

Développement et caractérisation du soudage par induction en
continu utilisant un suscepteur électromagnétique mobile

par

Corentin BOBET

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE
LA MAÎTRISE AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE MÉCANIQUE
M. Sc. A

MONTRÉAL, LE 28 NOVEMBRE 2020

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Corentin Bobet, 2020



Cette licence [Creative Commons](#) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

Mme Martine Dubé, directeur de mémoire
Génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Simon Joncas, codirecteur de mémoire
Génie des systèmes à l'École de technologie supérieure

M. Didier Haillot, président du jury
Génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Philippe Causse, membre du jury
Génie des systèmes à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY

LE 24 NOVEMBRE 2020

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Je voudrais tout d'abord remercier ma directrice de recherche Martine Dubé et mon codirecteur Simon Joncas pour leurs aides, leurs conseils, leurs disponibilités et le temps qu'ils m'ont accordés. Ces deux ans n'ont pas été un long fleuve tranquille, mais ils ont été présents aux moments opportuns.

Ensuite, j'aimerais remercier Hutchinson pour l'opportunité de m'impliquer dans un projet industriel d'envergure, et Mitacs pour le financement qui m'a permis de me focaliser sur cette recherche. J'aimerais également remercier Fabien Salles et Nicolas Coté, qui m'ont accompagné tout au long de ce projet.

Je remercie aussi Vincent Rohart, Julien Dickson et David Brassard pour leurs conseils dans ma recherche et les discussions enrichissantes que nous avons eu. J'aimerais également saluer les techniciens de l'ETS, sans qui les projets de recherche ne pourraient être réalisés.

Enfin j'aimerais remercier ma famille et mes amis, qui m'ont épaulé durant ces deux ans. Mention spéciale à Sébastien, Simon, Théo, Élisa, Louis, Andréa, Marco et les autres, qui ont fait de ce périple au Québec une expérience inoubliable !

Développement et caractérisation du soudage par induction en continu utilisant un suscepteur électromagnétique mobile

Corentin BOBET

RÉSUMÉ

Le soudage utilise l'habileté des matériaux thermoplastiques à fondre, ou se ramollir, lorsque leur température est élevée au-dessus de la température de fusion (pour les matériaux semi-cristallins) ou au-dessus de la température de transition vitreuse (pour les matériaux amorphes). Dans ce procédé, l'interface entre deux pièces à assembler est chauffée. Lorsque le contact intime est achevé, les molécules peuvent diffuser à travers l'interface de soudure jusqu'à ce que le joint soit cicatrisé. Enfin, le joint est refroidi sous l'application de pression.

La chaleur peut être apportée à l'interface de différentes façons. Ce travail présente le développement d'un nouveau procédé de soudage par induction en continu, appliqué à un composite fibres de verre/poly-ether-imide (GF/PEI). Les laminés à souder sont fins (0,24mm) et flexibles. Ce procédé de soudage utilise une plaque en acier inoxydable appelé « suscepteur », placée à l'interface entre les échantillons, qui glisse le long de la zone à souder avec l'inducteur électromagnétique. Un rouleau est utilisé pour appliquer la pression et assurer une bonne consolidation. L'avantage principal de cette technique est qu'aucun corps étranger ne reste à l'interface de soudure puisque le suscepteur transfère la chaleur par contact avec les échantillons, mais ne reste pas à l'interface lors de la consolidation avec le rouleau.

La performance des joints soudés par recouvrement est évaluée grâce à des essais de traction, pour obtenir la force à la rupture des éprouvettes. Ces essais conduisent à l'obtention d'abaques permettant de connaître la résistance mécanique des éprouvettes en fonction de la vitesse de soudage, de l'intensité du courant dans l'inducteur et de la force de consolidation du rouleau. Les zones de rupture observées sur les éprouvettes testées ne permettent pas de conclure sur la performance mécanique des joints soudés. En effet, des concentrations de contraintes induites aux bords de la soudure mènent à une rupture dans le laminé de composite, plutôt que dans la soudure. La force à la rupture minimale, lorsque la rupture est dans le laminé, avec des concentrations de contraintes, équivaut à 60 % de la force maximale à la rupture du matériau sans soudure. La force à la rupture maximale atteinte correspond quant à elle à 92 % de la force maximale à la rupture du matériau sans soudure. De plus, des essais d'étanchéité à l'air ont été menés, et les soudures respectent le critère de fuite maximale autorisé par l'entreprise partenaire du projet.

Une simulation numérique de ce procédé de soudage a été réalisée sur ANSYS® pour prédire la température dans les soudures. Une étude de sensibilité a été réalisée sur certaines propriétés des matériaux, pour lesquelles une grande incertitude existait. Les courbes de température simulées et expérimentales coïncident pour une vitesse de soudage comprise entre 6 mm/s et 13 mm/s, et une intensité comprise entre 500 A et 600 A.

Mots-clés : Soudage, Induction, Éléments finis, Composites thermoplastiques

Development and characterisation of a continuous induction welding process using a moving electromagnetic susceptor

Corentin BOBET

ABSTRACT

Fusion bonding, also called welding, uses the ability of a thermoplastic polymer to melt or soften when its temperature is risen above the melting temperature (for semi-crystalline thermoplastics) or above the glass transition temperature (for amorphous thermoplastics). In this process, heat is applied at the interface of two parts to be joined. When intimate contact is achieved, molecular diffusion occurs across the interface until it is healed. Finally, the joint cools down, under the application of pressure.

Heat can be applied to the joint interface in several ways. This work presents the development of a new continuous induction welding process for glass fibre/poly-ether-imide (GF/PEI) composite. The two laminates to be welded are thin (0,24mm) and flexible. The induction welding process involves the use of a stainless-steel plate named “susceptor”, placed between the two laminates and moved along the weld length with the induction coil. A roller is used to apply pressure and assure a good consolidation. The main advantage of this process is that no foreign material is added to the joint, as the susceptor slides along the weld interface to produce the heat without remaining at the weld interface during the consolidation with the roller.

The joints performance is evaluated by tensile testing on lap joints to obtain the failure load of the specimens. These tests lead to the construction of tables, allowing to know the mechanical strength of the specimens according to the welding speed, the intensity of the current in the inductor and the consolidation force of the roller. The fracture zones observed on the tested specimens do not allow the mechanical performance of the welds to be known. The stress concentrations induced at the edges of the joint lead to a fracture in the bulk laminates rather than in the weld itself. The minimum failure load when failure occurs in the laminate, with stress concentrations, is 60% of the strength of the bulk material. The maximum failure load reached is 92 % of the breaking force of the bulk material. In addition, air tightness tests were conducted, and the welds meet the maximum leakage criteria authorized by the project partner company.

A numerical simulation of this welding process was performed on ANSYS® to predict the temperature in the weld. A sensitivity study was carried out on various properties of the materials, for which there was considerable uncertainty. Simulated curves fit the experimental curves for a welding speeds between 6 mm/s and 13 mm/s and an intensity between 500 A and 600 A.

Key words: Welding, Induction, Finite elements, Thermoplastic composites

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE	7
1.1 Intérêts du soudage de composites à matrice thermoplastique	7
1.2 Principes généraux du soudage de composites à matrice thermoplastique.....	8
1.3 Soudage par induction statique	10
1.3.1 Principes du soudage par induction	10
1.3.2 Éléments constitutifs d'un montage de soudure par induction.....	11
1.3.2.1 Suscepteurs et mécanismes de chauffe	11
1.3.2.2 Géométrie de l'inducteur et effet de bord	14
1.3.2.3 Concentrateur de flux magnétique	16
1.3.3 Paramètres du soudage par induction	16
1.3.3.1 Courant, fréquence et puissance	17
1.3.3.2 Distance de couplage électromagnétique.....	18
1.4 Soudage par induction en continu.....	19
1.4.1 Intérêt du soudage en continu	19
1.4.2 Éléments constituants et paramètres du soudage continu par induction...	19
1.5 Modélisation numérique du soudage	22
1.5.1 Généralités	22
1.5.2 Théorie de la chauffe par induction	23
1.5.2.1 Théorie de l'électromagnétisme.....	23
1.5.2.2 Théorie des transferts de chaleur	26
1.5.3 Logiciels commerciaux	28
1.5.4 Propriétés des matériaux et conditions limites.....	30
1.5.5 Simulations du soudage en continu.....	32
1.6 Résumé.....	35
CHAPITRE 2 DÉMARCHE EXPÉRIMENTALE	37
2.1 Introduction.....	37
2.2 Matériaux	39
2.3 Montage de soudage par induction en continu	40
2.3.1 Présentation générale du montage de soudage par induction en continu de l'ETS	40
2.3.2 Présentation du montage de CIWUMS.....	41
2.4 Réalisation des soudures en continu et découpe des éprouvettes	44
2.5 Mesures de température	46
2.6 Caractérisations mécaniques.....	49
2.6.1 Force à la rupture	50
2.6.2 Tests d'étanchéités	52
2.7 Résumé.....	55

CHAPITRE 3	SIMULATIONS NUMÉRIQUES	57
3.1	Introduction	57
3.2	Simulation du gradient de température dans le suscepteur	58
3.2.1	Simulation électromagnétique	58
3.2.1.1	Géométrie	58
3.2.1.2	Propriétés des matériaux	59
3.2.1.3	Conditions limites	60
3.2.1.4	Maillage	61
3.2.2	Simulation thermique transitoire	63
3.2.2.1	Géométrie	63
3.2.2.2	Propriétés des matériaux	64
3.2.2.3	Conditions limites	64
3.2.2.4	Maillage	65
3.3	Simulation du procédé de CIWUMS	66
3.3.1.1	Géométrie	67
3.3.1.2	Propriétés des matériaux	68
3.3.1.3	Conditions limites	69
3.3.1.4	Maillage	71
3.4	Analyse de sensibilité sur les propriétés physiques des matériaux	72
3.4.1	Propriétés des matériaux et détermination des niveaux	73
3.4.2	Analyse de Taguchi	78
3.5	Comparaison entre la simulation numérique et des mesures expérimentales	82
3.5.1	Résultats	82
3.5.2	Discussion	86
3.6	Résumé	87
CHAPITRE 4	RÉSULTATS ET DISCUSSIONS	89
4.1	Introduction	89
4.2	Échantillons de référence	89
4.3	Influence des paramètres de vitesse et d'intensité	90
4.3.1	Zone d'étude	90
4.3.2	Zones de ruptures des éprouvettes de traction	91
4.3.3	Résultats	92
4.3.4	Discussion	94
4.4	Influence de la force de consolidation	97
4.4.1	Résultats	97
4.4.2	Discussion	99
4.5	Influence du séchage du matériau	100
4.5.1	Courbes de séchage	100
4.5.2	Résultats	101
4.5.3	Discussion	103
4.6	Corrélation T-F	103
4.6.1	Résultats	104
4.6.2	Discussion	106
4.7	Tests d'étanchéités	107

4.7.1	Résultats.....	107
4.7.2	Discussion.....	108
4.8	Résumé.....	108
CONCLUSION.....		111
RECOMMANDATIONS		113
ANNEXE I	IMPLÉMENTATION DES SIMULATIONS DANS ANSYS®	115
ANNEXE II	DÉTERMINATION DU TAUX DE FIBRE DANS LES COUCHES ISOLANTES EN FIBRES DE VERRE	137
ANNEXE III	RÉSULTATS DÉTAILLÉS DE L'ANALYSE DE SENSIBILITÉ	141
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		146

LISTE DES TABLEAUX

	<i>Page</i>
Tableau 1-1 : Paramètres influençant les températures du procédé de soudage	21
Tableau 1-2 : Comparaison des méthodes de résolution pour simuler entièrement la chauffe par induction en 3D.....	29
Tableau 1-3 : Propriétés nécessaires à la simulation de la chauffe par induction.....	31
Tableau 1-4 : Modélisation de la dépendance en température de certaines propriétés du composite dans les études de la littérature.....	31
Tableau 2-1 : Valeurs ou intervalles de variations des paramètres des études sur le CIWUMS	38
Tableau 3-1 : Profondeur de peau des conducteurs de la simulation numérique électromagnétique	62
Tableau 3-2 : Contraintes appliquées sur le maillage de la simulation sur Fluent.....	66
Tableau 3-3 : Contraintes appliquées sur le maillage de la simulation sur Mechanical ..	72
Tableau 3-4 : Matériaux des pièces de la simulation numérique	73
Tableau 3-5 : Propriétés des matériaux et niveaux des facteurs de l'analyse de sensibilité	74
Tableau 3-6 : Données utilisées pour le calcul des propriétés du GF/PEI	75
Tableau 3-7 : Données utilisées pour le calcul des propriétés des UD GF et du Mat GF	77
Tableau 3-8 : Compilation des résultats des analyses de sensibilité selon le plan de Taguchi L12. Les cases avec un chiffre indiquent que le facteur est influent au seuil de signification de 5%. La valeur du chiffre indique le niveau permettant de se rapprocher de la cible	81
Tableau 4-1 : Force à la rupture des éprouvettes de traction de références sans soudure.....	90
Tableau 4-2 : Résultats des tests d'étanchéité sous une pression interne pétanchéité	107

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1-1 : Les étapes du soudage de CTP.....	8
Figure 1-2 : Schéma des mouvements moléculaires selon la théorie de la reptation	9
Figure 1-3 : Schéma du soudage par induction statique	11
Figure 1-4 : Mécanismes de chauffe par induction	13
Figure 1-5 : Pertes par hystérésis dans un matériau magnétique.....	14
Figure 1-6 : Déformation des lignes de champs créée par un inducteur dû à la proximité d'un conducteur	15
Figure 1-7 : Effets de bord dus à une diminution de la taille du suscepteur par rapport à celle de l'inducteur	15
Figure 1-8 : Lignes de champs magnétiques autour d'un inducteur, sans et avec un concentrateur de flux.....	16
Figure 1-9 : Soudage continu par induction utilisant un rouleau comme moyen d'application de la pression	21
Figure 1-10 : Simulation du soudage par induction en continu avec le logiciel EMAG.....	33
Figure 1-11 : Courbe de température à la surface supérieure du laminé simulée avec LS-DYNA	34
Figure 1-12 : Simulation du soudage par induction en continu avec le logiciel COMSOL	35
Figure 2-1 : Étapes de réalisation de ce mémoire.....	39
Figure 2-2 : Montage de soudage par induction en continu	41
Figure 2-3 : Éléments spécifiques du CIWUMS	42
Figure 2-4 : Isolation thermique en fibres de verre sèches.....	44
Figure 2-5 : Géométrie des éprouvettes de traction et des échantillons soudés	46
Figure 2-6 : Positionnement de la zone de mesure du capteur de température IR par rapport au rouleau de consolidation	47

Figure 2-7 :	Positionnement des thermocouples sur les échantillons soudés	48
Figure 2-8 :	Courbe de température corrigée obtenue avec des thermocouples pour une soudure à 13mm/s , 600A et 90N	49
Figure 2-9 :	Positionnement des éprouvettes de traction dans les mors de la machine de traction.....	50
Figure 2-10 :	Température mesurée avec le capteur IR	51
Figure 2-11 :	Force à la rupture des éprouvettes d'une même soudure	52
Figure 2-12 :	Schéma pneumatique du montage de test d'étanchéité	53
Figure 2-13 :	Photographie du montage de test d'étanchéité	53
Figure 2-14 :	Schéma détaillé de l'enceinte utilisée dans les tests d'étanchéité	54
Figure 2-15 :	Taille des éprouvettes d'étanchéités découpées dans les échantillons soudés	55
Figure 3-1 :	Géométrie utilisée dans ANSYS Maxwell et ANSYS Fluent	59
Figure 3-2 :	Conditions limites de la simulation électromagnétique sur ANSYS Maxwell	61
Figure 3-3 :	Dimensions des pièces de la géométrie sous ANSYS Fluent	64
Figure 3-4 :	Géométrie variable dans le temps, utilisée dans Mechanical	68
Figure 3-5 :	Conditions limites de la simulation sous Mechanical en fonction de l'étape de soudage	69
Figure 3-6 :	Transfert des données de température depuis Fluent vers Mechanical	70
Figure 3-7 :	Traitements des données de Fluent avant le transfert sur Mechanical	71
Figure 3-8 :	Plan de Taguchi L12 utilisé pour l'étude de sensibilité sur les propriétés des matériaux	79
Figure 3-9 :	Lecture des variables de réponses pour l'analyse de sensibilité	79
Figure 3-10 :	Résultats de l'analyse de sensibilité selon le plan de Taguchi L12, pour la variable de réponse $\Delta TmTC4$	80
Figure 3-11 :	Comparaison entre les courbes expérimentales et simulées avec les paramètres de soudage 2mm/s – 400A – 90N	83

Figure 3-12 :	Comparaison entre les courbes expérimentales et simulées avec les paramètres de soudage $6 \text{ mm/s} - 500 \text{ A} - 90 \text{ N}$	84
Figure 3-13 :	Comparaison entre les courbes expérimentales et simulées avec les paramètres de soudage $13 \text{ mm/s} - 600 \text{ A} - 90 \text{ N}$	85
Figure 4-1 :	Cartographie des couples vitesse/intensité permettant d'obtenir une soudure. La force de consolidation est fixée à 90 N	91
Figure 4-2 :	Zones de ruptures observées lors des essais de traction	92
Figure 4-3 :	Force à la rupture normalisée en fonction de la vitesse et de l'intensité du courant pour une force de consolidation de 90 N	93
Figure 4-4 :	Micrographies optiques de soudures (x 100) a) $13 \text{ mm/s} - 600 \text{ A} - 90 \text{ N}$ b) $9 \text{ mm/s} - 550 \text{ A} - 90 \text{ N}$	94
Figure 4-5 :	Courbes modifiées de la force à la rupture normalisée en fonction de la vitesse et de l'intensité du courant pour une force de consolidation de 90 N	97
Figure 4-6 :	Force à la rupture normalisée en fonction de la force de consolidation pour une vitesse de 14 mm/s et une intensité de 600 A	98
Figure 4-7 :	Micrographies optiques de soudures (x100) réalisées à 14 mm/s , 600 A et différentes forces de consolidation (indiquées sur la figure)	99
Figure 4-8 :	Courbes de séchage du laminé	101
Figure 4-9 :	Influence du séchage du laminé sur la force à la rupture normalisée pour une soudure réalisée à 14 mm/s , 600 A et 90 N	102
Figure 4-10 :	Micrographies optiques de soudures (x 100) réalisées à 14 mm/s , 600 A et 90 N	102
Figure 4-11 :	Positionnement des thermocouples par rapport au suscepteur en fonction de l'étape de soudage	105
Figure 4-12 :	Corrélation T-F	105

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

BEM	Boundary element method
BS	Bord de la soudure
CIWUMS	Continuous Induction Welding Using a Moving Susceptor
CTP	Composites à matrice thermoplastique
DE	Dans l'éprouvette
ETS	Ecole de technologie supérieure de Montréal
FEM	Finite element method
FST	Fire Smoke and Toxicity
GF/PEI	Laminé de 1 pli de fibre de verre et de poly-éther-imide
IR	Infrarouge
IS	Interface de soudure
Mat GF	Couche isolante en mat de fibres de verre sèches
MDF	Panneaux de fibre a densité moyenne
PEEK	Poly-ether-ether-keton
PEI	Poly-éther-imide
PPS	Poly-phénylen-sulfide
SD	Standard deviation (écart-type)
SS304	Acier inoxydable 304
T-F	Température V.S Force à la rupture
UD GF	Couche isolante en fibres de verre unidirectionnelles sèches

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

Variable grecque

α	Seuil de signification de l'analyse statistique selon le plan de Taguchi
δ	Profondeur de peau
Δt	Intervalle de temps
ΔT_j^{TCi}	Écart entre T_j simulé et expérimental, à la position i
ϵ	Permittivité électrique
ϵ	Émissivité
ϵ_r	Permittivité électrique relative
μ	Perméabilité magnétique
μ_0	Perméabilité magnétique du vide
μ_r	Perméabilité magnétique relative
$\vec{\nabla}$	Opérateur vectoriel Nabla
ω	Fréquence angulaire
ϕ	Potentiel magnétique scalaire
π	Nombre Pi
ρ	Masse volumique
ρ^j	Masse volumique du matériaux j
ρ_e	Densité de charge électrique
σ	Conductivité électrique
σ	Constante de Stefan-Boltzmann ($5,67 * 10^{-8} W.m^{-2}.K^{-4}$)
σ^{SS304}	Conductivité électrique de l'acier inoxydable 304
θ	Angle de déphasage

Variable latine

a	Distance de couplage, c'est la distance entre l'inducteur et le suscepteur
b	Distance entre l'inducteur et le rouleau
\vec{B}	Densité de champ magnétique
$Cond_{th}$	Conductance thermique de contact
c_p	Chaleur spécifique
\vec{D}	Densité de flux électrique
E	Energie dissipée par effet Joule
\dot{E}_g	Energie interne générée
\dot{E}_{in}	Energie entrante
\dot{E}_{out}	Energie sortante
\dot{E}_{st}	Energie interne stockée
\vec{E}	Champ électrique

$\vec{E'}_{eff}$	Vecteur des valeurs efficace de la densité de courant
ϵ_{max}	erreur maximale de la simulation numérique sur T_s , dans sa zone de validité
f	Fréquence
$F_{consolidation}$	Force de consolidation
$F_{contact}$	Force de contact
F_n	Force à la rupture normalisé par rapport au matériau sans soudure
\vec{F}	Champs vectoriel quelconque
$\vec{F'}$	Amplitude réelle d'un champs vectoriel quelconque
h	Coefficient de transfert thermique par convection
\vec{H}	Champ magnétique
i	Intensité électrique
j	Nombre imaginaire tel que $j * j = -1$
\vec{J}	Densité de courant
$\vec{J'}$	Amplitude réelle de la densité de courant
$\vec{J'}_{eff}$	Vecteur des valeurs efficace du champ électrique
k	Conductivité thermique
k_j^i	Conductivité thermique du matériau i dans la direction j
m_i	Masse du matériau i
P	Puissance de l'inducteur
$p_{étanchéité}$	Pression interne pour les tests d'étanchéité
P_{local}	Perte locale par effet joule
$p_{résistance}$	Pression interne pour les tests de résistance
q_{cond_i}	Flux de chaleur par conduction selon l'axe i
q_{conv}	Flux de chaleur par convection
q_g	Génération d'énergie interne
R	Résistance interne
S	Surface
t	Temps
T_f	Température de fusion
T_g	Température de transition vitreuse
T_∞	Température du fluide situé loin de la surface d'échange thermique
$T_{m,fc,s}$	Température maximale, de fin de chauffe ou de soudage
T_{sur}	Température de la surface
$T_{suscepteur}$	Température du suscepteur
TCi	Thermocouple à la position numéro i
v	Vitesse de soudage
v_f	Taux de fibre
V_i	Volume du matériau i
x	Coordonnée cartésienne x
y	Coordonnée cartésienne y
z	Coordonnée cartésienne z

INTRODUCTION

Mise en contexte :

L'utilisation des matériaux composites est en constante augmentation dans le domaine des transports. On peut notamment citer le Boeing 787 Dreamliner et l'Airbus A350 XWB dans lesquels les matériaux composites représentent 50% du poids des matériaux utilisés pour la structure de l'avion, soit environ 80% du volume (Giurgiutiu, 2016). En effet, les matériaux composites présentent un meilleur ratio résistance mécanique/poids, ce qui les rend très intéressants pour les avionneurs. Les matériaux composites ne sont pas réservés à la structure de l'avion, mais sont aussi utilisés pour réaliser l'intérieur de l'avion, comme les planchers, les sièges ou les compartiments bagages. Les pièces d'intérieurs, bien que moins sollicitées mécaniquement que les pièces structurelles, doivent tout de même respecter des critères de résistance mécanique, de stabilité dimensionnelle, respecter des critères stricts en matière de FST (Fire Smoke and Toxicity), tout en gardant un poids le plus léger possible (Black, 2006).

Le système de ventilation d'un avion fait partie des pièces d'intérieur d'avion. De l'air frais est mélangé à l'air filtré provenant de la cabine, avant d'être redistribué partout dans l'avion, comme représenté sur la Figure 0-1. Les conduits de ventilation servant à acheminer l'air depuis l'unité de mélange d'air jusqu'aux passagers peuvent être réalisés en matériaux composites ce qui permet de limiter l'impact de la masse de ces pièces sur le poids global de l'avion.

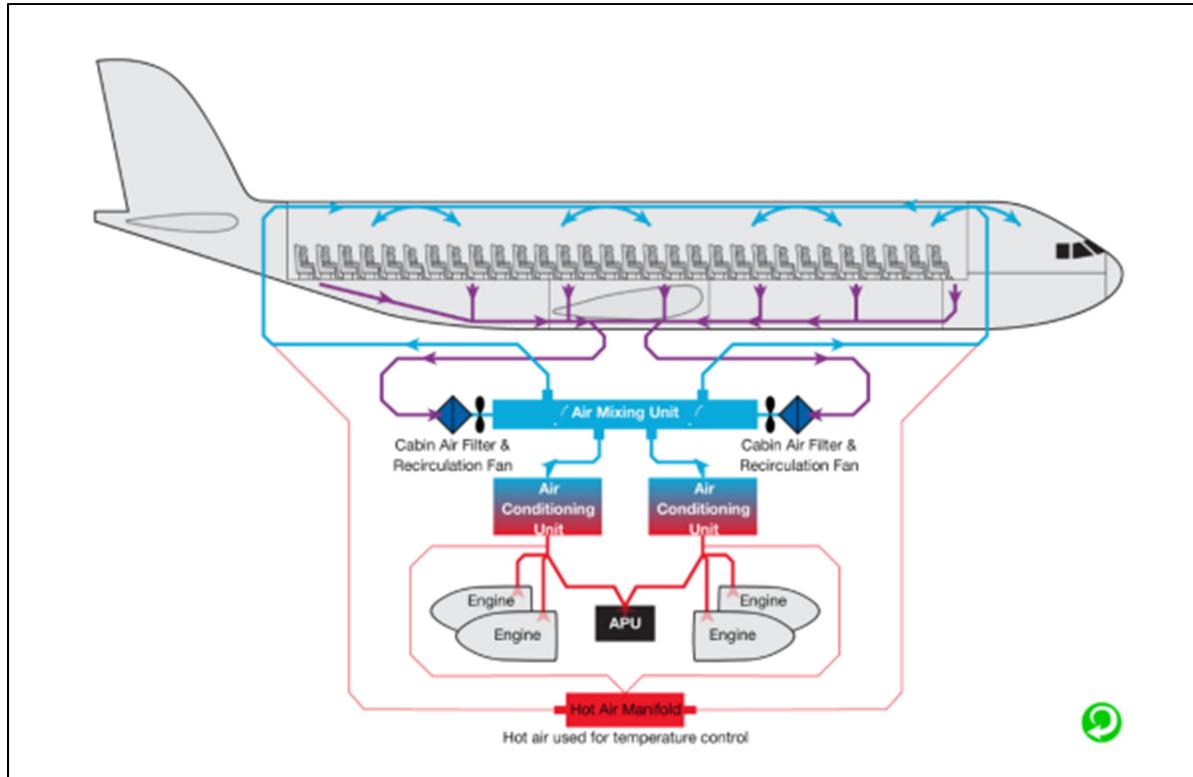


Figure 0-1 : Schéma d'un système de ventilation
Tirée de (Pall Corporation, 2020)

L'entreprise Hutchinson est un sous-traitant aéronautique fabriquant des pièces d'intérieurs d'avion, notamment des conduits d'air pour les systèmes de ventilation. Ces conduits sont constitués de deux demi-coques assemblées par recouvrement, comme sur la Figure 0-2. Le système de ventilation complet de l'avion nécessite de nombreux conduits d'air aux formes différentes, avec plusieurs embranchements tout le long du conduit pour permettre la distribution de l'air partout dans l'habitacle de l'avion. Le défi de l'entreprise pour la production de ces pièces est de développer une méthode efficace permettant de produire de nombreuses références différentes, c'est-à-dire faire de la production de masse de pièces unitaires. En d'autres termes, le but est de bénéficier du facteur d'échelle d'une ligne de production en grandes séries, tout en ayant des références de pièces à produire en petites séries.

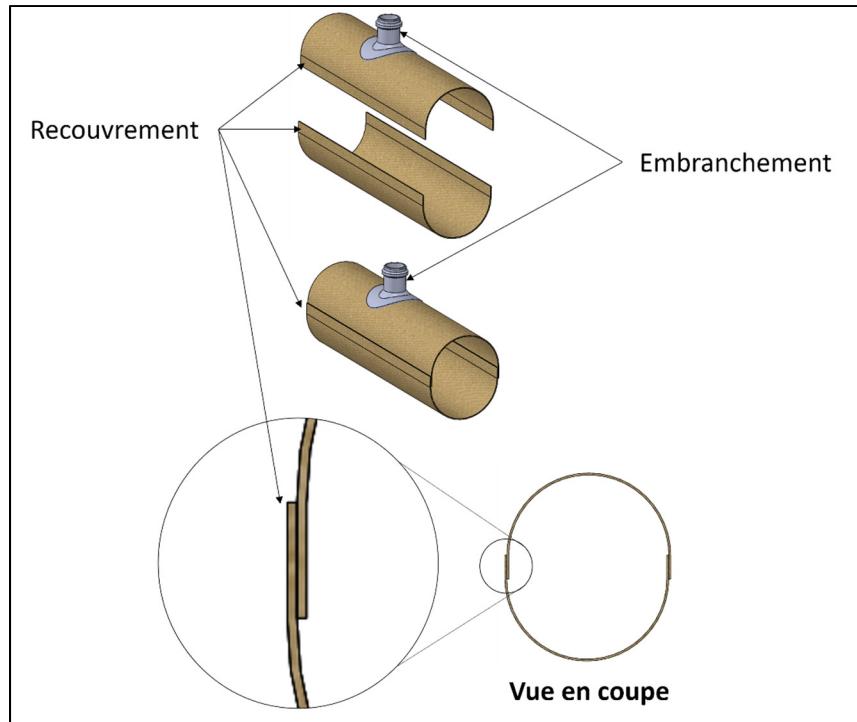


Figure 0-2 : Conduit de ventilation à géométrie complexe

En effet, les géométries différentes de chacun des conduits obligent actuellement le fabricant à utiliser un outillage spécifique pour chacune des pièces. Les étapes du procédé de fabrication, simplifiées pour des raisons de secret industriel et décrites par la Figure 0-3, sont les suivantes :

- Préformage : une plaque de polyétherimide (PEI) renforcée par un pli d'un tissu de fibres de verre, matériau qui remplit les exigences FST de l'avionneur, est chauffée. La plaque est ensuite positionnée sous une presse, entre deux moules usinés en aluminium. Cette étape est réalisée pour chacune des demi-coques, avec chacune leur moule et contre moule,
- Détourage : l'excédent de matériau aux bords des demi-coques est coupé,
- Assemblage : les deux demi-coques sont positionnées à l'aide de deux moules en aluminium et d'une vessie gonflante. Par la suite, l'assemblage peut se faire par apport de chaleur, avec ou sans matériel d'apport, et application d'une pression grâce à la vessie gonflante.

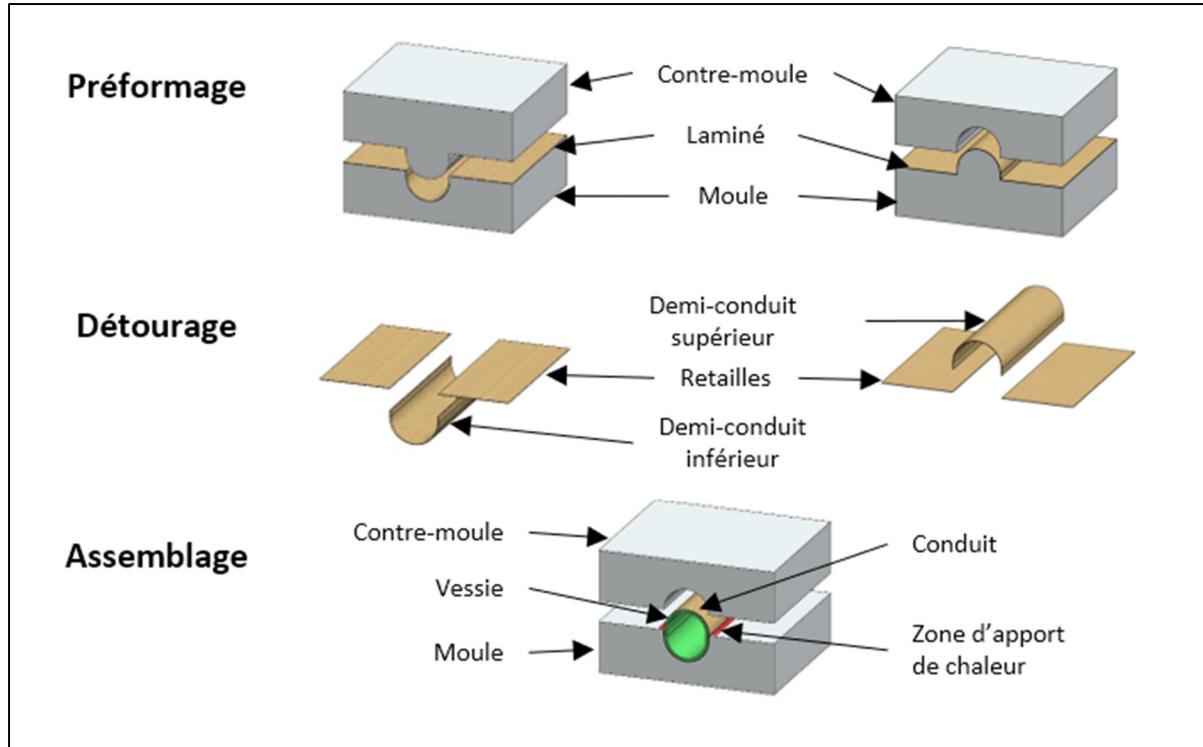


Figure 0-3 : Étapes de fabrication d'un conduit
(Les contre-moules sont volontairement représentés ouverts pour visualiser l'intérieur)

On voit donc que la fabrication d'un seul conduit nécessite l'utilisation d'au moins six moules ou contre-moules usinés en aluminium et une vessie gonflante. Chaque conduit ayant une géométrie différente, le coût de l'outillage nécessaire pour la fabrication d'un conduit sur le prix total de la pièce est très élevé. En effet, les petites séries ne permettent pas d'amortir son coût sur un grand nombre de pièces. Pour résoudre ce problème, l'entreprise souhaite revoir sa méthode de fabrication et robotiser l'étape de soudage des conduits. Pour cela, le projet principal est divisé en trois parties : la robotisation du procédé, le développement d'un outillage adaptable, et le développement d'une nouvelle méthode de soudage. Cette maîtrise s'inscrit dans la dernière partie, la méthode de soudage. Dans le but de choisir la technologie de soudage la plus appropriée, l'entreprise souhaite évaluer différentes technologies de soudage selon les critères suivants : le coût, la résistance mécanique de l'assemblage, la rapidité du procédé d'assemblage, et la complexité de l'implémentation du procédé dans une cellule robotisée. Différentes techniques de soudage de composites à matrice thermoplastique sont

envisageables. Le soudage continu par ultrason, par transmission laser et le soudage continu par induction en utilisant une plaque chauffante (CIWUMS) sont les trois méthodes retenues par l'entreprise. Cette maîtrise se concentrera sur l'évaluation de la méthode de CIWUMS, en considérant le soudage d'échantillons à géométrie simple en deux dimensions.

Pour résumer, cette maîtrise s'intègre dans un projet plus global de robotisation d'un procédé d'assemblage par soudage de composites thermoplastiques, qui a pour objectif la production à bas coût de composantes aéronautiques d'intérieur. Le but de ce mémoire est de développer et caractériser un procédé de soudage utilisant la chauffe par induction d'une plaque chauffante sur des échantillons en deux dimensions.

Les objectifs spécifiques sont les suivants :

- I. Développer le soudage par induction en continu en utilisant une plaque chauffante mobile comme suscepteur électromagnétique (CIWUMS),
- II. Déterminer la fenêtre de paramètres du procédé permettant d'obtenir des soudures de qualité,
- III. Caractériser les performances des joints soudés par ce procédé, et créer des abaques de références,
- IV. Étendre les conditions de validité des abaques grâce à l'utilisation d'une simulation numérique.

Présentation du mémoire :

Ce mémoire est divisé en quatre chapitres. Le premier est une revue de la littérature. Les connaissances actuelles sur le soudage par induction statique et en continu y sont présentées ainsi que certains travaux sur la simulation numérique. Le deuxième chapitre présente la démarche expérimentale utilisée pour cette étude. Le troisième chapitre expose la simulation numérique du CIWUMS. Pour finir, le quatrième chapitre est une discussion autour des résultats simulés et expérimentaux.

CHAPITRE 1

REVUE DE LITTÉRATURE

1.1 Intérêts du soudage de composites à matrice thermoplastique

Il existe deux méthodes couramment employées pour assembler deux pièces faites de matériaux composites. La première méthode est l'assemblage mécanique. Des perçages sont réalisés dans chacune des pièces de façon à les assembler grâce à des boulons ou des rivets. En plus de l'ajout de poids à cause des rivets, souvent métalliques, le perçage a tendance à délaminer le composite et induit des concentrations de contrainte. De plus, les perçages réalisés sont une porte d'entrée pour différents fluides qui peuvent dégrader le composite plus facilement. Un autre problème de cette technique est la différence de dilatation thermique entre le composite et les éléments d'assemblage (Ageorges, Ye, & Hou, 2001; Ahmed, Stavrov, Bersee, & Beukers, 2006; Grewell & Benatar, 2007).

La seconde méthode est le collage. Elle permet de résoudre les problèmes cités précédemment mais cette méthode est très chronophage. Les colles utilisées sont souvent des colles thermodurcissables, qui nécessitent un long temps de réticulation et qui peuvent poser des problèmes de compatibilité chimique en fonction des matériaux à assembler. De plus, les surfaces à assembler doivent être préparées pour retirer tous les produits qui pourraient gêner l'adhérence de la colle, comme les graisses ou les agents démoultant. Enfin, une certaine rugosité de surface est souvent préférable pour obtenir un assemblage avec de bonnes propriétés mécaniques. (Ageorges et al., 2001; Ahmed et al., 2006; Grewell & Benatar, 2007)

Les CTP permettent une autre option lors de la conception d'assemblage en composites. Contrairement aux matrices thermodurcissables, les matrices thermoplastiques peuvent être fondues sans dégrader leurs propriétés mécaniques. Le soudage de CTP exploite cette propriété avantageuse pour réaliser des assemblages n'ayant pas les inconvénients des deux méthodes citées précédemment.

1.2 Principes généraux du soudage de composites à matrice thermoplastique

Le soudage de CTP utilise la capacité de la matrice à s'écouler lorsqu'elle est chauffée au-dessus de sa T_g (pour les matrices amorphes) ou de sa T_f (pour les matrices semi-cristallines).

Le soudage de CTP suit les étapes de la Figure 1-1 : chauffe, application de pression, diffusion moléculaire et refroidissement sous pression (Grewell & Benatar, 2007).

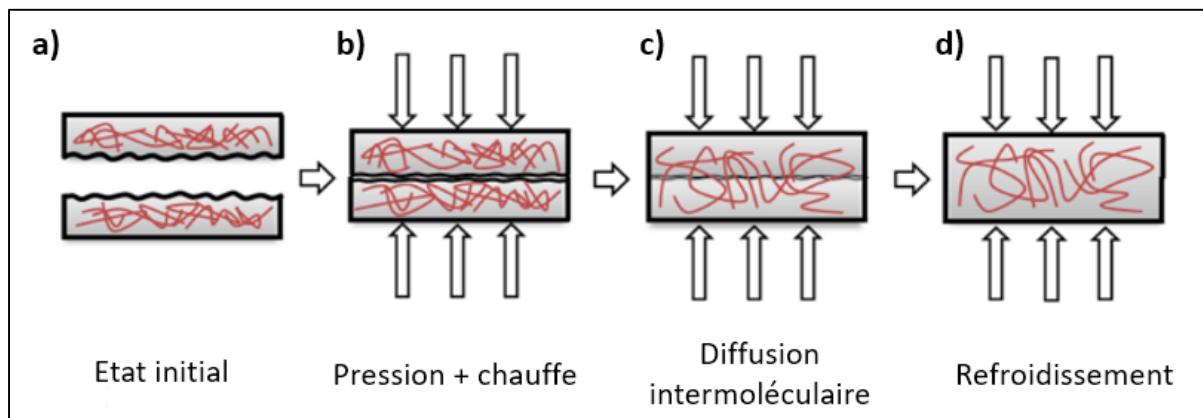


Figure 1-1 : Les étapes du soudage de CTP
Adaptée de (Gouin O'Shaughnessey, 2014)

La chauffe permet d'élever la température de la matrice, ce qui diminue sa viscosité et facilite sa déformation. Une fois la température de soudage (T_s) atteinte (au-dessus de la T_g ou de la T_f), l'application de la pression va venir déformer les aspérités de surface à l'interface des pièces à assembler et ainsi augmenter la zone de contact, comme sur la Figure 1-1 b) et c). Ce phénomène est appelé le contact intime et a fait l'objet de plusieurs modélisations (Ageorges et al., 2001; Butler, McCullough, Pitchumani, & Gillespie Jr, 1998; Grewell & Benatar, 2007). Le mouillage survient en même temps que l'application de pression, une fois que les deux surfaces sont suffisamment proches pour permettre aux molécules de s'attirer mutuellement. La diffusion moléculaire au travers de la surface de contact apparaît ensuite, à l'étape c) de la Figure 1-1, notamment grâce à la reptation de Gennes décrite par la Figure 1-2 (Butler et al., 1998). Cette diffusion moléculaire est aussi appelée cicatrisation. Les chaînes moléculaires, initialement contenues dans un tube, bougent grâce à l'excitation thermique. Les extrémités des chaînes sont plus mobiles et sortent en premier du tube, puis entraînent le centre de la chaîne,

de proche en proche. Pour finir, le refroidissement vient arrêter la reptation de Gennes car les molécules deviennent moins mobiles et le joint soudé est consolidé. Un procédé de soudage est donc gouverné par trois paramètres principaux, que sont le temps, la température et la pression. Ces trois paramètres peuvent être déclinés en divers sous-paramètres en fonction de la technologie de chauffe utilisée (Grewell & Benatar, 2007).

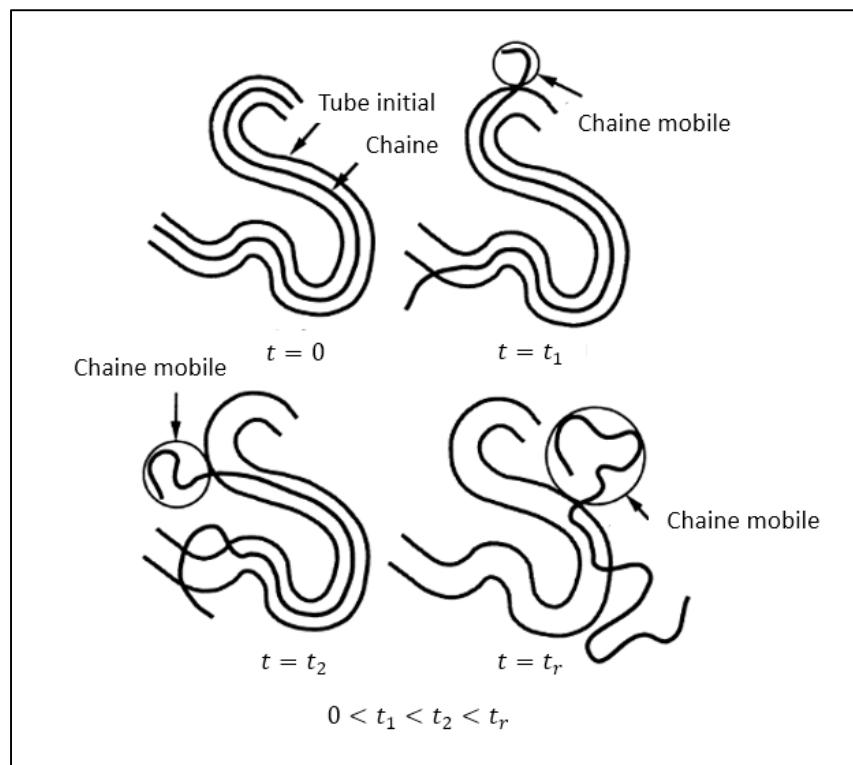


Figure 1-2 : Schéma des mouvements moléculaires selon la théorie de la reptation
Adaptée de (Butler et al., 1998)

La pression de consolidation permet donc d'initier le contact intime et aide la diffusion moléculaire. Cependant, une pression excessive entraîne un flux de matrice vers l'extérieur de la soudure. Les molécules polymériques sont alors orientées dans le sens du flux de matrice, au niveau de l'interface de soudure. Si le refroidissement est rapide, cette orientation peut être figée, ce qui conduit à de faibles performances mécaniques (Grewell & Benatar, 2007). Si le refroidissement est suffisamment lent, les molécules peuvent se désaligner grâce au phénomène de reptation (Butler et al., 1998; Grewell & Benatar, 2007).

1.3 Soudage par induction statique

Nous allons maintenant nous intéresser à l'application des principes généraux mentionnés précédemment, dans le cas du soudage par induction. Cette partie se concentre sur la description des phénomènes physiques qui entrent en jeu et sur les sous-paramètres qui gouvernent les paramètres de temps, de température et de pression, dans le cas du soudage inductif. En effet, la température cible est pilotée par d'autres paramètres de contrôle, ou sous-paramètres, qui seront mentionnés dans cette partie.

1.3.1 Principes du soudage par induction

Le soudage par induction utilise un champ magnétique créé par un inducteur pour transférer l'énergie électrique depuis une source de puissance vers un matériau conducteur appelé suscepiteur, comme sur la Figure 1-3. Dans ce procédé, un champ électrique variable parcourant un inducteur crée un champ magnétique variable. Ce champ magnétique variable va alors induire des courants alternatifs dans le suscepiteur. Ces courants sont appelés courants induits ou courants de Foucault. Pour permettre la circulation des courants induits, la présence de boucles de courants fermées est indispensable. (Ageorges et al., 2001; Ahmed et al., 2006; da Costa, Botelho, Costa, Narita, & Tarpani, 2012). Ce fonctionnement est analogue à celui d'un transformateur électrique dans lequel la puissance d'un circuit primaire, représenté par l'inducteur, est transférée au circuit secondaire, représenté par le suscepiteur (Rudnev, Loveless, & L Cook, 2017). Cet apport d'énergie permet au suscepiteur de s'échauffer, et à la matrice thermoplastique située autour de celui-ci de monter en température. Après un certain temps, la matrice atteint la température de soudage T_s , la chauffe est alors arrêtée et le joint se consolide sous l'application d'une pression.

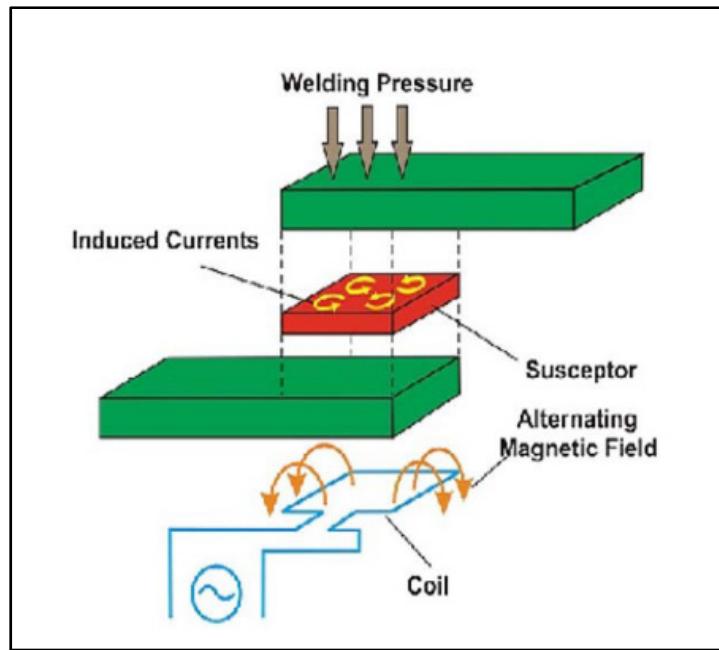


Figure 1-3 : Schéma du soudage par induction statique
Tirée de (Ahmed et al., 2006)

1.3.2 Éléments constitutifs d'un montage de soudure par induction

Nous allons maintenant lister les différents éléments nécessaires pour réaliser une soudure en utilisant une source inductive. Les paramètres influant la soudure seront décrits dans la sous-partie 1.3.3 Paramètres du soudage par induction.

1.3.2.1 Suscepteurs et mécanismes de chauffe

Le suscepteur est un conducteur électrique et/ou un matériau magnétique permettant de générer de la chaleur. Il est généralement positionné à l'interface de soudure, comme sur la Figure 1-3, de façon à augmenter la température de façon localisée, mais ce n'est pas toujours le cas. Il existe différents types de suscepteurs étudiés dans la littérature. Les trois majoritairement utilisés sont les maillages métalliques, les fibres de carbone du composite ou ajoutées à l'interface de soudure et les particules magnétiques mélangées dans une matrice thermoplastique (Ageorges et al., 2001; Ahmed et al., 2006; Bae et al., 2015). Lorsque les fibres de carbone du composite sont utilisées, on parle parfois de soudure sans suscepteur, mais

en réalité il en existe un, les fibres de carbone, mais ce suscepteur est déjà présent dans la pièce. La soudure est alors réalisée sans ajout d'un corps étranger à l'interface des pièces à assembler. Selon le type de suscepteur et les paramètres de soudage, le mécanisme de chauffe prépondérant peut varier.

La littérature mentionne trois mécanismes de chauffe. La chauffe par effet Joule et la chauffe aux jonctions sont généralement présentes dans les maillages et les tissus de fibres. Ces deux types de chauffe nécessite que le suscepteur soit un conducteur électrique (Ahmed et al., 2006; Bayerl, Duhovic, Mitschang, & Bhattacharyya, 2014; Gouin O'Shaughnessey, Dubé, & Fernandez Villegas, 2016; Kim, Yarlagadda, Gillespie, Shevchenko, & Fink, 2002; Yarlagadda, Kim, Gillespie, Shevchenko, & Fink, 2002). En revanche, la chauffe par hystérésis est présente dans les matériaux magnétiques (Ahmed et al., 2006). Un suscepteur pouvant être à la fois un conducteur électrique et un matériau magnétique, ces trois types de chauffe peuvent s'additionner. Cependant il existe généralement un mécanisme de chauffe prépondérant, qui dépend des paramètres de soudage utilisés.

