbf{x}_i)) sur une variable de sortie (la réponse choisie – (\mathbf{Y}_i)), tout en minimisant le nombre d'essais et donc le coût de l'analyse. La méthodologie des plans d'expériences se base sur trois étapes (montrés Figure 3.1). L'étape préliminaire consiste à formaliser le problème expérimental en définissant l'objectif, les réponses et les différents facteurs. Une fois le domaine expérimental fixé, s'ensuit la réalisation des essais dictés par le plan choisi. Finalement une analyse statistique, mathématique et graphique des résultats est menée dans le but de parvenir à une interprétation des phénomènes.

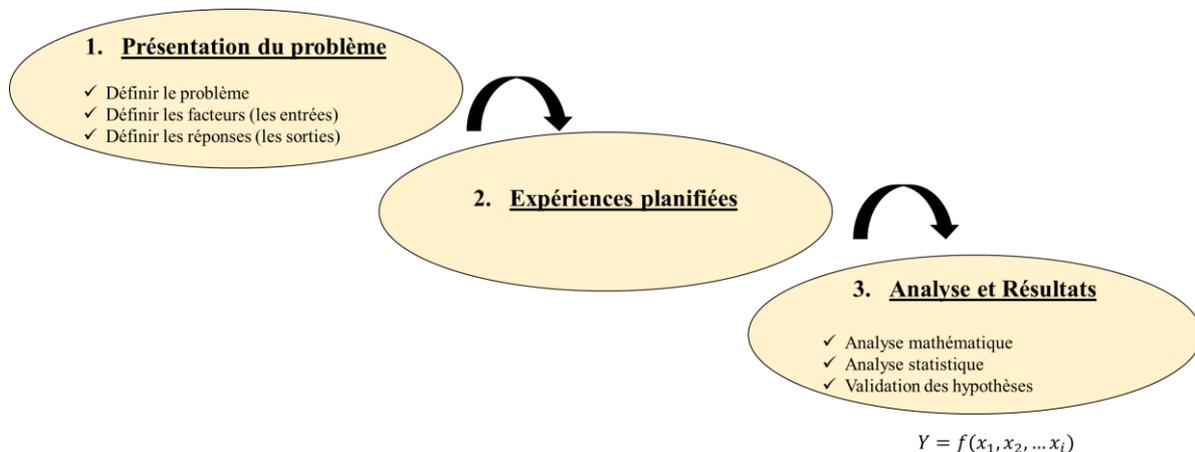


Figure 3. 1: Protocole de déroulement d'un plan d'expériences

Tout facteur pris en compte dans un plan d'expériences est borné par deux niveaux normalisés : haut (+1) et bas (-1), dans un espace centré réduit choisi par l'expérimentateur. Ces deux limites constituent le domaine de variation et d'étude de ce paramètre.

Il existe plusieurs catégories de plan d'expériences, par exemples :

- Plan factoriel complet à (n) niveaux où le nombre d'essais à réaliser vaut : (n^p), où (p) représente le nombre de facteurs à étudier. Ce nombre d'essais peut très vite devenir conséquent. En revanche, ce plan prend en compte, en plus des effets principaux de, toutes les interactions entre les différents facteurs mais en se limitant aux effets linéaires.
- Plan fractionnaire à deux niveaux. Il nécessite moins d'expériences qu'un plan factoriel complet puisque le nombre d'essais est égal à (2^{p-k}) où (k) représente la fraction du plan complet à effectuer. L'inconvénient majeur de ce type de plan est que les effets sont tous aliasés avec d'autres, ce qui nécessite une bonne connaissance *a priori* du système ou de cibler des essais complémentaires pour lever les ambiguïtés. Rappelons que lorsque deux effets sont aliasés, on n'en connaît que leur somme et pas leurs valeurs individuelles.
- Plan de Plackett-Burman : Ils sont issus des matrices d'Hadamard qui stipulent qu'aucune interaction entre les effets principaux n'existe. Les effets principaux sont aliasés avec les interactions à deux facteurs [2].
- Plan de Taguchi : Ces plans ont été mis en place dans les travaux de Genichi Taguchi pour être ensuite largement appliqués dans l'industrie. De manière générale, les interactions d'ordre 2 ne sont pas toutes calculées et le plan est choisi en fonction des interactions jugées *a priori* importantes.

Ces plans traditionnels n'utilisent que deux niveaux pour chaque facteur et ne permettent donc pas l'estimation des effets quadratiques. Pour ce faire, il faudrait ajouter un niveau intermédiaire dans l'étude. Or, l'inconvénient majeur des plans factoriels complets à trois niveaux est que le nombre d'essais augmente très rapidement avec le nombre de facteurs à prendre en compte dans le procédé (de l'ordre de (3^p) où (n) est le nombre de facteurs à étudier).

Concernant notre étude, un nombre important de facteurs (10 paramètres) ont été jugés potentiellement influents quant à la réussite du procédé de soudage du bois par frottement. C'est pourquoi nous avons sélectionné une catégorie de plan d'expériences développée très récemment appelé « plan de criblage définitif ». Ce type de plan est considéré comme définitif dans le sens où il fournit une solution exhaustive.

III.1 Plan de Criblage définitif

III.1.1 Définition

Le plan de criblage définitif a été introduit en 2011 par Jones et Nachtsheim [3]. Ce nouveau type de plan présente une approche plus efficace que l'approche traditionnelle, plus particulièrement pour les études impliquant un nombre important de facteurs. Cette nouvelle classe de plan est à trois niveaux : un niveau haut (+1), un niveau central (0) et un niveau bas (-1). Généralement, les expérimentateurs préfèrent les facteurs à trois niveaux que deux niveaux, parce que ces derniers permettent d'évaluer la courbure de la relation facteur-réponse et donc les effets quadratiques. Le grand avantage de ce plan de criblage définitif est que les effets principaux ainsi que les interactions d'ordre 2 ne sont pratiquement pas biaisés (aliasés) par un effet secondaire, ce qui permet de se restreindre à une seule série d'essais. De plus, il permet d'avoir une estimation efficace du modèle quadratique complet. L'intérêt de ce plan, contrairement au criblage traditionnel par des plans factoriels fractionnaires (et autres), est qu'il ne nécessite généralement pas une deuxième étape d'expériences pour quantifier la courbure en ajoutant des points centraux. La matrice des essais pour un plan de criblage a été obtenue numériquement à l'aide d'un logiciel dédié MINITAB.

Le modèle nécessite un nombre d'essais égal à $(2p+1)$ où (p) représente le nombre de facteurs. Concernant notre étude, les dix paramètres choisis sont quantitatifs et peuvent donc être fixés à l'un des trois niveaux.

Parmi les avantages du plan de criblage définitif [3][4], on peut noter que :

- ✓ Tous les effets principaux linéaires et quadratiques sont estimables et non corrélés.
- ✓ Les effets principaux sont totalement indépendants des interactions à deux facteurs. Par conséquent, les estimations des effets principaux ne sont pas biaisées par la présence des interactions entre deux facteurs, que ces derniers soient inclus ou non dans le modèle.
- ✓ Les interactions à deux facteurs ne sont pas aliasés avec d'autres interactions même si elles sont corrélées.
- ✓ Le plan est capable d'estimer tous les effets quadratiques possibles.

En guise d'exemples, quelques plans de criblage définitifs sont présentés dans la Figure 3.2, pour un nombre de facteurs allant de 4 à 7. Toutes les matrices de plan de criblage sont orthogonales avec une dernière ligne représentant l'essai central.

Numéro de l'essai	X ₁	X ₂	X ₃	X ₄	Numéro de l'essai	X ₁	X ₂	X ₃	X ₄	X ₅
1	0	+	-	-	1	0	+	+	-	-
2	0	-	+	+	2	0	-	-	+	+
3	-	0	-	+	3	+	0	-	-	+
4	+	0	+	-	4	-	0	+	+	-
5	-	-	0	-	5	+	-	0	+	-
6	+	+	0	+	6	-	+	0	-	+
7	-	+	+	+	7	+	-	+	0	+
8	+	-	-	0	8	-	+	-	0	-
9	0	0	0	0	9	+	+	+	+	0
					10	-	-	-	-	0
					11	0	0	0	0	0

Numéro de l'essai	X ₁	X ₂	X ₃	X ₄	X ₅	X ₆
1	0	+	-	-	-	-
2	-	+	+	+	+	+
3	+	0	-	+	+	-
4	-	0	+	-	-	+
5	-	-	0	+	-	-
6	+	+	0	-	+	+
7	-	+	+	0	+	-
8	+	-	-	0	-	+
9	+	-	+	-	0	-
10	-	+	-	+	0	+
11	+	+	+	+	-	0
12	-	-	-	-	+	0
13	0	0	0	0	0	0

Numéro de l'essai	X ₁	X ₂	X ₃	X ₄	X ₅	X ₆	X ₇
1	0	+	-	+	-	+	-
2	0	-	+	-	+	-	+
3	-	0	+	+	-	+	-
4	+	0	-	+	-	+	-
5	+	-	0	+	+	+	+
6	-	+	0	-	-	-	-
7	+	-	-	0	+	-	-
8	-	+	+	0	-	+	+
9	-	-	+	+	0	-	-
10	+	+	-	-	0	+	+
11	-	+	-	+	+	0	+
12	+	-	+	-	-	0	-
13	+	+	+	+	+	-	0
14	-	-	-	-	-	+	0
15	0	0	0	0	0	0	0

Figure 3. 2: Matrices d'essais pour des plans de criblage définitifs à 4, 5, 6 et 7 facteurs
 Un plan de criblage définitif aura la structure suivante (pour (**k**) facteurs, (Figure 3.3))

N° des paires	N° des essais	Niveaux des facteurs					
		X_{i1}	X_{i2}	X_{i3}	X_{ik}	
1	1	0	± 1	± 1	± 1	
	2	0	± 1	± 1	± 1	
2	3	± 1	0	± 1	± 1	
	4	± 1	0	± 1	± 1	
3	5	± 1	± 1	0	± 1	
	6	± 1	± 1	0	± 1	
.					
.					
k	2k-1	± 1	± 1	± 1	0	
	2k	± 1	± 1	± 1	0	
Pt centre	2k+1	0	0	0	0	

Figure 3. 3: Matrice des essais pour k facteurs avec un plan de criblage définitif

Pour tous ces plans de type criblage définitif, aucune interaction double n'est confondue avec une autre interaction à deux facteurs ou avec un effet quadratique, mais une certaine corrélation est présente. Cette dernière est la particularité du plan de criblage définitif. À titre d'exemple, prenons le cas d'un modèle avec 6 facteurs : la Figure 3.4 illustre une matrice de corrélation sous forme d'un code couleur allant de 0 (bleu) à 1 (rouge).

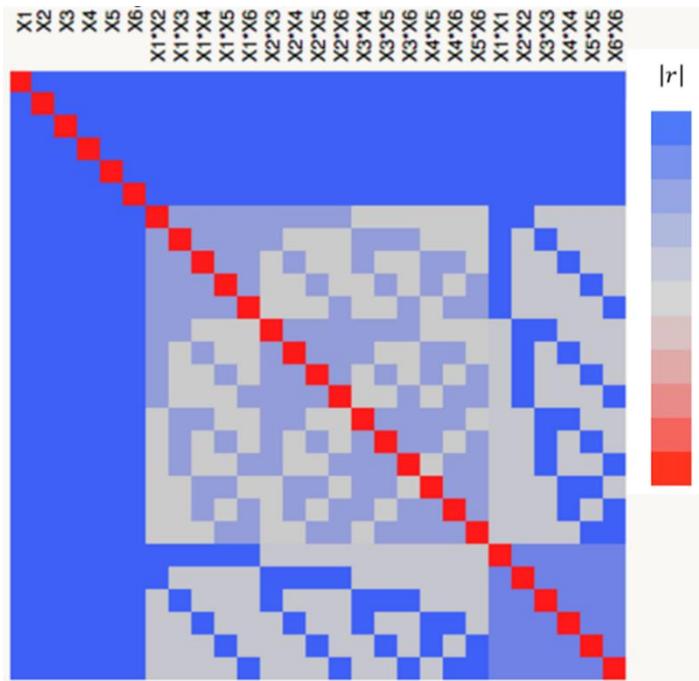


Figure 3. 4: Exemple d'une matrice de corrélation pour un plan de criblage définitif dans le cas de 6 facteurs et de trois niveaux, d'après [5]

À l'aide de la matrice de corrélation ci-dessus, on remarque qu'aucun des effets principaux (X_i) ne sont corrélés entre eux d'où la valeur de $|r| < 10^{-4}$. Les effets quadratiques (X_i^2) ne sont que faiblement corrélés entre eux ($|r| = 0,133$). En outre ces derniers ne sont pas corrélés avec un terme d'interaction double impliquant son facteur ($|r| < 10^{-4}$), par exemple un effet quadratique d'un paramètre A est non corrélé avec AB [5]. Cependant, un effet carré (X_i^2) est corrélé avec les autres interactions, ($|r| = 0,46$).

Les 6 effets principaux (X_i) et les 6 effets quadratiques (X_i^2) peuvent donc être estimés sans alias et seulement en 13 essais.

III.1.2 Le cas du soudage du bois par frottement

La recherche bibliographique présentée dans le Chapitre 1 de ce manuscrit a permis de connaître quels sont les paramètres déjà étudiés et influents vis-à-vis du procédé de soudage du bois par frottement. Aucune étude scientifique n'a été menée rassemblant à la fois la totalité des paramètres que nous allons aborder. D'ailleurs, certains des paramètres liés à un échantillon en bois tels que : l'humidité, la rugosité des surfaces initiales et le nombre de cernes présents dans l'échantillon n'ont jamais été étudiés. À ce jour, un seul article [6] utilise un plan factoriel pour étudier trois paramètres : la pression, le temps de soudage et le type du bois (aubier/duramen) dont chaque facteur est fixé uniquement à deux niveaux. Notre étude semble donc la première à aborder l'influence de plusieurs facteurs à la fois, basée sur une démarche expérimentale appropriée (plan de criblage définitif) dans le but de hiérarchiser les facteurs afin d'être plus à même d'optimiser le procédé.

III.1.2.1 Les facteurs considérés

III.1.2.1.1 Choix des facteurs

L'analyse bibliographique réalisée ci-dessus et présentée en détail dans le chapitre 1 a permis de déterminer quels sont les paramètres quantitatifs et qualitatifs déjà étudiés dans le cadre du soudage du bois par frottement et leurs influences sur certaines réponses : adhérence mécanique, densité du joint formé, résistance à l'eau [6-10].

En se basant sur ces données, nous avons remarqué que les études présentées dans la littérature sur l'influence des paramètres présentés dans le Tableau 3.1 ont souvent été réalisées en choisissant des valeurs de manière arbitraire ou bien en s'appuyant sur des résultats précédents. Nous avons découvert que certains facteurs, potentiellement influents, n'ont pas été étudiés.

Tableau 3. 1: Synthèse bibliographique sur les facteurs étudiés dans la bibliographie

Paramètres opérationnels	Paramètres du matériau
1. Déplacement de frottement (h)	1. Essence de bois
2. Temps de soudage (t_s)	2. Type de bois
3. Pression de soudage (p_s)	3. Orientation du bois
4. Temps de maintien (t_m)	
5. Pression de maintien (p_m)	
6. Fréquence (f)	

Le Tableau 3.2 présente les différents paramètres choisis dans cette étude. Seront étudiés l'influence de facteurs quantitatifs, contrôlables, liés à un réglage du tribomètre utilisé. On cite : la durée de soudage c'est à dire le nombre de cycles effectués (N_{cycles}), pression de soudage (p_s), temps de maintien (t_m), et fréquence (f). Les facteurs liés au matériau et à l'échantillon peuvent être classés en deux catégories : quantifiables tels que : l'humidité du matériau (**H**), le nombre de cernes annuels présents dans l'échantillon (**NC**), la rugosité de la surface de contact (**S_a**) et l'orientation des deux échantillons par rapport à la direction de frottement : orientation du bloc (**OB**) et du tourillon (**OP**).

Tableau 3. 2: Matrice d'expériences utilisant un plan de criblage définitif dans le cas de l'étude de 10 facteurs

Numéro de l'essai	I	P _s (MPa)	N _{Cycle}	P _m (MPa)	t _m (s)	f (Hz)	H (%)	S _a (µm)	NC	OB (°)	OP (°)	Y
1	+1	+1	+1	+1	-1	-1	+1	+1	0	-1	-1	Y1
2	+1	-1	-1	+1	-1	-1	-1	+1	+1	0	+1	Y2
3	+1	0	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	Y3
4	+1	-1	+1	0	+1	-1	-1	+1	-1	+1	-1	Y4
5	+1	-1	+1	+1	0	+1	-1	-1	+1	-1	-1	Y5
6	+1	-1	-1	-1	+1	0	+1	+1	+1	-1	-1	Y6
7	+1	+1	+1	-1	+1	+1	+1	-1	-1	0	-1	Y7
8	+1	+1	-1	-1	0	-1	+1	+1	-1	+1	+1	Y8
9	+1	+1	-1	0	-1	+1	+1	-1	+1	-1	+1	Y9
10	+1	+1	+1	-1	+1	-1	-1	0	1	-1	+1	Y10
11	+1	-1	0	+1	+1	-1	+1	-1	-1	-1	+1	Y11
12	+1	0	+1	+1	+1	+1	+1	+1	+1	+1	+1	Y12
13	+1	-1	+1	-1	-1	+1	0	+1	-1	-1	+1	Y13
14	+1	-1	-1	+1	-1	+1	+1	0	-1	+1	-1	Y14
15	+1	-1	+1	-1	-1	-1	+1	-1	+1	+1	0	Y15
16	+1	+1	+1	+1	-1	0	-1	-1	-1	+1	+1	Y16
17	+1	+1	0	-1	-1	+1	-1	+1	+1	+1	-1	Y17
18	+1	+1	-1	+1	+1	+1	-1	+1	-1	-1	0	Y18
19	+1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	Y19
20	+1	-1	-1	-1	+1	+1	-1	-1	0	+1	+1	Y20
21	+1	+1	-1	+1	+1	-1	0	-1	+1	+1	-1	Y21
Niveau -1		3	N1	0	20	30	0	[8,5 ; 13,2]	2	0	0	
Niveau 0		5	N2	3	50	35	6 - 7	[4,3 ; 6,7]	5	45	45	
Niveau +1		7	N3	6	80	40	12 - 14	[0,5 ; 1,2]	8	90	90	

III.1.2.1.2 Le domaine expérimental

Un domaine expérimental continu est borné par des facteurs quantitatifs. La Figure 3.5 illustre le domaine expérimental dans le cas de deux facteurs théoriques A et B variant entre deux bornes supérieures et inférieures.

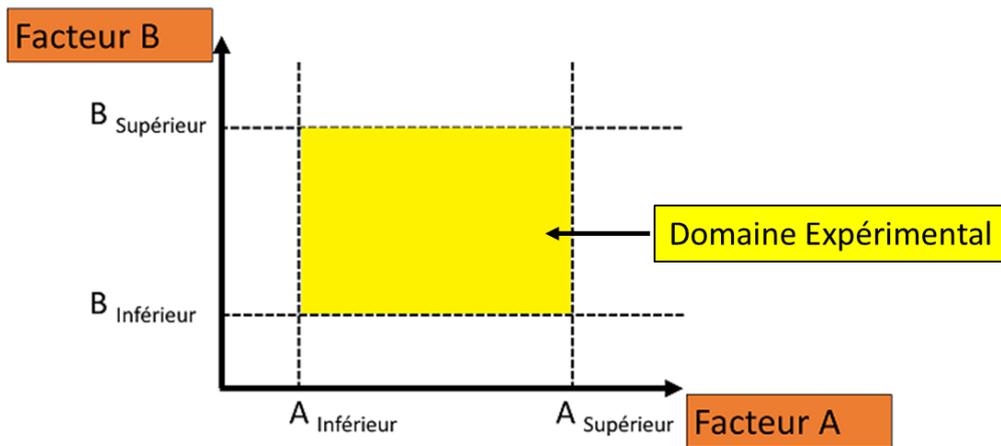


Figure 3. 5: Domaine expérimental continu dans le cas de deux facteurs A et B avec deux bornes inférieures et supérieures

Dans ce cas, des essais ont été réalisés pour identifier les bornes de chaque paramètre étudié dans le cas du soudage par frottement.

III.1.2.1.3 Les paramètres du plan de criblage

Dans cette étude, le niveau central est simplement la moyenne arithmétique (entre le niveau bas et haut). Cette technique nous permet de déterminer le poids de chaque niveau pour ensuite les classer par ordre d'importance. Les conditions environnementales des essais sont fixées.

Nous présentons ici la manière avec laquelle les bornes ont été choisies pour chaque paramètre dans le plan de criblage ainsi que pour les essais supplémentaires nécessaires. Tous les essais de frottement sont réalisés avec la même essence (hêtre) avec une géométrie (dimensions d'échantillons) identique. Le choix des paramètres et leurs niveaux sont déterminés en tenant compte des limites expérimentales et de nos connaissances antérieures sur les facteurs influençant la qualité du joint de soudure. Ces paramètres se divisent en deux groupes :

- Les paramètres opératoires choisis sont :
 - La pression de soudage appliquée (p_s).
 - La durée de frottement : en nombre de cycles (N_{Cycles}).
 - La fréquence de débattement du tourillon (f).
 - La pression du maintien (p_m), durant la phase de maintien.
 - Le temps de maintien (t_m).
- Les paramètres échantillons choisis sont :
 - Le pourcentage d'humidité (H).
 - La rugosité de l'interface (S_a).
 - Le nombre de cernes (NC) présents sur la surface du tourillon.
 - Les orientations du bloc (OB) et du tourillon (OP) par rapport à la direction du déplacement.

III.1.2.1.3.1 Les paramètres opératoires

a. La pression de soudage (p_s)

Des essais préliminaires ont permis d'établir la pression minimale nécessaire pour aboutir à un assemblage soudé résistant. La borne minimale (-1) a été fixée à cette pression : $p_{s(-1)} = 3$ MPa.

Les limites de l'appareillage, et en particulier la charge maximale applicable, nous donne la borne maximale (+1) avec une pression de $p_{s(+1)} = 7$ MPa. La valeur centrale est la moyenne des pressions maximale et minimale soit $p_{s(0)} = 5$ MPa.

Tableau 3. 3 : Bornes du paramètre pression soudage (p_s)

Niveau centré réduit	-1	0	+1
Pressions de soudage correspondants (MPa)	3	5	7

b. La durée de frottement – Nombre de Cycles (N_{Cycles})

La durée de l'essai doit être définie par rapport à une référence commune. Celle-ci n'est pas pris au début du frottement car des phénomènes, dus à l'humidité, l'hétérogénéité et l'anisotropie de l'échantillon décalent le phénomène initiant le début de la transformation de l'interface (cf paragraphe 2.5 du chapitre 1).

On a choisi de mesurer la durée de soudage en fonction du nombre de cycles effectués. Mais le choix des bornes de ce facteur a été fixé en s'appuyant sur l'allure de la courbe du coefficient de frottement (COF) en fonction du nombre de cycles durant un essai, en tant qu'indicateur d'avancement du procédé [17]. Sur la Figure 3.6 on représente une courbe typique de frottement obtenue avec une fréquence $f = 40$ Hz, un déplacement $\Delta h = 4,4$ mm et une pression de soudage égale à $p_s = 4$ MPa sur des échantillons de hêtre.

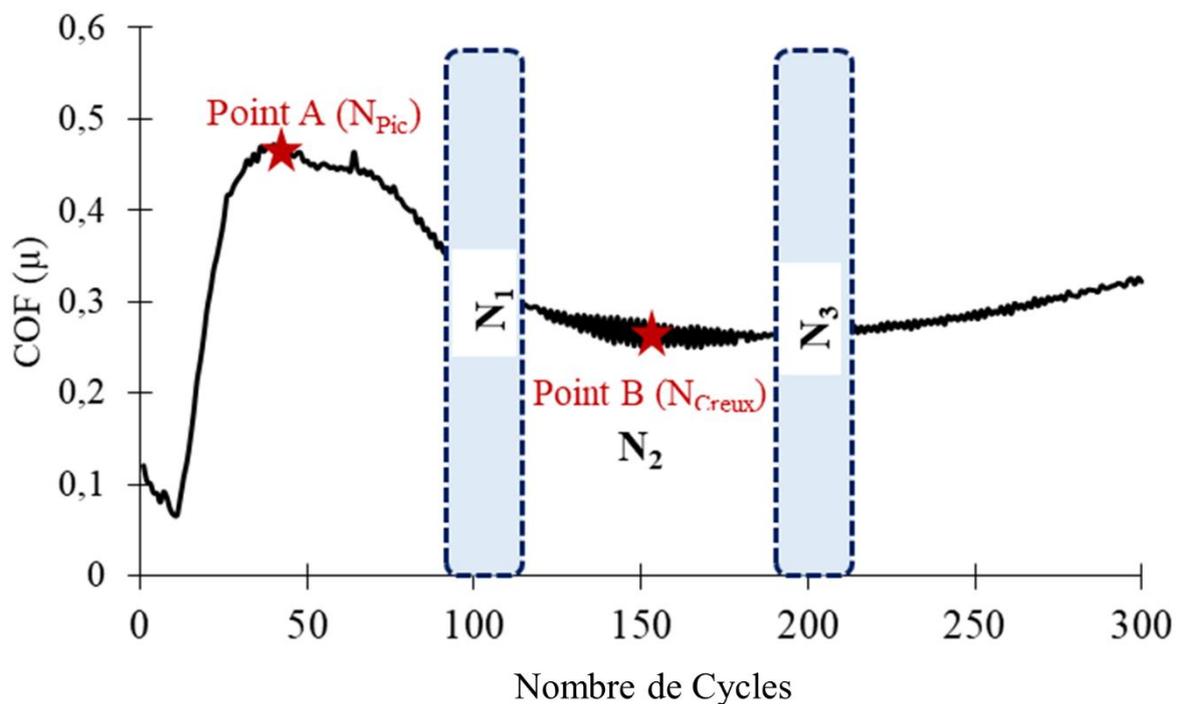


Figure 3. 6: Évolution du coefficient de frottement (COF) en fonction du nombre de cycles (N_{Cycles}) sous une pression initiale appliquée $p_s = 4$ MPa et une fréquence $f = 40$ Hz

L'éjection d'un troisième corps pour quatre essais réalisés (les paramètres utilisés sont présentés sur le Tableau 3.4) débute à un nombre de cycles moyen $N_{Cycles} = 233 \pm 35$.

D'autres essais de frottement ont été effectués en s'arrêtant quelques secondes après l'expulsion du matériau. Dans ces conditions, le joint de soudure ne présente aucune résistance mécanique à cause d'une usure excessive. On a montré que pour des essais de soudage réalisés à différents nombres de cycles entre les points A et B (cf. Figure 3.6), la résistance mécanique du joint est maximisée en s'arrêtant dans le creux de la courbe du (COF) en fonction du nombre de cycles [17]. On définit également (N_{Pic}) comme étant le nombre de cycles correspondant à la maximisation de (COF).

Le Tableau 3. 4 fournit, pour 4 essais représentatifs, les valeurs de (N_{Pic}) , (N_{Creux}) et ($N_{éject}$). On constate une grande variabilité de ces 3 paramètres.

Tableau 3. 5: Paramètres caractérisant l'avancement du procédé en fonction de différents paramètres opératoires

N° Essai	f (Hz)	ps (MPa)	N_{Pic}	N_{Creux}	$N_{éjection\ 3ème\ corps}$	
1	30	4	83	200	274	
2	40	4	40	160	222	
3	30	6	40	161	245	
4	40	6	49	149	192	
			20,4	22,3	34,7	Écart type

De ce fait, pour chaque essai du plan de criblage, il est indispensable de réaliser des essais préliminaires afin de définir le nombre de cycles correspondant au niveau haut (N_{+1}), central (N_0) et bas (N_{-1}) en utilisant les fonctions présentées sur le Tableau 3.5 qui ont été définies à partir des essais et constatations précédemment évoquées. Ces essais préliminaires sont bien entendu réalisés en utilisant les niveaux définis par le plan de criblage, pour tous les paramètres. On notera qu'exceptionnellement, le niveau 0 de ce paramètre n'est pas centré entre le niveau haut et le niveau bas

Tableau 3. 6: Bornes du facteur nombre de cycles (N_{Cycles})

Niveaux centrés réduits	-1	0	+1
Nombre de Cycles correspondants (N_{Cycles})	$(N_{creux} - N_{pic}) * \frac{1}{2} + N_{pic}$	N_{creux}	$(N_{creux} - N_{pic}) * \frac{2}{5} + N_{creux}$

c. La pression de maintien (p_m)

Durant la phase de refroidissement du joint de soudure, le paramètre pression de maintien (p_m) est aussi étudié. Le niveau bas de ce paramètre est fixé à $p_{m(-1)} = 0$ MPa, c'est-à-dire qu'aucune

pression de maintien n'est appliquée au niveau (-1) du plan de criblage. Le niveau haut a été choisi comme étant la pression maximale applicable ($p_{s (+1)} = p_{m (+1)} = 7 \text{ MPa}$). À partir des valeurs de niveaux haut et bas, on en déduit la valeur du niveau central (N_0) :

$$p_{m (0)} = \frac{p_{m (-1)} + p_{m (+1)}}{2} = 3,5 \text{ MPa} \quad \text{Équation 16}$$

Finalement, on résume les bornes du facteur pression de maintien dans le Tableau 3.6.

Tableau 3. 7: Bornes du facteur pression de maintien (p_m)

Niveaux centrés réduits	-1	0	+1
Pressions de maintien p_m en (MPa)	0	3,5	7

d. Le temps de maintien (t_m)

Pour choisir les bornes de ce paramètre, nous avons étudié l'évolution des températures, mesurées par des thermocouples situés à 2 mm de l'interface dans les échantillons pendant le soudage. Cette évolution est représentée sur la Figure 3.7 avec comme conditions : pression initiale de soudage $p_s = 4 \text{ MPa}$, fréquence $f = 40 \text{ Hz}$ et un temps de frottement égal à 7 s. Cette courbe montre une augmentation brutale de la température 1 seconde après le début du frottement pour se stabiliser à 140 °C dans le tourillon et à 120 °C dans le bloc après 13 à 17 secondes. Cette augmentation est expliquée par des réactions exothermiques [18], qui favorisent le durcissement du joint.

Le niveau bas de ce facteur $t_{m (-1)}$ a été fixé à 20 s. À cet instant, les températures sont toujours importantes, environ 100 °C dans le bloc et 120 °C dans le tourillon. Sur la Figure 3.7, on remarque que la température à 2 mm de l'interface dans le bloc et le tourillon a chuté considérablement à partir de 80 s. On associe alors cette valeur de température au niveau haut du facteur soit $t_{m (+1)} = 80 \text{ s}$. Par conséquent, le niveau central est égal à $t_{m (0)} = 50 \text{ s}$.

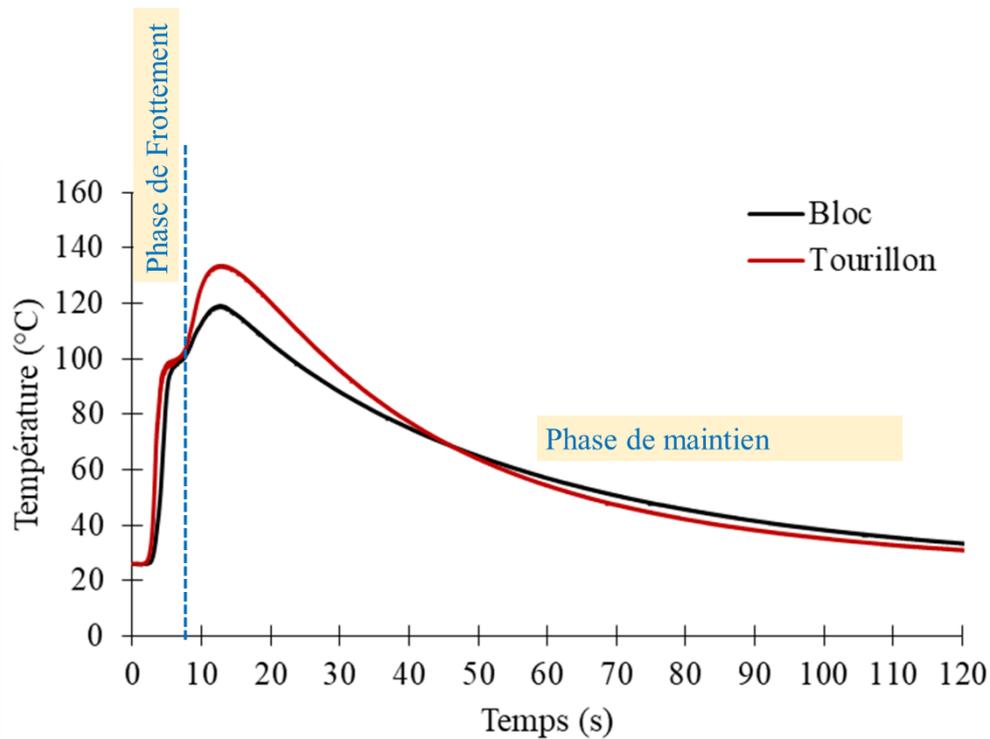


Figure 3. 7: Évolution de la température à 2 mm de l'interface dans les deux échantillons (Bloc- Tourillon) pour un temps de frottement égale à 7 sec, une pression initiale $p_s = 4$ MPa et une fréquence $f = 40$ Hz

Finalement, on récapitule les trois niveaux pour le facteur temps de maintien sur le Tableau 3.7.

Tableau 3. 8: Bornes du facteur temps du maintien (t_m)

Niveaux centrés réduits	-1	0	+1
Temps de maintien (t_m) correspondants en (s)	20	50	80

e. La fréquence de déplacement du tourillon

La fréquence de frottement maximale du tribomètre possible est de 50 Hz. Afin d'éviter des bruits de mesures dus à des fréquences de résonance du système, le niveau haut de la fréquence a été fixé à $f_{(+1)} = 40$ Hz. Par ailleurs, des essais de frottement réalisés à des fréquences inférieures à 30 Hz sous une pression maximale ne montrent aucun soudage. Le niveau bas (-1) a donc été choisi à $f_{(-1)} = 30$ Hz. En s'appuyant sur les valeurs des deux bornes supérieures et inférieures, on définit le niveau central égal à $f_{(0)} = 35$ Hz.

On résume les valeurs utilisées par la suite pour le facteur fréquence (f) dans le plan de criblage dans le Tableau 3.8.

Tableau 3. 9: Bornes du facteur fréquence (f)

Niveaux centrés réduits	-1	0	+1
Fréquence (f) correspondants en Hz	30	35	40

III.1.2.1.3.2 Les paramètres matériau

f. L'humidité du bois (H)

Le bois est un matériau hygroscopique, qui a une forte capacité à absorber l'eau, sous forme de liquide ou de vapeur. Le niveau central de ce paramètre (H_0) a été choisi par rapport à l'équilibre hygroscopique du bois. Cet état d'équilibre correspond à une stabilisation de l'humidité dans le matériau en fonction de la température et de l'air ambiant. Dans notre cas, les échantillons sont classiquement conservés dans une enceinte climatique maintenue à 23,8 °C et 32,9 % d'humidité relative. En utilisant l'abaque proposé [19], présenté dans la Figure 3.9, on trouve que l'équilibre hygroscopique du bois se trouve à un taux d'humidité compris entre 6 % et 7 %. Ceci correspond au niveau moyen du facteur humidité (H_0) pour le plan de criblage.

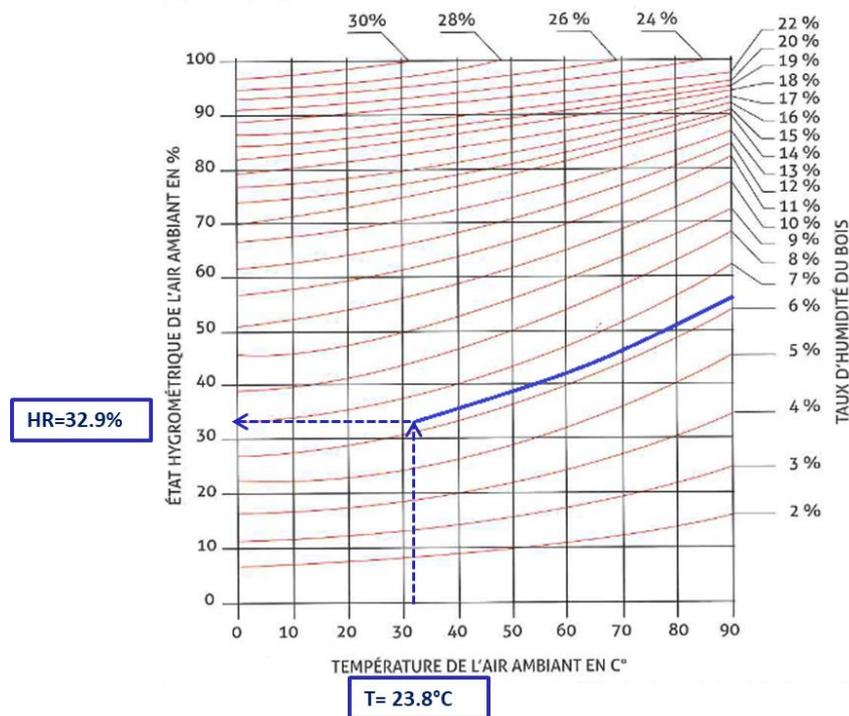


Figure 3. 8: Abaque reliant l'humidité relative de l'air en %, la température de l'air ambiant en °C et le taux d'humidité à l'équilibre du bois, d'après [19]. Un bois immergé dans un environnement à 32,9 % d'humidité relative et à 23,8 °C s'équilibre à un taux d'humidité compris entre 6 et 7 %

Le niveau bas dans le plan de criblage $H_{(-1)}$ a été fixé pour un taux d'humidité le plus faible possible, qui correspond à l'état anhydre du bois. Pour obtenir un échantillon anhydre, nous effectuons un séchage en étuve jusqu'à que sa masse ne varie plus. Le niveau haut $H_{(+1)}$ est donc déterminé, égale à une valeur comprise entre 12 et 14 %.

Dans notre étude, l'ensemble des échantillons utilisés pour les 21 essais du plan de criblage sont chauffés pendant 24 h à 110 °C dans une étuve de séchage MEMMERT dotée d'une ventilation naturelle par convection à thermosiphon. Les échantillons immédiatement sortis de l'étuve sont utilisés pour les essais au niveau $H_{(-1)}$. Pour le niveau $H_{(0)}$ les échantillons sont stockés (24 h avant les essais de frottement) dans une enceinte climatique à une température égale à 32,8 °C et à une humidité relative égale à $H.R = 32,9 \%$. Pour le dernier niveau $H_{(-1)}$ les échantillons, après 24 h dans l'étuve, sont mis dans une enceinte climatique INELTEC (cf. Figure 3.9) dont la température et l'humidité sont réglables. Une sonde hygrométrique placée à côté des échantillons mesure les valeurs réelles de température et d'humidité dans l'enceinte. Les mesures effectuées sont : 36,2 °C et 77,8 %. Le contrôle du processus est géré par un automate SIEMENS. Préalablement à la réalisation d'un essai, les échantillons sont stockés 24h dans l'enceinte pour homogénéiser l'humidité.

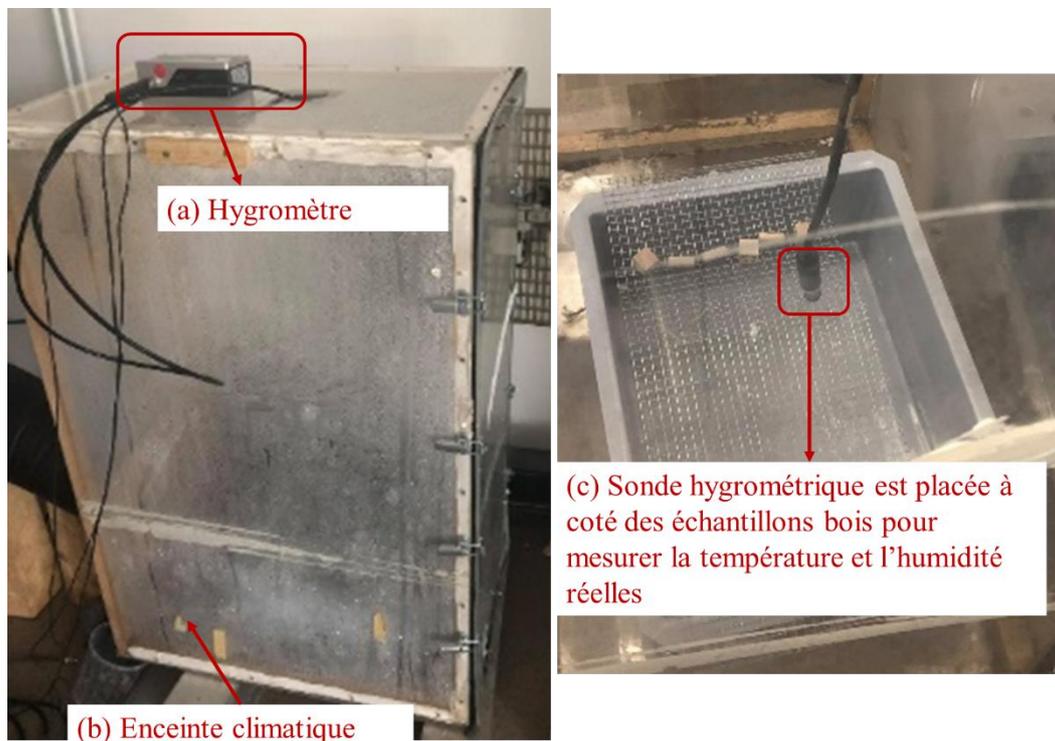


Figure 3. 9: Échantillons de hêtre placés dans une enceinte climatique à Température = 36,2 °C et $H.R = 77,8 \%$. Un hygromètre avec une sonde ponctuelle est utilisé pour mesurer la température et l'humidité réelle

Pour les trois niveaux, le calcul de l'humidité réelle est réalisé avec l'Équation 17. Le taux d'humidité des échantillons est exprimé en pourcent qui se présente le rapport entre la masse d'eau et la masse du bois anhydre où (m_{humide}) représente la masse de l'échantillon à taux d'humidité maximale et ($m_{anhydre}$) la masse de l'échantillon anhydre.

$$H_{Bois}(\%) = \frac{m_{humide} - m_{anhydre}}{m_{anhydre}} \times 100 \quad \text{Équation 17}$$

L'humidité présente dans les échantillons de hêtre utilisés pour les essais de soudage après 24 h de stockage dans des conditions environnementales vaut $7\% \pm 0,98$, qui représente le niveau $H_{(0)}$. Le taux d'humidité calculé pour le troisième niveau $H_{(+1)}$ est égal à $14\% \pm 0,6$.

Tableau 3. 10: Bornes du plan de criblage pour le taux d'humidité du bois utilisé en (%)

Niveaux centrés réduits	-1	0	+1
Taux d'humidité du bois H correspondants (%)	0	7	14

g. La rugosité du bois (S_a)

L'état de surface initial du matériau est un facteur dont l'influence n'a jamais été prise en compte dans la bibliographie. Nous avons donc étudié l'influence de ce paramètre en prenant le paramètre topographique (S_a). Ce paramètre représente l'amplitude moyenne arithmétique de la rugosité de la surface. Des analyses topographiques de la surface des échantillons de bois ont été réalisées grâce à un microscope Infinite Focus Alicona puis traitées sur le logiciel Gwyddion. La Figure 3.10 montre la surface d'un échantillon après polissage avec du papier abrasif P.80 (taille de grain proche de $200\ \mu m$), afin d'obtenir une surface rugueuse avec un (S_a) fixe constituant l'état brut de tous les échantillons. Les étapes de polissage sont les mêmes pour tous les cas. D'abord, la rugosité (S_a) à l'état initial est mesurée. Ensuite, après chaque passe de polissage, on mesure la valeur de (S_a) dans le bloc et dans le tourillon. La rugosité moyenne (S_a) est calculée suivant l'Équation 18, dans laquelle Z correspond à l'altitude des aspérités de surface.

$$S_a = \frac{1}{A} \iint_A |Z(x, y)| dx dy \quad \text{Équation 18}$$

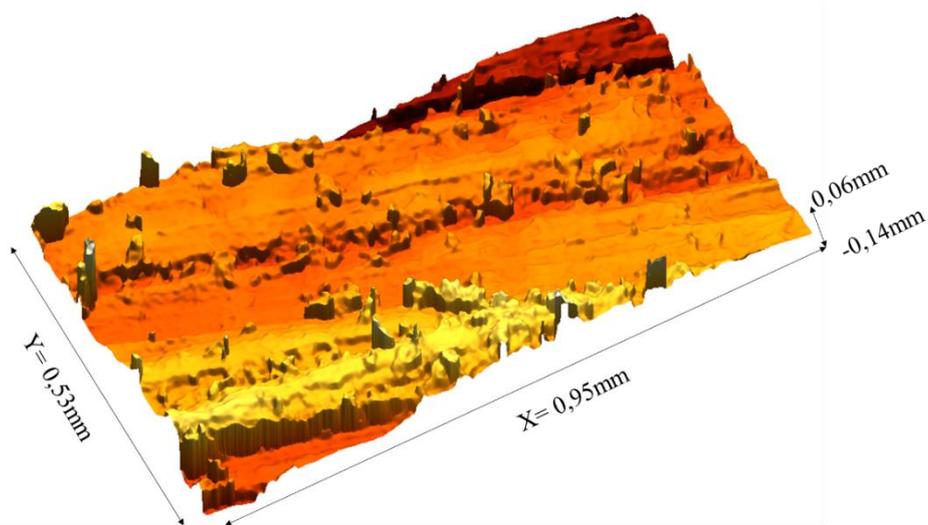


Figure 3. 10: Image 3D d'une surface de bois après un polissage au papier abrasif P.80

Trois papiers abrasifs différents ont été exploités pour couvrir les 3 niveaux du facteur. Les échantillons de bois bruts montrent une rugosité moyenne (S_a) comprise entre $3 \mu\text{m}$ et $7 \mu\text{m}$. Pour un maximum d'homogénéité initiale, tous les échantillons sont polis avec un papier P.120 (taille de grains d'environ $125 \mu\text{m}$). Cet état a été choisi comme le niveau central du facteur rugosité dans le plan de criblage ($S_a(0)$). Le niveau supérieur $S_a(+1)$ est obtenu grâce à un polissage avec du papier abrasif P.1200 (taille de grains d'environ $15 \mu\text{m}$). Finalement le niveau $S_a(-1)$ est obtenu après un polissage avec un papier abrasif P.80. Les mesures topographiques des 21 échantillons (Bloc – tourillon) utilisés sont présentés sur la Figure 3.11. Les valeurs de la rugosité moyenne de la surface sont présentées dans le Tableau 3.10.