La chauffe par effet Joule est directement liée à l'intensité des courants induits dans le suscepteur par l'inducteur, comme le montre l'équation (1.1). E désigne l'énergie dissipée par effet Joule, R la résistance interne du suscepteur, i l'intensité des courants de Foucault dans le suscepteur et t le temps (Ahmed et al., 2006).

$$E = R i^2 t \quad (1.1)$$

La chauffe aux jonctions est divisée en deux types de chauffes. D'un côté nous avons la chauffe par pertes Joule due aux résistances de contact, et de l'autre nous avons les pertes diélectriques. La résistance de contact survient lorsque deux éléments conducteurs, par exemple des fibres de carbone, ne sont pas dans un contact parfait. Lors de la chauffe, la matrice se ramollit et sous l'effet de la pression elle a tendance à s'écouler. Cela change la géométrie et la surface de contact entre les éléments conducteurs. C'est pourquoi la résistance de contact est dépendante de la température et de la pression. La chauffe par perte diélectrique apparaît quant

à elle dans la matrice, lorsque deux conducteurs sont suffisamment proches. La différence de tension entre les deux conducteurs crée un effet de condensateur. Ce phénomène peut être modélisé par une résistance et un condensateur placés en parallèle. Ces pertes diélectriques dépendent notamment de la distance entre les conducteurs, mais surtout des propriétés diélectriques variables des matrices (Ahmed et al., 2006; Kim et al., 2002; Yarlagadda et al., 2002). La Figure 1-4 présente les mécanismes de chauffe par effet Joule et aux jonctions, ainsi que l'analogie électrique permettant de modéliser les pertes.

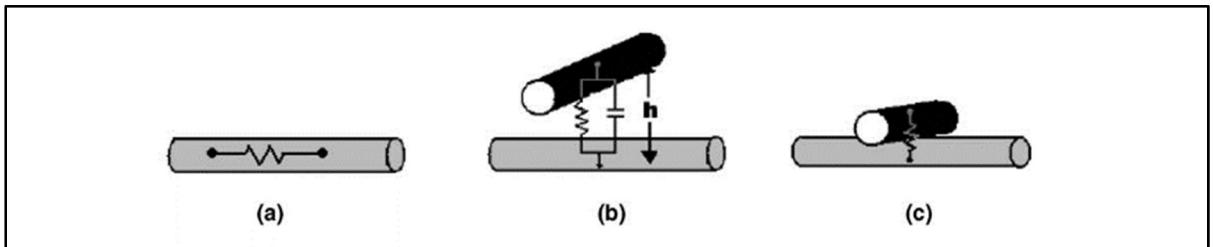


Figure 1-4 : Mécanismes de chauffe par induction : (a) chauffe par effet Joule, (b) chauffe par pertes diélectriques, (c) chauffe par résistance de contact
Tirée de (Ahmed et al., 2006)

La chauffe par hystérésis est due au changement d'orientation des dipôles magnétiques d'un matériau magnétique lorsque ce matériau est placé dans un champ magnétique variable à très haute fréquence (de l'ordre du MHz) comme illustrée par la Figure 1-5. Le frottement dû aux mouvements des dipôles lorsqu'ils se réalignent avec le champ magnétique génère de la chaleur (Ahmed et al., 2006; Bae et al., 2015; Haimbaugh Richard, 2001). Ce mécanisme de chauffe a lieu jusqu'à la température de Curie du matériau. En effet, au-delà de leur température de Curie les matériaux perdent leurs propriétés magnétiques. Dans une configuration où les pertes par hystérésis sont dominantes, cela permet d'avoir un bon contrôle de la chauffe qui s'arrêtera à partir de la température de Curie, même si on augmente l'intensité du champ magnétique (Ahmed et al., 2006; Bae et al., 2015). Les particules magnétiques mélangées à une matrice thermoplastique en dessous du seuil de percolation chauffent principalement par hystérésis. Tous ces mécanismes de chauffe dépendent à la fois du type de suscepteur, du type de matrice et des paramètres de chauffe.

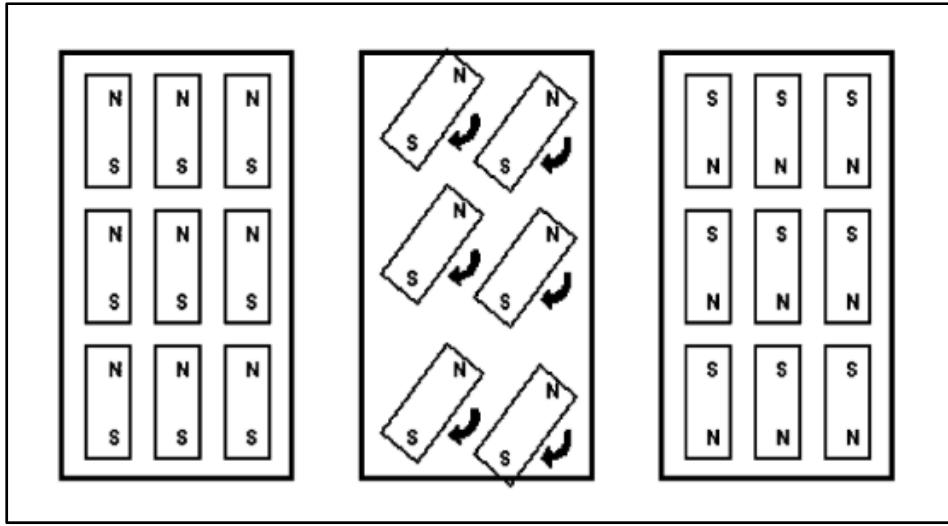


Figure 1-5 : Pertes par hystérésis dans un matériau magnétique
 Tirée de (Haimbaugh Richard, 2001)
 Citée par (Ahmed et al., 2006)

1.3.2.2 Géométrie de l'inducteur et effet de bord

Les courants induits dans le suscepteur dépendent de l'interaction de ce dernier avec le champ magnétique créé par l'inducteur. La géométrie de l'inducteur est d'une grande importance car, elle impose le motif et l'intensité des lignes de champs magnétiques qui vont interagir avec le suscepteur (Ahmed et al., 2006; Rudolf, Mitschang, & Neitzel, 2000). Bien que ce soit un facteur important de la chauffe, les recherches se limitent aux formes classiques d'inducteur, comme le rapporte Bayerl et al. (2014).

Lorsque le suscepteur se trouve à proximité de l'inducteur, il vient fortement déformer les lignes de champs, comme représenté sur la Figure 1-6. La déformation de ces lignes de champs, qui se concentre sur les bords du suscepteur, crée une surchauffe des bords du suscepteur. En effet, les courants induits dans le suscepteur seront aussi concentrés sur les bords. De ce fait, plus d'énergie sera dissipée à ces endroits, comme le montre la Figure 1-7. C'est ce que l'on appelle les effets de bord. Les effets de bord sont plus importants lorsque l'inducteur et le suscepteur sont proches. Dans des cas extrêmes, les bords atteignent une température supérieure à la température de dégradation de la matrice alors que le centre de la soudure n'a

pas encore atteint la T_g ou la T_f . Ce genre de situation conduit inévitablement à de faibles performances mécaniques du joint soudé. Il faut alors diminuer les effets de bord, soit en modifiant la géométrie du suscepteur et/ou de l'inducteur, ou plus simplement en changeant certains paramètres de soudure lorsque cela est possible (Lars Moser, Mitschang, & Schlarb, 2008).

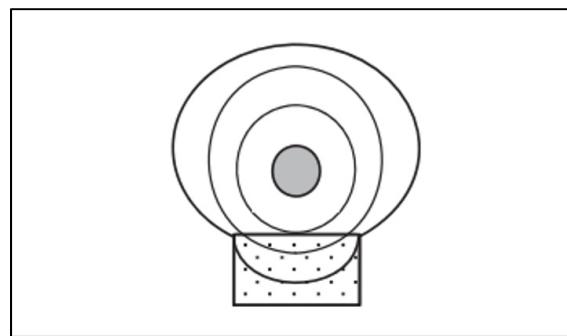


Figure 1-6 : Déformation des lignes de champs créée par un inducteur dû à la proximité d'un conducteur
Tirée de (Bayerl et al., 2014)

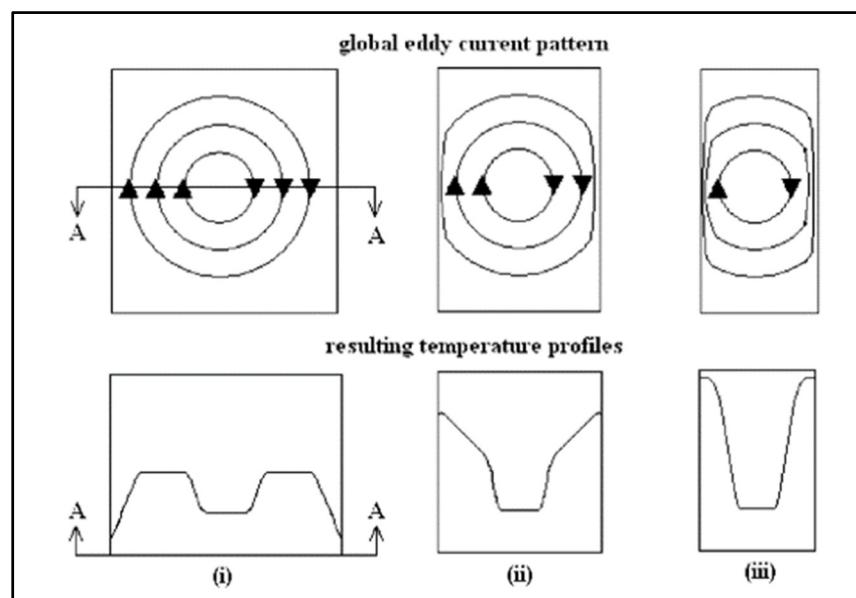


Figure 1-7 : Effets de bord dus à une diminution de la taille du suscepteur par rapport à celle de l'inducteur
Tirée de (Ahmed et al., 2006)

1.3.2.3 Concentrateur de flux magnétique

Le champ magnétique issu du courant alternatif se propage dans l'air uniformément autour de l'inducteur. Pour chauffer le suscepteur on souhaite généralement créer un champ magnétique dirigé vers ce dernier de façon à avoir la meilleure efficience. Pour diriger le champ magnétique, nous pouvons utiliser un concentrateur de flux magnétique. Un concentrateur de flux magnétique est un matériau possédant une faible réluctance (résistance magnétique) qui permet d'orienter les lignes de champs magnétiques vers le suscepteur, comme représenté par la Figure 1-8. Le concentrateur de flux magnétique n'est pas un élément indispensable pour le soudage inductif, mais son utilisation a plusieurs avantages cités par Goldstein (2014) et résumés ci-dessous :

- Amélioration du transfert d'énergie depuis la source de puissance vers la pièce chauffée,
- Meilleur contrôle du flux magnétique permettant une meilleure reproductibilité de la chauffe et de ne pas chauffer les éléments métalliques environnants autres que le suscepteur.

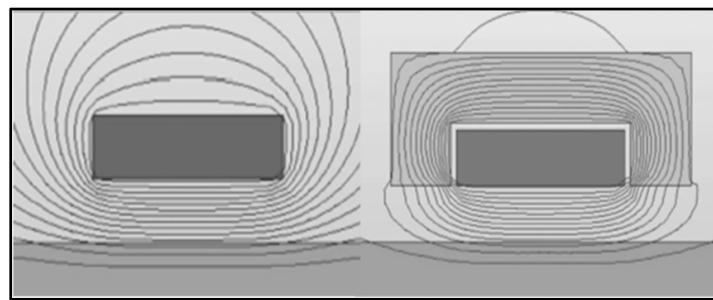


Figure 1-8 : Lignes de champs magnétiques autour d'un inducteur, sans et avec un concentrateur de flux
Tirée de (Rudnev et al., 2017) Citée dans (Côté, 2018)

1.3.3 Paramètres du soudage par induction

Le soudage par induction est un procédé multiparamétrique complexe. Cette partie n'a pas pour but de décrire tous les paramètres ainsi que leurs interactions entre eux, mais simplement de mentionner les paramètres importants en expliquant leurs influences sur la chauffe. Ces paramètres, spécifiques à la chauffe par induction, permettent de faire varier les trois paramètres globaux caractérisant une soudure : le temps, la température et la pression.

1.3.3.1 Courant, fréquence et puissance

Le courant, la fréquence et la puissance sont contrôlés par la source d'induction et influencent la température de chauffe. Les courants induits ont la même fréquence que le courant traversant l'inducteur, et plus l'intensité du courant dans l'inducteur est grande, plus l'intensité des courants induits sera grande. L'énergie dissipée par effet Joule est proportionnelle au carré de l'intensité du courant dans le suscepteur, comme le montre l'équation (1.1). La fréquence quant à elle a une autre influence importante. En effet, la distribution de courant dans un conducteur traversé par un courant alternatif n'est pas homogène. Le courant a tendance à circuler plus aisément sur les bords du conducteur, c'est ce que l'on appelle l'effet de peau. Il est caractérisé par la profondeur de peau δ , donnée par l'équation (1.2) :

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\pi f \mu \sigma}} \quad (1.2)$$

où σ est la conductivité électrique du conducteur (S. m^{-1}), f est la fréquence (Hz), et μ est la perméabilité magnétique (H. m^{-1}). De plus, lorsqu'un matériau magnétique est utilisé comme suscepteur, la fréquence aura une influence sur la chauffe par hystérésis. En effet, pour des fréquences supérieures à 1 MHz, la chauffe par hystérésis devient importante (Bayerl et al., 2014).

La puissance de la source détermine quant à elle la quantité d'énergie disponible pouvant être transférée au suscepteur magnétique. Avec le courant et la fréquence, elle fait partie des trois paramètres que la source de puissance peut faire varier. L'efficacité du transfert d'énergie dépend du couplage électromagnétique entre l'inducteur et le suscepteur. Certaines sources d'induction permettent d'ajuster automatiquement la puissance et la fréquence en fonction du courant imposé par l'utilisateur. La source d'induction choisit ces deux paramètres de façon à obtenir le meilleur transfert d'énergie entre la source de puissance et le suscepteur, afin d'avoir la meilleure efficacité. Ce principe d'ajustement est appelé « adaptation de charge » et ne sera pas développé ici (Ahmed et al., 2006; Haimbaugh Richard, 2001; Rudnev et al., 2017).

1.3.3.2 Distance de couplage électromagnétique

La distance de couplage électromagnétique est la distance entre le suscepteur et l'inducteur. Rudolf et al. (2000) rapportent que le temps de chauffe augmente quadratiquement avec la distance de couplage lors du soudage de poly-phenylen-sulfide (PPS) renforcé avec un tissu de fibres de carbone. Ce résultat ne peut pas être généralisé puisque l'intensité du champ magnétique donnée par la loi de Biot et Savart, voir équation (1.3)(1.2) (Griffiths, 2014), dépend de la géométrie de l'inducteur, comme le montre l'intégrale de la variable dl . La dépendance de l'intensité du champ magnétique avec la distance de couplage, noté r dans l'équation (1.3), résulte de l'intégration des termes sous l'intégrale. Par conséquent, l'intensité de champ magnétique est proportionnelle à l'inverse de r dans le cas d'un fil infini, et proportionnelle à l'inverse de r^3 dans le cas d'un inducteur circulaire (Rudolf et al., 2000).

$$\vec{B} = \frac{\mu_0}{4\pi} \int \frac{i \vec{r}}{r^2} dl \quad (1.3)$$

\vec{B} est la densité de champ magnétique (T)

μ_0 est la perméabilité magnétique du vide ($4\pi * 10^{-7} H.m^{-1}$)

i est le courant qui parcourt l'inducteur (A)

\vec{r} est le vecteur unitaire de la source vers le point considéré

r est la distance entre l'inducteur et le point considéré (m)

dl est une portion de l'inducteur (m)

Le couplage entre l'inducteur et le suscepteur étant difficilement quantifiable, il est donc communément admis qu'il faut avoir une distance de couplage minimum pour avoir un meilleur transfert de puissance depuis la source vers le suscepteur (Ahmed et al., 2006; Bayerl et al., 2014). Cependant, une distance de couplage trop faible a tendance à augmenter les effets de bord et donc l'inhomogénéité de soudure. (Bayerl et al., 2014; Zinn, Semiatin, Harry, & Jeffress, 1988)

1.4 Soudage par induction en continu

Nous venons d'introduire les mécanismes physiques et les paramètres du soudage par induction statique, c'est-à-dire sans mouvement d'une pièce par rapport à une autre. Nous allons maintenant présenter comment cette technologie de chauffe s'adapte lorsque la source de chaleur se déplace le long de la soudure.

1.4.1 Intérêt du soudage en continu

La soudure statique implique de chauffer toute la zone à souder en une seule fois, c'est pourquoi les joints soudés de grande taille nécessitent une grande puissance de chauffe, et donc un investissement dans un équipement souvent coûteux. C'est dans l'optique de diminuer les coûts tout en ayant la possibilité de souder de grandes pièces que le soudage continu a été développé. L'énergie nécessaire pour réaliser une soudure de grande taille est alors apportée en augmentant le temps d'utilisation d'une source de plus faible puissance (Côté, 2018; McKnight, Holmes, Gillespie Jr, Lambing, & Marinelli, 1997). De plus, le développement du soudage en continu permet de réaliser des soudures complexes sur des géométries 3D (Lars Moser et al., 2008).

1.4.2 Éléments constituants et paramètres du soudage continu par induction

Le soudage continu par induction utilise les mêmes paramètres que le soudage par induction statique, mais le mouvement relatif entre les pièces à assembler et l'inducteur introduit un nouveau paramètre : la vitesse de déplacement.

Dans le soudage statique, la pression de consolidation est appliquée lors de la chauffe et est maintenue une fois la chauffe arrêtée pour permettre le phénomène de cicatrisation. Dans le cas du soudage en continu, la chauffe est arrêtée qu'une fois la soudure finie, il est donc nécessaire d'appliquer une pression après la source chaude. Cette pression peut être appliquée à l'aide d'un patin ou d'un rouleau, comme sur la Figure 1-9 a). La zone de chauffe, située sous l'inducteur, précède l'application de pression. La Figure 1-9 b) montre quant à elle

l'évolution de température en fonction de la position du matériau sous l'effecteur de soudage. Lorsque les pièces passent sous l'inducteur, le composite atteint la température maximale $T_1 = T_m$. Cette température doit être inférieure à la température de dégradation de la matrice, mais supérieure à la température de soudage, car le composite va refroidir à l'air sur une distance notée b sur la Figure 1-9 a), avant d'être consolidé sous le rouleau. Lorsque le composite arrive sous le rouleau, il doit avoir atteint la température de soudage $T_2 = T_s$ en refroidissant par convection à l'air et par conduction avec les éléments environnants. Le rouleau va alors absorber une grande partie de la chaleur et le composite atteindra la température T_3 une fois la phase de consolidation finie. Le rouleau doit suffisamment refroidir le laminé pour éviter la déconsolidation du composite. Pour finir, la température peut augmenter de nouveau dû à la chaleur stockée dans le laminé qui est redistribuée par conduction et atteindre T_4 . Dans le cas d'une matrice semi-cristalline, cette température ne doit pas être supérieure à la température de recristallisation de la matrice pour éviter la délamination et la création de vides dans le composite (Mitschang, Rudolf, & Neitzel, 2002; Rudolf et al., 2000). Un jet d'air comprimé après le rouleau peut être utilisé pour refroidir le composite depuis la surface extérieure jusqu'à l'interface de soudure et diminuer la température T_4 (Mitschang et al., 2002; Rudolf et al., 2000; Rudolf, Mitschang, Neitzel, & Rueckert, 1999). Un autre jet d'air peut être utilisé pour refroidir la face supérieure du laminé de fibre de carbone qui est sous l'inducteur. En effet, cette face est la plus proche de l'inducteur donc elle chauffe plus facilement que le reste du laminé et peut surchauffer. L'emploi d'un jet d'air permet alors d'augmenter la chauffe en évitant la dégradation thermique de la matrice située proche de l'inducteur (Duhovic, L'Eplattenier, Caldichoury, & Hausmann, 2015; Lionetto, Pappada, Buccoliero, & Maffezzoli, 2017; L. Moser, 2012). Les paramètres du soudage influençant les températures mentionnées précédemment sont inscrits dans le Tableau 1-1.

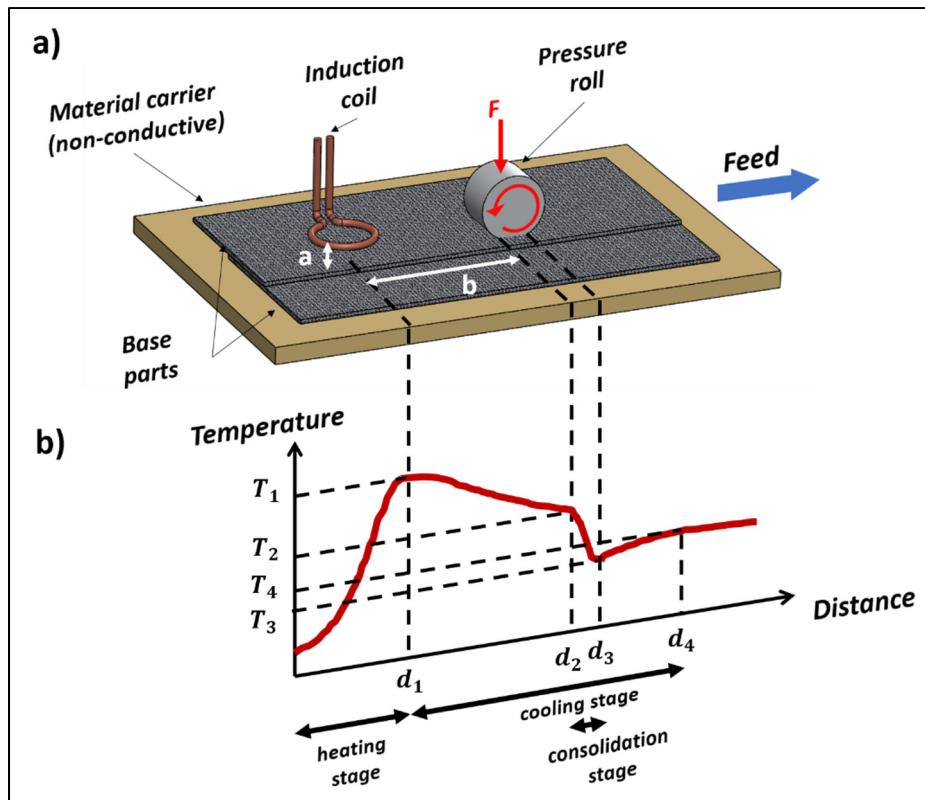


Figure 1-9 : Soudage continu par induction utilisant un rouleau comme moyen d'application de la pression : a) schéma, b) courbe typique d'évolution de la température

Adaptée de (Mitschang et al., 2002; Rudolf et al., 2000)

Tableau 1-1 : Paramètres influençant les températures du procédé de soudage

Adapté de (Mitschang et al., 2002)

Températures	Paramètres d'influence
T_1	Puissance de la source, fréquence, géométrie de l'inducteur, distance de couplage, vitesse de soudage, structure du laminé, refroidissement à air comprimé
T_2	Vitesse de soudage, distance de refroidissement b , matériaux du support de soudage, conditions ambiantes
T_3	Température du rouleau, surface de contact du rouleau, vitesse de soudage
T_4	Refroidissement à air comprimé, vitesse de soudage (si le refroidissement à air comprimé est utilisé)

1.5 Modélisation numérique du soudage

1.5.1 Généralités

De nombreuses simulations des procédés de soudage ont été faites ayant principalement pour but de prédire la distribution de température dans le joint soudé. Comme nous l'avons vu précédemment, la température est un facteur important, avec le temps et la pression, pour déterminer la résistance d'un joint soudé. Duhovic et al. (2015) évoquent notamment les modèles de contact intime et de cicatrisation de Lee et Springer (1987) ainsi que celui de Yang et Pitchumani (2001, 2002a, 2002b). Ces modèles permettent de lier l'historique de température et de pression pour évaluer la résistance mécanique du joint soudé. Cette partie se concentrera sur la simulation des procédés utilisant la chauffe par induction pour prédire la distribution de température.

Comme nous avons pu le voir dans les parties précédentes, le soudage par induction est un procédé multiparamétrique complexe. Réussir à comprendre tous les phénomènes physiques qui entrent en jeu, et l'influence de chacun des paramètres n'est pas une chose aisée. Les modèles numériques permettent de mieux comprendre les facteurs importants du procédé de soudage.

Les simulations numériques du soudage par induction nécessitent au minimum de simuler la chauffe par induction, qui est une source de chaleur interne par le biais des courants de Foucault, et les transferts thermiques qui surviennent dans les matériaux et entre les matériaux pour connaître la distribution de température. Ces deux types d'analyse numérique requièrent de connaître de nombreuses propriétés des matériaux ainsi que les différents coefficients d'échanges thermiques. Ces données ne sont pas toujours disponibles dans la littérature, et les auteurs ont alors recourt à des mesures expérimentales préliminaires et/ou à des méthodes d'homogénéisation permettant notamment de déduire les propriétés des composites en connaissant celles des fibres et de la matrice (Gouin O'Shaughnessey et al., 2016; Mitschang et al., 2002; L. Moser, 2012; Pappada et al., 2015). Après avoir simulé la chauffe et les transferts thermiques, il peut être envisagé de simuler les contraintes thermiques dans le joint

soudé en prenant en compte les propriétés mécaniques du matériau, ou bien de prédire l'écoulement de matrice dû à l'effet combiné de la chauffe et de l'application de pression. Ce genre d'analyse ne sera pas développé ici. Nous nous concentrerons sur la chauffe par induction et les transferts thermiques qui s'en suivent.

1.5.2 Théorie de la chauffe par induction

Nous allons présenter les équations nécessaires aux logiciels éléments finis pour permettre la simulation numérique de la chauffe par induction.

1.5.2.1 Théorie de l'électromagnétisme

Les équations de Maxwell sont les équations de la physique permettant de décrire un problème d'électromagnétisme. Elles établissent des relations entre différents champs vectoriels. Les quatre équations de Maxwell sous leurs formes différentielles sont les suivantes (Bastos & Sadowski, 2013; Griffiths, 2014) :

$$(\text{Loi de Maxwell-Gauss}) \quad \text{div}(\vec{D}) = \vec{\nabla} \cdot \vec{D} = \rho_e \quad (1.4)$$

$$(\text{Loi de Maxwell-Flux}) \quad \text{div}(\vec{B}) = \vec{\nabla} \cdot \vec{B} = 0 \quad (1.5)$$

$$(\text{Loi de Maxwell-Faraday}) \quad \text{rot}(\vec{E}) = \vec{\nabla} \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (1.6)$$

$$(\text{Loi de Maxwell-Ampère}) \quad \text{rot}(\vec{H}) = \vec{\nabla} \times \vec{H} = \vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \quad (1.7)$$

Où \vec{D} est la densité de flux électrique ($C \cdot m^{-2}$), ρ_e est la densité de charge électrique ($C \cdot m^{-3}$), \vec{B} est la densité de champ magnétique (T), \vec{E} est le champ électrique ($V \cdot m^{-1}$), \vec{H} est le champ magnétique ($A \cdot m^{-1}$) et \vec{J} la densité de courant ($A \cdot m^{-2}$).

À ces équations, il faut ajouter l'équation de continuité et les équations constitutives suivantes :

(Loi de continuité) $\operatorname{div}(\vec{J}) = \vec{\nabla} \cdot \vec{J} = -\frac{\partial \rho_e}{\partial t}$ (1.8)

(Relation B et H) $\vec{B} = \mu \vec{H}$ (1.9)

(Relation D et E) $\vec{D} = \epsilon \vec{E}$ (1.10)

(Loi d'Ohm) $\vec{J} = \sigma \vec{E}$ (1.11)

Où μ est la perméabilité magnétique ($H \cdot m^{-1}$), ϵ est la permittivité électrique ($F \cdot m^{-1}$) et σ est la conductivité électrique ($S \cdot m^{-1}$)

C'est à partir de ces équations que sont résolus les problèmes d'électromagnétisme. Les logiciels de simulation simplifient ces équations de façon à pouvoir les résoudre en utilisant au mieux les ressources calculatoires de l'ordinateur. Les simplifications sont faites en fonction du type d'étude choisi par l'utilisateur du logiciel. Dans le cas de la chauffe par induction où les pertes par effet Joule sont majoritaires, le logiciel calcule les courants induits dans les zones conductrices pour en déduire la puissance dissipée. Nous ne détaillerons pas toutes les simplifications possibles ni les méthodes précises utilisées par les logiciels, mais nous nous contenterons de décrire brièvement le fonctionnement du logiciel ANSYS®. Le livre de Bastos et Sadowski (2013) est une bonne référence pour appréhender la simulation numérique des problèmes électromagnétiques plus en détails.

L'hypothèse faite par le logiciel ANSYS pour calculer les courants induits est que toutes les grandeurs dépendantes du temps pulsent à la même fréquence, choisie par l'utilisateur, et possiblement déphasées. Cette hypothèse n'est pas problématique si nous avons un seul inducteur et permet d'introduire la notation complexe (ANSYS®, 2019b) :

$$\vec{F} = \vec{F}' \cos(\omega t + \theta) = \operatorname{Re}(\vec{F}' e^{j\omega t + \theta}) \quad (1.12)$$

Où \vec{F} est un champ vectoriel, \vec{F}' est un vecteur représentant l'amplitude réelle du champ vectoriel, $\omega = 2\pi f$ est la fréquence angulaire (rad. s^{-1}), θ est l'angle de déphasage et j est le nombre complexe tel que $j^2 = -1$.

En utilisant cette notation et en combinant les lois précédentes, on obtient l'équation suivante (ANSYS®, 2019b) :

$$\overrightarrow{\text{rot}}\left(\frac{1}{\sigma + j\omega\epsilon}\overrightarrow{\text{rot}}(\vec{H})\right) = -j\omega\mu\vec{H} \quad (1.13)$$

Cette équation présente l'avantage d'avoir une seule inconnue, qui est \vec{H} , et est résolue par le logiciel ANSYS pour déterminer le champ magnétique dans les matériaux conducteurs. Pour les matériaux non-conducteurs, cette équation reste vraie mais demande beaucoup de ressources calculatoires. Dans ce cas particulier, il n'y a aucune circulation d'électrons donc la densité de courant et la densité de flux sont nulles, ce qui permet de réécrire la loi d'Ampère de la façon suivante :

$$\overrightarrow{\text{rot}}(\vec{H}) = \vec{0} \quad (1.14)$$

Or un champ vectoriel dont le rotationnel est nul peut être exprimé par un potentiel scalaire. L'équation (1.14) devient alors :

$$\overrightarrow{\text{rot}}(\mu \overrightarrow{\text{grad}}(\phi)) = \vec{0} \quad (1.15)$$

C'est cette équation, en fonction du potentiel magnétique scalaire ϕ , qui est résolue dans les matériaux non-conducteurs. Les constantes d'intégration du potentiel scalaire sont déterminées pour que le champ magnétique \vec{H} soit continu d'un matériau à l'autre (ANSYS®, 2019b).

La densité de courant peut ensuite être calculée grâce à la loi d'Ampère avec l'expression des variables dépendant du temps sous forme exponentielle complexe. Les pertes par effet Joule sont ensuite déduites grâce à la forme locale de la loi Joule, en considérant les valeurs efficaces des grandeurs (ANSYS®, 2019b; Bensaid, Trichet, & Fouladgar, 2005; Holland, van Tooren, Barazanchy, & Pandher, 2020) :

$$P_{local} = \overrightarrow{J'_{eff}} \cdot \overrightarrow{E'_{eff}} = \frac{1}{2\sigma} \vec{J}' \cdot \vec{J}' \quad (1.16)$$

La grandeur P_{local} correspond à une puissance volumique générée localement ($W \cdot m^{-3}$). Cette puissance volumique est ensuite utilisée dans la simulation des transferts thermiques comme une source de chaleur interne.

1.5.2.2 Théorie des transferts de chaleur

Selon le premier principe de la thermodynamique, dans un système fermé, toute variation d'énergie interne stockée (\dot{E}_{st}) dans le système est due à une variation de l'énergie entrante (\dot{E}_{in}), sortante (\dot{E}_{out}) ou de l'énergie interne générée (\dot{E}_g) dans le système. L'équation (1.17) illustre ce principe (Bergman & Incropera, 2011).

$$\dot{E}_{st} = \dot{E}_{in} - \dot{E}_{out} + \dot{E}_g \quad (1.17)$$

Dans le cas des échanges de chaleur, les échanges d'énergie avec l'extérieur du système peuvent être de trois natures : les échanges par conduction, les échanges par convection et les échanges par radiation. Le flux de chaleur par conduction dans la direction i , exprimé par la loi de Fourier, est donné par :

$$q_{cond_i} = -k_i \cdot S \cdot \frac{\partial T}{\partial i} \quad (1.18)$$

Où q_{cond_i} est le flux de chaleur transmis par conduction selon l'axe i (W), k_i est la conductivité thermique du matériau dans la direction i ($W.m^{-1}.K^{-1}$), S est la surface d'échange (m^2), et T est la température (K). Le flux de chaleur par convection à travers une surface, est donné par :

$$q_{conv} = h \cdot S \cdot (T_{sur} - T_{\infty}) \quad (1.19)$$

Où q_{conv} est le flux de chaleur transmis par convection (W), h est le coefficient de transfert thermique par convection ($W.m^{-2}.K^{-1}$), S est la surface d'échange (m^2), T_{sur} est la température de la surface d'échange (K) et T_{∞} est la température du fluide (K). Enfin, le flux de chaleur par radiation d'une surface, dans le cas particulier où cette surface d'échange rayonne vers une autre surface qui l'entoure et qui est bien plus grande, est donné par :

$$q_{rad} = \epsilon \cdot \sigma \cdot S \cdot T_{sur}^4 \quad (1.20)$$

Où q_{rad} est le flux de chaleur transmis par radiation (W), ϵ est l'émissivité du matériau, σ est la constante de Stefan-Boltzmann ($5.67 * 10^{-8} W.m^{-2}.K^{-4}$), S est la surface d'échange (m^2), et T_{sur} est la température de la surface d'échange (K).

L'équation (1.17), appliquée à un solide infiniment petit dans lequel seul de la conduction peut avoir lieu, conduit à l'obtention de l'équation (1.21), aussi appelée équation de la chaleur (Bergman & Incropera, 2011) :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_g \quad (1.21)$$

Où k_x , k_y et k_z sont les conductivités thermiques du matériau dans les directions x , y et z ($W.m^{-1}.K^{-1}$), T est la température (K), q_g est la génération d'énergie interne ($W.m^{-3}$), ρ la masse volumique ($kg.m^{-3}$), c_p est la chaleur spécifique du matériau ($J.kg^{-1}.K^{-1}$), t est le temps (s), et x , y et z sont les coordonnées cartésiennes (m).

Les logiciels de calculs par éléments finis résolvent cette équation en fonction des conditions limites imposées aux bords du solide. Les conditions limites peuvent être une température imposée ou un flux de chaleur imposé (par exemple un flux conductif, convectif ou radiatif).

1.5.3 Logiciels commerciaux

Les logiciels permettant la simulation de la chauffe par induction sont évoqués par Bayerl et al. (2014). Ils classent les logiciels dans deux catégories : ceux utilisant la méthode des éléments finis (FEM) dans tout le domaine d'étude, c'est-à-dire à la fois dans les pièces et dans les milieux de propagation du champ magnétique, et ceux utilisant la méthode des éléments finis couplée à la méthode des éléments de frontière (BEM). Le Tableau 1-2 compare les deux approches. Les logiciels commerciaux mentionnés sont ceux retrouvés fréquemment dans la littérature pour la simulation de la chauffe par induction de composites thermoplastiques.

Duhovic et al. (2012) ont présenté les capacités du logiciel LS-DYNA®, qui utilise une combinaison des méthodes BEM et FEM, en comparant les résultats expérimentaux à des simulations faites avec LS-DYNA et COMSOL®, dans le cas de la chauffe statique d'un composite de fibre de carbone. La stratégie de calcul de LS-DYNA permet notamment de ne pas mailler l'air environnant lors de la simulation de la chauffe par induction et permet de simuler le mouvement des objets les uns par rapport aux autres sans redéfinir le maillage, contrairement aux logiciels comme COMSOL et ANSYS. En revanche, si le milieu de propagation du champ magnétique n'est pas uniforme, comme dans le cas de l'utilisation d'un concentrateur de flux, cette stratégie de calcul n'est pas appropriée (Bayerl et al., 2014).

Tableau 1-2 : Comparaison des méthodes de résolution pour simuler entièrement la chauffe par induction en 3D
Adapté de (Bayerl et al., 2014)

Propriétés	Méthode de résolution	
	FEM/FEM	FEM/BEM
Type de solveur	Magnétostatique	Courant induit dépendant du temps
Maillage	Maillage de l'air englobant nécessaire	Maillage de l'air englobant non-nécessaire
Types d'élément	Principalement des tétraèdres, mais les hexaèdres sont disponibles	Seulement des hexaèdres
Distance de couplage	Affecte le maillage (difficile lorsque <1mm)	N'affecte pas le maillage (peut-être aussi fin que souhaité)
Mouvement des pièces	Impossible (seulement par translation du domaine)	Mouvement complet possible
Utilisation de la mémoire pour les modèles de grande dimension	Faible	Elevée
Capacité à modéliser les concentrateurs de flux	Oui	Non
Logiciel utilisant la méthode	COMSOL Multiphysics 4.3b, ANSYS (Maxwell 3D) 14.5	LS-DYNA R7, SYSWELD V13

Pour résumer, le logiciel LS-DYNA semble réellement adapté pour la simulation du soudage en continu, mais ne permet pas de prendre en compte l'action d'un concentrateur de flux. Comme nous l'avons vu précédemment, un concentrateur de flux permet d'augmenter l'efficacité du procédé et est un élément important du montage de soudage par induction. Bien que moins adaptés à la simulation du procédé en continu, plusieurs auteurs ont tout de même réussi à utiliser ANSYS et COMSOL pour simuler ce type de soudage. Ces études sont détaillées dans la suite de cette revue de littérature.

1.5.4 Propriétés des matériaux et conditions limites

Une étude numérique aura de bonnes prédictions de température si les phénomènes physiques importants sont pris en compte et si les propriétés des matériaux sont suffisamment précises. Les conditions limites imposées dans les simulations dépendent de l'environnement de soudage et les études de la littérature sont difficilement comparables à ce sujet. En revanche, le degré de raffinement apporté à la détermination de certaines propriétés physiques peut être discuté. Nous nous intéresserons à la dépendance en température de certaines propriétés des matériaux, qui est un aspect important des simulations numériques.

Le Tableau 1-3 présente l'ensemble des propriétés des matériaux nécessaires à une simulation électromagnétique et thermique. Parmi ces propriétés, la conductivité électrique, la conductivité thermique et la chaleur spécifique du laminé de fibres de carbone font généralement l'objet d'une discussion sur leurs variations avec la température. Le Tableau 1-4, reporte, pour certaines études, si la dépendance en température de ces propriétés a été prise en compte. Les auteurs semblent globalement d'accord pour considérer que la dépendance en température de la conductivité thermique du laminé est négligeable, ou peut être approximée par une valeur moyenne sur l'intervalle de température de l'étude, comme cela a été fait par Mitschang et al. (2002). En revanche, il ne semble pas y avoir de consensus sur l'importance de la prise en compte de la dépendance en température de la conductivité électrique et de la chaleur spécifique. Notons que Gouin O'Shaughnessey (2014) rapporte que la conductivité électrique des fibres de carbone diminue avec la température, ce qui conduit à une surestimation de la chauffe dans de nombreux modèles. Mitschang et al. (2002) considèrent que la conductivité électrique du composite ne varie pas significativement pour une température allant jusqu'à 400 °C. Dans le modèle de Lionetto et al. (2017), la variation de la chaleur spécifique avec la température est prise en compte en calculant les énergies de fusion et de cristallisation, mais les auteurs précisent qu'elles peuvent être négligées par rapport à la chaleur générée par induction.

Tableau 1-3 : Propriétés nécessaires à la simulation de la chauffe par induction

Type de physique	Propriétés des matériaux
Électromagnétique	Conductivité électrique
	Perméabilité magnétique
	Permittivité électrique
Thermique	Densité
	Conductivité thermique
	Émissivité
	Chaleur spécifique

Tableau 1-4 : Modélisation de la dépendance en température de certaines propriétés du composite dans les études de la littérature

Référence	Type de soudage	Matériaux	Conductivité électrique	Conductivité thermique	Chaleur spécifique
(Lionetto et al., 2017)	Continu	CF/PEEK	Oui	Oui	Oui
(Mitschang et al., 2002)	Continu	CF/PPS	Non	Non	Non
(Duhovic et al., 2012)	Statique	CF/PEEK	Oui	Non	Oui
(Gouin O'Shaughnessey et al., 2016)	Statique	CF/PPS	Oui ¹	Non ¹	Oui ¹
(Pappada et al., 2015)	Statique	CF/PPS	Non	Non	Non
(L. Moser, 2012)	Statique Continu	CF/PPS et CF/PEEK	Oui	Non	Oui

¹ L'étude de Gouin O'Shaughnessey et al. (2016) utilise un maillage d'acier inoxydable comme suscepteur complémentaire aux fibres de carbone. Pour le maillage, seule la dépendance en température de la conductivité électrique est prise en compte dans la simulation numérique.

1.5.5 Simulations du soudage en continu

Concernant la modélisation du soudage par induction en continu, plusieurs approches sont possibles en fonction du logiciel utilisé. Mitschang et al. (2002) ont simulé la chauffe par induction en continu en faisant deux simulations distinctes, une sur le logiciel ANSYS, et l'autre selon leur propre programme de calcul. La première, réalisée avec le module EMAG™ d'ANSYS, permet de simuler la chauffe par induction en statique, pendant un intervalle de temps Δt qui dépend de la taille de l'inducteur et de la vitesse lors du soudage continu. Elle a été vérifiée expérimentalement en cinq points grâce à une caméra thermique infrarouge. Cette approche fait l'hypothèse implicite d'une chauffe quasi-statique, qui n'est valable qu'à faible vitesse. La deuxième simulation est celle du refroidissement. Elle utilise un programme développé par les auteurs, qui considèrent qu'à $t = 0$ tout le laminé a atteint la température maximale prédite par le modèle de chauffe statique. Les différentes conditions limites appliquées aux faces du composite sont variables avec le temps. La simulation du refroidissement est alors en bon accord avec les mesures expérimentales réalisées au niveau du point le plus chaud du laminé. La Figure 1-10 présente les résultats des deux simulations pour une vitesse de 7,3 mm/s. La température maximale enregistrée dans la simulation statique de l'induction, présenté Figure 1-10 a), est 136 °C. Tout le laminé est alors considéré comme ayant une température de 136 °C à $t = 0$ pour la simulation des transferts thermiques. La courbe calculée pour le refroidissement à 7,3 mm/s est comparée à la courbe expérimentale à la Figure 1-10 d). Cette simulation est donc capable de prédire l'historique de température seulement au point le plus chaud, ce qui permet d'éviter de dégrader la matrice polymérique, mais ne donne pas une vision de l'ensemble de la soudure lors de la consolidation. Si l'on choisit de simuler le refroidissement à un autre endroit que le point le plus chaud, la prédiction sera certainement beaucoup moins précise à cause du gradient de température dans la pièce, qui s'homogénéise par conduction dans le laminé, les zones chaudes agissant comme des sources de chaleur et les zones froides comme des dissipateurs de chaleur.

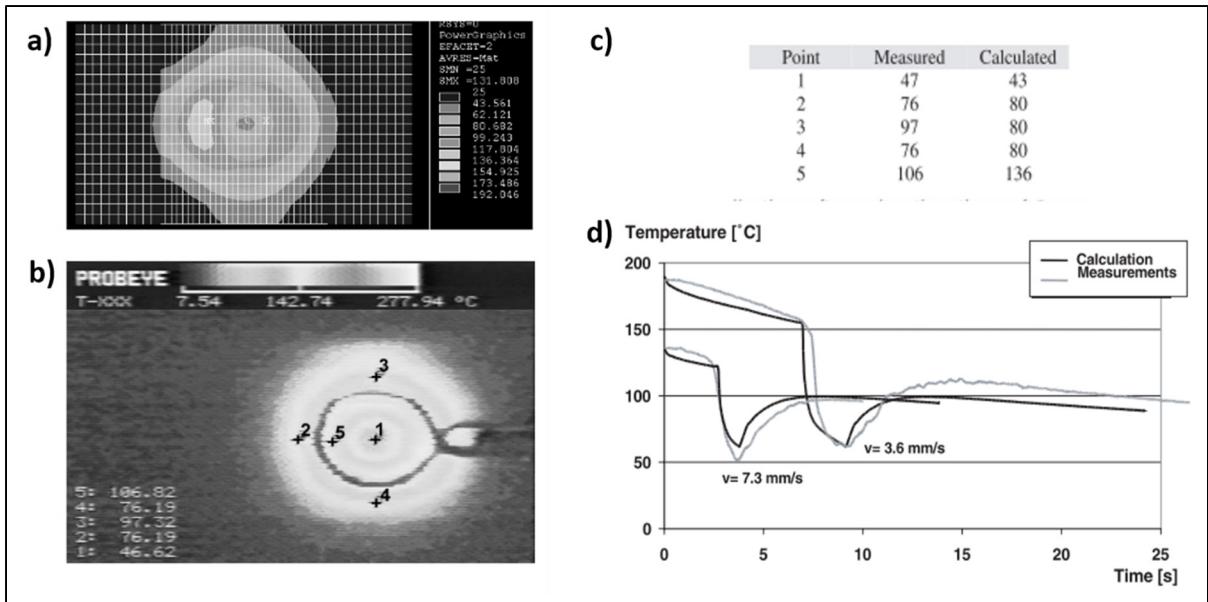


Figure 1-10 : Simulation du soudage par induction en continu avec le logiciel EMAG : a) simulation de la chauffe par induction en statique pendant 2 secondes, correspondant à une vitesse de 7,3 mm/s avec un inducteur de diamètre 16 mm, b) validation de la simulation numérique par mesure infra-rouge. Les mesures sont réalisées en cinq points, c) tableau de comparaison entre les température mesurée et simulée en cinq points, d) comparaison des courbes expérimentales et simulées avec le programme développé par les auteurs
 Adaptée de (Mitschang et al., 2002)

Une série d'études (Duhovic et al., 2014; Duhovic et al., 2015; Duhovic, Mitschang, Maier, Caldichoury, & L'Eplattenier, 2013; Duhovic et al., 2012), présentent la simulation de la chauffe par induction en continu en utilisant le logiciel LS-DYNA, qui permet de modéliser les trajectoires, même complexes, de l'inducteur et du rouleau. Après avoir vérifié expérimentalement que la simulation de la chauffe statique correspond à l'expérience en statique, une simulation de la chauffe en continue a été réalisée. La Figure 1-11 présente les résultats d'une simulation. Il semble possible de prédire la distribution de température dans toute la soudure en traçant l'évolution de température avec le temps de certains nœuds du maillage de la simulation. Cependant, la simulation du soudage en continu avec le logiciel LS-DYNA n'a pas fait l'objet d'une vérification expérimentale à la connaissance de l'auteur de ce mémoire. Cette simulations permet de connaître l'historique de chaque point de la pièce, contrairement à celle de Mitschang et al. (2002).

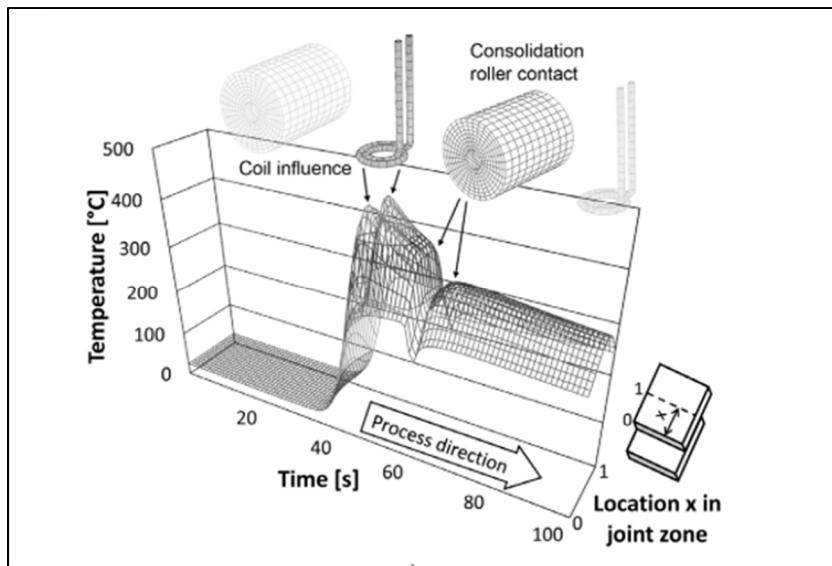


Figure 1-11 : Courbe de température à la surface supérieure du laminé simulée avec LS-DYNA, vitesse de soudage de 3 mm/s, distance de couplage de 2 mm et distance entre l’inducteur et le rouleau de 60 mm
 Adaptée de (Duhovic et al., 2015)

Plus récemment, Lionetto et al. (2017) ont réalisé une simulation du soudage continu par induction avec le logiciel COMSOL. Cette modélisation utilise le module de maillage mobile de COMSOL, ce qui permet de récréer le maillage au fur et à mesure du mouvement de l’inducteur. La simulation prend en compte la chaleur de cristallisation et de fonte dans un matériau semi-cristallin, en implémentant des équations empiriques, ce qui est habituellement considéré comme négligeable par les autres auteurs (L. Moser, 2012). La Figure 1-12 présente les résultats obtenus pour une simulation. La distribution de température dans toute la soudure est prédictive dans la Figure 1-12 a) et il est donc possible de tracer l’ensemble de l’historique de température de chaque point, comme pour la simulation de Duhovic et al. (2015). La Figure 1-12 b) compare une courbe de température simulée et expérimentale et montre une bonne correspondance. La simulation a permis de déterminer un ensemble de paramètres conduisant à une température cible de soudage. Les échantillons soudés avec ces paramètres ont montré une résistance mécanique similaire à celle de la littérature.

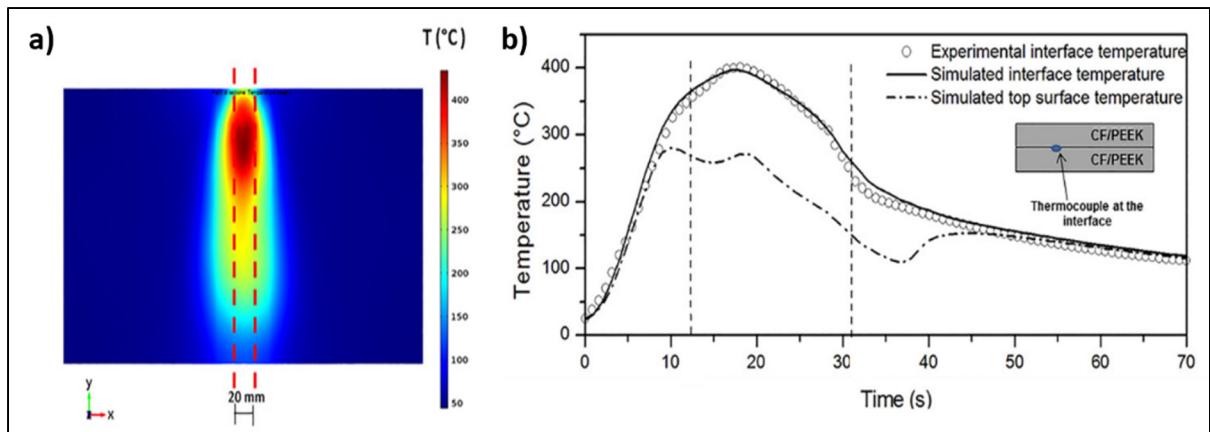


Figure 1-12 : Simulation du soudage par induction en continu avec le logiciel COMSOL :

a) Distribution de température dans le laminé après 80 s de soudage à 2 mm/s. Les pointillés rouges indiquent la zone de recouvrement des deux laminés. b) Comparaison des courbes de température simulée et expérimentale pour une vitesse de 2 mm/s.

Adaptée de (Lionetto et al., 2017)

1.6 Résumé

Le soudage de CTP est une alternative intéressante aux méthodes d'assemblages classiques. Après avoir introduit le principe général du soudage, nous avons étudié plus en profondeur le principe du soudage inductif, en statique et en continu. Ensuite, nous avons vu les équations physiques résolues par les logiciels éléments finis ainsi que les capacités des logiciels commerciaux. Enfin, les données importantes d'une simulation numérique ont été discutées au regard de la littérature.

Les études réalisées sur le soudage inductif utilisent actuellement trois types de suscepteurs électromagnétiques : les fibres de carbone, les maillages métalliques et les poudres métalliques. La revue de littérature a mis l'accent sur les fibres de carbone car elles sont très utilisées actuellement. Elles sont également les seules à permettre d'assembler deux pièces sans ajouter de corps étranger à l'interface. En revanche, ce type de suscepiteur ne s'applique pas aux laminés de fibres de verre.

La suite de ce mémoire étudiera un nouveau type de suscepteur, qui s'inspire du soudage par plaque chauffante, mais appliqué au soudage par induction en continu. Le suscepteur est une plaque chauffée, qui glisse le long de l'interface de soudure. Cette technologie n'a pas encore été étudiée dans la littérature scientifique, et permet de réaliser des soudures pour tous les types de fibre, sans ajouter de corps étrangers à l'interface. Un brevet a récemment été déposé par Glotin, Cauchois, Philippe, et Klein (2020) le 17 janvier 2020. Ce brevet couvre l'utilisation d'une plaque chauffante qui glisse à l'interface de soudure, quel que soit le moyen de chauffe de la plaque. Cette technologie a reçu le prix de l'innovation du JEC group en 2020 dans la catégorie « aeronautics » (Mason, 2020). Nous examinerons ici la chauffe par induction pour le soudage d'un composite de fibres de verre. Les objectifs spécifiques sont les suivants :

- I. Développer le soudage par induction en continu en utilisant une plaque chauffante (CIWUMS),
- II. Déterminer la fenêtre de paramètres du procédé permettant d'obtenir des soudures de qualité,
- III. Caractériser les performances des joints soudés par ce procédé, et créer des abaques de références,
- IV. Étendre les conditions de validité des abaques grâce à l'utilisation d'une simulation numérique.

CHAPITRE 2

DÉMARCHE EXPÉRIMENTALE

2.1 Introduction

Le but de ce mémoire est de développer et caractériser un procédé de soudage en continu utilisant la chauffe par induction d'une plaque chauffante (CIWUMS) sur des échantillons en deux dimensions. Pour ce faire, un montage expérimental de soudage a d'abord été développé. Une fois le montage rendu fonctionnel, dans une phase d'avant-projet, des soudures peuvent être réalisées puis caractérisées mécaniquement. Déterminer la fenêtre de paramètres conduisant à des soudures de bonne qualité peut se faire de façon expérimentale. Cependant, le procédé de CIWUMS est multiparamétrique et étudier l'influence de tous les paramètres expérimentalement conduirait à des plans d'expériences longs et coûteux. C'est pourquoi il a été choisi de développer une simulation numérique permettant de prédire la température dans les laminés soudés. Cette simulation permettra d'étudier l'influence de tous les paramètres de soudage sur la température de soudage, c'est-à-dire sur la température à l'interface de soudage avant la phase de consolidation sous pression. En revanche, la résistance mécanique des soudures ne pourra pas être prédite par la simulation, ni l'influence de la pression de consolidation. Il sera donc nécessaire de réaliser une corrélation expérimentale entre la température de soudage prédite par la simulation et la résistance mécanique des joints soudés, ainsi qu'étudier expérimentalement l'influence de la pression sur la résistance mécanique. La corrélation entre la température de soudage et la résistance mécanique sera appelée « corrélation T-F » (« Température V.S Force à la rupture »). Enfin, l'application finale de ce procédé est l'assemblage de conduits d'aérations, c'est pourquoi des essais d'étanchéité seront réalisés.

Il a été choisi de fixer un certain nombre de paramètres pour la réalisation des études expérimentales et pour la corrélation T-F. Les valeurs des paramètres fixées ont été déterminées à la suite d'une étude d'avant-projet, mais n'ont pas été optimisées. Cette étude d'avant-projet a également permis de délimiter l'intervalle de variation de l'intensité de la

source d’induction. Un courant trop faible ne chauffe pas suffisamment et un courant trop élevé use prématurément certains composants du montage. Le Tableau 2-1, renseigne tous les paramètres du CIWUMS, le symbole utilisé pour chaque paramètre, ainsi que les valeurs ou intervalles de variations des paramètres des études expérimentales.

Tableau 2-1 : Valeurs ou intervalles de variations des paramètres des études sur le CIWUMS

Symbol	Nom	Valeurs ou intervalles
i	Courant	400 A à 600 A
f	Fréquence	268 kHz
P	Puissance	Déterminée par la source de puissance
a	Distance de couplage	10 mm
b	Distance entre l’inducteur et le rouleau	26 mm
v	Vitesse	Variable
$F_{consolidation}$	Force de consolidation	90 N à 500N
-	Géométries des pièces	Constantes
-	Propriétés des matériaux	Constantes

L’étude de l’influence de la pression de consolidation sur la résistance mécanique sera réalisée en faisant varier uniquement le paramètre de force de consolidation. Les autres paramètres seront choisis de façon à obtenir une bonne soudure, mais ne varieront pas. Ainsi, il sera possible de connaître l’influence de la pression de consolidation pour des conditions de soudage particulières.

Le séchage du matériau demandant du temps à cause de la disponibilité de l'étuve de séchage, toutes les études seront réalisées avec un matériau non séché. L'influence du séchage sera étudiée en parallèle, en faisant varier uniquement ce paramètre.

La Figure 2-1 présente le cheminement général de cette maîtrise avec l'ordonnancement temporel des étapes. Deux branches parallèles indiquent que les étapes peuvent entièrement être découplées dans le temps.

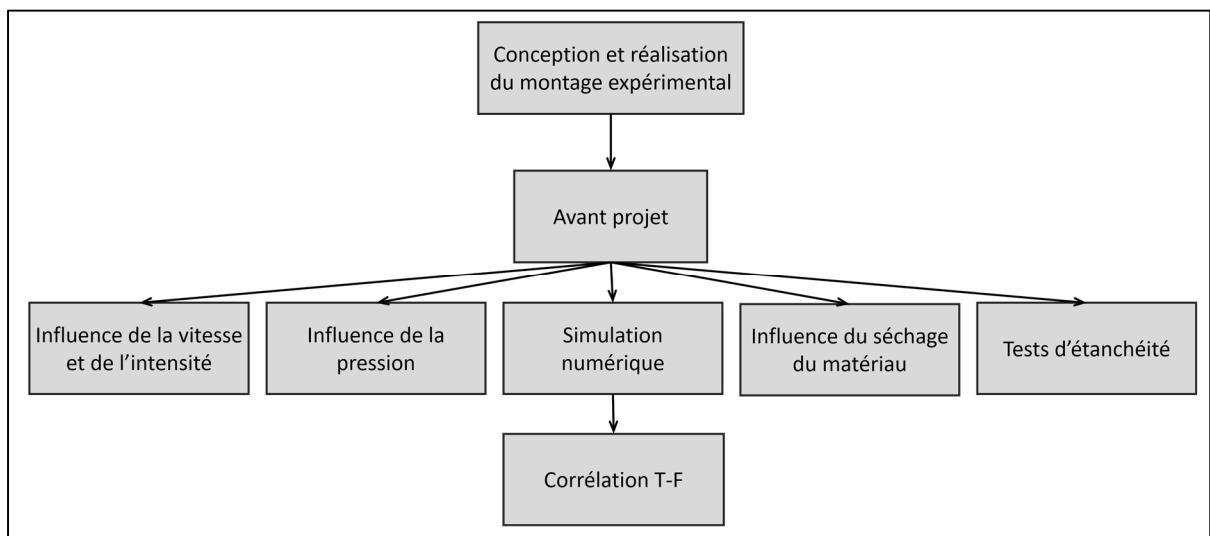


Figure 2-1 : Étapes de réalisation de ce mémoire

2.2 Matériaux

Le matériau utilisé est un laminé constitué d'un pli de fibres de verre tissé (GF) et de poly-éther-imide (PEI), ayant un taux de fibres de 67 % et une épaisseur de 0,24 mm. L'armure du tissu de fibre de verre est un satin de 8 (8HS). Le PEI est un polymère thermoplastique amorphe, dont la T_g est de 217 °C. Les études menées ont été réalisées sans sécher le matériau. L'influence du séchage sur les propriétés mécaniques a été étudiée séparément et est présentée dans la partie 4.5.

2.3 Montage de soudage par induction en continu

Le montage de soudage en continu de l'ETS est d'abord présenté. Ce montage est une base nécessitant un outillage pour réaliser des soudures, et peut ainsi être adapté pour différents projets de soudage inductif. L'outillage spécifique utilisé pour ce mémoire est ensuite présenté.

2.3.1 Présentation générale du montage de soudage par induction en continu de l'ETS

Un nouveau montage de soudure par induction a été conçu et fabriqué. Ce montage reprend des éléments d'un ancien montage de soudage par induction en statique, et a été adapté pour réaliser des soudures en continu, notamment par l'ajout d'un guide linéaire LinTech® série 100 avec un servomoteur Kollmorgen®. Le montage complet est représenté Figure 2-2 a). Une vue simplifiée, contenant les éléments importants, est présentée Figure 2-2 b).

Ce montage a été conçu pour permettre de s'adapter à différentes configurations de soudage. L'utilisation d'une structure en extrusion d'aluminium permet de positionner les différents outils nécessaires au soudage en ajustant la position des différentes extrusions. Le chariot du guide linéaire possède de nombreux perçages avec des inserts en aluminium pour permettre la fixation des supports de mise en position de chaque configuration de soudage. La source d'induction est le modèle EasyHeat 8310 de 10 kW délivrant un courant maximal de 750 A et une fréquence entre 150 kHz et 400 kHz, de la société Ambrel®. Elle est reliée à une tête de travail sur laquelle est montée une bobine d'induction, aussi appelée inducteur. L'ensemble de ces éléments sont contrôlés par le logiciel LABVIEW®. Le programme développé sur ce logiciel permet de contrôler le profil de vitesse du chariot, le démarrage et l'arrêt de la source de puissance, ainsi que l'acquisition de température avec des thermocouples ou un capteur de température infrarouge (IR). La pression dans le piston est contrôlée avec un manomètre et la force correspondante peut être calculée en connaissant la section du piston, ou bien par la mesure de la force grâce à une cellule de charge reliée à LABVIEW. Les deux méthodes donnent des résultats équivalents.

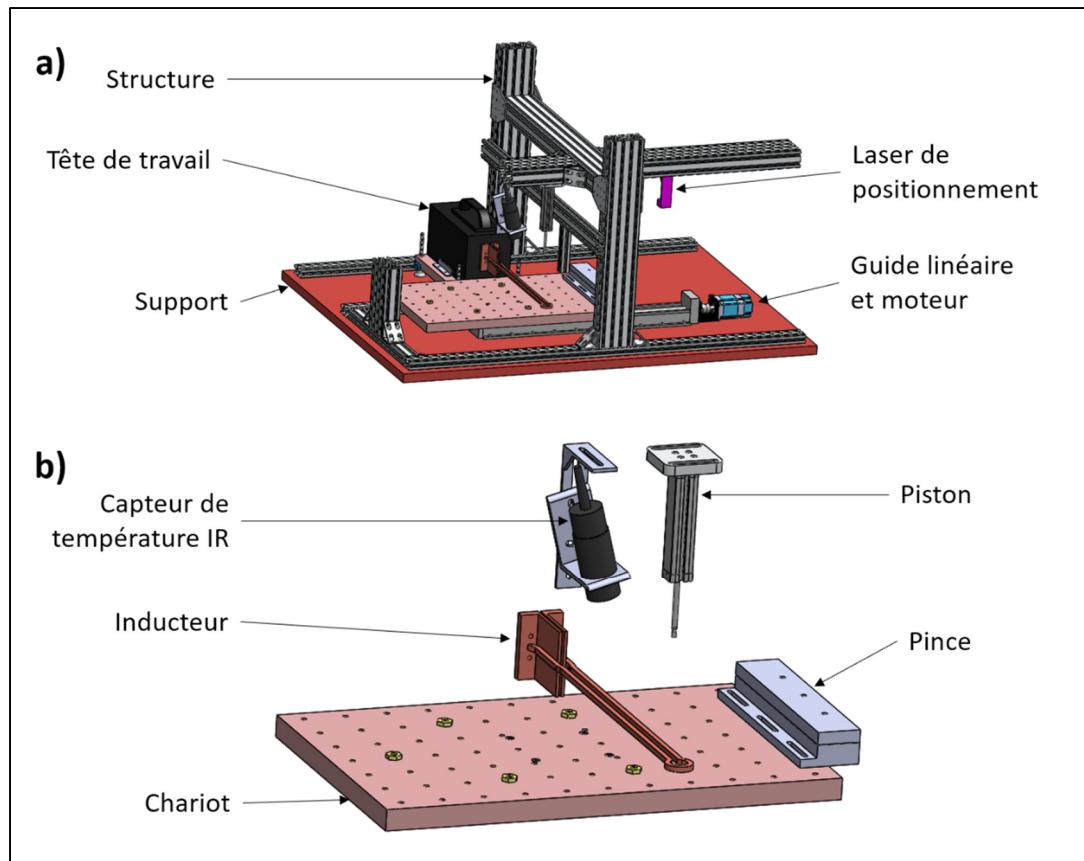


Figure 2-2 : Montage de soudage par induction en continu : a) vue d'ensemble,
b) vue simplifiée

2.3.2 Présentation du montage de CIWUMS

L'outillage spécifique utilisé pour le CIWUMS est présenté à la Figure 2-3. Le suscepteur est un plateau en acier inoxydable 304, positionné à l'interface du joint soudé, c'est-à-dire entre les deux échantillons. Lors du mouvement du chariot, le support de mise en position, la pince et les échantillons se déplacent ensemble à vitesse constante. Les autres éléments du montage restent fixes. Le suscepteur est chauffé par l'inducteur, situé au-dessus, et transfère son énergie thermique aux échantillons par conduction. Après avoir été chauffée, la soudure est consolidée sous l'application d'une pression de consolidation par le rouleau, représentée par la force $F_{consolidation}$ sur la Figure 2-3 c).

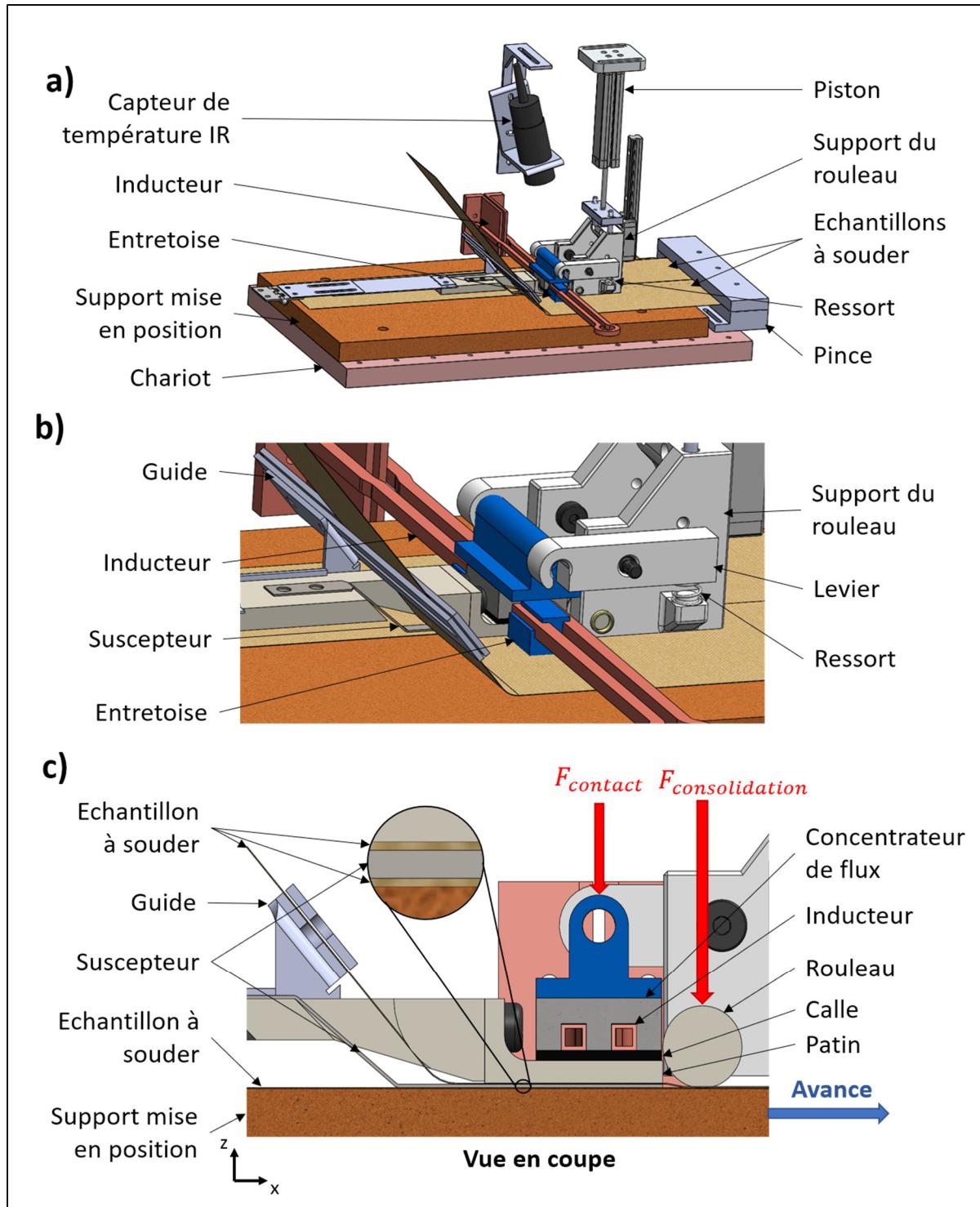


Figure 2-3 : Éléments spécifiques du CIWUMS : a) vue d'ensemble, b) vue de détails, c) vue en coupe

Les essais préliminaires, réalisés en avant-projet, ont permis de mettre en évidence trois aspects de conception importants pour la réalisation de soudure selon le procédé de CIWUMS avec un matériau fin :

- Le contact thermique entre le suscepteur et les échantillons doit être optimal.
- La surface du support de mise en position doit avoir été surfacée.
- Les pièces proches des échantillons doivent être de bons isolants thermiques, qui résistent à la chaleur.

Les deux premiers points visent à obtenir une soudure de qualité et répétable. Pour obtenir un bon contact thermique, il a été choisi d'exercer une force sur l'ensemble échantillons/suscepteur. Cette force, notée $F_{contact}$ sur la Figure 2-3 c), est exercée sur le concentrateur de flux magnétique par des ressorts et un système de levier. Elle est ensuite transmise à l'ensemble échantillons/suscepteur par différentes pièces rigides, nommées le « patin » et la « calle » sur la Figure 2-3 c). Pour que la force passe du concentrateur de flux magnétique à la calle, il existe un jeu fonctionnel entre le concentrateur de flux et l'inducteur. De cette façon, aucun effort n'est repris par l'inducteur. La force $F_{contact}$ est d'environ 14 N d'après le calcul théorique basé sur la conception numérique. Bien que cette force ne soit pas précisément déterminée, elle reste constante d'une soudure à l'autre puisqu'elle ne dépend que de la compression des ressorts. Le matériau à souder étant très fin, la chaleur est très facilement transmise aux éléments environnants. Ces éléments doivent donc résister à des hautes températures. Pour ce faire, une isolation thermique en fibres de verre sèche est ajoutée sur le patin et sur le support de mise en position. Cette isolation permet de préserver les pièces d'une possible dégradation thermique et permet de confiner la chaleur dans la zone d'intérêt, c'est-à-dire dans les échantillons à souder. Cette isolation thermique n'est pas représentée sur la Figure 2-3, mais une photo des pièces est montrée Figure 2-4. On peut y voir le mat de fibres de verre utilisé pour isoler le patin et les fibres de verre unidirectionnelles utilisées pour isoler le support de mise en position. Le film de couleur orangé est un film de poly-imide, dont le but est de protéger les fibres de verre et d'éviter qu'elles ne collent à la matrice des échantillons lors du soudage.

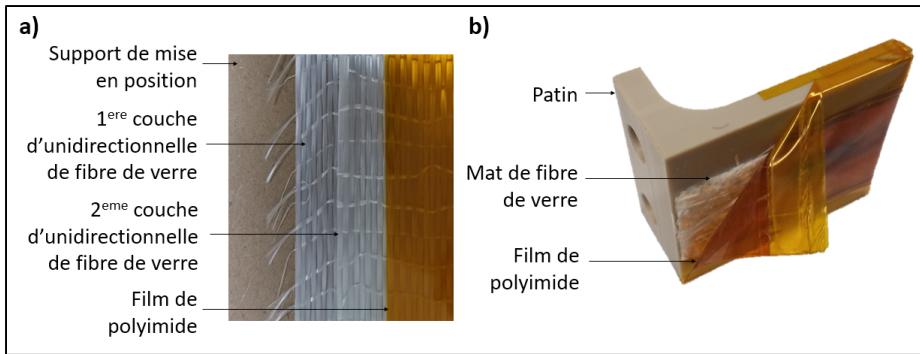


Figure 2-4 : Isolation thermique en fibres de verre sèches : a) sur le support de mise en position, b) sur le patin

Pour finir, la conception a été faite de façon à éloigner les pièces conductrices d'électricité et/ou magnétiques de l'inducteur, pour ne pas polluer le champ magnétique lors du soudage. Une distance minimale de 40 mm a été respectée, ce qui est suffisant puisque le champ magnétique est très diffus dans l'air et le concentrateur de flux dirige correctement le flux magnétique. Des entretoises de 10 mm en impression 3D sont utilisées pour assurer la répétabilité du positionnement de l'inducteur par rapport au suscepteur, et donc garantir une distance de couplage toujours égale lors des différentes soudures.

2.4 Réalisation des soudures en continu et découpe des éprouvettes

Deux rectangles de 101,6 mm par 508 mm sont découpés dans une plaque de GF/PEI pré-consolidée. Ces échantillons sont ensuite placés sur le support de mise en position et maintenus par la pince. L'alignement des échantillons est garanti par le laser de positionnement, des repères réalisés sur le support de mise en position et par le guide en aluminium. Pour les soudures destinées à réaliser des essais mécaniques, les fibres à 90° sont alignées avec le côté le plus court du rectangle. De cette façon, les fibres sont toujours alignées de la même façon lors des essais de traction. Le recouvrement des échantillons est fixé à 12,7 mm lors de la mise en position, comme sur la Figure 2-5. Le suscepteur en acier inoxydable est large de 6,35 mm et est positionné au centre du recouvrement, ce qui conduit à une soudure large de 6,35 mm. Le suscepteur est recouvert de 3 couches de scellant ZYVAX ® SEALER GP, puis de 3 couches d'agent démolant LOCTITE® FREKOTE 700-NC™. Le traitement est refait

régulièrement. Une fois positionnés, les échantillons peuvent être soudés en démarrant l'induction et le mouvement du chariot. Ces deux actions peuvent être contrôlées par LABVIEW.

Les essais préliminaires ont montré que le suscepiteur a besoin de temps pour chauffer. Il a donc été choisi de faire une préchauffe du suscepiteur. Pendant cette préchauffe, aucune partie n'est mobile durant un intervalle de temps donné. Ensuite, le mouvement du chariot à vitesse constante débute. Cette préchauffe permet de réduire la longueur de soudure nécessaire pour atteindre le régime permanent de chauffe. Le régime permanent de chauffe est atteint lorsque la température du suscepiteur ne varie plus. Il correspond à un régime permanent de transfert thermique du point de vue du suscepiteur, pour lequel la chaleur apportée par l'induction correspond aux pertes de chaleur par conduction avec les pièces en contact avec le suscepiteur. Le temps de préchauffe a été déterminé expérimentalement lors de l'étude préliminaire, mais n'a pas été optimisé. Les temps choisis conduisent généralement à une légère surchauffe en début de soudure. Une fois le chariot en mouvement, le régime permanent est rapidement atteint après la préchauffe, comme nous le verrons dans la partie 2.6.

Pour finir, les échantillons sont découpés en plusieurs éprouvettes de traction, comme sur la Figure 2-5. La partie des échantillons qui est proche de la pince ne peut être soudée à cause de la taille du dispositif de pression et de la pince. Une soudure permet de réaliser environ 14 éprouvettes, qui sont numérotées en commençant par zéro à partir de la fin de la soudure. Cela signifie que l'éprouvette numéro zéro a été soudée en dernier, juste après l'éprouvette numéro un, et ainsi de suite pour les autres éprouvettes.

La découpe des éprouvettes est faite à l'aide d'un ciseau. C'est le meilleur moyen qui a été trouvé pour ne pas endommager la soudure avant les essais mécaniques. En effet, un couteau à lame rétractable a tendance à exercer une contrainte en pelage sur la soudure ce qui l'endommage. Une découpe par abrasion avec une scie diamantée aurait été une bonne solution pour éviter les efforts induits par la coupe, malheureusement, le matériau est trop souple pour que ce genre de coupe puisse être faite correctement.

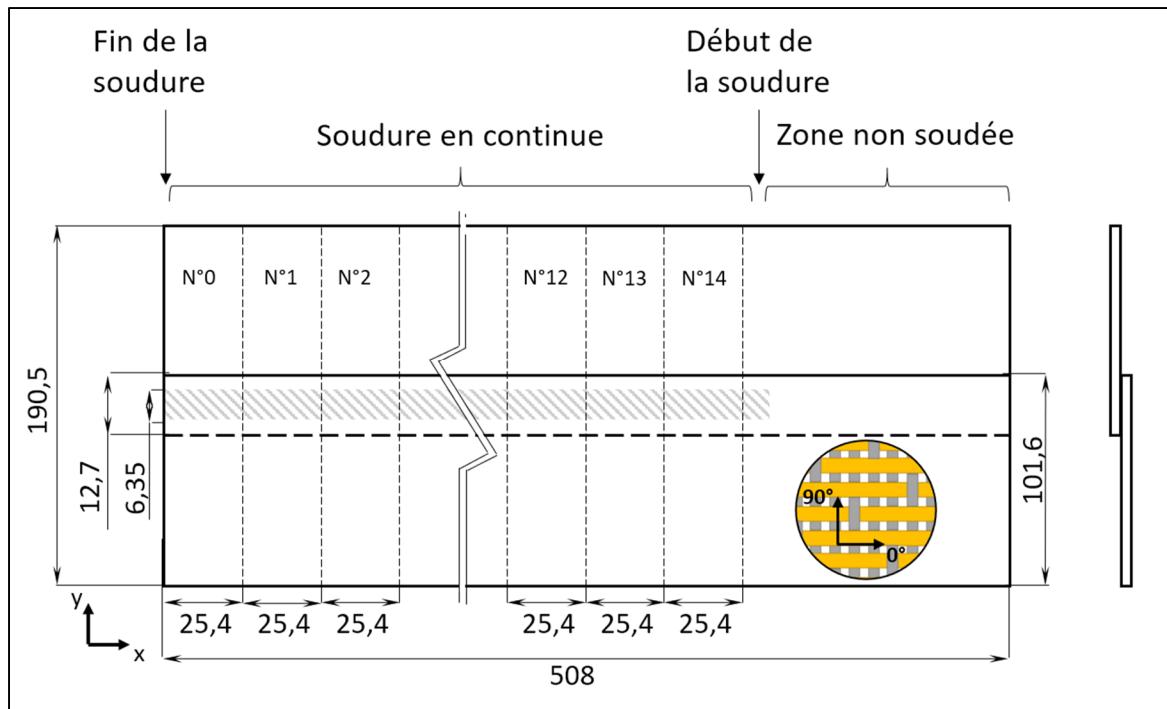


Figure 2-5 : Géométrie des éprouvettes de traction et des échantillons soudés. Le schéma n'est pas représenté à l'échelle et l'unité utilisée est le millimètre. La zone hachurée représente la partie du recouvrement qui est soudée

2.5 Mesures de température

Les mesures de températures sont réalisées par deux moyens : soit avec des thermocouples de type K soit avec un capteur de température infrarouge (IR). Le capteur IR est un capteur OMEGA™ OS552A-V1-1-BB, connecté à une carte d'acquisition National Instruments™ de référence NI PCI-6014. Les thermocouples de type K, fourni par OMEGA, et de référence GG-K-36-SLE-500, sont branchés sur une carte d'acquisition NI-9213. Les données de température issues de ces deux capteurs sont écrites dans un fichier texte par le programme LABVIEW.

Le capteur de température IR permet d'accéder à la température de la surface supérieure de la soudure. Le diamètre de la zone de mesure est d'environ 4,8 mm. Le capteur IR dispose d'un pointeur laser permettant de positionner précisément la zone de mesure. Ce pointeur est positionné à 20 mm après le rouleau de consolidation et au milieu de la soudure, comme sur la Figure 2-6. La mesure de température avec ce capteur est une valeur moyenne des

températures des éléments situés dans la zone de mesure. L'erreur de mesure du capteur, par rapport à la mesure faite avec un thermocouple est au maximum de 3°C sur l'intervalle de 20°C à 320°C . Pour des températures entre 320°C et 390°C cette erreur maximale est de 13°C . Ces erreurs maximales ont été déterminées expérimentalement.

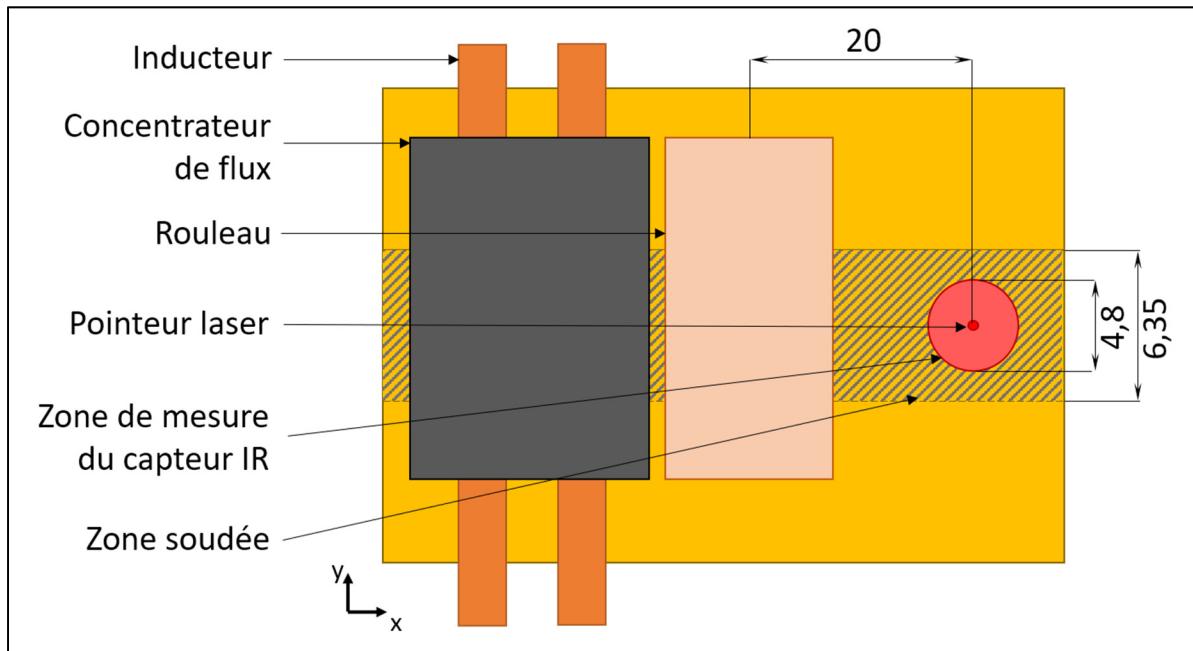


Figure 2-6 : Positionnement de la zone de mesure du capteur de température IR par rapport au rouleau de consolidation. La partie hachurée représente la zone soudée

Les thermocouples sont positionnés sur l'échantillon avant que la soudure soit réalisée. Ils se déplacent avec les échantillons et le chariot. Ils sont fixés sur les faces du laminé de GF/PEI avec un ruban adhésif en poly-imide et enrobés dans une petite quantité de pâte thermique comme sur la Figure 2-7 a). Le rôle de la pâte thermique est de garantir un bon contact thermique entre l'échantillon et le thermocouple. Le ruban adhésif en poly-imide permet de maintenir le thermocouple en position et de l'isoler électriquement. En effet, certains thermocouples seront positionnés à l'interface de soudure et seront en contact avec le suscepteur. L'isolation électrique permet d'éviter que la mesure soit polluée par des courants venant du suscepteur. Le positionnement des thermocouples sur une petite largeur de soudure (6,35 mm) est difficile et imprécis. La position réelle des thermocouples est systématiquement mesurée après le soudage et est repérée par rapport au milieu de la soudure, comme sur la

Figure 2-7 b). Lorsque plusieurs thermocouples sont utilisés pour une même soudure, ils sont décalés d'une distance de 38 mm , et ce déphasage est ensuite corrigé lors du traitement des données. Cette distance entre les thermocouples évite de créer une trop grosse surépaisseur qui viendrait artificiellement augmenter la distance de couplage.

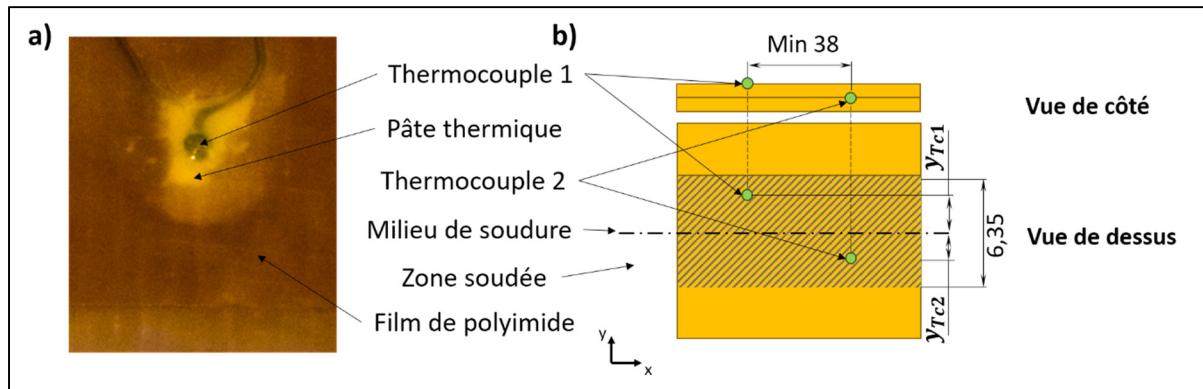


Figure 2-7 : Positionnement des thermocouples sur les échantillons soudés. La zone hachurée représente la zone soudée

Le matériau des thermocouples est un matériau conducteur électrique, qui est chauffé par induction, lorsqu'il passe sous l'inducteur. Cette chauffe dans le thermocouple n'est pas négligeable et génère une erreur de mesure. La Figure 2-8 montre la courbe de compensation de température obtenue en simulant une soudure en remplaçant le suscepiteur en acier inoxydable par une plaque équivalente en matériau plastique, non magnétique et non conductrice. Dans l'exemple de la Figure 2-8, on voit donc que le thermocouple est chauffé jusqu'à $32\text{ }^{\circ}\text{C}$ lorsque qu'il passe sous l'inducteur, soit une augmentation de $10\text{ }^{\circ}\text{C}$ par rapport à l'état initial. Cette température de chauffe maximale dépend de chaque thermocouple et de leur position. Le biais de mesure introduit dans l'exemple de la Figure 2-8 est au maximum de $10\text{ }^{\circ}\text{C}$, mais cela peut être supérieur. Pour avoir des mesures de températures le plus juste possible, des courbes de compensation seront soustraites aux courbes de chauffe avec un suscepiteur en acier inoxydable, afin d'obtenir la courbe de température corrigée de la Figure 2-8. Les mesures de compensation sont faites avant chaque mesure de température. L'erreur de mesure des thermocouples de type K est de $\pm 1,5\text{ }^{\circ}\text{C}$ de $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ à $375\text{ }^{\circ}\text{C}$ ou de $0,4\%$. Sur notre intervalle de mesure, de $10\text{ }^{\circ}\text{C}$ à $420\text{ }^{\circ}\text{C}$, on peut donc considérer que les thermocouples

sont précis à $\pm 1,7$ °C. Par opérations sur les incertitudes on en déduit que les courbes de température corrigées sont précises à $\pm 3,4$ °C. Cependant la mesure de compensation n'est pas faite exactement dans les mêmes conditions que la mesure de température lors du soudage. En effet, la présence du suscepteur magnétique en acier inoxydable change le champ magnétique et donc les courants induits dans le thermocouple. Cette compensation permet tout de même d'obtenir une courbe de température plus juste mais l'évaluation de l'incertitude de cette courbe n'est pas possible. Dans la suite de ce mémoire, seules les courbes de température corrigées seront présentées.

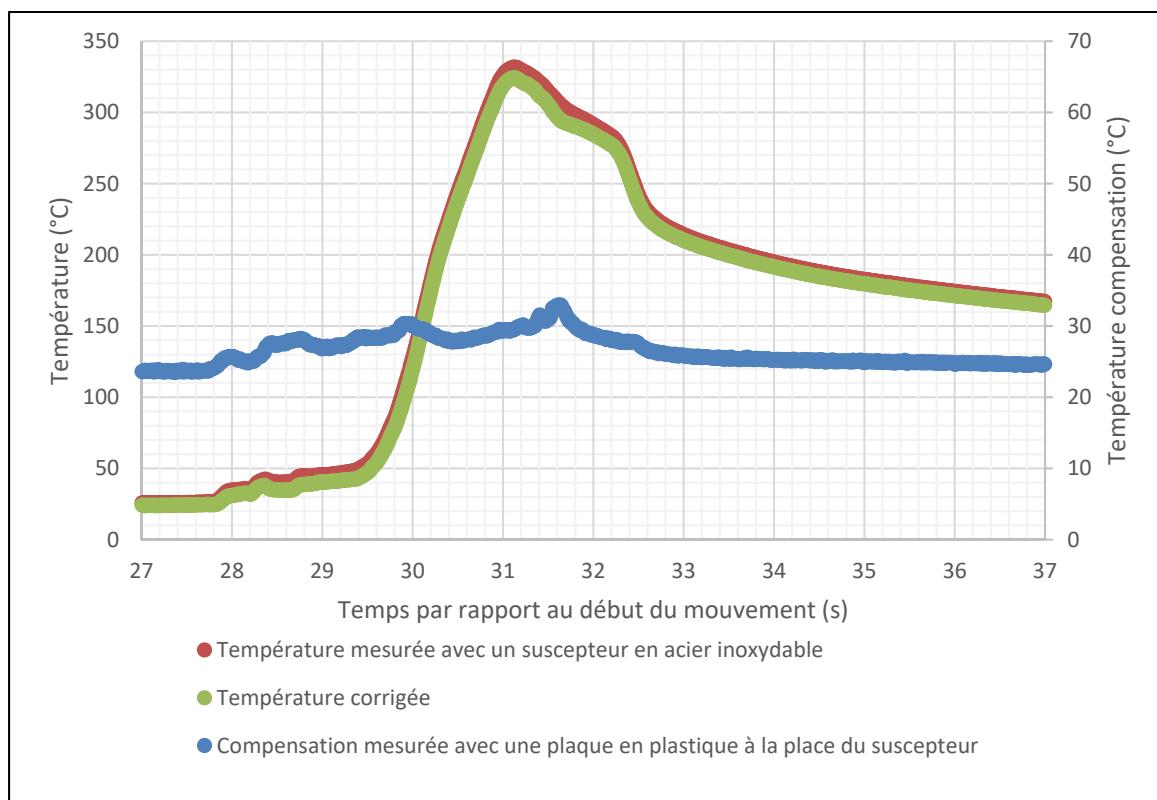


Figure 2-8 : Courbe de température corrigée obtenue avec des thermocouples pour une soudure à 13mm/s, 600 A et 90 N

2.6 Caractérisations mécaniques

Les essais mécaniques sont de deux sortes : les mesures des forces à la rupture des éprouvettes de traction soudées avec un recouvrement et les tests d'étanchéités.

2.6.1 Force à la rupture

Des éprouvettes de tractions sont produites à partir des soudures réalisées. Ces éprouvettes sont numérotées comme indiqué sur la Figure 2-5. Nous rappelons que lors de la réalisation des soudures, les fibres à 0° sont dans le même sens que la soudure. Les fibres à 90° du laminé sont donc orientées avec la charge dans les éprouvettes de traction, comme sur la Figure 2-9. Ces dernières sont caractérisées par une machine de traction MTS® Alliance RF200 possédant une cellule de charge de 10 kN. Un papier abrasif est positionné de chaque côté de l'éprouvette sur la partie dans les mors lisses de la machine, comme sur la Figure 2-9. Ce papier a pour but de limiter la concentration de contrainte induite par les mors sur l'éprouvette et de permettre une meilleure adhérence entre les mors lisses et l'éprouvette. L'épaisseur du laminé de GF/PEI étant très faible (0,24 mm) aucunes calles n'ont été ajoutées lors des essais de traction. L'avance de la machine est de $1,25 \text{ mm. min}^{-1}$ et l'essai est arrêté après la rupture. La force à la rupture de chaque éprouvette est corrigée en prenant pour référence une largeur de 25,4 mm, afin de comparer les éprouvettes sur une même largeur. En effet, la découpe des éprouvettes étant faite avec un ciseau, elle n'est pas extrêmement précise. De plus, les résultats de ce mémoire seront présentés de façon normalisée, par rapport à une éprouvette de référence sans soudure. La force à la rupture corrigée et normalisée sera notée F_n et exprimée en pourcentage. L'éprouvette de référence a donc une force à la rupture de 100 %.

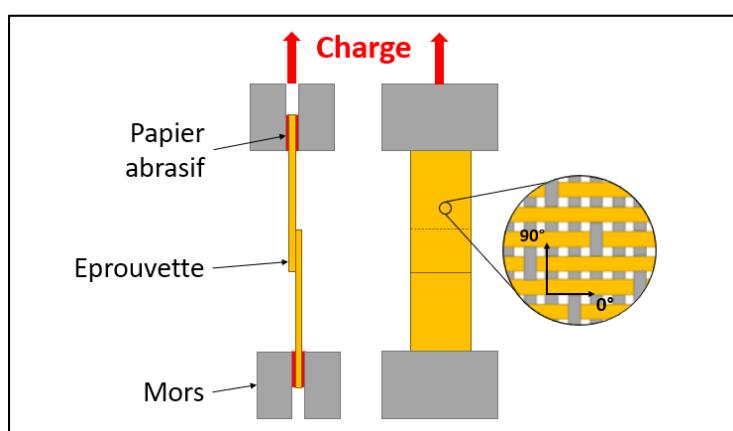


Figure 2-9 : Positionnement des éprouvettes de traction dans les mors de la machine de traction

Comme introduit dans la partie « 2.4 Réalisation des soudures en continu et découpe des éprouvettes », une phase de pause en statique est réalisée avant le mouvement du chariot à vitesse constante. Cette préchauffe permet d'atteindre plus rapidement le régime permanent de chauffe du suscepteur, et donc de réaliser des soudures plus courtes. La Figure 2-10 présente le profil de température mesuré 20 mm après le rouleau de consolidation avec le capteur IR, sur la partie supérieure du laminé. On voit très clairement l'influence de la préchauffe, qui conduit à une température plus élevée en début de soudure. Les éprouvettes découpées dans le début de la soudure sont donc soudées avec une température plus élevée. Les essais de traction sur l'ensemble des éprouvettes d'une soudure, présentés Figure 2-11, montre aussi cette influence. On voit que les éprouvettes du début de la soudure ont une résistance mécanique globalement plus grande comparé à celles réalisées en fin de soudure, et que la force à la rupture des dernières éprouvettes est relativement constante. Ce sont donc les éprouvettes en fin de soudure qui représentent le mieux le procédé de CIWUMS. C'est pourquoi seules les éprouvettes numéro 1 à 5 seront caractérisées mécaniquement pour déterminer la force à la rupture moyenne ainsi que la déviation standard. L'éprouvette numéro 0 est trop proche du bord et est exclue des caractérisations.

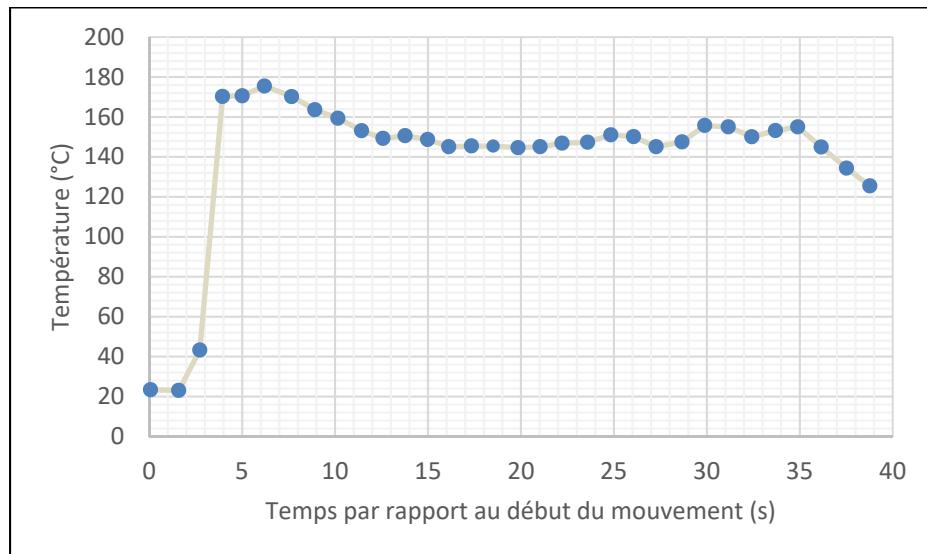


Figure 2-10 : Température mesurée avec le capteur IR. La zone de mesure est positionnée 20mm après le centre du rouleau. $v = 13 \text{ mm.s}^{-1}$, $i = 600 \text{ A}$, $F_{consolidation} = 90 \text{ N}$

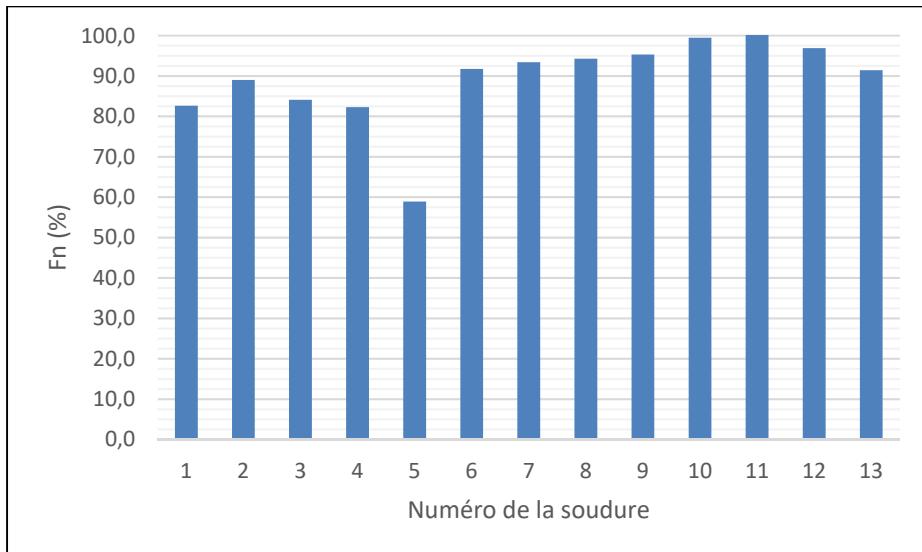


Figure 2-11 : Force à la rupture des éprouvettes d'une même soudure. $v = 13 \text{ mm.s}^{-1}$, $i = 600 \text{ A}$, $F_{consolidation} = 90 \text{ N}$

2.6.2 Tests d'étanchéités

Les essais d'étanchéité sont réalisés chez l'entreprise partenaire du projet. Ces tests ont été conçus par rapport aux tests d'étanchéités finaux que doivent subir les conduits. Il existe deux tests que doivent subir les conduits : le test d'étanchéité et le test de résistance sous pression. Ces deux tests ne seront pas détaillés précisément ici puisqu'ils sont soumis au secret industriel.

Le principe du test d'étanchéité est de mesurer le débit de fuite d'air au travers de la soudure et de le comparer à une valeur maximale à ne pas dépasser, sous certaines conditions de pression interne. La valeur de fuite à ne pas dépasser pour les soudures sera la valeur de référence, soit un débit de fuite de 100 %, à une pression interne fixée, notée $p_{étanchéité}$. Le test de résistance est plus qualitatif, l'assemblage soudé ne doit pas subir de déformation ou de craquement sous une pression donnée notée $p_{résistance}$.

Un schéma pneumatique du montage de mesure est présenté à la Figure 2-12 et une photographie est présentée à la Figure 2-13. Un schéma détaillé du positionnement de la soudure dans l'enceinte est présenté à la Figure 2-14. L'enceinte est équivalente à un conduit pour la réalisation des tests. La pression en entrée du circuit est imposée à 30 psi , grâce au réducteur de pression, pour éviter d'endommager les composants de la suite du montage. Le limiteur de débit est ensuite réglé de façon à obtenir la pression cible $p_{étanchéité}$ dans le manomètre. Cette pression cible est la pression dans l'enceinte, qui est équivalente à la pression dans le conduit. La valeur de débit est ensuite lue sur le débitmètre, une fois que la pression indiquée par le manomètre est stabilisée. La valeur lue sur le débitmètre correspond donc à un débit de fuite d'air dans l'enceinte à une pression interne donnée.