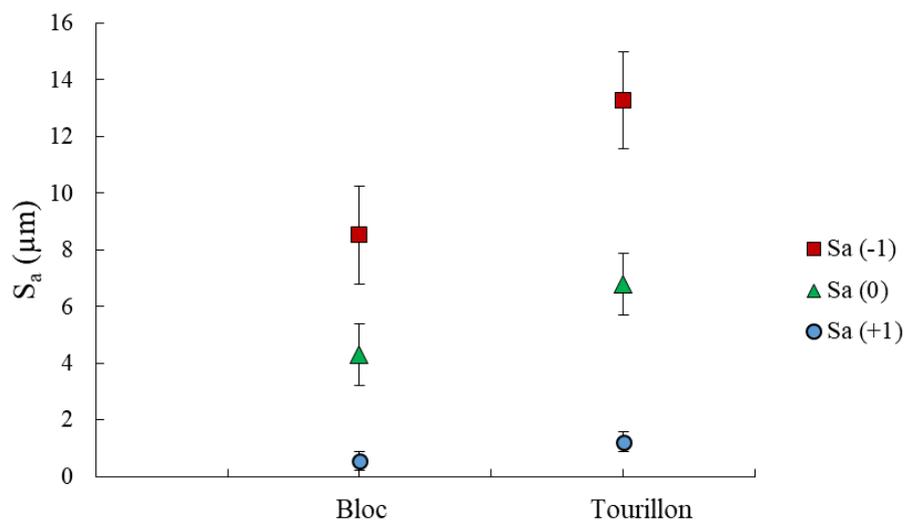


Figure 3. 11: Mesure de la rugosité (S_a) des échantillons de hêtre pour les trois niveaux de ce facteur

Tableau 3. 11: Bornes du facteur rugosité des surfaces S_a (μm)

Niveaux entrés réduits	-1	0	+1
Rugosité (S_a) correspondants en (μm)	0,56 – 1,23	4,31 – 6,7	8,52 – 13,28

h. Nombre de Cernes (NC)

Le nombre de cernes (NC) présents sur la surface des échantillons est comptabilisé. Nous avons trié un grand nombre d'échantillons, afin de fixer le nombre des cernes dans le bloc et de faire varier le nombre de cernes sur la surface du tourillon. Le niveau bas ($\text{NC}_{(-1)}$) pour ce paramètre est fixé à 2 cernes. Le niveau supérieur ($\text{NC}_{(+1)}$) a été choisi à 8 cernes annuels. Ce qui donne comme niveau central ($\text{NC}_{(0)}$) 5 cernes (cf. Figure 3.12).

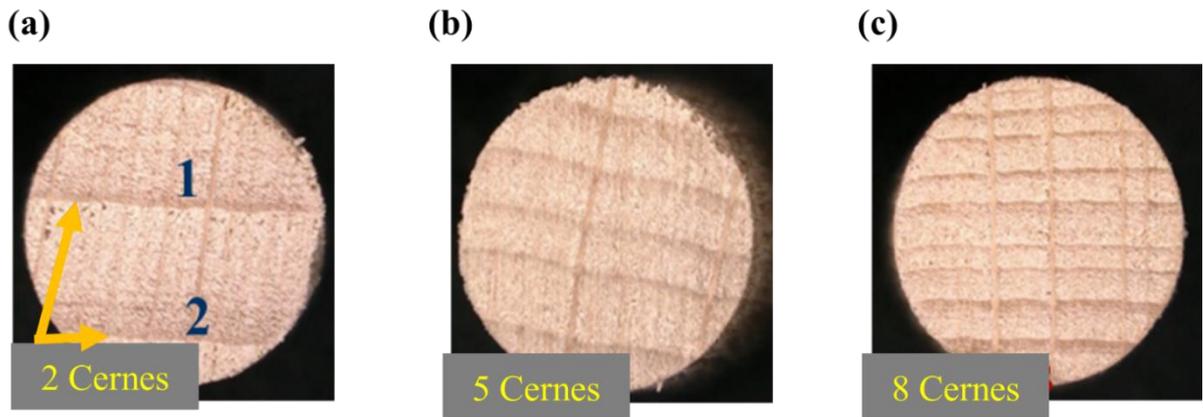


Figure 3. 12: Micrographies montrant le nombre de cernes présents sur la surface de tourillons pour les trois niveaux : (a) 2 cernes, (b) 5 cernes et (c) 8 cernes

Les niveaux du paramètre nombre de cernes (NC) pour le tourillon sont résumés dans le Tableau 3.11.

Tableau 3. 12: Bornes du plan de criblage concernant le nombre des cernes (NC).

Niveaux centrés réduits	-1	0	+1
Nombre des cernes (NC) correspondants	2	5	8

i. Orientation du Bloc (OB)

Nous avons pris en compte un paramètre d'orientation des cernes du bloc par rapport à la direction de frottement. Le niveau inférieur de ce facteur ($\text{O}_{\text{Bloc}(-1)}$) correspond au cas où les cernes annuels sont parallèles à la direction du déplacement, le niveau supérieur ($\text{O}_{\text{Bloc}(+1)}$) quand les cernes annuels sont perpendiculaires à la direction du déplacement (90 degrés) et enfin le niveau central correspond à un angle à 45 degrés (cf. Figure 3.13).

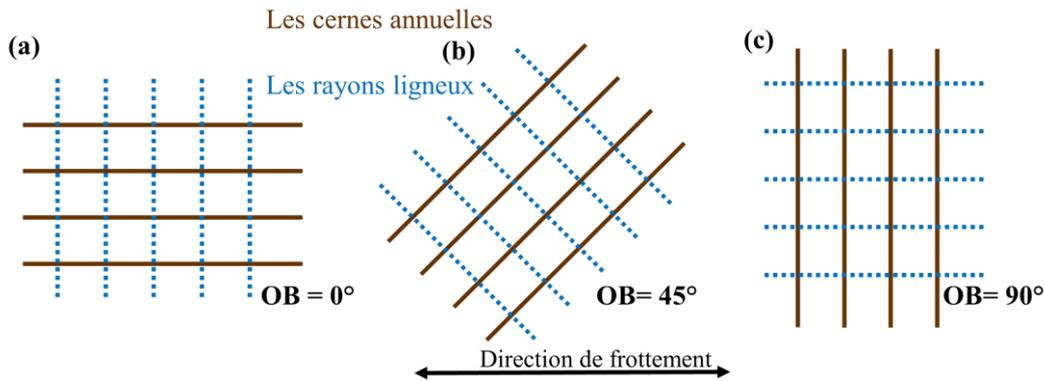


Figure 3. 13: Les trois orientations utilisées pour le bloc dans le plan de criblage, (a) **OB** = 0°, (b) **OB** = 45° et (c) **OB** = 90°

Le Tableau 3.12 résume des trois niveaux concernant l'orientation de bloc par rapport au sens de frottement.

Tableau 3. 13: Bornes du plan de criblage pour le facteur orientation de bloc (**OB**)

Niveaux centrés réduits	-1	0	+1
Orientation du bloc (OB) (°) correspondants	0	45	90

j. Orientation du tourillon (**OP**)

De la même manière que pour l'orientation du bloc, nous avons défini l'orientation du tourillon avec l'angle des cernes par rapport à la direction du déplacement. Les trois angles différents sont présentés dans la Figure 3.14. Comme pour le bloc, trois angles différents ont été étudiés.

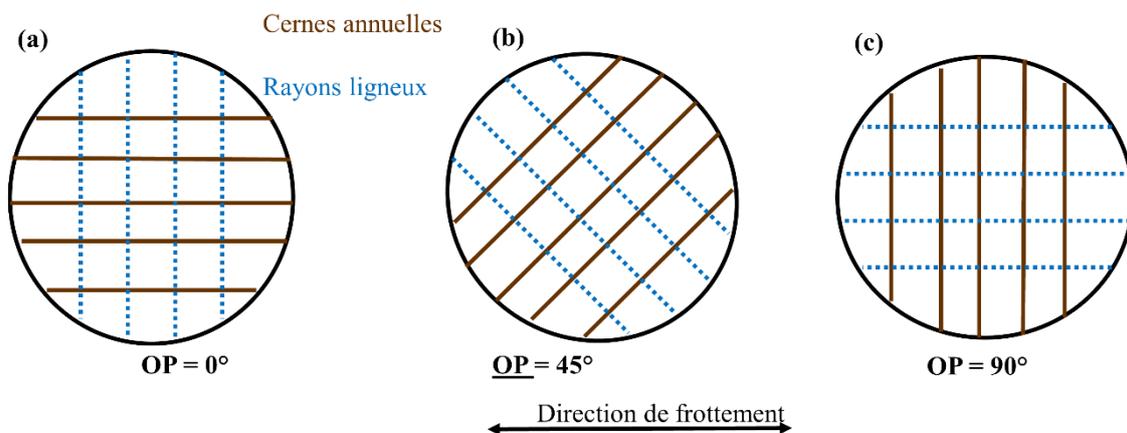


Figure 3. 14: Trois angles utilisés pour définir le facteur orientation du tourillon (**OP**)
Le Tableau 3.13 résume les trois niveaux d'orientation du tourillon.

Tableau 3. 14: Bornes pour le facteur orientation du tourillon (OP)

Niveau Plan de Criblage	-1	0	+1
Orientation de Tourillon (°)	0	45	90

III.1.2.2 Les sorties – les réponses du plan de criblage

L'analyse des résultats d'essais doivent permettre d'estimer et comparer l'influence des facteurs sur ce que la terminologie des plans d'expériences appelle réponse. Les modifications des paramètres de tout procédé conduisent à l'observation de variations d'une ou plusieurs réponses. Pour notre étude, nous observerons quatre réponses quantitatives que nous espérons complémentaires et utiles pour l'interprétation :

- La résistance mécanique du joint de soudure caractérisée par sa contrainte à la rupture ($\sigma_{rupture}$), (Y_1)
- La température maximale atteinte dans l'interface de frottement (T_{max}), (Y_2)
- Le volume de joint formé (V_{joint}), (Y_3)
- L'usure des pièces, (Y_4)

III.1.2.2.1 La contrainte à la rupture ($\sigma_{rupture}$) – (réponse Y_1)

Des essais de traction uniaxiales ont été effectués sur les échantillons soudés dans des conditions environnementales standards (température extérieure de $23\text{ °C} \pm 3\text{ °C}$ et **H.R** de $50\% \pm 10\%$). Une machine MTS Criterion 45 avec une cellule de charge de 5 kN a été utilisée pour ces essais. La vitesse de la traverse a été fixée à 2 mm/min conformément à la norme EN 314. La déformation de l'ensemble de l'assemblage a été mesurée avec un extensomètre à contact Instron® 2620 – 60. La Figure 3.15 illustre la machine avec le montage utilisé dans cette étude. L'essai est conduit jusqu'à la rupture du joint, permettant une estimation de la contrainte, déduite par le rapport entre la force mesurée à la rupture et la surface de contact section du tourillon, soit $50,27\text{ mm}^2$.

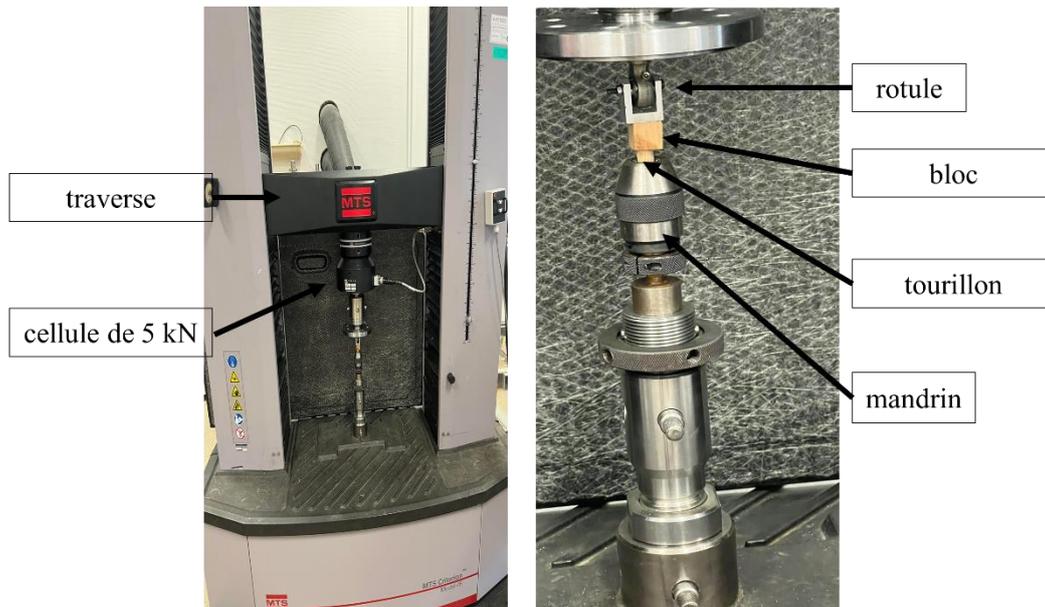


Figure 3. 15: Présentation du montage utilisé sur la machine de traction MTS pour les essais de traction moniaxiale

III.1.2.2.2 La température à l'interface lors de soudage (T_{max}) (réponse Y2)

La deuxième réponse du plan de criblage est la température maximale atteinte dans l'interface lors du frottement entre les deux échantillons de bois. La méthodologie développée et présentée en détail dans le Chapitre II a été utilisée pour déterminer cette température pour chacun des essais. Cela a donc nécessité des mesures de température à l'aide de thermocouples placés à proximité de l'interface pour chaque condition d'essai. Les valeurs de puissances calculées expérimentalement sont utilisées comme entrées dans le modèle par éléments finis pour accéder numériquement à l'évolution de la température à différentes distances de l'interface. Finalement, la température maximale de l'interface est retenue.

III.1.2.2.3 Estimation du volume du joint de soudure formé (Réponse Y3)

Dans ce paragraphe, on présente la méthode mise en place pour accéder à la troisième réponse (Y_3) des essais du plan de criblage définitif, qui correspond à une évaluation du volume du joint de soudure formé. La méthodologie développée s'appuie sur des analyses tridimensionnelles effectuées par tomographie à rayons X sur chacun des 21 assemblages soudés. La technique de caractérisation employée est aussi couramment appelée tomodensitométrie ou encore Computed Tomography (CT).

III.1.2.2.3.1 Principe et réalisation de scans tomographiques

La tomographie à RX est une technique de contrôle non destructive de pièces ou de matériaux exploitant le principe d'absorption partielle des rayons X par la matière. En effet, lorsqu'un objet à caractériser est traversé par un faisceau de rayons X incidents d'intensité (I_0) à partir d'une source (tube à rayons X), l'intensité (I) transmise après avoir traversé le matériau dépend du coefficient d'absorption (μ) de ce dernier mais aussi de l'épaisseur traversée (x), suivant la loi de Beer-Lambert (cf. Équation 19).

$$I = I_0 e^{-\mu x} \quad \text{Équation 19}$$

En collectant l'intensité transmise sur un photodétecteur plan (flat panel), le contraste de la radiographie ainsi obtenue témoigne donc de variations d'épaisseurs traversées pour un même matériau, ou bien de la variation locale de matériau pour une même épaisseur traversée. La source émettant des RX dans une enveloppe conique, on notera que la résolution spatiale de la radiographie et la taille de la zone analysée dépendent des distances source / objet / photodétecteur employées [20].

Afin d'obtenir une description tridimensionnelle de l'objet analysé, un grand nombre de radiographies sont alors produites en modifiant l'angle d'incidence des RX, ce qui est pratiquement réalisé en faisant tourner l'objet autour d'un axe de révolution perpendiculaire au trajet des RX, de la source vers le photodétecteur. Néanmoins, les radiographies obtenues constituent ce qu'on appelle des projections, en ce sens qu'elles témoignent de toute l'épaisseur de l'objet traversé par les RX. Un algorithme dit de rétroprojection filtrée est donc classiquement utilisé afin de convertir la série de projections en une série de coupes (nommées aussi tranches ou slices) directement analysables, chacune d'elles fournissant une information morphologique locale de l'objet.

La Figure 3.16 rappelle le principe de la tomographie à rayons X appliqué dans le cadre de cette thèse, pour laquelle les objets analysés sont les 21 assemblages [tourillon – bloc] issus du plan de criblage définitif. Dans le cas des essais n'ayant pas conduit à l'adhérence bloc/tourillon, un joint de colle cyanoacrylate à prise rapide a été appliqué avant le démontage de l'assemblage sur le dispositif de frottement, de manière à analyser un pseudo-assemblage respectant le positionnement final du tourillon vis-à-vis du bloc.

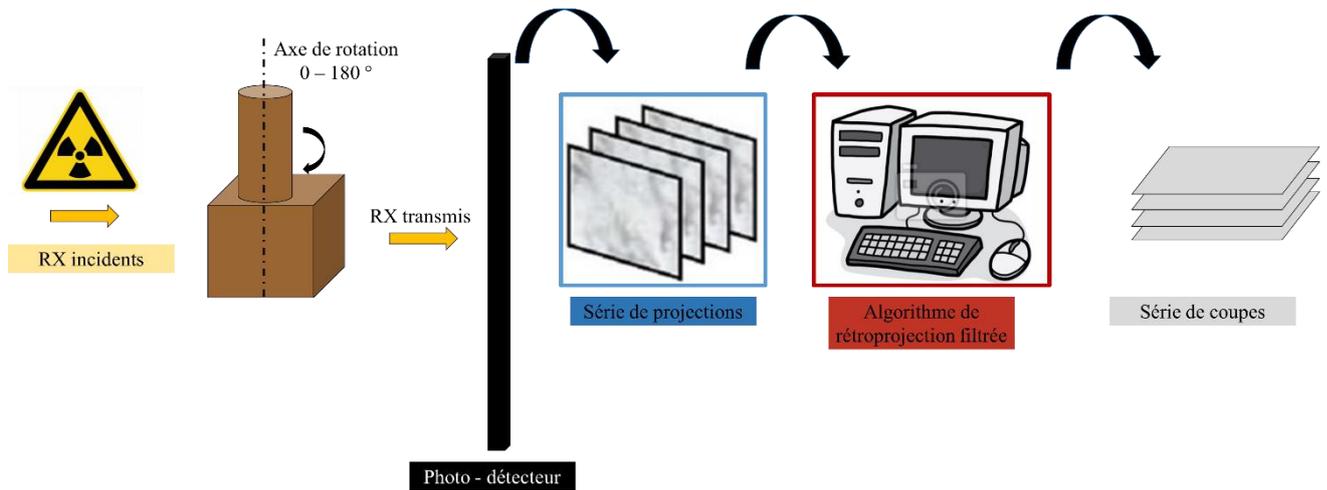


Figure 3. 16: Schéma de principe de la tomographie à rayons X, adapté ici à l'analyse d'assemblages tourillon/bloc

Pour cette étude, un tomographe de laboratoire EasyTom 150-160 commercialisé par RX Solutions a été employé avec une tension de source de 80 kV. La rotation à 180° des assemblages autour de l'axe du tourillon a conduit à l'acquisition de projections qui ont été traitées par le logiciel X.ACT 2.0 pour aboutir à 1200 coupes espacées chacune de 8 μm . Ces coupes se présentent sous la forme d'images numériques constituées de pixels dont la taille vaut $8 \times 8 \mu\text{m}^2$ et affublés d'un niveau de gris tel qu'ils témoignent de la structure interne de l'assemblage (cf. Figure 3.17). L'analyse des coupes d'un assemblage permet alors d'accéder à des informations qualitatives (présence de fissures, porosité, hétérogénéités du matériau transformé, défauts internes...) mais aussi quantitatives (épaisseur locale du joint, volume du joint...).

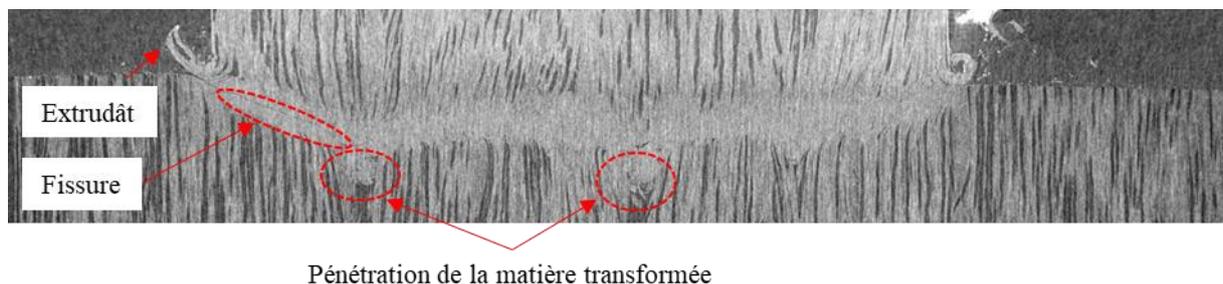


Figure 3. 17: Exemple de slice montrant le joint de soudure et les particularités qu'il comporte éventuellement : fissures, porosités, incrustation du 3ème corps dans les fibres

III.1.2.2.3.2 Quantification du volume du joint de soudure

La quantification du volume du joint de soudure des 21 assemblages du plan de criblage a été réalisée à l'aide du logiciel de traitement d'images Fiji. En tant qu'objet élémentaire à analyser, les coupes tomographiques obtenues offrent une grande qualité de contraste ce qui permet de déceler aisément la structure interne des échantillons de hêtre (parois cellulaires et vides), mais aussi d'évaluer de manière qualitative les endommagements générés par frottement à proximité du joint de soudure (usure, extrudât, fissures, porosités, fléchissement des parois cellulaires...etc). Néanmoins, l'exploitation des coupes tomographiques afin de quantifier le volume du joint de soudure suit un paradoxe : si le joint de soudure est facilement identifiable à l'œil nu (cf. Figure 3.17), son extraction numérique automatisée pose de grandes difficultés. En effet, lors d'une analyse classique la quantification du volume d'une particule ou d'un domaine est réalisée par traitement d'images via des opérations de seuillage des niveaux de gris puis de binarisation sur chaque coupe tomographique. Éventuellement, l'application antérieure d'un filtre (gaussien, médian, etc...) facilite le seuillage. Connaissant l'aire d'un pixel, le calcul de la surface binarisée sur chaque tranche puis leur intégration avec un pas constant égal à la distance inter-coupes permet ensuite de déterminer le volume recherché. Ici, dans le cas des assemblages tourillon/bloc analysés, les difficultés rencontrées sont les suivantes :

- Les niveaux de gris rencontrés dans le joint de soudure sont très similaires à ceux des parois cellulaires du bois non-transformé.
- Outre les parois cellulaires, l'application d'un seuillage des niveaux de gris conduit à englober d'autres zones de l'image (nombreuses et de tailles variables) qui ne font pas partie du joint de soudure.
- La valeur de niveau de gris du seuillage fluctue d'une coupe à une autre.

Malgré plusieurs tentatives de pré-traitement des piles de coupes tomographiques (filtres classiques ou orientés variés, squelettisation, FFT, érosion/dilatation, ainsi que leurs combinaisons), les difficultés susmentionnées n'ont pas permis d'aboutir à une automatisation du traitement des images conduisant à isoler de manière fiable le joint de soudure. Par ailleurs, un traitement au cas par cas des $21 \times 1200 = 25\ 200$ coupes à traiter constituerait une tâche bien trop chronophage pour être entreprise.

En s'appuyant sur la facilité à définir manuellement et à l'œil nu le contour du joint de soudure sur une coupe donnée, comme mentionné ci-dessus, une méthode d'approximation du volume du joint a donc été appliquée en traitant par blocs la pile de coupes tomographiques. Pour

illustrer et conforter la méthode, et compte tenu de la géométrie des échantillons, le joint de soudure peut être dans un premier temps modélisé par un cylindre mince (disque plat) de rayon $R = 4 \text{ mm}$ et de hauteur (H), et donc de volume $V = \pi R^2 H$. Ce volume (V) peut être approximé par la somme de parallélépipèdes rectangles de même section. La hauteur (H) étant constante, ceci revient à discrétiser la section du cylindre en une série de rectangles de longueur égale à la corde locale du disque.

La Figure 3.18 décrit cette géométrie idéalisée et le principe de découpage par blocs rectangulaires (ici : 4 blocs) de la section du cylindre

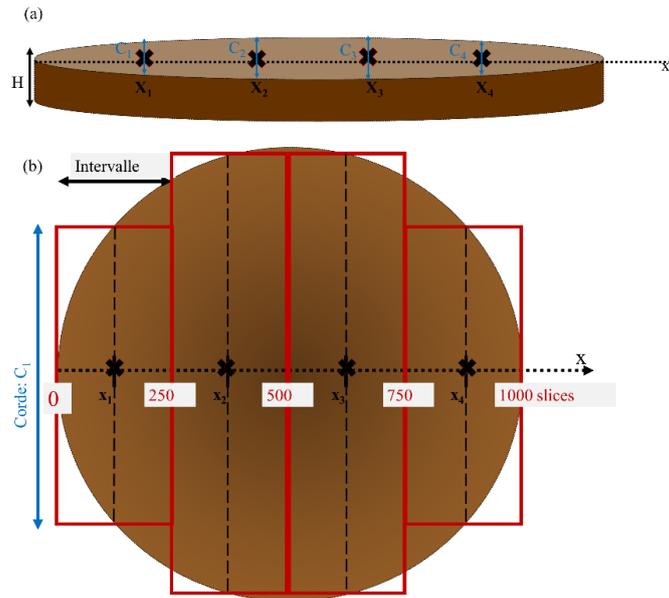


Figure 3. 18: (a) Modèle simplifié de joint de soudure et (b) approche de la méthode utilisée (découpe en 4 rectangles dans ce cas) pour calculer le volume du joint de soudure

En reprenant les notations de la figure, le volume approché (V') du disque discrétisé en (n) blocs vaut donc :

$$V' = \frac{2 R}{n} H \sum_{i=1}^n C_i \quad \text{Équation 20}$$

Avec :

$$C_i = 2 R \sin \left(\cos^{-1} \left(1 - \frac{x_i}{R} \right) \right) \quad \text{Équation 21}$$

Et :

$$x_i = \frac{R}{n} (2i - 1) \quad \text{Équation 22}$$

La Figure 3.19 indique l'évolution du rapport (V'/V) pour des discrétisations de plus en plus fines du joint de soudure idéalement cylindrique. Cette première approche indique qu'un « découpage » en 16 rectangles de la section du cylindre conduit à une erreur d'approximation de son volume inférieure à 0,5%, jugée très satisfaisante.

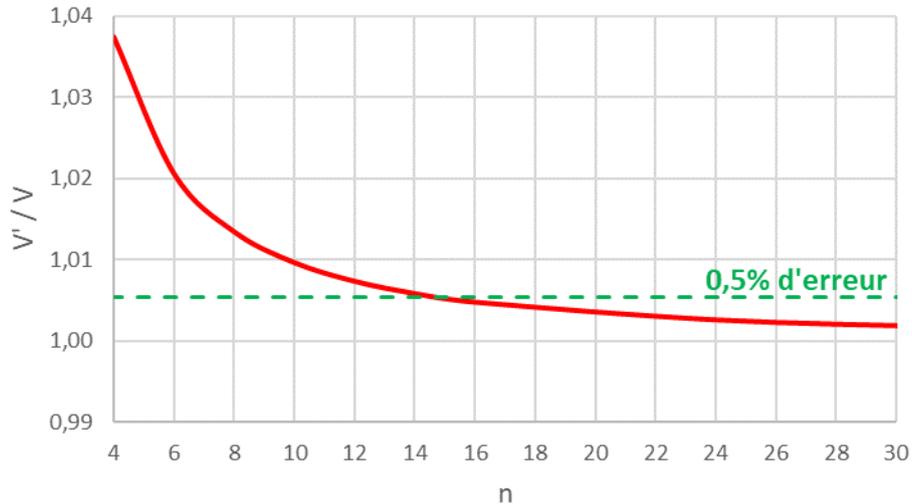


Figure 3. 19: Ratio V'/V en fonction du nombre de rectangles discrétisant la section circulaire d'un cylindre plat

À partir de cette étude théorique, le volume du joint de soudure de chacun des 21 assemblages bloc/tourillon du plan de criblage a donc été évalué *via* l'analyse de 16 slices équiréparties en parcourant le diamètre du tourillon, lequel comprend 1000 slices espacées de 8 μm . En recentrant la pile de coupes à traiter de telle sorte que la slice n°1 corresponde à l'apparition du tourillon, ceci revient à calculer l'aire du joint de soudure sur les slices n°32, 94, 156, 219, 281, 344, 406, 469, 531, 594, 656, 719, 781, 844, 906, et 969. L'intervalle entre 2 slices est de 62 ou 63 slices (selon les cas), soit respectivement 496 et 504 μm . En notant respectivement (S_i) et (d_i) la surface en pixels du joint de soudure sur la $i^{\text{ème}}$ slice et la distance en pixels entre les slices $[i-31]$ (ou $[i-30]$ le cas échéant) et $[i+31]$, et en rappelant qu'un voxel vaut $8 \times 8 \times 8 = 512 \mu\text{m}^3$, le volume du joint de soudure est calculé en μm^3 par :

$$V_{joint} = 512 \sum_i S_i d_i \quad \text{Équation 23}$$

Avec $i = 32, 94, 156, \dots, 969$

Selon cette méthode, la justesse de la quantification du volume du joint de soudure est donc crucialement liée à la précision de calcul des surfaces (S_i). Celles-ci sont estimées à l'aide du

logiciel Fiji en traçant manuellement le contour du joint de soudure puis en calculant le nombre de pixels à l'intérieur du contour après remplissage et binarisation. La première étape de ce traitement, réalisée manuellement, a donc fait l'objet d'une attention particulière dans sa réalisation, en respectant scrupuleusement les points suivants :

- Un unique opérateur (l'auteur du présent mémoire) réalise l'ensemble des contours.
- La surface du joint de soudure, sur chaque slice analyse, n'est prise en compte qu'à l'aplomb du tourillon, ce qui exclue les éventuels extrudât en bordure du contact.
- Les éventuelles pénétrations de matière transformée dans les fibres des massifs (bloc et tourillon) sont prises en compte.
- Seules les porosités ou les fissures dont la largeur dépasse les 5 pixels sont exclus de la surface du joint de soudure.

La Figure 3.20 fournit des illustrations explicitant les trois derniers points mentionnés ci-dessus, et montre la surface du joint de soudure (S_i) obtenue.

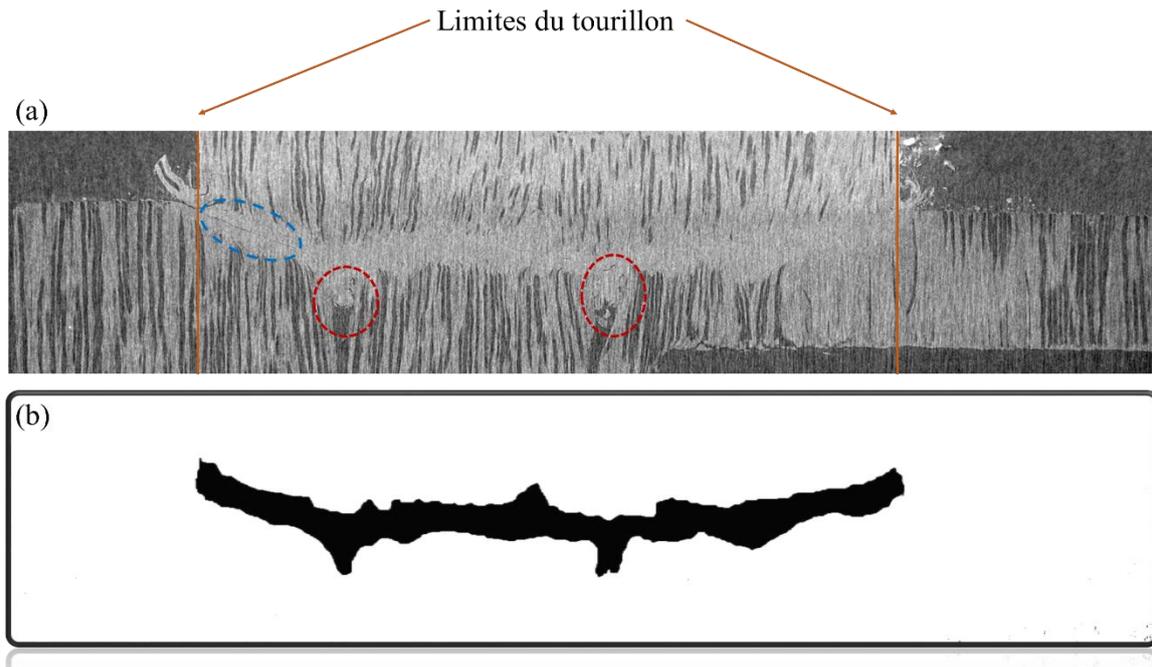


Figure 3. 20: (a) Règles de détermination de la surface du joint de soudure sur une coupe tomographique, (b) surface du joint de soudure obtenue

Afin de valider la fiabilité de l'évaluation des surfaces (S_i) par cette méthode manuelle, 5 slices correspondant à des cas variés (petites et grandes surfaces, présence ou non de porosités et fissures) ont été chacune analysées 5 fois lors de différentes journées étalées sur 2 semaines. Les résultats, fournis sur la Figure 3.22, montrent que la méthodologie est suffisamment

robuste, *a minima* pour établir une comparaison chiffrée du volume du joint de soudure des 21 assemblages issus du plan de criblage définitif. Plus encore, pour un unique assemblage, la quantification du volume du joint de soudure selon cette méthode a été entreprise en le discrétisant davantage, soit en analysant 64 slices. Comparé au résultat obtenu via l'analyse de 16 slices, l'erreur obtenue entre les 2 quantifications vaut 2,1% (29,81 et 30,46 mm³, respectivement).

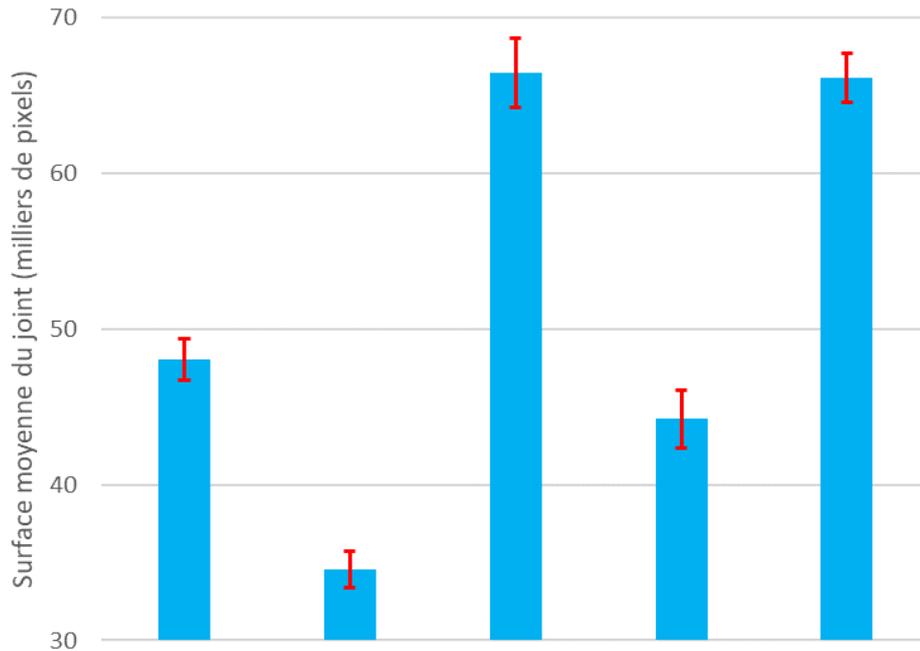


Figure 3. 21: Valeurs moyennes (bâtonnet bleu) et écart-type 2σ (barre rouge) de la surface de joint de soudure effectuée à 5 reprises sur 5 coupes tomographiques différentes

III.1.2.2.4 L'usure

La quantification de la 4^{ème} réponse (**Y4**) « usure » reprend l'usure en termes de perte de cote après le frottement des échantillons [bloc – tourillon] a été détaillée dans le chapitre 2 (cf paragraphe 4.3).

Conclusion

Dans ce chapitre, on a introduit les différentes étapes à suivre pour réaliser un plan de criblage définitif ainsi que ses avantages par rapport à d'autres types de plans d'expériences. Pour la première fois, un nombre très exhaustif de facteurs (10 dans notre cas) liés aux différentes classes de paramètres : opérationnel, matériau, et échantillons, seront étudiés de manières indépendantes. Dans un premier temps, afin de justifier les trois niveaux des paramètres dans

le plan de criblage, des essais préliminaires ont été réalisés. L'allure de la courbe du coefficient de frottement mesuré à l'interface a été notamment exploitée en tant qu'indicateur pour estimer le temps de soudage idéal ainsi que la qualité mécanique de l'assemblage. Enfin, une méthodologie originale a été utilisée pour mesurer le volume de joint formé pour chacun 21 essais du plan de criblage, à partir de scans tomographiques à rayons X.

Références

- [1] R. A. Fisher, "*Design of experiments*", Br Med J., vol 14, 1936
- [2] Y. Vander Heyden *et al.*, "*Review of the use of robustness and ruggedness in analytical chemistry*", Data Handl. Sci. Technol., Chapter 3, vol. 19, pp. 79–147, 1996
- [3] B B. Jones *et al.*, "*A class of three-level designs for definitive screening in the presence of second-order effects*", J. Qual. Technol., vol. 43, pp. 1–15, 2011
- [4] A. Errore *et al.*, "*Using definitive screening designs to identify active first-and second-order factor effects*", J. Qual. Technol., vol. 49, pp. 244–264, 2017
- [5] F. Kussener, "*Le plan de criblage définitif: une approche définitive*", JMP/SAS Inst., 2011
- [6] M. Vaziri *et al.*, "*Moisture sensitivity of Scots pine joints produced by linear frictional welding*", Wood Adhes., pp. 415–428, 2011
- [7] B. Gfeller *et al.*, "*Wood bonding by vibrational welding*", J. Adhes. Sci. Technol., vol. 17, pp. 1573–1589, 2003
- [8] C. Ganne-Chédeville *et al.*, "*Parameters of wood welding: A study with infrared thermography*", Holzforschung, vol. 60, pp. 434–438, 2006
- [9] S. Amiro *et al.*, "*Variation of shear properties of welded spruce at different pressures and welding times*", Biotribology, vol. 5, pp. 61–66, 2016
- [10] B. Belleville *et al.*, "*Optimization of Wood Welding Parameters for Australian Hardwood Species*", BioResources, vol. 12 , pp. 1007–1014, 2016
- [11] H. Zhang *et al.*, "*Study of the End-grain Butt Joints Obtained by Friction Welding of Moso Bamboo*", BioResources, vol. 12 , pp. 6446–6457, 2017
- [12] B. Stamm *et al.*, "*Joining of wood layers by friction welding*", J. Adhes. Sci. Technol., vol. 19, pp. 1129–1139, 2005
- [13] C. Ganne-Chédevill *et al.*, "*Predicting the Thermal Behaviour of Wood During Linear Welding Using the Finite Element Method*", J. Adhes. Sci. Technol., vol. 22, pp. 1209–1221, 2008
- [14] H. R. Mansouri *et al.*, "*Improving the Water Resistance of Linear Vibration-Welded Wood Joints*", J. Adhes. Sci. Technol., vol. 23 , pp. 63–70, 2009
- [15] J. M. Leban *et al.*, "*X-ray microdensitometry analysis of vibration-welded wood*", J. Adhes. Sci. Technol., vol. 18, pp. 673–685, 2004
- [16] M. Vaziri *et al.*, "*Influence of weldling parameters on weldline density and its relation to crack formation in welded Scots pine joints*", J. Adhes. Sci. Technol., vol. 25, pp. 1819–1828, 2011

- [17] P. H. Cornuault *et al.*, "*Tribological mechanisms involved in friction wood welding*", *Tribol. Int.*, vol. 141,p. 105963, 2020
- [18] C. Ganne-Chedéville, "*Soudage linéaire du bois : étude et compréhension des modifications physico-chimiques et développement d'une technologie d'assemblage innovante*", Thèse, 2008
- [19] M. Varnier *et al.*, "*Diffusion de l'eau dans le bois en extérieur : Des résineux aux feuillus*", *AJCE-Special Issue*, vol. 36,pp. 171–174
- [20] T. Zhang, "*Imagerie multi-résolution par tomographie aux rayons X : application à la tomographie locale en science des matériaux*", Thèse, 2013

CHAPITRE 4

Effets et interactions des paramètres influent sur la qualité de l'assemblage soudé – Propositions de quelques mécanismes physiques

Préambule

Dans le chapitre précédent, nous avons rappelé les atouts du plan de criblage définitif par rapport à d'autres méthodes plus classiques. Nous allons, dans ce chapitre, utiliser cette démarche dans le but d'avoir une représentation de l'évolution des caractéristiques du joint de soudage en fonction de quelques paramètres liés au matériau et de quelques autres liées aux conditions d'essais. Nous allons donc dans un premier temps obtenir des lois reliant les réponses étudiées avec les facteurs pris en compte. Puis, dans un second temps, la structure de ces lois pourra nous aider à mieux comprendre les phénomènes sous-jacents permettant un soudage effectif. En effet, la présence de termes quadratiques, ou d'interaction nous guidera pour proposer des interprétations quant aux phénomènes interfaciaux qui se sont déroulés pendant le procédé. Également, nous tenterons de relier, lorsque des corrélations sont obtenues, les différentes réponses entre elles, notamment les caractéristiques mécaniques du joint obtenu avec sa morphologie et son volume ainsi que les températures atteintes pendant le procédé.

IV.1 Expérimentation

La méthodologie « plan de criblage définitif » sert donc à produire des lois permettant d'apporter des éléments d'informations à l'expérimentateur sur le procédé.

Après les phases de planification et d'exécution des essais présentées dans le chapitre III, nous allons nous focaliser sur la phase d'analyse.

Nous allons d'abord tenter de répondre à deux problématiques :

- Déterminer parmi les facteurs que nous avons choisis, ceux qui ont une influence statistiquement non négligeable sur les réponses.
- Dégager s'il existe des interactions entre certains facteurs, ce qui signifierait que leur influence dépend du niveau des autres.

Des essais de soudage par frottement d'échantillons de bois ont donc été réalisés en respectant les niveaux de chaque facteur énoncé par la matrice expérimentale (cf. Tableau 4.1) Par conséquent, des essais de traction conduits jusqu'à la rupture du joint de soudure sont réalisés afin d'obtenir la réponse (Y_1) pour chaque condition. Cette réponse (contrainte à la rupture $\sigma_{rupture}$), qui constitue le but pratique recherché, sera choisie dans un premier temps comme la réponse principale pour connaître les bonnes conditions expérimentales conduisant au soudage à l'intérieur de notre domaine expérimental. Tandis que les trois autres réponses, température à l'interface, volume du joint de soudure formé et l'usure) seront utilisées comme un moyen d'analyse pour la loi obtenue.

Ainsi, le Tableau 4.1 présente les résultats de la résistance mécanique du joint de soudure. On notera que les essais pour lesquels $Y_1 = 0$ ont abouti à l'absence de soudure effective. Ceux-ci peuvent être classés en trois groupes en fonction de la valeur de la réponse :

(G.1) : essais numéros 5, 8, 11, 18 et 19 correspondants à une résistance mécanique supérieure à 3 MPa, ($\sigma_{rupture} > 3 \text{ MPa}$),

(G.2) : essais numéros 4, 7, 10, 12 et 21 correspondants à une résistance mécanique comprise entre 1 et 1,75 MPa ($1 \text{ MPa} \leq \sigma_{rupture} \leq 1,75 \text{ MPa}$),

(G.3) : essais restants pour lesquels aucun soudage n'est obtenu, ou de résistance faible ($\sigma_{rupture} < 0,7 \text{ MPa}$).

Rappelons, pour comparaison, que les valeurs de contraintes correspondantes au matériau dans le sens des fibres sont comprises entre 70 et 150 MPa pour les essences les plus courantes, mais en sens traverse elles n'avoisinent que 3,5 MPa.

Tableau 4. 1: Matrice de l'expérimentation avec la réponse Y_1 associée

Numéro de l'essai	p_s	N_{Cycles}	p_m	t_m	f	H	S_a	NC	OB	OP	Y_1
1	0	1	1	1	1	1	1	1	1	1	0,72
2	0	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	0
3	1	0	-1	-1	1	-1	1	1	1	-1	0
4	-1	0	1	1	-1	1	-1	-1	-1	1	1,66
5	1	-1	0	-1	1	1	-1	1	-1	1	3,29
6	-1	1	0	1	-1	-1	1	-1	1	-1	0,52
7	1	-1	-1	0	-1	1	1	-1	1	1	1,05
8	-1	1	1	0	1	-1	-1	1	-1	-1	3,56
9	1	1	1	-1	0	-1	-1	-1	1	1	0
10	-1	-1	-1	1	0	1	1	1	-1	-1	1,72
11	1	-1	1	1	-1	0	-1	1	1	-1	3,11
12	-1	1	-1	-1	1	0	1	-1	-1	1	1,09
13	1	1	-1	1	-1	-1	0	1	-1	1	0
14	-1	-1	1	-1	1	1	0	-1	1	-1	0,49
15	1	1	1	-1	-1	1	1	0	-1	-1	0,43
16	-1	-1	-1	1	1	-1	-1	0	1	1	0
17	1	1	-1	1	1	1	-1	-1	0	-1	0
18	-1	-1	1	-1	-1	-1	1	1	0	1	4,93
19	1	-1	1	1	1	-1	1	-1	-1	0	3,15
20	-1	1	-1	-1	-1	1	-1	1	1	0	0
21	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1,67

Avant de mettre en œuvre des outils mathématiques pour estimer les effets des facteurs et visualiser ensuite ses effets moyens et les éventuelles interactions, il est intéressant de noter

qu'à l'intérieur de notre domaine expérimental, nous trouvons à la fois des échantillons soudés avec des propriétés intéressantes, d'autres, également soudés mais moins résistants, mais également un certain nombre de cas où aucun soudage n'est effectif.

IV.2 Présentation et choix du modèle empirique relatif à la première réponse – la résistance mécanique à la traction ($\sigma_{rupture}$)

Plusieurs modèles mathématiques permettant de relier les facteurs (X_i) à cette réponse principale (Y_1) ont été testés : des modèles quadratiques simples, avec interactions, des modèles linéaires, également avec ou sans interactions... Nous n'avons évidemment gardé que ceux qui présentent une bonne corrélation avec la réponse réelle mesurée. En revanche, dans le cas où plusieurs modèles sont cohérents avec l'expérience, il convient de choisir celui dont la forme (ou la structure) puisse nous permettre de mieux comprendre les réels phénomènes sous-jacents. Le choix sera dicté par le modèle dont la prévision, pour des conditions expérimentales qui n'ont pas été utilisées pour la construction du modèle, s'approche le plus de la réalité. Une fois la structure du modèle choisie, un traitement statistique permet de déterminer les poids des différents facteurs ainsi que l'effet de la variation d'un facteur sur la réponse.

IV.2.1 Les techniques d'analyses

IV.2.1.1 Coefficient de détermination (R^2) et (R^2_{adj})

Les modèles retenus doivent avoir des valeurs de coefficients de détermination (R^2) et (R^2_{adj}) suffisamment proches de 1. En effet, par définition, la valeur d'un coefficient de détermination (ou de corrélation) appartient à l'intervalle [0 ; 100 %]. Si la valeur est proche de 0, le pouvoir prédictif du modèle est faible tandis que plus que cette valeur est proche de 100 %, plus le modèle présente un pouvoir prédictif fort. Avec cette analyse, on estime la manière dont le modèle mathématique approxime les résultats expérimentaux et donc si les réponses théoriques seront fortement corrélées avec les réponses expérimentales.

$$R^2(\%) = \left(1 - \frac{\sum_{i=1}^N (\widehat{Y}_i - \bar{Y})^2}{\sum_{i=1}^N (Y_i - \bar{Y})^2} \right) \times 100 \quad \text{Équation 24}$$

Où Y : matrice des réponses mesurées lors de la réalisation des expériences,

\widehat{Y}_i : matrice des réponses estimées (calculées),

\bar{Y} : moyenne des mesures.

Cependant, le coefficient de détermination (R^2) croît avec le nombre de variables explicatives. Ainsi, en présence de plusieurs variables, il est préférable d'utiliser un coefficient de détermination ajusté (R^2_{ajust}) afin de comparer la qualité descriptive de différents modèles [1].

Ce coefficient tient donc compte du nombre de coefficients présents dans le modèle et se calcule à partir de l'Équation 25. De même, plus la valeur du coefficient (R^2_{ajust}) est proche de 100%, plus les réponses prédites par le modèle sont proches de celles réelles, mesurées lors de l'expérimentation. Ce critère permet d'apprécier la qualité descriptive du modèle.

$$R_{\text{ajust}}^2(\%) = 100 - \frac{N-1}{N-L} (1-R^2) \quad \text{Équation 25}$$

Où N est le nombre d'essais,

L est le nombre des facteurs explicatif.

L'analyse statistique effectuée pour notre étude a montré l'existence de deux modèles tout à fait efficaces, avec un coefficient de détermination (R^2_{adj}) élevé. Ceux-ci sont présentés ci-après.