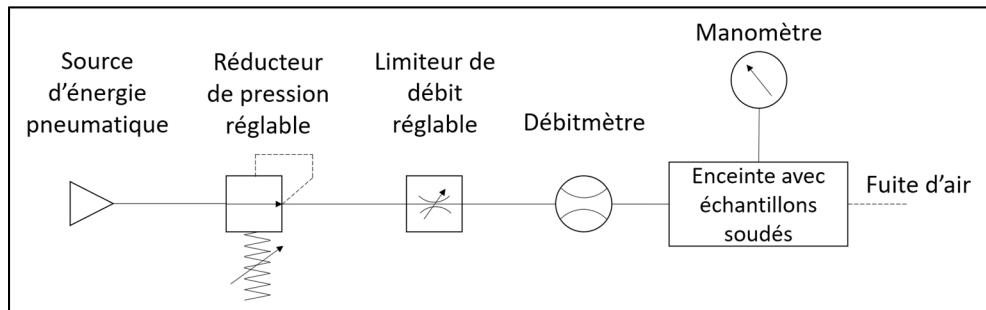


Figure 2-12 : Schéma pneumatique du montage de test d'étanchéité

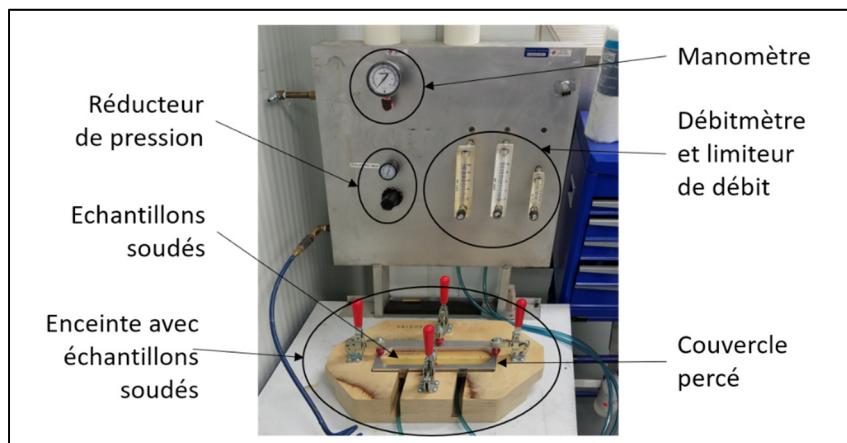


Figure 2-13 : Photographie du montage de test d'étanchéité

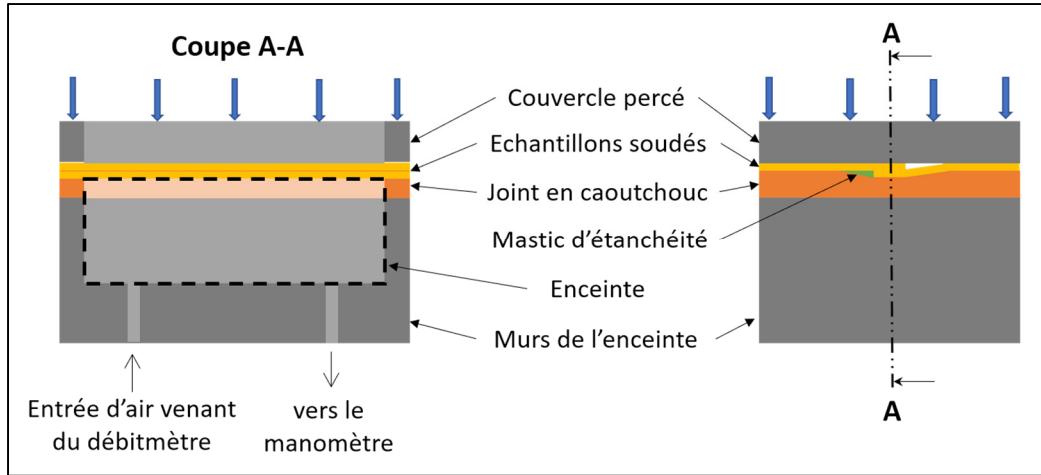


Figure 2-14 : Schéma détaillé de l'enceinte utilisée dans les tests d'étanchéité.
Les flèches bleues indiquent l'application d'une pression de fermeture

Le circuit d'air peut présenter des fuites à cause des différentes connexions entre les appareils de mesure. Ces fuites s'ajoutent aux fuites dans la soudure lors d'un test d'étanchéité, et doivent donc être corrigées. Pour connaître la valeur de ces fuites, une mesure est réalisée dans les mêmes conditions que le test, mais en remplaçant les échantillons soudés par une plaque parfaitement étanche. Le débit de fuite lu lors des essais avec une plaque parfaitement étanche est soustrait au débit de fuite lu lors des essais avec un échantillon soudé pour obtenir le débit de fuite dans la soudure.

Pour résumé, un test d'étanchéité se déroule de la façon suivante :

- Mesure des fuites du montage avant chaque série de mesures, selon la même procédure décrite ici, en remplaçant les échantillons soudés par une plaque parfaitement étanche,
- Découpe des échantillons soudés au format adapté au montage, comme sur la Figure 2-15, avec des ciseaux,
- Installation des échantillons dans le montage, en ajoutant un peu de mastic d'étanchéité au niveau du recouvrement de la soudure, comme sur la Figure 2-14,
- Réglage du réducteur de pression à 30 *psi*,
- Ouverture de la vanne donnant accès à la source d'énergie pneumatique,
- Réglage du limiteur de débit, de façon à obtenir la pression cible dans l'enceinte,

- Attendre que les valeurs indiquées par le manomètre et le débitmètre soient stables pendant la durée préconisée par l'industriel,
- Relevé de la valeur de débit indiquée par le débitmètre.

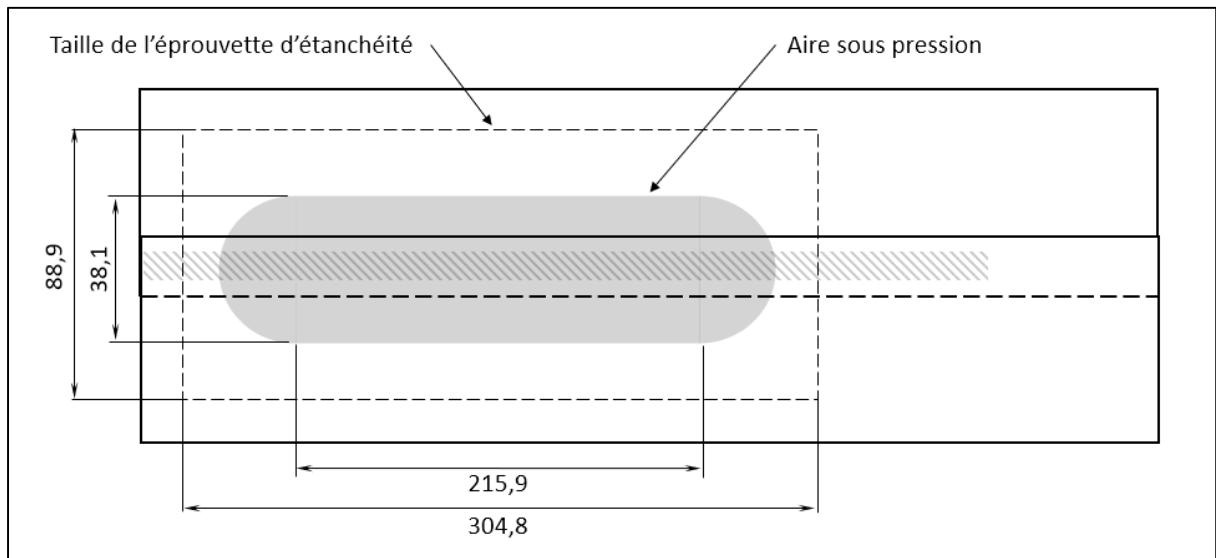


Figure 2-15 : Taille des éprouvettes d'étanchéités découpées dans les échantillons soudés. L'unité est le millimètre et le schéma n'est pas à l'échelle. La zone hachurée correspond à la zone soudée.

2.7 Résumé

Ce chapitre nous a permis de présenter les différents outils qui seront utilisés dans notre étude. Le montage expérimental de soudage et l'outillage spécifique du CIWUMS, ont été décrits, ainsi que la méthode de réalisation des éprouvettes de traction. Nous nous intéresserons ici à l'influence de la vitesse de soudage, de l'intensité du courant dans l'inducteur et de la force de consolidation, sur la force à la rupture des éprouvettes de traction. Le protocole de caractérisation en traction et le protocole de caractérisation de l'étanchéité des soudures sont également indiqués. Une simulation numérique du procédé de CIWUMS sera réalisée afin de prédire la température lors du soudage. Cette simulation numérique sera confrontée à des mesures de température, pour lesquelles la procédure d'acquisition est également présentée dans ce chapitre.

CHAPITRE 3

SIMULATIONS NUMÉRIQUES

3.1 Introduction

La simulation numérique du CIWUMS a pour but de prédire la température à l'interface de soudure. Pour réaliser la simulation du procédé de soudage en continu, il a été nécessaire d'utiliser trois modules différents du logiciel ANSYS®. Chaque module constitue une simulation numérique par éléments finis. Les deux premières simulations numériques ont été réalisées sur ANSYS® Maxwell® et ANSYS® Fluent®. Ces deux simulations ont pour but de prédire le gradient de température dans le suscepteur en acier inoxydable. Les simulations sont faites en se plaçant du point de vue du suscepteur, qui reçoit de l'énergie électromagnétique venant de l'inducteur, et qui perd de l'énergie par conduction avec les pièces environnantes. La connaissance du gradient de température dans le suscepteur est ensuite utilisée dans la simulation numérique du CIWUMS. Cette simulation est réalisée sur ANSYS® Mechanical™, en se plaçant du point de vue des échantillons à souder qui voient une succession d'événements se produire. D'abord la chauffe par contact avec le suscepteur, puis une phase de refroidissement avant consolidation, une phase de refroidissement sous pression et enfin une phase de refroidissement à l'air. ANSYS® Workbench™ et Microsoft® Excel® ont été utilisés pour faire communiquer les simulations entre elles.

Nous verrons dans la prochaine partie les deux premières simulations, sur Maxwell et Fluent, qui permettent la simulation du gradient de température dans le suscepteur. La partie 3.3 sera consacrée à la simulation du CIWUMS, en utilisant le gradient de température simulé à la partie 3.2. L'ANNEXE I présente l'implémentation de toutes les simulations.

3.2 Simulation du gradient de température dans le suscepteur

La simulation du gradient de température dans le suscepteur électromagnétique est faite à l'aide des solveurs Maxwell et Fluent. La simulation numérique sur Maxwell permet de connaître la génération de chaleur interne dans le suscepteur. Cette génération de chaleur interne est ensuite utilisée comme condition limite dans la simulation des transferts thermiques sur Fluent. La simulation des transferts thermiques transitoires sur Fluent utilise un maillage mobile, qui modélise le mouvement des pièces les unes par rapport aux autres. Maxwell transmet automatiquement les données de génération de chaleur interne à Fluent grâce à Workbench, c'est pourquoi le fichier de géométrie de ces deux simulations doit être le même.

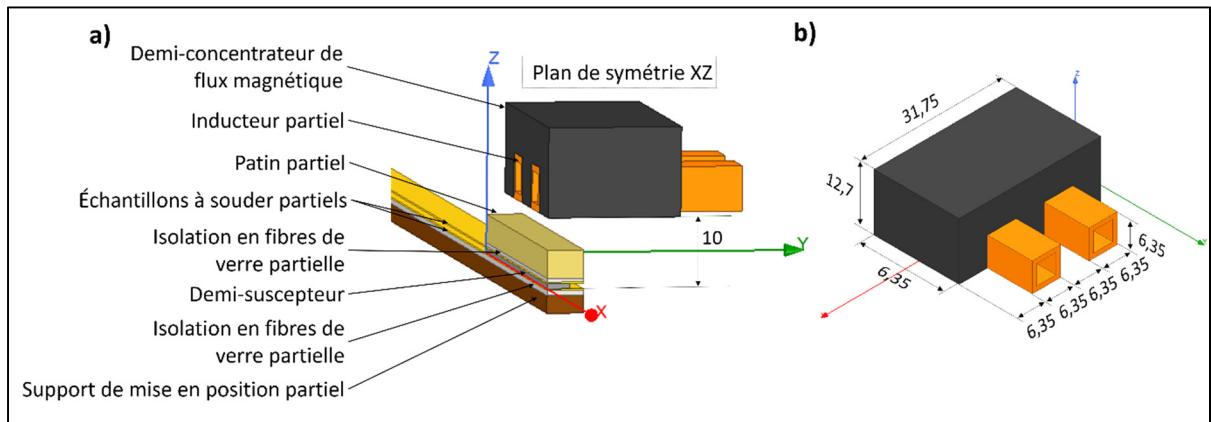
3.2.1 Simulation électromagnétique

La simulation électromagnétique a été faite sur ANSYS Maxwell avec le type de solution « eddy current ». Cette simulation permet d'obtenir la génération de chaleur à l'intérieur du suscepteur, due à l'effet Joule. Les autres mécanismes de chauffe ne sont pas modélisés dans la simulation, car ils sont considérés comme négligeables dans le cas du CIWUMS.

3.2.1.1 Géométrie

Afin de diminuer les temps de calcul, la géométrie de la simulation a été simplifiée par rapport à la réalité. Tout d'abord, seul l'environnement proche de l'inducteur a été modélisé. En effet, Gouin O'Shaughnessey (2014) a montré que l'ensemble de la structure en aluminium du montage de soudure n'avait pas d'influence sur les résultats. Les pièces modélisées sont donc : l'inducteur, le concentrateur de flux, le suscepteur, les échantillons, les couches d'isolation thermique en fibres de verre sèches, le support de mise en position et le patin. Toutes ces pièces présentent un plan de symétrie qui est également un plan de symétrie électromagnétique. Il est donc nécessaire de modéliser uniquement des demi-pièces. Enfin, certaines demi-pièces peuvent être partiellement modélisées, car leurs propriétés électromagnétiques sont équivalentes à celle du vide. Dans cette simulation, nous considérons que les demi-échantillons, les demi-couches d'isolation thermique en fibres de verre sèches, le demi-support

de mise en position et le demi-patin sont équivalents à du vide et n'ont pas besoin d'être modélisé en entier. En les considérant comme du vide, ces pièces n'ont aucune utilité pour la simulation électromagnétique, mais doivent tout de même être modélisées. En effet, la géométrie de Maxwell est importée dans Fluent pour pouvoir transmettre automatiquement les données de génération de chaleur interne, et ces pièces ont une influence sur les transferts thermiques dans Fluent. Maxwell utilise la méthode des éléments finis pour résoudre les équations de la théorie de l'électromagnétisme. Il est donc nécessaire de définir un volume d'air englobant nos pièces. La Figure 3-1 a) présente la géométrie utilisée dans Maxwell. Pour plus de clarté, le volume d'air n'est pas représenté. La Figure 3-1 b) présente les dimensions du concentrateur de flux et de l'inducteur, et les dimensions des autres pièces sont indiqué à la Figure 3-3.



3.2.1.2 Propriétés des matériaux

La simulation électromagnétique requiert de connaître trois propriétés : la perméabilité magnétique, la permittivité électrique et la conductivité électrique. Comme mentionné précédemment, les matériaux constituant les échantillons à souder, les couches d'isolation thermique en fibres de verre sèche, le support de mise en position et le patin, sont considérés

comme de l'air. Ainsi seules les propriétés du cuivre utilisé pour l'inducteur, de l'acier inoxydable utilisé pour le suscepteur et les propriétés du matériau utilisé pour le concentrateur de flux magnétique ont besoin d'être connues.

La dépendance en température des propriétés des matériaux n'est pas prise en compte dans le modèle éléments finis. L'inducteur et le concentrateur de flux magnétique sont refroidis lors du soudage, et sont donc maintenus à une température proche de la température ambiante. En revanche, le suscepteur subit une variation de température importante lors du soudage. Il est d'abord à température ambiante puis chauffé pendant la préchauffe. La chauffe est rapide et maintenue une fois le mouvement du chariot entamé. La littérature mentionne que la dépendance en température de la conductivité électrique du suscepteur a une influence sur la chauffe de ce dernier. C'est notamment le cas lorsque ce sont les fibres de carbone du composite qui sont utilisées comme suscepteur, et qu'elles doivent être chauffées depuis la température ambiante jusqu'à la température de soudage et que cette dernière n'est pas maintenue longtemps. Dans le cas du CIWUMS, le suscepteur est immobile par rapport à l'inducteur et est chauffé en permanence. De cette façon, lors d'une soudure, le suscepteur est principalement à une température située approximativement entre $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ et $450\text{ }^{\circ}\text{C}$. Il a donc été choisi de considérer la conductivité électrique comme indépendante de la température. La conductivité électrique de l'acier inoxydable retenue est la conductivité à haute température, entre $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ et $450\text{ }^{\circ}\text{C}$. Sur cet intervalle de température, la conductivité électrique est variable, c'est pourquoi une étude de sensibilité sur ce paramètre a été réalisée. Les propriétés des matériaux utilisées et l'étude de sensibilité sont présentées à la partie 3.4

3.2.1.3 Conditions limites

Les conditions limites pour la simulation électromagnétique sont présentées Figure 3-2 et énumérées ci-après :

- Le champ magnétique est tangentiel au plan de symétrie.
- Le champ magnétique est tangentiel aux surfaces du volume d'air englobant.

- Le courant parcourant l'inducteur doit respecter la loi d'Ampère, c'est-à-dire que le courant entrant dans le volume d'étude doit sortir du volume d'étude. La valeur du courant doit être celle du courant crête à crête et non la valeur efficace.

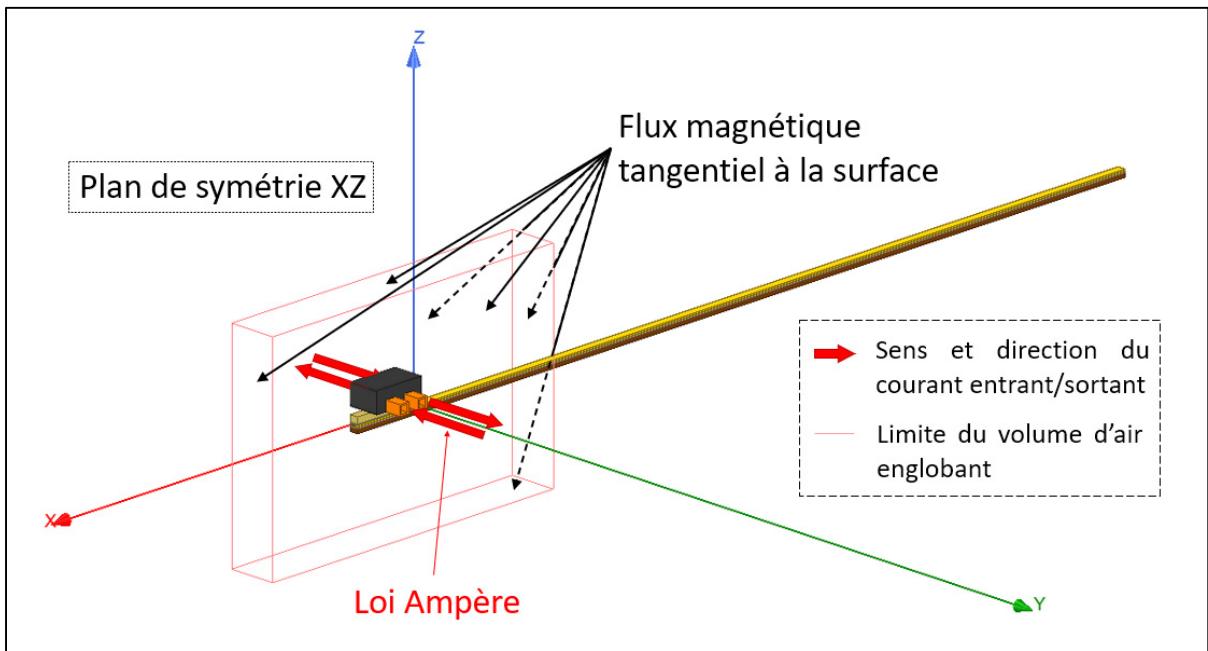


Figure 3-2 : Conditions limites de la simulation électromagnétique sur ANSYS Maxwell

3.2.1.4 Maillage

ANSYS Maxwell utilise des éléments tétraédriques pour mailler les volumes de la géométrie. Un maillage adaptatif est utilisé avec la solution de type « eddy current ». Le processus de maillage est donc entièrement contrôlé par Maxwell, qui commence par un maillage grossier qu'il raffine au fur et à mesure des passages. Le raffinement est fait dans les zones où l'erreur est élevée. L'erreur est calculée à partir de l'énergie électromagnétique des nœuds. Le raffinement du maillage s'arrête lorsque l'erreur globale du modèle passe en-dessous d'un certain seuil.

Malgré le maillage adaptatif de Maxwell, il est parfois recommandé de contraindre le maillage initial à partir duquel Maxwell fait ses calculs. Il est notamment recommandé d'avoir au moins

deux éléments dans l'épaisseur de peau de la pièce. L'effet de peau survient dans les conducteurs parcourus par un courant alternatif. Dans le cas présent, cela concerne l'inducteur et le suscepteur. Les profondeurs de peau associées à ces deux pièces sont renseignées dans le Tableau 3-1. L'épaisseur du suscepteur est de $0,72\text{ mm}$ ce qui est plus petit que l'épaisseur de peau. Il n'est donc pas nécessaire de mailler l'épaisseur de peau pour le suscepteur. La taille des éléments a tout de même été limité à $0,3\text{ mm}$ pour avoir une meilleure définition des pertes par effet Joule dans le suscepteur. L'épaisseur de peau dans l'inducteur est de $0,12\text{ mm}$, ce qui est plus petit que l'épaisseur de la paroi de l'inducteur. Il est donc nécessaire de mailler l'épaisseur de peau pour avoir une meilleure représentation de la distribution de courant dans l'inducteur. Une étude de convergence a été menée en augmentant le nombre d'éléments dans l'épaisseur de peau de l'inducteur et a mené à la conclusion que quatre éléments étaient nécessaires, et suffisants, pour obtenir des résultats cohérents. Augmenter le nombre d'éléments dans l'épaisseur de peau ne fait que rallonger le temps de calcul, sans changer les résultats. La taille des éléments dans tout l'inducteur est limitée à $0,4\text{ mm}$, en plus du maillage de l'épaisseur de peau. L'étude de convergence a été réalisée pour un courant efficace de 600 A dans l'inducteur et une fréquence de 268 kHz . La précontrainte sur le maillage initial a été conservée pour toutes les simulations.

Tableau 3-1 : Profondeur de peau des conducteurs de la simulation numérique électromagnétique

Pièce	Matériau	Conductivité électrique (S/m)	Profondeur de peau à 268 kHz	Epaisseur de la pièce
Inducteur	Cuivre	58000000 S/m	$0,13\text{ mm}$	1 mm
Suscepteur	SS304	1044322 S/m	$0,95\text{ mm}$	$0,72\text{ mm}$

3.2.2 Simulation thermique transitoire

La simulation thermique sur Fluent se place du point de vue du suscep teur. Le suscep teur reçoit de la chaleur par effet Joule et perd de la chaleur par conduction avec les pièces avec lesquelles il est en contact. Après la phase de préchauffe du suscep teur, ou aucune pièce n'est mobile, le mouvement des échantillons et du support de mise en position est entamé. Après un certain temps, le suscep teur se trouve dans un régime thermique permanent. L'énergie entrant dans le suscep teur est égale à l'énergie sortante. La simulation sur Fluent a pour but de déterminer le gradient de température dans le suscep teur une fois ce régime permanent atteint.

3.2.2.1 Géométrie

La géométrie utilisée dans Fluent est la même que celle utilisée dans Maxwell, afin de permettre le transfert automatique des données de génération de chaleur interne. L'air, l'inducteur et le concentrateur de flux magnétique, qui sont modélisés dans Maxwell, ne sont cependant pas considérés dans la simulation sur Fluent. La Figure 3-3 présente la géométrie utilisée dans Fluent. Les demi-échantillons, les demi-couches d'isolation thermique en fibre de verre sèche, le demi-support de mise en position et le demi-patin n'ont pas d'influence sur la simulation électromagnétique, mais ont une grande importance dans la simulation des transferts thermiques. Ces demi-pièces n'ont pas été modélisées entièrement, comme mentionné dans la partie 3.2.1.1. Seuls les 5,175 mm ont été modélisés, comme sur la Figure 3-3. De plus, l'épaisseur du support de mise en position est de 2,5 mm dans la simulation contre 25,4 mm dans la réalité, afin de diminuer le nombre d'éléments de la simulation et accélérer le temps de calcul.

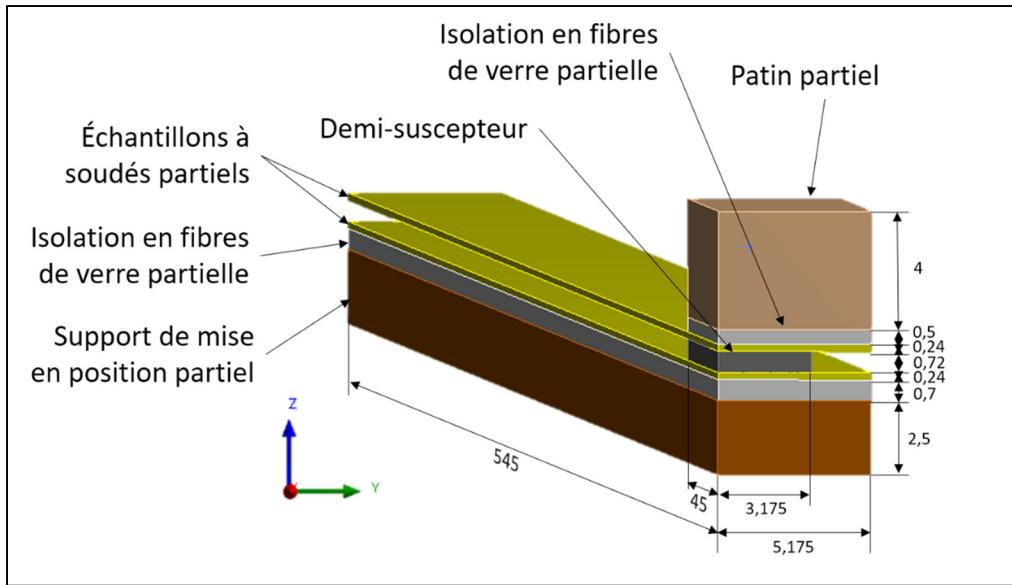


Figure 3-3 : Dimensions des pièces de la géométrie sous ANSYS Fluent.
L'unité est le millimètre

3.2.2.2 Propriétés des matériaux

La simulation sur Fluent est une simulation thermique transitoire. Il est donc nécessaire de connaître la conductivité thermique des matériaux, leur masse volumique et leur chaleur spécifique. La simulation sur Fluent prend en compte l'anisotropie des matériaux pour l'isolation en fibre de verre sèche et le matériau composite des échantillons. Seules les masses volumiques ont été mesurées expérimentalement par immersion dans l'alcool. Les autres propriétés ont dû être calculées à l'aide de modèles existants dans la littérature ou bien en se basant sur les valeurs utilisées par d'autres auteurs. La dépendance en température des propriétés n'a pas été prise en compte. La partie 3.4 présente les valeurs des propriétés thermiques retenues et une étude de sensibilité pour les paramètres les plus incertains.

3.2.2.3 Conditions limites

La seule condition limite de cette modélisation est la génération de chaleur interne dans le suscepteur. Cette génération de chaleur interne est importée depuis la simulation électromagnétique sur Maxwell. Le logiciel réalise un interfaçage entre le maillage de Maxwell

et le maillage de Fluent. Les valeurs de génération de chaleur interne aux centres des éléments de la simulation sur Maxwell sont transmises aux centres des éléments de la simulation sur Fluent.

Aucune autre condition n'a été ajoutée à la simulation. Cela ne correspond évidemment pas à la réalité, mais notre zone d'intérêt est le suscepiteur, qui est entre deux empilements de pièces. Les conditions limites pour le suscepiteur sont la génération de chaleur interne et les flux thermiques sortant par contact avec les pièces aux alentours. Ajouter d'autres conditions limites n'affectera pas significativement le résultat dans la zone d'intérêt. En effet, sur la durée d'une soudure, la température des surfaces extérieures ne change quasiment pas (surface du haut du patin, et du bas du support de mise en position). Notons tout de même que les pièces sont supposées dans un contact parfait (sans résistance thermique de contact) et que Fluent assigne par défaut une condition limite adiabatique (zéro flux de chaleur) à toutes les parois pour lesquelles rien n'a été spécifié.

3.2.2.4 Maillage

Le maillage de la géométrie a été réalisé avec des éléments hexaédriques linéaires. Le choix de ce type d'éléments a dû être fait pour faciliter le traitement des données. En effet, la température aux nœuds des éléments situés dans le suscepiteur est utilisée comme condition limite dans la simulation du CIWUMS. Cependant, ce transfert de données n'est pas automatique et nécessite une intervention humaine. Il est donc plus simple d'utiliser ce type d'élément.

Pour simuler le mouvement des échantillons et du support de mise en position (avec sa couche isolante en fibre de verre sèche), un profil de vitesse a été assigné aux nœuds du maillage de ces pièces. Cela permet notamment de simuler la préchauffe faite en début de soudure, où la vitesse est nulle, puis la soudure, à vitesse constante. D'autres profils de chauffe pourraient être facilement implémentés dans la simulation. Le maillage des pièces mobiles (support de mise

en position, couche isolante en fibre de verre sur le support et les échantillons à souder) se déplace selon le profil de vitesse défini.

Une étude de convergence sur le maillage a été réalisée manuellement, en diminuant la taille du maillage à chaque essai. Contrairement à la simulation sur Maxwell, aucune procédure de maillage automatique n'a été utilisée. La taille des éléments hexaédriques a été diminuée dans les trois directions x, y et z, jusqu'à ce que les résultats ne varient plus significativement. Cette étude de convergence a été réalisée pour une soudure à 13 mm/s et 600 A , et le maillage obtenu a été conservé tout le long de l'étude. Les contraintes appliquées au maillage après l'étude de convergence sont indiquées dans le Tableau 3-2.

Tableau 3-2 : Contraintes appliquées sur le maillage de la simulation sur Fluent

Zone d'application	Type de contrainte	Valeur
Toute la géométrie	Taille maximale des éléments	0,186765 mm
Arrêtes selon l'axe Z du suscepteur des échantillons et des couches isolantes	Nombre de subdivisions	5

3.3 Simulation du procédé de CIWUMS

La simulation du procédé de CIWUMS a été faite sur ANSYS Mechanical en utilisant le module de transfert thermique transitoire. Cette simulation est réalisée en deux dimensions, dans un plan normal à la direction du mouvement, comme représenté sur la Figure 3-4. Nous nous plaçons cette fois-ci du point de vue des échantillons. Les résultats de la simulation sur Fluent seront traités dans Excel, pour être utilisés comme conditions limites dans la simulation du CIWUMS.

Cette simulation est divisée en plusieurs étapes dans Mechanical. A chaque étape il est possible d'ajouter ou de supprimer des pièces, des contacts ou des conditions limites. C'est grâce à cette capacité que le mouvement est simulé, alors que le maillage reste fixe. Il a été choisi de simuler

l'ensemble du procédé, depuis la chauffe jusqu'au refroidissement après la consolidation. Cependant, il aurait suffi de simuler la chauffe et le refroidissement avant consolidation pour prédire la température de soudage T_s .

3.3.1.1 Géométrie

La géométrie en deux dimensions est variable dans le temps, de façon à modéliser le mouvement. En effet, les échantillons voient se succéder différentes étapes, représentées à la Figure 3-4. Lors de la première étape, les échantillons sont chauffés par contact avec le suscepiteur. Ils sont ensuite refroidis pendant un intervalle de temps correspondant à la distance entre la fin de la chauffe et le début de la consolidation sous pression. Les échantillons sont ensuite refroidis sous pression lorsqu'ils passent sous le rouleau, et pour finir, ils refroidissent à l'air libre. La géométrie correspond donc à une vue en coupe selon un plan normal à la direction du mouvement, comme sur la Figure 3-4 b). A chacune des étapes, certaines pièces sont prises en compte et d'autres non, grâce à la fonction « activation/désactivation d'élément » de Mechanical. Cette simulation pourrait être vue comme une succession de simulations dans lesquelles l'état final d'une simulation est l'état initial de la simulation suivante. La durée de chaque étape dépend de la distance à parcourir, qui ne varie pas puisque la géométrie du montage reste constante, et de la vitesse, qui varie.

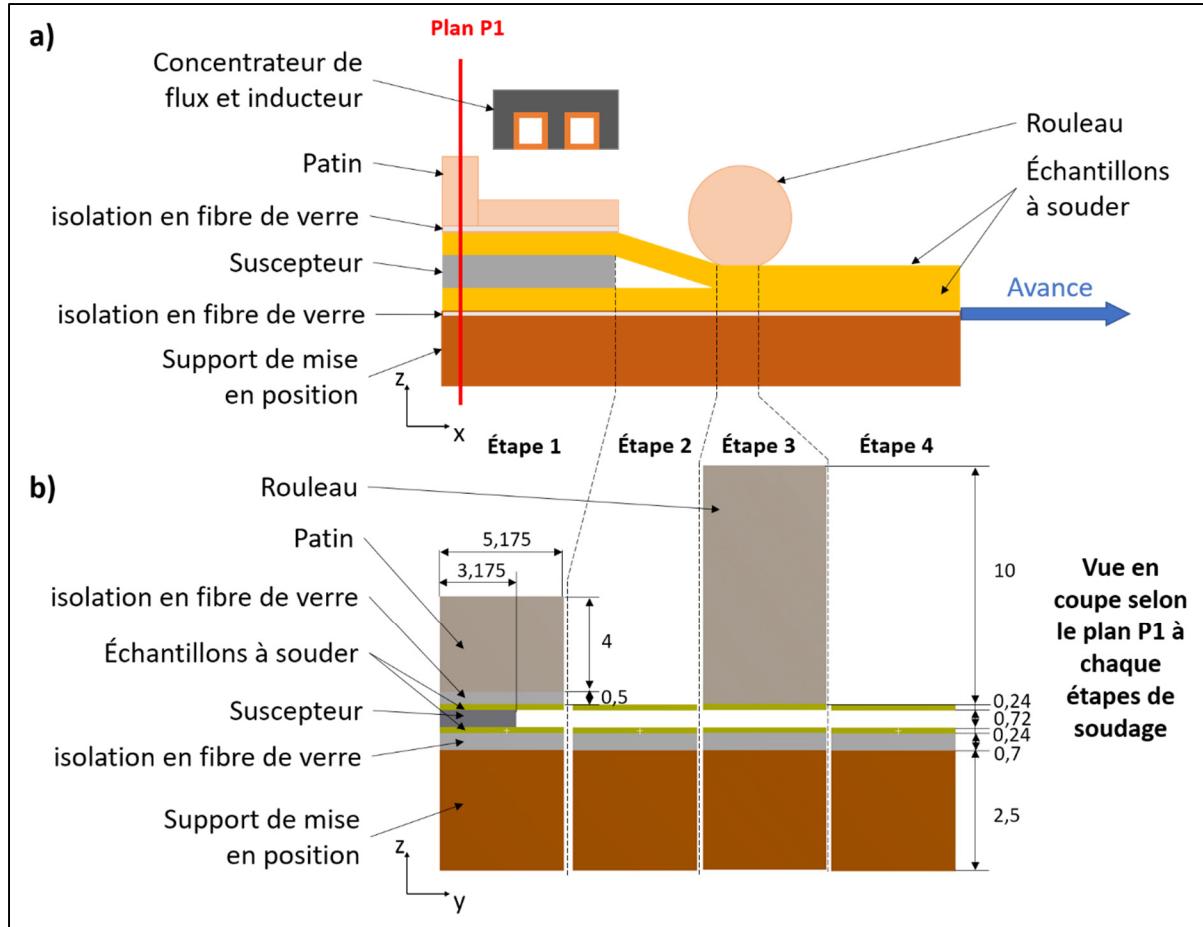


Figure 3-4 : Géométrie variable dans le temps, utilisée dans Mechanical : a) schéma du CIWUMS qui ne respecte pas les proportions, b) géométrie de la simulation sous Mechanical en fonction des étapes du CIWUMS, qui respecte les proportions. L'unité est le millimètre

Lors de l'étape 4, on peut voir sur la Figure 3-4 b) que les deux échantillons ne sont pas en contact sur la géométrie dans Mechanical. En revanche, ils sont bien considérés en contact dans la simulation en imposant que les deux surfaces aient la même température.

3.3.1.2 Propriétés des matériaux

Les propriétés des matériaux sont rigoureusement les mêmes que celles utilisées dans Fluent. La partie 3.4 présente ces propriétés et l'analyse de sensibilité qui a été réalisée.

3.3.1.3 Conditions limites

Les conditions limites dépendent de chaque étape de soudage. Les conditions limites spécifiées dans Mechanical sont présentées à la Figure 3-5. La condition de température imposée au suscepiteur est déterminée par les deux simulations précédentes, sur Maxwell et Fluent. Le transfert de données de Fluent vers Mechanical sera développé plus bas.

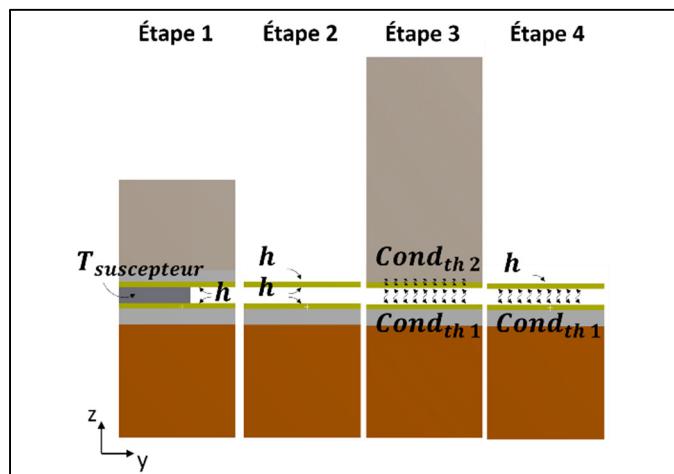


Figure 3-5 : Conditions limites de la simulation sous Mechanical en fonction de l'étape de soudage

La radiation a été négligée pour l'étude et les surfaces pour lesquelles aucune condition limite n'est spécifiée sont considérées comme isolées adiabatiquement. Le contact entre les pièces est considéré parfait excepté pour le contact entre le rouleau et l'échantillon supérieur à l'étape 3, ainsi que pour le contact entre les échantillons à l'étape 4. Les valeurs de conductance thermique implémentées dans Mechanical, $Cond_{th1}$ et $Cond_{th2}$, sont de $5 * 10^{-4} W.mm^{-2}.K^{-1}$. Cette valeur a été choisie arbitrairement pour lisser les discontinuités de températures qui surviennent entre les étapes. Notons que ces deux résistances de contact interviennent à partir de l'étape 3, et que nous cherchons à prédire la température de soudage T_s qui est la température à l'interface de soudure à la fin de l'étape 2. Le fait d'ajuster les valeurs de conductance thermique n'a donc pas d'influence sur la donnée d'intérêt, qui est T_s . Le coefficient de transfert thermique par convection, h , est de $5 * 10^{-6} W.mm^{-2}.K^{-1}$ (Lionetto et al., 2017; Pappada et al., 2015).

La température du suscepiteur, $T_{suscepiteur}$, est déduite de la simulation sur Fluent. Si l'on se place du point de vue d'un échantillon, on subit un apport de chaleur variable depuis le suscepiteur. Cet apport de chaleur variable dans le temps est dû au gradient de température dans le suscepiteur, et notamment aux effets de bords. En fonction de la position selon l'axe Y, l'évolution de température en fonction du temps ne sera pas la même. La Figure 3-6 illustre le passage de la distribution spatiale de température sous Fluent à une température variable dans le temps sous Mechanical.

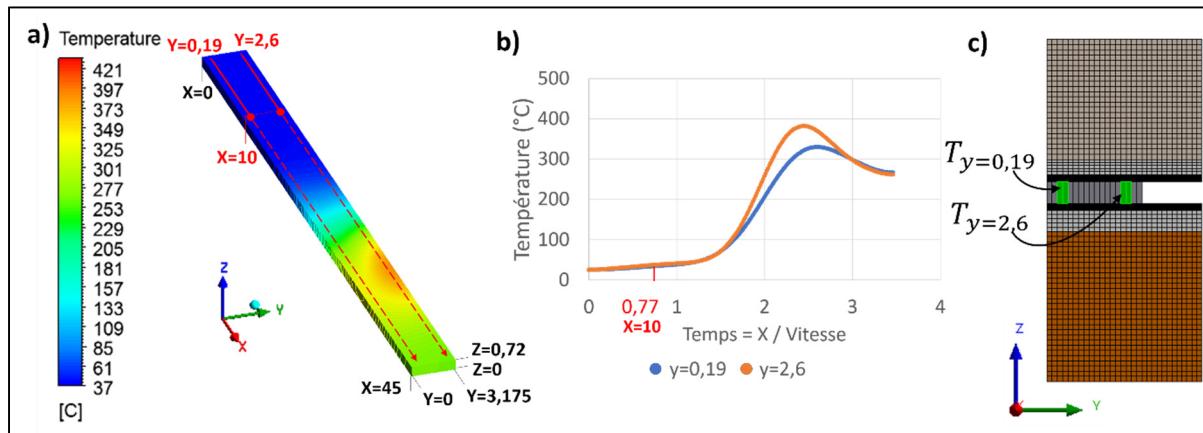


Figure 3-6 : Transfert des données de température depuis Fluent vers Mechanical :
a) distribution de température dans le suscepiteur pour une soudure à 13 mm/s et 600 A ,
b) évolution de la température en fonction du temps, pour deux positions Y sur le suscepiteur,
c) conditions limites de température pour deux parties du suscepiteur, positionnées à $y = 0,19 \text{ mm}$ et $y = 2,6 \text{ mm}$. Les unités de distances sur les figures sont en millimètres

Le suscepiteur dans Mechanical est découpé en plusieurs parties. Pour chaque partie, la variation de température avec le temps est imposée, conformément au gradient de température fourni par Fluent, comme illustré pour les deux parties en vert à la Figure 3-6 c). Le passage du gradient de température spatial de la Figure 3-6 a) à la variation temporelle de température de la Figure 3-6 b) doit être fait pour chacune des parties du suscepiteur. Cependant, cette opération n'est pas automatisée et demande du temps. Des essais préliminaires ont montré que neuf parties étaient suffisantes pour obtenir une résolution suffisamment précise pour notre application.

Dans la pratique, la température des nœuds situés au milieu du suscepteur ($z = 0,36 \text{ mm}$ sur la Figure 3-6) est extraite dans un fichier texte, puis traitée grâce à Excel, de façon à obtenir l'évolution de température en fonction du temps. La Figure 3-7 présente les données traitées sur Excel. Le maillage sur Fluent a été choisi de façon à respecter la taille maximale d'éléments permettant la convergence du résultat et facilitant le transfert de données manuel vers Mechanical. Il suffit ensuite de copier l'évolution de température en fonction du temps pour chaque partie de suscepteur dans Mechanical.

a) Coordonnées des nœuds			b)		
			Y=0,00		
X [m]	Y [m]	Z [m]	Température	X [m]	Y [m]
0,00E+00	7,47E-04	3,60E-04	299,2	0,00E+00	0,00E+00
1,87E-04	7,47E-04	3,60E-04	299,2	1,87E-04	0,00E+00
1,87E-04	9,34E-04	3,60E-04	299,2	3,73E-04	0,00E+00
0,00E+00	9,34E-04	3,60E-04	299,2	5,60E-04	0,00E+00
0,00E+00	5,60E-04	3,60E-04	299,2	7,47E-04	0,00E+00
1,87E-04	5,60E-04	3,60E-04	299,2	9,34E-04	0,00E+00
3,73E-04	7,47E-04	3,60E-04	299,2	1,12E-03	0,00E+00
3,73E-04	9,34E-04	3,60E-04	299,2	1,31E-03	0,00E+00
0,00E+00	3,74E-04	3,60E-04	299,2	1,49E-03	0,00E+00
1,87E-04	3,74E-04	3,60E-04	299,2	1,68E-03	0,00E+00
3,73E-04	5,60E-04	3,60E-04	299,2	1,87E-03	0,00E+00
5,60E-04	7,47E-04	3,60E-04	299,2	2,05E-03	0,00E+00
5,60E-04	9,34E-04	3,60E-04	299,2	2,24E-03	0,00E+00
0,00E+00	1,87E-04	3,60E-04	299,3	2,43E-03	0,00E+00
1,87E-04	1,87E-04	3,60E-04	299,3	2,61E-03	0,00E+00
3,73E-04	3,74E-04	3,60E-04	299,2	2,80E-03	0,00E+00
5,60E-04	5,60E-04	3,60E-04	299,2	2,99E-03	0,00E+00
7,47E-04	7,47E-04	3,60E-04	299,2	3,17E-03	0,00E+00
7,47E-04	9,34E-04	3,60E-04	299,2	3,36E-03	0,00E+00
0,00E+00	0,00E+00	3,60E-04	299,3	3,55E-03	0,00E+00
1,87E-04	0,00E+00	3,60E-04	299,3	3,73E-03	0,00E+00

			Y=1,87e-4		
X [m]	Y [m]	Température	X [m]	Y [m]	Température
0,00E+00	0,00E+00	299,3	1,87E-04	0,00E+00	299,3
1,87E-04	0,00E+00	0,014363231	299,3	1,87E-04	0,014363
3,73E-04	0,00E+00	0,028726461	299,3	1,87E-04	0,028726
5,60E-04	0,00E+00	0,04308969	299,3	1,87E-04	0,04309
7,47E-04	0,00E+00	0,057452922	299,3	1,87E-04	0,057453
9,34E-04	0,00E+00	0,071816155	299,3	1,87E-04	0,071816
1,12E-03	0,00E+00	0,086179379	299,3	1,87E-04	0,086179
1,31E-03	0,00E+00	0,100542612	299,4	1,87E-04	0,100543
1,49E-03	0,00E+00	0,114905845	299,5	1,87E-04	0,114906
1,68E-03	0,00E+00	0,129269068	299,5	1,87E-04	0,129269
1,87E-03	0,00E+00	0,143632311	299,6	1,87E-04	0,143632
2,05E-03	0,00E+00	0,157995525	299,7	1,87E-04	0,157996
2,24E-03	0,00E+00	0,172358758	299,8	1,87E-04	0,172359
2,43E-03	0,00E+00	0,186721992	300,0	1,87E-04	0,186722
2,61E-03	0,00E+00	0,201085224	300,1	1,87E-04	0,201085
2,80E-03	0,00E+00	0,215448457	300,2	1,87E-04	0,215448
2,99E-03	0,00E+00	0,22981169	300,4	1,87E-04	0,229812
3,17E-03	0,00E+00	0,244174905	300,5	1,87E-04	0,244175
3,36E-03	0,00E+00	0,258538138	300,7	1,87E-04	0,258538
3,55E-03	0,00E+00	0,272901371	300,9	1,87E-04	0,272901
3,73E-03	0,00E+00	0,287264622	301,0	1,87E-04	0,287265

Figure 3-7 : Traitement des données de Fluent avant le transfert sur Mechanical : a) données brutes issues de Fluent, b) données traitées, prêtes à être utilisées dans Mechanical

3.3.1.4 Maillage

Le maillage sur Mechanical est fait automatiquement par le programme. Comme pour la simulation sur Fluent, une étude de convergence du maillage a été faite et certaines contraintes ont été imposées sur le maillage de façon à transférer plus aisément les données venant de la simulation sur Fluent. L'ensemble des contraintes imposées au maillage sur Mechanical sont présentées au Tableau 3-3. Pour que ces contraintes soient correctement prises en compte par Mechanical, le type de physique de référence a dû être établi sur « électromagnétique ».

Tableau 3-3 : Contraintes appliquées sur le maillage de la simulation sur Mechanical

Zone d'application	Type de contrainte	Valeur
Toute la géométrie	Taille maximale des éléments	0,186765 mm
Arrêtes selon l'axe Z du suscepteur	Nombre de subdivision	1
Arrêtes selon l'axe Z des échantillons et des couches isolantes en fibres de verre	Nombre de subdivision	5
Toute la géométrie	Type d'élément	Hexaédrique

3.4 Analyse de sensibilité sur les propriétés physiques des matériaux

Les propriétés physiques des matériaux doivent être renseignées pour toutes les simulations. Cependant, il existe parfois des incertitudes sur les valeurs de ces propriétés, à cause de la difficulté à les déterminer ou bien à cause de leur dépendance en température, qui n'est pas prise en compte dans les simulations.

L'analyse de sensibilité menée sur les propriétés des matériaux a deux buts : le premier but est de connaître les propriétés physiques clef du procédé, le deuxième est de minimiser l'écart entre les courbes simulées et expérimentales. En effet, certaines propriétés ont une forte influence sur la justesse de la simulation numérique, mais ne peuvent pas être connues précisément. Des limites hautes et basses ont alors été déterminées pour ces propriétés, et l'analyse de sensibilité a permis de déterminer le niveau, la limite basse ou haute, permettant de minimiser l'erreur de la simulation. Il y a donc deux éléments importants pour cette étude : le premier est de considérer tous les paramètres qui ont une influence significative dans notre étude de sensibilité, le second est de correctement déterminer les limites de chacun de ces paramètres, pour que les niveaux aient un sens physique.

Un plan de Taguchi a été utilisé pour mener cette étude de sensibilité. Ce type de plan expérimental fait varier un paramètre, appelé facteur, entre deux valeurs, appelées niveaux. La prochaine partie a pour but de présenter comment ont été déterminés les niveaux des facteurs utilisés dans cette analyse. Les matériaux utilisés pour chaque pièce de la simulation sont présentés dans le Tableau 3-4.

Tableau 3-4 : Matériaux des pièces de la simulation numérique

Pièce	Abréviation	Matériaux
Suscepteur	SS304	Acier inoxydable 304
Échantillons	GF/PEI	Laminé de fibre de verre et polyimide
Isolation en fibres de verre du support	UD GF	Fibres de verre unidirectionnelles et sèches
Support de mise en position	MDF	Panneau de fibre de bois de densité moyenne
Isolation en fibres de verre du patin	Mat GF	Mat de fibres de verre sèches
Patin et rouleau	PEEK	Polyétherétherketon
Concentrateur de flux magnétique	Ferrotron 559H	Matériaux à faible réluctance magnétique
Inducteur	Cuivre	Cuivre

3.4.1 Propriétés des matériaux et détermination des niveaux

La méthode de Taguchi permet de connaître l'influence principale d'un maximum de facteurs avec un minimum d'essais. Les sources d'erreurs sur les valeurs de chaque paramètre sont de deux sortes. La première provient d'un manque de données sur le matériau. Les valeurs trouvées dans la littérature peuvent ne pas être exactement les mêmes que les valeurs réelles pour le matériau utilisé dans le CIWUMS. La seconde source d'erreur est liée à la dépendance en température de certaines propriétés physiques. En effet, les simulations présentées ne prennent pas en compte la dépendance en température des propriétés.