IV.2.2 Présentation des modèles empiriques relatifs à la première réponse (Y1) – la résistance à la traction

IV.2.2.1 Modèle quadratique

Un modèle de forme quadratique simple (sans interaction) a été obtenu, pour lequel les valeurs théoriques des contraintes à la rupture se sont trouvées pratiquement confondues avec celles expérimentales dictées par le plan de criblage. En effet la valeur du coefficient de détermination (R^2) est pratiquement égale à 100 %. L'équation de ce modèle est la suivante :

$$\begin{aligned} Y1 = & 1,670 - 0,165 p_s - 0,632 N_{\text{Cycles}} + 0,786 p_m + 0,034 t_m + 0,031 f - 0,153 H + 0,108 Sa + 0,522 NC - 0,498 OB + 0,161 OP + 0,885 p_s^2 + 0,415 N_{\text{Cycles}}^2 \\ & - 0,660 p_m^2 - 1,060 t_m^2 + 0,385 f^2 - 0,885 H^2 + 1,000 Sa^2 + 1,030 NC^2 - \\ & 1,220 OB^2 - 0,345 OP^2 \end{aligned} \quad \text{Équation 26}$$

Où : p_s , N_{Cycles} , p_m , t_m , f , H , Sa , NC , OB , et OP sont donc nos différents facteurs. Notons que le signe de chaque coefficient indique comment le facteur associé influence la réponse. Ainsi, si le signe est négatif, l'augmentation du facteur de son niveau bas vers son niveau haut conduit à une diminution de la réponse, tandis qu'on note l'effet inverse si le signe est positif [2]. Ce

modèle inclut tous les paramètres et leurs carrés mais sans aucune interaction entre les facteurs. Puisque tous les facteurs sont centrés réduits dans cette relation sauf le (N_{Cycles}), leurs poids sont directement comparables. Par exemple on peut affirmer que le poids de ($t_m = 0,034$) est très comparable au poids de ($f = 0,031$). D'après ce modèle, il est clair que certains facteurs semblent avoir une influence plus grande que d'autres. Mais avant de poursuivre, voyons un autre modèle tout aussi valable *a priori*.

IV.2.2.2 Modèle linéaire avec interaction

Un autre modèle, possédant une toute autre structure, puisque linéaire (sans termes au carré) et avec des interactions entre certains facteurs, montre un coefficient de corrélation R^2_{adj} intéressant (90,1 %) bien qu'inférieur au modèle quadratique simple. La relation obtenue est présentée dans l'Équation 27.

Tableau 4. 2: Analyse de la régression du modèle

R carré	R carré (ajust)
95,54%	90,10%

$$Y_1 = 1,306 - 0,165 p_s - 0,633 N_{Cycles} + 0,787 p_m - 0,154 H + 0,522 NC - 0,499 \quad \text{Équation} \\ OB - 0,366 p_s \cdot N_{Cycles} + 0,532 p_s \cdot H - 0,349 p_s \cdot NC + 0,396 p_s \cdot OB - 0,606 \quad 27 \\ N_{Cycles} \cdot p_m$$

Cependant ces effets n'ont plus le même poids que dans la relation correspondant au modèle quadratique simple. La hiérarchie de l'importance des facteurs est bouleversée et dépend donc de la structure du modèle. Ici, l'effet individuel de la pression de maintien (p_m) est le plus significatif avec un coefficient positif indiquant que plus sa valeur est importante plus la contrainte à la rupture du joint obtenu le sera aussi. En revanche le nombre de cycles, dont l'influence dépend de la valeur de la pression de maintien a, ici, un effet antagoniste sur la résistance mécanique. On remarque également que le facteur pression de soudage (p_s) est couplé plus d'une fois avec d'autres paramètres.

IV.2.2.3 Choix entre les deux modèles obtenus

Les deux modèles de prédictions suggérés par Minitab : quadratique simple et linéaire avec interactions présentent une bonne corrélation entre leurs prédictions et les mesures. Si on s'en tenait uniquement aux valeurs de de (R^2) et (R^2_{adj}), on choisirait alors le modèle quadratique

simple puisqu'il reproduit pratiquement sans erreurs les points expérimentaux qui ont permis l'établissement au dit modèle (cf Tableau 4.3).

Tableau 4. 3: Comparaison entre les deux modèles mathématiques

Modèle	R ²	R ² _{adj}
Quadratique	100 %	*
Linéaire avec interactions	95,54 %	90,10 %

Mais conscient que des phénomènes physiques, pour lesquels il existe des interactions non négligeables entre les conditions d'essais et/ou la préparation des échantillons, présenteraient assurément une variabilité plus importante des essais, nous avons adopté une autre démarche de choix. Nous avons déterminé des conditions d'essai, qui n'ont pas été utilisées dans le plan de criblage définitif et pour lesquelles les modèles prédisent une issue radicalement différente quant à la qualité du soudage obtenu. Puis nous avons effectué réellement l'essai proprement dit et avons comparé la résistance du joint de soudure avec les prédictions théoriques.

En effet pour des valeurs de facteurs fixés selon le Tableau 4.4, le modèle quadratique prévoit qu'aucun soudage ne sera obtenu (résultat négatif !), alors que le modèle linéaire avec interactions prévoit un soudage avec un joint caractérisé par une contrainte limite à la rupture de 2,6 MPa. Or, des essais réalisés avec ce jeu de paramètres confirment un soudage effectif pour lequel les caractéristiques mécaniques du joint sont bien celles prédites par le modèle linéaire.

Tableau 4. 4: Paramètres de l'essai complémentaire hors plan de criblage avec la réponse réelle mesurée ($\sigma_{rupture}$) et celle prédite par les modèles obtenues en valeurs codés

p_s	N_{Cyc}	p_m	t_m	f	H	S_a	NC	OB	OP	$\sigma_{rupture}$ mesuré	Linéaire avec interactions	Quadratique
0	0	1	-1	0	0	0	0	-1	-1	2,6	2,59	-0,52
3	N ₂	6	20	35	6 - 7	[4,3 ; 6,7]	5	0°	0°			

C'est pourquoi, des deux modèles qui, pourtant, conviennent statistiquement parlant, nous écarterons la loi quadratique simple de cette étude. La structure du modèle retenu est donc linéaire avec interactions. Cela signifie que la courbure des réponses n'est pas due à une relation quadratique entre les facteurs et la réponse mesurée, mais plutôt à la présence d'interactions

entre les facteurs. L'influence de certains facteurs sur la qualité du soudage dépendrait donc de la valeur prise par d'autres facteurs.

La signification globale de l'effet d'un facteur n'est donc pas très aisée à comprendre puisque lorsqu'un facteur est en interaction avec un autre, son influence dépend de la valeur de cet autre facteur.

Si un facteur n'interagit pas avec d'autres facteurs, son effet est fixe. Par définition, cet effet correspond à la différence des réponses lorsque ce facteur passe de son niveau bas à son niveau moyen, ou de son niveau moyen à son niveau haut. On peut plus simplement retenir que l'effet est donc la demi-différence entre la réponse correspondant au niveau haut du facteur et celle correspondant au niveau bas.

En revanche, lorsqu'il existe des interactions entre les facteurs. L'effet balaie un intervalle donné.

La figure ci-dessous rassemble les effets des facteurs étudiés sur la contrainte limite de rupture du joint formé. Rappelons que d'après la relation du modèle linéaire avec interactions retenu (Équation 27), lorsque tous les facteurs sont fixés à leur niveau moyen, le soudage est effectif avec une contrainte à la rupture égale à 1,7 MPa environ.

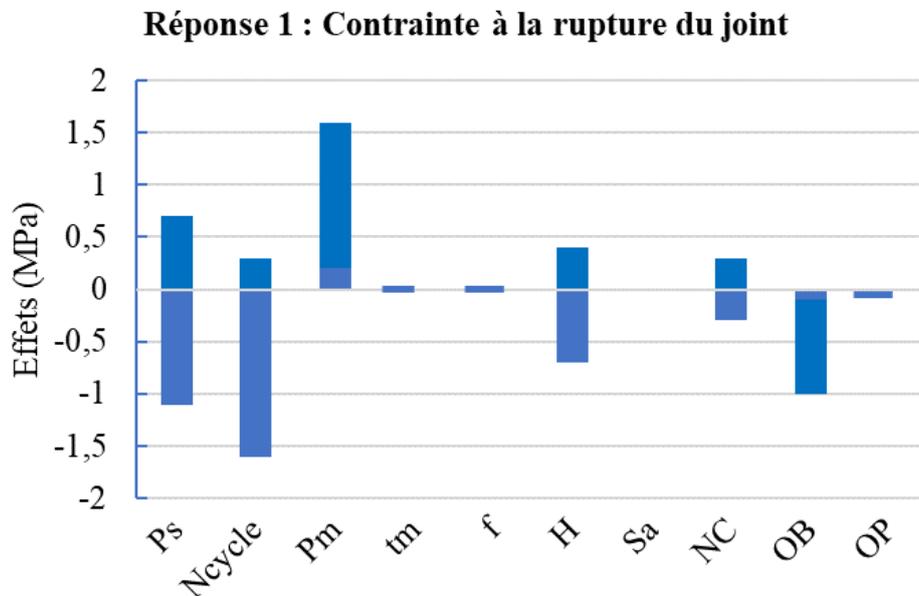


Figure 4. 1: Visualisation des effets des facteurs sur la contrainte à la rupture du joint. Rappel : la réponse moyenne (tous les facteurs sont à leur niveau moyen) = 1,7 MPa

On remarque que l'effet de la pression de soudage (p_s) est couplé avec 4 autres facteurs : le nombre de cycles effectués (N_{Cycles}), le taux d'humidité dans l'échantillon (H), le nombre de cernes (NC) et l'orientation du bloc par rapport à la direction de frottement (OB). Son poids est donc extrêmement variable selon les valeurs de ces autres facteurs de couplage. Par exemple, lorsque tous les paramètres sont à leurs valeurs basses, l'effet de la pression de soudage est de 0,4 alors que lorsqu'ils sont à leurs valeurs hautes l'effet est nul. Au total, pour l'ensemble des valeurs possibles prises pour ces quatre facteurs qui interagissent avec la pression de soudage, l'effet de cette dernière varie de -1,1 à 0,7. Cela signifie que pour certaines conditions, augmenter la pression de soudage va conduire à une amélioration des caractéristiques mécaniques du joint et pour d'autres, au contraire, à une détérioration.

L'effet du nombre de cycles (N_{Cycles}) peut également être positif ou négatif selon à la fois la valeur de la pression de soudage pendant l'essai (p_s) et de la pression de maintien après arrêt du mouvement relatif (p_m).

En revanche, l'effet de la pression de maintien (p_m) est toujours positif et est d'autant plus important que le nombre de cycles effectués (N_{Cycles}) a été petit.

Le nombre de cernes (NC) et le taux d'humidité présent dans l'échantillon ont des effets qui peuvent être également favorables ou défavorables selon les valeurs des facteurs avec lesquels ils sont couplés, mais potentiellement moins importants.

Par contre, lorsque l'essai est effectué avec des cernes orientées perpendiculairement à la direction de frottement, le joint obtenu a des caractéristiques mécaniques un peu plus faibles, ce qui est d'autant plus vrai que la pression de soudage pendant l'essai a été plus élevée (interaction entre NC et p_s).

IV.2.3 Présentation du modèle empirique relatif à la deuxième réponse (Y_2) – la température maximale à l'interface

Afin de mieux comprendre les mécanismes sous-jacents, nous allons procéder de même que précédemment en nous intéressant cette fois-ci à la température maximale de l'interface durant le procédé. Rappelons que la méthodologie, relativement fastidieuse mais riche d'informations, qui utilise à la fois des mesures réelles de température à des distances connues de l'interface et un modèle numérique développé pour l'étude, a été détaillée dans la chapitre II.

L'idée ici est de déterminer si la caractéristique mécanique du joint obtenu est corrélée avec cette température.

En utilisant le même plan de criblage définitif présenté précédemment nous n'obtenons qu'une structure de modèle acceptable quant aux valeurs obtenues de (R^2) et (R^2_{adj}), d'ailleurs proches de 100 %. Ce modèle est également linéaire avec interactions doubles. Le Tableau 4.5 rassemble les estimations des coefficients du modèle ainsi que les statistiques correspondantes montrant sa qualité. La relation du modèle qui en résulte est présentée à travers l'Équation 28.

Tableau 4. 5: Analyse de la qualité du modèle pour la réponse (Y2)

R carré	R carré (ajust)
99,96 %	99,72 %

$$Y2 = 218,33 - 22,22 p_s - 10,5 N_{Cycles} + 19,22 p_m - 18,94 t_m - 18,55 f + 37,72 H - 5,55 Sa - 14,05 NC - 6,22 OB + 5,88 OP + 20,86 p_s \cdot t_m + 17,63 p_s \cdot H + 12,10 N_{Cycles} \cdot H + 14,73 t_m \cdot H + 3,50 t_m \cdot Sa + 4,15 t_m \cdot OP - 11,22 H \cdot NC$$

Équation 28

La Figure 4.2 montre l'amplitude de l'effet des différents facteurs sur la réponse. Là encore, puisqu'il existe des interactions, les effets de chaque facteur ne sont pas constants mais dépendent des valeurs prises par les autres.

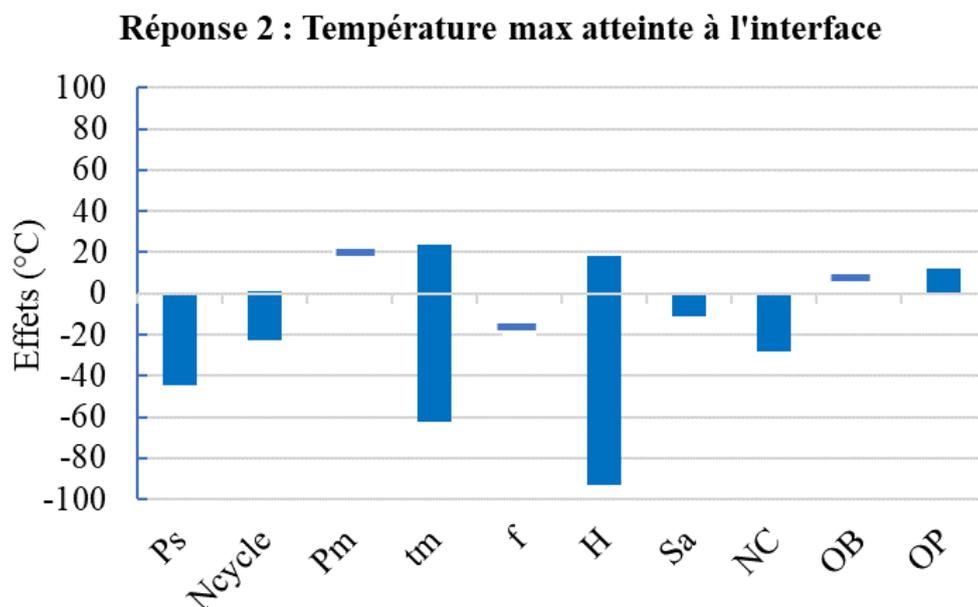


Figure 4. 2: Visualisation des effets des facteurs sur la température maximale atteinte à l'interface durant l'essai. Rappel : la réponse moyenne (tous les facteurs sont à leur niveau moyen) = 218 °C

Ici, l'effet de la pression de soudage (p_s) vaut 43 lorsque (t_m) est à son niveau bas (20 s de maintien) mais est pratiquement nul quand (t_m) est à son niveau haut (80 s de maintien).

Rappelons que cela signifie que la température maximale à l'interface est accrue de $2 \times 43 \text{ °C} = 86 \text{ °C}$ lorsque la pression de soudage passe de 3 à 7 MPa, et ce lorsque le temps de maintien est limité à 20 secondes, mais qu'elle est sensiblement constante lorsqu'également la pression de soudage passe de 3 à 7 MPa, mais pour un temps de maintien plus long de 80 secondes. L'effet de la pression de soudage atteint une valeur intermédiaire de 43 °C lorsque le temps de maintien est de 50 secondes.

Balayons de la même manière les effets de chaque facteur sur la température maximale atteinte à l'interface :

Le nombre de cycles est en interaction avec l'humidité. Son effet sur la température maximale de l'interface est de + 23°C quand l'humidité est minimale (0%), mais quasi nul (-1°C) quand l'humidité est maximale (12 - 14%).

L'effet de la pression de maintien (p_m) est simple et ne présente aucune interaction avec d'autres facteurs. Cela signifie que la température maximale atteinte à l'interface augmente de $2 \times 19 = 38\text{°C}$ lorsque (p_m) passe de 0 à 6 MPa, quelles que soient les valeurs prises par les autres facteurs.

L'effet du temps de maintien est très difficile à apprécier car en interaction à la fois avec la pression de soudage (p_s), l'humidité présente dans le bois (H), la rugosité des surfaces (S_a) et l'orientation des cernes du tourillon par rapport à la direction de frottement (OP). Nous obtenons par exemple un effet de -62 degrés lorsque tous les autres facteurs sont au niveau bas mais un effet de +20 degrés lorsque tous les autres facteurs sont au niveau haut, sauf la rugosité qui présenterait une valeur moyenne. De même l'effet du temps de maintien est nul lorsque (p_s) et (OP) sont à leur niveau moyen et (H) et (S_a) à leur niveau haut.

Lorsque la fréquence passe de 30 à 40 Hz, la température maximale de l'interface augmente de près de 40°C (effet de +19). Son effet n'est pas en interaction avec les autres facteurs pour cette réponse.

L'effet de l'humidité est également très difficile à quantifier et à apprécier car en interaction avec le nombre de cycles, le temps de maintien et le nombre de cernes et ce, avec des poids équivalents en valeurs absolues. On relève par exemple une diminution de la température de 10 °C avec le taux d'humidité lorsque tous les autres paramètres en interaction avec lui sont à leur

niveau bas, mais une augmentation de température de 140 °C lorsque tous les facteurs en interaction avec lui sont à leur niveau haut. Il existe également tous les cas intermédiaires en fonction des valeurs prises par ces autres facteurs en interaction.

En revanche, l'effet de la rugosité initiale des échantillons sur la température maximale atteinte à l'interface pendant le procédé est assez faible, de l'ordre de -10 °C.

La température de l'interface diminue d'une valeur de 5 à 50 °C lorsque le nombre de cernes augmente, dépendamment de l'humidité présente dans l'échantillon, cette valeur étant la plus grande (50 °C) lorsque le taux d'humidité est le plus élevé (12 – 14 %).

Quant aux orientations du bloc ou du tourillon vis-à-vis de la direction de glissement, leurs effets sont assez faibles (environ 5 °C), conduisant à des variations de températures maximales de l'interface variables dans un intervalle de 10 °C environ.

IV.2.4 Présentation du modèle empirique relatif à la troisième réponse (Y3) – le volume du joint formé (V_{joint})

À présent nous allons nous focaliser sur le volume du joint formé à l'issue de l'essai. A l'instar de ce que nous avons fait précédemment, un plan de criblage définitif nous a permis d'établir un modèle reliant les facteurs et cette réponse. Rappelons que ce volume de matière fait suite aux transformations des constituants primaires du bois (lignine, hémicelluloses et cellulose) et aux déformations induites par la sollicitation mécanique. Ce volume est mesuré par tomographie après l'essai et après refroidissement complet de l'assemblage (cf paragraphe 1.2.2.3 du chapitre 3). Ici aussi, l'analyse statistique montre que le seul modèle empirique présentant un (R^2) suffisamment grand (cf. Tableau 4.6) est du type linéaire avec interaction (cf.

Équation 29).

Tableau 4. 6: Analyse de la qualité du modèle pour la réponse (Y3)

R carré	R carré (ajust)
99,96 %	99,72 %

$$\begin{aligned}
 Y3 = & 22,492 + 0,929 p_s + 5,602 N_{\text{Cycles}} + 0,762 p_m + 0,313 t_m - 1,164 f + 0,343 H \quad \text{Équation 29} \\
 & + 0,655 Sa + 0,525 NC + 1,476 OB - 2,676 p_s.N_{\text{Cycle}} - 1,074 p_s.p_m - 5,078 p_s.t_m \\
 & - 2,441 p_s.f - 2,950 p_s.H - 2,849 p_s.Sa - 2,223 p_s.NC - 3,187 N_{\text{Cycles}.p_m}
 \end{aligned}$$

La Figure 4. 3 illustre les amplitudes des effets des différents facteurs sur la réponse « volume du joint » (Y_3). À nouveau, l'existence d'interactions implique que les effets des facteurs dépendent des valeurs prises par les autres facteurs.

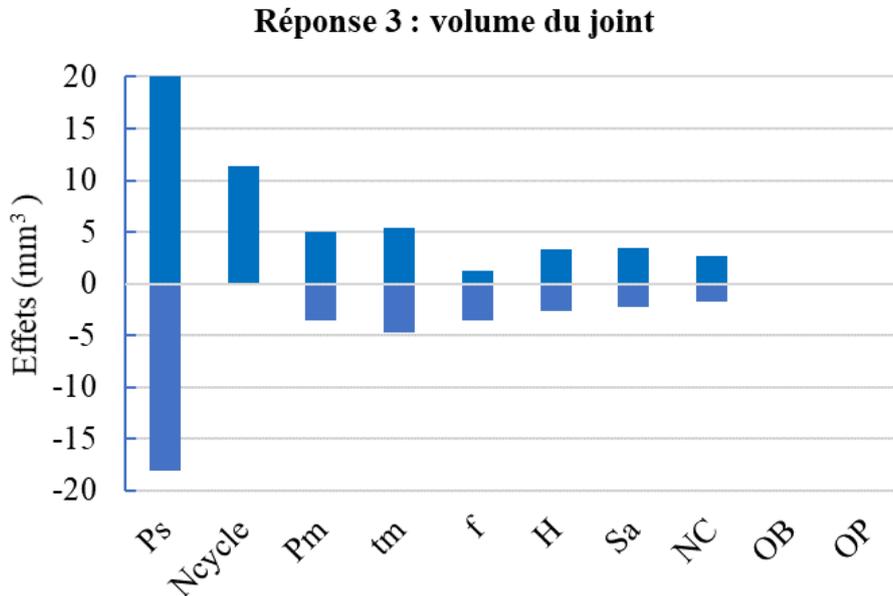


Figure 4. 3 : Visualisation des effets des facteurs sur le volume du joint à l'issue de l'essai.
Rappel : la réponse moyenne (tous les facteurs sont à leur niveau moyen) = 22,5 mm³

Comme pour les deux premières réponses, nous pouvons visualiser l'enveloppe des influences de chacun des facteurs, sachant que lorsque cette influence n'est pas fixe, cela signifie que le facteur est en interaction avec d'autres facteurs. De manière générale, il existe de nombreuses interactions entre les facteurs pour cette réponse et que les facteurs ont donc une influence très variable.

Par exemple, la pression de soudage interagit avec 5 autres facteurs ! Il s'agit du nombre de cycles, de la pression et du temps de maintien, de la fréquence, de l'humidité, de la rugosité des surfaces et du nombre de cernes. Toutes les interactions avec (p_s) sont négatives, ce qui implique que l'effet global sera négatif lorsque (p_s) et le facteur en interaction seront tous les deux au même niveau (le produit faisant alors +1). À titre d'exemple, l'effet de (p_s) sur le volume du joint est égal à 20 mm³ environ lorsque tous les autres facteurs couplés sont à leurs niveaux bas et égal à -18 mm³ lorsqu'ils sont tous à leur niveau haut.

Également, le nombre de cycles interagit avec la pression de soudage et la pression de maintien sur le volume du joint obtenu. Son effet est quasi nul (légèrement négatif) lorsque les deux

pressions sont au niveau haut, mais est égal à 11 mm^3 lorsque celles-ci sont toutes les deux à leur niveau bas.

L'augmentation du temps de maintien entraîne une augmentation du volume du joint lorsque la pression de soudage est faible pendant l'essai ($+5 \text{ mm}^3$), mais une diminution du même ordre quand la pression de soudage a été forte (-5 mm^3). Ce phénomène (effet positif ou négatif selon la valeur de (p_s)), se retrouve pour la fréquence (f), le taux d'humidité (H), la rugosité initiale (S_a) et le nombre de cernes (NC). Notons que ces derniers effets sont malgré tous de moindre importance par rapport à ceux issus de la pression de soudage (p_s) et du nombre de cycles (NC).

Seules les orientations du bloc et du pion n'ont pas d'interaction avec d'autres facteurs et ont également un effet global très faible sur le volume du joint.

IV.3 Analyse globale des résultats d'essais

IV.3.1 Propositions de quelques mécanismes permettant d'expliquer les interactions mises à jour

Un facteur est apparu très important vis-à-vis de la qualité du joint : la pression de soudage. En effet, ce paramètre est présent dans la relation et est également couplé avec 4 autres facteurs : le nombre de cycles effectués (N_{Cycles}), le taux d'humidité (H), le nombre de cernes (NC) et l'orientation du bloc (OB). Ce qui veut dire que son effet est très variable en fonction des conditions d'essai et/ou de préparations d'échantillons fixées par ailleurs.

Nous allons illustrer l'effet de (p_s) avec chacune de ses interactions deux à deux en utilisant les surfaces de réponses.

IV.3.1.1 Facteurs p_s ; N_{Cycle}

Dans ce paragraphe, nous étudions plus particulièrement l'effet combiné de la pression de soudage (p_s) et du nombre de cycles (N_{Cycles}).

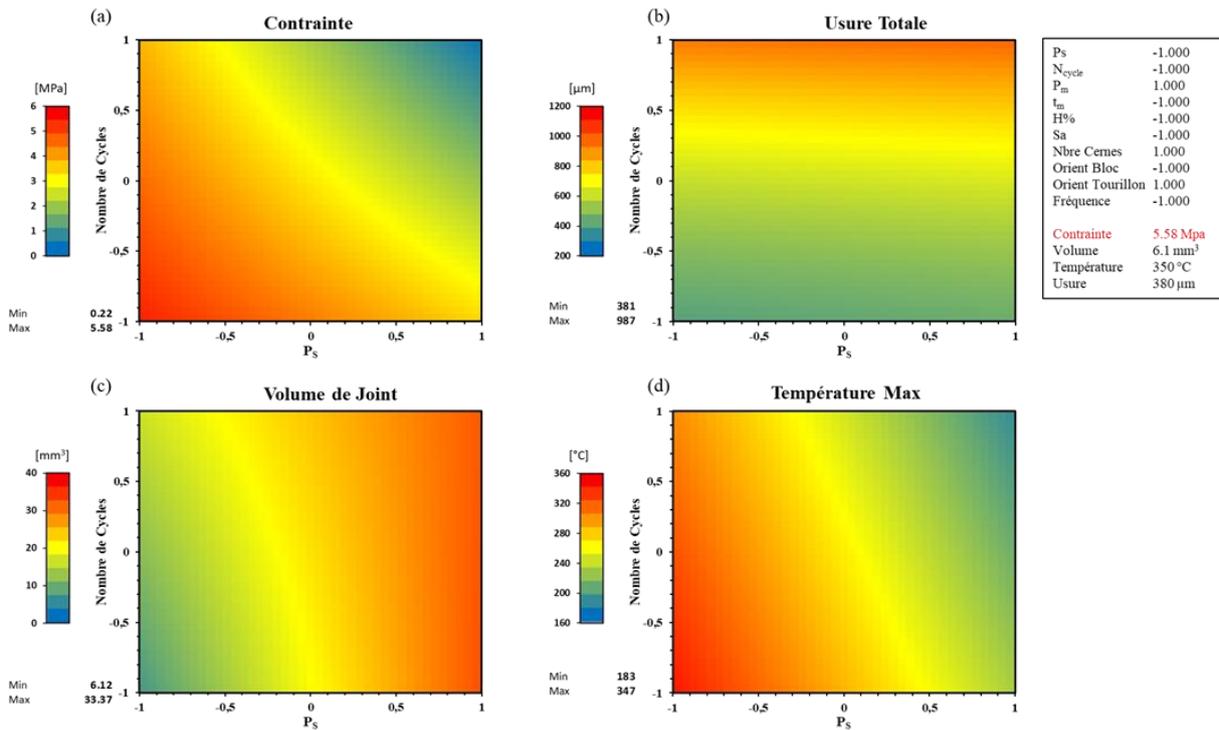


Figure 4. 4: Cartographies de niveau représentant l'effet des facteurs p_s et N_{Cycles} sur (a) la résistance mécanique, (b) l'usure totale, (c) le volume de joint et (d) la température maximale.

Une représentation graphique, issue d'une macro programmée sur Excel, de ces effets conjugués est donnée sur la Figure 4.4. Ce résultat est nouveau car aucune étude ne semble avoir été rapportée concernant l'influence de cette combinaison sur le procédé. L'influence de la variation simultanée de ces deux facteurs a été étudiée dans cette étude sur la résistance mécanique du joint, l'usure totale des deux échantillons de bois en contact, le volume du joint formé et la température maximale atteinte à l'interface pendant l'essai.

Lorsqu'on utilise une telle représentation bidimensionnelle, il faut évidemment fixer les autres facteurs. Très souvent, ceux-ci sont fixés à leur niveau moyen, de manière tout à fait arbitraire (les logiciels de plans d'expériences, dont Minitab, le font par défaut). Ici, nous avons choisi de fixer les autres facteurs, dont on sait à présent qu'ils sont également influents, à des valeurs pour lesquelles la valeur maximale de la contrainte limite à la rupture de la jonction se trouve dans le domaine bidimensionnel étudié. Cela correspond ici aux valeurs de (p_m) maxi, (t_m) mini, (H) mini, (S_a) mini, (NC) maxi, (OB) mini, (OP) maxi et (f) mini (cf. Figure 4.4).

Le premier fait frappant est que les réponses « contrainte » et « température » évoluent de concert. Cela signifie que les propriétés mécaniques de la jonction formée sont très corrélées avec la température atteinte à l'interface durant le procédé. Dans cette étude, des températures

de l'ordre de 350 °C devrait permettre d'atteindre une résistance mécanique maximale de la jonction. Il n'est en effet pas surprenant qu'il faille un apport d'énergie thermique suffisant afin de déclencher les modifications nécessaires des composés existants dans le bois. Par exemple, d'après les travaux de Fang et McGinnis *et al.* [3], une température de 250 °C correspond aux réactions de déshydratation et de carboxylation lors de la pyrolyse de l'holocellulose. À partir de 225 °C la dépolymérisation des fibrilles de celluloses commence [4]. Des résultats dans la littérature ont présenté l'influence de la variation du temps de soudage sur la température ainsi sur la résistance mécanique (cf. Figure 4.5) sans donner de réelles précisions sur la température (moyenne, maximale, ...). Néanmoins, on remarque qu'une bonne résistance mécanique de soudage est obtenue pour des températures au moins égales à 250 °C. Ces mêmes résultats sont corroborés par Ganne-Chédeville *et al.*[5]. Mais dans notre cas, les propriétés de la jonction adhésive s'améliorent davantage lorsque la température de l'interface atteint près de 350 °C.

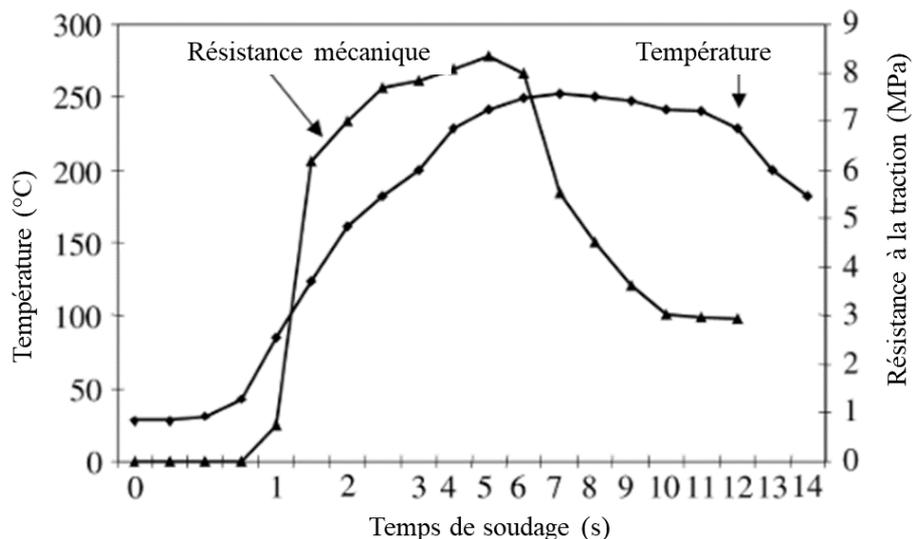


Figure 4. 5: Évolution de la température et de la résistance mécanique au cisaillement en fonction du temps de soudage à $f = 100$ Hz et $\Delta h = 3$ mm et $p_s = 1,33$ MPa, d'après [3]

Le deuxième point important est que la résistance mécanique de l'assemblage est optimale pour les valeurs de (p_s) et (N_{Cycles}) les plus faibles, ce qui correspond également à une usure et un volume de joint faibles (cf Figure 4.4.b.c). Ceci est tout à fait cohérent avec la littérature puisque des auteurs ont montré que le nombre de fibres expulsées à l'interface est directement lié à la durée de frottement [6], ce qui provoque l'usure des surfaces. Pendant la phase de frottement, certaines cellules de bois détachées ne sont plus retenues par le matériau d'interconnexion et sont expulsées en dehors du joint. Celles-ci constituent un extrudât. Ainsi, puisque ceux-ci sont entraînés aux extrémités du contact du fait de la cinématique que nous avons utilisée (frottement

alternatif linéaire), on comprend que le paramètre (N_{Cycles}) puisse présenter la cause principale de l'éjection du matériau transformé et donc de l'usure. Également, les études réalisées par Ganne-Chédeville *et al.*[6] rappelées dans la Figure 4.6 ont montré qu'il existe une perte dimensionnelle régulière des échantillons en fonction du temps de soudage et ce, quelle que soit la pression appliquée. Ces résultats sont donc tout à fait en accord avec ceux résumés dans la Figure 4.4 puisque l'usure totale augmente avec le nombre de cycles effectués, et donc le temps de soudage, et ce, indépendamment de la valeur de (p_s).

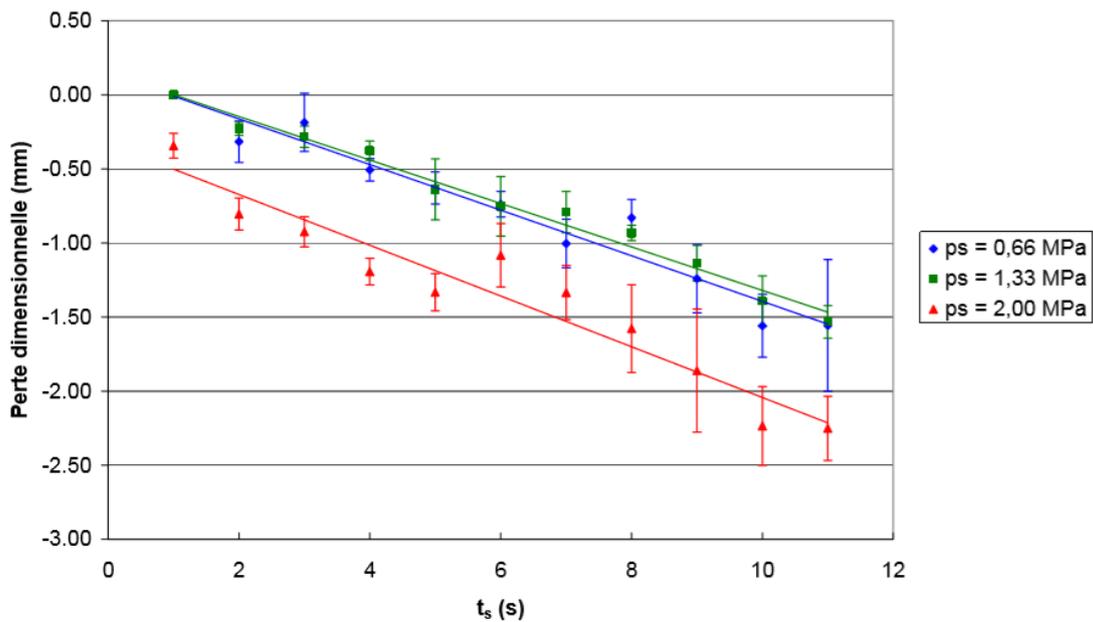


Figure 4. 6: Évolution de la perte dimensionnelle en fonction du temps de soudage et de la pression de soudage, d'après [6]

D'autre part, d'après la Figure 4.4.c un volume de joint faible semble bénéfique vis-à-vis des propriétés mécaniques de la jonction obtenue. Au contraire, pour une grande valeur de p_s (et quel que soit le niveau de N_{Cycles}), on note une valeur maximale de volume du joint de 40 mm^3 , ce qui correspond, rappelons-le, à des jonctions moins adhésives. La relation entre volume du joint et pression de contact peut voir son origine dans la structure poreuse du bois -poreuse- qui entraîne avec l'augmentation de la pression, des phénomènes d'effondrement des parois cellulaires et d'imprégnation de la substance visqueuse formée à l'interface. Ainsi, plus la pression appliquée est importante, plus le matériau transformé aura tendance à pénétrer dans les trachéides, ce qui conduit à une augmentation du volume du joint. En revanche, il a été montré que lorsque le volume et la densité du joint de soudure augmentent (en passant selon les

auteurs de 1000 kg/m³ à 1300 kg/m³) des fissures apparaissent [7], rendant la jonction plus fragile.

D'ailleurs, il a déjà été remarqué que l'augmentation de la pression de soudage ($p_s = +1$) augmente la densité de la zone fondue et des zones adjacentes déformées plastiquement [8], et que cette forte densité influe défavorablement sur la qualité du joint. Puisqu'une ligne de soudure épaisse de densité moyenne élevée provoque des fissures étendues et donc un joint partiellement fissuré et endommagé, une ligne de soudure régulière, étroite et lisse joue un rôle favorable dans la résistance de l'assemblage [9]. Il est rapporté dans l'annexe.2 des coupes de tomographiques montrant l'apparition de fissures au niveau du joint de soudure pour des conditions d'essais correspondant aux plus grands volumes de joint. C'est pourquoi il semble important de ne pas chercher à avoir un volume de joint trop important : avec notre géométrie d'échantillon, un volume de joint compris entre 10 et 20 mm³, d'après la Figure 4.4 semble suffisant pour assurer une bonne adhésion.

Un autre point marquant issu de ces cartes bidimensionnelles est que la température maximale atteinte à l'interface évolue de manière opposée au volume du joint. Cela est conforme avec un principe thermodynamique de base (cf. Équation 30).

$$\frac{\Delta Q}{\Delta t} = V \cdot \rho \cdot C \cdot \frac{\Delta T}{\Delta t} \quad \text{Équation 30}$$

Avec **Q**, quantité d'énergie transférée en joule (J) ; $m = \rho \cdot V$, masse (g) ; **C**, capacité thermique (J/g.°C) et ΔT correspondant à la variation de la température (°C).

Dans cette relation, la masse a été écrite comme le produit du volume et de la masse volumique. Ainsi, pour une quantité de chaleur constante donnée, une augmentation du volume du joint nécessite une diminution de la variation de température.

Il peut paraître surprenant que pour une durée de frottement grande ($N_{\text{Cycles}} = \text{croissant}$; $p_s = +1$) la température atteinte lors du frottement soit plus faible. Mais en fait, plus la phase de frottement est longue, plus effectivement l'énergie thermique produite à l'interface augmente, mais celle-ci est évacuée hors du contact du fait d'une quantité d'extrudât plus importante. D'autre part, une pression élevée limite la présence d'oxygène dans le contact qui conduit à des conditions de pyrolyse du bois pour lesquelles la formation de charbon est favorisée. Le charbon bloque les réactions de condensation (réaction exothermique) et la formation de nouvelles liaisons chimiques [6].

De manière générale, on peut considérer l'interface comme étant un réservoir dynamique qui se remplit et s'évacue simultanément. Lors du frottement et sous l'effet de la température, le matériau du contact se transforme à la suite de sa fusion et au décollement de la lignine (principalement) mais aussi des hémicelluloses. Cela provoque un défibrage partiel des longues cellules du matériau de base qui conduit à former un composite de fibres enchevêtrées dans une matrice de lignine fondue [10]. Des observations MEB de l'interface au cours de frottement seront évoquées dans le prochain chapitre.

Pour conclure, assurer une bonne qualité de soudage nécessite que l'interface atteigne une température élevée ($> 300\text{ °C}$) afin d'enclencher la modification chimique et physique du matériau et d'obtenir ainsi la couche visqueuse responsable de l'assemblage. En revanche, il n'est pas nécessaire de transformer une quantité importante de matière mais de restreindre la production d'extrudats afin que le réservoir de matière confiné dans le contact puisse au maximum participer à la formation du joint.

IV.3.1.2 Facteurs p_s ; H

Dans cette partie, on présente l'influence conjointe des facteurs pression de soudage (p_s) et taux d'humidité de l'échantillon (H).

La Figure 4.7 montre, comme dans le paragraphe précédent, une représentation graphique des résultats de la variation simultanée de l'effet combiné ($p_s.H$) sur la résistance mécanique, l'usure totale, le volume de joint et la température maximale. Également, les niveaux des autres facteurs sont fixés de manière à obtenir la contrainte maximale de la ligne de soudure et sont indiqués dans cette figure.

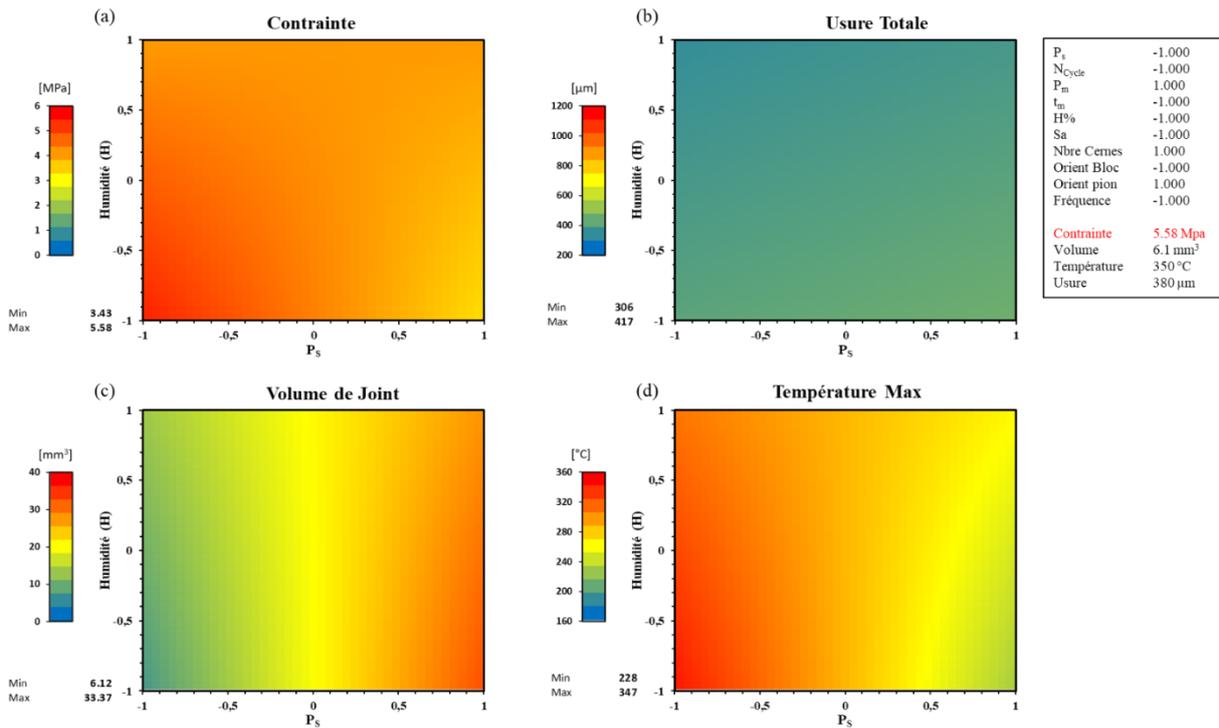


Figure 4. 7: Cartographies représentant l'effet des facteurs (p_s) et (H) sur les réponses suivantes (a) résistance mécanique, (b) usure totale, (c) volume de joint et (d) température maximale

Le premier fait immédiat est que les cartes correspondant à l'évolution de la contrainte à la rupture et à l'usure totale (cf. Figure 4.7) sont quasiment stables : un même niveau est présent sur chacune des cartes quels que soient les valeurs de (p_s) et (H).

Cela signifie que pour le domaine de représentation utilisé pour ces cartes, qui, rappelons-le, a été choisi de façon à englober les conditions conduisant aux meilleures propriétés mécaniques du joint, le taux d'humidité présent dans le bois ne présente aucune influence sur la quantité de matière éjectée en dehors de l'interface et sur la qualité du joint de soudure. Notons que l'interaction existe bel et bien lorsqu'on considère le domaine expérimental global défini par les variations min - max de tous les facteurs, mais est tout à fait négligeable lorsque les facteurs autres que (p_s) et (H) ont été fixés de façon à englober les valeurs de (p_s) et (H) conduisant aux meilleures propriétés mécaniques de la jonction adhésive.

On retrouve par ailleurs certains des résultats énoncés dans le paragraphe précédent : pour assurer une bonne performance mécanique, une faible usure du matériau est indispensable.

De même, la température maximale atteinte lors du frottement et le volume du joint formé ne sont pas influencés par le taux d'humidité du bois (cf Figure 4.7) : chaque couleur est uniforme lorsqu'on lit ces cartes verticalement.

Pour résumer, on constate à nouveau, à l'instar du paragraphe précédent, que moins la pression de soudage est élevée, plus la température de l'interface est importante, ce qui est lié à un volume de jonction réduit et une usure faible.

IV.3.1.3 Facteurs p_s ; NC

Nous abordons dans cette section l'influence de (p_s) et du nombre de cernes présents dans l'échantillon (NC).

Notons qu'à notre connaissance, il s'agit de la première fois qu'une étude décèle une influence potentielle du nombre de cernes présents en surface sur les propriétés mécaniques d'un joint obtenu par soudage par frottement. La Figure 4.8 présente l'influence de la variation des facteurs (p_s) et (NC) sur les différentes réponses du plan de criblage. Là encore, les autres paramètres sont fixés de manière à inclure la contrainte mécanique maximale et leurs valeurs respectives sont notées dans la figure.

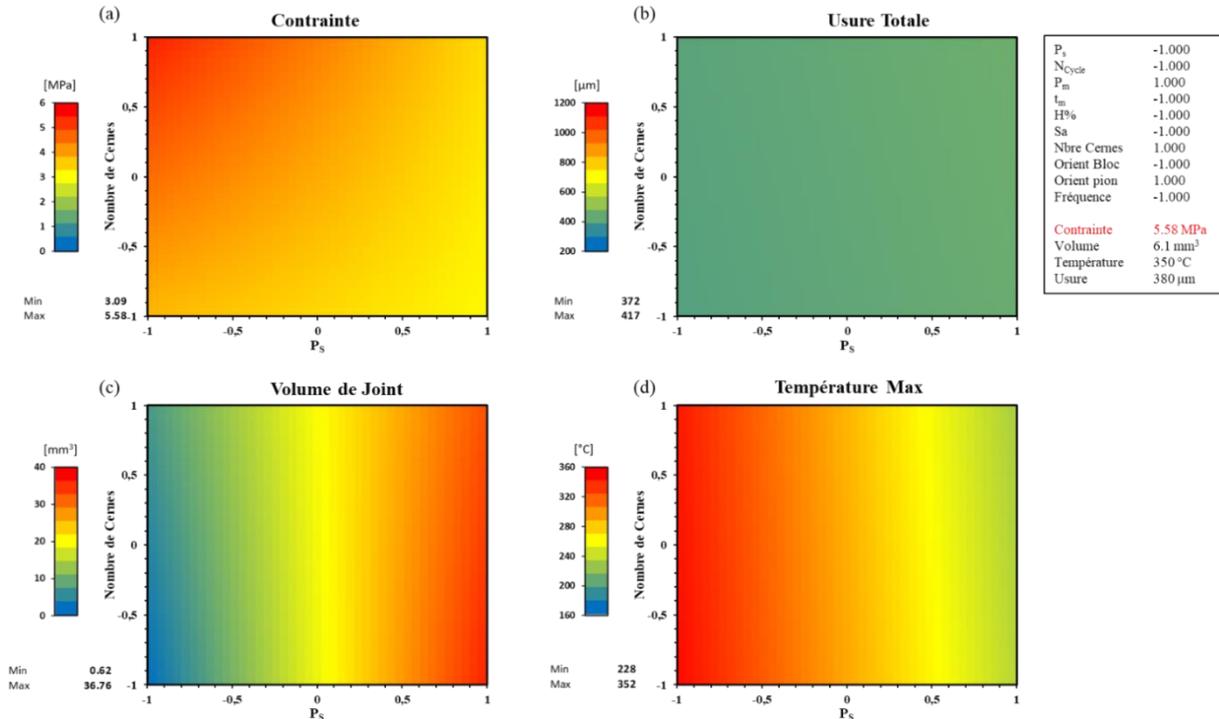


Figure 4. 8: Courbes de niveau représentant l'effet des facteurs (p_s) et (NC) sur les réponses suivantes : (a) résistance mécanique, (b) usure totale, (c) volume de joint et (d) température maximale

Il est très clair que le nombre de cernes présents en surface n'affecte que très peu l'usure, le volume du joint et la température maximale atteinte à l'interface : les 3 cartes b, c et d de la Figure 4.8 ne présentent pas de variations de couleur lorsqu'elles sont lues verticalement. (C'est-à-dire quand le nombre de cernes varie). Cependant, on peut tout de même noter qu'à faible pression de soudage (dont on sait maintenant que c'est une condition favorable), le nombre de cernes a une influence positive sur la contrainte de soudage : celle-ci passe grossièrement de 3 à 6 MPa.

On sait que la présence de cernes dans le bois influe fortement à la fois sur la microstructure et sur le profil de densité. Comme il a été rappelé dans le chapitre 1, le bois formé au début de la saison de croissance (appelé bois initial) possède des caractéristiques différentes de celles du bois formé en fin de saison (bois final).

La représentation donnée dans la Figure 4.9 montre que le bois initial est moins dense du fait de la présence de gros vaisseaux. Ainsi, lorsqu'un échantillon de bois subit des contraintes normales de contact, un nombre plus important de cernes va limiter l'expulsion des fibres en dehors de l'interface de contact du fait de sa plus forte densité. Ainsi, ces fibres vont être maintenues dans la zone fondue et participer à la formation du joint de soudure. On comprend donc que sous certaines conditions, l'existence d'un nombre plus important de cernes dans l'échantillon puisse diminuer la quantité de cellules détachées retenues par la suite dans le matériau d'interconnexion

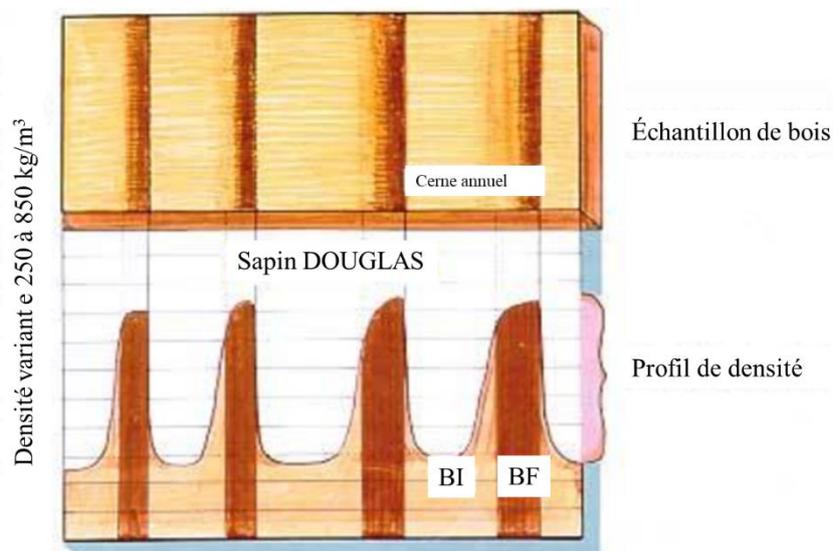


Figure 4. 9: Variation de la masse volumique à l'intérieur des cernes annuels dans le cas de, d'après [11]

Récapitulatif

Ce chapitre a permis de proposer des analyses et des interprétations concernant les résultats obtenus par le plan de criblage. Dix facteurs ont été étudiés simultanément et ont montré une influence très interconnectée, soulignant la réelle complexité de l'établissement d'une soudure par frottement de bonne qualité de deux échantillons de bois du point de vue de sa résistance mécanique. Le modèle empirique linéaire avec interactions reliant ces facteurs et les différentes réponses permet de déterminer les conditions expérimentales optimales pour un bon soudage.

Notons qu'ici l'effet de la fréquence s'est trouvée négligeable du fait d'un domaine de variation réduit lié à notre dispositif expérimental pour lequel la fréquence maximale est de 40 Hz. Des essais préliminaires à des fréquences inférieures à 30 Hz (niveau bas) avaient montré qu'alors, aucun soudage n'était possible.

Dans un second volet, on a constaté que le paramètre rugosité de la surface du matériau (S_a) n'a pas grand effet sur la résistance mécanique de la liaison obtenue par frottement. Ceci peut effectivement se comprendre puisque la perte de matière durant le procédé est plus importante que l'amplitude de la rugosité initiale.

On a remarqué que le paramètre orientation du tourillon (**OP**) par rapport à la direction de frottement n'apparaît pas dans le modèle correspondant à la réponse (**Y1**- résistance mécanique). Contrairement au facteur orientation des cernes dans le bloc (**OB**) qui lui, influe sur le processus. Cela peut venir du fait que la surface du tourillon est bien inférieure à celle du bloc. Les cernes dans le tourillon sont alors distribués sur une surface d'environ 50 mm² tandis que celle sur le bloc est d'environ 200 mm². Ainsi, les dimensions des cernes se trouvant dans le tourillon sont faibles par rapport à celles trouvées dans le bloc. C'est pourquoi, dues aux géométries utilisées dans le cadre de cette étude, l'orientation du bloc par rapport à la direction de frottement est influente sur la qualité mécanique de l'assemblage. D'ailleurs, des études présentées dans la littérature ont déjà montré l'influence de l'orientation des échantillons lors du procédé.

Des résultats présentés dans la bibliographie par Properzi *et al.*[12] ont montré l'effet de l'orientation des rayons ligneux des échantillons sur la contrainte à la rupture du joint. Pour des échantillons de même dimensions (150 x 20 x 15 mm). Ces études ont montré que le soudage du bois par frottement pour des rayons ligneux croisés formant un angle de 90° entre deux échantillons donne une résistance beaucoup plus faible avec une valeur réduite de presque la moitié par rapport à celle obtenue avec des rayons ligneux parallèles. Dans notre cas, nous

trouvons que l'orientation du bloc présente un effet antagoniste sur la réponse mécanique du joint avec une valeur négative de près de -0,5 MPa, dans le cas où les cernes sont parallèles au sens de frottement. On peut donc en déduire que des cernes parallèles favorisent la qualité du joint de soudure ce qui est cohérent avec la littérature.

Par ailleurs, le paramètre temps du maintien (t_m) n'intervient pas dans la loi de la résistance mécanique. Par contre, la pression du maintien (p_m) présente le facteur le plus influent parmi la totalité des paramètres étudiés.

Pour la première fois, il a été mis à jour l'influence du nombre de cernes, puisqu'un nombre de cernes important présents à la surface entraîne une meilleure résistance mécanique.

Bien qu'aucune étude n'ait été trouvée dans la littérature sur la relation entre le pourcentage d'humidité du matériau et la résistance mécanique du joint de soudure, nous avons trouvé ici que la variation de l'humidité du bois n'affecte en rien la qualité mécanique du joint de soudure.

Références

- [1] F. Rabier, *"Modélisation par la méthode des plans d'expériences du comportement dynamique d'un module IGBT utilisé en traction ferroviaire"*, Thèse, 2007
- [2] U. K. Sahu *et al.*, *"Application of Box–Behnken Design in response surface methodology for adsorptive removal of arsenic from aqueous solution using CeO₂/Fe₂O₃/graphene nanocomposite"*, *Mater. Chem. Phys.*, vol. 207, pp. 233–242, 2018
- [3] P.Fang *et al.*, *"Thermal Fragmentation for the Identofocation of Pyrolytic Products from Bark Polysaccharides"*, *Anal.Chem.*, vol. 53, pp. 2172–2174, 1981
- [4] H. R. Mansouri *et al.*, *"Improving the Water Resistance of Linear Vibration-Welded Wood Joints"*, *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 23, pp. 63–70, 2009
- [5] C. Ganne-Chédeville *et al.*, *"Wood welding: Chemical and physical changes according to the welding time"*, *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 22, pp. 761–773, 2008
- [6] C. Ganne-Chedéville, *"Soudage linéaire du bois : étude et compréhension des modifications physico-chimiques et développement d'une technologie d'assemblage innovante"*, Thèse, 2008
- [7] P. Omrani *et al.*, *"Physico-chemical causes of the extent of water resistance of linearly welded wood joint"*, *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 23 , pp. 827–837, 2009
- [8] P. Omrani, *"Amélioration et nouvelle technologie de soudage linéaire et rotatif du bois"*, Thèse , 2009
- [9] J. M. Leban *et al.*, *"X-ray microdensitometry analysis of vibration-welded wood"*, *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 18, pp. 673–685, 2004
- [10] B. Gfeller *et al.*, *"Wood bonding by vibrational welding"*, *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 17, pp. 1573–1589, 2003
- [11] A.Daya *et al.*, *"Study of growth stress and resistance of the cracking of the wood of Grown Eucalypti and Quercus"*, *Inter J. of Eng Res & Tech*, Vol. 3, pp.117–121, 2014
- [12] M.Properzi *et al.*, *"Influence of grain direction in vibrational wood welding"*, *Holzforchung.*, vol.59, pp. 23–27, 2005

CHAPITRE 5

Évolution de la formation du joint de soudure

Préambule

Durant le frottement entre deux corps, une partie de l'énergie mécanique se transforme en chaleur au niveau du contact. Cette chaleur augmente localement la température à l'interface et produit potentiellement une transformation locale. Dans le cas du bois, la liquéfaction d'un matériau qui se solidifie ensuite à l'interface forme un joint solide. Cette transformation peut être expliquée par les transformations physico-chimiques des constituants du bois en fonction de la température : la lignine, la cellulose et les hémicelluloses. Ces transformations chimiques peuvent être caractérisées par la technique de calorimétrie différentielle à balayage (Differential Scanning Calorimetry - **DSC**) et par l'analyse thermogravimétrique (**ATG**). Ce chapitre présente dans un premier temps la caractérisation du hêtre via ces techniques.

Par la suite, l'analyse d'essais de frottement interrompus à différents instants du soudage permet de reconstruire l'histoire de l'interface, et en particulier la formation du joint de soudure tout au long du procédé.

V.1. Transformations des constituants du hêtre

Considérés en tant que matériaux polymériques, les trois constituants primaires du bois (lignine, cellulose et hémicelluloses) sont donc notamment caractérisés par une température de transition vitreuse (**T_g**). Du point de vue de ses propriétés mécaniques, le matériau est rigide en dessous de cette température (état vitreux), tandis qu'il est très déformable au-dessus de cette température (état caoutchoutique).

D'après la littérature (cf. Figure 5.1), les températures de transition vitreuse (**T_g**) des différents polymères dans le bois sont différentes et relativement élevées.

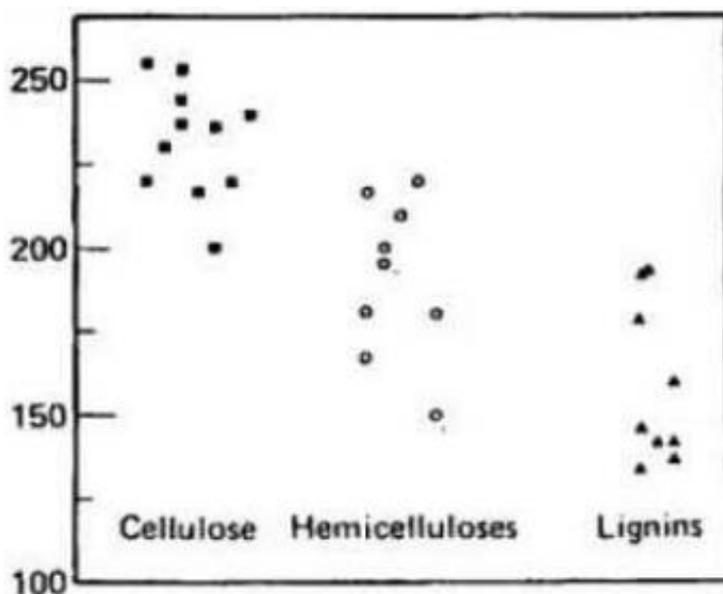


Figure 5. 1: Températures de transition vitreuse (T_g) des polymères constitutifs du bois à l'état anhydre extraits de différentes essences, d'après [1]

La cellulose commence à changer d'état à des températures comprises entre 200 et 250 °C. Cet écart dépend de l'essence de bois considérée et du taux de cristallinité de ce polymère. Les températures (T_g) des hémicelluloses sont légèrement plus faibles, comprises entre 150 et 220 °C. Enfin, celle de la lignine est plus faible comprise entre 140 et 190 °C (cf. Figure 5.1).

Pour des températures supérieures, chacun des trois constituants se caractérise par une température de passage à l'état fondu (T_f) puis, encore à plus haute température, une température de décomposition thermique (T_d). Les paragraphes suivants présentent des résultats d'analyses thermiques réalisées sur des échantillons de hêtre (similaires à ceux employés lors de nos essais de frottement), qui permettent d'évaluer certaines des températures (T_g), (T_f) et (T_d) des constituants de nos échantillons. Il s'agit d'analyses **DSC** (Differential Scanning Calorimetry) et **ATG** (Analyses Thermogravimétriques) dont le principe et les protocoles expérimentaux sont présentés dans l'Annexe 3.

V.1.1. Analyse thermiques du hêtre natif

La Figure 5. 2 montre trois thermogrammes obtenus par **DSC** et réalisés sur trois échantillons de hêtre ayant un taux d'humidité de 12 ± 2 %. Les trois courbes témoignent de la bonne reproductibilité des analyses, et montrent l'existence de 3 pics exothermiques qui correspondent aux températures (T_d) de dégradation des constituants primaires du hêtre :

- à 295°C : température de dégradation des hémicelluloses,

- à 370°C : température de dégradation de la cellulose,
- à 426°C : température de dégradation de la lignine.

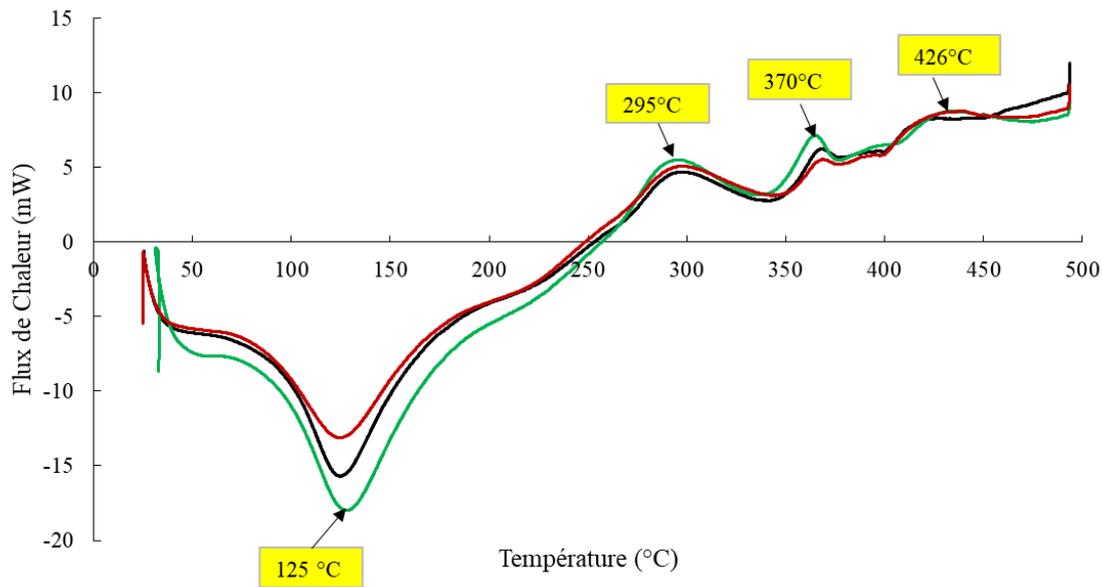


Figure 5. 2: Courbes de reproductibilité obtenues par DSC sur 3 échantillons massifs de hêtre à une vitesse de 10 °C/min

Ces courbes DSC sont par ailleurs tout à fait cohérentes avec celle obtenue pour du hêtre par Brys *et al.* [2]. De plus, l'analyse fait apparaître un pic endothermique à environ 125°C qui est associé à l'expulsion en phase gazeuse de l'eau (libre et liée) contenue dans le matériau. En effet, comme l'indique la Figure 5. 3, la réalisation du même type d'analyse, mais cette fois-ci pour des taux d'humidité des échantillons variés, montre un pic endothermique bien plus soutenu lorsque $H = 40\%$.

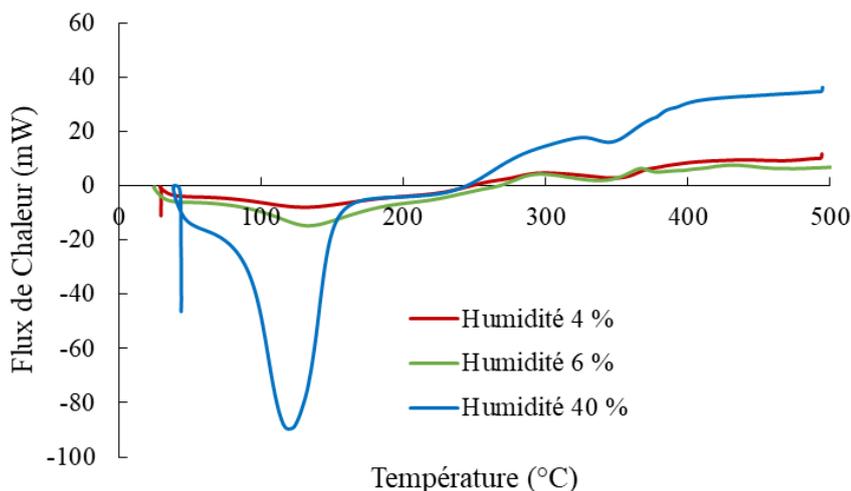


Figure 5. 3: Courbes obtenues par DSC avec du hêtre avec une vitesse de 10 °C/min pour trois taux d'humidité différents : en rouge H = 4 %, en vert H = 6 % et en bleu H = 40 %.

Ces premiers constats sont corroborés par une analyse ATG réalisé sur un échantillon du même hêtre, dont le protocole est défini en Annexe 3. Comme l'indique la Figure 5.4, après évaporation de l'eau à basse température, une perte de masse très importante (supérieure à 70 % de la masse initiale) se produit entre 260 et 400 °C, suivie d'une décroissance moins prononcée de la masse au-delà de 400 °C. La 1ère perte de masse (très soutenue) est cohérente avec la dégradation de la cellulose et des hémicelluloses, tandis que la seconde (plus douce) correspondrait à la dégradation de la lignine.

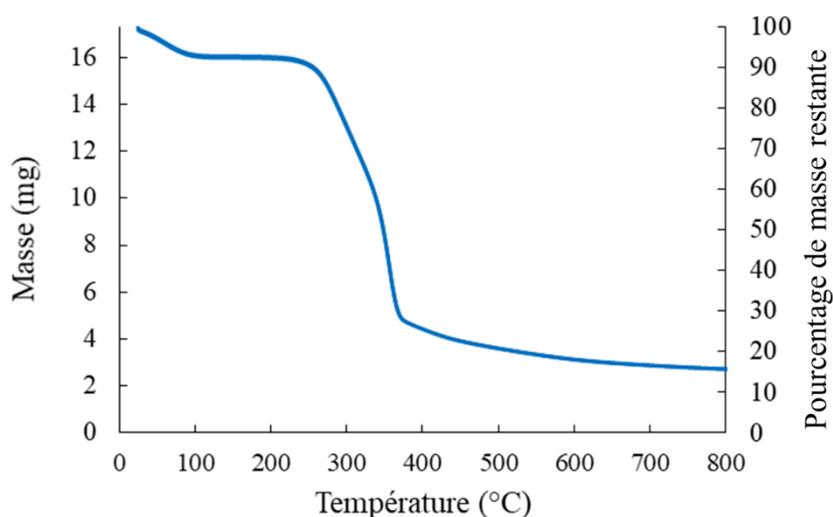


Figure 5. 4: Courbes obtenues par ATG sur un échantillon de hêtre

Bien que très peu prononcé, les analyses DSC du hêtre (Figure 5.2) témoignent également de la présence d'un pic endothermique aux alentours de 230 °C. Cette température est cohérente avec celle correspondant à la fusion de la lignine, d'après Liu *et al.* [3]. En revanche, nos analyses peinent à faire apparaître les températures de transition vitreuse de la lignine et des hémicelluloses en raison de la prééminence du pic endothermique lié à l'évaporation de l'eau. D'après la littérature, la première est proche de 90 °C [4][5] et la seconde avoisine les 135 °C [6][7].

V.1.2. Analyse DSC du 3^{ème} corps

Des analyses **DSC** ont aussi été réalisées sur le 3^{ème} corps éjecté (extrudât) lors d'un essai de soudage (voir Figure 5. 4). Une masse de 10 mg d'extrudât a été chauffée de 30 à 500 °C avec une vitesse de chauffage de 0,5 °C/min.

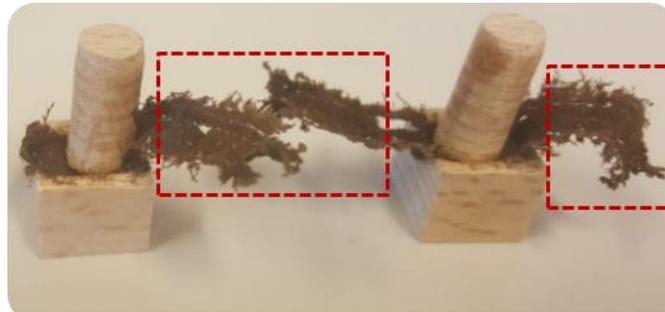


Figure 5. 5: Échantillons de bois soudés par frottement avec formation excessive d'extrudât. Résultats obtenus sous une pression appliquée de 4 MPa, une fréquence de 40 Hz pendant 7 s de frottement

La courbe DSC du matériau transformé et extrudé est présentée (cf Figure 5.6). L'absence du 1^{er} pic endothermique (vers 125 °C) montre que ce matériau ne contient pas ou peu de molécules d'eau. On constate l'existence de deux pics exothermiques : le 1^{er} pic vers 292 °C et le 2^{ème} pic vers 424 °C. Ces pics exothermiques, proches de ceux obtenus sur le bois initial (cf. Figure 5.6) correspondent à la dégradation de l'hémicellulose et la lignine. Une conséquence importante de ce résultat est que ni la lignine ni les hémicelluloses ne semblent être dégradées thermiquement lors du procédé de soudage. En revanche, le pic exothermique lié à la dégradation de la cellulose n'apparaît pas clairement. Ceci pourrait être dû : soit à l'absence de cellulose dans la composition de l'extrudât, soit à sa dégradation mécanique lors du procédé, soit à la faiblesse du signal mesuré.

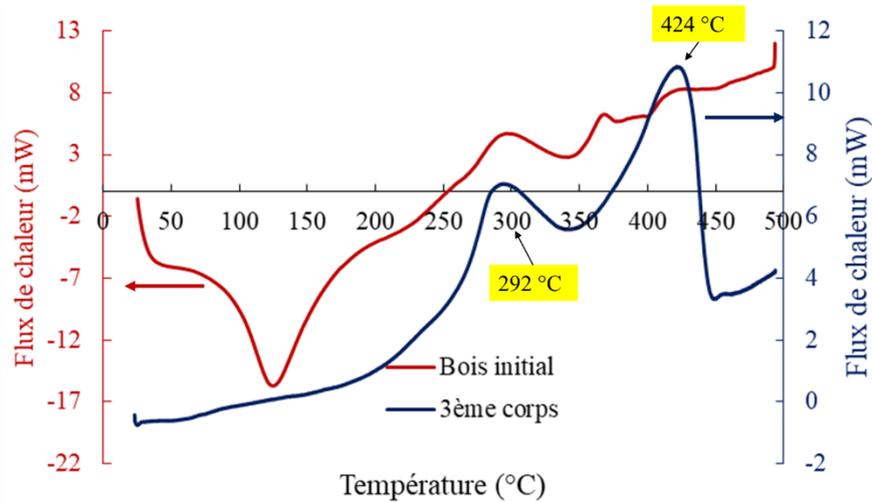


Figure 5. 6: Échantillons de bois soudés par frottement avec formation excessive d'extrudât. Résultats obtenus sous une pression appliquée de 4 MPa, une fréquence de 40 Hz pendant 7 s de frottement

V.2 Évolution de la modification de l'interface lors de soudage

V.2.1 Essais de frottement interrompus

Pour comprendre comment évolue l'interface lors du soudage, des essais de frottement arrêtés (interrompus) ont été réalisés, avec pour objectif une analyse ultérieure et systématique des 2 surfaces frottantes. Dans un premier temps, un essai préliminaire étendu a été réalisé jusqu'à l'obtention d'un assemblage soudé tout en mesurant le coefficient de frottement (**COF**) en fonction du nombre de cycles de manière à définir les points d'arrêt. Par la suite, en fixant à chaque fois un nombre de cycles de frottement bien défini, des essais interrompus ont été réalisés en effectuant immédiatement après l'arrêt du mouvement relatif une séparation manuelle des 2 pièces en contact, à l'aide d'un levier permettant de libérer au portique d'application de la charge normale et de soulever faiblement le bras d'entraînement du tourillon (cf. Figure 5.7). L'utilisation de ce levier pour ouvrir le contact permet d'éviter toute évolution subsidiaire de l'interface, en statique et sous l'effort normal appliqué (notamment l'adhésion des deux pièces), afin de pouvoir ultérieurement analyser les 2 surfaces frottantes. Bien entendu, outre le nombre de cycles de frottement effectués, les conditions d'essais sont par ailleurs inchangées d'un essai à l'autre.

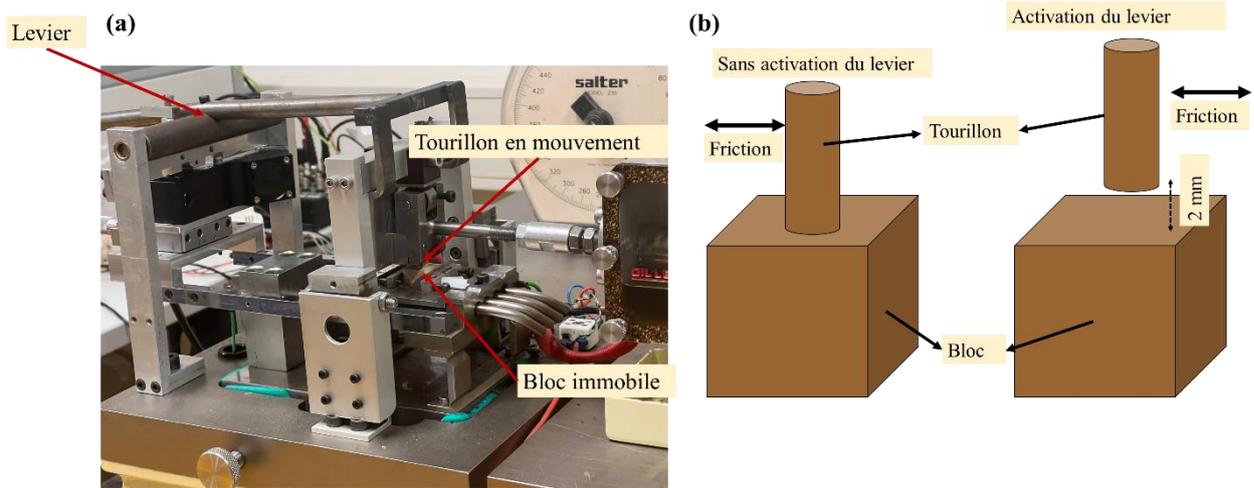


Figure 5. 7: Photographie du montage expérimental incluant le levier d’ouverture du contact (a), et schéma explicatif du positionnement du tourillon lors de l’opération d’ouverture du contact (b)

Une attention particulière a été portée quant à la reproductibilité de la microstructure du bois à proximité de l’interface d’un échantillon à l’autre. En effet, la variabilité inhérente au matériau conduit classiquement à des fluctuations importantes du nombre de cernes annuels, de leur orientation, de leur épaisseur...etc. Pour minimiser ces fluctuations, tous les essais dits « arrêtés » ont été effectués non seulement sur le même bloc, mais aussi sur le même tourillon, à partir de tranches d’épaisseur 2 mm découpées parallèlement aux surfaces frottantes des 2 échantillons. Dans le cas du bloc, les tranches ont été préalablement débitées (cf. Figure 5.8) et les essais de frottement ont été réalisés en positionnant une tranche sur une cale d’épaisseur 10 mm pour garantir une même altitude de la surface frottante sur le tribomètre. La Figure 5.8 montre une reproductibilité satisfaisante de la morphologie des cernes annuels sur les 5 tranches utilisées. Dans le cas du tourillon, le découpage des tranches a été effectué à l’issue de chaque essai interrompu en replaçant ensuite le tourillon dans son porte-échantillon et en lui appliquant une translation axiale de 2 mm, à nouveau afin de conserver un positionnement adéquat de la surface frottante (cf. Figure 5.9).

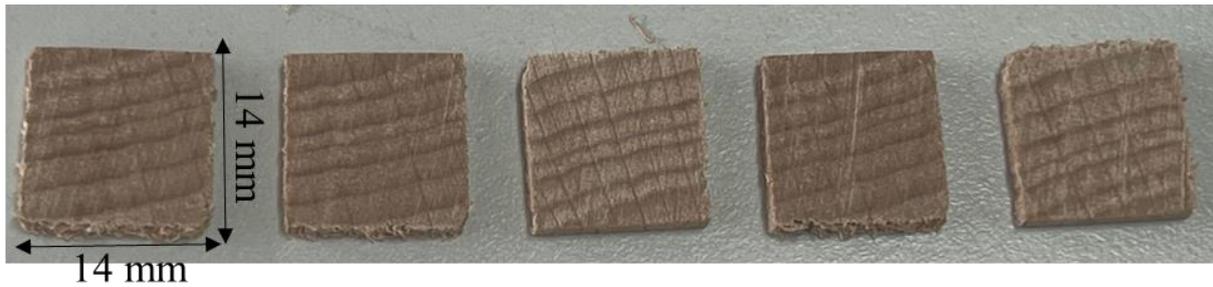


Figure 5. 8: Tranches d'épaisseur 2 mm du bloc de hêtre utilisé pour les essais de frottement interrompus

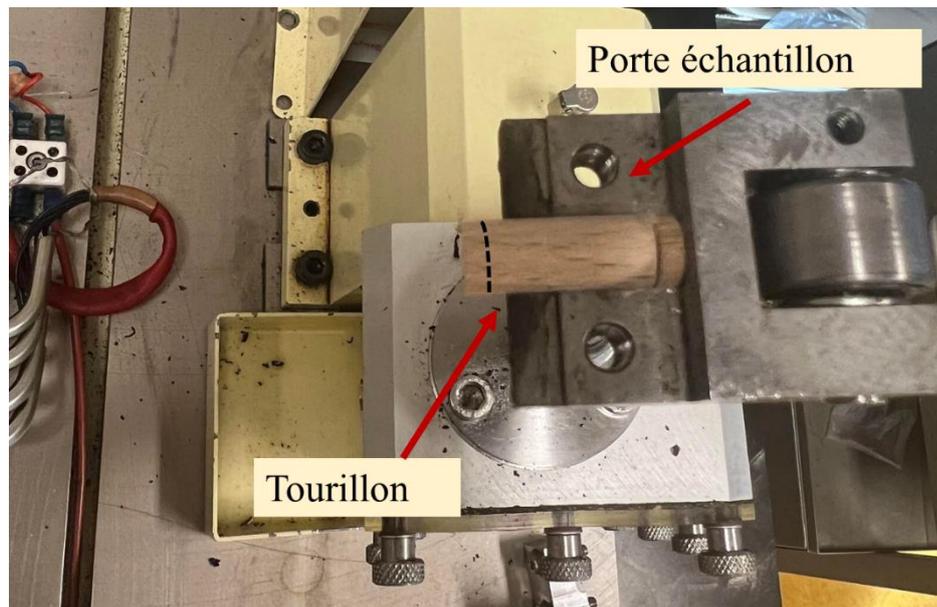


Figure 5. 9: Photographie du tourillon placé dans le porte échantillon. Le traitement noir pointillé indique la future découpe du tourillon avant de réaliser l'essai suivant

Les paramètres opératoires choisis pour les essais interrompus ont été déduits des résultats du plan de criblage (cf Chapitre 4) portant sur la loi modélisant la réponse « contrainte à la rupture », permettant de définir les valeurs des facteurs à appliquer.

Délibérément, nous avons choisi des facteurs expérimentaux conduisant à une résistance mécanique élevée, les paramètres liés à la phase de refroidissement n'étant bien sûr pas pris en compte (pression et temps de maintien (p_m et t_m) puisque cette seconde phase du procédé n'est ici pas effectuée.

Les facteurs fréquence (f), état de surface (S_a) et orientation du tourillon (OP) sont néanmoins mineurs dans cette étude car ils ne présentent, d'après le modèle, qu'un effet très modéré sur la

résistance du joint de soudure (voir Chapitre IV). Ils ont été respectivement fixés à $f = 40$ Hz, $S_a = 8,52 - 13,28 \mu\text{m}$ et $OP = 90^\circ$

Un autre ajustement concerne le choix de la pression de soudage (p_s). En effet, les résultats issus du plan de criblage montrent qu'il existe une forte interaction entre la pression de soudage (p_s) et le nombre de cycles (N_{Cycles}) (Chapitre-4, paragraphe 3.1.1.), une faible pression favorisant une résistance maximale lorsque le nombre de cycles est limité. Néanmoins, dans cette étude, le nombre de cycles est variable, et notre objectif est d'observer des modifications graduelles et significatives de l'interface. De ce fait, le niveau central (0) du facteur (p_s) a été choisi en raison de sa capacité à fournir une grande variété de résistances mécaniques en fonction du nombre de cycles de frottement (cf. Figure 4 du chapitre 4, Paragraphe 3.1.1). L'ensemble des paramètres fixés lors des essais interrompus sont synthétisés dans le Tableau 5.1.

Tableau 5. 1: Valeurs des facteurs choisis lors des essais de frottement interrompus.

Facteurs	Niveaux Centrés Réduits	Valeurs Correspondants
Pression de soudage appliquée (p_s)	0	250 N
Nombre de cycles (N_{Cycles})		Variable
Taux d'humidité (H)	-1	0 %
Nombre de cernes (NC)	+1	8
Orientation du bloc (OB)	-1	0°
Orientation du tourillon (OP)	+1	90°
Fréquence (f)	+1	40 Hz
Rugosité de la surface (S_a)	+1	[8,52 – 13,28] μm

La Figure 5.10 donne l'évolution du coefficient de frottement lors de l'essai préliminaire étendu, en utilisant les paramètres opératoires définis dans le Tableau 5.1. Le coefficient de frottement indiqué sur cette figure a été calculé selon la méthode définie au paragraphe 2.1 du chapitre 1. Sur cette figure, les issues des essais interrompus A, B, C et D sont indiquées. En effet, en raison de l'inertie du moteur entraînant le tourillon lors de son arrêt, le nombre exact de cycles de frottement effectués reste approximatif. Sur la même figure, on présente également l'évolution de la force normale appliquée (F_N). Comme cela a été évoqué dans le chapitre 2, cette mesure représente un indicateur direct de l'usure totale du contact.

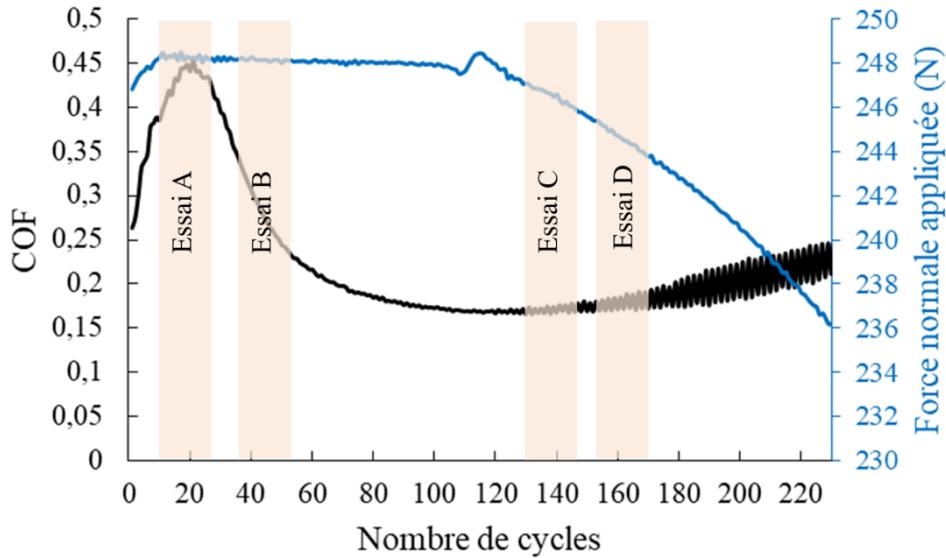


Figure 5. 10: Évolution du coefficient de frottement (**COF**) (courbe en noire) et de la fore normale appliquée (**F_N**) (courbe en bleue) en fonction du nombre de cycles pour un essai étendu obtenu avec les paramètres : **f** = 40 Hz, **Δh** = ±2,2 mm et **p_s** = 5 MPa. Les rectangles beiges situent approximativement l'issue des essais interrompus A, B, C et D

Les échantillons utilisés étant à l'état anhydre (**H** = 0 %), il est cohérent de ne pas constater de première phase tribologique correspondant à un coefficient de frottement très faible (environ 0,1) lié à la présence initiale de molécules d'eau emprisonnées dans le contact [8].

De plus, en utilisant les méthodologies décrites dans le chapitre 2 de ce manuscrit (paragraphe 1.), la Figure 5.11 donne la température à l'interface et l'évolution de l'usure du bloc et du tourillon en fonction du nombre de cycles pour l'essai étendu en utilisant les paramètres de soudage présentés dans le Tableau 5.1.

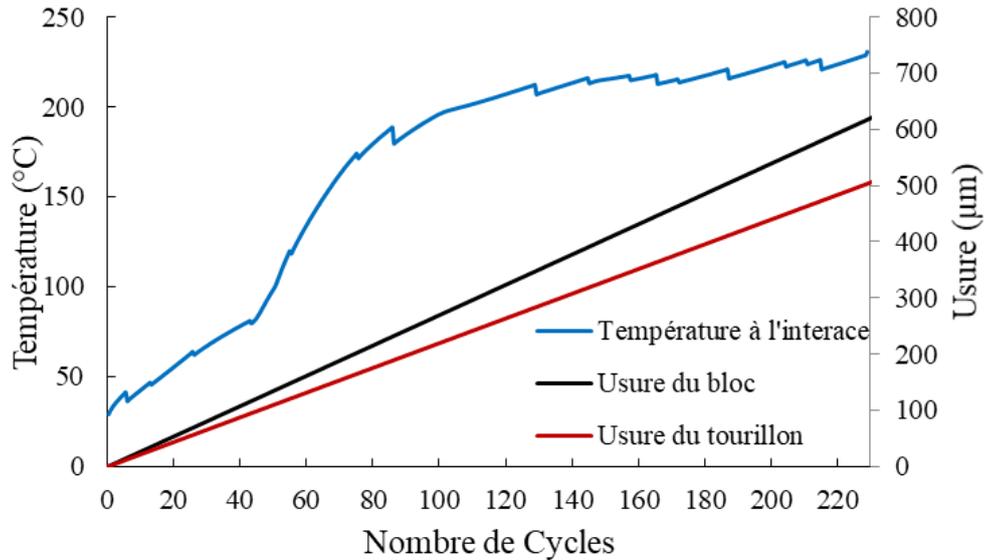


Figure 5. 11: Estimation numérique de l'évolution de la température à l'interface en utilisant la méthodologie décrite dans le chapitre 2 et l'évolution de l'usure du bloc et du tourillon lors de l'essai étendu avec $f = 40$ Hz, $\Delta h = \pm 2,2$ mm et $p_s = 5$ MPa

Le figure ci-dessous recense les usures du bloc et du tourillon qui ont été calculées après avoir réalisé les 4 essais interrompus, annotés A à D sur la Figure 5.10. De plus, une estimation de la température de l'interface pour ces 4 essais est également fournie, en se basant sur les résultats de l'essai étendu.

Tableau 5. 2: Nombres de cycles de frottement réalisés et coefficients de frottement finaux obtenus pour les différents essais interrompus, usure du bloc, du tourillon et la température à l'interface estimé avec un essai étendu

Nom de l'essai	Nombre de cycles	Usure du bloc (μm)	Usure du tourillon (μm)	Température à l'interface ($^{\circ}\text{C}$)
Bois initial	0	-	-	-
Essai A	25	67,5	55	62,7
Essai B	41	110,7	90,2	79,5
Essai C	147	396,9	323,4	213,4
Essai D	160	432	352	216,1

V.2.2 Observation des surfaces frottantes au MEB

Après l'ouverture du contact, les deux échantillons (bloc et tourillon) ont été collectés. Ils ont ensuite été métallisés à l'or pour assurer une conduction électrique de surface. L'analyse de la modification de l'interface et de la morphologie du joint de soudure a ensuite été réalisée à partir d'observations effectuées au Microscope Electronique à Balayage à émission de champ

(Field Emission Gun) de type Schottky de la marque TESCAN, modèle MIRA3, fonctionnant à 20 kV, 62 pA, et à une distance de travail égale à 12 mm.

La Figure 5.12 (N-F.1 et N-F.2) présente le matériau avant frottement. Les observations, notamment celles du tourillon, mettent en évidence la structure à pores diffus caractéristique du hêtre, avec des fibres (trachéides) bien ordonnées et un plan ligneux relativement régulier. On remarque la présence de fibres qui ont été partiellement extrudées au niveau de l'interface en raison de la découpe de l'échantillon.

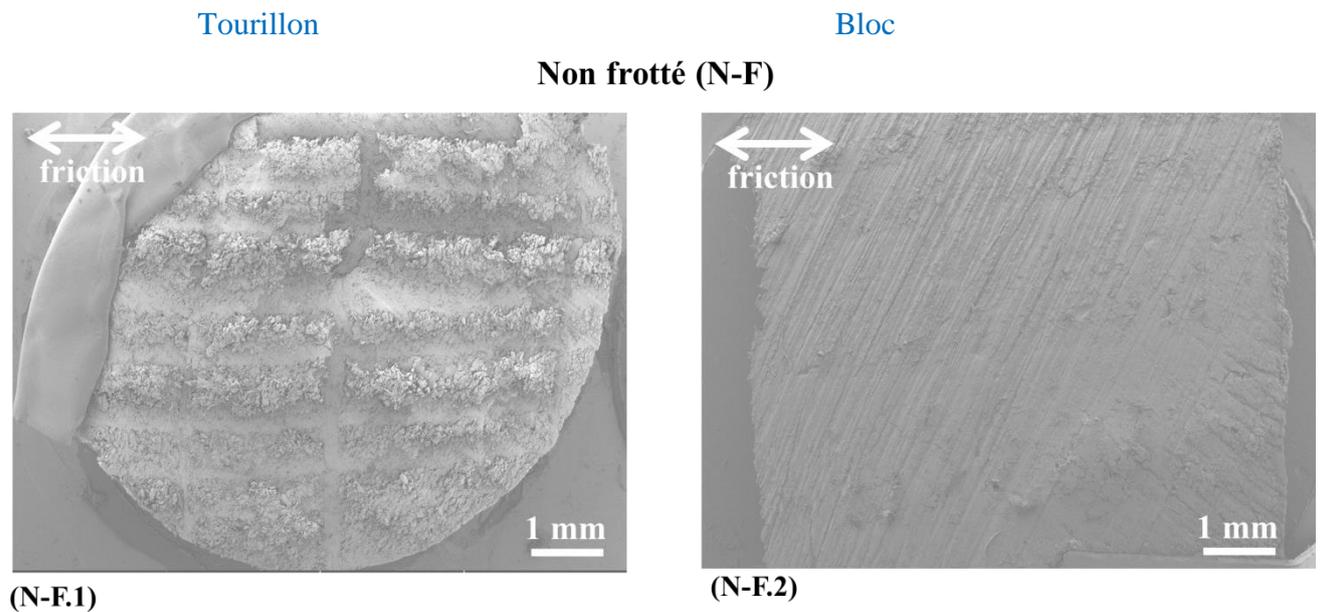


Figure 5. 12: Observations au MEB des surfaces initiales du bloc et du tourillon non frotté

Au début de l'essai de soudage, le coefficient de frottement augmente drastiquement pour atteindre un maximum de 0,43 (cf. Figure 5.10). Le premier essai interrompu (A) se situe avant ce maximum local du coefficient de frottement, (cf. Figure 5.10). Les observations MEB associées (cf. Figure 5.13), sur les surfaces frottées, montrent que le frottement n'a pas affecté la structure cellulaire du matériau. Sur l'ensemble des observations de la Figure 5.13, on constate en effet l'existence de la structure à pores diffus du hêtre. Quelques fibres ont été écrasées en surface, ce qui peut être attribué à un mécanisme abrasif en début de frottement. À ce stade, la température est encore faible (63 °C) et aucune usure n'est encore observée (cf. Figure 5.11)

Tourillon

Bloc

Essai A - 25 Cycles

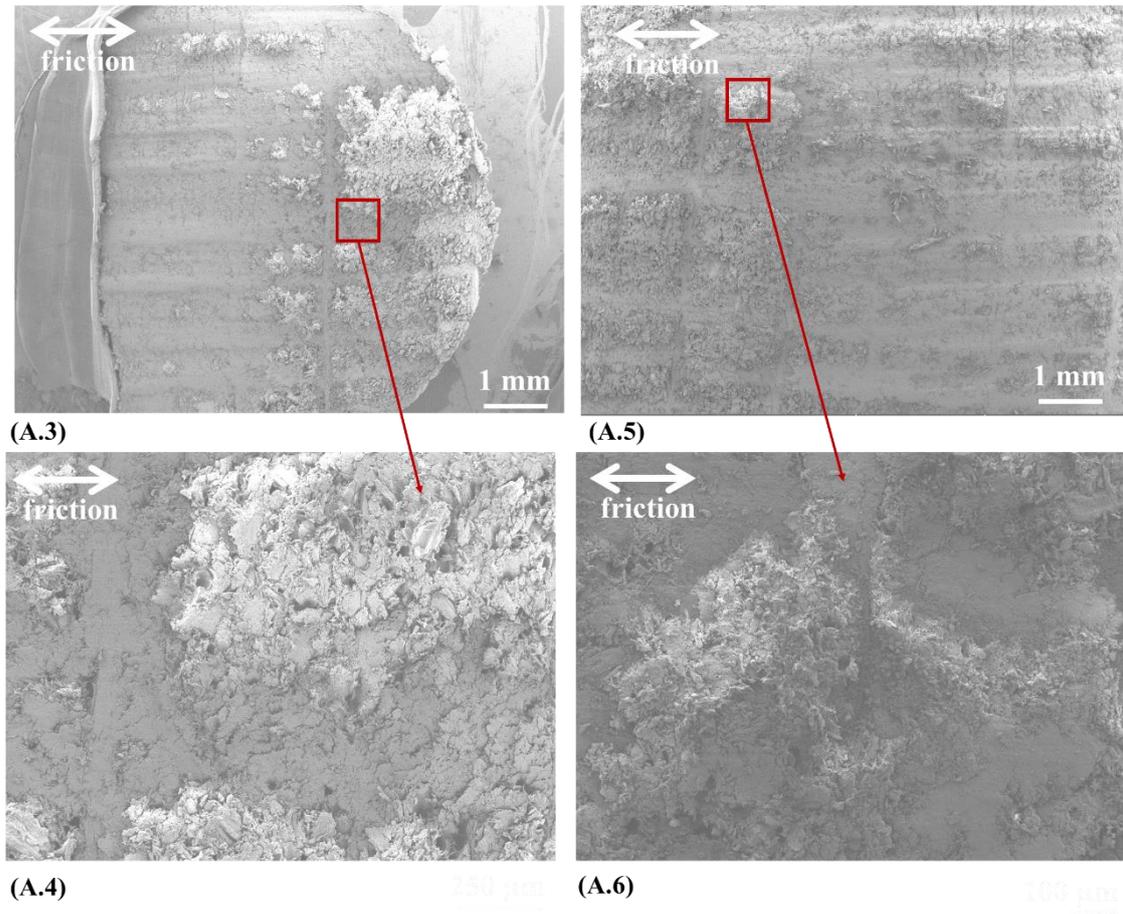


Figure 5. 13: Observations au MEB des surfaces du bloc et du tourillon après l’essai interrompu A

Le deuxième essai interrompu, au point B, se trouve à une valeur de coefficient de frottement final proche de 0,3. On constate alors un endommagement prononcé du contact pour les deux surfaces (cf. Figure 5.14). La structure initiale, poreuse, diffuse et hautement ordonnée, n’est plus observée. On remarque un effondrement des parois cellulaires à proximité de la surface ce qui justifie la légère usure (environ 100 μm pour chacune des 2 pièces) comme le montre le Tableau 5.2 Les fibres, détériorées à l’interface, se chevauchent perpendiculairement au sens de frottement. On peut aussi constater que les cernes annuels ne sont pas modifiés et restent apparents. La température est encore faible (80 $^{\circ}\text{C}$), en dessous de la transition vitreuse de la lignine ce qui explique qu’aucune modification physique ou chimique du matériau n’a encore eu lieu dans l’interface.