Le temps nécessaire pour toutes les simulations peut aller jusqu'à 7 heures, et malgré l'efficacité de la méthode de Taguchi, il n'est pas possible d'étudier l'influence de chacune des propriétés physiques utilisées dans les simulations numériques. Le Tableau 3-5 présente les propriétés des matériaux utilisées et/ou considérées dans l'analyse de sensibilité. Les colonnes « Niveau 1 » et « Niveau 2 » présentent les niveaux retenus pour l'étude de sensibilité. La colonne « Valeur retenue » présente la valeur du paramètre qui a été utilisée pour tous les résultats présentés dans ce mémoire, à la fois pour les paramètres de l'étude de sensibilité, et pour ceux qui ont été exclus de cette étude. L'étude de sensibilité à proprement dite est présentée dans la partie 3.4.2, et la justification des valeurs des colonnes « Niveau 1 », « Niveau 2 » et « Valeur retenue » est présentée dans les paragraphes suivants. La colonne « Sources » suffit parfois pour justifier la valeur retenue ou les niveaux des paramètres.

Tableau 3-5 : Propriétés des matériaux et niveaux des facteurs de l'analyse de sensibilité

	Matériau	Propriété	Unité	Niveau 1	Valeur retenue	Niveau 2	Sources
Thermique	SS304	k	W/m/°C	19,37	27,54	27,54	(ANSYS®, 2019a; Chu & Ho, 1977)
		c_p	J/kg/°C		515		(ANSYS®, 2019a)
		ρ	kg/m3		7875		Mesure
	GF/PEI	k_{xy}	W/m/°C		0,49		(Ageorges & Ye, 2001)
		k_z	W/m/°C		0,38		(Ageorges & Ye, 2001)
		c_p	J/kg/°C		1192		Calcul
		ρ	kg/m3		1875		Mesure
	UD GF	k_x	W/m/°C	0,562	0,706	0,850	Calcul
		k_y	W/m/°C	0,299	0,641	0,641	Calcul
		k_z	W/m/°C	0,299	0,641	0,641	Calcul
		c_p	J/kg/°C		800		Calcul
		ρ	kg/m3	1087	1670	1670	Calcul
	Mat GF	k_{xy}	W/m/°C	0,269	0,302	0,334	Calcul
		k_z	W/m/°C	0,269	0,302	0,334	Calcul
		c_p	J/kg/°C		800		Calcul
		ρ	kg/m3		997		Calcul
	PEEK	k	W/m/°C		0,250		(Mark, 2009)
		c_p	J/kg/°C		1387		(Mark, 2009)
		ρ	kg/m3		1300		(Mark, 2009)
	MDF	k	W/m/°C		0,109		(Li, Fleischmann, & Spearpoint, 2013)
		c_p	J/kg/°C		1115		(Li et al., 2013)
		ρ	kg/m3		776		Mesure
Électromagnétique	Cuivre	μ_r	-		0,999991		(ANSYS®, 2019a)
		ϵ_r	-		1		(ANSYS®, 2019a)
		σ	S/m		58000000		(ANSYS®, 2019a; Lionetto et al., 2017)
	SS304	μ_r	-		1		(ANSYS®, 2019a)
		ϵ_r	-		1		(ANSYS®, 2019a)
		σ	S/m	996284	1044322	1092360	(Chu & Ho, 1977)
	Air	μ_r	-		1,0000004		(ANSYS®, 2019a)
		ϵ_r	-		1,0006		(ANSYS®, 2019a)
		σ	S/m		0		(ANSYS®, 2019a)
	MDF, GF, GF/PEI, PEEK	μ_r	-		1		Hypothèse, équivalent à du vide. (ANSYS®, 2019a)
		ϵ_r	-		1		Hypothèse, équivalent à du vide. (ANSYS®, 2019a)
		σ	S/m		0		Hypothèse, équivalent à du vide. (ANSYS®, 2019a)
	Ferrotron 559H	μ_r	-		16		(Fluxtrol)
		ϵ_r	-		1		(Fluxtrol)
		σ	S/m		0		(Fluxtrol)

Les matériaux situés proche du suscepteur sont ceux ayant la plus grande influence sur la température, puisqu'ils sont proches de la source chaude. Dans le cas du CIWUMS, le matériau du suscepteur, du laminé et des couches d'isolant sont les plus critiques. En revanche, le matériau du support de mise en position et du patin n'ont pas une grande influence, de même que celui du rouleau. La connaissance des propriétés de ces matériaux n'a donc pas besoin d'être très précise, et l'influence des propriétés de ces matériaux n'a pas été étudiée. Les propriétés du PEEK et du MDF ont pu être trouvées dans la littérature.

Le GF/PEI a une grande influence sur les transferts thermiques de la simulation puisqu'il est proche de la source de chaleur. En revanche, ces propriétés ont pu être trouvées dans la littérature, ce qui a permis de diminuer le nombre de facteurs à étudier dans l'analyse de sensibilité. Seule la chaleur spécifique à haute température a dû être calculée. La valeur retenue est la moyenne des chaleurs spécifiques calculées avec la loi des mélanges de l'équation (3.1), avec les propriétés du PEI à 300 °C et à 400 °C. Dans cette équation, v_f est le taux de fibre, ρ_m et ρ_f sont les masses volumiques, respectivement de la matrice et des fibres, c_{pf} et c_{pm} sont les chaleurs spécifiques, respectivement de la matrice et des fibres, ρ et c_p sont respectivement la masse volumique du composite et sa chaleur spécifique. Toutes les données utiles pour ce calcul sont présentées au

Tableau 3-6.

$$\rho c_p = v_f * \rho_f * c_{pf} + (1 - v_f) * \rho_m * c_{pm} \quad (3.1)$$

Tableau 3-6 : Données utilisées pour le calcul des propriétés du GF/PEI

Matériau	Propriété	Unité	à 25°C	à 300°C	à 450°C	Source
PEI	c_p	J/kg/°C		1846	1938	(Brassard, Dubé, & Tavares, 2019)
	ρ	kg/m3	1270			Donnée issue du fournisseur
GF	c_p	J/kg/°C	800			(Callister & Rethwisch, 2014)
	ρ	kg/m3	2580			(Mallick, 1997)

La détermination des propriétés des couches isolantes en fibres de verre est la plus critique. En effet, en fonction du taux de compaction des fibres de verre sèche, les propriétés du composite fibre/air changent. La détermination du taux de fibre dans la couche isolante a été faite en mesurant l'épaisseur des couches isolantes. Le calcul et la procédure de mesure sont présentés à ANNEXE II. Pour les fibres unidirectionnelles (UD GF), utilisées pour isoler le support de mise en positon, il existe plusieurs taux de compaction, donc plusieurs taux de fibre, car ces fibres ne sont pas toujours soumises à la même force de compaction. Lors de la chauffe, elles sont soumises à $F_{contact}$ alors que lors de la consolidation sous le rouleau elles sont soumises à $F_{consolidation}$. Cela conduit à deux taux de fibre de verre pour les UD GF. Pour le mat de fibre de verre (Mat GF) utilisé pour isoler le patin, il n'y a qu'un seul taux de fibre. Le calcul des chaleurs spécifiques des UD GF et du Mat GF suit la loi des mélanges de l'équation (3.1), avec les différents taux de compaction. La pondération massique dans la loi des mélanges fait que la chaleur spécifique est toujours $800 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot {}^\circ\text{C}^{-1}$ quel que soit le taux de fibre. La détermination des masses volumiques a été faite à l'aide de la formule d'homogénéisation présentée à l'équation (3.2). La détermination des niveaux pour les conductivités thermiques des couches isolantes a également été faite à l'aide de modèles d'homogénéisation. Il est admis dans la littérature que la conductivité thermique longitudinale (dans le sens des fibres) suit le modèle de Voigt, présenté à l'équation (3.3), qui n'est autre d'un modèle de résistance thermique en parallèle (Boyard, 2016). C'est cette équation qui a été utilisée pour calculer $k_x^{UD GF}$. En revanche, il existe de nombreux modèles pour déterminer la conductivité thermique transversale (perpendiculaire aux fibres). Ces modèles s'appuient tous sur des hypothèses qu'il n'est pas possible de contrôler dans notre cas et sont donc difficilement applicables. Il a été choisi d'utiliser les limites de Hashin-Shtrikman (HS). Ces limites présentent l'avantage d'un intervalle réduit entre une limite haute, HS+, et une limite basse, HS-, et ne font pas d'hypothèses sur l'ordonnancement des fibres (Boyard, 2016; Hashin & Shtrikman, 1963). De plus, ces limites peuvent être atteintes dans certains cas, elles sont donc appropriées pour déterminer les niveaux de nos facteurs dans l'analyse de sensibilité. Les équations (3.4) et (3.5) présentent ces deux limites. Le calcul des limites pour chacun des taux de compaction des UD GF conduit à deux valeurs pour la limite basse, et deux valeurs pour la limite haute. Ce sont les extrêmes qui ont été retenues pour les niveaux des facteurs. Il a été considéré que le Mat

GF était quasi-isotope dans le plan XY, ce qui conduit à un seul facteur $k_{xy}^{Mat GF}$. En revanche, les UD GF ont été considérés orthotropes dans toutes les directions ce qui conduit à trois facteurs différents, $k_x^{UD GF}$, $k_y^{UD GF}$ et $k_z^{UD GF}$. Le Tableau 3-7 regroupe toutes les propriétés physiques utilisées pour le calcul des niveaux pour toutes les propriétés des UD GF et du Mat GF.

$$\rho = v_f * \rho_f + (1 - v_f) * \rho_m \quad (3.2)$$

$$k_{//} = v_f * k_{//f} + (1 - v_f) * k_m \quad (3.3)$$

$$HS^- = k_m + \frac{v_f}{\frac{1}{k_{\perp f} - k_m} + \frac{1 - v_f}{2k_m}} \quad (3.4)$$

$$HS^+ = k_{xf} + \frac{1 - v_f}{\frac{1}{k_m - k_{\perp f}} + \frac{v_f}{2k_{\perp f}}} \quad (3.5)$$

Tableau 3-7 : Données utilisées pour le calcul des propriétés des UD GF et du Mat GF

Matériaux	Propriété	Unité	à 25°C	Source
Air	k	W/m/°C	0,025	(Duhovic et al., 2012)
	c_p	J/kg/°C	1010	(Duhovic et al., 2012)
	ρ	kg/m3	1,293	(Duhovic et al., 2012)
GF	k	W/m/°C	1,3	(Callister & Rethwisch, 2014)
	c_p	J/kg/°C	800	(Callister & Rethwisch, 2014)
	ρ	kg/m3	2580	(Mallick, 1997)

L'inducteur et le concentrateur de flux magnétiques sont refroidis lors des soudures. Les propriétés physiques des matériaux associés à ces pièces, à température ambiante, ont donc pu aisément être trouvées dans la littérature ou dans les documents des fournisseurs. En revanche,

l'acier inoxydable change de température, et reste approximativement entre 300 °C et 450 °C. La conductivité électrique et thermique de l'acier inoxydable varie sensiblement sur cette plage de température, ce qui a permis de déterminer les niveaux de ces facteurs. La chaleur spécifique de l'acier inoxydable varie peu entre 300 °C et 450 °C, ce qui permet de la considérer constante. Les masses volumiques de tous les matériaux ont été mesurées par immersion dans l'alcool.

3.4.2 Analyse de Taguchi

Le plan de Taguchi L12 a été suivi pour l'analyse de sensibilité sur les propriétés des matériaux. Ce plan est présenté à la Figure 3-8, et a été réalisé à l'aide du logiciel Minitab®. Pour chacun des essais, les réponses considérées étaient la différence de température entre la courbe expérimentale et la courbe simulée, pour trois valeurs caractéristiques : la température maximale atteinte T_m , la température à la fin de la chauffe T_{fc} et la température de soudage T_s . Ces différences de températures peuvent être visualisées sur une courbe de température à la Figure 3-9 a). Ces trois valeurs caractéristiques sont relevées sur trois courbes différentes, chacune des courbes correspondant à un thermocouple différent. La position des thermocouples est présentée à la Figure 3-9 b). Au total, il y avait donc neuf variables de réponses. Le choix de visualiser autant de variables de réponse a été fait pour que l'ajustement des courbes simulées aux courbes expérimentales soit au plus proche de la réalité. En effet, le but de cet ajustement est d'avoir une simulation qui soit la plus juste possible dans tous les échantillons. Uniquement considérer la température de soudage T_s , à l'interface, n'aurait pas permis de correctement ajuster la simulation.

N° essai	Niveaux des facteurs							
	σ_{SS304}	k_{SS304}	$k_x^{UD\ GF}$	$k_y^{UD\ GF}$	$k_z^{UD\ GF}$	$\rho^{UD\ GF}$	$k_{xy}^{Mat\ GF}$	$k_z^{Mat\ GF}$
1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	1	2	2	2
3	1	1	2	2	2	1	1	1
4	1	2	1	2	2	1	2	2
5	1	2	2	1	2	2	1	2
6	1	2	2	2	1	2	2	1
7	2	1	2	2	1	1	2	2
8	2	1	2	1	2	2	2	1
9	2	1	1	2	2	2	1	2
10	2	2	2	1	1	1	1	2
11	2	2	1	2	1	2	1	1
12	2	2	1	1	2	1	2	1

Figure 3-8 : Plan de Taguchi L12 utilisé pour l'étude de sensibilité sur les propriétés des matériaux

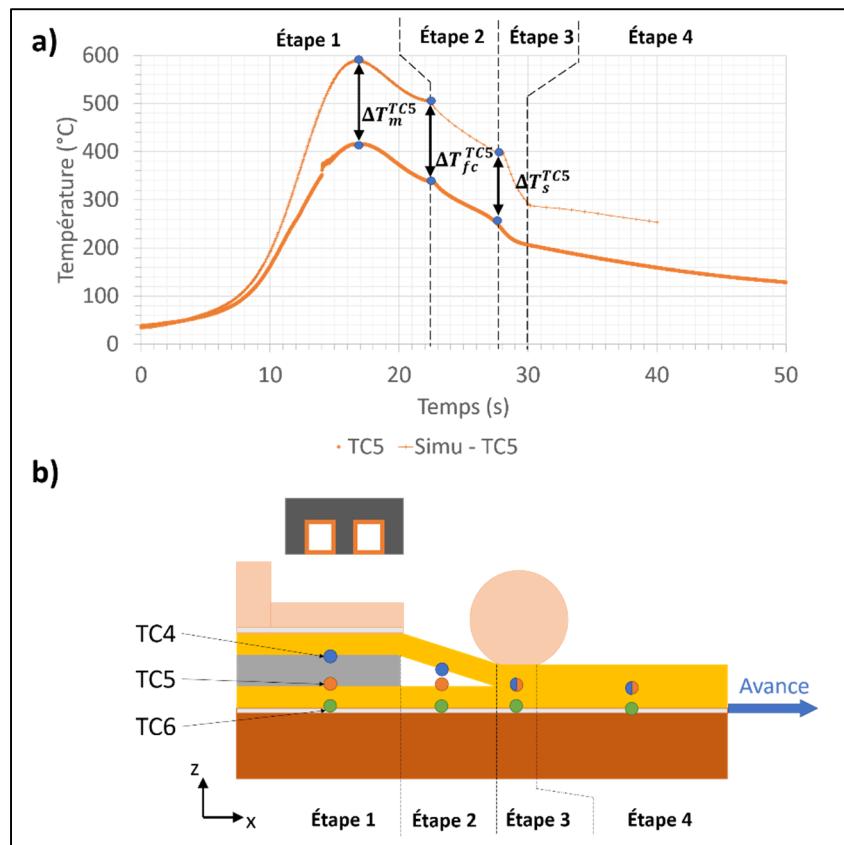


Figure 3-9 : Lecture des variables de réponses pour l'analyse de sensibilité : a) variables de réponses lues à partir des courbes expérimentales et simulée, b) position des thermocouples sur les échantillons lors des mesures expérimentales pour chacune des étapes du soudage continu

L'ANNEXE III présente en détails le résultat de l'analyse de sensibilité pour chaque variable de réponse. La Figure 3-10 présente un exemple de résultats obtenus par Minitab, pour la variable de réponse ΔT_m^{TC4} . Le modèle statistique utilisé est un modèle linéaire, pour voir l'influence principale de chaque facteur sur la moyenne des réponses de l'étude. On peut voir dans la colonne « P » de la Figure 3-10 b), la p-value de chacun des paramètres. En se fixant un seuil de signification $\alpha = 5\%$ on peut déterminer quels sont les paramètres qui ont une influence significative sur notre réponse. Dans l'exemple de la Figure 3-10, k^{SS304} , $k_y^{UD GF}$, $k_z^{UD GF}$ et $\rho^{UD GF}$ ont une influence significative au seuil de 5% sur la réponse ΔT_m^{TC4} . La Figure 3-10 a) permet de voir à quel niveau ces facteurs doivent être pour se rapprocher de la valeur cible de zéro. Cette valeur cible correspond à une courbe simulée et une courbe expérimentale qui ont la même valeur au point considéré, T_m dans notre exemple. Le modèle statistique linéaire prend en compte un terme constant, que l'on retrouve sur la Figure 3-10 b). Ce terme constant n'a pas de sens physique et ne peut pas être pris en compte pour l'ajustement des courbes simulées aux courbes expérimentales. C'est pourquoi il n'est jamais pris en compte même si le seuil α ne permet pas de le considérer comme non-influent.

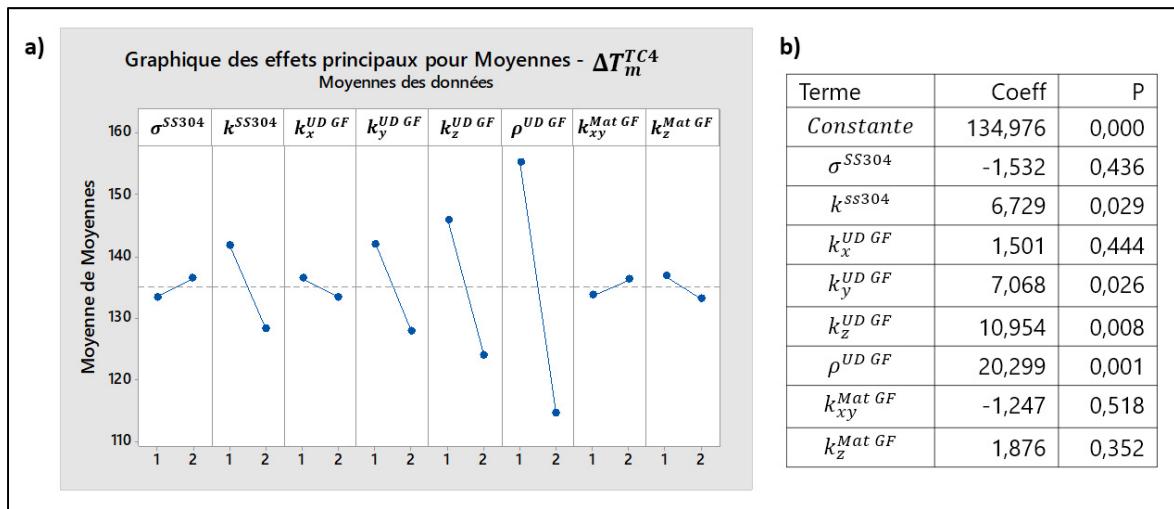


Figure 3-10 : Résultats de l'analyse de sensibilité selon le plan de Taguchi L12, pour la variable de réponse ΔT_m^{TC4}

Le Tableau 3-8 présente la compilation des paramètres influent pour chacune des variables de réponse, et le niveau du paramètre permettant de se rapprocher de la valeur cible. C'est un résumé des résultats présentés à l'ANNEXE III. Lorsque rien n'est indiqué dans le tableau, c'est que le facteur n'influe pas significativement sur la réponse, avec un seuil de signification $\alpha = 5\%$. Le Tableau 3-8 nous permet de conclure que les paramètres, $k_y^{UD GF}$, $k_z^{UD GF}$ et $\rho^{UD GF}$ ont une influence significative sur toutes les variables de réponse, et qu'ils doivent tous être au niveau 2 pour se rapprocher de la valeur cible. Le paramètre k^{SS304} est considéré comme influent uniquement pour les températures maximales T_m . Pour les autres paramètres, l'influence n'est pas significative au seuil α choisi. La valeur retenue pour le facteur k^{SS304} est donc celle du niveau 2. Pour tous les autres facteurs, qui ne sont pas considérés comme influents au seuil de signification α , c'est la valeur moyenne des niveaux 1 et 2 qui sera la valeur retenue.

Tableau 3-8 : Compilation des résultats des analyses de sensibilité selon le plan de Taguchi L12. Les cases avec un chiffre indiquent que le facteur est influent au seuil de signification de 5%. La valeur du chiffre indique le niveau permettant de se rapprocher de la cible

$\alpha = 0.05$		σ^{SS304}	k^{SS304}	$k_x^{UD GF}$	$k_y^{UD GF}$	$k_z^{UD GF}$	$\rho^{UD GF}$	$k_{xy}^{Mat GF}$	$k_z^{Mat GF}$
TC4	ΔT_m^{TC4}		2		2	2	2		
	ΔT_{fc}^{TC4}				2	2	2		
	ΔT_s^{TC4}				2	2	2		
TC5	ΔT_m^{TC5}		2		2	2	2		
	ΔT_{fc}^{TC5}				2	2	2		
	ΔT_s^{TC5}				2	2	2		
TC6	ΔT_m^{TC6}		2		2	2	2		
	ΔT_{fc}^{TC6}				2	2	2		
	ΔT_s^{TC6}				2	2	2		

3.5 Comparaison entre la simulation numérique et des mesures expérimentales

3.5.1 Résultats

Les valeurs retenues, indiquées dans le Tableau 3-5, sont celles utilisées pour tous les résultats simulés présentés dans ce mémoire. Les valeurs des paramètres pris en compte dans l'analyse de sensibilité ont été déterminées en suivant les recommandations de cette dernière. Il est nécessaire de vérifier que les valeurs retenues permettent d'obtenir des courbes simulées qui correspondent aux courbes expérimentales, dans tout le domaine d'étude, c'est-à-dire pour des intensités entre 400 A et 600 A et des vitesses allant de 2 mm/s à 15 mm/s. L'analyse de sensibilité a été faite avec une intensité de 400 A et une vitesse de 2 mm/s. Ce sont les premières courbes de vérification, présentée à la Figure 3-11. Les autres courbes de vérification sont à 6 mm/s – 500 A, et 13 mm/s – 600 A, respectivement présentées Figure 3-12 et Figure 3-13. Pour rappel, la force de consolidation est constante, et de 90 N.

Les courbes de vérification à 6 mm/s – 500 A et 13 mm/s – 600 A, Figure 3-12 et Figure 3-13, montrent des courbes simulées très proches des courbes expérimentales. Les erreurs maximales sur la température de soudage T_s sont respectivement de +28 °C (sur TC5) et de -27 °C (sur TC4). Cela correspond à une erreur relative maximale de 11% sur la température de soudage. En revanche, On peut voir à la Figure 3-11 que malgré les recommandations de l'analyse de sensibilité les courbes simulées ne correspondent pas aux courbes expérimentales. L'allure des courbes est la même, cependant les courbes simulées présentent une erreur d'environ +100 °C à partir du maximum de la chauffe et jusqu'à la fin de la soudure.

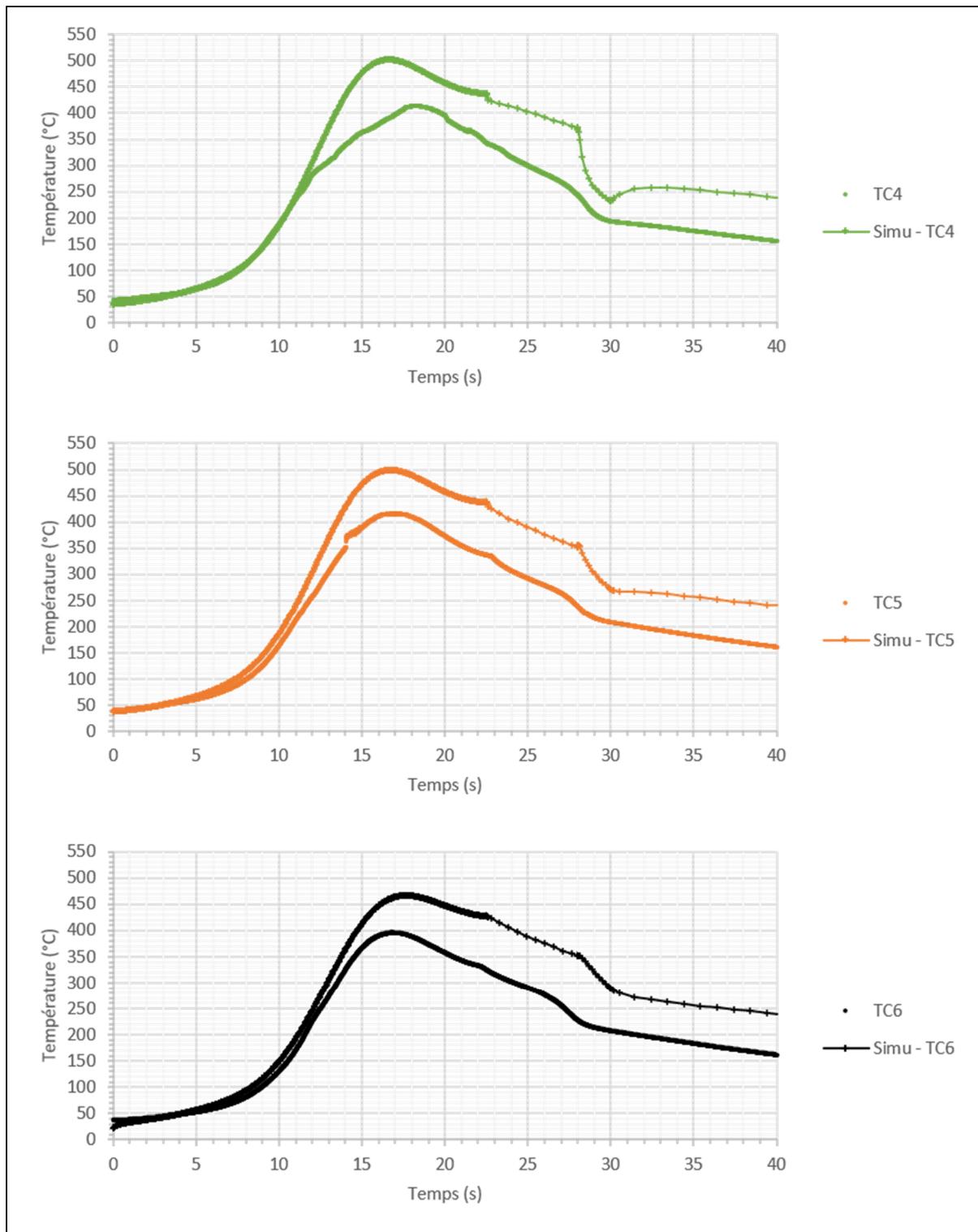


Figure 3-11 : Comparaison entre les courbes expérimentales et simulées avec les paramètres de soudage 2 mm/s - 400 A - 90 N

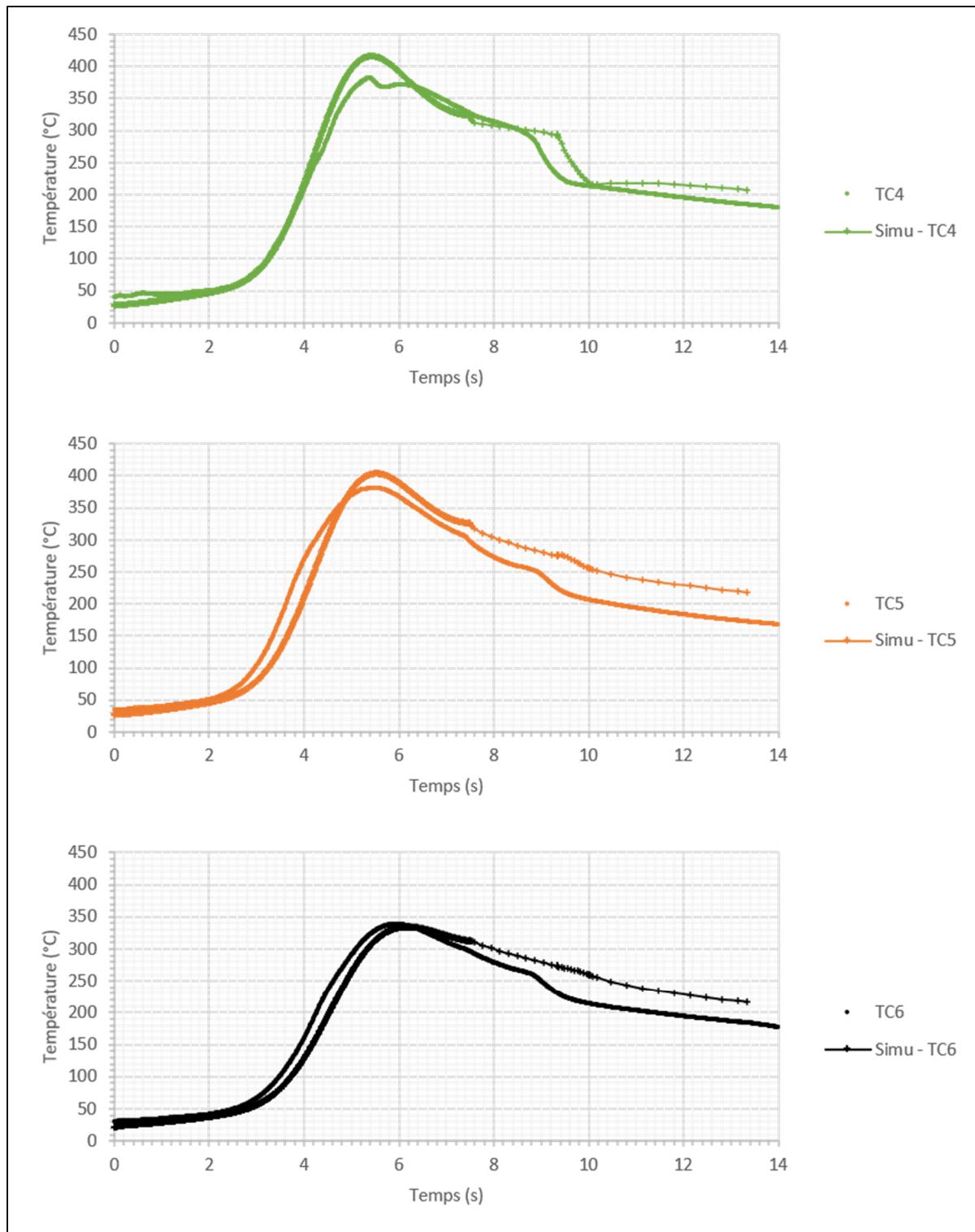


Figure 3-12 : Comparaison entre les courbes expérimentales et simulées avec les paramètres de soudage 6 mm/s – 500 A – 90 N

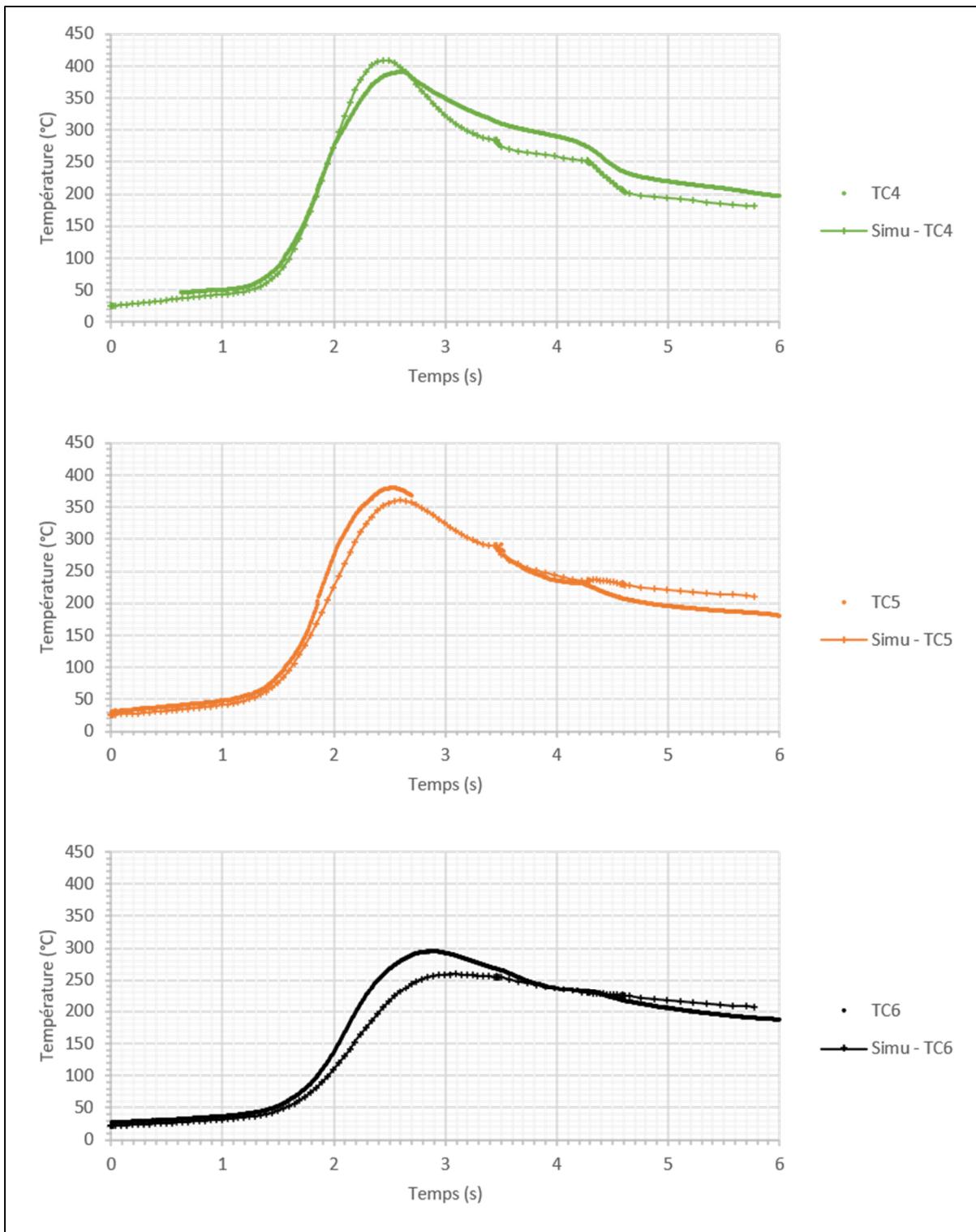


Figure 3-13 : Comparaison entre les courbes expérimentales et simulées avec les paramètres de soudage $13 \text{ mm/s} - 600 \text{ A} - 90 \text{ N}$

3.5.2 Discussion

Etant donnée la précision des mesures expérimentales, la simulation est considérée comme juste pour les deux ensembles de paramètres, $6 \text{ mm/s} - 500 \text{ A} - 90 \text{ N}$ et $13 \text{ mm/s} - 600 \text{ A} - 90 \text{ N}$. En effet, l'influence du champ magnétique sur les thermocouples n'est pas correctement supprimée des courbes, malgré la réalisation d'un offset pour chaque courbe, comme expliqué à la partie 2.5. Par extension des résultats « justes », toutes les simulations réalisées avec des paramètres proches de ces deux vitesses et de ces deux intensités précédentes seront considérées comme justes.

L'erreur observée entre les courbes simulée et expérimentale à $2 \text{ mm/s} - 400 \text{ A}$ peut également être expliquée par l'influence du champ magnétique sur la température lue par les thermocouples. En effet, à 2 mm/s le thermocouple reste plus longtemps sous l'influence du champ magnétique (principalement sous l'inducteur). Il est donc possible que l'offset, qui est mesuré avec un plateau en plastique contrairement à l'acier inoxydable du suscepteur, soit en réalité loin de la chauffe réelle dans le thermocouple lors d'une soudure.

Les erreurs peuvent aussi venir de la modélisation numérique du procédé. L'évaluation des propriétés thermiques des couches isolantes en fibre de verre s'appuie sur un modèle thermique qui peut ne pas être parfaitement adapté à notre cas. Enfin, aucune résistance thermique de contact n'a été prise en compte dans la modélisation numérique. A 2 mm/s , il est cependant probable que cette hypothèse soit vraie, puisque le matériau se ramollit et se déforme sous l'effet de la chaleur et de la pression, donc cela n'explique pas l'écart de température observé. Pour finir, nous pouvons remarquer que l'erreur observée sur les courbes à $2 \text{ mm/s} - 400 \text{ A}$, Figure 3-11, est dû à l'étape 1 de la simulation, qui correspond à l'étape de la chauffe par le suscepteur, comme représenté à la Figure 3-9. Cette erreur se répercute ensuite sur toutes les autres étapes. Cela suggère donc que la modélisation des étapes 2, 3 et 4 est plutôt proche de la réalité, et que l'étape 1 est la source principale de l'erreur observée.

Dans son domaine de validité, la simulation numérique peut être utilisée de multiple manière. L'avantage principal est l'obtention de données de température sans réaliser d'expérience, ces dernières étant compliquées et coûteuses. La température atteinte par le laminé peut dépasser la température de dégradation de la matrice si ce dépassement ne dure pas trop longtemps. La simulation peut alors être employée pour vérifier à la fois la température maximale atteinte et le temps de maintien de cette température. Etant donnée que l'erreur semble venir de l'étape 1, on peut également utiliser la simulation pour réaliser une étude de sensibilité sur les paramètres de design associé aux étapes 2, 3 et 4, comme la distance de refroidissement avant consolidation, noté b . Dans le cadre de ce mémoire, nous utiliserons la simulation numérique pour prédire la température de soudage T_s pour des soudures réalisées dans le domaine de validité du modèle.

3.6 Résumé

Ce chapitre a présenté les simulations numériques du CIWUMS. Les trois simulations réalisées sur ANSYS® ont été présentées. Une étude de sensibilité a été menée sur les propriétés des matériaux pour lesquels il existait une grande incertitude, soit à cause des données trouvées dans la littérature, soit à cause de la dépendance en température de ces propriétés, qui n'est pas prise en compte dans les simulations. Les matériaux proches de la source chaude sont ceux ayant le plus d'impact sur la température simulée. L'analyse de sensibilité a permis de préciser cet impact pour certaines propriétés considérées dans cette étude. Pour finir, la simulation numérique a été vérifiée à trois endroits de la fenêtre de paramètres de ce procédé. Cette vérification a permis de conclure que la simulation numérique peut être considérée comme juste pour une vitesse de soudage proche de l'intervalle 6 mm/s – 13 mm/s et une intensité électrique dans l'inducteur proche de l'intervalle 500 A – 600 A. L'erreur maximale sur la température de soudage T_s , observée sur les courbes de vérification incluses dans le domaine de validité des simulations, est $e_{\max} = 28^\circ\text{C}$, soit 10 % de la température réelle.

CHAPITRE 4

RÉSULTATS ET DISCUSSIONS

4.1 Introduction

Ce chapitre est consacré à la présentation des résultats des différentes études menées. Les résultats expérimentaux ont été obtenus en suivant la méthodologie expérimentale présentée au Chapitre 2. Ces résultats permettent de déterminer une fenêtre de paramètres pour lesquels on obtient une soudure satisfaisante, et de connaître les performances mécaniques associées pour former des abaques. Les paramètres du procédé CIWUMS étudiés sont la vitesse de soudage, l'intensité électrique dans l'inducteur et la force de consolidation du rouleau. Les soudures étant réalisées avec un laminé non-séché, nous vérifierons que les résultats précédents ne sont pas dégradés par la présence d'humidité dans le laminé. La simulation numérique présentée précédemment sera utilisée dans le but d'essayer de généraliser les résultats expérimentaux à d'autres conditions de soudage. C'est ce que nous appelons la corrélation T-F (« Température VS Force à la rupture »). Enfin, les résultats des essais d'étanchéité seront présentés.

4.2 Échantillons de référence

Le matériau sans soudure a été caractérisé mécaniquement pour avoir un référentiel de comparaison. Cinq éprouvettes ont été testées avec les fibres à 90° du laminé orienté dans le sens de la charge comme pour nos éprouvettes soudées. La force maximale atteinte lors de chaque essai de traction est corrigée afin de comparer les éprouvettes sur une même largeur de 25,4 mm. Le Tableau 4-1 présente les résultats des essais de traction réalisé sur chacune des éprouvettes. Le matériau brut sera la référence pour la suite de cette étude et présente une force à la rupture moyenne de 100 %, et un écart type de 4,9 %. Les zones de rupture sont dans les éprouvettes, grâce à l'utilisation de calles. Ces calles permettent de diminuer la concentration de contrainte au niveau des mors.

Tableau 4-1 : Force à la rupture des éprouvettes de traction de références sans soudure

Numéro éprouvette	1	2	3	4	5
Largeur de l'éprouvette (mm)	25,46	25,48	25,56	25,57	25,47
Fn (%)	102	105	103	93	98
Fn moyen (%)	100	-	-	-	-
SD (%)	4,9	-	-	-	-

4.3 Influence des paramètres de vitesse et d'intensité

4.3.1 Zone d'étude

La vitesse de soudage est un paramètre pour lequel la zone d'étude n'a pas été déterminée. Le couple de paramètres intensité/vitesse contrôle la température de soudage atteinte avant la consolidation. À intensité électrique dans l'inducteur fixée, plus la vitesse de soudage est élevée plus la température est basse, et inversement. Dans le but de connaître les valeurs de vitesse de soudage permettant d'obtenir une température suffisamment élevée pour obtenir une soudure, nous avons réalisé une cartographie de la vitesse, pour chaque intensité du courant dans l'inducteur, afin de trouver les limites hautes et basses de notre étude. Les résultats sont présentés à la Figure 4-1. La limite supérieure de vitesse, représentée par les cases bleues, correspond à la vitesse pour laquelle la soudure obtenue n'était pas suffisamment résistante pour être découpée en éprouvette de traction. La limite inférieure de vitesse, représentée par les cases orange ou rouge, correspond à une soudure qui aurait trop chauffé. La zone d'étude présentée à la Figure 4-1 est donc basée sur des critères subjectifs, propres à l'expérimentateur. Les couples d'intensité et de vitesse conduisant à une case verte ou orange sur la Figure 4-1 ont fait l'objet d'une caractérisation mécanique en traction sur des joints à recouvrement simple.

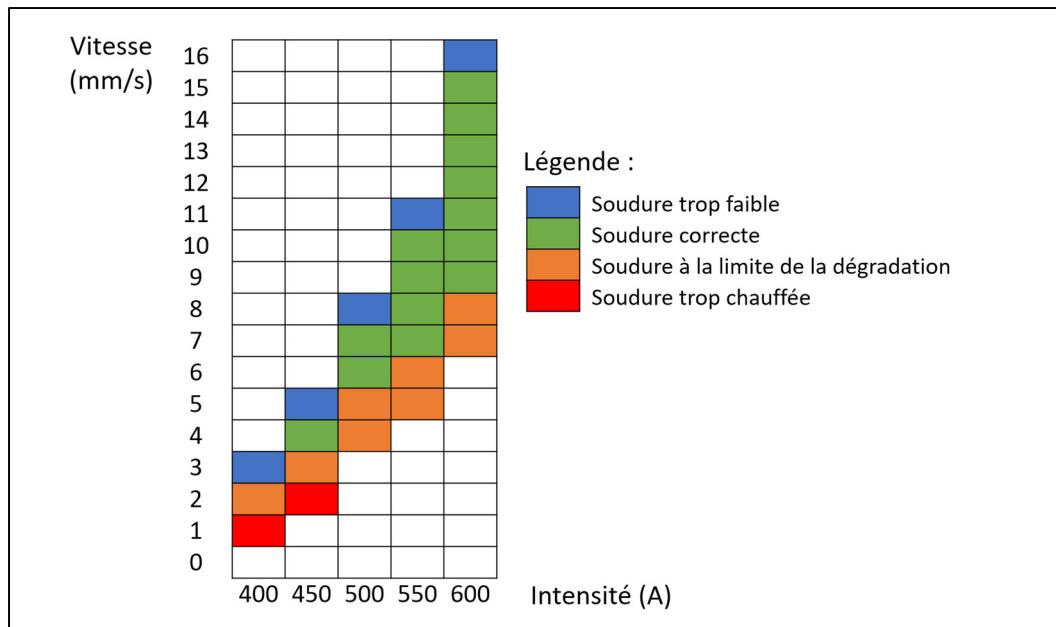


Figure 4-1 : Cartographie des couples vitesse/intensité permettant d'obtenir une soudure. La force de consolidation est fixée à 90 N

4.3.2 Zones de ruptures des éprouvettes de traction

Les éprouvettes de traction, découpées dans les soudures et caractérisées dans une machine de traction, montrent trois zones de rupture différentes. Un assemblage soumis à une contrainte brisera au niveau de la zone ayant la plus faible résistance mécanique. Les zones de rupture nous permettent donc de savoir quelle est la zone la plus faible de l'éprouvette de traction. La première zone de rupture est située à l'interface de la soudure (IS), comme sur la Figure 4-2. Cette zone de rupture permet d'obtenir la force maximale que peut supporter l'interface de soudure. La deuxième zone de rupture est située sur le bord de la soudure (BS), comme sur la Figure 4-2. Cette zone de rupture ne permet pas de connaître la résistance maximale de la soudure, mais la résistance maximale de l'assemblage soudé. En revanche comme la zone de cassure survient au niveau du point le plus faible, on peut affirmer que la résistance mécanique de la soudure est supérieure ou égale à la force à la rupture obtenue avec cette zone de rupture. La dernière zone de rupture est notée « DE » sur la Figure 4-2. Dans ce dernier cas, l'éprouvette casse dans l'échantillon (DE), loin de la soudure et des mors de la machine.

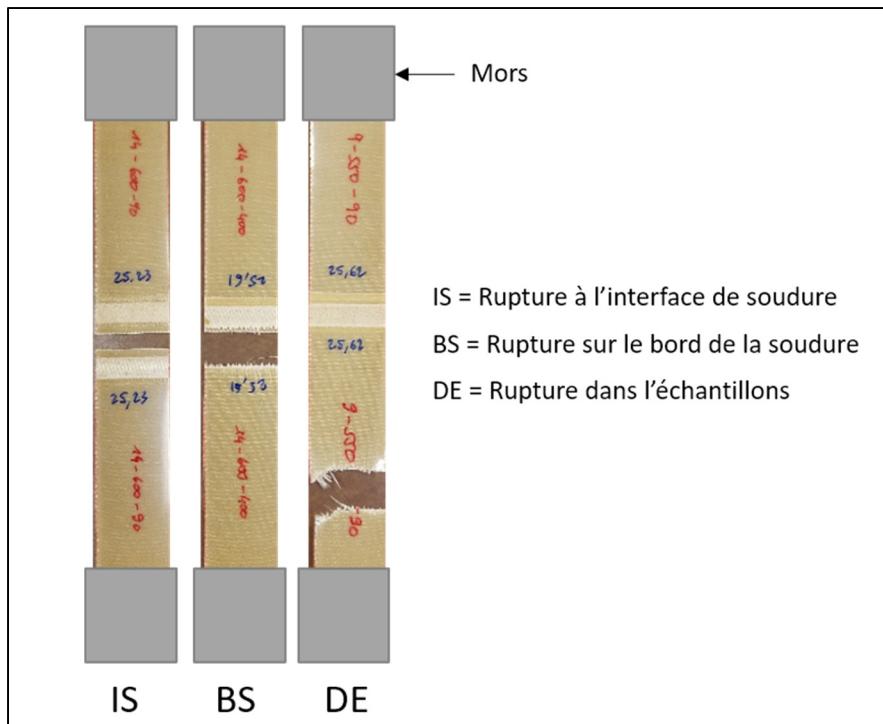


Figure 4-2 : Zones de ruptures observées lors des essais de traction

4.3.3 Résultats

La Figure 4-3 montre la force à la rupture corrigée et normalisée en fonction de la vitesse et de l'intensité de soudage. Cette courbe a été réalisée avec une force de consolidation sur le rouleau constante de 90 N. Les écarts-types représentés sont calculés à partir de cinq éprouvettes découpées dans la même soudure. La zone de rupture majoritairement observée parmi ces cinq éprouvettes est indiquée sur le graphique.

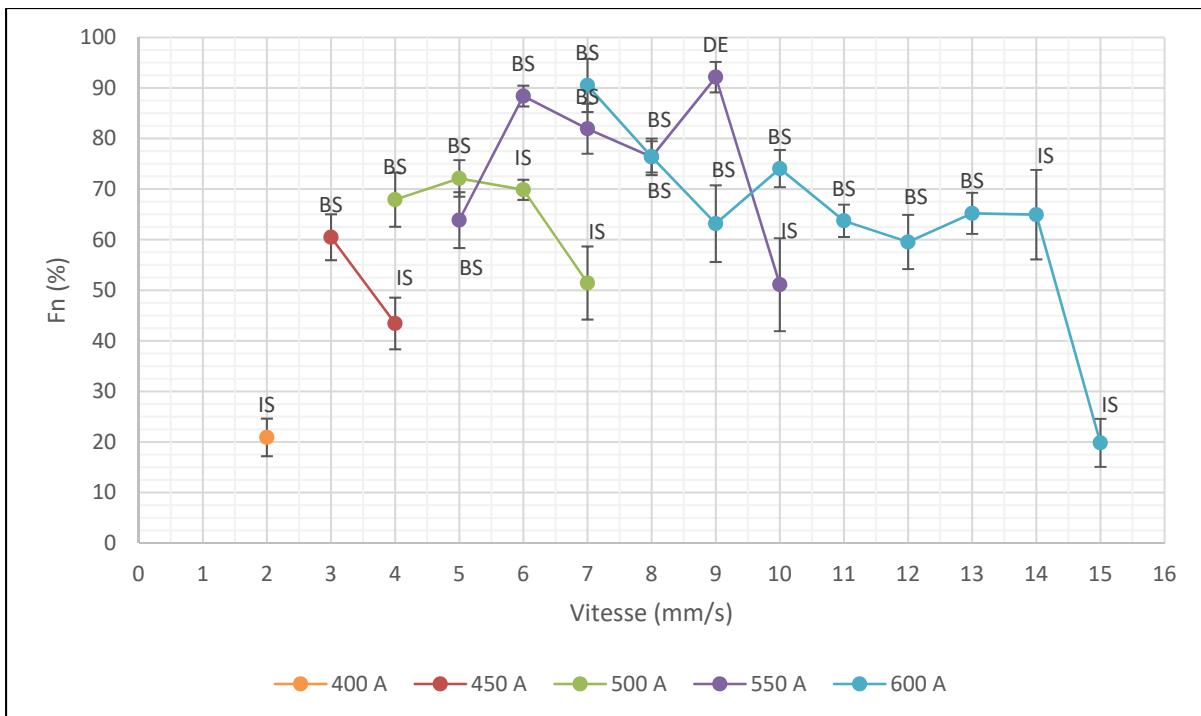


Figure 4-3 : Force à la rupture normalisée en fonction de la vitesse et de l'intensité du courant pour une force de consolidation de 90 N. Les valeurs sont données à plus ou moins un écart type, qui est calculé à partir de cinq éprouvettes découpées dans la même soudure.