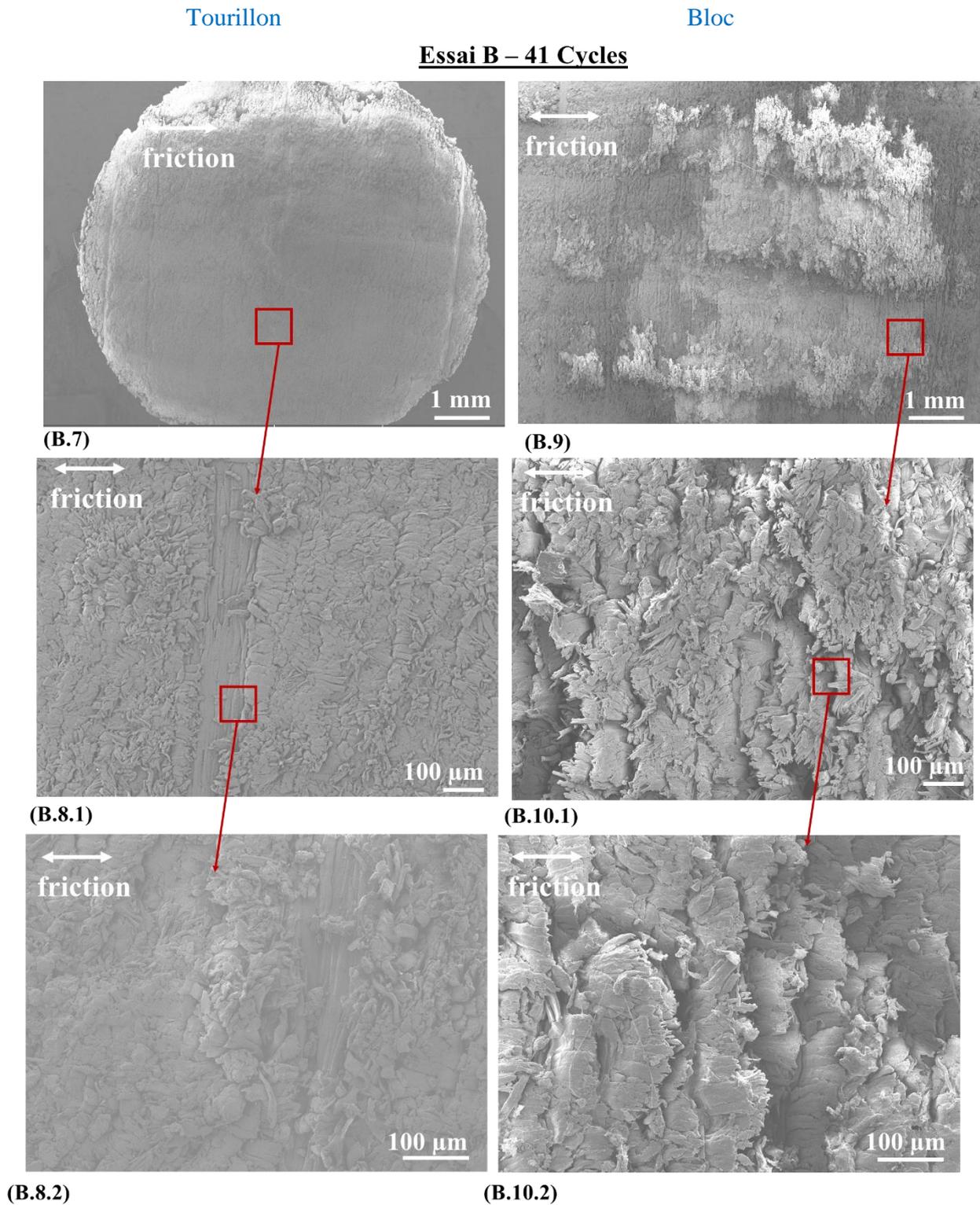


Figure 5. 14: Observations au MEB des surfaces du bloc et du tourillon après l'essai interrompu B

La Figure 5.15 présente les surfaces très fortement modifiées après l'essai interrompu C. Après 147 cycles, la température atteint environ 215 °C. D'après les analyses **DSC** et **ATG** présentées

dans le premier paragraphe, la température atteinte à l'interface à ce stade dépasse les températures de transition vitreuse de la lignine et des hémicelluloses, ce qui justifie la modification drastique de la morphologie des surfaces en contact. Plus encore, la température interfaciale estimée est si proche de la température de fusion de la lignine qu'il y a lieu de considérer que l'interface est partiellement fluide. On observe la formation de longs rouleaux, d'un diamètre de quelques dizaines de micromètres, qui ont été manifestement écrasés plastiquement, lesquels coalescent parfois pour former des bandes. Certaines bandes sont elles-mêmes agglomérées et la présence d'un film relativement continu et masquant la microstructure originelle du matériau, sur les deux surfaces, confirme un mode de frottement lubrifié qui est cohérent avec la faible valeur de coefficient de frottement mesuré ($\mu = 0,18$ environ).

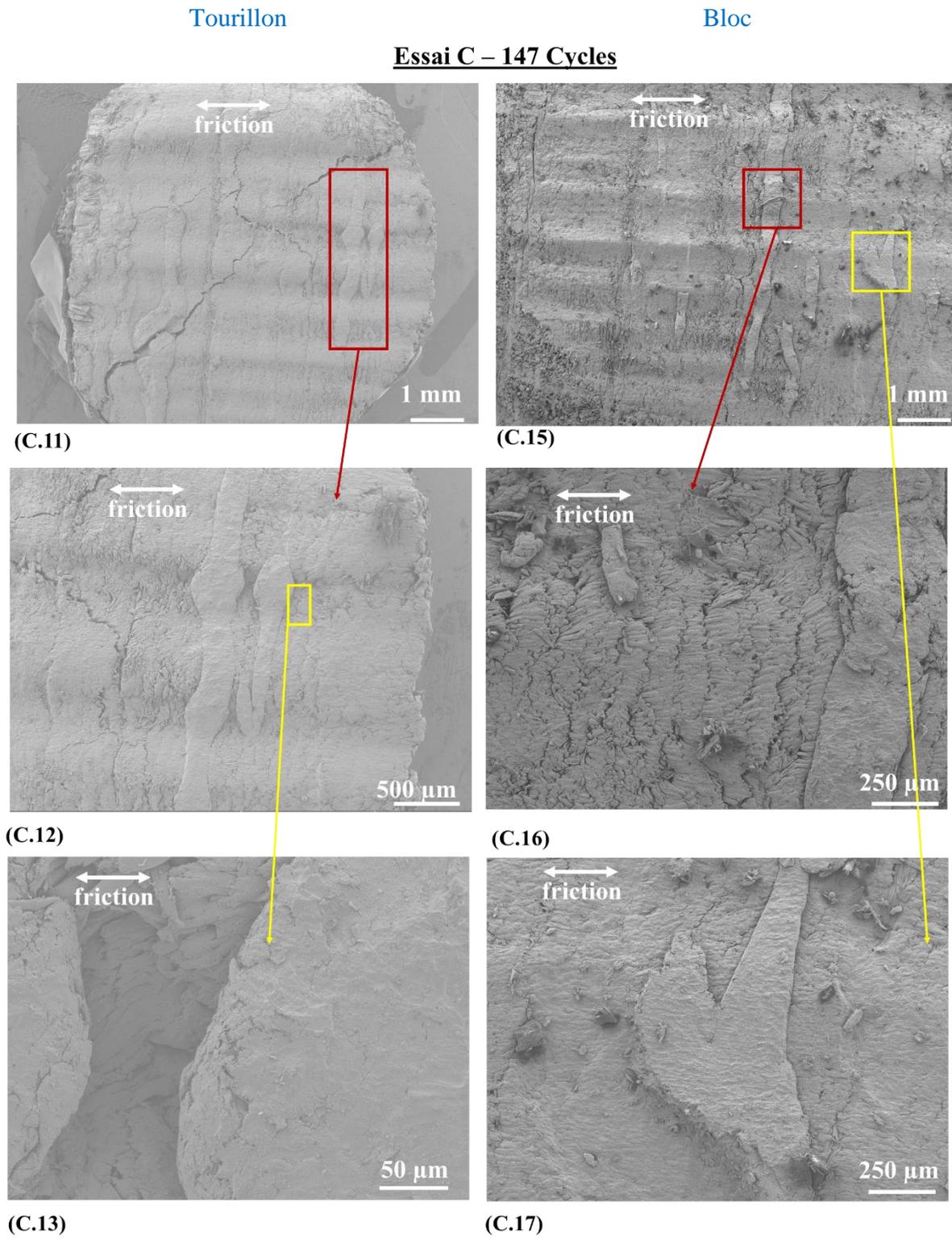


Figure 5. 15: Observations au MEB des surfaces du bloc et du tourillon après l'essai interrompu C

D'après le Tableau 5.2, l'usure vaut $330\ \mu\text{m}$ pour le tourillon et $405\ \mu\text{m}$ pour le bloc, ce qui n'est pas négligeable. Ceci est à relier à l'observation de particules éjectées hors de la surface de contact (extrudât). La Figure 5.16 présente un schéma explicatif du contact pour l'essai C montrant la présence d'une couche visqueuse qui sépare les deux pièces et quelques débris d'usure éjectés en dehors de l'interface.

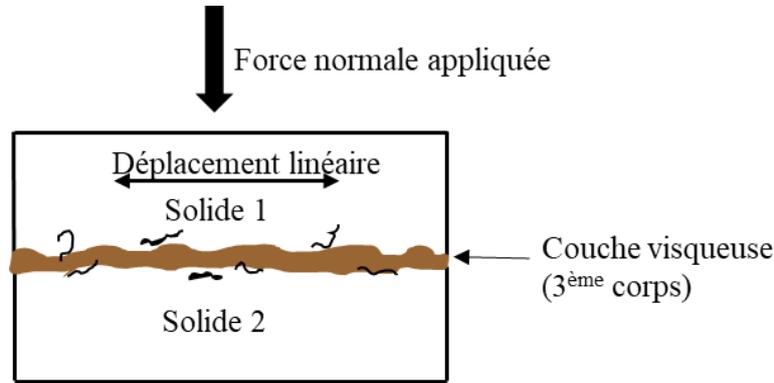


Figure 5. 16: Schéma explicatif de l'état du contact pour l'essai C

Les observations microscopiques pour l'essai D (cf. Figure 5.18) montrent de fortes modifications de la surface de frottement. La courbe du coefficient de frottement a dépassé son minimum local et les conditions de contact lubrifié semblent toujours assurées, avec une épaisseur de 3^{ème} corps qui paraît d'autant plus élevée.

Une usure importante du contact est constatée ($356\ \mu\text{m}$ pour le tourillon et $432\ \mu\text{m}$ pour le bloc) d'après la Figure 5.11 et le Tableau 5.2. Ceci est justifié par l'extrusion très prononcée de débris sous la forme d'extrudât en dehors du contact. On présente dans la Figure 5.17 une description du contact pour l'essai interrompu D. Une quantité plus importante de matière transformée est éjectée.

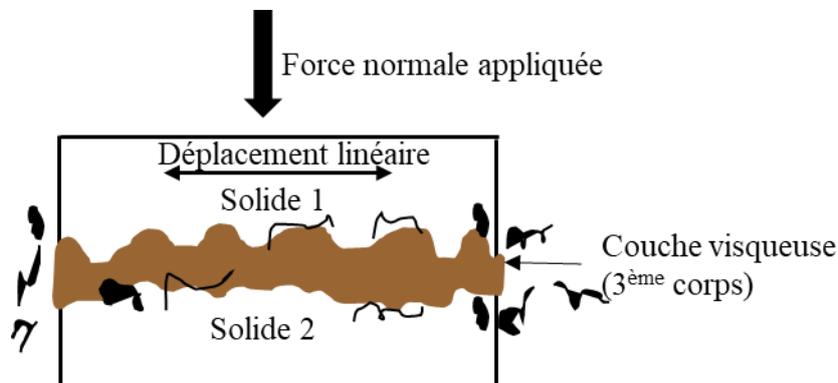


Figure 5. 17: Schéma explicatif de l'état du contact pour l'essai D

La Figure 5.18 (D.19.1 et D.23) montre une couche de matériau fondu qui s'est étalée sur tout le contact par le mouvement alternatif du tourillon sur le bloc. Ce phénomène s'explique clairement par l'augmentation de la température dans le contact qui entraîne la fusion partielle de la lignine. Les trachéides proches de la ligne de soudure sont fortement comprimées et pliées. La ligne de soudure est alors composée d'une masse de longues cellules de bois enchevêtrées, immergées dans une matrice de matériau intercellulaire fondu : principalement de la lignine mais probablement aussi quelques hémicelluloses.

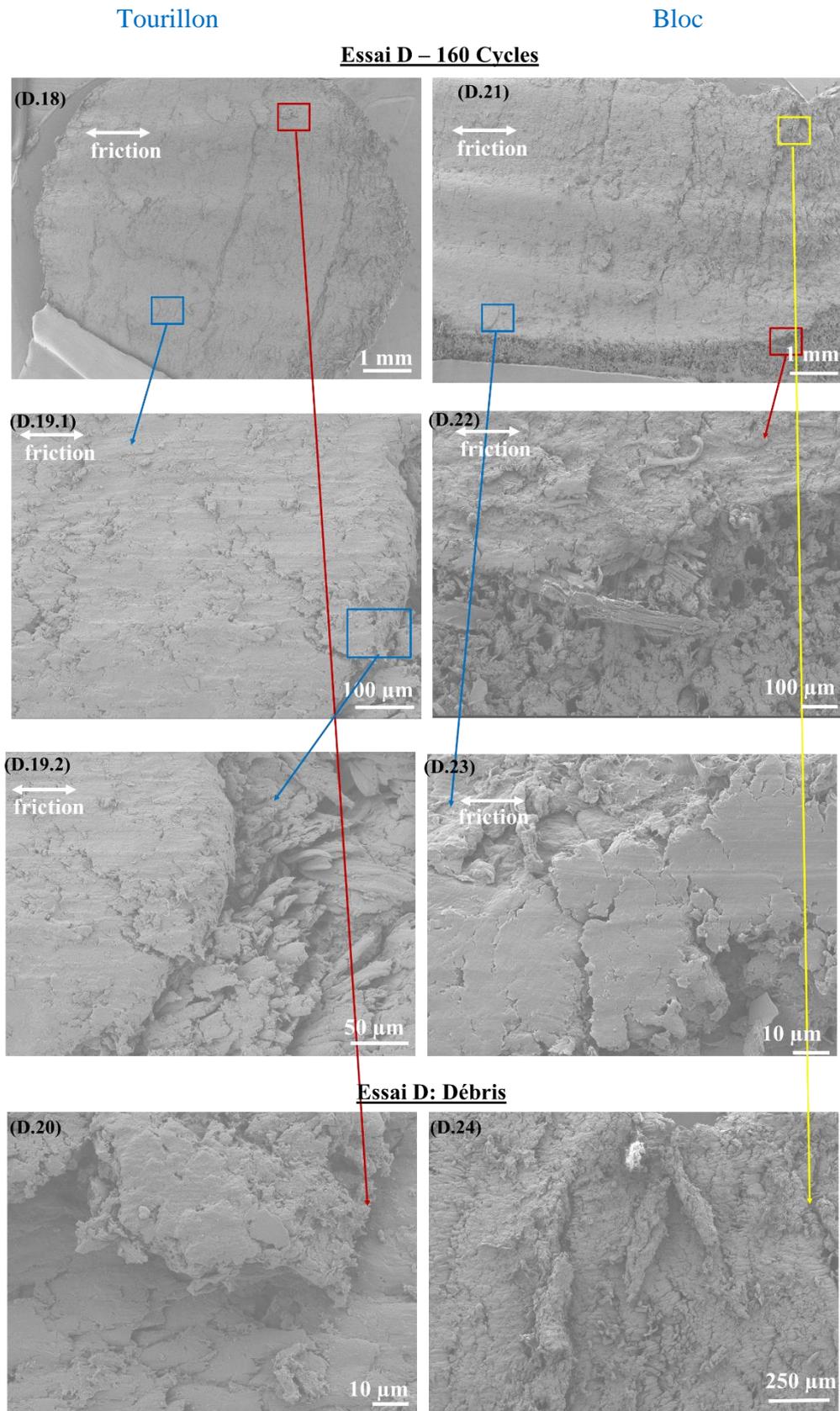


Figure 5. 18: Observations au MEB des surfaces du bloc et du tourillon après l'essai interrompu D

Conclusion

Dans cette partie, on a pu évaluer avec les techniques **DSC** et **ATG** les températures critiques de changement de phase des polymères existants dans le hêtre. Cette information est importante pour comprendre la formation du joint de soudure au cours de frottement sous l'effet de la température. De même, une étude sur le troisième corps (extrudât) montre l'absence de certains composés polymériques en comparaison avec le bois massif.

A partir d'observations MEB des surfaces issues d'essais interrompus à différents nombres de cycles, on a pu suivre la formation du joint de soudure. La transformation locale du matériau dans le contact sous l'effet de la température et des efforts mécaniques forme une couche visqueuse qui, après solidification, assure l'assemblage. La perte de côte des pièces est un phénomène indispensable lors du soudage pour modifier l'interface bien que, d'après les résultats du plan de criblage, une faible usure permet d'aboutir à de meilleures résistances mécaniques. Un optimum semble donc pouvoir exister entre la consommation d'une partie du matériau pour former le joint de soudure d'une part, et la limitation de matière expulsée du contact d'autre part.

Références

- [1] L. Back *et al.*, "T. Journal *et al.*, "Glass transitions of wood components hold implications for molding and pulping processes", J. of the Tech Ass of the Pulp and Pap Indus., vol. 65, pp. 114, 2014
- [2] A. Bryś *et al.*, "Wood biomass characterization by DSC or FT-IR spectroscopy", J. Therm. Anal. Calorim., vol. 126, pp. 27–35, Oct. 2016
- [3] Y. Liu *et al.*, "Study on biodegradation process of lignin by FTIR and DSC", Environ. Sci. Pollut. Res., vol. 21, pp. 14004–14013, 2014
- [4] P. Gonugunta *et al.*, "A Study on Synthesis and Characterization of Biobased Carbon Nanoparticles from Lignin", World J. Nano Sci. Eng., vol. 02, pp. 148–153, 2012
- [5] Z. Yang *et al.*, "Crystallization behavior of poly(ϵ -caprolactone)/layered double hydroxide nanocomposites", J. Appl. Polym. Sci., vol. 116, pp. 2658–2667, 2010
- [6] C. Di Blasi *et al.*, "Modeling of Transport Phenomena and Kinetics of Biomass Pyrolysis", Adv. Thermochem. Biomass Convers., pp. 906–921, 1993
- [7] R. S. Miller *et al.*, "A generalized biomass pyrolysis model based on superimposed cellulose, hemicellulose and lignin kinetics", Combust. Sci. Technol., vol. 126, pp. 97–137, 1997
- [8] P. H. Cornuault *et al.*, "Tribological mechanisms involved in friction wood welding", Tribol. Int., vol. 141, p. 105963, 2020.

Conclusion

L'objectif de ce travail de thèse est d'apporter un nouvel éclairage sur le procédé du soudage du bois par frottement. Les résultats publiés jusqu'à présent sur ce sujet nous donnent surtout des explications sur les phénomènes chimiques et physiques se déroulant durant le processus de soudage. Le soudage du bois étant initié par le frottement entre deux corps, nous avons étudié, et ce pour la première fois, le frottement au niveau du contact avec une approche tribologique.

État de l'art

Une étude bibliographique nous a permis de comprendre la structure du bois à l'échelle macroscopique, microscopique ainsi que la composition chimique du matériau. Les trois principaux constituants du bois sont : la cellulose, l'hémicellulose et la lignine et sa structure est sous la forme de nids-d'abeilles. La cellule est constituée d'une paroi primaire, elle-même constituée d'une succession de microfibrilles de cellulose, intégrées dans une matrice d'hémicellulose et de la lignine. Ces polymères jouent un rôle essentiel dans la formation du joint de soudure. Les propriétés thermo-physiques de bois massifs en fonction de la température issue de la littérature seront utilisés dans la suite de l'étude. Les différentes modalités de soudage existants sont : le soudage linéaire alternatif, le soudage orbital et le soudage rotatif. Dans le cadre de cette thèse, on ne s'intéresse qu'au soudage alternatif linéaire, et le déroulement d'un essai se divise en une phase de frottement et une phase maintien permettant le refroidissement du joint formé.

Dans la littérature, on trouve que le soudage linéaire permet de réaliser l'assemblage de deux corps en bois massif avec une résistance mécanique proche ou meilleure qu'avec un collage classique [Gfeller *et al.* 2003]. Généralement, on admet que la pression de contact initiale influe fortement sur la résistance mécanique de l'assemblage [Gfeller *et al.* 2003] et que plus ce facteur est grand plus la résistance mécanique du joint à la traction/cisaillement est importante. Un autre paramètre souvent cité et influant sur la résistance mécanique est le temps de soudage. La résistance est maximale pour un temps donné puis décroît rapidement [Ruponen *et al.* 2015]. Des études sur différentes essences de bois montrent que les feuillus donnent des assemblages soudés avec une meilleure performance mécanique que les résineux. Les paramètres liés à la phase de maintien jouent un rôle prédominant sur la résistance mécanique de l'assemblage. Un temps de maintien élevé sous une pression donnée permet la poursuite des réactions chimiques

tels que la réticulation de la lignine favorable à la formation d'un joint de soudure rigide [G-Chédeville.2008]. Enfin une température élevée lors de frottement est souvent associée avec une amélioration de la résistance mécanique de l'assemblage.

Température du contact

Le processus de soudage est principalement basé sur la génération de chaleur dans le contact à cause du frottement. L'augmentation de température provoque la modification chimique du matériau et induit la formation d'une couche visqueuse formant le joint après refroidissement. Certains auteurs [Mansouri *et al.*2009] ont constaté que la résistance mécanique augmente avec l'évolution de la température jusqu'à une stabilisation de cette dernière pour une valeur proche de 250 °C et que la performance mécanique chute au-delà à cause d'une carbonisation du matériau au contact.

Dans ce cadre, nous avons développé une nouvelle méthodologie, couplant résultats expérimentaux et simulations par éléments finis, pour accéder à l'évolution de la température du joint durant le soudage. Grâce à cette méthode on peut en outre estimer les fractions de puissances thermiques converties et transférées dans les deux blocs massifs (bloc et tourillon) de part et d'autre du joint. La validité de cette approche a été validée en comparant les résultats obtenus avec la littérature.

Cette méthode consiste dans un premier temps à mesurer la puissance totale générée dans le contact pendant le frottement et de la convertir en flux de chaleurs, utilisées comme conditions aux limites dans un modèle numérique. En parallèle, on mesure la température à une distance connue de l'interface. Un ajustement entre les courbes de températures numériques et expérimentales, en modifiant les conditions limites en tenant compte de l'usure, permet l'accéder à l'évolution de la puissance thermique transmise au bloc (α en %) et transmise au tourillon (β en %). On peut alors calculer numériquement l'élévation de la température au niveau du contact durant un essai.

Connaitre l'évolution de la température durant le frottement est essentielle pour comprendre la formation du joint de soudure et l'effet sur la résistance mécanique. De plus, cette méthode a permis de calculer la proportion de puissance mécanique générée dans le contact permettant l'élévation de température au niveau du contact (et donc du joint). En début du frottement celle-ci est très faible, de l'ordre de 10 %, la majorité servant à l'évaporation de l'eau présente dans

l'interface. Après quelques secondes, cette proportion de puissance augmente drastiquement, jusqu'à 75 %, permettant l'élévation de température et les modifications chimiques de l'interface et ainsi de la formation du joint de soudure. Une puissance thermique maximale correspond à des valeurs faibles du coefficient de frottement, ceci est expliqué par une lubrification du contact par un joint visqueux.

Analyses multi-paramètres

Il n'existe aucune étude dans la bibliographie consacrée à l'étude de l'effet simultané d'un grand nombre de facteurs sur le procédé de soudage du bois. Nous avons, pour la première fois, utilisé une technique de « plan de criblage définitif » pour étudier l'influence de 10 paramètres (pression de soudage (p_s), nombre de cycle (N_{Cycles}), fréquence (f), pression de maintien (p_m), temps de maintien (t_m), humidité (H), rugosité (S_a), nombre de cernes (NC), orientation du bloc (OB) et orientation du tourillon (OP)). Les influences de l'humidité (H), de la rugosité de la surface (S_a) et du nombre de cernes (NC) sont étudiées pour la première fois dans le cas du soudage du bois par frottement. L'avantage de l'utilisation d'un plan de criblage est qu'elle ne nécessite ici que la réalisation de 21 essais.

Les quatre réponses choisies pour ce plan de criblage sont : la résistance mécanique en traction, la température maximale atteinte à l'interface, le volume de joint et l'usure totale. Les mesures de volume de joint ont été réalisées grâce à des images tomographiques en suivant une méthode définie.

Les lois issues du plan de criblage ont permis de déterminer les conditions optimales pour obtenir une bonne résistance mécanique mais aussi d'étudier les couplages entre certains paramètres. Les réponses de certains couplages ont pu être justifiés grâce à des mécanismes physiques se déroulant lors de processus. En outre, toujours proche des conditions optimales, on montre, pour la première fois, que l'augmentation de la durée de frottement (N_{Cycles}) à forte pression (p_s) diminue la résistance mécanique. Cet effet est corroboré par les résultats du plan de criblage obtenus avec l'usure, où une augmentation de la durée de frottement favorise la perte de matière. Ces résultats sont cohérents avec les travaux de G.Chédeville (2008).

Dans notre domaine d'étude, l'augmentation du nombre de cernes (NC) donne une meilleure résistance mécanique. Ceci est justifié par la composition chimiques présents dans les cernes

en raison de la présence de plus de lignine qui présente un polymère nécessaire pour la formation du joint de soudure.

Enfin, pour assurer une bonne résistance mécanique, il faut absolument avoir une faible usure, peu de matière transformée participant à la formation de joint de soudure et une température élevée (jusqu'à environ 300 °C) pour déclencher les transformations chimiques des polymères présents dans le bois.

Histoire de la formation du joint de soudure

Afin de suivre l'évolution de la formation du joint de soudure, nous avons réalisé des essais interrompus dans des conditions (obtenues grâce au plan de criblage) donnant une très bonne résistance mécanique de l'assemblage. Nous avons pu suivre ainsi l'évolution de la surface de contact, grâce à des images MEB. Les observations et analyses de cette surface, associé à l'évolution de la température estimée avec notre modèle montrent que :

- À un faible nombre de cycle, le frottement n'affecte pas la structure du matériau. Ensuite, un phénomène d'effondrement de la surface du contact est observé. À ce stade, la température estimée est toujours faible.
- Plus qu'on avance dans la courbe de frottement, on remarque la formation d'une couche pâteuse issus des transformations chimiques des polymères présents dans le bois. Ceci a été justifié par les courbes DSC et l'évolution de la courbe de température. Dans cette phase, une valeur de COF est faible qui exprime une lubrification du contact.

On a trouvé, que la formation de joint de soudure issue de la modification chimique du matériau contact présente la même morphologique que les résultats trouvés par Gfeller et *al.*2003.

Dans ces travaux, on a montré que l'évolution de la courbe de frottement présente un indicateur de contrôle de processus.

ANNEXES

Annexe-1

La méthode de fil chaud pour mesurer la conductivité thermique (λ):

La technique de fil chaud est une méthode transitoire standard la plus utilisée pour mesurer la conductivité thermique des matériaux isolants, les fluides et les matériaux réfractaires isolants. Le dispositif utilisé est constitué d'une sonde à choc thermique. Les composants du dispositif sont (Figure 1) : une plaque chauffante contenant un thermocouple pris en sandwich entre deux échantillons du matériau à caractériser. Un boîtier d'acquisition un logiciel de type avec interface graphique permet de piloter, acquérir les données et de les traiter. Le principe consiste à chauffer localement un matériau (de quelques degrés) par la délivrance de flux de chaleur échelonné par l'intermédiaire du fil chauffant. Un thermocouple mesure l'augmentation locale de la température au cours du temps dans le fil après excitation. Une analyse de ce signal permet de remonter à la conductivité thermique du matériau. Le modèle mathématique idéal a pour hypothèse un fil chaud infiniment mince et long et les calculs réalisés à partir de l'équation thermique avec une source de chaleur définie (cf.(Équation 31 - (Équation 34).

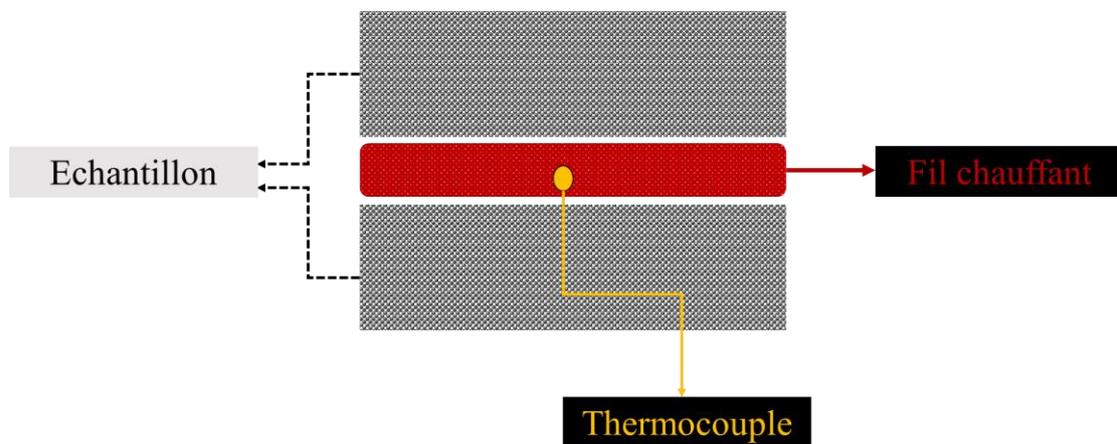


Figure 1: Schéma de la méthode de fil chaud

$$T(r, t) = \frac{\dot{q}}{4\pi\lambda} \left[\ln\left(\frac{4\alpha t}{r^2}\right) - \gamma \right] \quad (\text{Équation 31})$$

$$\Delta T = \frac{\dot{q}}{4\pi\lambda} \left[\ln\left(\frac{4\alpha t_2}{r^2}\right) - \ln\left(\frac{4\alpha t_1}{r^2}\right) \right] \quad (\text{Équation 32})$$

$$\Delta T = \frac{\dot{q}}{4\pi\lambda} \ln\left(\frac{t_2}{t_1}\right) \quad (\text{Équation 33})$$

$$\lambda = \frac{\dot{q}}{4\pi\Delta T} \ln\left(\frac{t_2}{t_1}\right) \quad (\text{Équation 34})$$

Avec : \dot{q} : la puissance donnée (W/m), λ : la conductivité thermique (W/m.K), α : la diffusivité thermique de l'échantillon (m²/s), γ : la constante d'Euler (0,577), r : le rayon de fil (m), T est la température.

Pour une puissance donnée, sur le logiciel de traitement la pente de la courbe $\Delta T = f(\Delta t)$ présente la conductivité du matériau.

La méthode de l'anneau chaud pour mesurer la diffusivité thermique :

La plupart des méthodes de caractérisation expérimentales thermo-physiques du matériau sont basées sur l'utilisation des sondes à chocs thermiques. Le principe est de créer une excitation avec une source de chaleur. La réponse de cette excitation dépend des propriétés thermiques cherchées. La technique de l'anneau chaud, méthode de mesure directe et absolue, a été utilisée pour mesurer la diffusivité thermique (α en m²/s) du matériau. Avec la relation de l'Équation 35, et en connaissant les autres paramètres un simple calcul nous donne la capacité calorifique C_p .

$$\alpha = \frac{\lambda}{\rho C_p} \quad (\text{Équation 35})$$

Où ρ : la masse volumique en Kg/m³, λ : la conductivité thermique du matériau en W/m. K, C_p est la capacité calorifique en J/Kg. K et α : la diffusivité thermique en m²/s.

Le principe de mesure de la diffusivité thermique par l'anneau chaud est le même que celui de la mesure de la conductivité déjà expliquée au-dessus (c.f Figure 2). Une sonde installée entre deux échantillons est utilisée à la fois comme source de chaleur et aussi comme mesure des températures. En effet, la puissance produite par la sonde pendant un certain temps crée un échauffement de quelques degrés sur un volume et à une distance définie autour de la sonde. L'augmentation de la température est mesurée par les capteurs se trouvant déjà dans la source.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (\text{Équation 36})$$

Avec une analyse mathématique sur le logiciel de traitement en utilisant (Équation 36) et en s'appuyant sur la solution de 2^{ème} loi de Fick, on en déduit les valeurs de la diffusivité en fonction de la température.

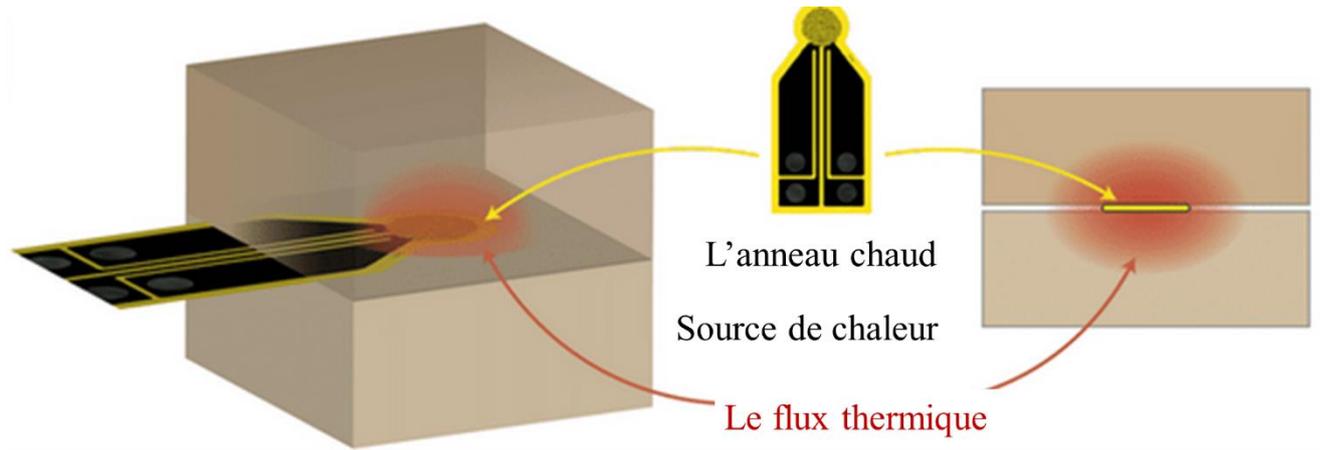


Figure 2: Principe de l'anneau chaud pour mesurer la diffusivité du matériau.

Annexe-2

Essai-1

Tableau 1: Paramètres utilisés pour l'essai-1 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
7	N_3	6	20	30	14	0,56 – 1,23	5	0	0

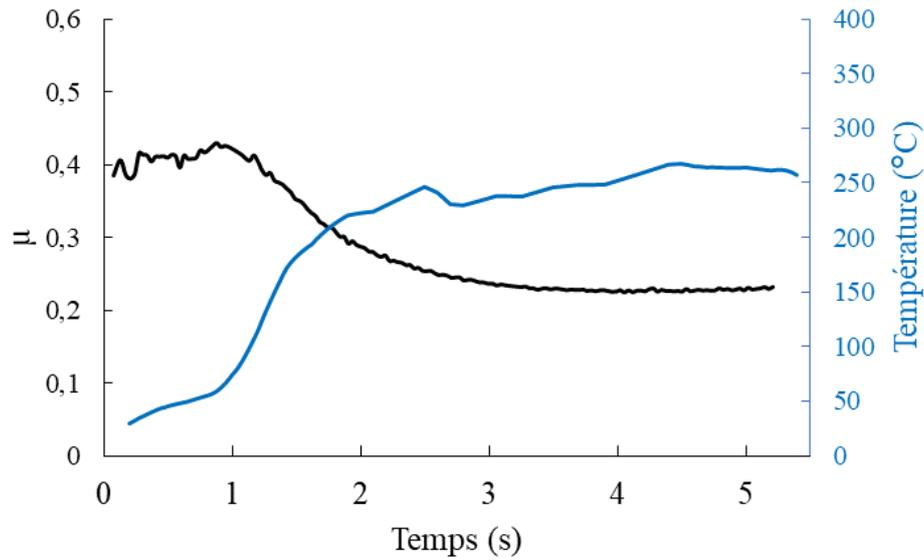
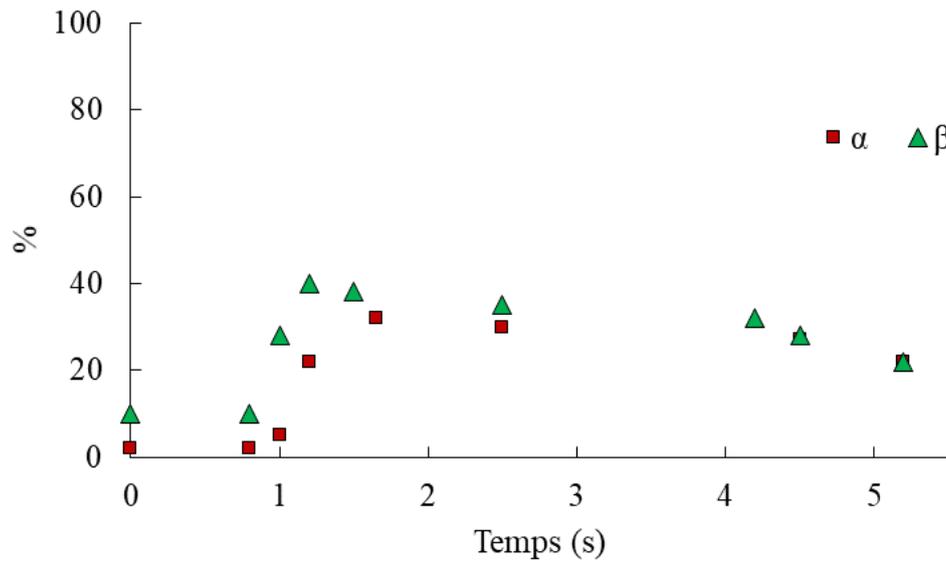


Figure 3: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 4: Évolution α et de β au cours du temps

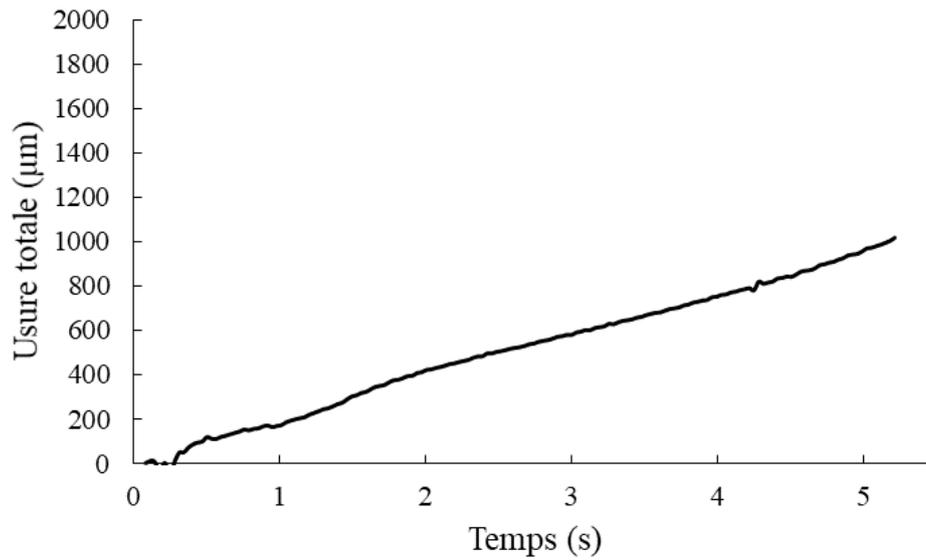


Figure 5: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 2: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	182,1	593,33

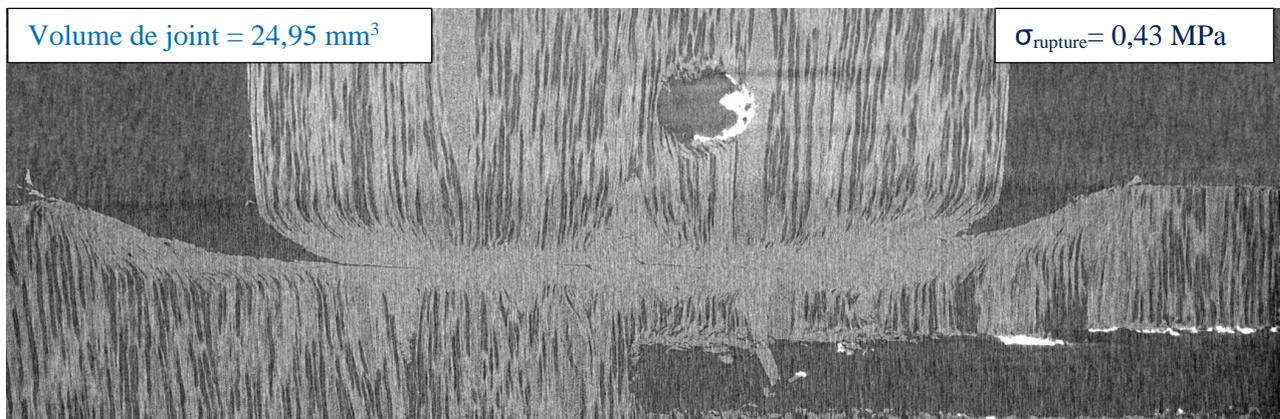


Figure 6: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-1

Essai-2

Tableau 3: Paramètres utilisés pour l'essai-2 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
3	N_1	6	20	30	0	0,56 – 1,23	8	45	90

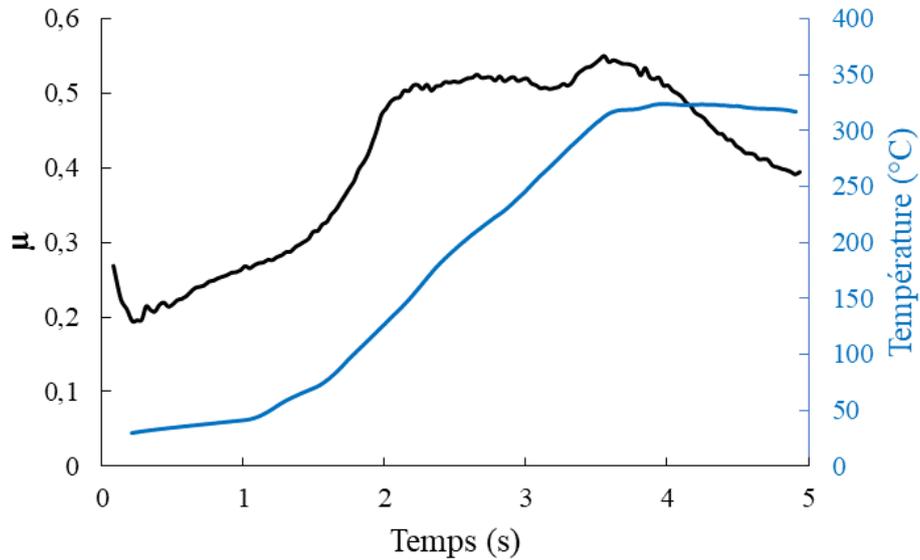
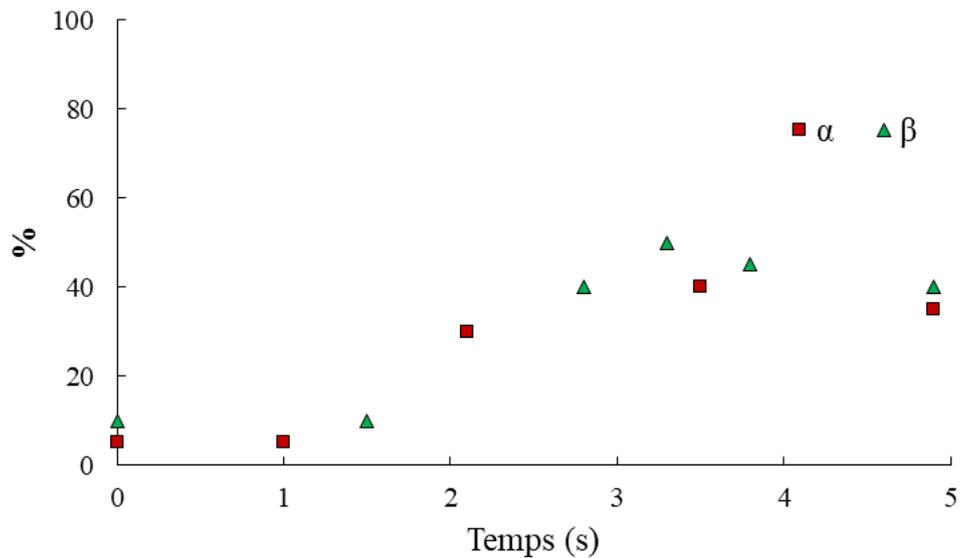


Figure 7: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 8: Évolution α et de β au cours du temps