La zone de rupture principalement observée parmi les éprouvettes est présentée sur le graphique

L'allure générale de chaque courbe, à intensité fixée, semble présenter une zone où la résistance mécanique est variable. Lorsque la vitesse augmente, la température atteinte à l'interface de soudure diminue ce qui conduit à une diminution de la force à la rupture comme observé sur la Figure 4-3, pour chacune des courbes d'intensité.

La zone de rupture majoritairement observée est celle en bord de soudure. Il est donc difficile de tirer des conclusions sur la résistance mécanique de la soudure lorsque cette zone de rupture est observée. La Figure 4-4 a) montre une micrographie d'une soudure réalisée à 13 mm/s, 600 A et 90 N. La zone de rupture de ces éprouvettes est aux bords de la soudure (BS). Sur la micrographie, on peut voir que le suscepteur laisse une empreinte dans la soudure. De plus la géométrie du suscepteur, avec des bords vifs, se retrouve clairement sur la micrographie, en plus d'une réduction de la section localisée au même endroit.

La soudure réalisée à 9 mm/s , 500 A et 90 N est la seule pour laquelle la rupture a lieu en dehors de la soudure. La Figure 4-4 b) présente une micrographie de cette soudure. On observe de nouveau l'empreinte du suscepiteur et une réduction de section. En revanche, l'empreinte du suscepiteur ne possède pas d'angles vifs.

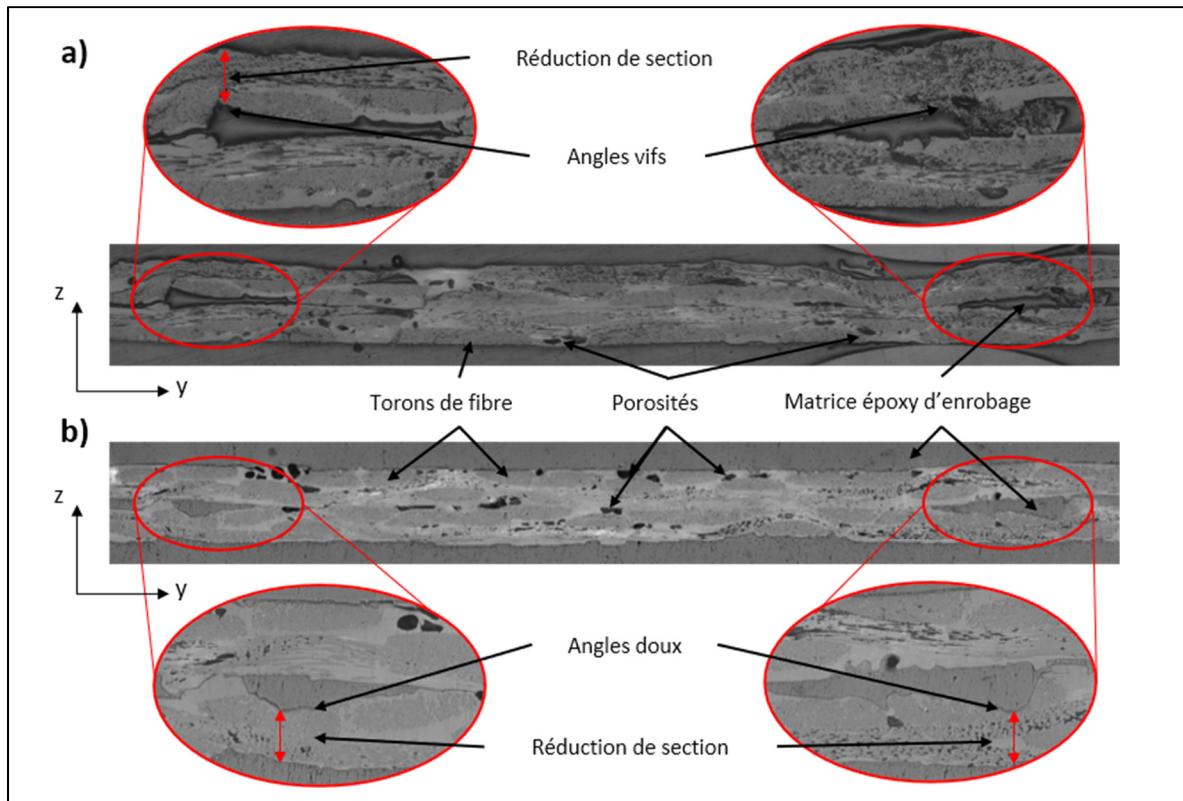


Figure 4-4 : Micrographies optiques de soudures (x 100) a) $13 \text{ mm/s} - 600 \text{ A} - 90 \text{ N}$ b) $9 \text{ mm/s} - 550 \text{ A} - 90 \text{ N}$. L'empreinte des bords du suscepiteur est entourée en rouge

4.3.4 Discussion

Les micrographies présentées à la Figure 4-4 suggèrent que le suscepiteur crée des concentrations de contraintes aux bords de la soudure par l'action combinée d'une réduction de la section et d'un angle vif. Ces concentrations de contraintes viennent s'ajouter aux concentrations de contraintes déjà présentes sur les bords de la soudure. On peut notamment citer les concentrations de contraintes dues à la géométrie du joint et les concentrations de contraintes thermiques dues au gradient de température dans le laminé et lors du

refroidissement non homogène. Les forces à la rupture présentées à la Figure 4-3 seraient donc les résistances du laminé avec plusieurs facteurs de concentration de contrainte aux bords des soudures. Un moyen à envisager pour améliorer la résistance de l'assemblage est d'utiliser un suscepiteur ayant des bords adoucis, ce qui diminuerait l'un des facteurs de concentrations de contraintes.

Les concentrations de contraintes dues à la géométrie du joint sont toujours les mêmes d'une soudure à l'autre puisqu'elles ont toutes la même géométrie. En revanche, les contraintes thermiques résiduelles et les contraintes dues à l'empreinte laissée par le suscepiteur varient. Le gradient thermique dans le suscepiteur ainsi que le refroidissement sont difficilement comparable entre les soudures car nous ne disposons pas de moyen pour les évaluer. Concernant les concentrations de contraintes induites par l'empreinte du suscepiteur, elles sont également variables d'une soudure à l'autre car le positionnement du suscepiteur n'était pas répétable lors de la réalisation des soudures. De plus, le suscepiteur est une pièce d'usure, qui a été changée plusieurs fois lors de l'étude. Les soudures ont été faites avec des susceppteurs ayant la même géométrie, et le même matériau, mais ce n'étaient rigoureusement pas les mêmes. Il est donc probable que les concentrations de contraintes induites aux bords de la soudure soit variables, et dépendent à la fois du suscepiteur utilisé, de son positionnement, des conditions de chauffe et de refroidissement. Cela expliquerait l'allure aléatoire des courbes pour des vitesses faibles. Le faible écart type observé pour chacun des points expérimentaux de la Figure 4-3 vient du fait que les éprouvettes ont toutes été découpées dans la même soudure, réalisée avec le même suscepiteur, le même positionnement et les mêmes paramètres de chauffe.

Les courbes de la Figure 4-3 sont difficilement utilisables par un industriel car le facteur de concentration de contrainte dû à l'empreinte du suscepiteur et les contraintes thermiques résiduelles ne sont pas contrôlés. De plus, il est possible que lors des essais, ces deux facteurs de concentrations de contraintes n'aient jamais été à leurs maximums en même temps. Si ce cas de figure se produisait, la force à la rupture obtenue lorsque la rupture est aux bords de la soudure pourrait alors être en dessous de la valeur minimale observé lors des essais, qui est de

60 % de la force à la rupture du matériau sans soudure. En revanche, si on considère que les concentrations de contraintes dues au gradient de température dans le suscepiteur et au refroidissement non homogène sont relativement constantes d'une soudure à l'autre, alors les éprouvettes avec une rupture BS nous donne une information sur les concentrations de contraintes induite par l'empreinte du suscepiteur. En effet, sous l'hypothèse que les contraintes thermiques sont équivalentes entre toutes les soudures, l'ensemble des éprouvettes avec une rupture BS permettent d'avoir une image des concentrations de contraintes induites aux bords de la soudure et la variabilité de ces contraintes induites peut être attribuée à l'impact de l'empreinte du suscepiteur. Faire cette hypothèse revient à considérer que la variation de l'intensité des contraintes thermiques résiduelles est négligeable devant la variation de l'intensité des contraintes induites par l'empreinte du suscepiteur. Sous cette hypothèse, il est alors possible de considérer la soudure à 12 mm/s , 600 A et 90 N comme le pire des cas, et de modifier les courbes de la Figure 4-3 en conséquence. Les courbes à utiliser par un industriel seront alors celle de la Figure 4-5. La force à la rupture du pire des cas est alors égale à 60 % de la force à la rupture du matériau sans soudure. Cette performance mécanique peut facilement être améliorée en diminuant les concentrations de contraintes générées par le suscepiteur.

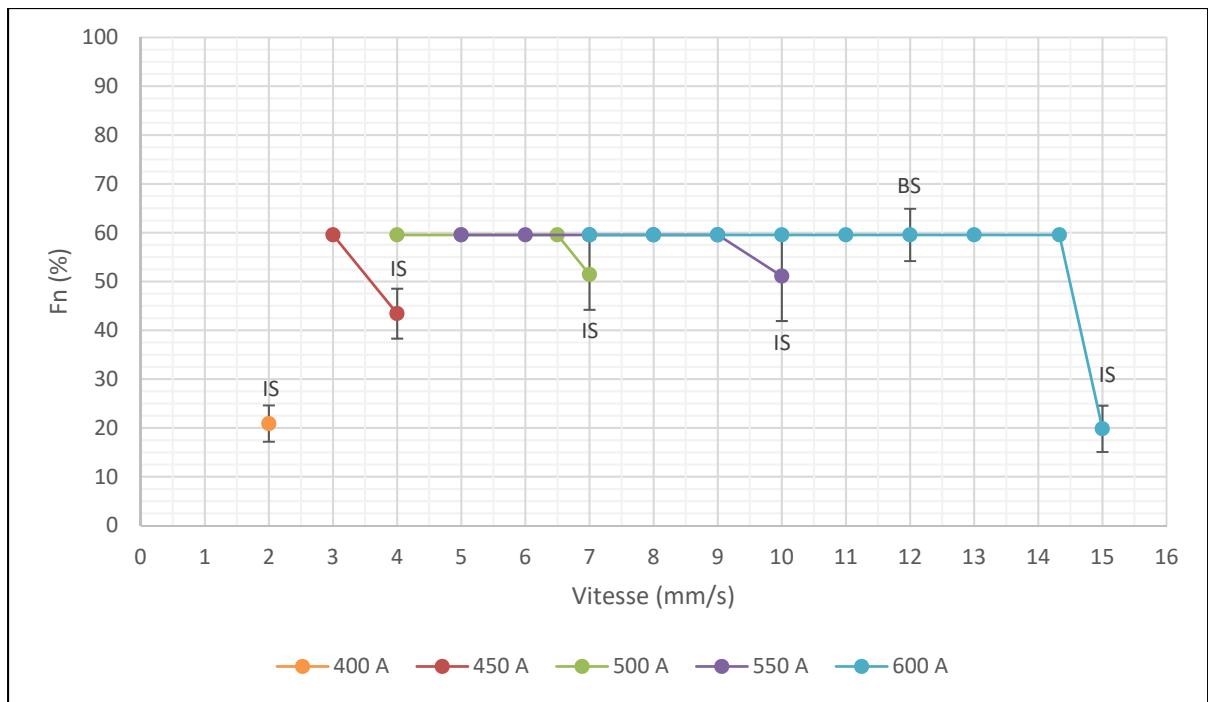


Figure 4-5 : Courbes modifiées de la force à la rupture normalisée en fonction de la vitesse et de l'intensité du courant pour une force de consolidation de 90 N. Cette courbe prend en considération l'impact des concentrations de contrainte sur les bords de la soudure sous l'hypothèse que les contraintes thermiques résiduelles peuvent être considérées comme constantes.

4.4 Influence de la force de consolidation

4.4.1 Résultats

L'influence de la force de consolidation a été étudiée en fixant la vitesse à 14 mm/s et l'intensité à 600 A. Le choix de ces paramètres a été fait car ils permettent une soudure rapide, obtenant une bonne force à la rupture et une zone de rupture à l'interface à 90 N de force de consolidation. Les résultats de cette étude sont présentés à la Figure 4-6.

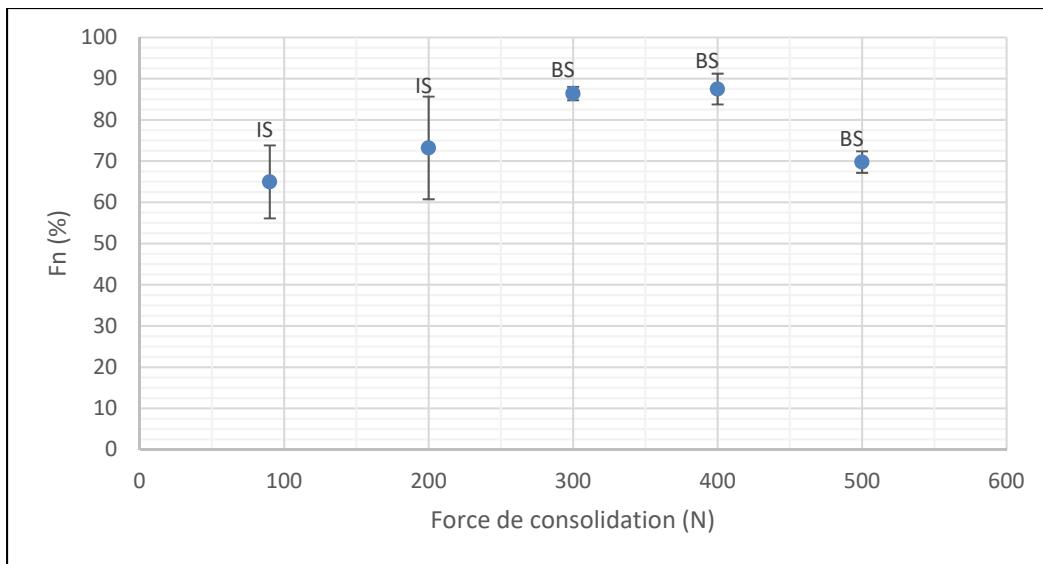


Figure 4-6 : Force à la rupture normalisée en fonction de la force de consolidation pour une vitesse de 14 mm/s et une intensité de 600 A . Les valeurs sont données à plus ou moins un écart type, qui est calculé à partir de cinq éprouvettes découpées dans la même soudure. La zone de rupture principalement observée parmi les éprouvettes est présentée sur le graphique

On peut voir que la résistance de l'assemblage soudé augmente avec la force de consolidation jusqu'à 400 N sur la Figure 4-6. Cependant, la zone de rupture BS des soudures à 300 N , 400 N et 500 N ne permet pas de conclure sur l'évolution de la résistance mécanique de l'interface de soudure. Il est simplement possible d'affirmer que la force de consolidation augmente la résistance mécanique de la soudure jusqu'à 300 N .

Des microographies optiques des soudures utilisées pour étudier l'impact de la force de consolidation sont présentées à la Figure 4-7. Pour rappel, la force de consolidation agit sur le rouleau de compaction, lorsque les deux échantillons à souder ont été chauffés, qu'ils sont en contact, et que le suscepiteur n'est plus à l'interface. Cela correspond à l'étape 3 de la Figure 3-4. On peut observer sur ces microographies que l'empreinte du suscepiteur est toujours présente quelle que soit la force utilisée. La largeur des échantillons qui est réellement en contact augmente clairement avec la force de consolidation jusqu'à 300 N . Au-delà de 300 N , l'augmentation de la surface effective de contact n'est plus évidente à cause de l'imprécision de mesure.

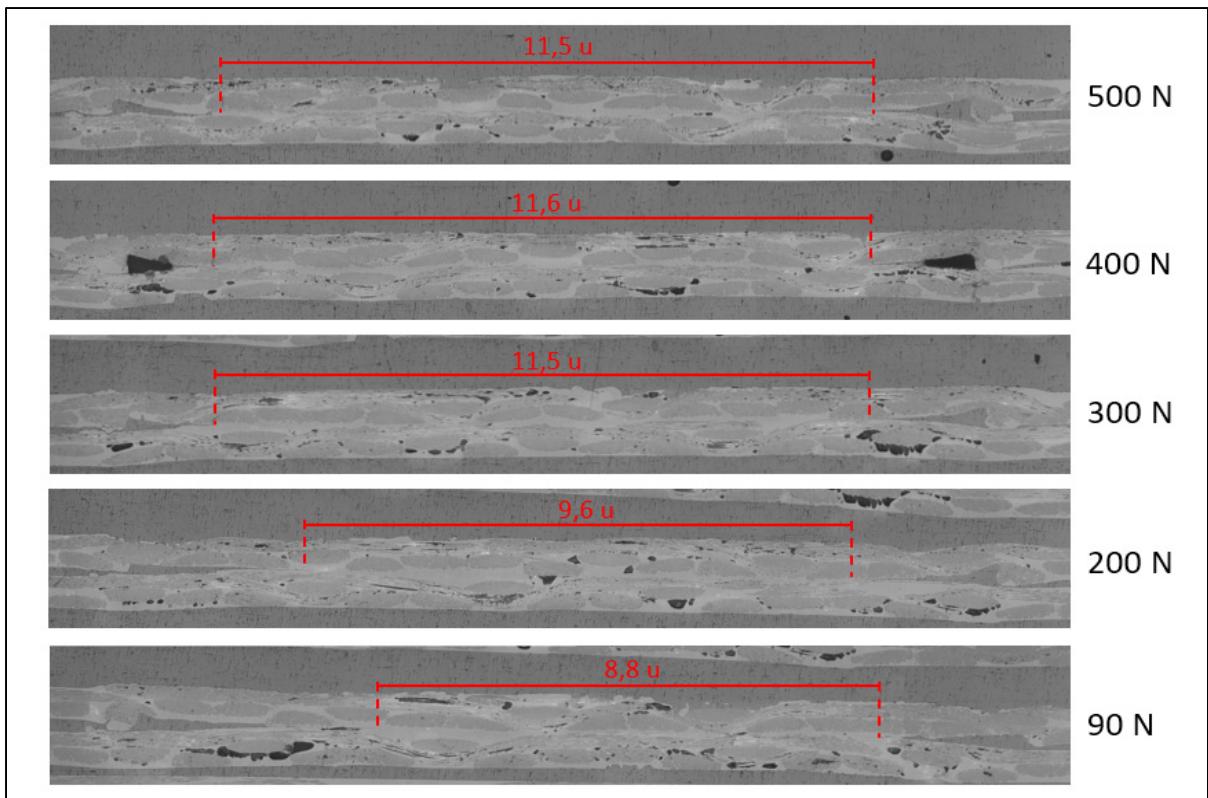


Figure 4-7 : Micrographies optiques de soudures (x100) réalisées à 14 mm/s , 600 A et différentes forces de consolidation (indiquées sur la figure). L'unité de mesure « u », indiquée sur les micrographies, est arbitraire et la précision est de $\pm 0.1 \text{ } u$

4.4.2 Discussion

On peut voir en comparant la micrographie de la soudure à 500 N aux autres que rien ne semble indiquer une résistance mécanique de l'interface de soudure plus faible. En effet, la dégradation des performances mécaniques avec la force (ou la pression) de consolidation est habituellement dû à une fuite de matrice en dehors de la soudure. Cette fuite de matrice a pour effet d'orienter les chaînes moléculaires dans le plan de l'interface de soudure et de diminuer localement la fraction de matrice, ce qui dégrade les performances mécaniques. Ce phénomène n'est pas observé sur les micrographies.

L'augmentation de la force à la rupture des échantillons est certainement due à une augmentation de la surface soudée comme le montre l'évolution de la force à la rupture entre

90 N et 300 N. Au-delà de 300 N, il est difficile de tirer des conclusions puisque la largeur de soudure observée sur les micrographies est sensiblement la même et la zone de rupture BS empêche de connaître les résistances mécaniques des soudures.

On remarque également que la force de consolidation n'a pas d'impact sur l'empreinte du suscepiteur à l'interface de soudure. Les échantillons sont déformés aux bords du suscepiteur par la chauffe et l'application de la pression de contact. Les micrographies de la Figure 4-7 montrent qu'une certaine quantité de matrice et des torons de fibres sont déplacés sur les bords lors de la chauffe. Il est probable que ces amas de matériaux soient refroidis rapidement par conduction dans les échantillons, puisque ceux-ci ne sont pas chauffés en dehors de la zone directement en contact avec le suscepiteur. Si les amas sont en dessous de la température de transition vitreuse lorsque la soudure est consolidée sous le rouleau, ils ne peuvent alors pas se déformer, ce qui laisse l'empreinte du suscepiteur intacte.

Pour conclure, la force de consolidation ne semble pas dégrader les propriétés mécaniques de l'interface de soudure, même jusqu'à 500 N car nous n'observons pas de fuite de matrice. L'augmentation de la force à la rupture de la soudure peut être attribuée à une surface de soudure plus élevée lorsque la force de consolidation augmente. Pour améliorer la force à la rupture des soudures, il faut donc augmenter la surface de soudure, par exemple en diminuant l'empreinte que laisse le suscepiteur dans la soudure pour qu'il y ait moins de matrice et de fibres déplacées sur les bords.

4.5 Influence du séchage du matériau

4.5.1 Courbes de séchage

Les résultats présentés précédemment ont été réalisés avec des échantillons non séchés. Pourtant, le PEI est un polymère connu pour absorber beaucoup d'humidité lorsqu'il est stocké. Il est donc important de savoir quel est l'impact de ce parti pris sur la soudure. Des courbes de séchage du matériau ont été réalisées, en respectant les conditions de température imposées par l'industriel. Elles sont présentées à la Figure 4-8.

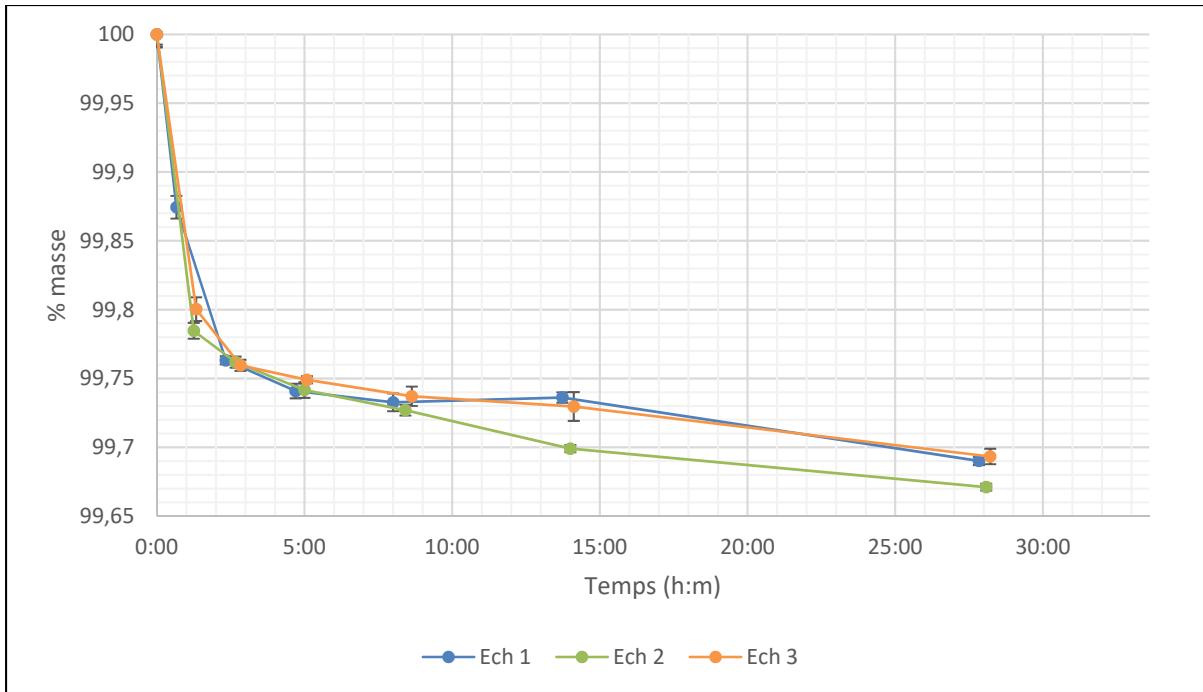


Figure 4-8 : Courbes de séchage du laminé

On peut voir qu'après 24h de séchage, la forte décroissance de masse a été dépassée. 24h de séchage permettent donc d'obtenir des échantillons avec un taux d'humidité plus proche de zéro. Les échantillons soudés ont été séchés dans les mêmes conditions que celles utilisées pour tracer la courbe de séchage, c'est-à-dire en laissant une lame d'air d'au moins 20 mm entre chaque laminé. Les échantillons séchés ont été soudés dans les 30 minutes qui ont suivi le séchage.

4.5.2 Résultats

Deux soudures sont réalisées avec les mêmes paramètres de soudage, l'une avec le matériau séché, l'autre avec le matériau non séché. Les paramètres utilisés sont 14 mm/s, 600 A et 90 N de pression, pour les mêmes raisons mentionnées dans la partie 4.4. La Figure 4-9 présente les résultats des essais de traction. On voit que dans les deux cas les forces à la rupture sont très similaires.

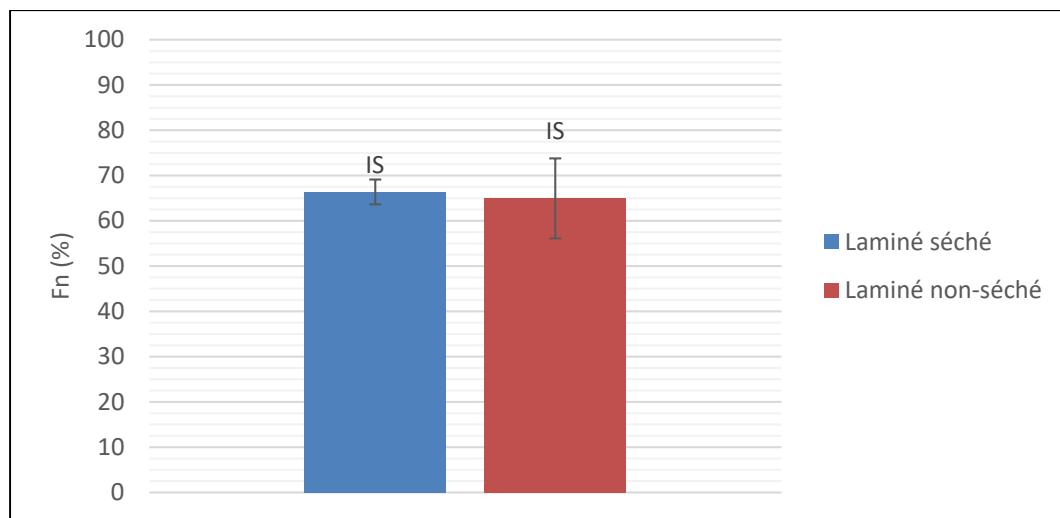


Figure 4-9 : Influence du séchage du laminé sur la force à la rupture normalisée pour une soudure réalisée à 14 mm/s , 600 A et 90 N . Les valeurs sont données à plus ou moins un écart type, qui est calculé à partir de cinq éprouvettes découpées dans la même soudure. La zone de rupture principalement observée parmi les éprouvettes est présentée sur l'histogramme

Des microographies ont également été réalisées et sont présentées à la Figure 4-10. On peut voir que les porosités sont beaucoup plus petites, et moins nombreuses, dans la soudure avec un laminé séché. De plus, dans les deux cas, les porosités sont principalement présentes dans le matériau, et non à l'interface de soudure.

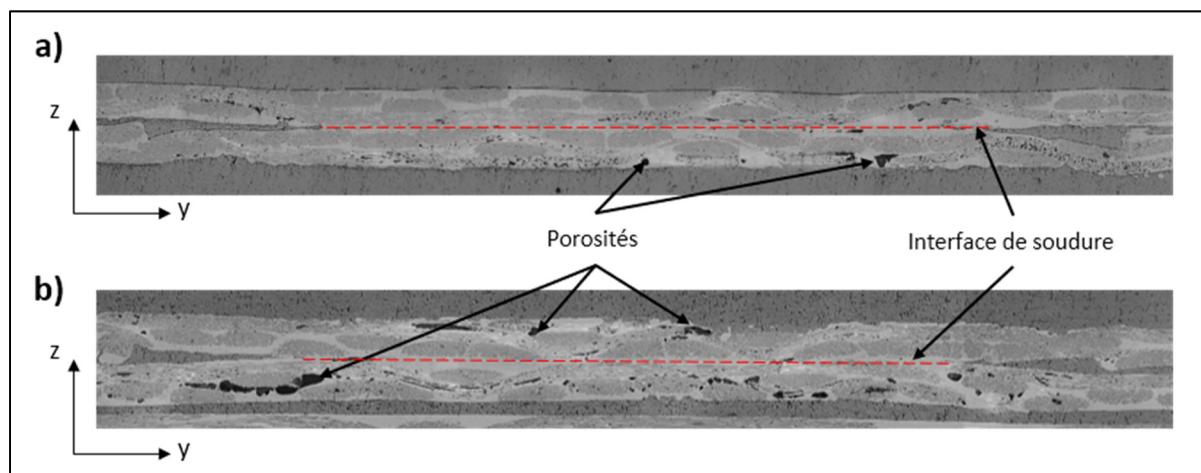


Figure 4-10 : Microographies optiques de soudures ($\times 100$) réalisées à 14 mm/s , 600 A et 90 N a) laminé séché b) laminé non-séché

4.5.3 Discussion

La présence d'humidité dans le PEI crée des porosités importantes lors de la chauffe de ce dernier. Les porosités ne sont pas situées à l'interface de soudure, ce qui n'impacte pas la résistance mécanique de la soudure. La zone de rupture des soudures étant à l'interface, les porosités présentes dans le matériau n'ont pas suffisamment affaibli celui-ci pour que la rupture se fasse dans le matériau lorsque le matériau n'est pas séché.

La présence de porosité lorsque le matériau n'est pas séché est indéniable, comme le montre les Figure 4-4, Figure 4-7 et Figure 4-10. En revanche, les porosités sont rarement positionnées à l'interface. Cela peut être expliqué par l'action combinée de l'application de la pression avec un rouleau et de la chauffe localisée à l'interface qui diminue la viscosité du polymère. Ces deux actions laissent plus facilement les porosités s'évacuer lorsqu'elles sont à l'interface.

Pour conclure, le séchage des échantillons avant de souder le matériau ne semble pas avoir d'influence sur la force à la rupture des soudures. Les résultats précédents peuvent donc être considérés comme corrects même avec un matériau non-séché.

4.6 Corrélation T-F

Les courbes expérimentales présentées à la Figure 4-3 ne sont valables que si les soudures sont réalisées dans les mêmes conditions utilisées lors de la construction de ces courbes. Cela signifie pour un industriel que l'outillage de soudure doit être le même que celui du montage expérimental de l'ETS. C'est une contrainte forte qui limite beaucoup le design d'un outil de soudage. Dans le but de s'affranchir de cette contrainte, une corrélation entre la température de soudage et la résistance mécanique des joints a été réalisée, en gardant la force de consolidation constante. En effet, comme nous l'avons vu dans la revue de littérature, la température, le temps et la pression sont les trois paramètres généraux contrôlant la résistance mécanique d'une soudure. Le but est ici de vérifier si la température de soudage simulée numériquement peut être le seul paramètre contrôlant la résistance mécanique du joint soudé. L'influence d'autres paramètres sur la résistance mécanique pourra également être déterminée.

Parmi les paramètres pouvant changer la résistance mécanique, alors que la température de soudage reste la même, nous pouvons citer la vitesse, l'intensité, et la température maximale atteinte par la matrice polymérique. Si la corrélation T-F est juste, la simulation numérique permettra alors de s'affranchir des contraintes de conception, ou de s'éloigner de la conception de base utilisée à l'ETS, ce qui constitue une liberté utile pour un industriel. Il suffira de calculer numériquement la température de soudage et de la reporter sur la courbe de corrélation T-F pour connaître la force à la rupture de la soudure.

4.6.1 Résultats

Les essais de traction présentant une zone de rupture IS, présentés à la Figure 4-3, ont été réutilisés dans la Figure 4-12. Les autres zones de ruptures ne sont pas considérées car elles ne permettent pas de caractériser la résistance mécanique de la soudure. La température de soudage présentée en abscisse est la température de soudage simulée numériquement. Cette température est obtenue en faisant la moyenne des températures de soudage à l'interface des échantillons, au centre du suscepteur, ce qui correspond aux thermocouples TC4 et TC5 s'ils étaient parfaitement positionnés au centre du suscepteur lors des soudures, comme sur la Figure 4-11. La barre d'erreur sur la température correspond à $+\/- \epsilon_{\max}$, qui est l'erreur maximale observée sur la température de soudage T_s , entre les courbes expérimentales et simulées, à $6 \text{ mm/s} - 500 \text{ A}$ et $13 \text{ mm/s} - 600 \text{ A}$. ϵ_{\max} vaut $28 \text{ }^{\circ}\text{C}$. La simulation numérique n'étant valable que pour des vitesses proches des intervalles de vitesse $6 \text{ mm/s} - 13 \text{ mm/s}$ et d'intensité $400 \text{ A} - 600 \text{ A}$, seuls 5 points sont présentés à la Figure 4-12.

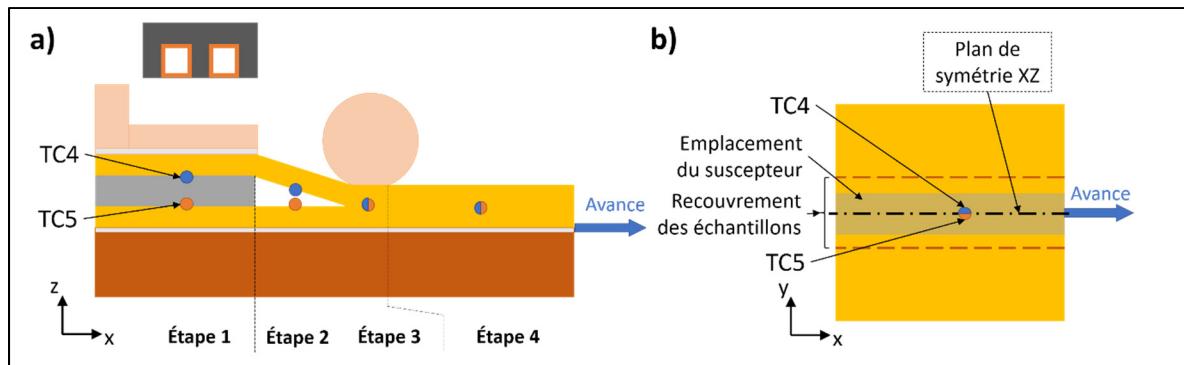


Figure 4-11 : Positionnement des thermocouples par rapport au suscepteur en fonction de l'étape de soudage : a) vue de côté, b) vue du dessus

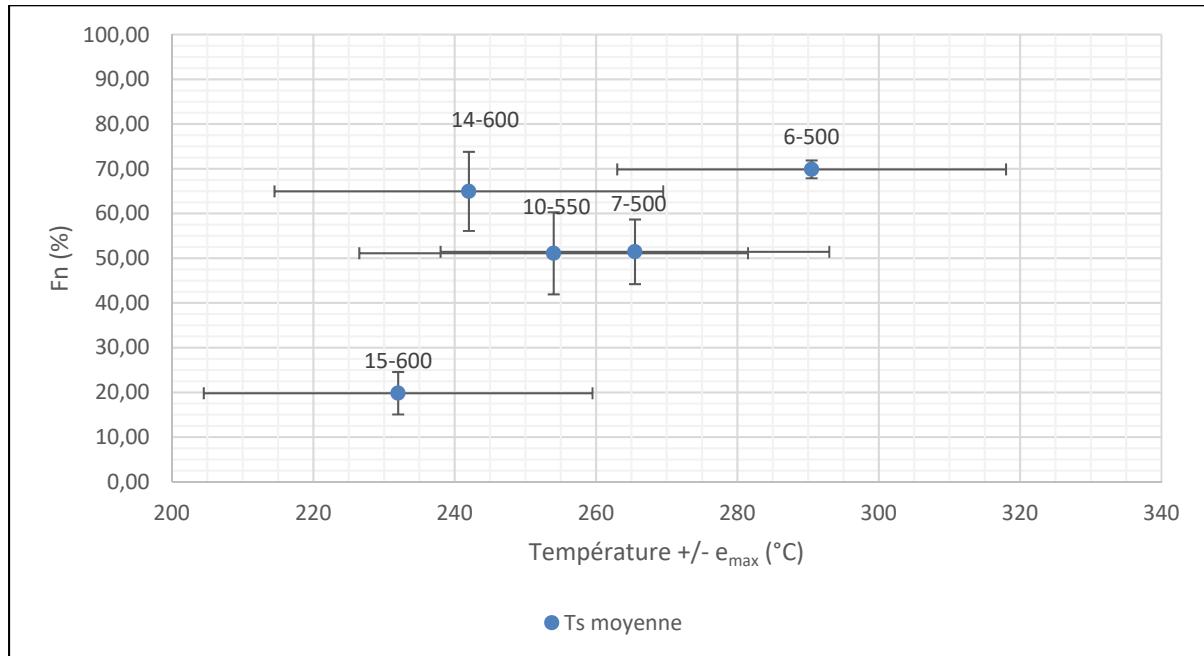


Figure 4-12 : Corrélation T-F. Les forces à la rupture sont données à plus ou moins un écart type, qui est calculé à partir de cinq éprouvettes découpées dans la même soudure. Les barres d'erreur correspondent à e_{max} , qui est l'erreur maximale observée entre les courbes expérimentales et simulées. La force de consolidation est de 90 N

L'allure globale de la courbe semble montrer une augmentation de la force à la rupture avec la température de soudage. L'erreur sur la température de soudage est trop importante par rapport à l'intervalle de température étudié pour pouvoir tirer d'autres conclusions. La Figure 4-12 n'est donc pas exploitable par un industriel.

4.6.2 Discussion

Les températures de soudage sont relativement faibles pour le matériau utilisé. En effet, la température de moulage du matériau doit être comprise entre $320\text{ }^{\circ}\text{C}$ et $360\text{ }^{\circ}\text{C}$ d'après le fournisseur. La température de soudage que l'on observe pour la corrélation T-F est comprise entre $230\text{ }^{\circ}\text{C}$ et $290\text{ }^{\circ}\text{C}$, ce qui est bien en dessous des températures de moulage recommandées. Pourtant, la température de soudage est souvent supérieure aux températures de moulage pour assurer une bonne consolidation.

L'intervalle de température étudié ici n'est pas assez large. Il faudrait étudier la résistance mécanique des soudures pour des températures plus élevées, mais cela est impossible puisque le mode de rupture pour des températures plus élevées est au bord de la soudure. De plus, en augmentant l'intervalle de température, l'erreur e_{\max} deviendrait moins importante relativement à la largeur de l'intervalle de température, ce qui faciliterait l'exploitation des données.

Pour permettre une corrélation T-F exploitable par un industriel, il faudrait diminuer les concentrations de contraintes induites par l'empreinte du suscepiteur. Cependant, cette solution comporte des limites, puisque malgré les concentrations de contraintes dans le pire des cas, nous atteignons 60 % de la résistance du matériau sans soudure. Il faut donc envisager de souder un matériau plus résistant, par exemple un laminé de 2 plis, en plus de diminuer la concentration de contrainte induite par l'empreinte du suscepiteur. Ainsi, il sera possible d'obtenir plus de point sur la Figure 4-12, avec des températures de soudage plus élevées et un intervalle de température de soudage plus large.

Enfin nous nous sommes ici intéressés à la force à la rupture normalisée par rapport à une largeur d'éprouvette de 24,5 mm, en considérant que les soudures ont toute la même surface de soudure. Or les micrographies précédentes montrent que la surface réelle de soudure varie puisque nous n'ont pas la même surface de contact entre les échantillons à soudés. Il faudrait considérer la surface réellement soudée pour connaître plus précisément la résistance de la

soudure. Cette étude n'a pas été faite car nous avons fait l'hypothèse que la surface de la soudure dépendait principalement de la pression de consolidation, qui a été gardée constante pour cette étude.

4.7 Tests d'étanchéités

4.7.1 Résultats

Deux tests différents ont été réalisés : le premier est le test d'étanchéité et le second est le test de résistance sous pression. Seuls deux soudures ont pu subir ces tests à cause d'un accès restreint au montage de mesure. Les deux soudures testées ont été faites avec les paramètres $13 \text{ mm/s} - 600 \text{ A} - 90 \text{ N}$ et $25 \text{ mm/s} - 750 \text{ A} - 90 \text{ N}$. Cette dernière soudure est en dehors du cadre de l'étude, mais étant donnée le peu de résultat obtenu, elle permet d'avoir une meilleure représentation de l'étanchéité des soudures réalisées selon le procédé de CIWUMS. Les résultats des tests d'étanchéité sont présentés dans le Tableau 4-2, ainsi que l'incertitude associée à la mesure.

Tableau 4-2 : Résultats des tests d'étanchéité sous une pression interne $p_{\text{étanchéité}}$

Débit de fuite (% du débit maximal permis)	Mesuré		Calculé
Paramètres de soudures	Dans le montage	Dans le montage et la soudure	Dans la soudure
$13 \text{ mm/s} - 600 \text{ A} - 90 \text{ N}$	$11.5 \% +/- 1.3 \%$	$17.9 \% +/- 1.3 \%$	$6.4 \% +/- 2.6 \%$
$25 \text{ mm/s} - 750 \text{ A} - 90 \text{ N}$	$11.5 \% +/- 1.3 \%$	$15.4 \% +/- 1.3 \%$	$3.9 \% +/- 2.6 \%$

On observe sur le Tableau 4-2 que les deux soudures testées ont un débit de fuite bien inférieur à la limite de 100 % du débit de fuite maximal. De plus, les tests de résistance sous pression, réalisés avec une pression interne $p_{\text{résistance}}$ sont également validés puisque la soudure ne présente aucune déformation anormale ni aucun craquement.

4.7.2 Discussion

Le peu de données disponible sur ces tests pose la question de la répétabilité de l'étanchéité des soudures. De même, les résultats obtenus n'ont pas d'écart type puisqu'une seule mesure a été réalisée. Cependant, le débit de fuite limite est relativement loin des débits de fuites mesurés expérimentalement, ce qui laisse penser que ce test sera aisément passé par toutes les soudures ayant une résistance mécanique suffisante.

4.8 Résumé

Dans un premier temps, les influences de la vitesse de soudage, de l'intensité électrique dans l'inducteur et de la force de consolidation sur la force à la rupture ont été présentées. Ces résultats permettent de choisir un couple de vitesse et d'intensité permettant d'obtenir une soudure et de connaître la résistance minimale qu'aura cette soudure. La force de consolidation utilisée tout le long de ce mémoire est de 90 N mais l'étude sur l'influence de la force de consolidation suggère d'utiliser une force de 300 N pour obtenir de meilleurs résultats. Cette force recommandée n'est cependant pas optimisée puisque nous ne connaissons pas la résistance de la soudure pour des forces plus élevées. Les concentrations de contraintes induites par la géométrie du joint, la chauffe, le refroidissement et l'empreinte du suscepteur aux bords de la soudure créent un point faible dans l'assemblage qui empêche la caractérisation de la soudure. En effet, il est seulement possible d'affirmer que la force à la rupture obtenue lorsque l'éprouvette casse aux bords de la soudure est inférieure à la résistance de la soudure. La résistance minimale des soudures lorsque la rupture est aux bords de la soudure correspond à 60 % de la résistance du matériau sans soudure. Le séchage du matériau ne semble pas affecter ces résultats.

Les résultats précédents ne sont rigoureusement valables que pour des soudures réalisées avec le montage de l'ETS. C'est pourquoi, une généralisation de ces résultats a été tentée, en reliant la température de soudage T_s à la résistance mécanique de la soudure. Cependant, le manque de données concernant la résistance mécanique des soudures, à cause des ruptures observées en-dehors de la zone soudée, ne permet pas de conclure si une telle généralisation est possible.

Enfin, des tests d'étanchéité ont été réalisés sur deux soudures. Le critère d'étanchéité imposé par l'entreprise partenaire est largement atteint.

CONCLUSION

La conception et la réalisation d'un montage de soudure par induction utilisant un plateau chauffant ont été réalisées. Ce montage a ensuite été utilisé pour déterminer une fenêtre de paramètres permettant d'obtenir des soudures de qualité avec un laminé de fibre de verre et poly-éther-imide (GF/PEI). Ces soudures ont ensuite été testées mécaniquement. Les zones de rupture des éprouvettes soudées limitent les conclusions que l'on peut avoir à propos de la résistance des soudures. En effet, le suscepteur laisse une empreinte dans le matériau lors de la chauffe, ce qui ajoute des concentrations de contraintes aux bords de la soudure. Ces concentrations de contraintes affaiblissent l'assemblage soudé ce qui empêche de connaître la résistance mécanique de l'interface de soudure. De plus, la répétabilité des concentrations de contraintes dû à l'empreinte du suscepteur n'est pas assurée avec le montage actuel. Cependant, si les concentrations de contraintes thermiques sont relativement constante d'une soudure à l'autre, il est possible de garantir une résistance minimale lorsque la zone de rupture est aux bords de la soudure. Cette résistance minimale correspond à 60 % de la résistance du matériau sans soudure, et est atteinte avec une force de consolidation de 90 N. Les essais expérimentaux montrent que la résistance mécanique de la soudure augmente avec la force de consolidation jusqu'à 300 N. Cette augmentation de la résistance a été attribuée à une augmentation de la surface réelle de soudure. En revanche, le séchage du laminé avant de réaliser une soudure n'a pas d'influence significative sur la résistance mécanique. Les tests d'étanchéité réalisés montrent qu'il est possible de respecter la limite de débit de fuite imposée par l'industriel. Cependant, d'autres essais seraient nécessaires pour savoir si ces résultats sont répétables d'une soudure à une autre.

Une simulation du procédé CIWUMS a été réalisée sur ANSYS®. Une étude de sensibilité sur certaines propriétés des matériaux du montage a permis d'ajuster le modèle aux courbes expérimentales en utilisant un modèle statistique linéaire couplé à un plan de Taguchi. Les niveaux des paramètres de l'étude de sensibilité ont été déterminés de façon à voir un sens physique. Les courbes de vérification montrent que la simulation est juste pour des vitesses

proches de l'intervalle $6 \text{ mm/s} - 13 \text{ mm/s}$ et des intensités proches de l'intervalle $500 \text{ A} - 600 \text{ A}$.

Les résultats expérimentaux obtenus ne sont rigoureusement valables que pour le montage de l'ETS. Cette contrainte est forte pour un industriel devant créer un outillage pouvant être utilisé dans une chaîne de production automatisée. Dans le but de s'affranchir de cette contrainte, une corrélation entre la température de soudage et la résistance mécanique des soudures a été tentée, en utilisant la simulation numérique. Cependant, cette corrélation n'est pas utilisable par un industriel, puisque le nombre d'éprouvettes testées ayant une zone de rupture à l'interface de soudure est très limité. En revanche, l'analyse de sensibilité faite sur les propriétés physiques des matériaux du montage de soudure permet de connaître l'impact de certaines propriétés thermiques, ce qui peut être utilisé pour s'éloigner de la conception initiale utilisée dans ce mémoire.

RECOMMANDATIONS

Les recommandations pouvant être faites pour la suite du projet peuvent être classées sous plusieurs thèmes. Le premier thème est l'amélioration du procédé CIWUMS. Le second est l'amélioration des abaques présentées dans ce mémoire et le troisième est l'amélioration de la simulation.

Concernant le procédé CIWUMS, l'accent a été mis dans ce mémoire sur l'impact des concentrations de contraintes induites par le suscepiteur lors du soudage. Une solution simple pour réduire les concentrations de contraintes est d'utiliser un suscepiteur avec des bords adoucis. Cependant, le suscepiteur est une pièce d'usure, qui devra parfois être remplacée. Les bords adoucis du suscepiteur doivent donc pouvoir être réalisés de façon répétable sur plusieurs plateaux en acier inoxydable. Le suscepiteur est une pièce d'usure, car il doit être régulièrement nettoyé et traité avec un agent démolant pour que le PEI ne reste pas collé à sa surface. En fonction des paramètres de soudage choisis, cette usure est plus ou moins prématuée. L'utilisation d'un anti adhésif très hautes températures permettrait certainement d'améliorer la durée de vie des suscepteurs. En effet, l'agent démolant actuellement utilisé n'est pas fait pour résister à des températures au-dessus de $400^{\circ}C$ et cette limite est facilement dépassée lors du soudage.

L'amélioration des abaques présentés passera certainement par une diminution des concentrations de contraintes aux bords de la soudure. Cependant, il se peut que ça ne soit pas suffisant puisque nous avons réussi à atteindre 92 % de la résistance du matériau sans soudure pour la soudure réalisée à 9 mm/s - 550 A - 90 N . Lors de cette soudure, les concentrations de contraintes étaient présentes, mais suffisamment faibles pour que l'éprouvette casse au milieu des échantillons. Cette zone de rupture, notée DE dans le mémoire, ne permet pas de caractériser la résistance de l'interface de soudure. Pour s'assurer de toujours avoir une zone de rupture à l'interface de soudure, il faut, soit augmenter la résistance du matériau soudé, soit diminuer la surface soudée en utilisant un suscepiteur moins large. Une fois qu'il sera possible de caractériser correctement la résistance de l'interface de soudure, la corrélation entre la

température simulée et la résistance mécanique pourrait être complétée avec des températures de soudage plus élevées.

Concernant la simulation numérique, les recherches futures devront réussir à augmenter le domaine de validité de la simulation. Dans un premier temps, il faudrait obtenir des courbes de température expérimentales fiables, avec une erreur de mesure connue. L'utilisation de thermocouples proches de l'inducteur empêche de connaître la précision réelle malgré les courbes de corrections réalisées dans ce mémoire. L'emploi d'une mesure de température avec une fibre optique semble une bonne solution, en revanche, il faudra être attentif à l'impact du rouleau de consolidation sur la mesure. Dans un deuxième temps, il serait intéressant de mesurer toutes les propriétés physiques des matériaux proches de la source chaude. Une étude de sensibilité pourra être refaite, en prenant comme niveau des facteurs les limites de variations des propriétés imposées par l'erreur type de la mesure expérimentale. Cette étude de sensibilité sera un moyen de discriminer les valeurs des propriétés des matériaux dans la recherche des sources d'erreurs de la simulation numérique.

ANNEXE I

IMPLÉMENTATION DES SIMULATIONS DANS ANSYS®

Cette annexe explique toutes les étapes pour créer chacune des simulations dans ANSYS. Les deux premières simulations, sur les solveurs Maxwell et Fluent, communiquent entre elles grâce à ANSYS Workbench, alors que le transfert de données depuis Fluent vers la dernière simulation sur Mechanical se fait manuellement, à l'aide de Microsoft Excel.

Tout d'abord, il faut créer un projet dans Workbench et importer les différents systèmes d'analyses dont nous aurons besoin. Nous aurons besoin des systèmes « Maxwell 3D », « Mécanique des fluides (Fluent) » et « Thermique transitoire ». Nous pouvons également créer les liaisons de communication entre les systèmes d'analyse grâce à un glisser-déposer. La Figure-A I-1 présente le projet Workbench à ce stade.

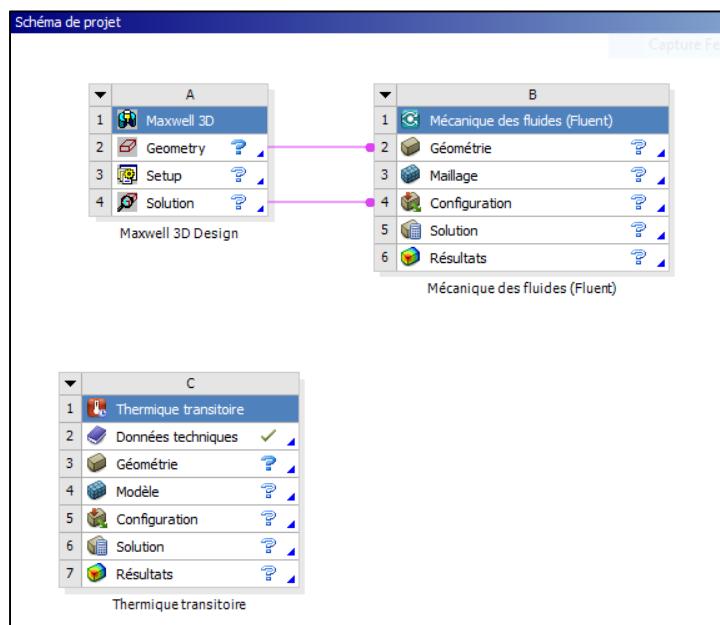


Figure-A I-1 : Schéma du projet sur Workbench

Nous allons maintenant compléter toutes les informations nécessaires à ANSYS pour réaliser la simulation, en commençant par le système d'analyse « Maxwell 3D » et en finissant par le système d'analyse « Thermique transitoire ».

Maxwell 3D :

A partir de Workbench, il faut double cliquer sur « géométrie » pour ouvrir ANSYS Electronics Desktop™, qui nous permettra de réaliser toute la simulation électromagnétique. Les dimensions de la géométrie sur Maxwell sont présentées Figure 3-1 et Figure 3-3. Nous allons voir comment créer la moitié de l'inducteur, et les autres pièces pourront facilement être faites de la même façon. La conception de pièces dans cet environnement se fait par opérations booléennes, il faut donc d'abord créer une barre pleine, puis évider cette barre pour créer le tube à section carrée de l'inducteur. Par défaut, le matériau assigné à une pièce est « vacuum », il faut donc modifier cet attribut en créant le matériau avec les propriétés réelles de la pièce.

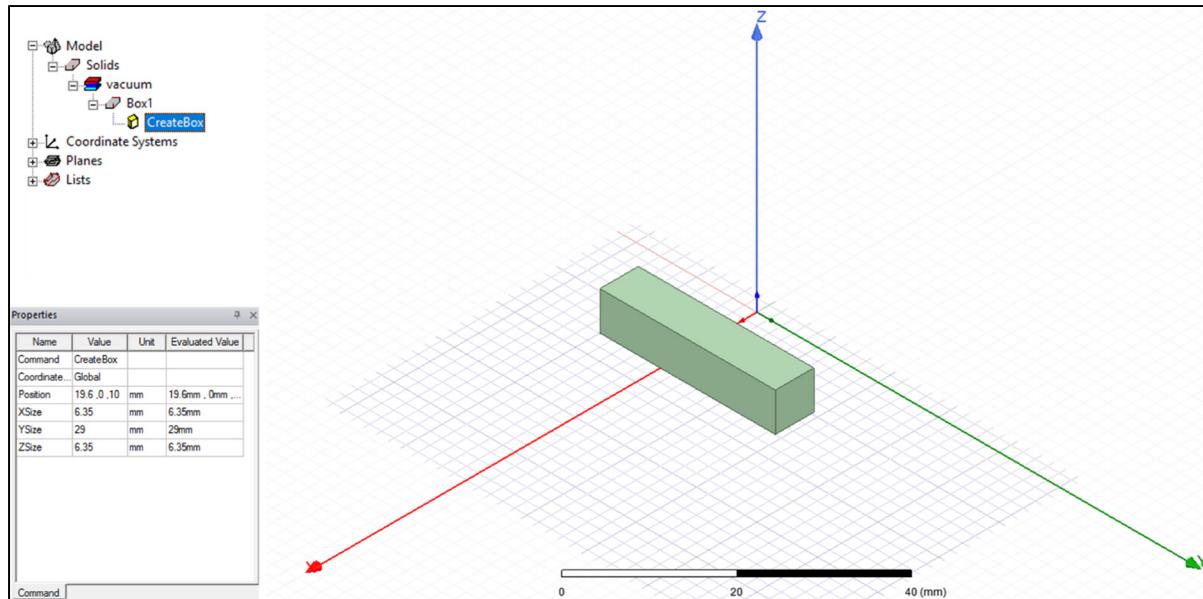


Figure-A I-2 : Crédit de la barre pleine de l'inducteur

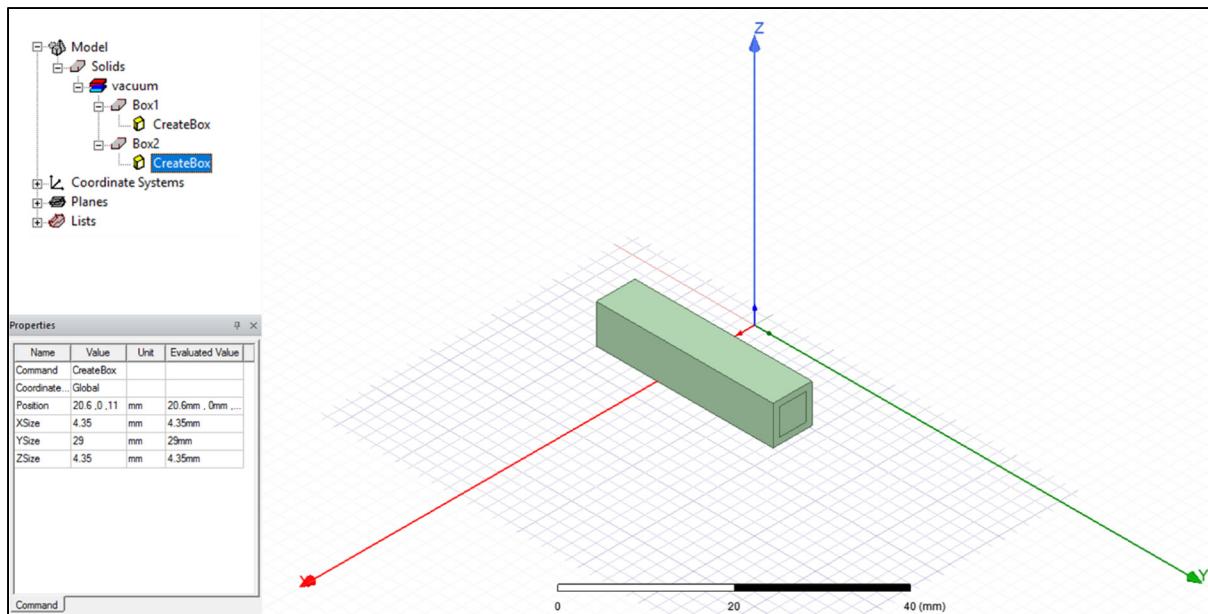


Figure-A I-3 : Création de l'outil pour éviter la barre pleine de l'inducteur

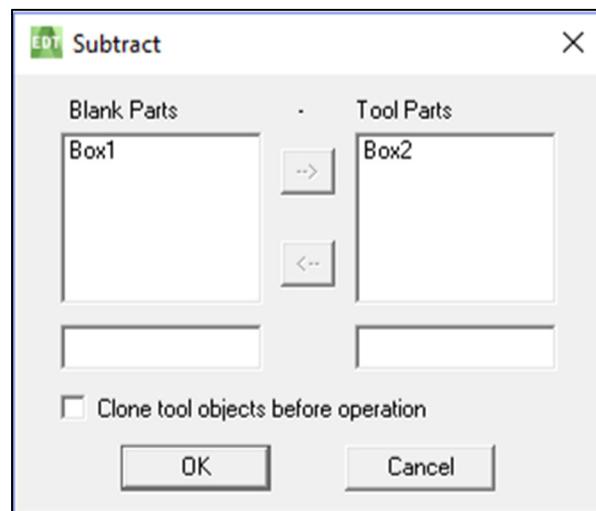


Figure-A I-4 : Opération booléenne pour crée l'inducteur

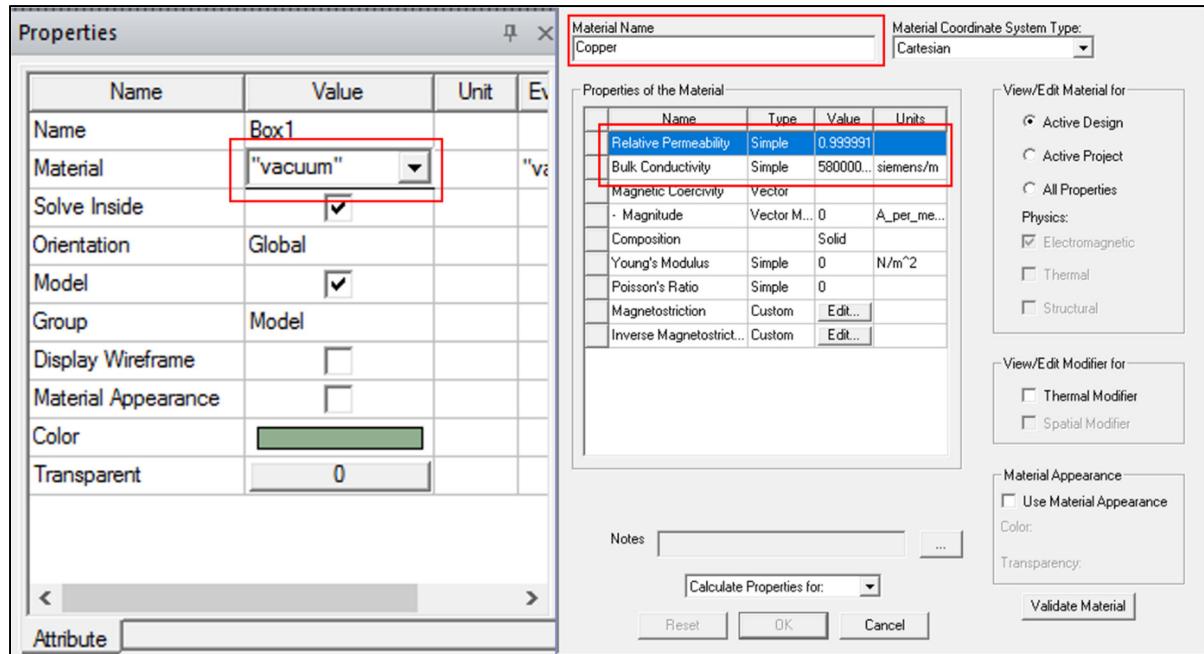


Figure-A I-5 : Changement du matériau de l'inducteur

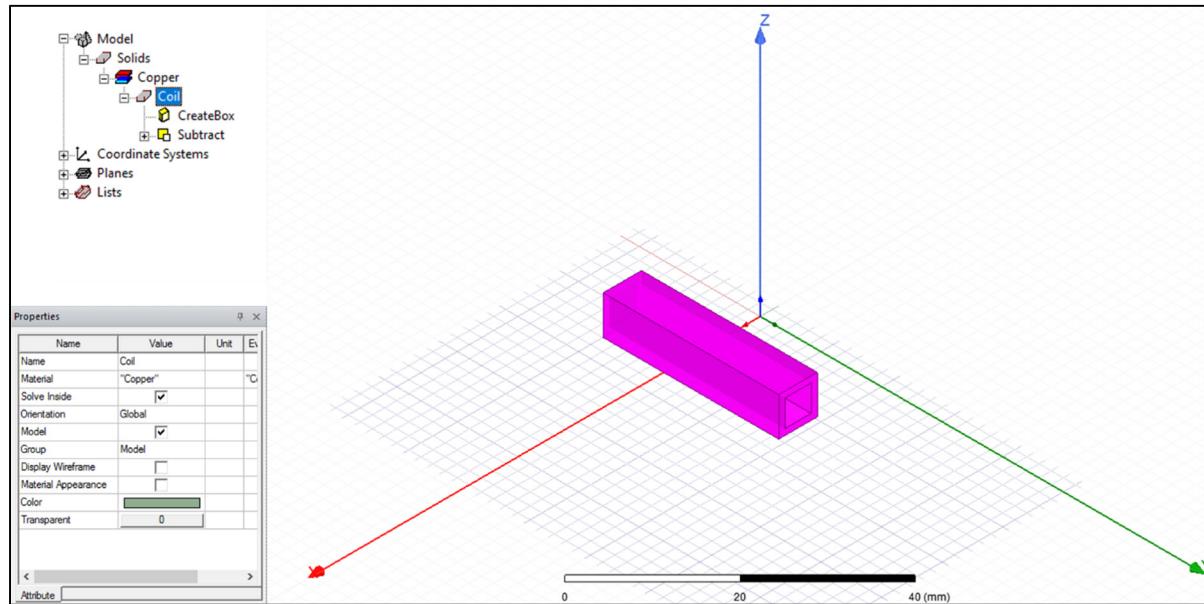


Figure-A I-6 : État final après création de la moitié de l'inducteur

Il faut ensuite continuer de créer toute la géométrie de la même manière, en assignant les matériaux aux pièces comme précédemment. Pour finir, il faut créer la région d'air englobante.

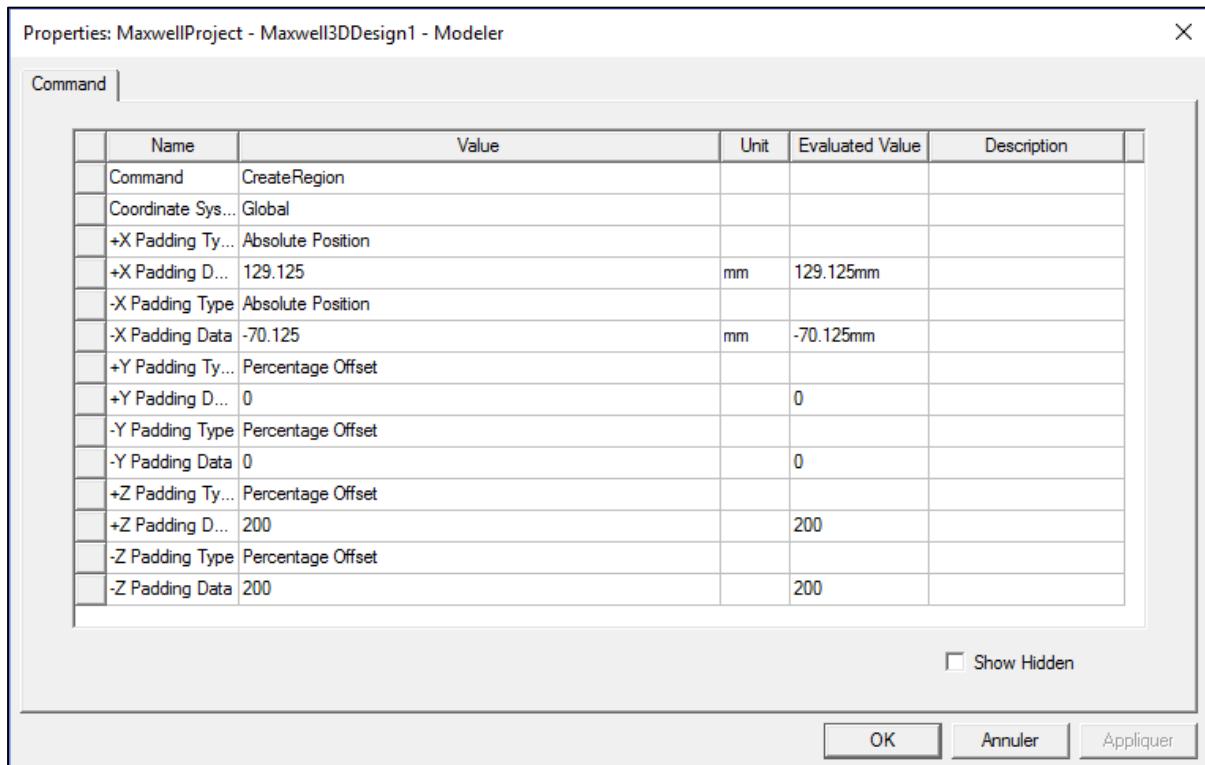


Figure-A I-7 : Création de la région d'air englobante

Les matériaux utilisés pour chacune des pièces et les propriétés des matériaux sont renseignés Tableau 3-4 et Tableau 3-5. La Figure-A I-8 présente l'état de la géométrie une fois finie, avec l'arbre de modélisation.

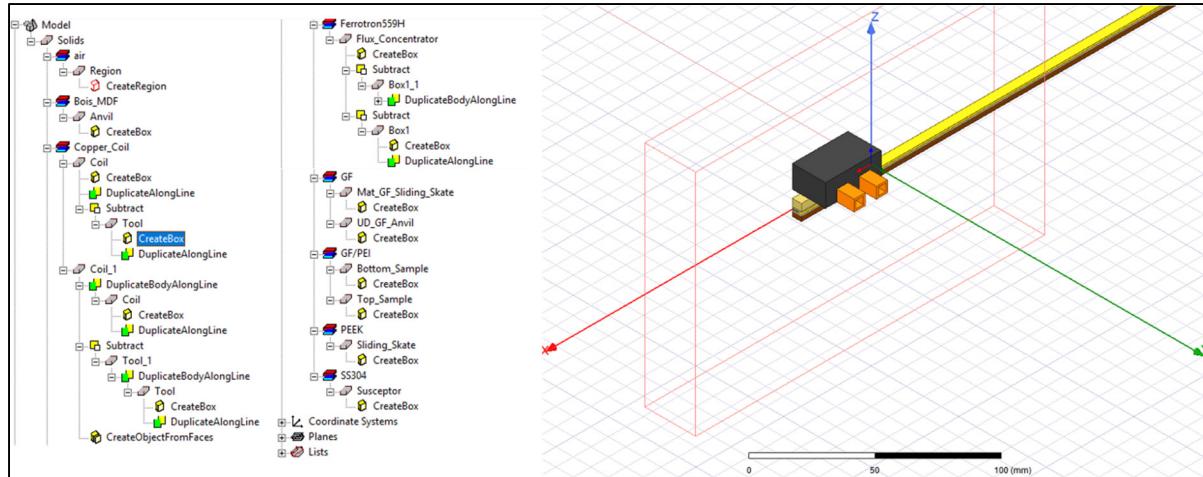


Figure-A I-8 : État final une fois la géométrie et l'attribution des matériaux terminées

Nous allons maintenant assigner les conditions limites de la modélisation électromagnétique. La première est une condition de flux tangentiel au plan de symétrie de la géométrie. Pour cela, il faut sélectionner la face de la région englobante qui correspond au plan XZ, et lui assigner une condition de flux tangentiel. Le logiciel ajoutera la même condition limite à toutes les autres faces de la région englobante. Cette étape n'est donc pas indispensable, mais elle permet de mieux se rendre compte de la physique modélisée.

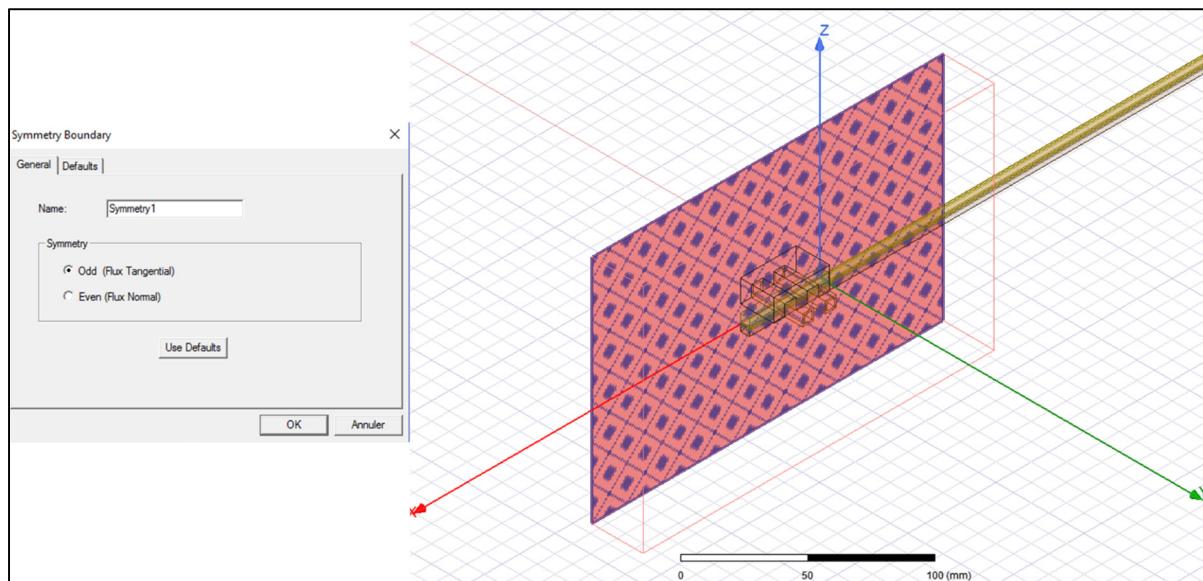


Figure-A I-9 : Condition de flux magnétique tangentiel au plan de symétrie de la géométrie

Les autres conditions limites sont appelées « excitation » dans le logiciel. Dans notre cas, ces excitations sont des intensités de courant, entrant ou sortant de l'inducteur. La valeur d'intensité spécifiée doit être la valeur efficace du courant. Pour un courant sinusoïdal RMS de 550 A, la valeur efficace est de $550 * \sqrt{2} = 777,817$ A. Lors de l'assignation de ces excitations il faut être attentif au sens du courant, indiqué par la flèche rouge sur la géométrie. De plus, l'ensemble de ces excitations doivent respecter la loi Ampère. Il y aura donc quatre courants d'excitation à implémenter dans le logiciel.

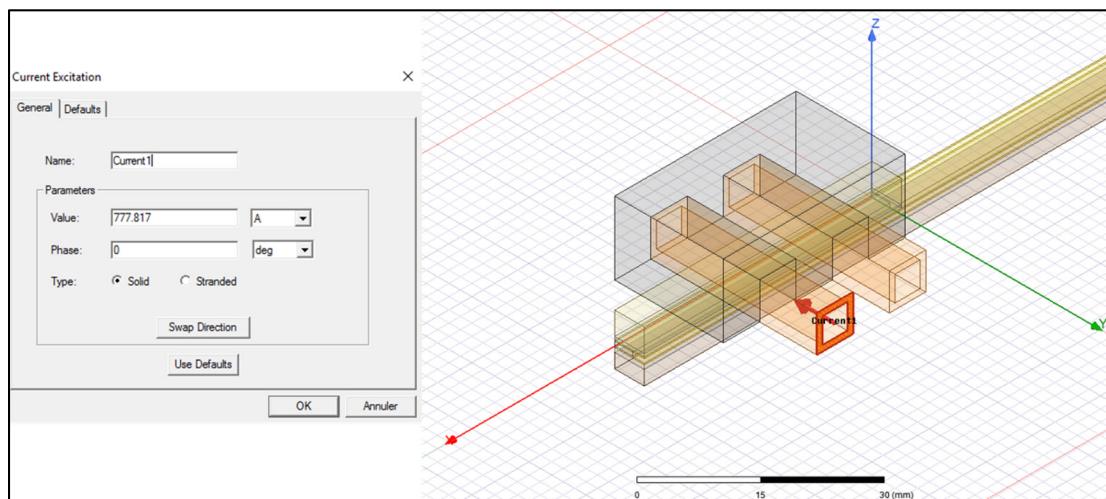


Figure-A I-10 : Courant d'excitation assigné à une face de l'inducteur

Enfin, il est nécessaire de contraindre le maillage initial à partir duquel le logiciel réalise le raffinement du maillage. Il faut également définir les contraintes sur le raffinement, c'est-à-dire, quel est le taux d'augmentation du nombre d'éléments, le seuil d'erreur à atteindre ainsi que les nombres maximums de passages pour éviter un calcul trop long. La fréquence de toutes les grandeurs sinusoïdales doit aussi être spécifiée.

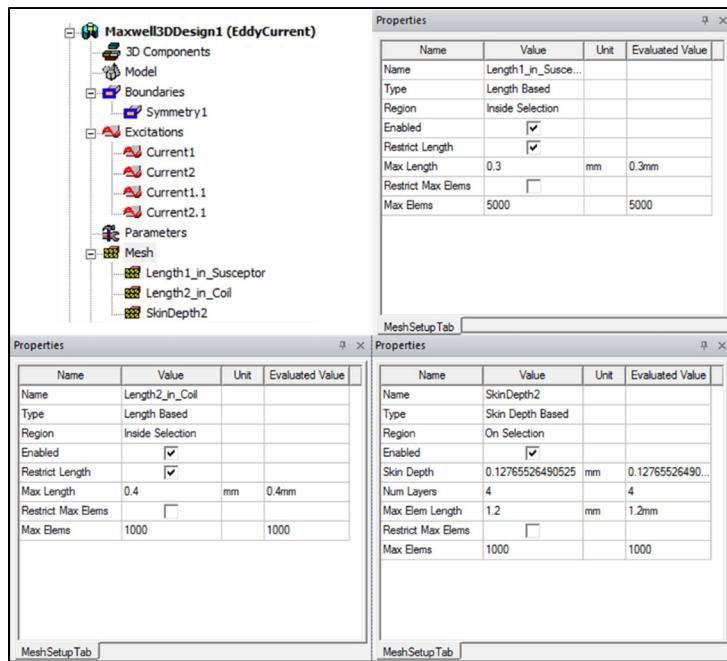


Figure-A I-11 : Contraintes sur le maillage initial

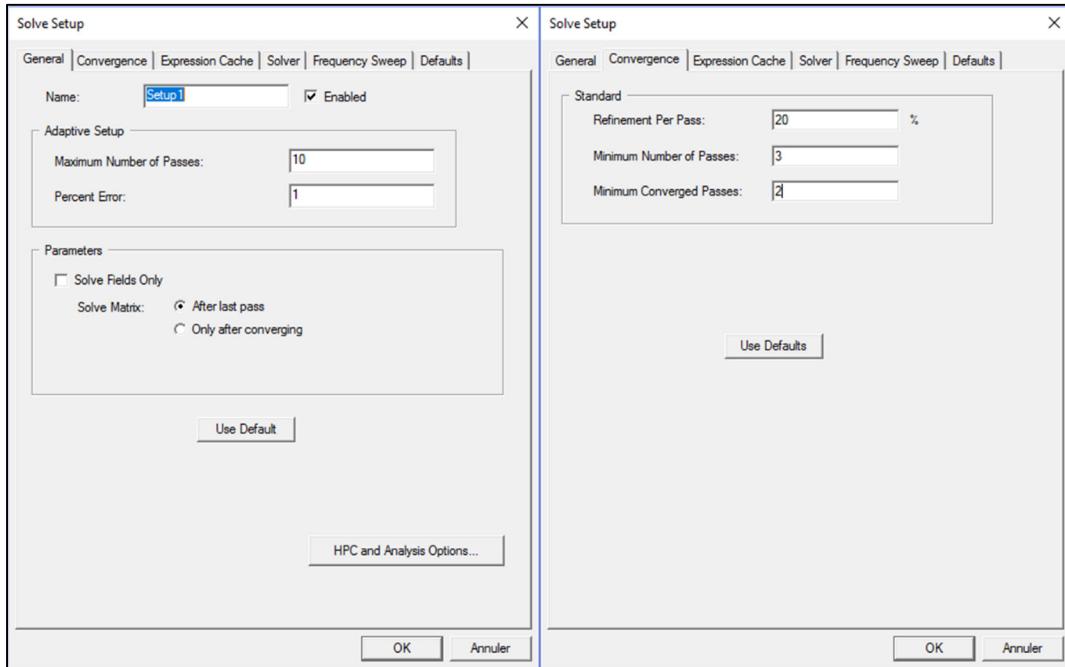


Figure-A I-12 : Contraintes sur le raffinement du maillage

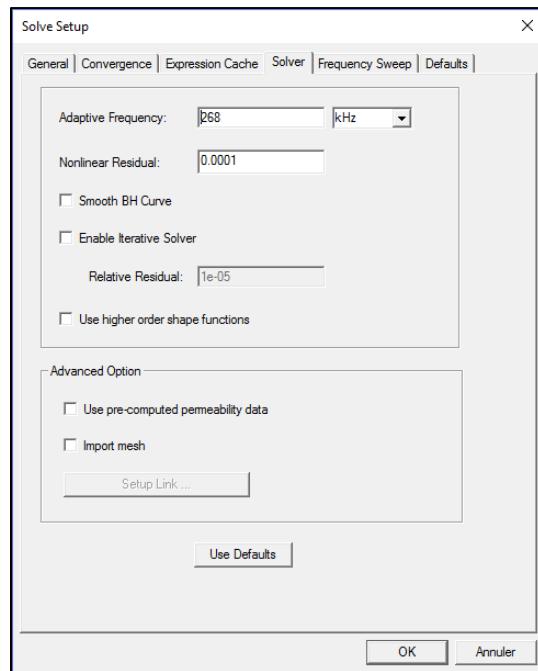


Figure-A I-13 : Fréquence de l'étude

La simulation peut ensuite être démarrée. La Figure-A I-14 montre les pertes ohmiques dans le suscepteur. Ce sont ces pertes qui sont transférées automatiquement à Fluent.

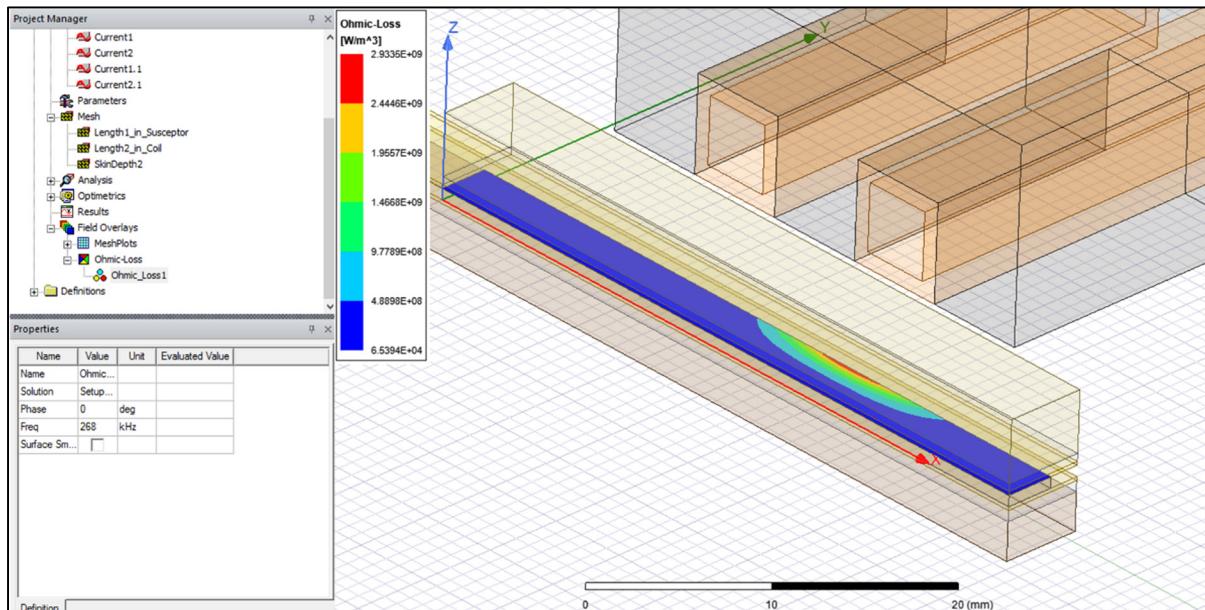


Figure-A I-14 : Pertes ohmiques dans le suscepteur transmises à Fluent

Mécanique des Fluides (Fluent) :

La géométrie utilisée dans Fluent est la même que celle utilisée dans Maxwell, il n'est donc pas nécessaire de la refaire. En revanche, à partir de Workbench, on peut ouvrir la géométrie dans l'environnement de Mechanical et choisir de supprimer l'inducteur et le concentrateur de flux, comme sur la Figure-A I-15. De plus, Mechanical va automatiquement générer les contacts entre les pièces, et ces contacts seront réutilisés dans l'environnement de Fluent. Il convient donc de vérifier que les contacts entre les pièces ont correctement été créés, entre les bonnes pièces.

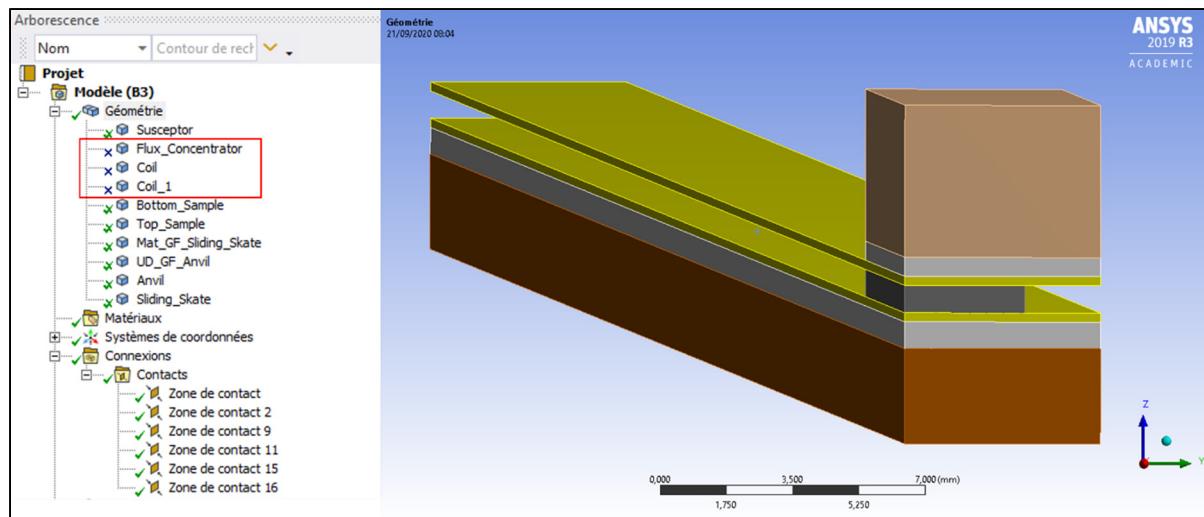


Figure-A I-15 : Géométrie sous Fluent

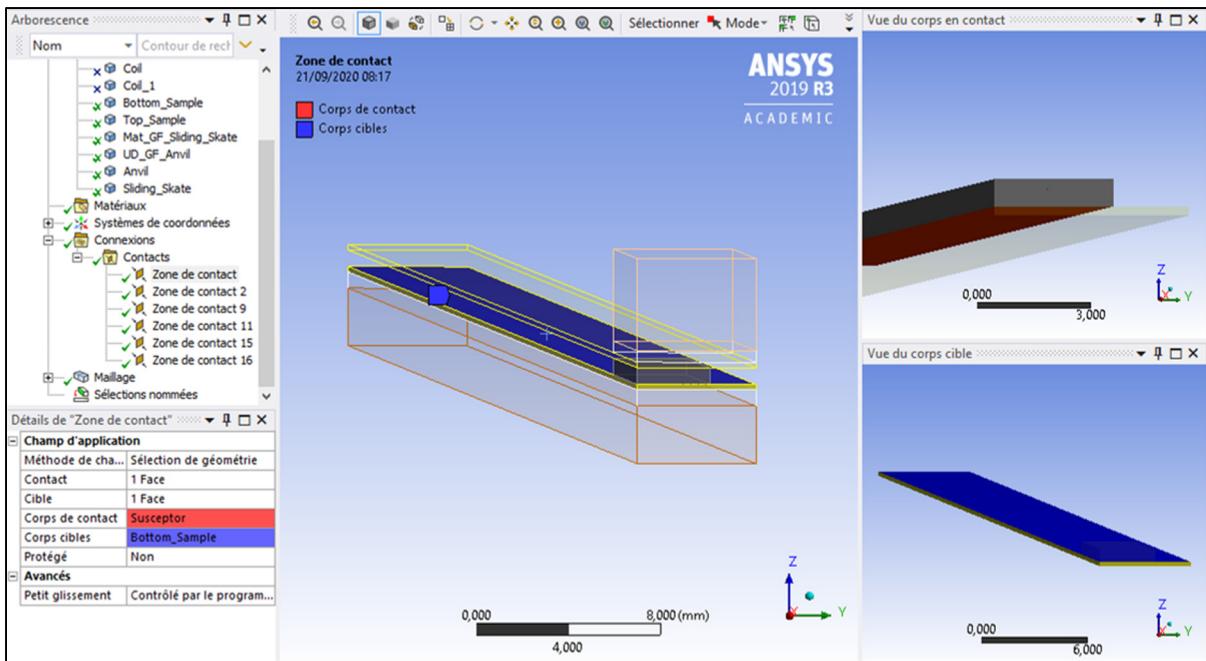


Figure-A I-16 : Vérification des contacts générés automatiquement

Le maillage est également généré avec Mechanical et est transmis à Fluent. Les contraintes sur le maillage sont expliquées au Tableau 3-2. La Figure-A I-17 présente le maillage final.

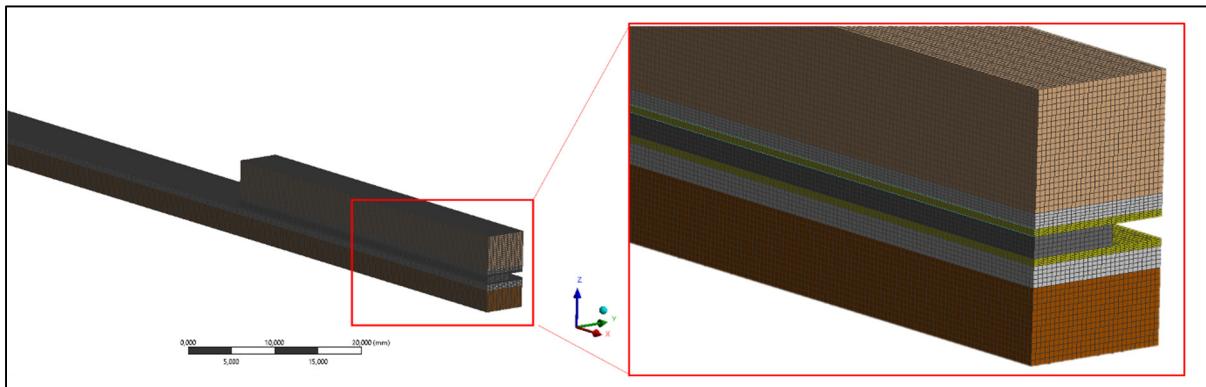


Figure-A I-17 : Maillage de la simulation sur Fluent

Lors du lancement de Fluent à partir de Workbench, l'importation du maillage et de la géométrie se fait automatiquement. Une fois l'interface de Fluent ouverte, il faut définir le type d'analyse que l'on souhaite en cochant le bouton « transient » et en activant les équations de

transferts thermiques. De même, les matériaux peuvent être créés. L'assignation des matériaux aux pièces correspondantes se fera par la suite.

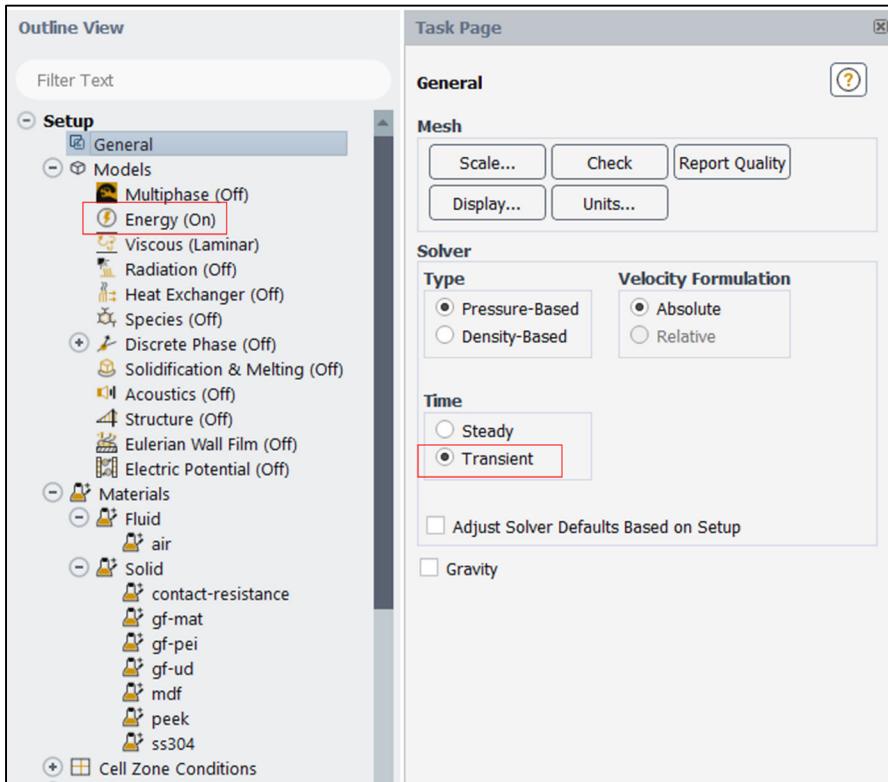


Figure-A I-18 : Réglage du type d'équations à résoudre sur Fluent

Pour assigner un matériau à une pièce, il faut assigner ce matériau à tous les éléments du maillage de cette pièce. Pour cela, il faut éditer les « Cell Zone Conditions » correspondants à chacune des pièces. Si un mouvement doit être assigné à nos pièces, c'est aussi dans les « Cell Zone Conditions » qu'il faut le faire. Dans notre cas, nous avons au préalable défini un profil de vitesse que nous avons importé dans Fluent. Ce profil de vitesse est défini à partir des points de la courbe de vitesse en fonction du temps. L'assignation du matériau doit être faite pour chacune des pièces ainsi que l'assignation du profil de vitesse pour les pièces concernées.

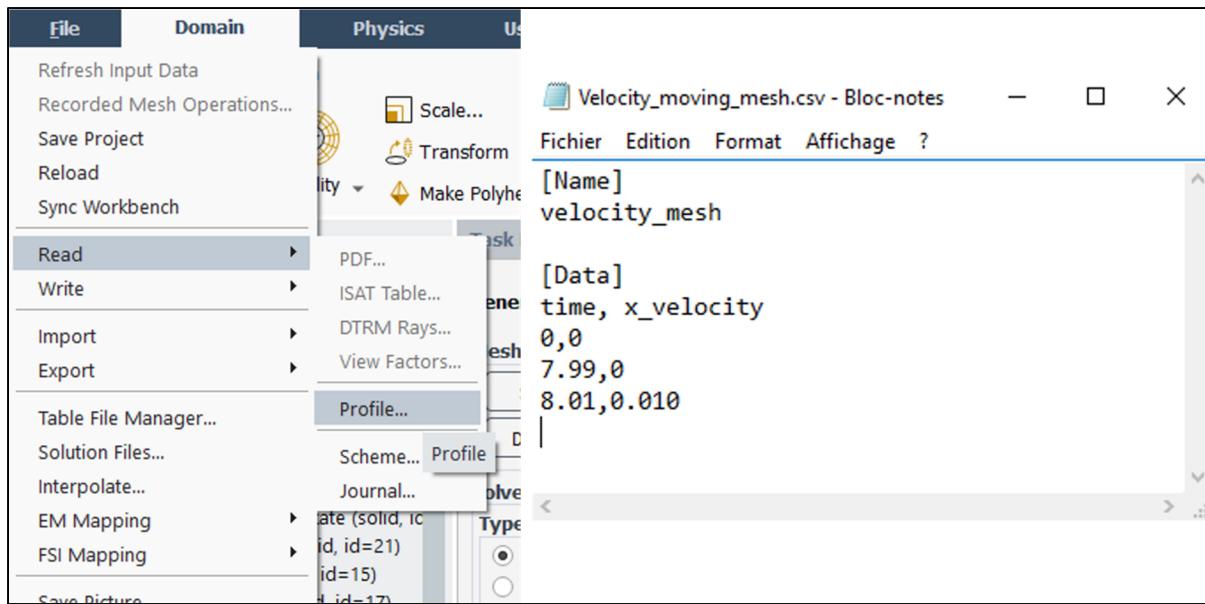


Figure-A I-19 : Importation du profil de vitesse dans Fluent à partir du fichier .csv permettant de définir le profil de vitesse

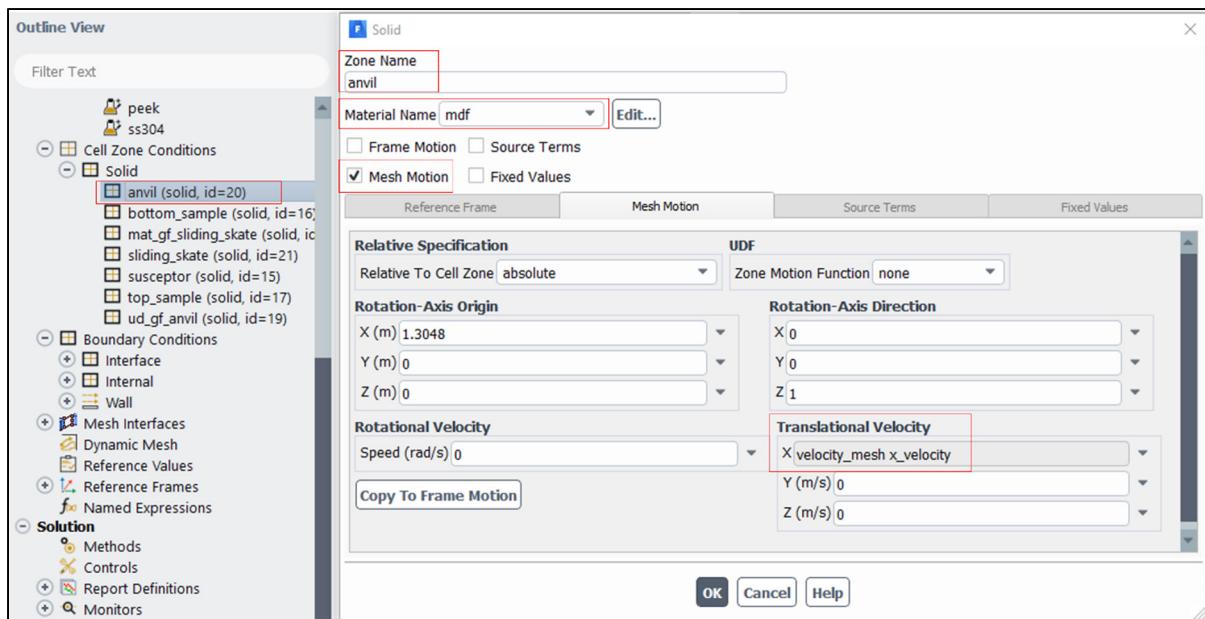


Figure-A I-20 : Assignation du type de matériau et du mouvement aux éléments du support de mise en position, nommée « anvil » dans la simulation sur Fluent

La simulation transitoire peut ensuite être initialisée et le calcul peut commencer.

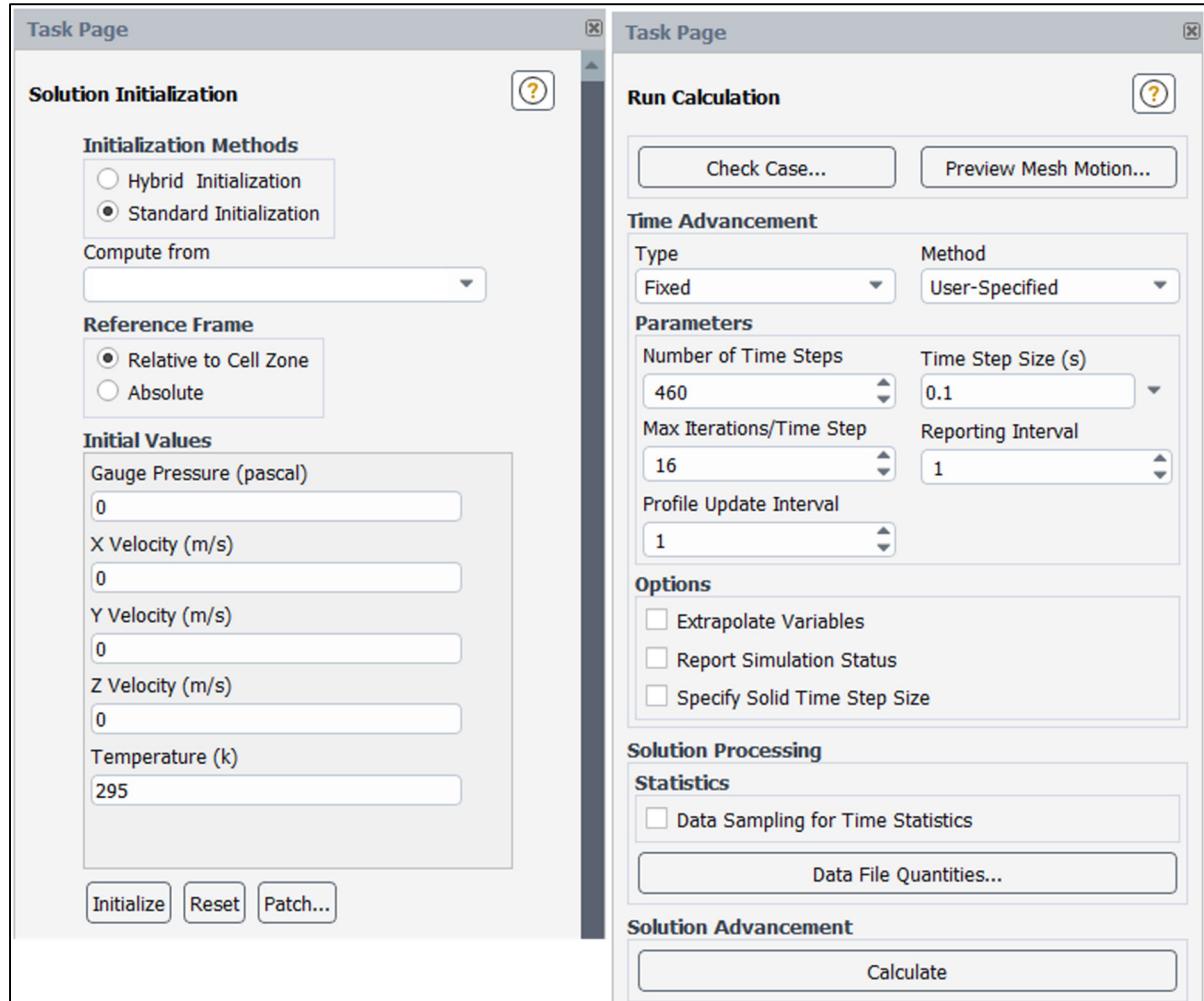


Figure-A I-21 : Initialisation de la température des pièces et définition des temps de calcul

La simulation sur Fluent permet de connaître le gradient de température dans le suscepteur. Le gradient de température au milieu de l'épaisseur du suscepteur est ensuite extrait sous forme d'un fichier .txt et importé dans un fichier Excel. Le traitement des données est ensuite réalisé sur Excel de façon à faciliter l'import des données dans Mechanical.