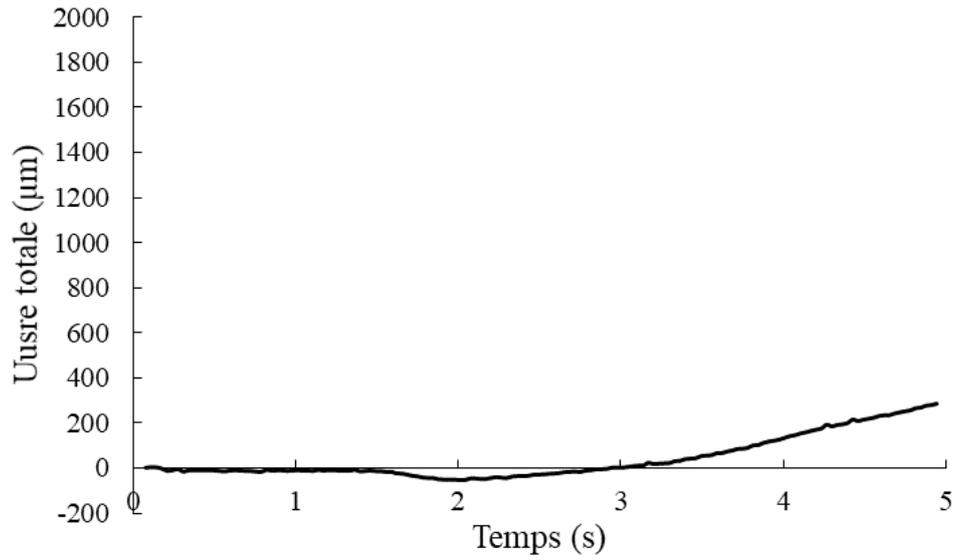


Figure 9: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 4: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	46,2	206,6

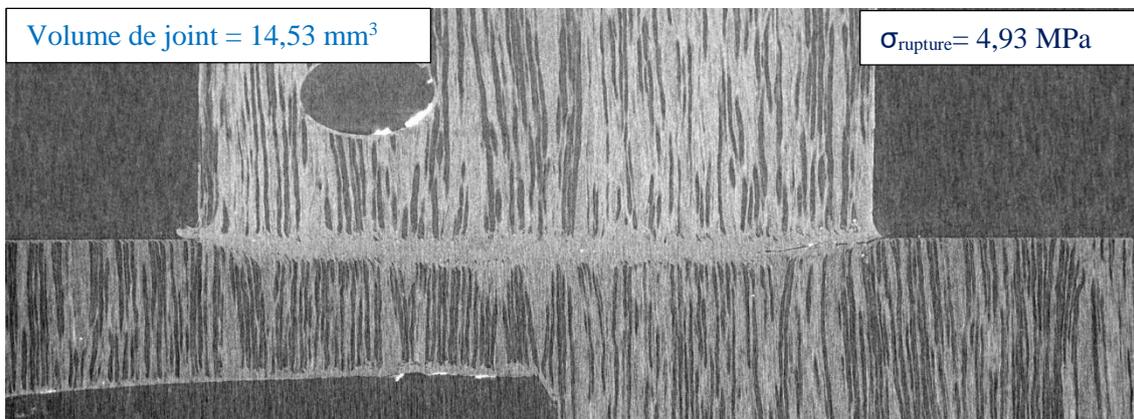


Figure 10 : Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-2

Essai-3

Tableau 5: Paramètres utilisés pour l'essai-3 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
5	N_1	0	20	30	0	8,52 – 13,28	2	0	0

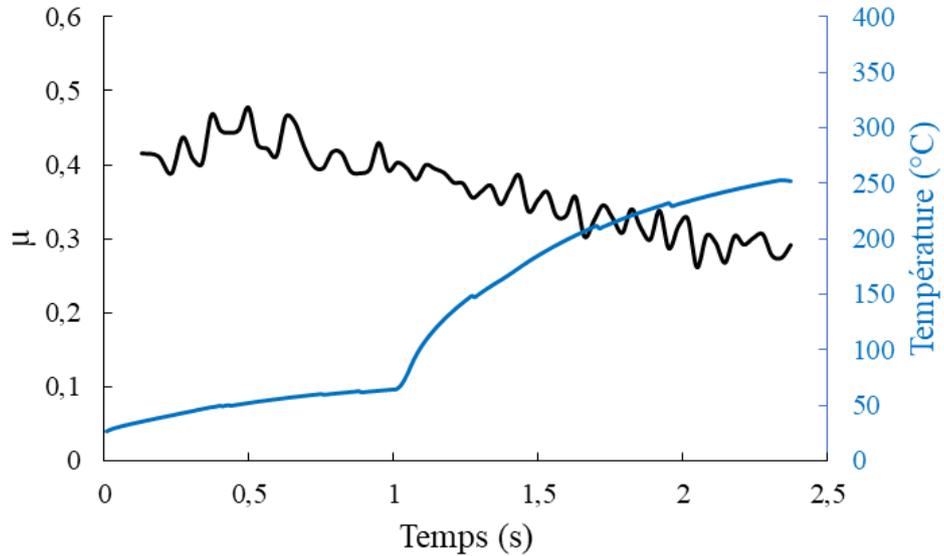
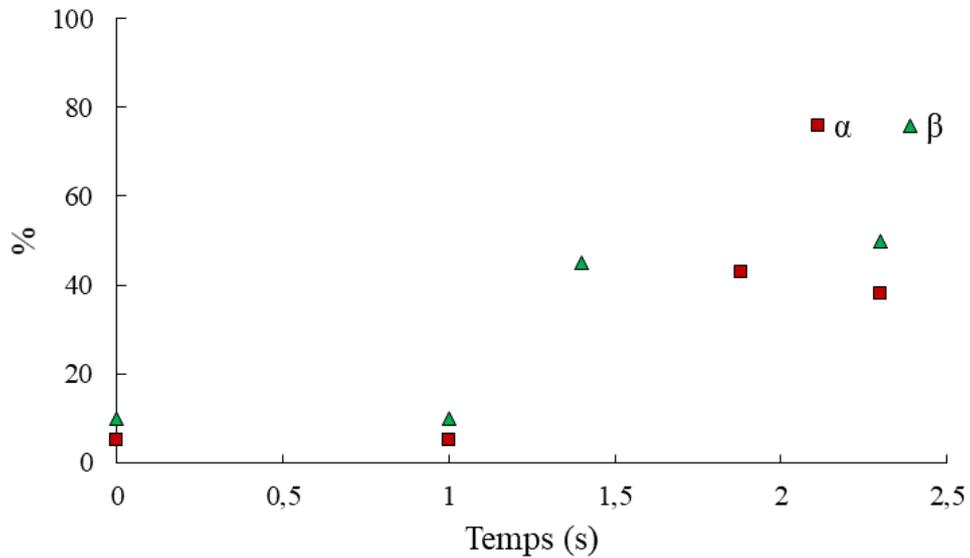


Figure 11: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 12: Évolution α et de β au cours du temps

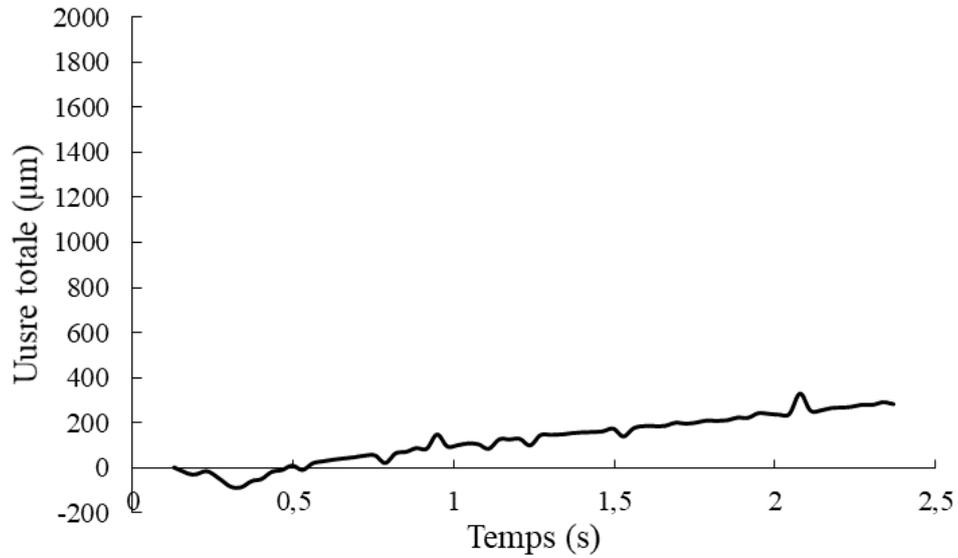


Figure 13: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 6: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (μm)	24,11	140,1

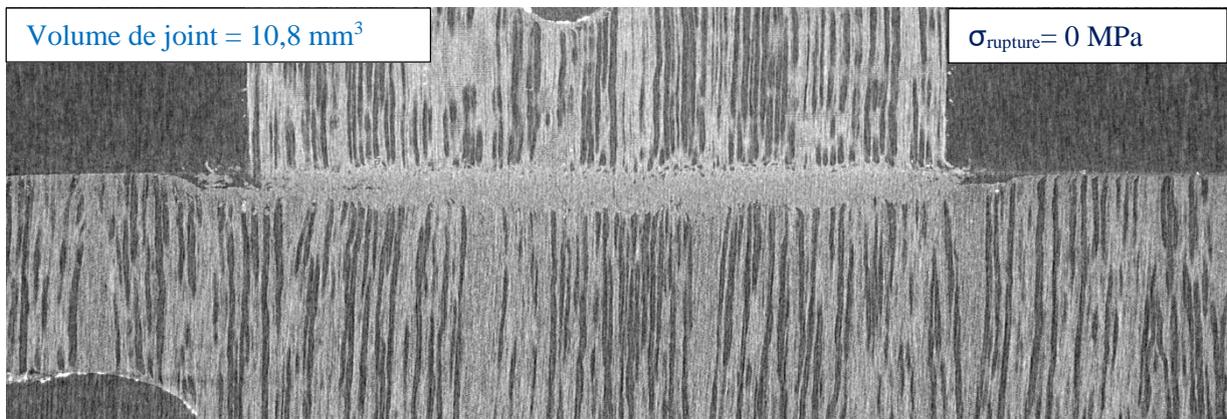


Figure 14: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-3

Essai-4

Tableau 7: Paramètres utilisés pour l'essai-4 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
3	N_3	3	80	30	0	0,56 – 1,23	2	90	0

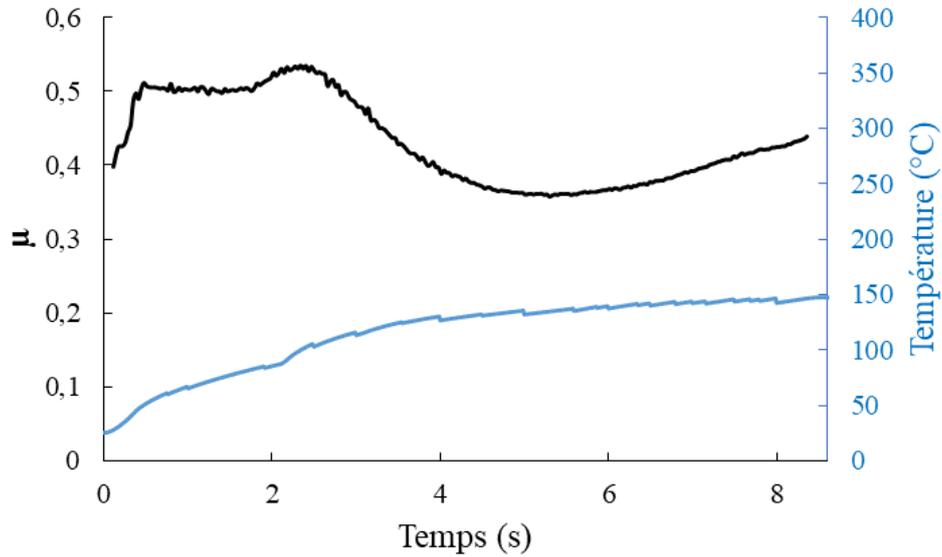
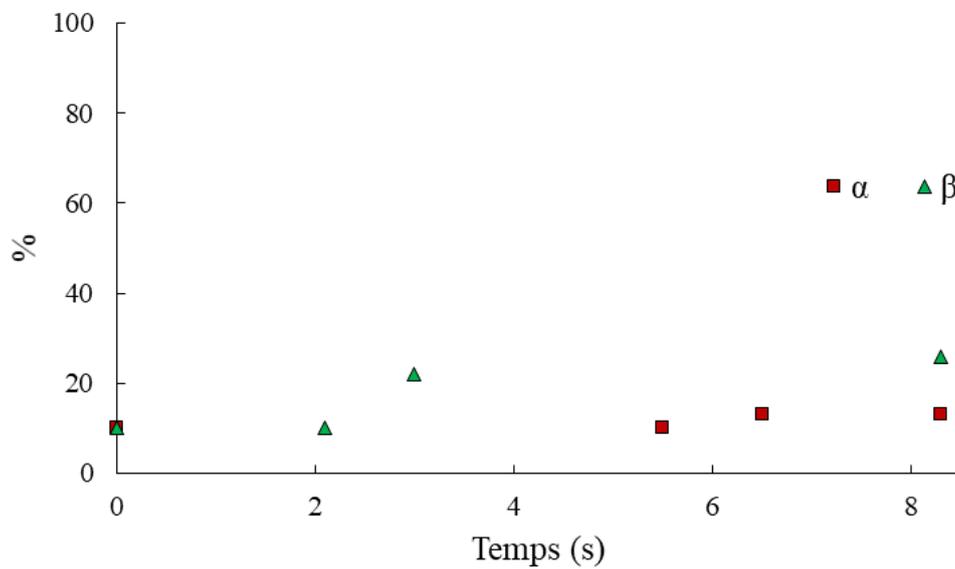


Figure 15: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 16: Évolution α et de β au cours du temps

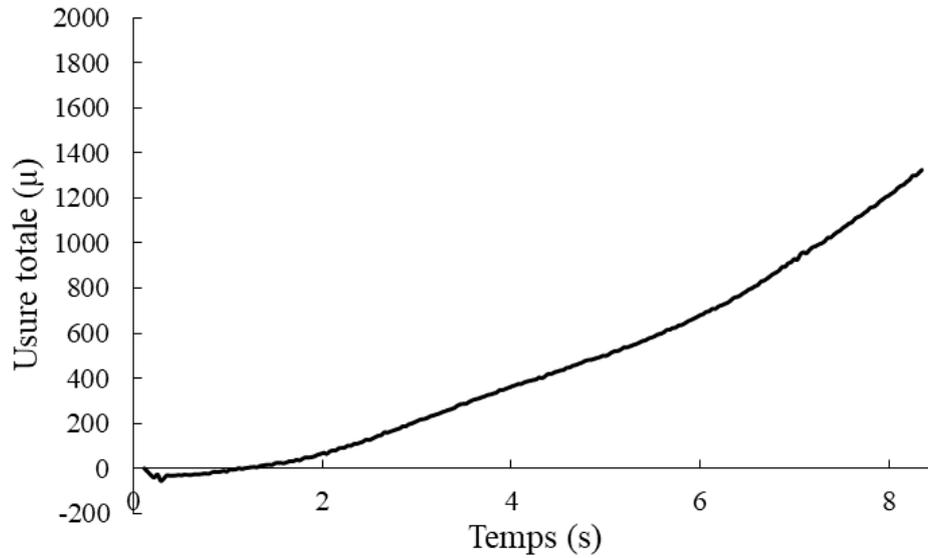


Figure 17: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 8: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (μm)	350,9	600

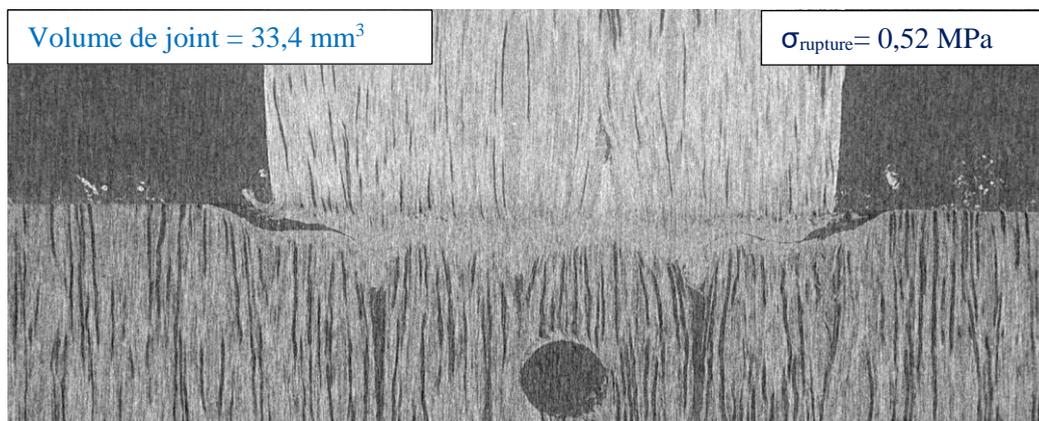


Figure 18: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-4

Essai-5

Tableau 9: Paramètres utilisés pour l'essai-5 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
3	N_3	7	50	40	0	8,52 – 13,28	8	0	0

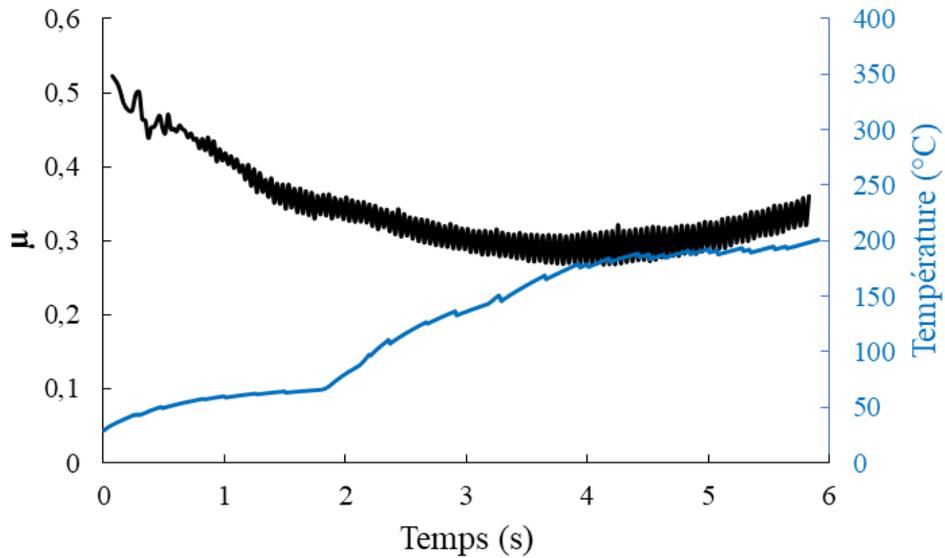
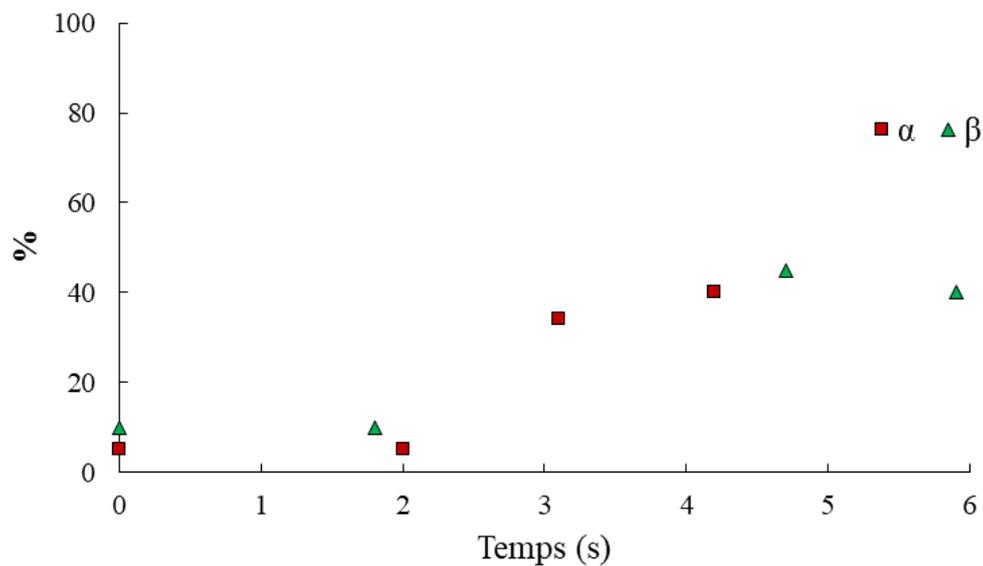


Figure 19: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 20: Évolution α et de β au cours du temps

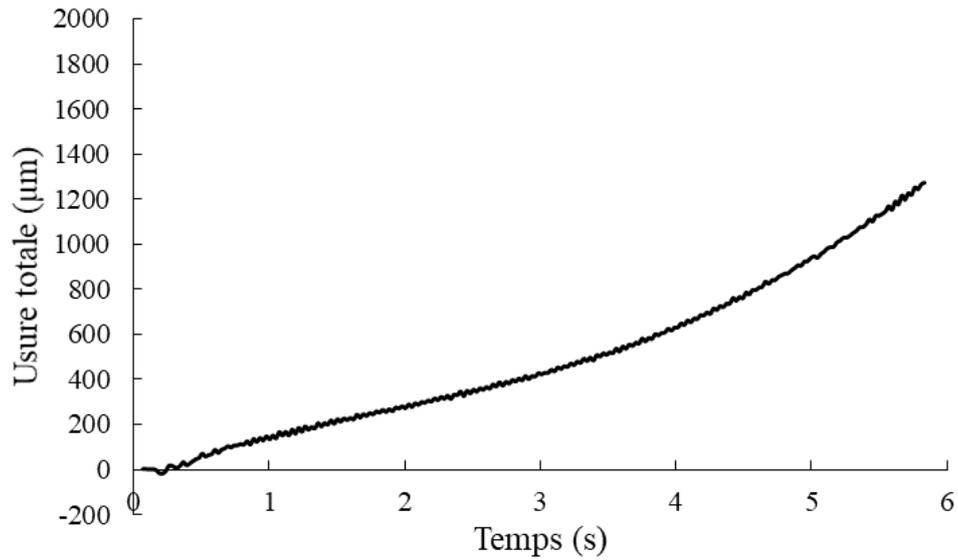


Figure 21: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 10: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	264,1	753,3

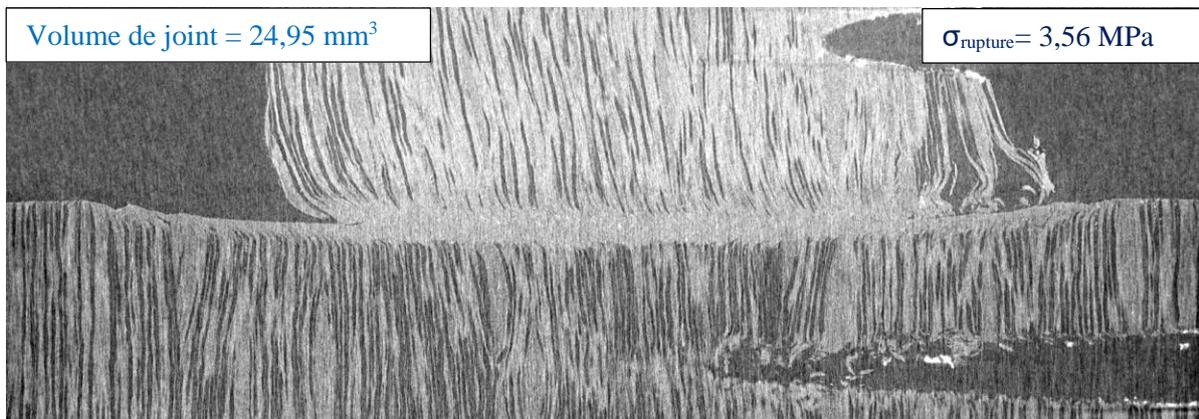


Figure 22: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-5

Essai-6

Tableau 11: Paramètres utilisés pour l'essai-6 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
3	N_1	0	80	35	12	0,56 – 1,23	8	0	0

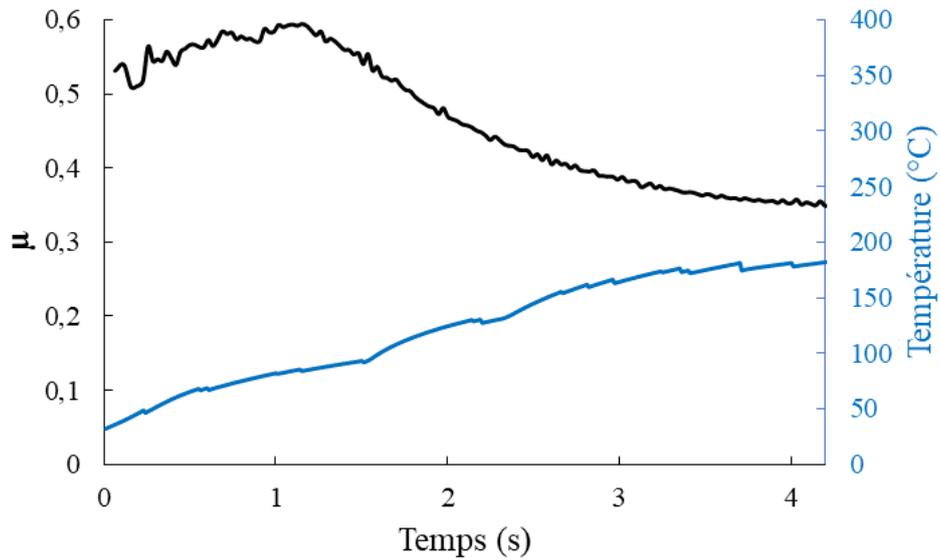
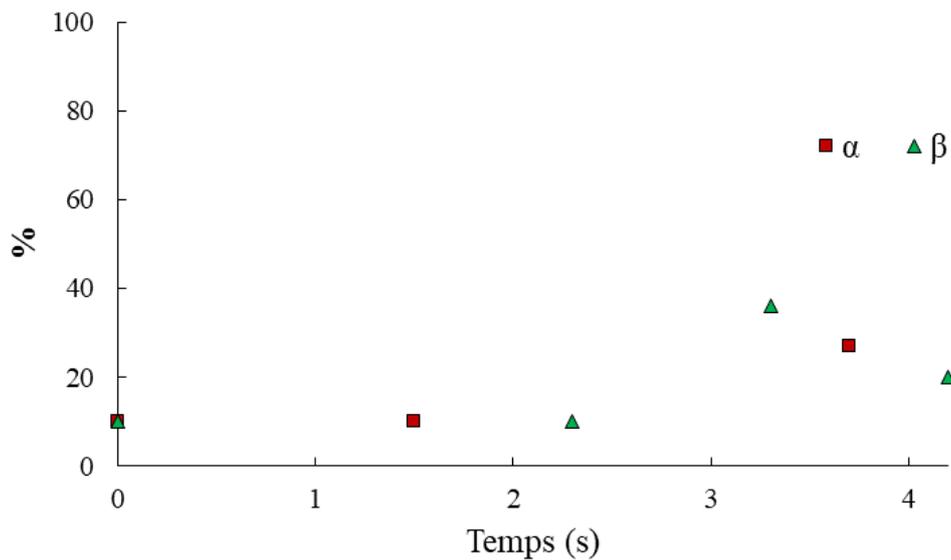


Figure 23: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 24: Évolution α et de β au cours du temps

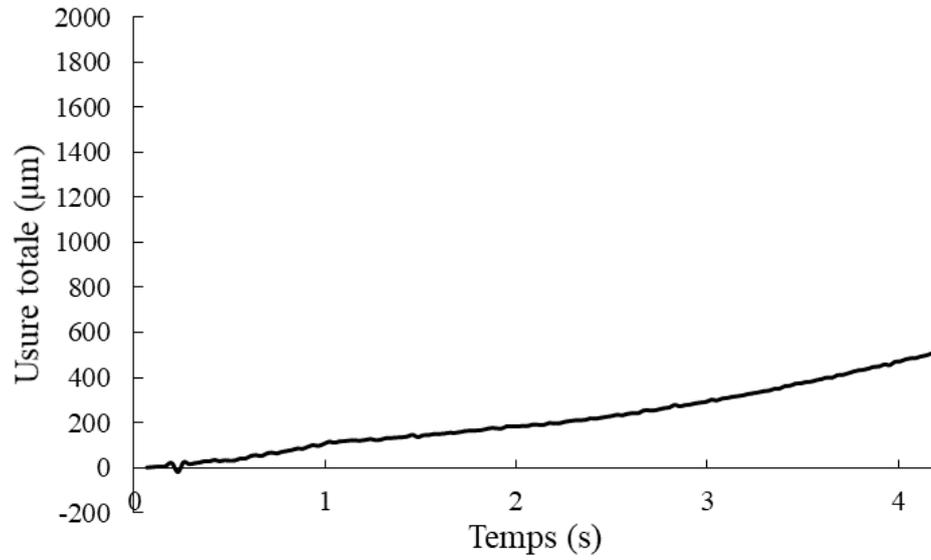


Figure 25: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 12: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	266,8	360

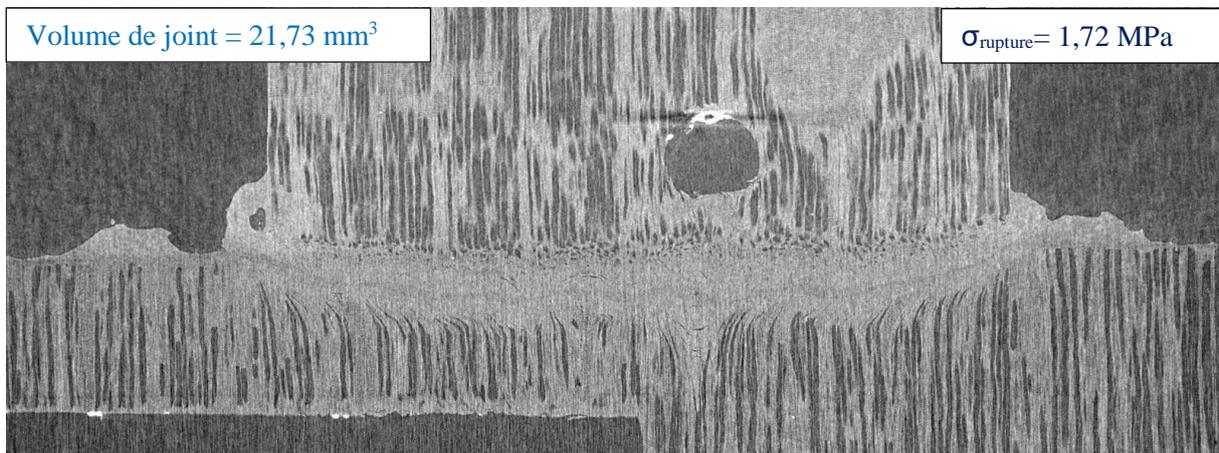


Figure 26: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-6

Essai-7

Tableau 13: Paramètres utilisés pour l'essai-7 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
7	N_3	0	80	40	12	8,52 – 13,28	2	45	0

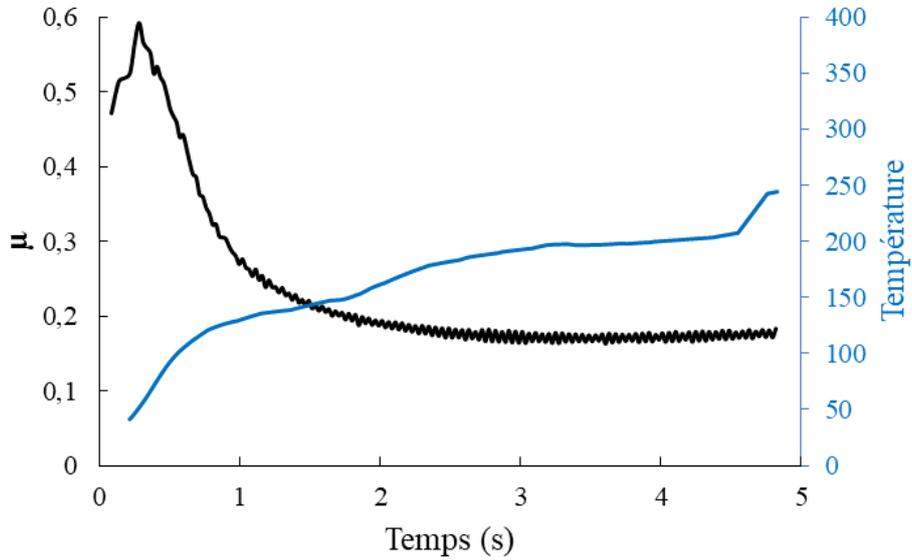


Figure 27: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

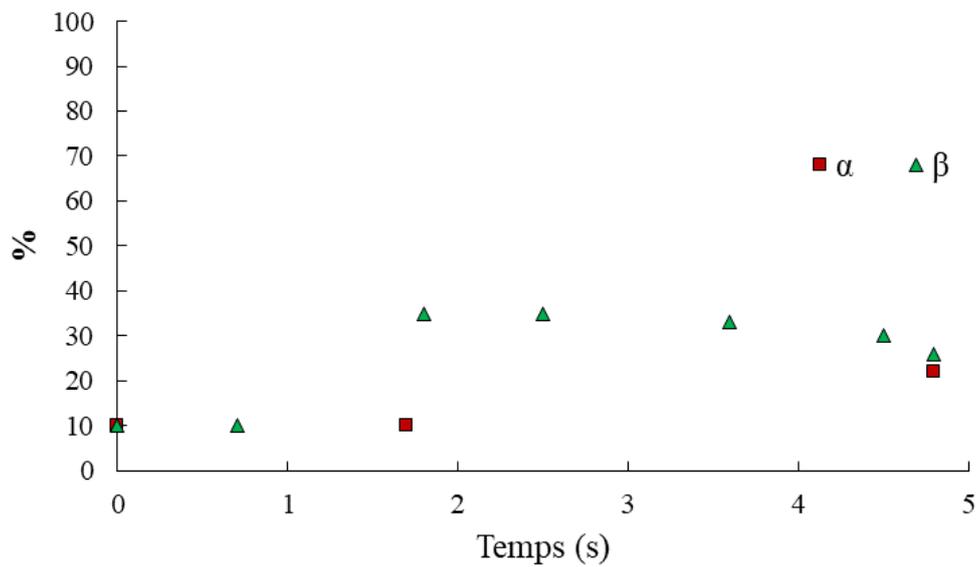


Figure 28: Évolution α et de β au cours du temps

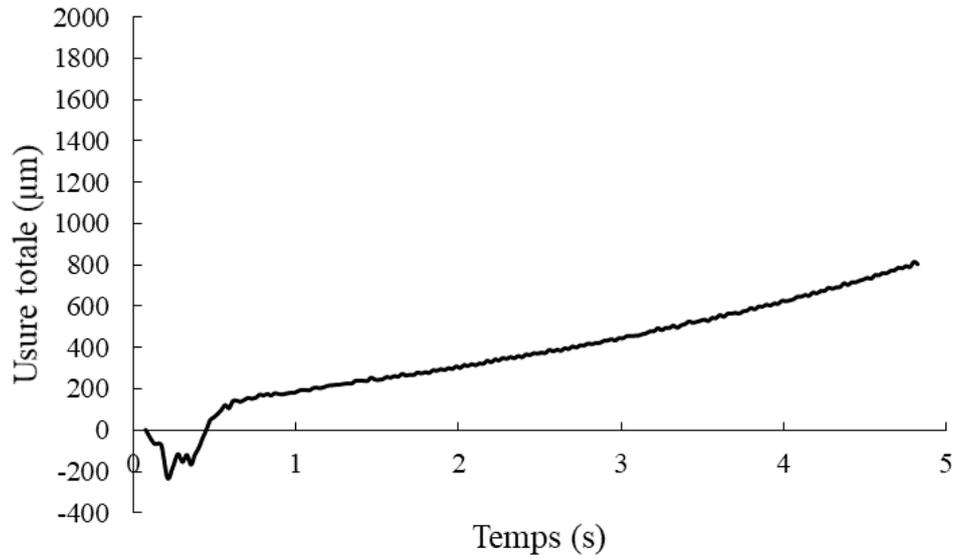


Figure 29: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 14: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (μm)	528,2	880

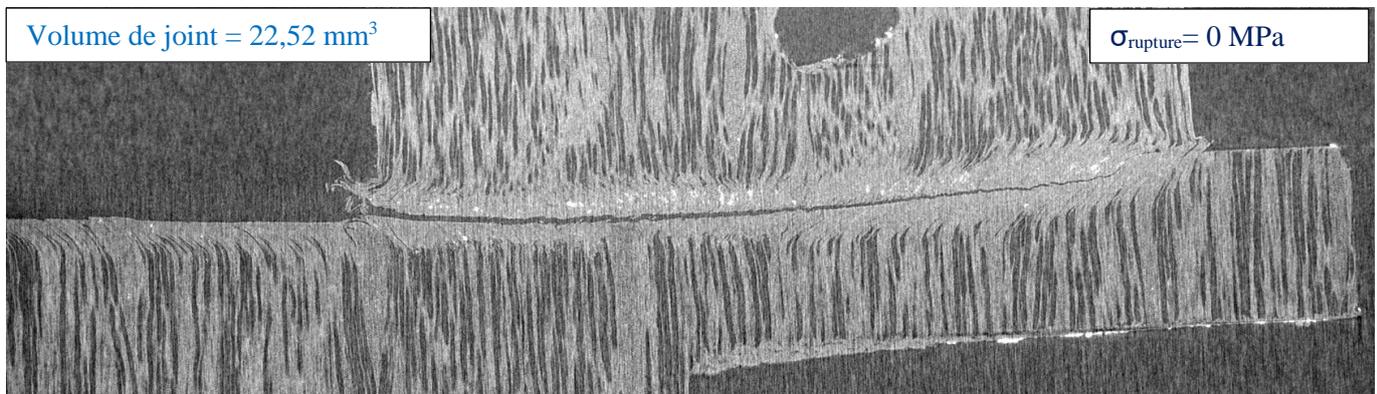


Figure 30: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-7

Essai-8

Tableau 15: Paramètres utilisés pour l'essai-8 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
7	N_1	0	50	30	12	0,56 – 1,23	2	90	90

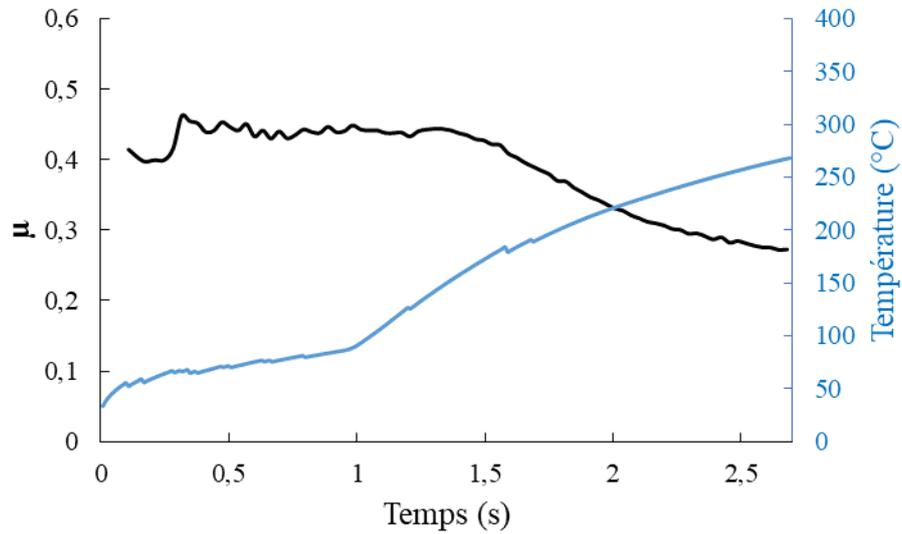


Figure 31: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

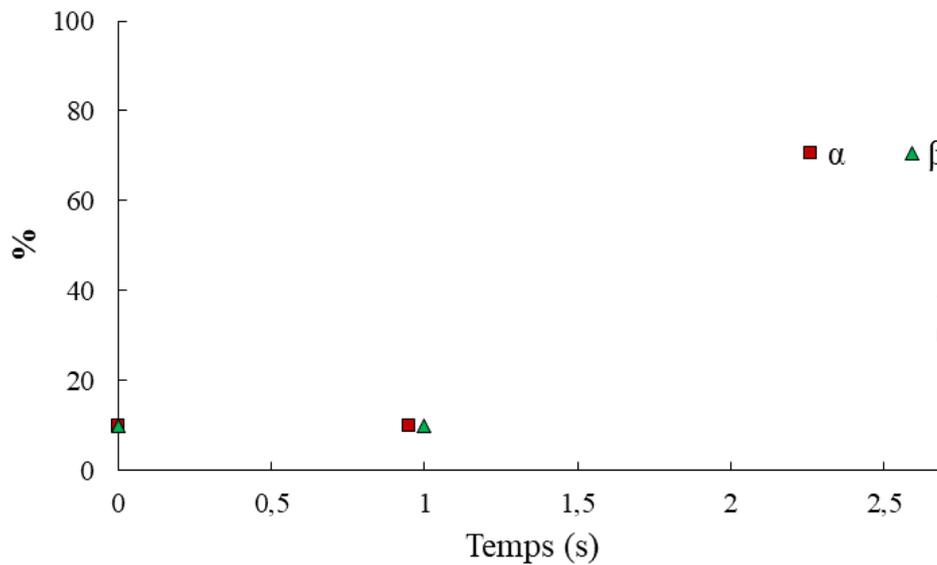


Figure 32: Évolution α et de β au cours du temps

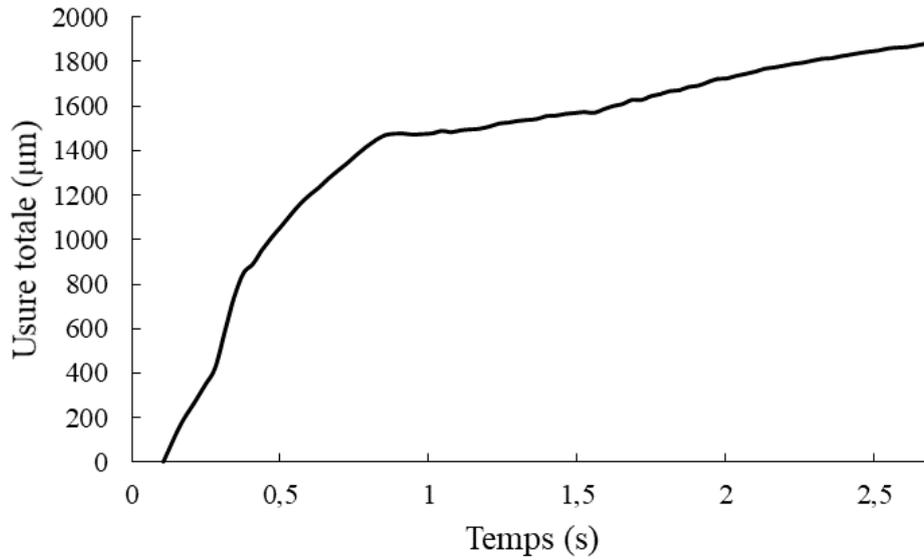


Figure 33: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 16: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	156,5	370

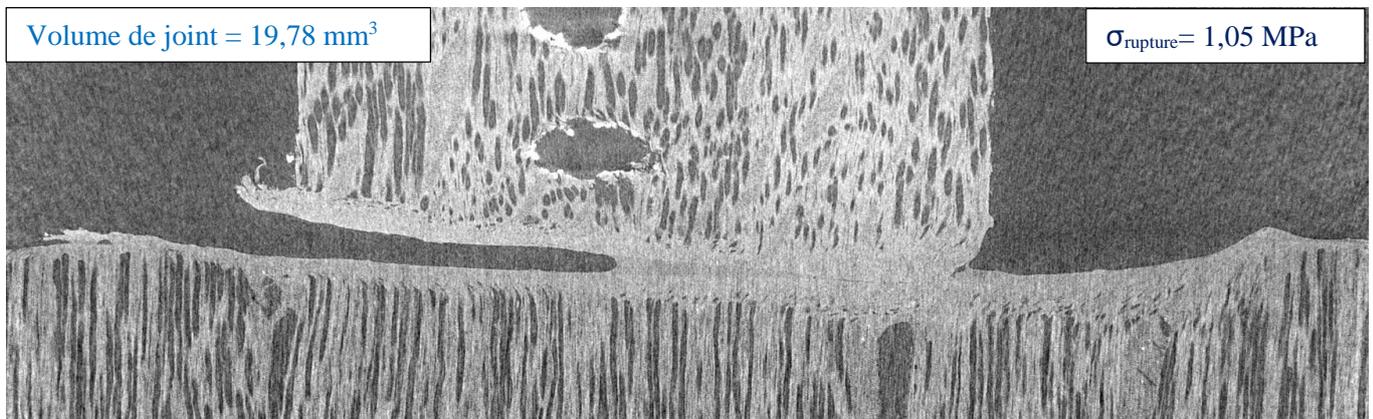


Figure 34: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-8

Essai-9

Tableau 17: Paramètres utilisés pour l'essai-9 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
7	N_1	3	20	40	12	8,52 – 13,28	8	0	90

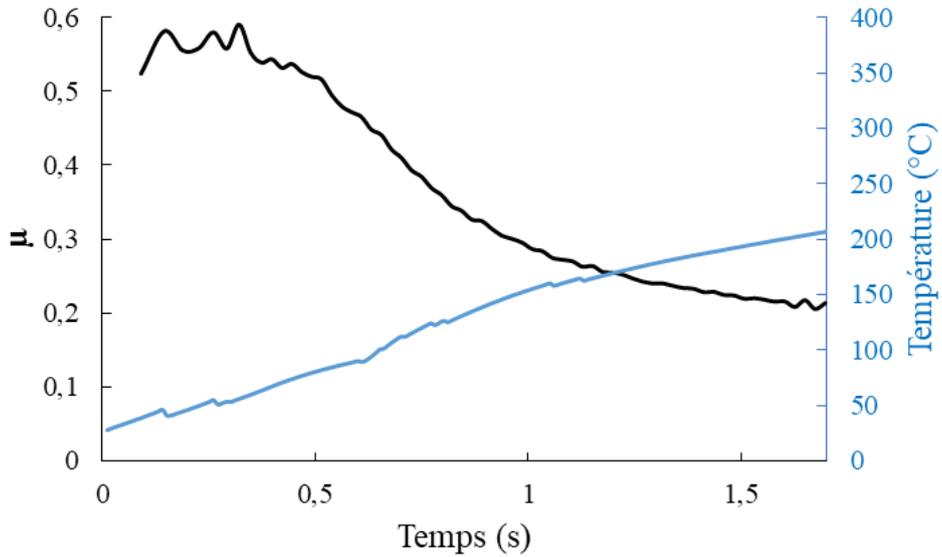


Figure 35: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

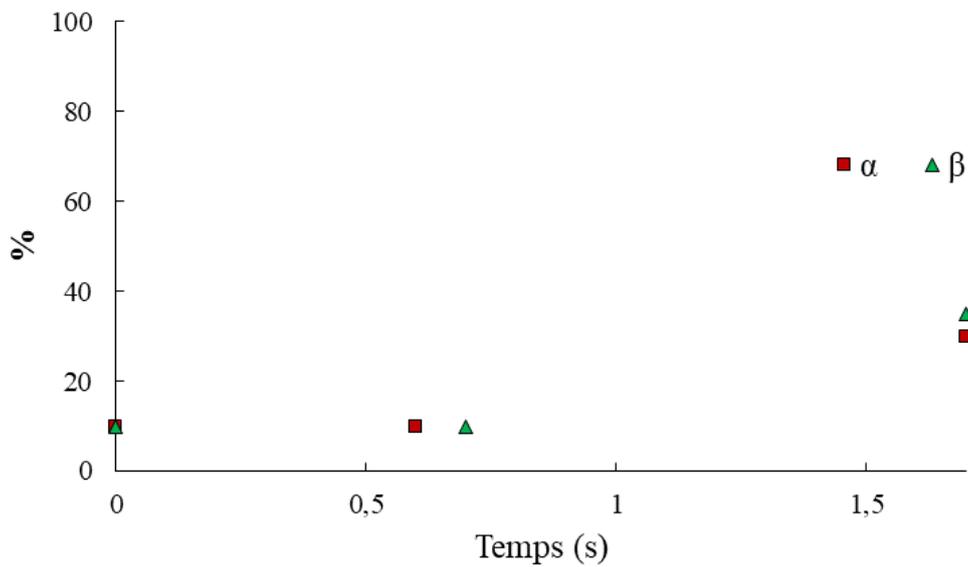


Figure 36: Évolution α et de β au cours du temps

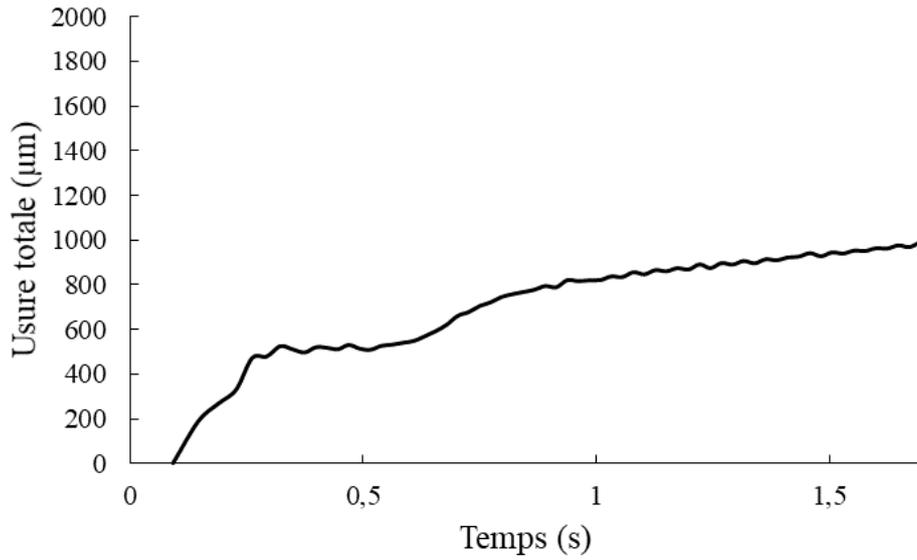


Figure 37: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 18: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	110	396,6

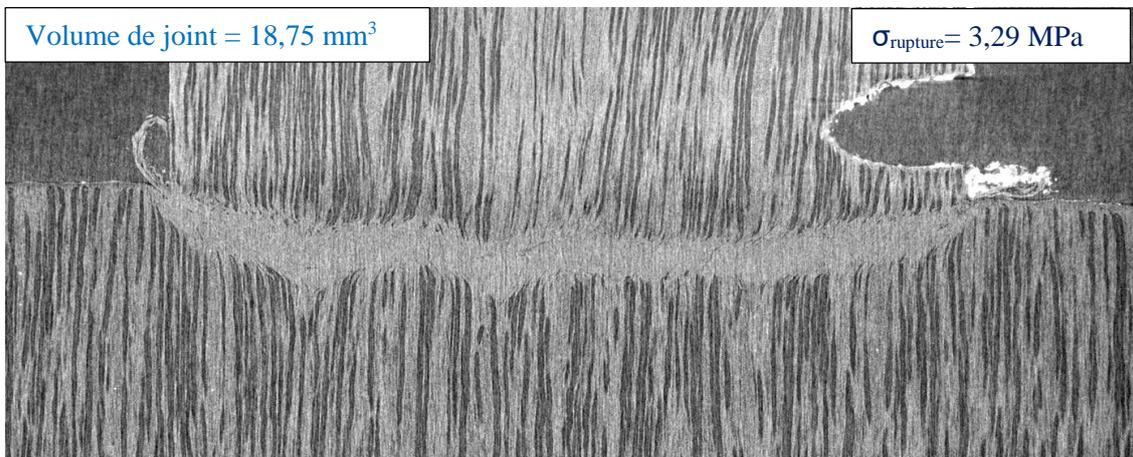


Figure 38: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-9

Essai-10

Tableau 19: Paramètres utilisés pour l'essai-10 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
7	N_3	0	80	30	0	4,31 – 6,7	8	0	90

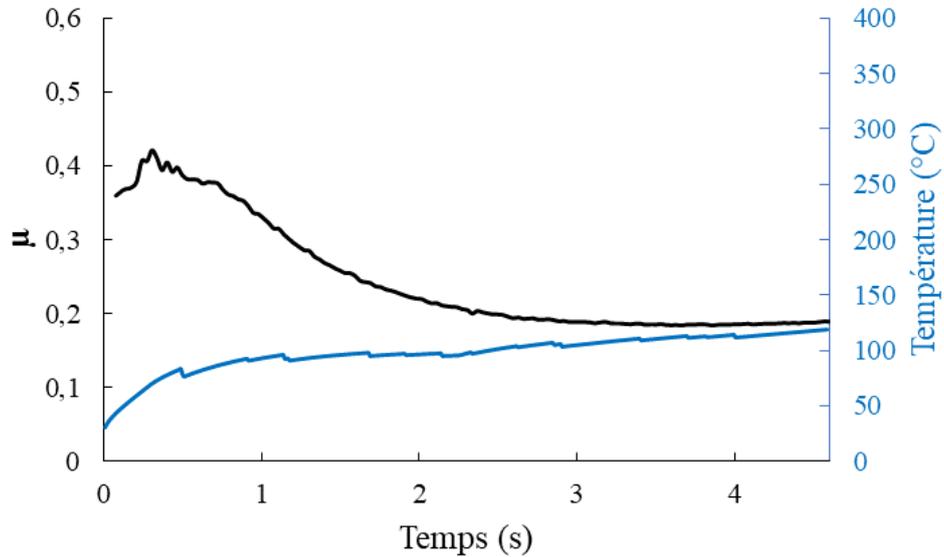
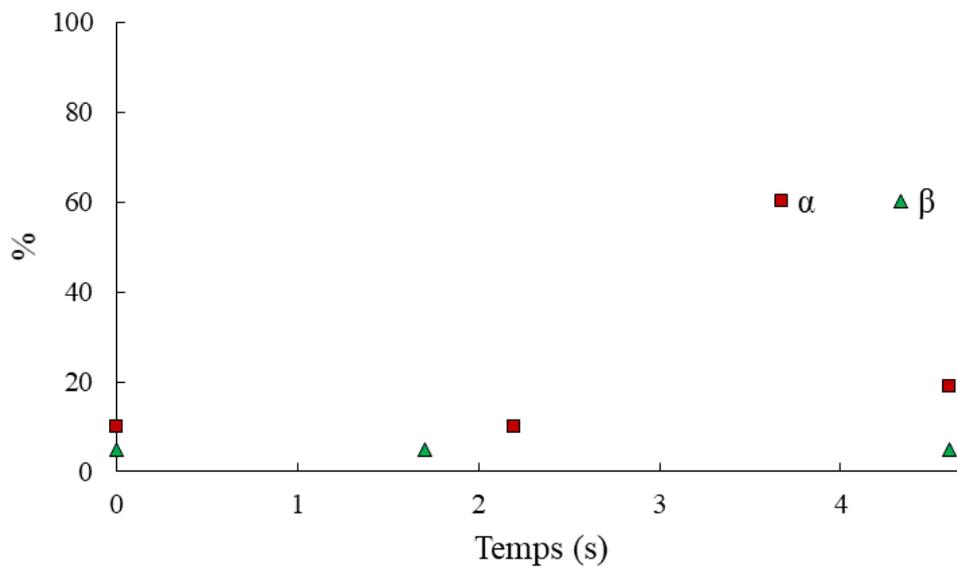


Figure 39: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 40: Évolution α et de β de au cours du temps

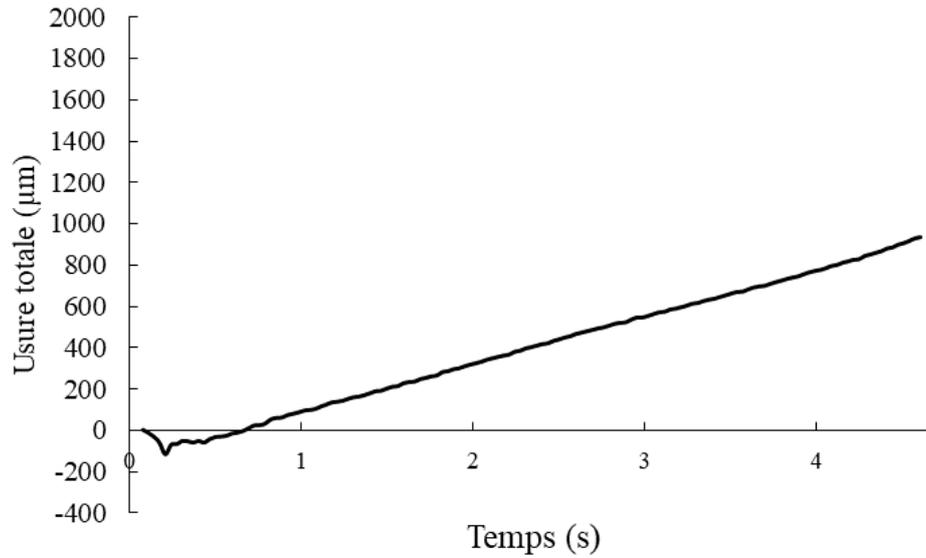


Figure 41: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 20: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	236,7	716,6

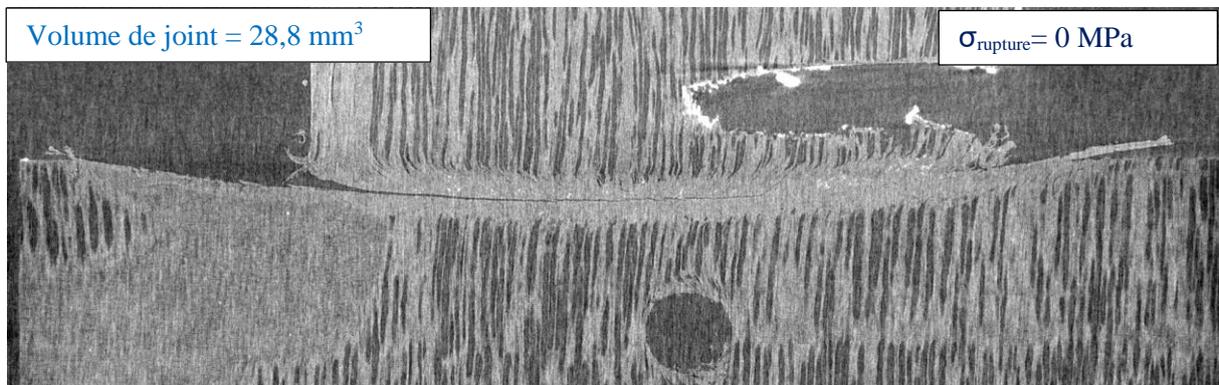


Figure 42: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-10

Essai-11

Tableau 21: Paramètres utilisés pour l'essai-10 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
3	N_2	6	80	30	12	8,52 – 13,28	2	0	90

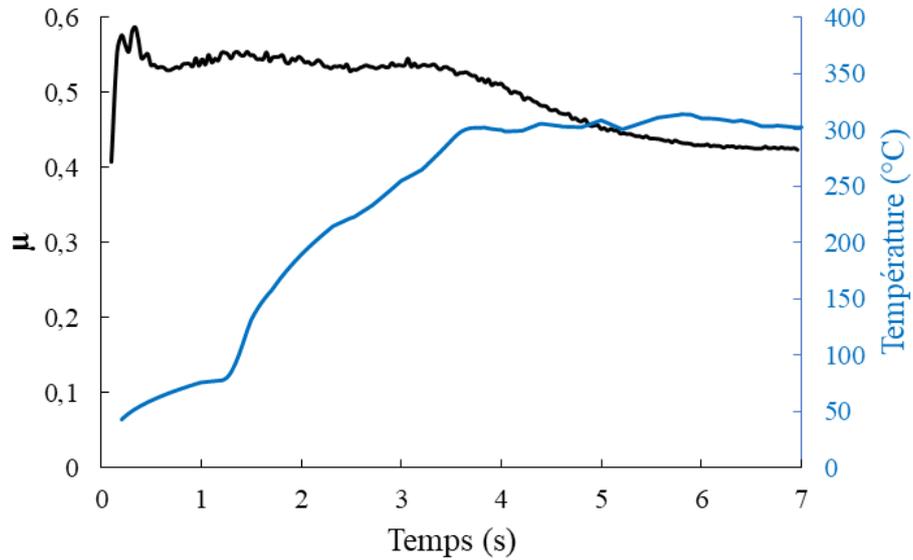
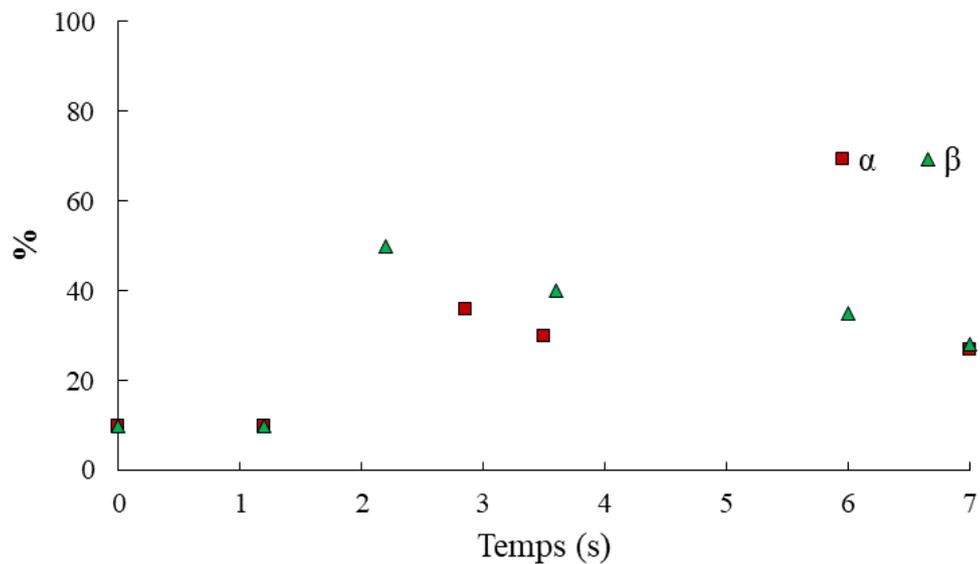


Figure 43: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 44: Évolution α et de β au cours du temps

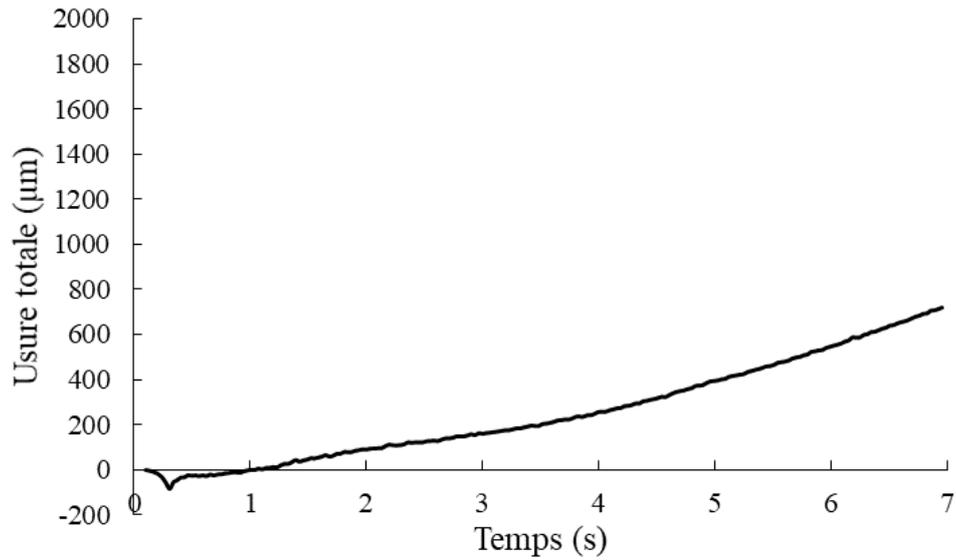


Figure 45: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 22: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	248,7	430

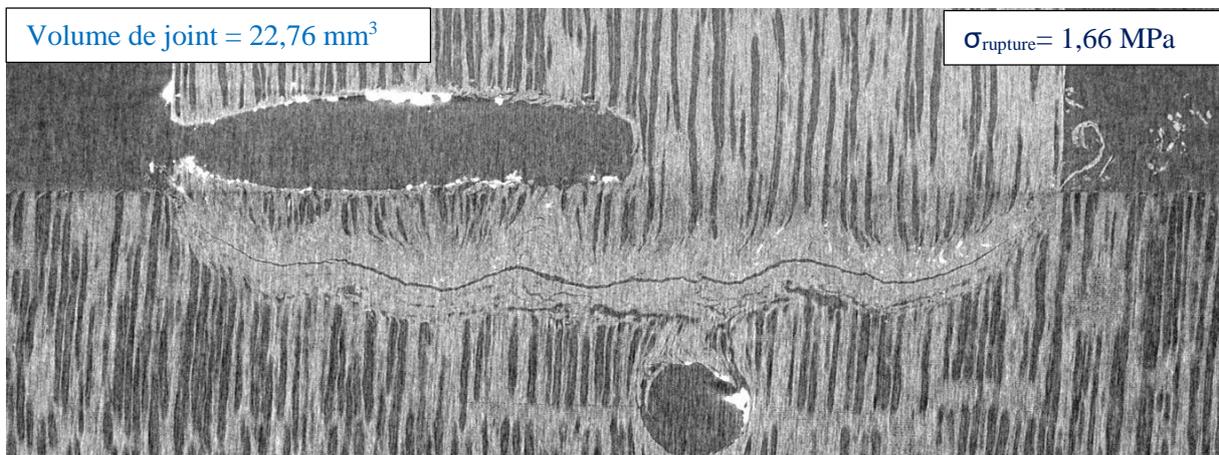


Figure 46: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-11

Essai-12

Tableau 23: Paramètres utilisés pour l'essai-10 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
5	N_3	6	80	40	12	0,56 – 1,23	8	90	90

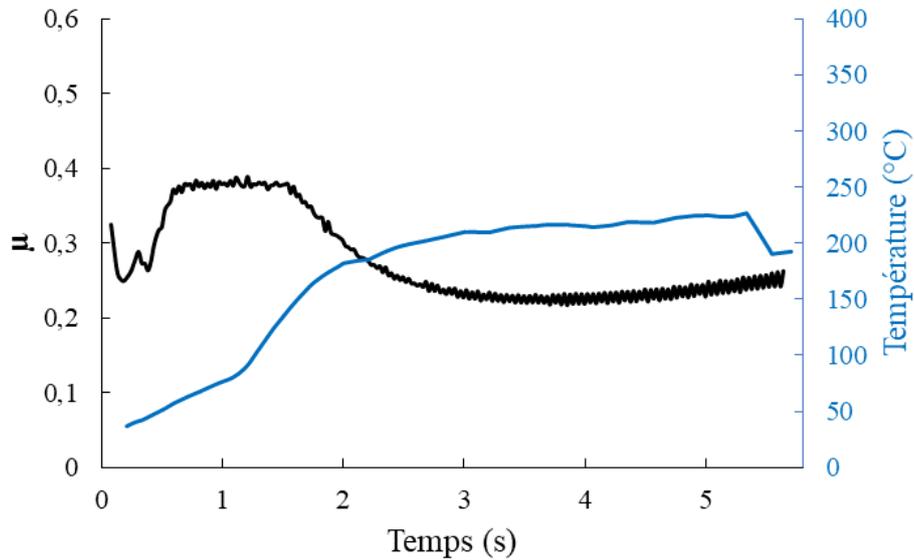
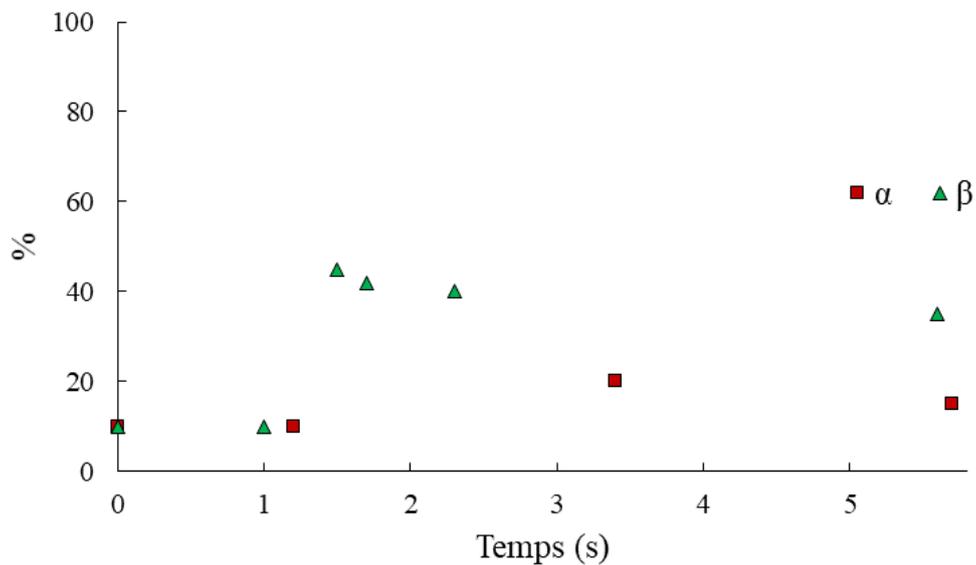


Figure 47: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 48: Évolution α et de β au cours du temps

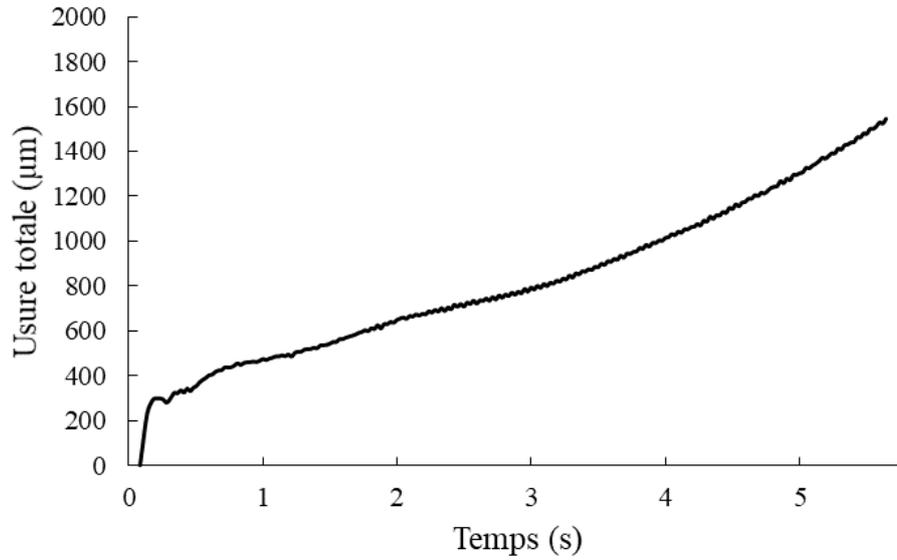


Figure 49: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 24: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	317	486,6

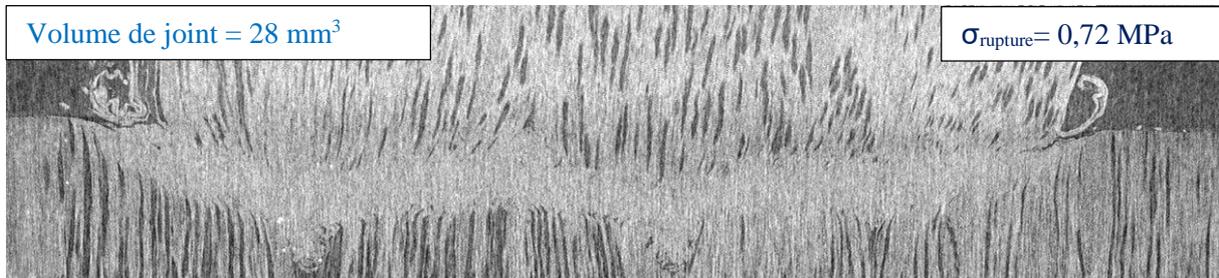


Figure 50: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-12

Essai-13

Tableau 25: Paramètres utilisés pour l'essai-13 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
3	N_3	0	20	40	6	0,56 – 1,23	2	0	90

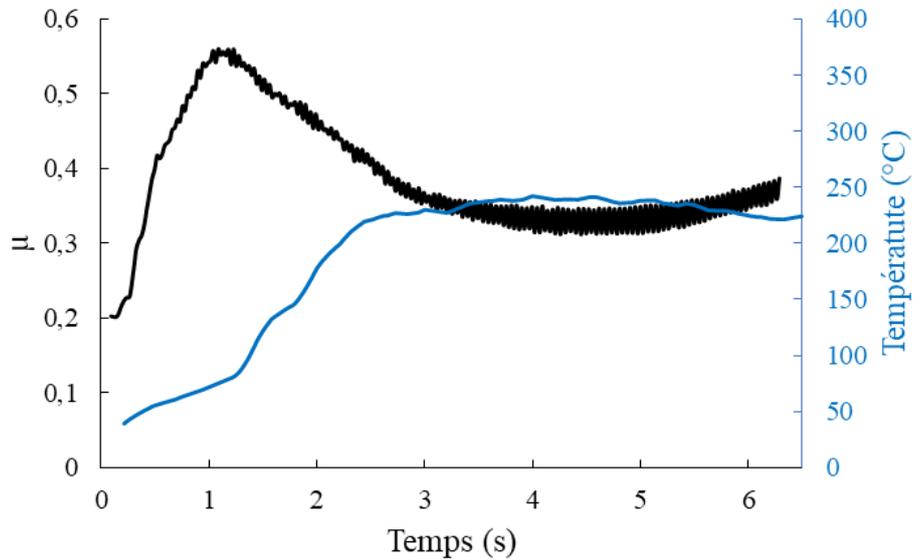
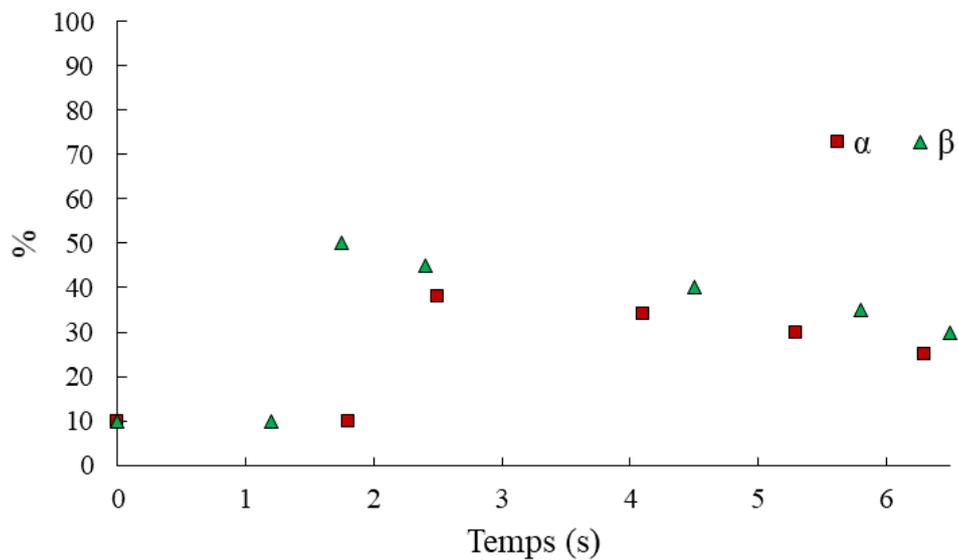


Figure 51: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 52: Évolution α et de β au cours du temps

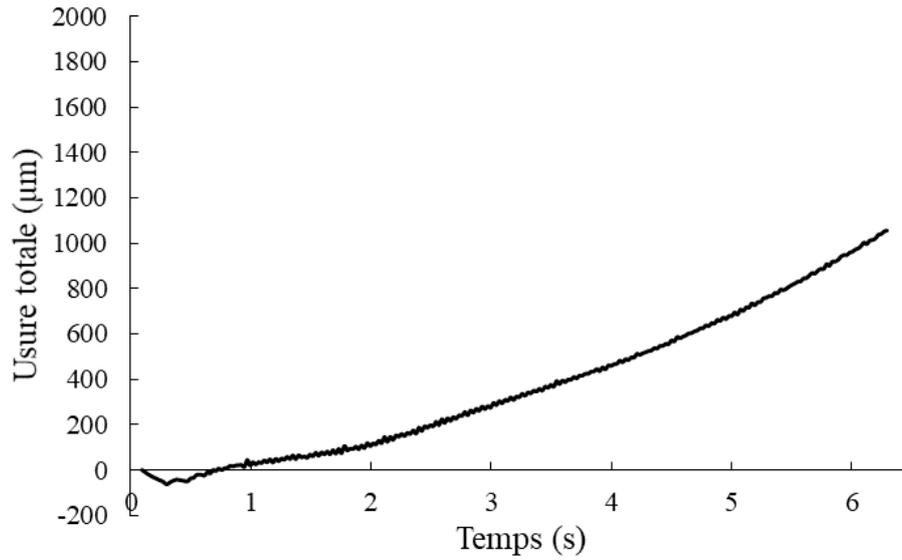


Figure 53: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 26: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (μm)	440,3	813,3

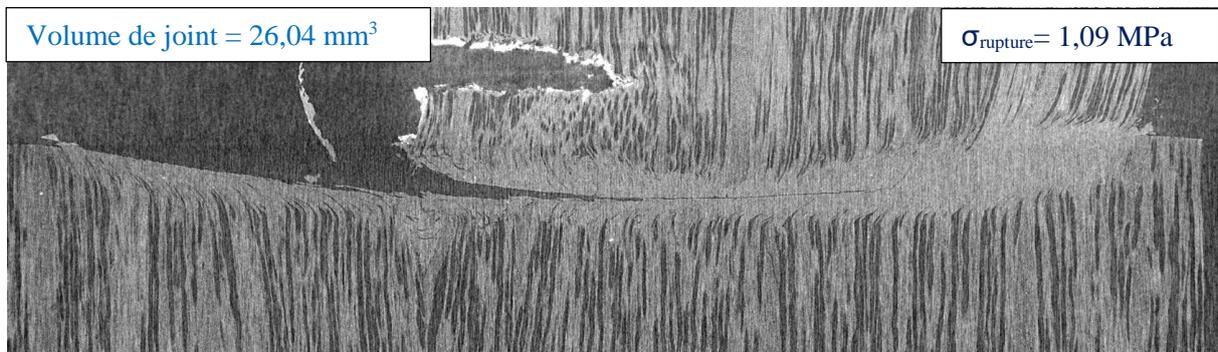


Figure 54: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-13

Essai-14

Tableau 27: Paramètres utilisés pour l'essai-14 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
3	N_1	6	20	40	12	4,31 – 6,7	2	90	0

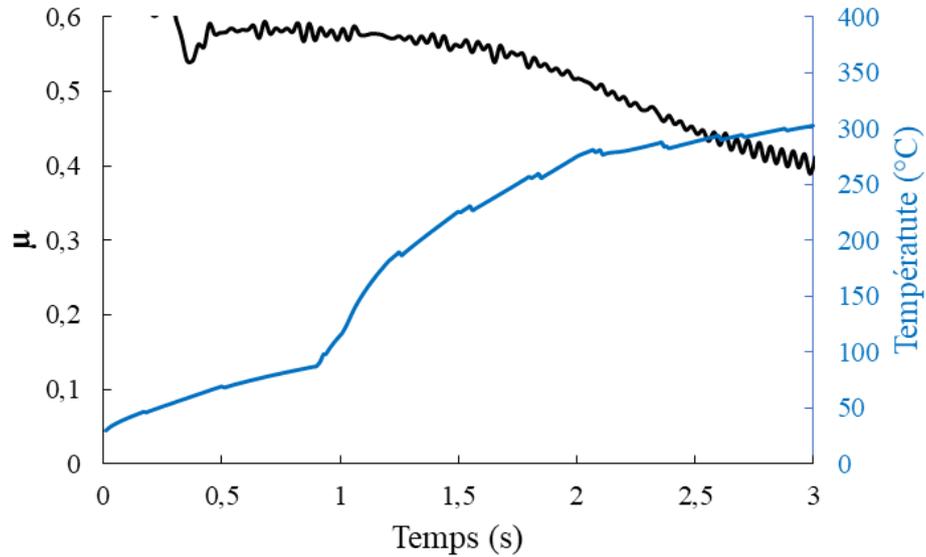
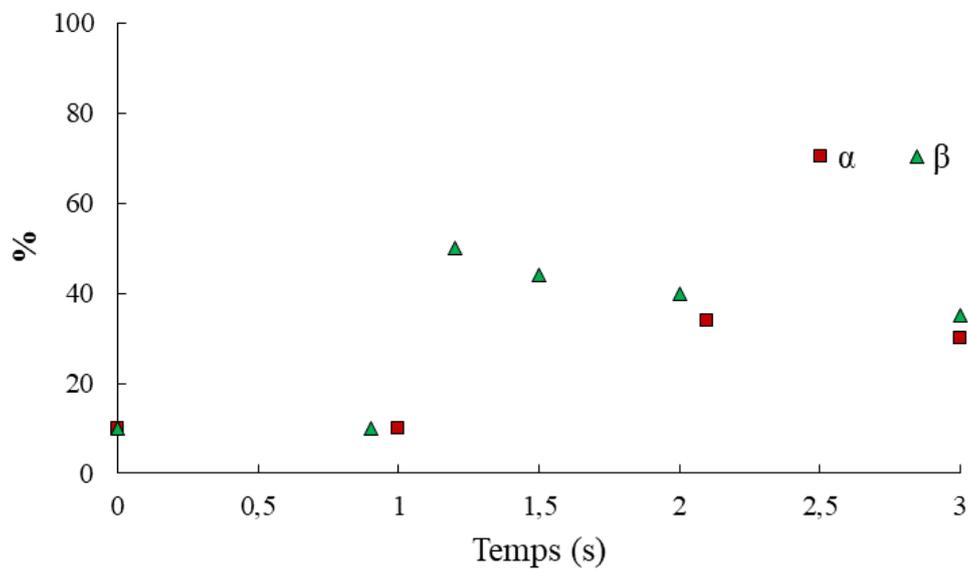


Figure 55: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 56: Évolution α et de β au cours du temps

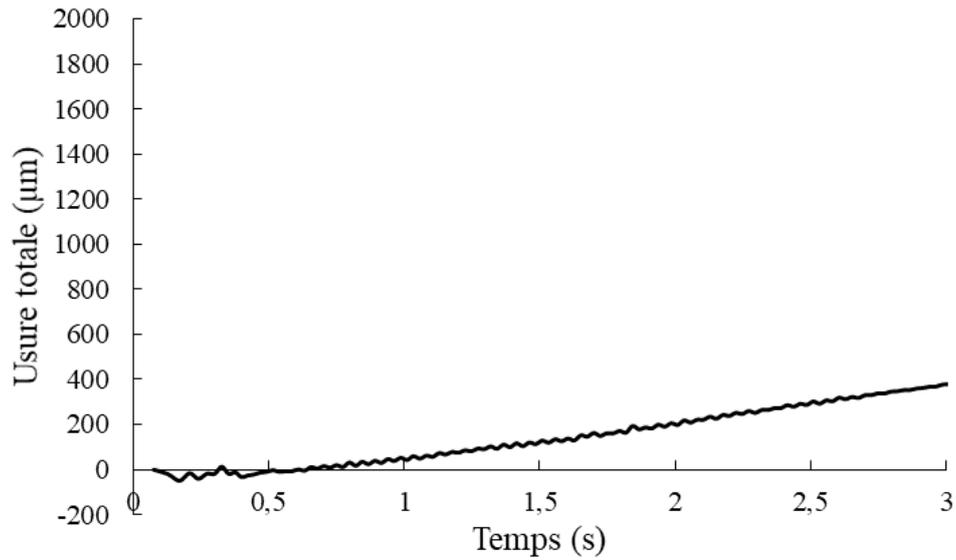


Figure 57: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 28: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	86,6	190

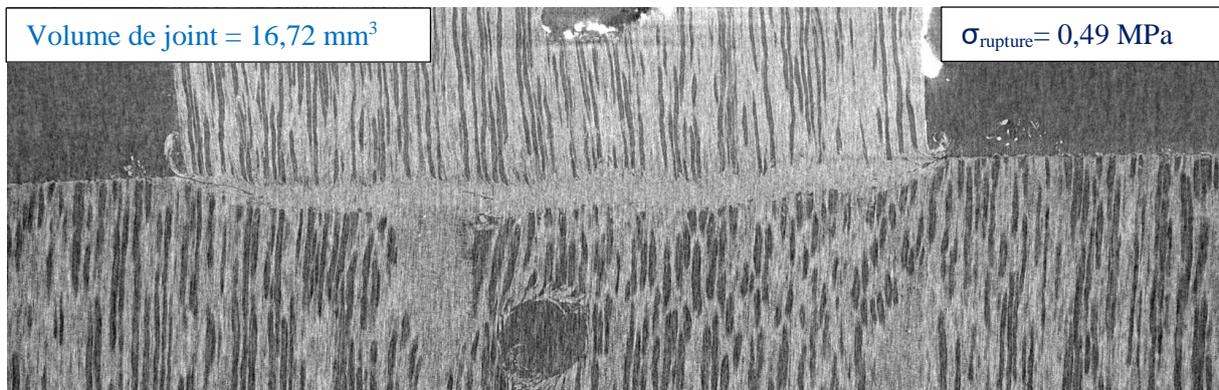


Figure 58: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-14

Essai-15

Tableau 29: Paramètres utilisés pour l'essai-15 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
3	N_3	0	20	30	12	8,52 – 13,28	8	90	45

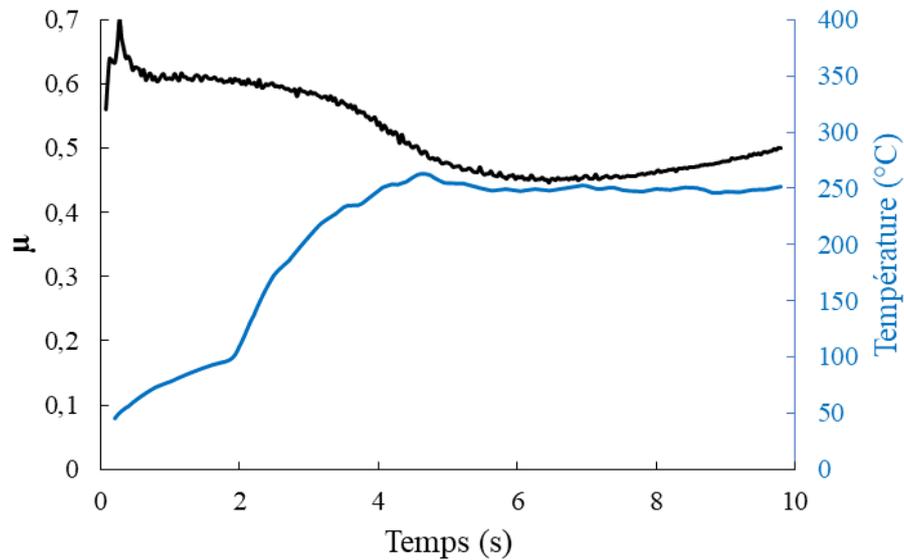
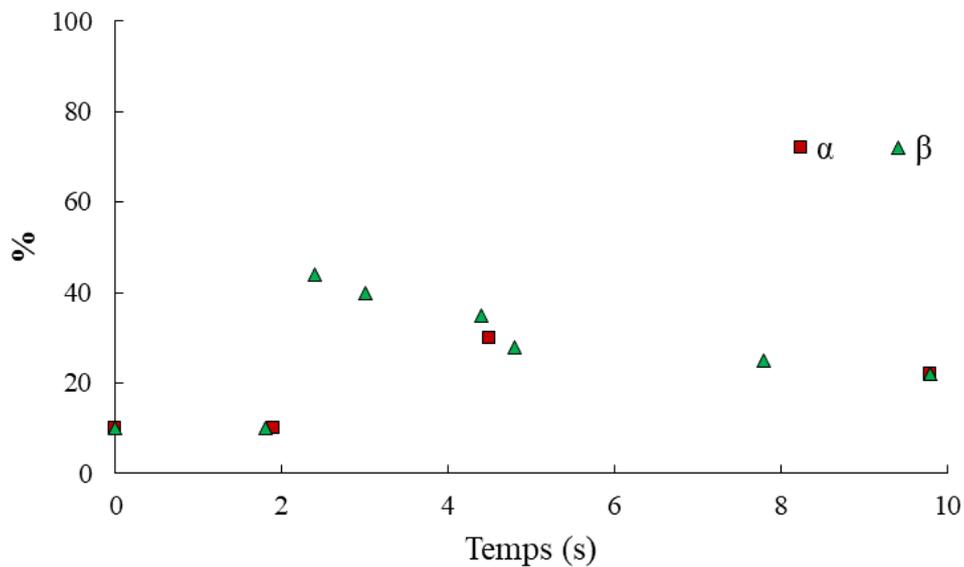


Figure 59: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 60: Évolution α et de β au cours du temps

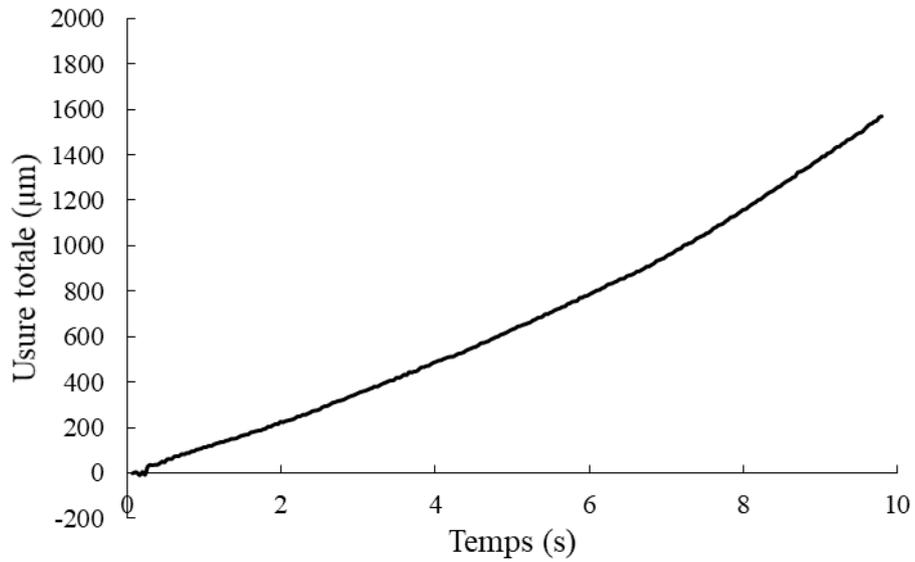


Figure 61: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 30: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (μm)	308,7	756,6

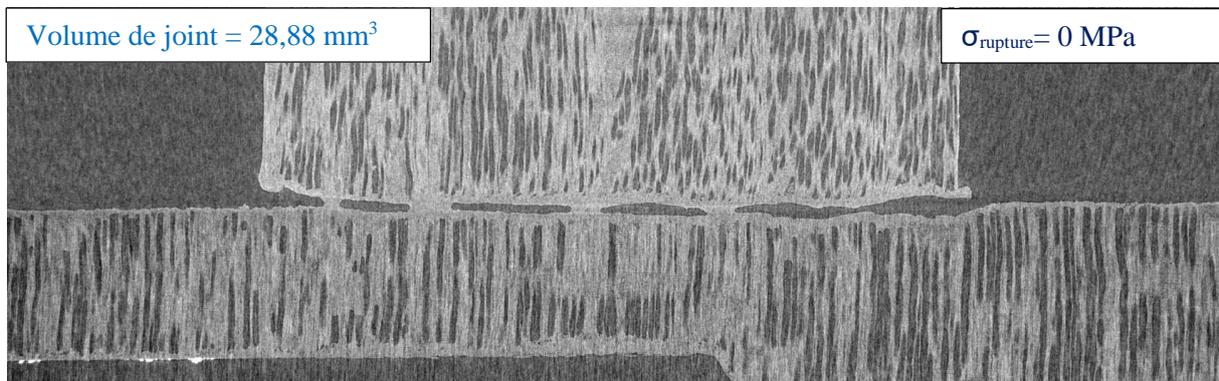


Figure 62: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-15

Essai-16

Tableau 31: Paramètres utilisés pour l'essai-16 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
7	N_3	6	20	35	0	8,52 – 13,28	2	90	90

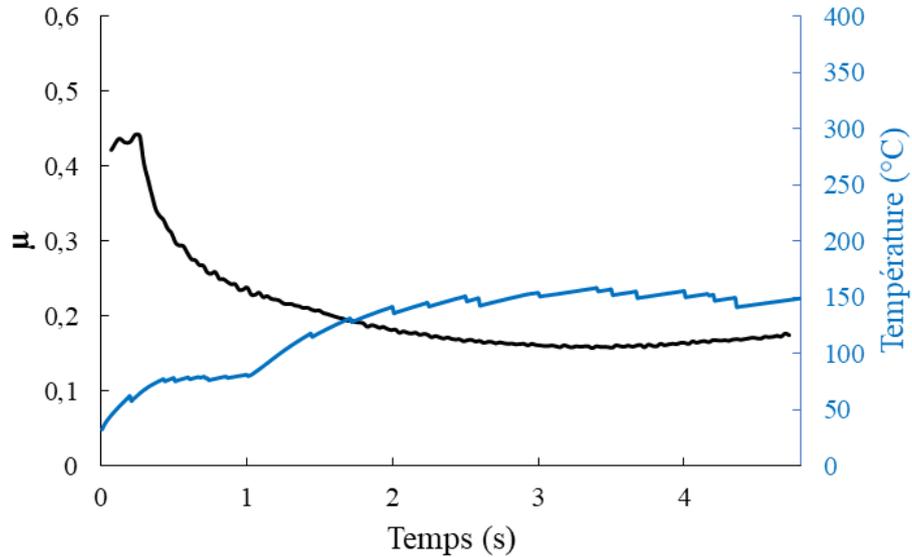
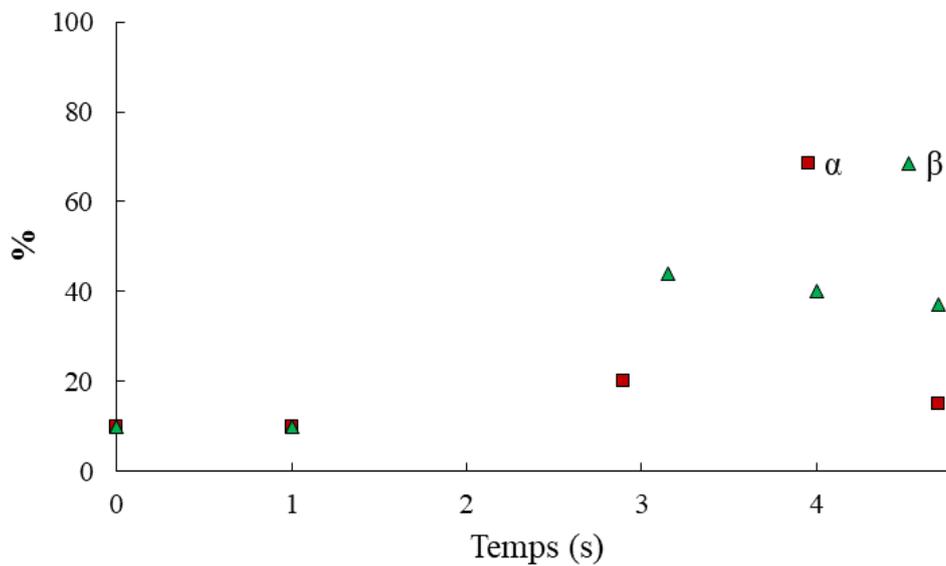


Figure 63: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 64: Évolution α et de β au cours du temps

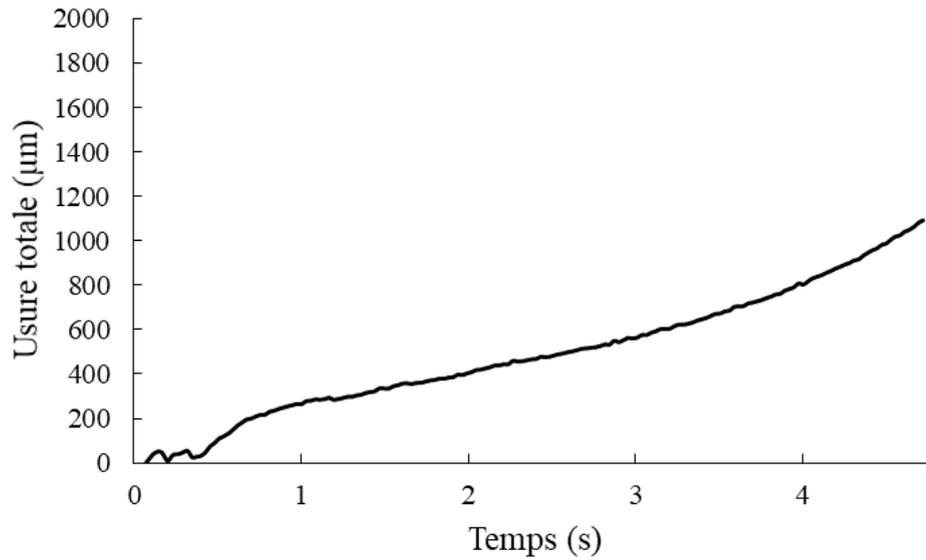


Figure 65: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 32: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (μm)	221,5	1106,6

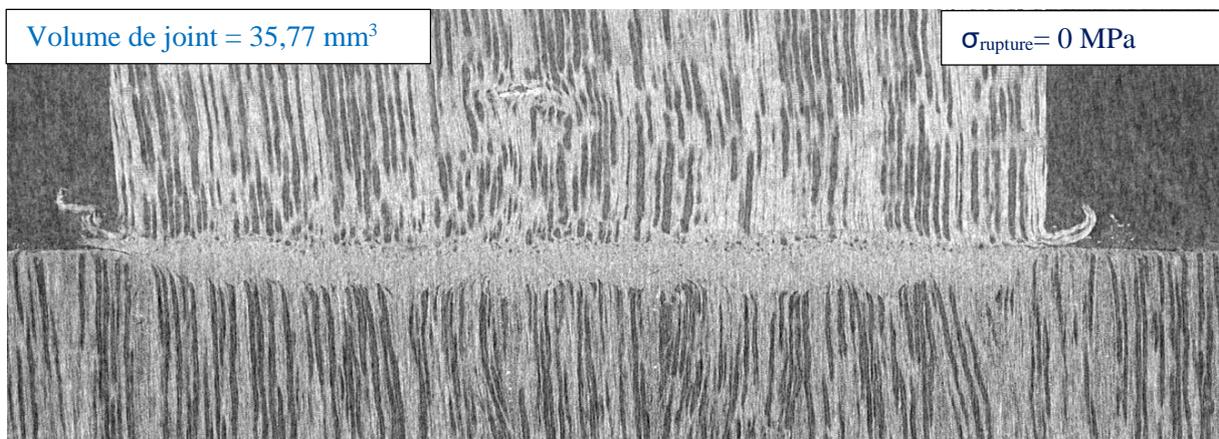


Figure 66: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-16

Essai-17

Tableau 33: Paramètres utilisés pour l'essai-17 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
7	N_2	0	20	40	0	0,56 – 1,23	8	90	0

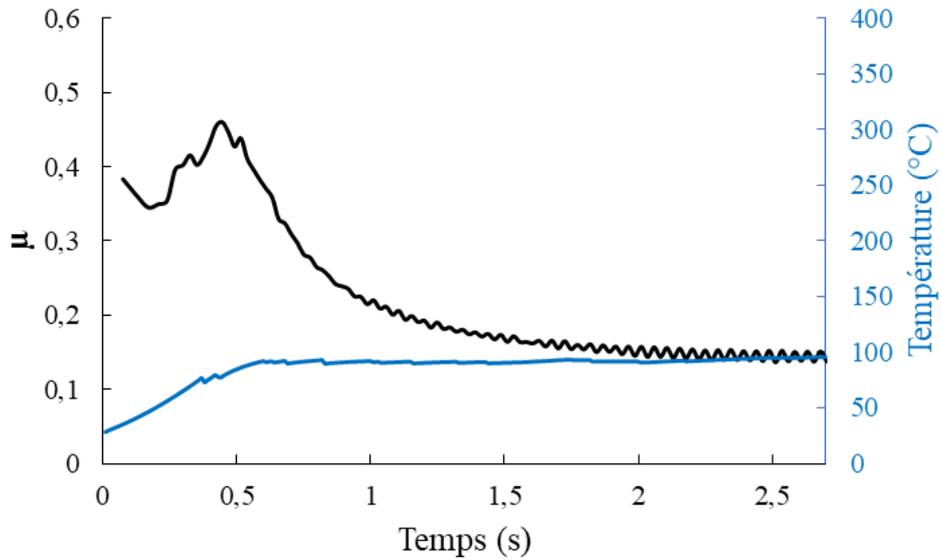
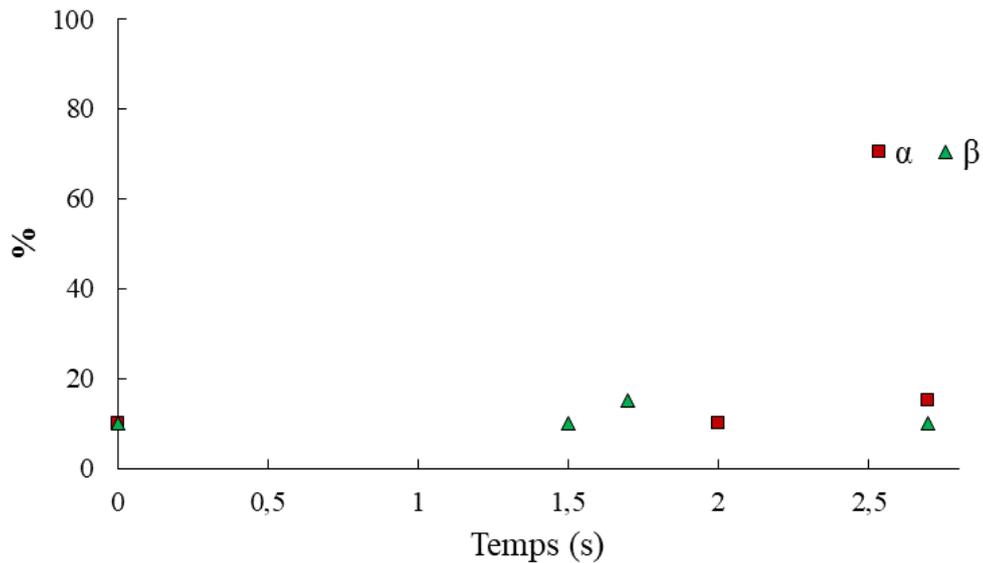


Figure 67: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 68: Évolution α et de β au cours du temps

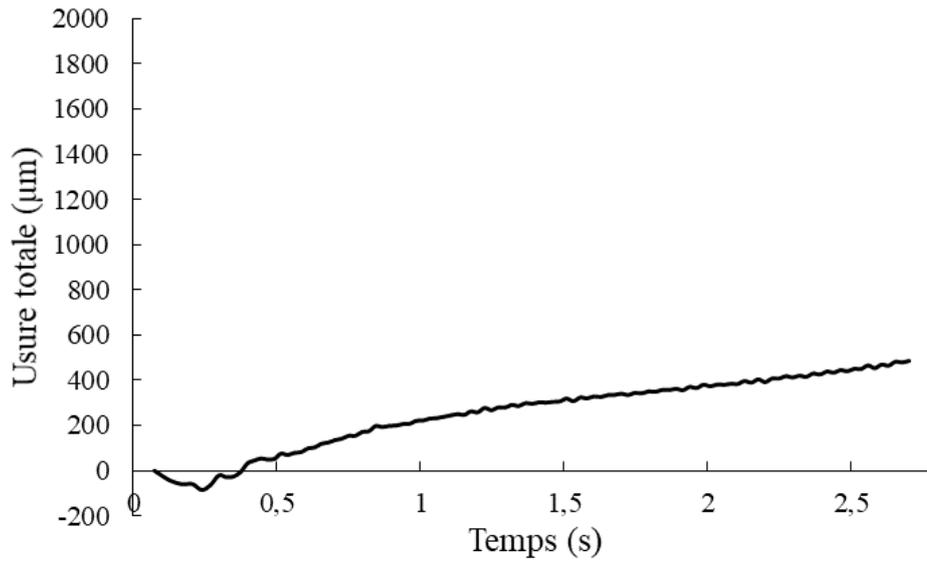


Figure 69: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 34: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	176,6	380

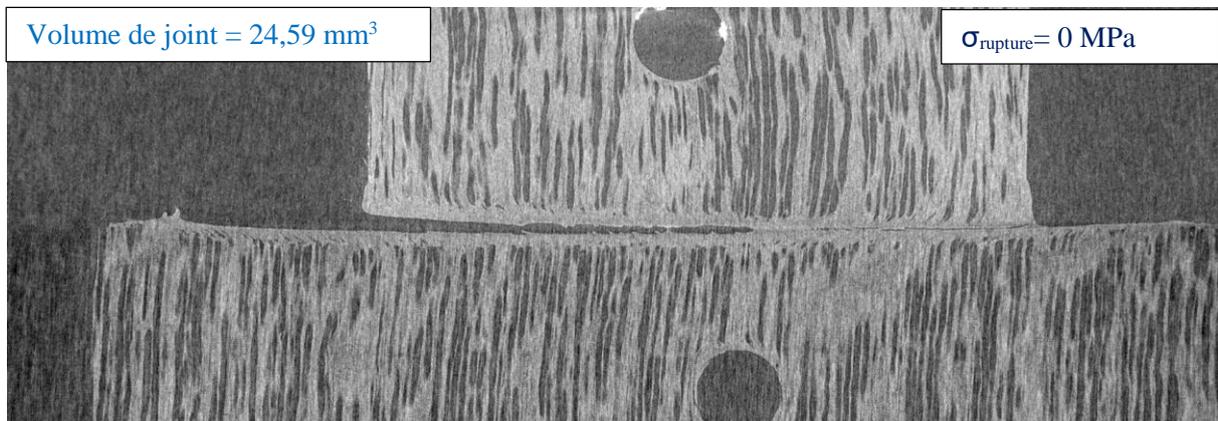


Figure 70: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-17

Essai-18

Tableau 35: Paramètres utilisés pour l'essai-18 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
7	N_1	6	80	40	0	0,56 – 1,23	2	0	45

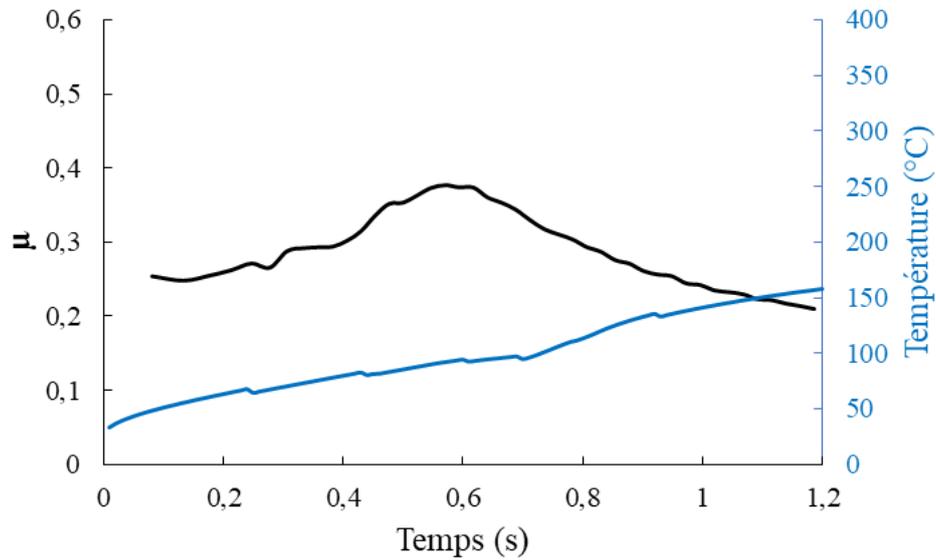
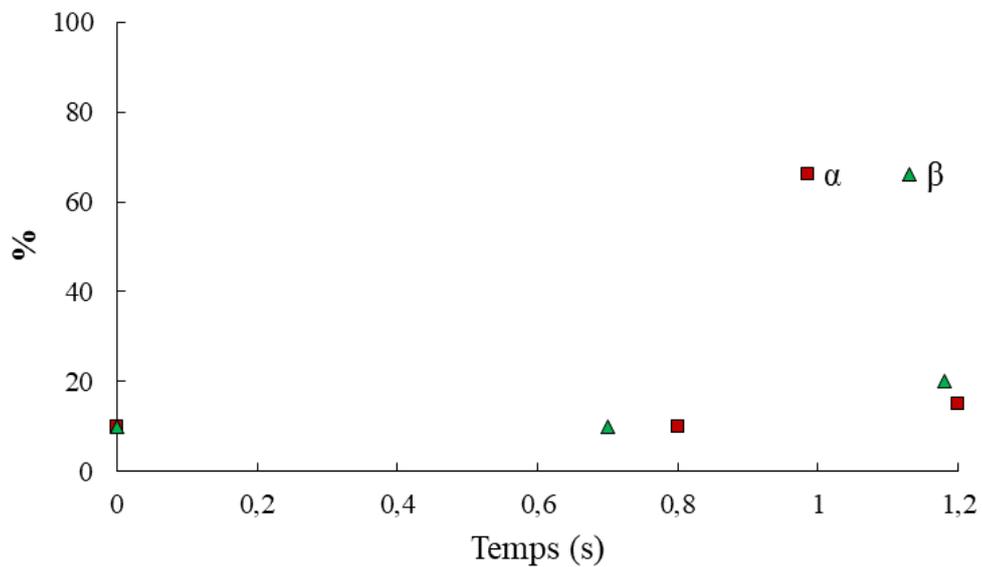


Figure 71: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 72: Évolution α et de β au cours du temps

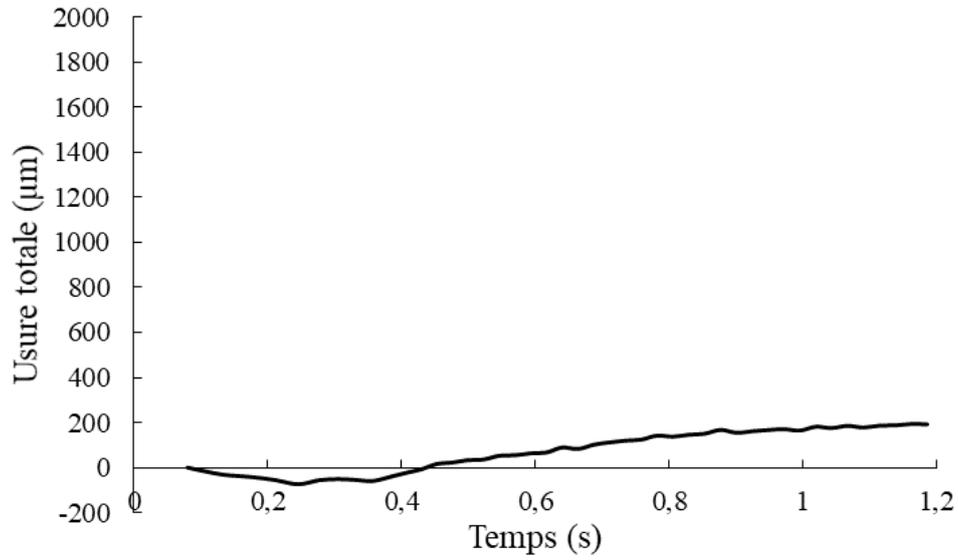


Figure 73: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 36: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	39,01	163,3

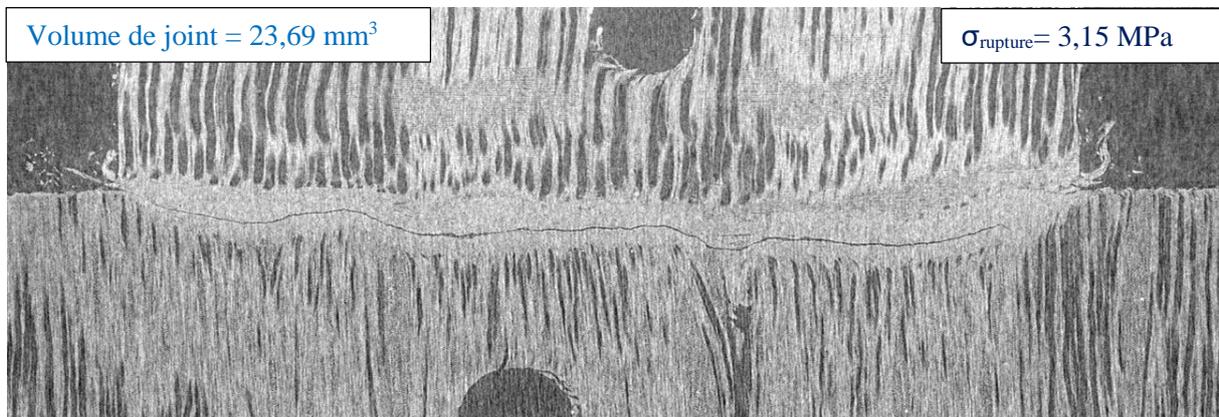


Figure 74: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-18

Essai-19

Tableau 37: Paramètres utilisés pour l'essai-19 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
5	N_2	3	50	35	6	4,31 – 6,7	5	45	45

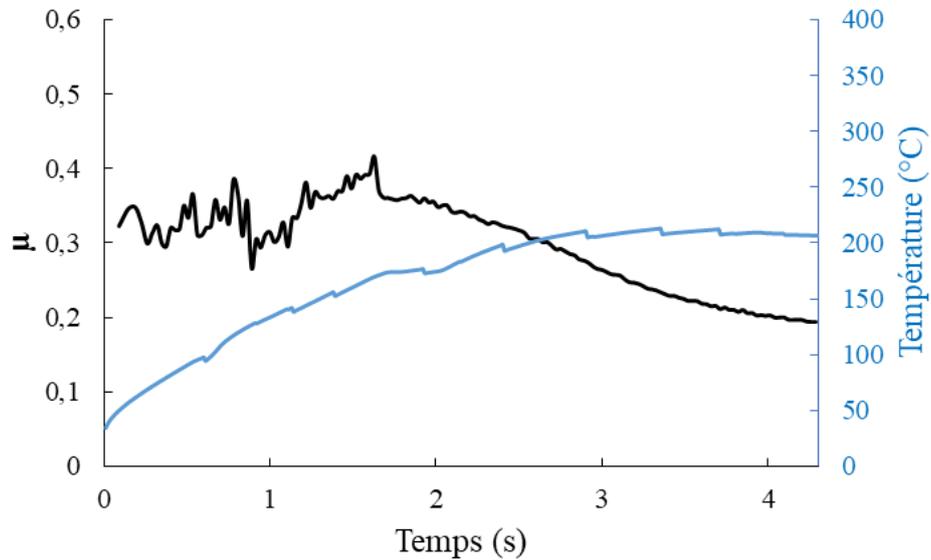
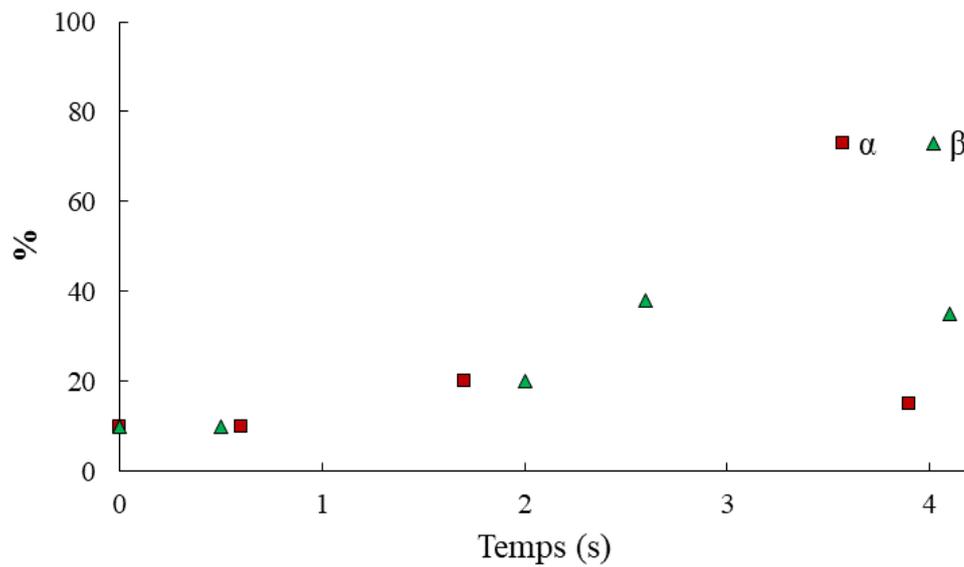


Figure 75: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 76: Évolution α et de β au cours du temps

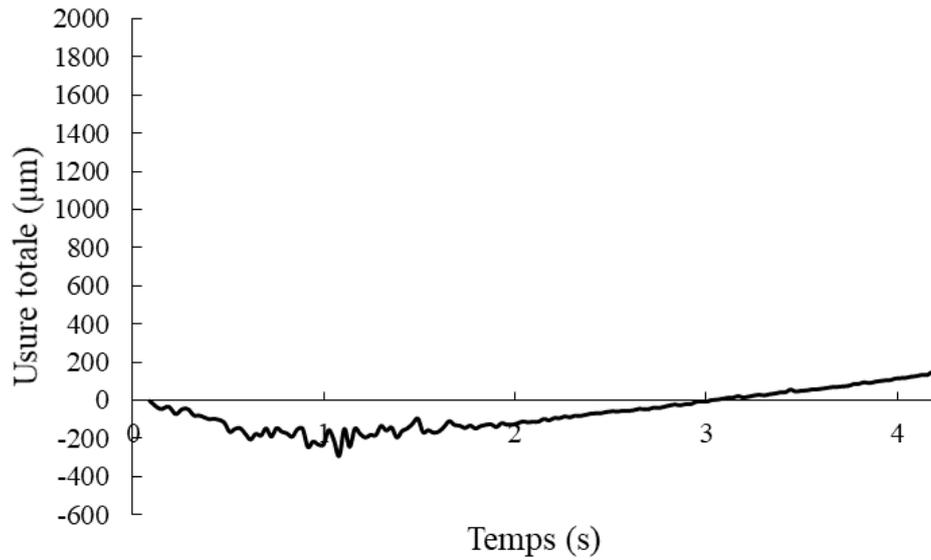


Figure 77: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 38: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	48,1	336,6

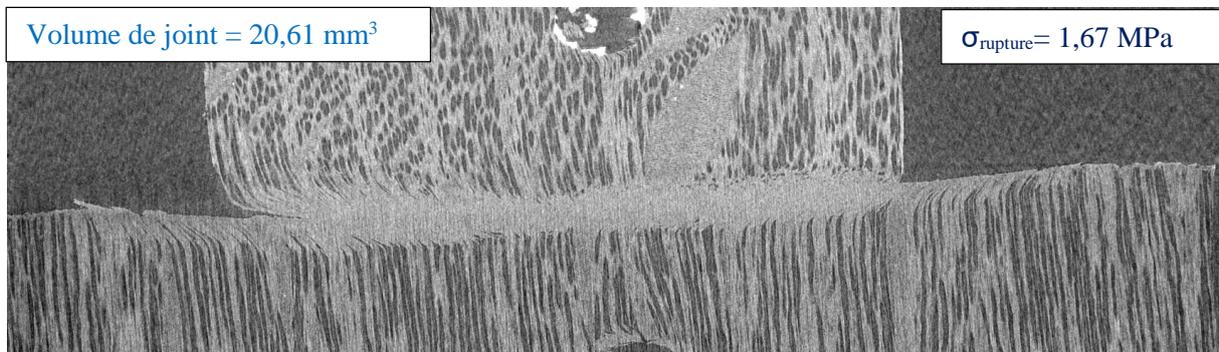


Figure 78: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-19

Essai-20

Tableau 39: Paramètres utilisés pour l'essai-20 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
3	N_1	0	80	40	0	8,52 – 13,28	5	90	90

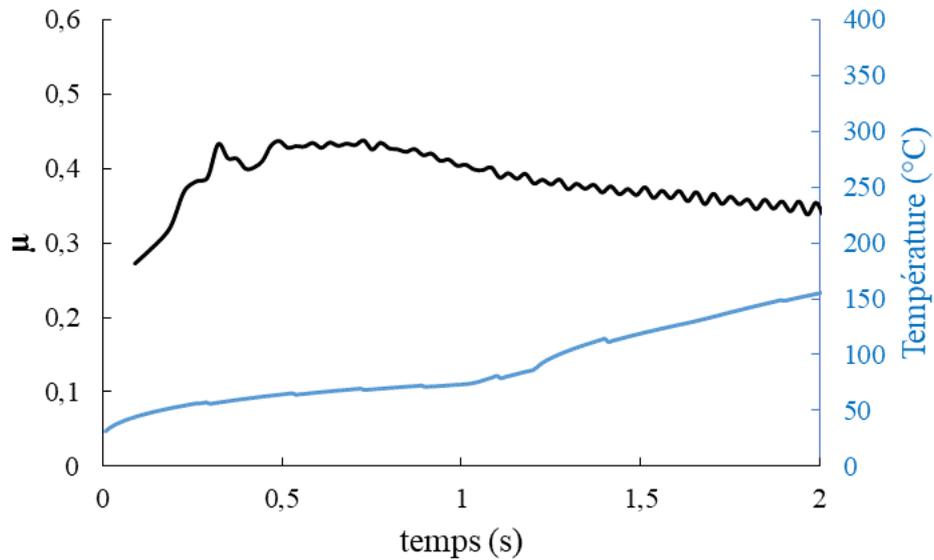
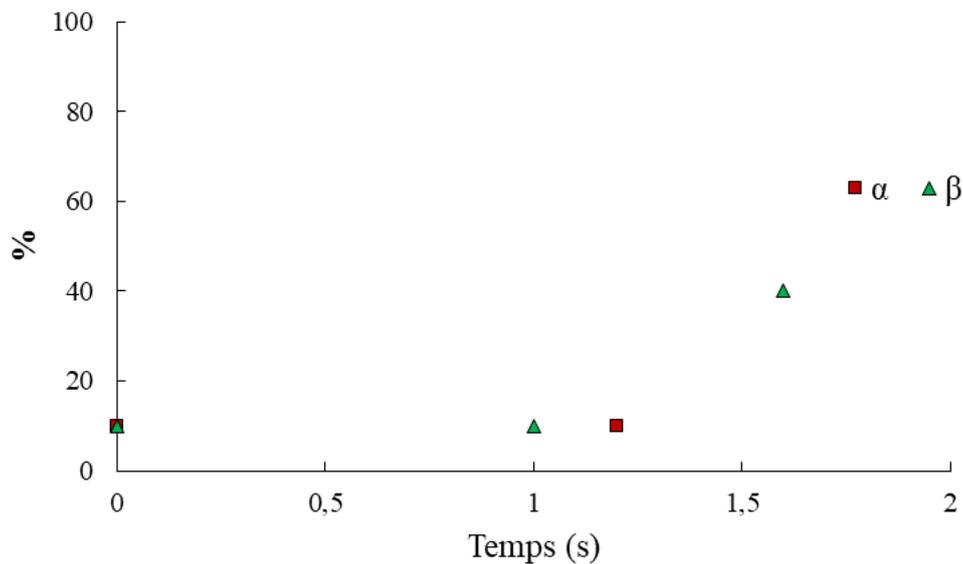


Figure 79: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 80: Évolution α et de β au cours du temps

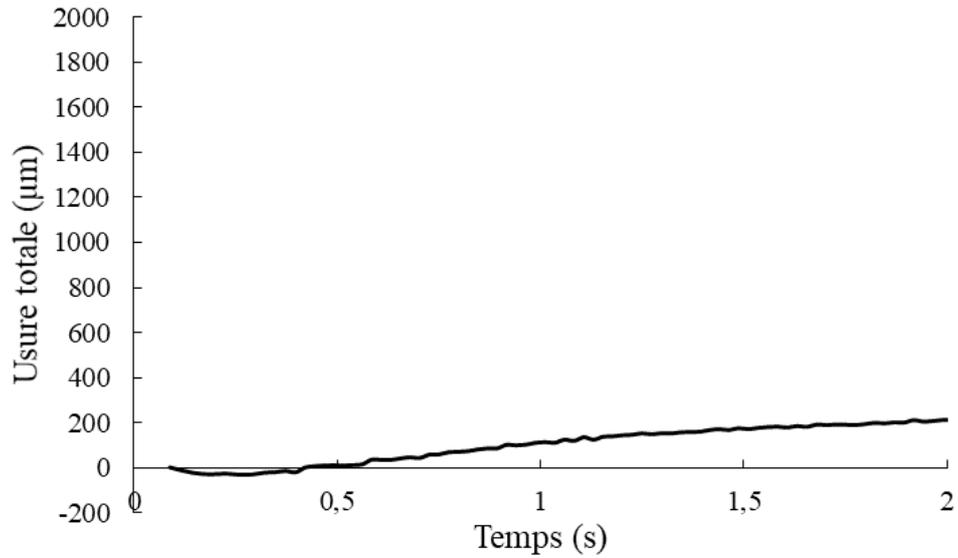


Figure 81: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 40: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	24,25	253,3

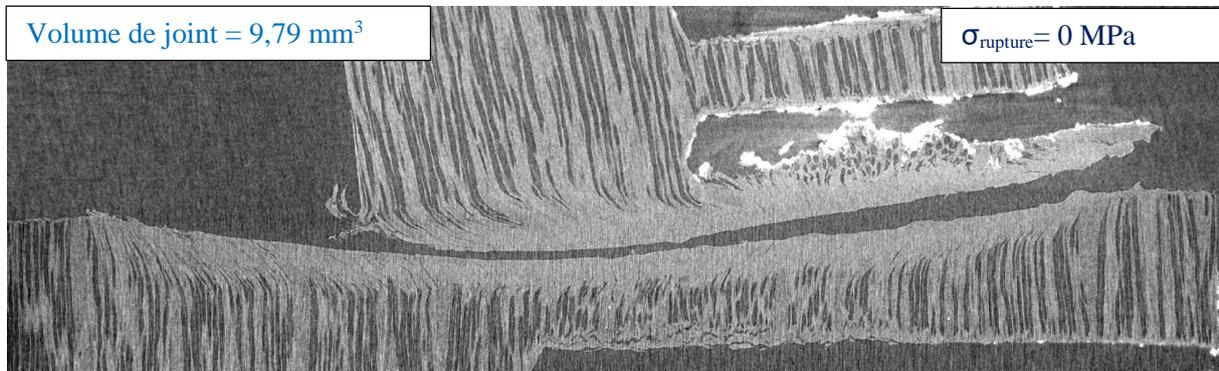


Figure 82: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-20

Essai-21

Tableau 41: Paramètres utilisés pour l'essai-21 du plan de criblage

p_s (MPa)	N_{Cycle}	p_m (MPa)	t_m (s)	f (Hz)	H (%)	S_a (μm)	NC	OB ($^\circ$)	OP ($^\circ$)
7	N_1	6	80	30	6	8,52 – 13,28	8	90	0

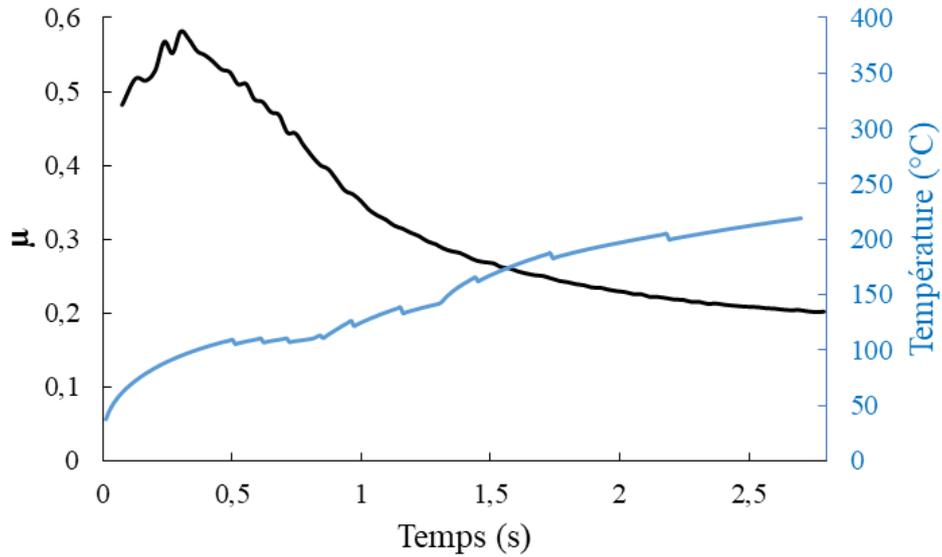
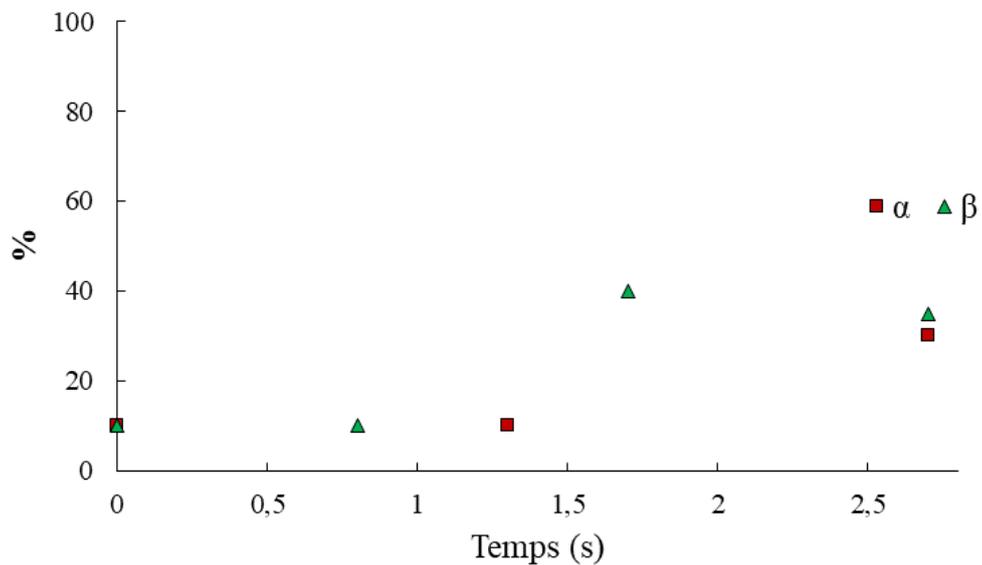


Figure 83: Évolution de coefficient de frottement (en noire) - la température à l'interface moyenne issue de modèle numérique (en bleue)

Figure 84: Évolution α et de β au cours du temps

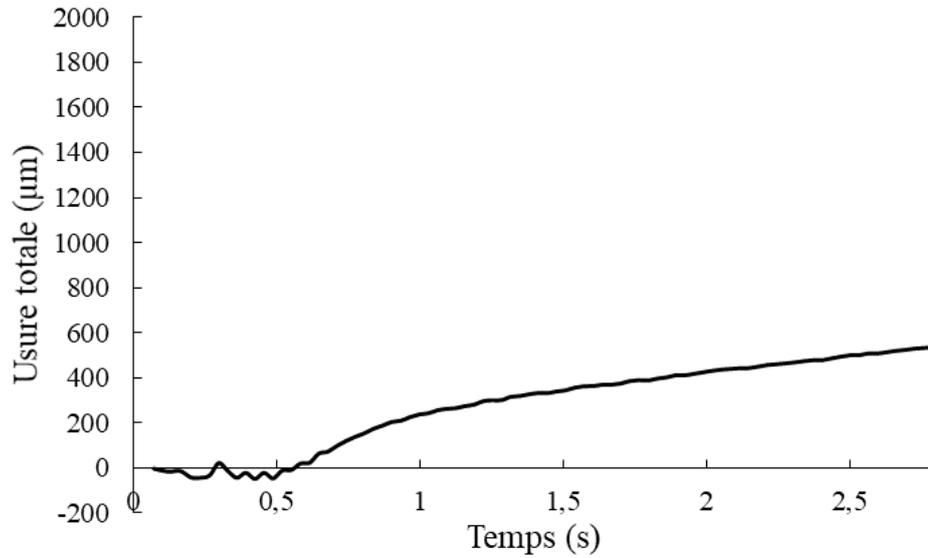


Figure 85: Évolution de l'usure totale estimée à partir de la variation de la force normale durant l'essai

Tableau 42: Usure réelle mesurée après frottement dans le bloc et dans le tourillon

	Bloc	Tourillon
Usure réelle (µm)	88,69	370

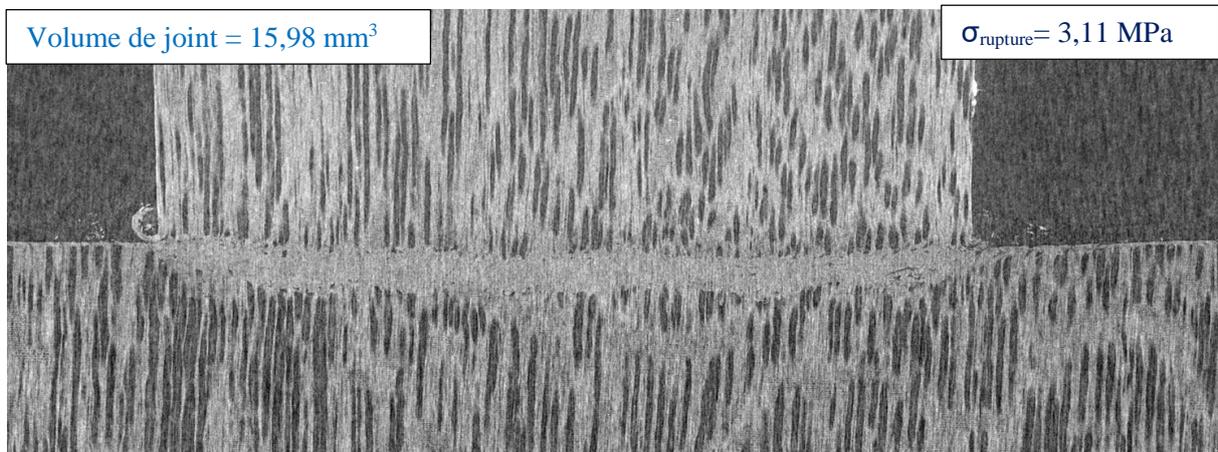


Figure 86: Image tomographique 2D et volume du joint de soudure pour l'essai-21

Annexe-3

1. Calorimétrie différentielle à balayage

1.1.Principe

L'analyse enthalpique différentielle, également appelée « Calorimétrie Différentielle à Balayage » ou « Differential scanning calorimetry (DSC) » est une technique d'analyse thermique permettant la caractérisation quantitative des propriétés thermiques d'un matériau. Les essais sont effectués sur un équipement DSC commercialisé par METTLER-Toledo. Son principe repose sur la mesure des variations de températures en fonction de l'énergie thermique fournie à l'échantillon par rapport à un corps de référence (généralement un creuset vide). Les échantillons sont placés dans un four (cf. **Figure 87**) et la température des échantillons est mesurée par des thermocouples. On impose une rampe de température contrôlée. Cette technique permet d'obtenir les transitions de phases d'un polymère, en particulier :

- La température de transition vitreuse (T_g).
- La température de fusion (T_f) et de cristallisation (T_c).
- Les enthalpies de réactions (ΔH).

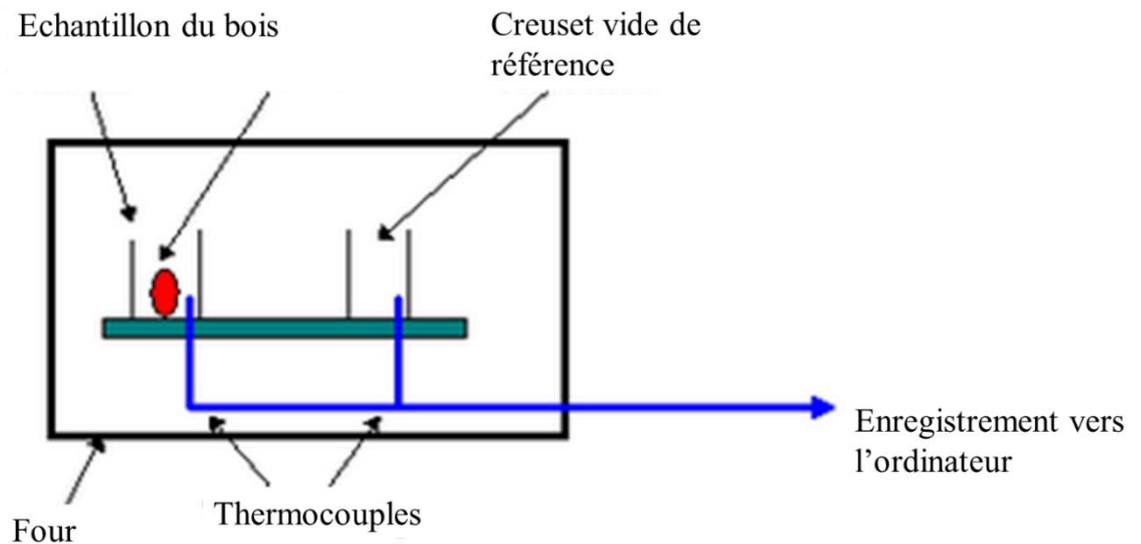


Figure 87: Schéma présentant le principe de la DSC

L'échantillon, de masse 20 mg, est placé dans une coupelle en aluminium surmontée d'un couvercle scellé. La température du four augmente à vitesse constante (10 °C/min) et les variations de températures de l'échantillon par rapport à la référence (coupelle vide) sont mesurées. L'échantillon de bois est ainsi chauffé de 30 °C à 500 °C pour obtenir une représentation du comportement thermique du bois jusqu'à sa combustion totale. Nous n'avons

pas étudié la phase de refroidissement, La technique DSC calcule à chaque instant le flux thermique ($J.s^{-1}$) ou la puissance thermique (W) fournie pour maintenir la température entre les deux échantillons. L'ensemble des changements d'états des constituants se traduit par un pic exothermique ou endothermique. Le résultat d'une expérience DSC est alors une courbe du flux thermique (cf. Équation 37)

$$\frac{dH}{dt} \left(\frac{J}{s} \right) = m C_p \frac{dT}{dt} \quad \text{Équation 37}$$

2. Analyse thermogravimétrique

2.1.Principe

L'analyse thermogravimétrique (ATG) permet l'étude du comportement thermique d'un matériau par mesure de la variation de sa masse en fonction de la température. Cette technique permet de suivre finement l'évolution de la masse de l'échantillon lors d'une montée linéaire en température sous atmosphère contrôlée. Les mesures de cette étude ont été réalisées à l'ECAM Lyon sur l'instrument ATG Q50 V20.0. Une masse de 17,2 mg est déposée dans une coupelle en alumine. Une microbalance de précision mesure la variation de cette masse lors de l'élévation de la température (cf. **Figure 88**). Les mesures sont réalisées sous un balayage d'azote à 150 ml/min et avec une vitesse de chauffage de 5 °C/min de 20 °C jusqu'à 850 °C.

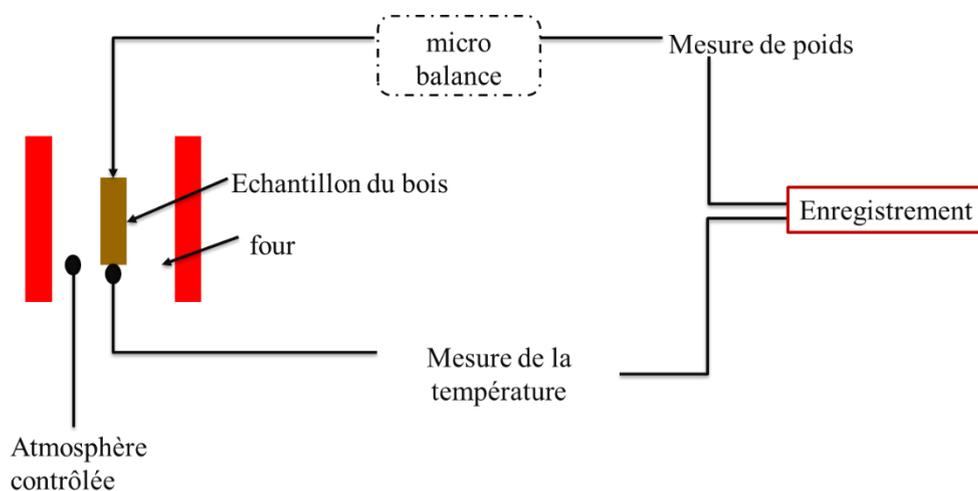


Figure 88: Schéma principe de l'ATG



Titre : Soudage du bois par frottement pour la réalisation de produits à haute qualité environnementale : Approche tribologique

Mots clés : frottement, tribologie, plan de criblage

Résumé : Le procédé soudage du bois par frottement est un procédé permettant d'avoir des assemblages sans l'ajout de matériau extérieur (colle,). Ceci rend ce processus respectueux de l'environnement et moins coûteux.

La chaleur générée dans le contact est l'un des paramètres clé dans ce procédé pour déclencher les réactions chimiques. Nous avons mis au point une procédure couplant les données tribologiques expérimentales et la simulation numérique pour déterminer l'évolution de température à l'interface durant le processus de soudage. Nous avons ensuite étudié l'influence de dix paramètres (expérimentaux : pression, vitesse, durée, pression et temps de maintien, et matériau : rugosité, humidité, orientations et nombres de cernes) pouvant influencer sur la qualité du joint : la résistance mécanique (essais de traction), et aussi le volume et la qualité du joint de soudure (tomographie).

Pour ce faire, un plan de criblage définitif, permettant un nombre relativement réduit d'essais a été effectué. Nous avons pu quantifier l'influence des différents facteurs et surtout de leurs couplages sur la résistance mécanique, le volume du joint et la température à l'interface. Ceci a mis en évidence l'influence de paramètres peu étudiés simultanément. Finalement, en se plaçant dans des conditions optimales, des essais interrompus permettent d'étudier qualitativement l'évolution de la formation du joint durant le soudage (MEB, topographie, optique).

Title : Friction wood welding for a high environmental quality products: Tribological approach

Keywords : friction, tribology, screening plan

Abstract : Friction welding is a process that allows for joints to be made without the addition of any external material (glue). This makes the process environmentally friendly and less costly.

The heat generated in the contact is one of the key parameters in this process to trigger the chemical reactions. We have developed a procedure coupling experimental tribological data and numerical simulation to determine the temperature evolution at the interface during the welding process. We then studied the influence of ten parameters (experimental: pressure, velocity, duration, pressure and hold time, and material: roughness, moisture, orientations and

For this purpose, a definitive screening plan, allowing a relatively small number of tests, was carried out. We were able to quantify the influence of the different factors and especially their coupling on the mechanical strength, the volume of the joint and the temperature at the interface. This highlighted the influence of parameters that have not been studied simultaneously. Finally, under optimal conditions, interrupted tests allow to qualitatively study the evolution of the joint formation during welding (SEM, topography, optics).