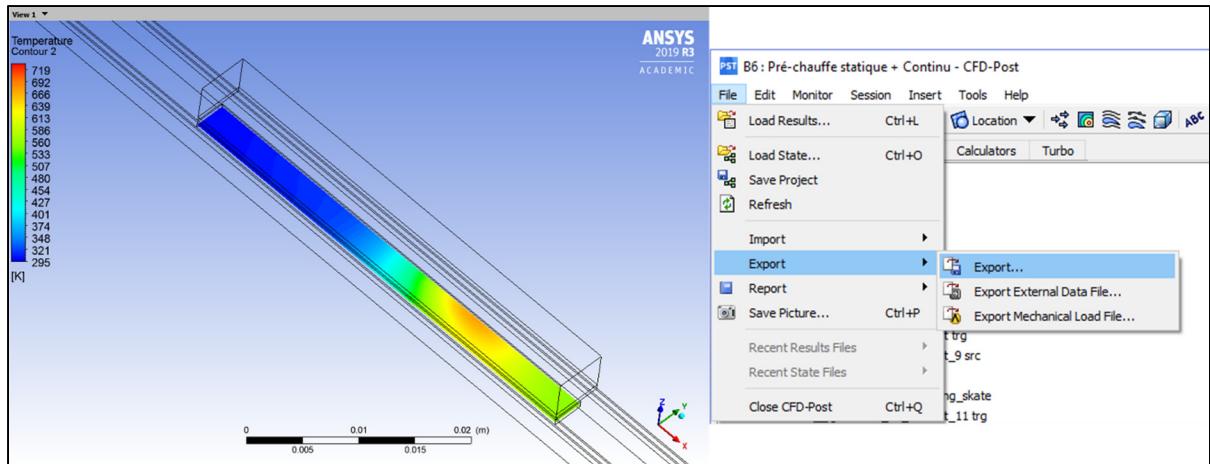


Figure-A I-22 : Exportation de la température des nœuds situés au centre du suscepteur dans un fichier .txt

Transferts thermiques transitoires :

Les propriétés des matériaux doivent être spécifiées en amont dans la case « Données matériaux » du système d’analyse « Transferts thermiques transitoires » dans Workbench. La géométrie présentée à la Figure 3-4 est découpée en deux parties selon un plan parallèle au plan XZ, passant par le point $x = 3,175 \text{ mm}$, $y = 0$, $z = 0$, comme sur la Figure-A I-23. Cela permet de pouvoir gérer les différentes zones de contact. Toutes les pièces modélisées sont donc coupées en deux, sauf le suscepteur puisqu'il ne rencontre pas le plan précédent. De plus sur la Figure-A I-23, les pièces sont en collision (c'est-à-dire qu'elles se superposent dans le même espace), mais cela sera géré ultérieurement, grâce à la fonction « activation/désactivation d'élément ».

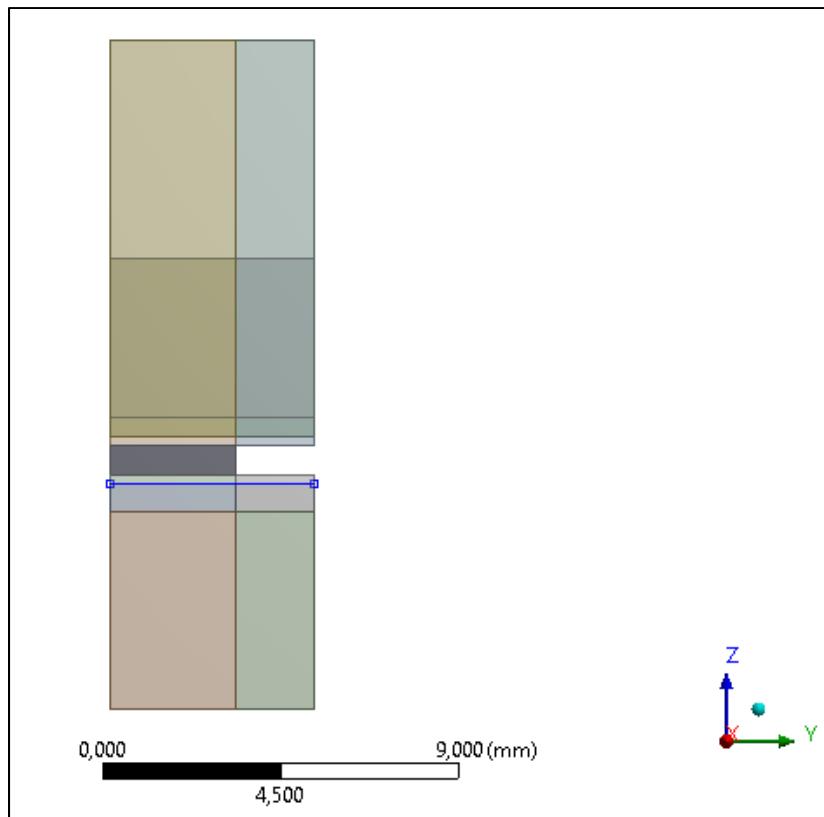


Figure-A I-23 : Géométrie utilisée dans Mechanical

Les contacts sont générés automatiquement par Mechanical, il faut donc vérifier que tous les contacts ont été créés et supprimés ceux qui ne doivent pas exister. En effet, puisque plusieurs pièces se superposent (sont en collisions), Mechanical créé des contacts qui n'existent pas dans la réalité. C'est notamment le cas pour le rouleau et le patin qui ne sont jamais en contact, mais pour lesquels Mechanical créé un contact. De plus, le contact par défaut est un contact « lié totalement », c'est-à-dire sans résistance thermique. Il faut donc ajouter une conductance thermique de contact pour les contacts entre le rouleau et les échantillons, ainsi que pour le contact entre les échantillons supérieurs et inférieurs. Comme les pièces ont été coupées en deux parties précédemment, il y a donc quatre contacts pour lesquels il faut ajouter une conductance thermique.

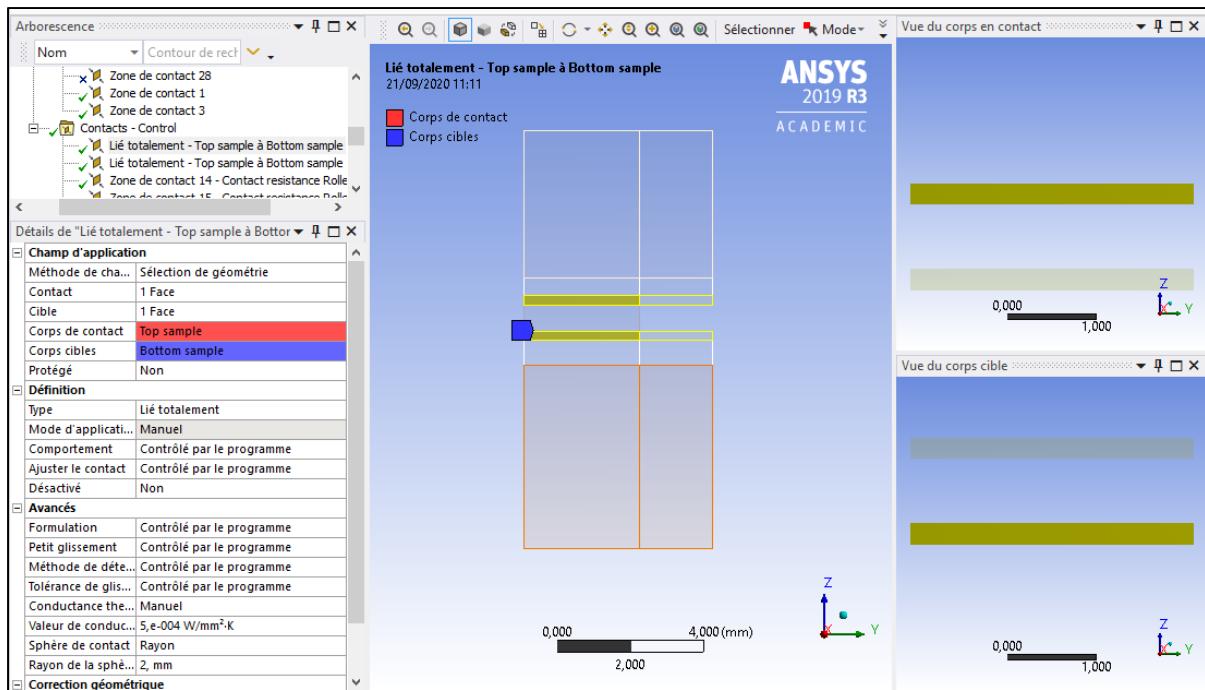


Figure-A I-24 : Conductance de contact entre les échantillons du haut et du bas

Les contraintes sur le maillage de la géométrie sont détaillées au Tableau 3-3. La Figure-A I-25 présente les paramètres utilisés pour la fonction « multizone » de Mechanical, appliquée à toute la géométrie. C'est cette fonction qui permet d'avoir des éléments hexaédriques.

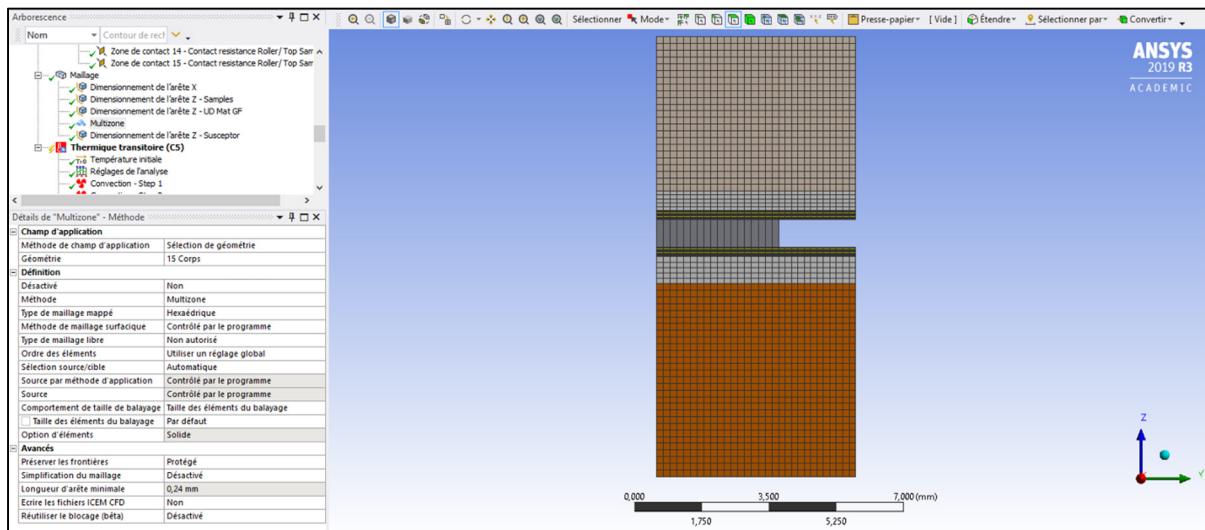


Figure-A I-25 : Maillage multizone de Mechanical

La simulation est découpée en 4 phases : la chauffe, le refroidissement avant consolidation, le refroidissement sous pression et le refroidissement après consolidation. Pour chacune de ces étapes de soudage, un début et une fin ont été définis en fonction de la géométrie (cotation selon X) et de la vitesse. Le début et la fin d'une étape de soudage correspondent chacun à une étape dans la simulation. Ensuite, chacune des conditions limites est activée ou non en fonction de ces étapes. De même, certaines pièces sont considérées comme active, ou non en fonction de l'étape de soudage. Deux exemples sont présentés. Le premier est un exemple d'activation/désactivation d'étapes pour la condition de convection de l'étape 1 de soudage et est présenté à la Figure-A I-27. Le deuxième est un exemple d'activation/désactivation d'élément, appliquée au patin, à la couche isolante du patin et au suscepteur, qui ne sont présents que lors de l'étape 1 de soudage, qui correspond aux étapes 1 et 2 dans la simulation. Ce deuxième exemple est présenté à la Figure- A II-28. La Figure-A I-29 présente toutes les autres conditions limites ainsi que les étapes de la simulation pour lesquelles elles sont actives.

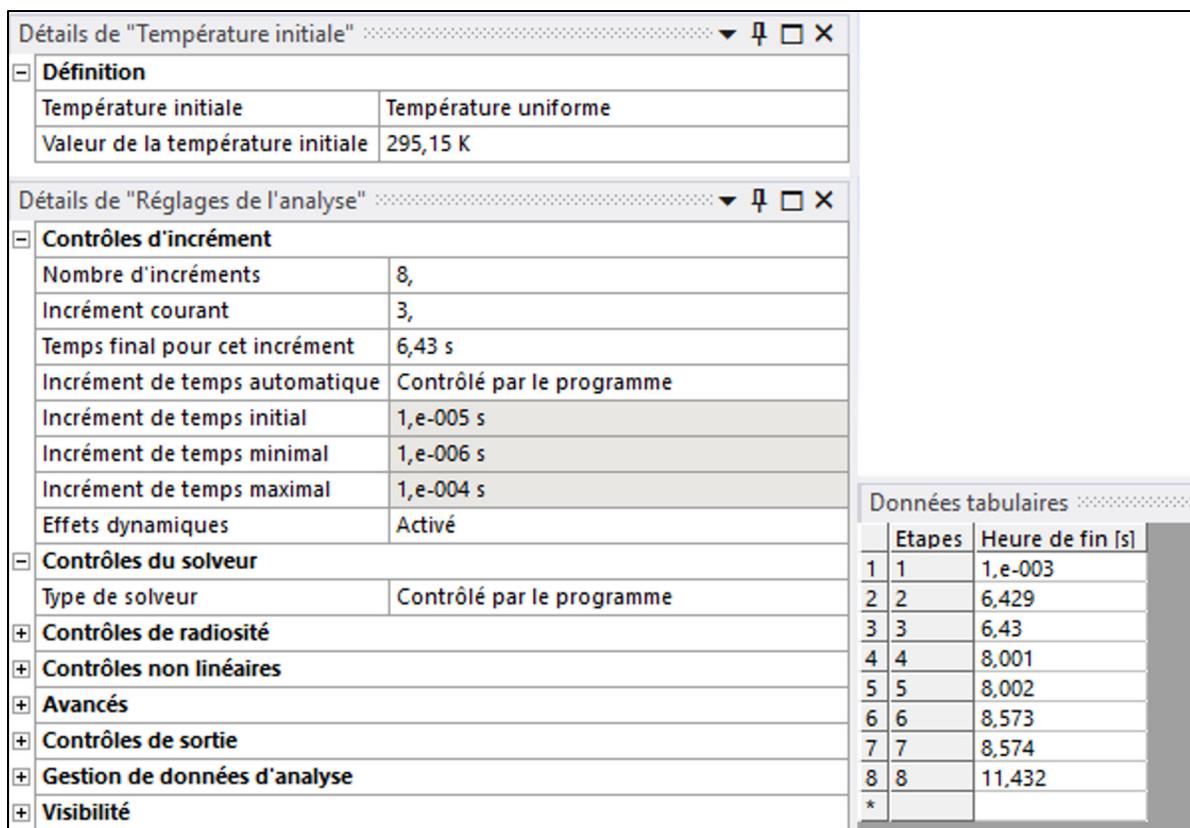


Figure-A I-26 : Réglage de la température initiale et définition des temps caractéristiques des étapes de soudage pour une simulation à 7 mm/s

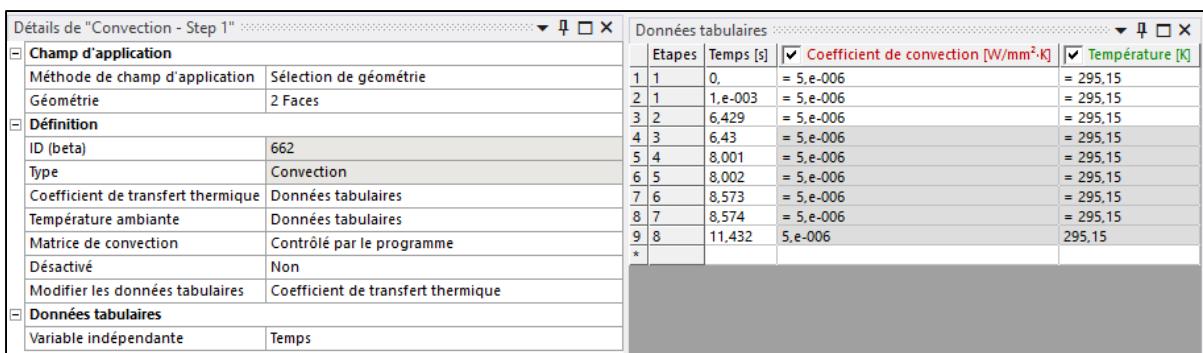


Figure-A I-27 : Activation/désactivation d'étape pour la condition de convection valide lors de l'étape 1 de soudage

Détails de "Activation et désactivation d'élément - Full sliding skate + Susceptor"		Donnée	
		Etape	Statut
Champ d'application		1	Établi
Méthode de champ d'application	Sélection de géométrie	2	Établi
Géométrie	5 Corps	3	Mort
Définition		4	Mort
ID (beta)	641	5	Mort
Type	Activation et désactivation d'élément	6	Mort
Désactivé	Non	7	Mort
Contrôles d'incrément		8	Mort
Pas courant	3	*	
Statuts	Mort		

Figure-A I-28 : Activation/désactivation d'élément pour le patin, la couche isolante et le suscepteur

Thermique transitoire (C5)								
Conditions limites	1	2	3	4	5	6	7	8
Convection - step 1	Actif	Actif	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif
Convection - step 2	Inactif	Inactif	Actif	Actif	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif
Convection - step 4	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif	Actif	Actif
Température - Susceptor 1 à 9	Actif	Actif	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif
Activation et déactivation d'élément - Roller	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif	Actif	Actif	Inactif	Inactif
Activation et désactivation d'élément Full sliding skate + Susceptor	Actif	Actif	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif
Contrôle d'étape du contact - Top to bottom sample 1 et 2	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif	Actif	Actif	Actif	Actif
Contrôle d'étape du contact - Roller to top sample 1 et 2	Inactif	Inactif	Inactif	Inactif	Actif	Actif	Inactif	Inactif

Figure-A I-29 : Liste des conditions limites de la simulation sur Mechanical

Le coefficient de convection considéré est de $5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$. Pour la condition de température, cette donnée est importée de Fluent, traitée sous Excel, et copiée dans les données tabulaires, comme présenté à la Figure-A I-30 pour la conditions « Température – Suscepteur 1 ».

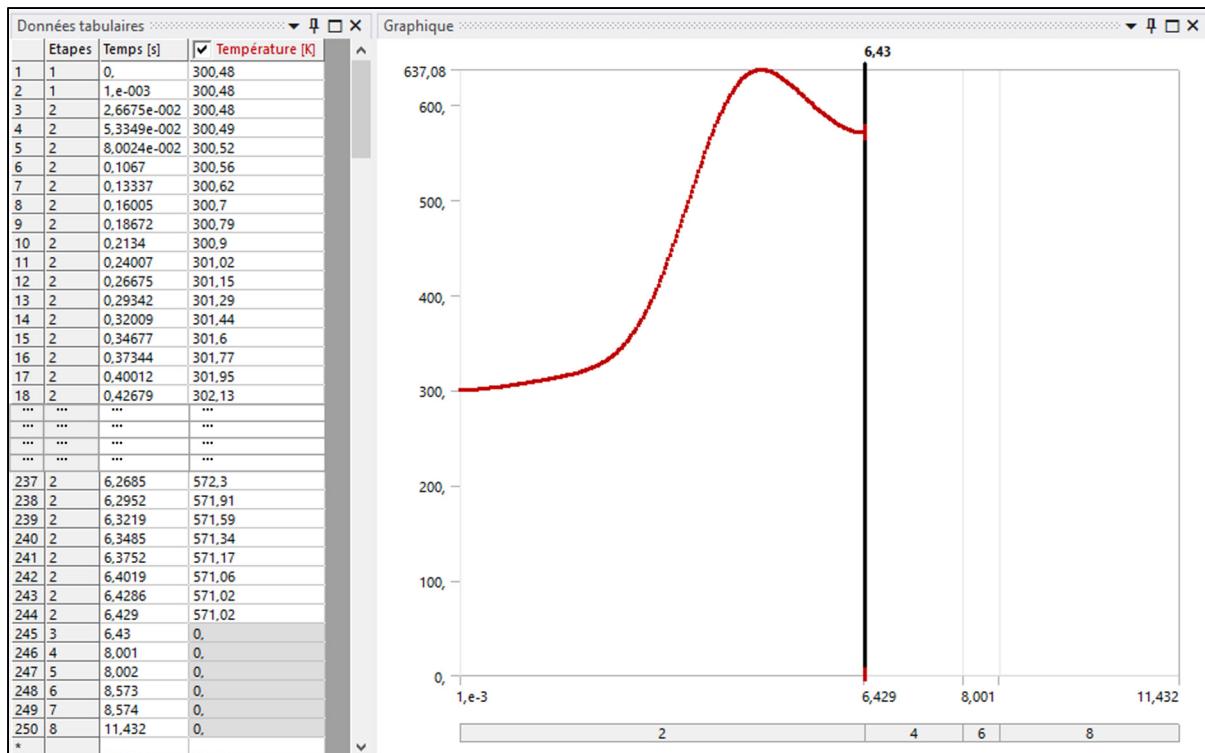


Figure-A I-30 : Conditions limite de température pour une partie du suscepteur
 « Température – Suscepteur 1 »

La simulation peut maintenant être lancée et réalisée la résolution des équations de transferts de chaleur. Une fois les calculs finis, nous pouvons visualiser la température dans n'importe quel point de l'espace. Pour ce faire, il suffit de créer un nouveau système de coordonnées, ayant comme origine le point à visualiser, et de choisir le nouveau système de coordonnées comme point de mesure pour la sonde de température dans Mechanical. Cette technique est notamment utile lorsque l'on souhaite comparer la température simulée à la température mesurée par un thermocouple. On peut alors replacer la sonde de température simulée au même endroit où se trouvait le thermocouple lors de la mesure expérimentale.

ANNEXE II

DÉTERMINATION DU TAUX DE FIBRE DANS LES COUCHES ISOLANTES EN FIBRES DE VERRE

Les couches isolantes en fibre de verre sont considérées comme des matériaux homogène et orthotrope dans la simulation numérique du CIWUMS. Pour calculer les propriétés physiques équivalentes de ces matériaux, il est nécessaire de connaître le taux de fibre dans les couches isolantes en fibre de verre. En effet, toutes les formules d'homogénéisation utilisées et présentées dans ce mémoire nécessitent de connaître cette valeur.

La mesure du taux de fibre dans les couches isolantes se base sur le fait que la masse d'air contenue dans la couche isolante est négligeable par rapport à la masse des fibres de verre. Ainsi, en connaissant la masse de la couche isolante et son volume, on peut aisément retrouver le taux de fibre grâce à la masse volumique des fibres de verre. Le Tableau-A II-1 présente toutes les variables utilisées dans les équations de cette annexe.

Tableau-A II-1 : Variables utilisées dans les équations de l'Annexe II

Symbol	Variables
$m_{isolant}$	Masse de l'isolant en fibre de verre
m_f	Masse des fibres de verre de l'isolant
m_{air}	Masse de l'air de l'isolant
$V_{isolant}$	Volume de l'isolant en fibre de verre
V_f	Volume des fibres de verre de l'isolant
V_{air}	Volume de l'air de l'isolant
ρ_f	Masse volumique des fibres de verre
$\rho_{isolant}$	Masse volumique de l'isolant
v_f	Taux de fibre de verre dans l'isolant

Nous allons maintenant détailler les formules utilisées pour retrouver le taux de fibre de verre dans l'isolant.

$$m_{isolant} = m_f + m_{air} \quad (A III - 1)$$

$$V_{isolant} = V_f + V_{air} \quad (A III - 2)$$

Or la masse de l'air est négligeable, on a donc

$$m_{isolant} = m_f \quad (A III - 3)$$

De plus,

$$m_f = \rho_f * V_f = \rho_f * v_f * V_{isolant} \quad (A III - 4)$$

Donc

$$\rho_{isolant} = \frac{m_{isolant}}{V_{isolant}} = \rho_f * v_f \quad (A III - 5)$$

La masse d'isolant est facilement mesurable avec une balance, en revanche, l'évaluation du volume va dépendre du taux de compaction des fibres, qui dépend lui-même de la force appliquée dessus. Cette force impacte l'épaisseur de l'isolant en fibre de verre mais pas sa largeur ou sa longueur. Un échantillon de référence de chaque isolant a donc été choisi, avec une largeur et une longueur connue et fixe. Il reste à déterminer l'épaisseur de l'échantillon lorsqu'il est soumis à une certaine force. Pour être au plus près de la réalité, les mesures d'épaisseur ont été réalisées directement sur le montage de soudage, en installant un palpeur à cadran. La mesure de l'épaisseur se fait alors par différence, comme sur les Figure-A II-1, Figure-A II-2 et Figure-A II-3. Le Tableau-A II-1 présente les données utilisées pour les calculs des taux de fibres.

Tableau-A II-2 : Calcul du taux de fibre des couches isolantes en fibre de verre

	Mat de GF	UD GF - $F_{contact}$	UD GF - $F_{consolidation}$
Largeur (mm)	59	111	111
Longeur (mm)	159	198	198
épaisseur (mm)	0,43	0,80	0,52
Poids (g)	4,02	19,09	19,09
$\rho_{isolant} (kg.m^{-3})$	997	1086	1670
$\rho_f (kg.m^{-3})$	2580	2580	2580
v_f	0,386	0,421	0,647

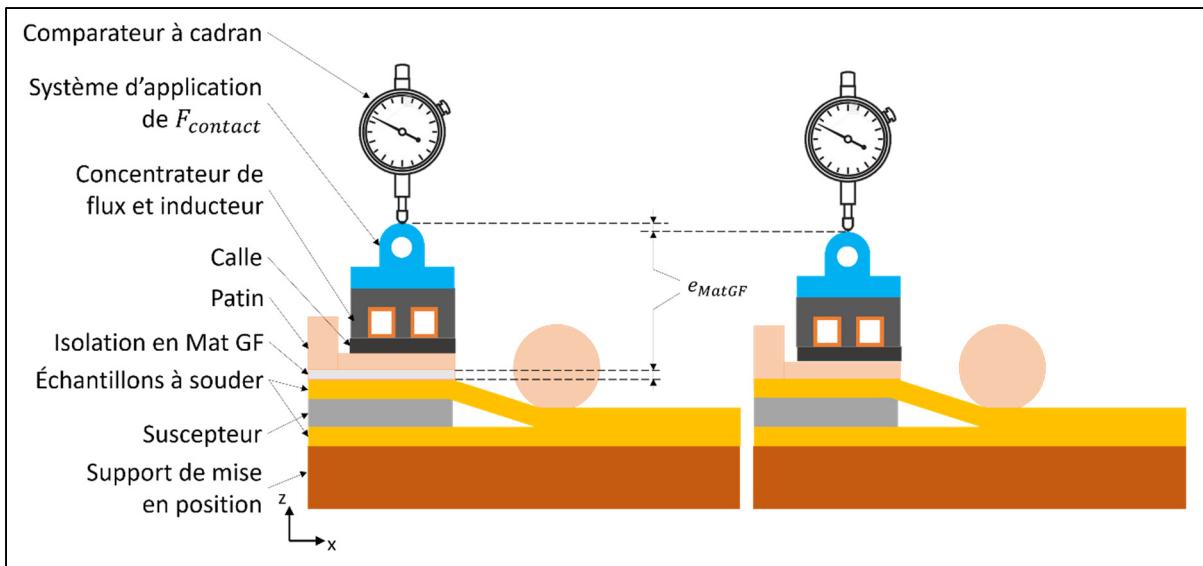


Figure-A II-1 : Mesure de l'épaisseur de la couche isolante en Mat GF

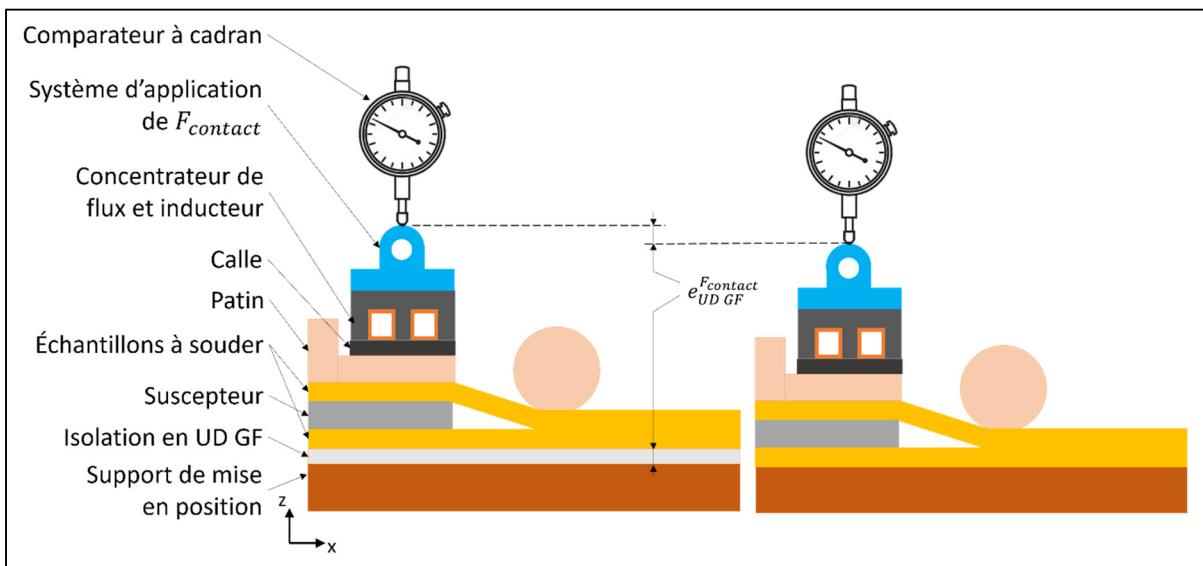


Figure-A II-2 : Mesure de l'épaisseur de la couche isolante en UD GF sous une force $F_{contact}$

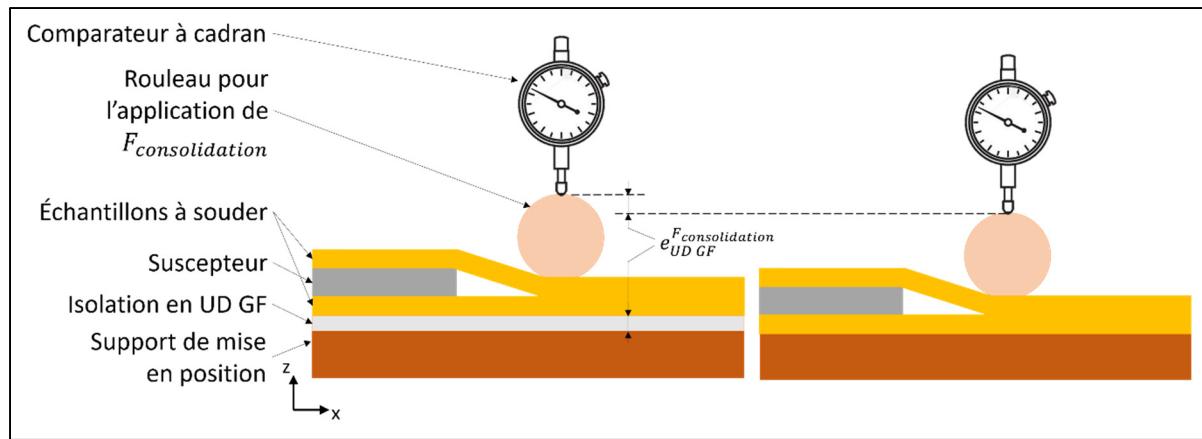


Figure-A II-3 : Mesure de l'épaisseur de la couche isolante en UD GF sous une force

$$F_{consolidation}$$

ANNEXE III

RÉSULTATS DÉTAILLÉS DE L'ANALYSE DE SENSIBILITÉ

Les résultats détaillés de l'analyse de sensibilité menée au Chapitre 3 sont présentés dans les figures suivantes. Pour rappel, cette étude de sensibilité suit un plan de Taguchi L12 et le modèle utilisé est un modèle linéaire ne prenant en compte que l'influence principale de chacun des facteurs. Nous étudions l'influence de ces facteurs sur 9 variables de réponses que sont T_m^{TC4} , T_{fc}^{TC4} , T_s^{TC4} , T_m^{TC5} , T_{fc}^{TC5} , T_s^{TC5} , T_m^{TC6} , T_{fc}^{TC6} et T_s^{TC6} . Ces variables de réponses sont lues sur les courbes de température simulées avec les paramètres de soudage 2 mm/s – 400 A – 90 N. Pour plus de détails sur les résultats présentés ci-après, consultez la partie « 3.4 Analyse de sensibilité sur les propriétés physiques des matériaux ».

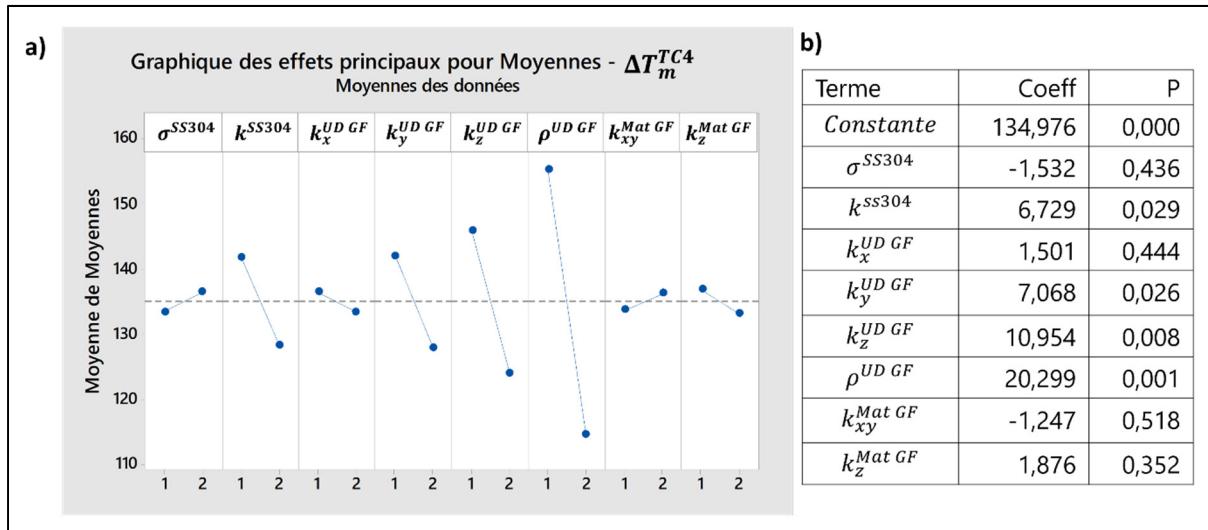
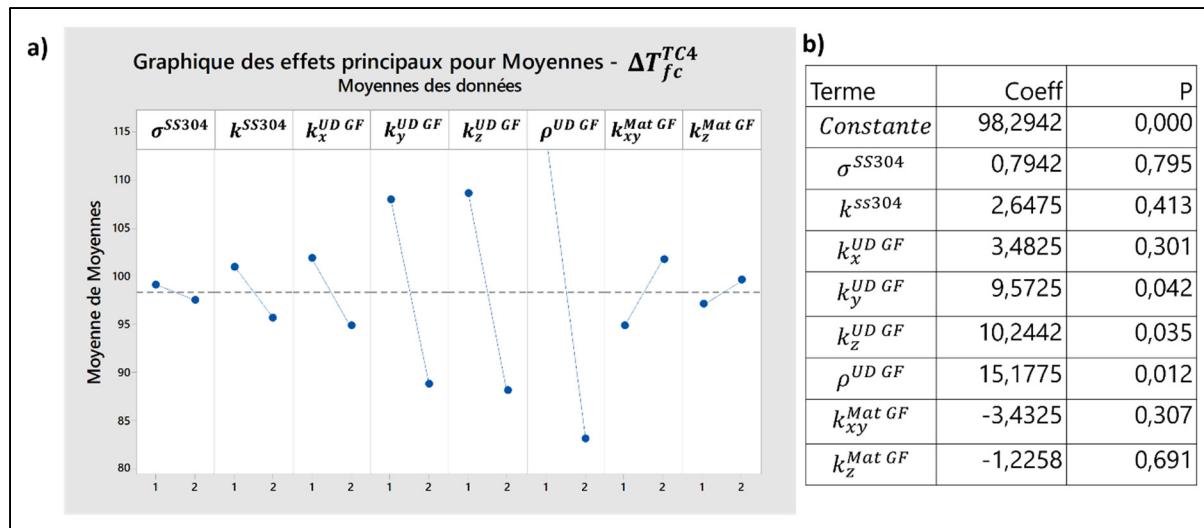
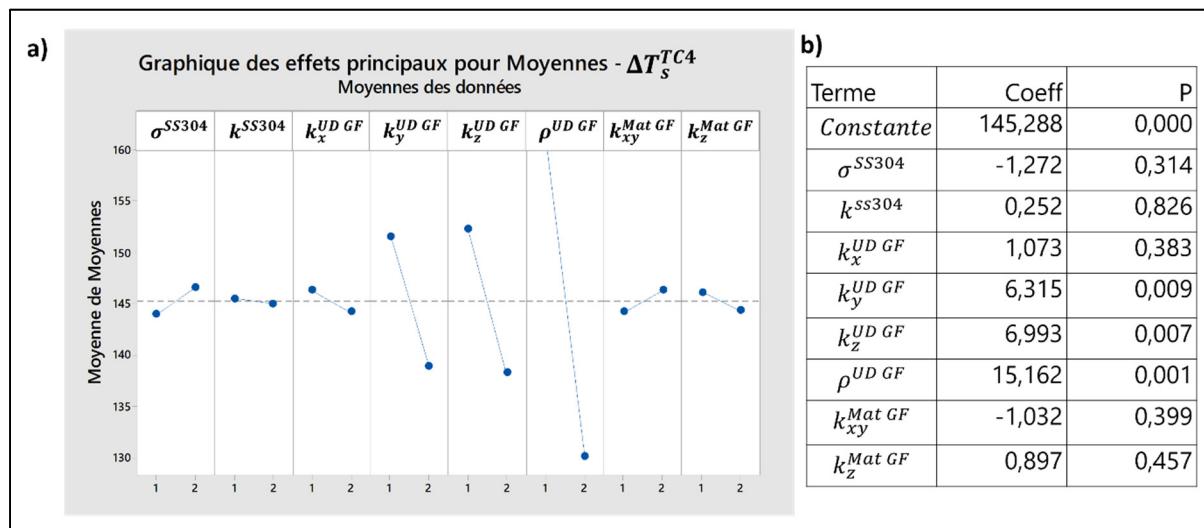
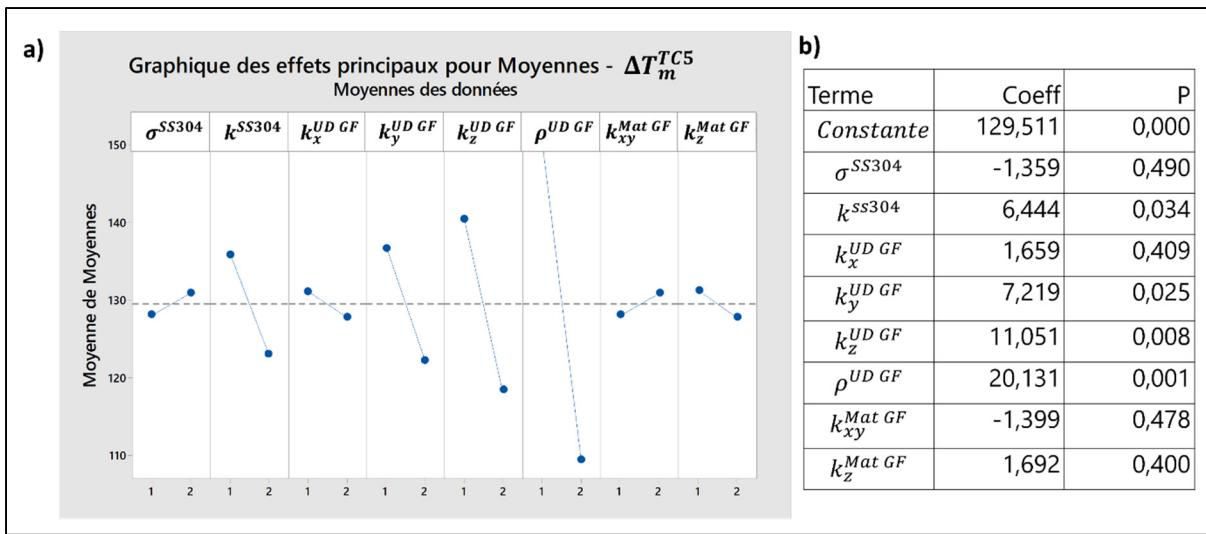
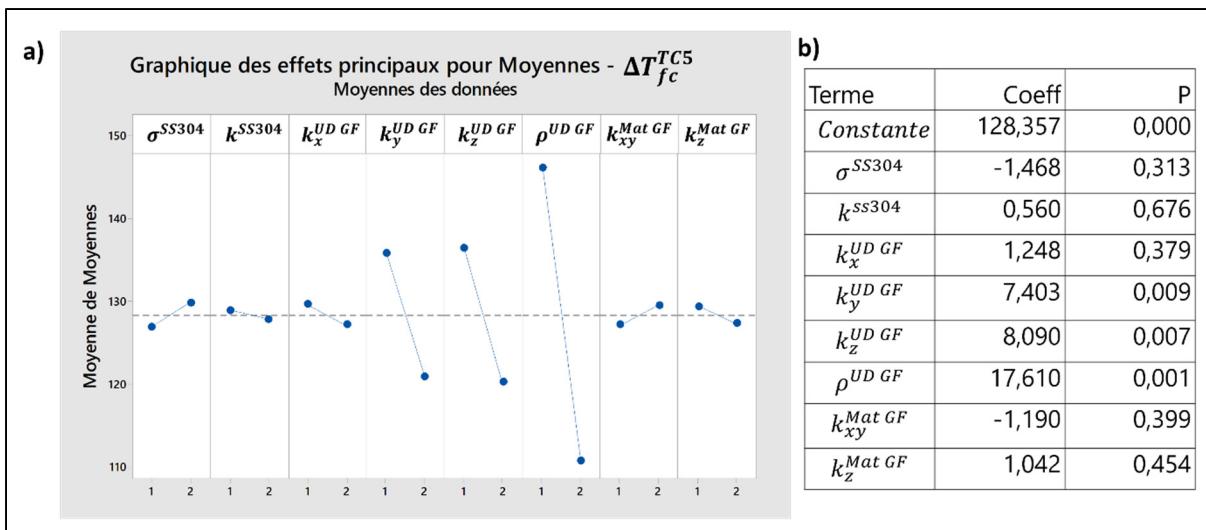
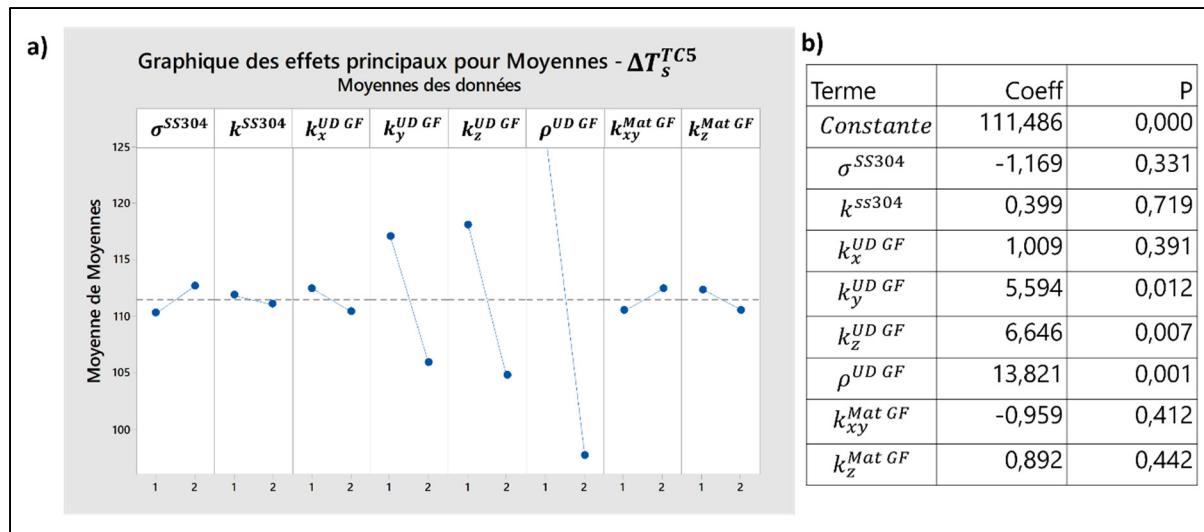
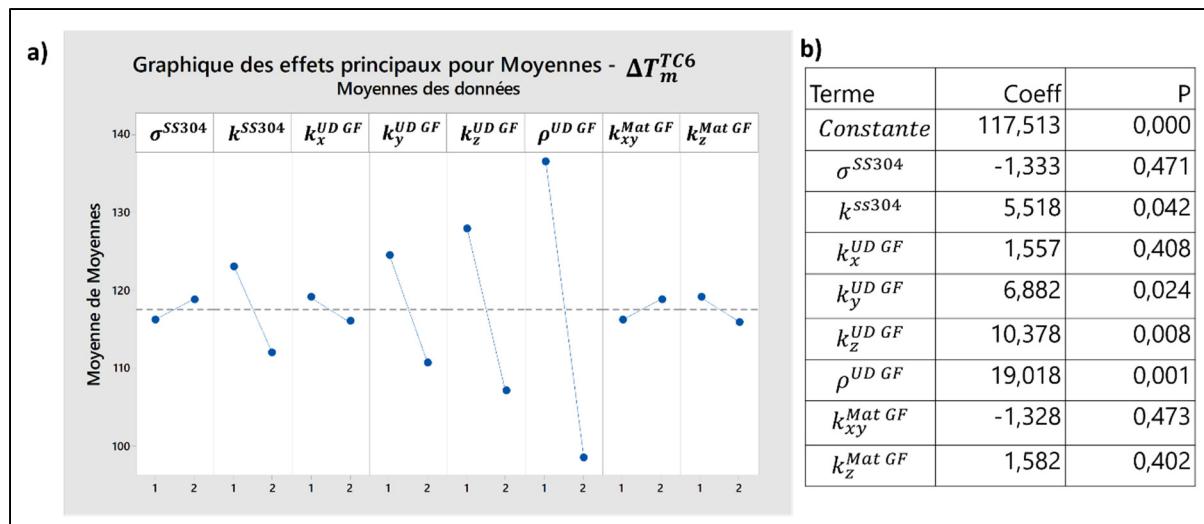
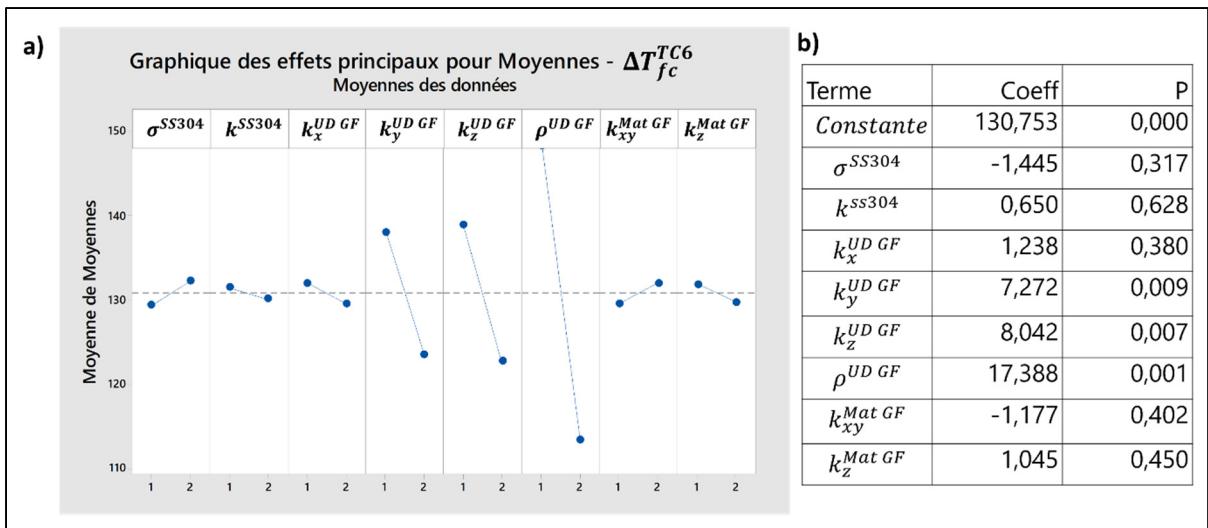
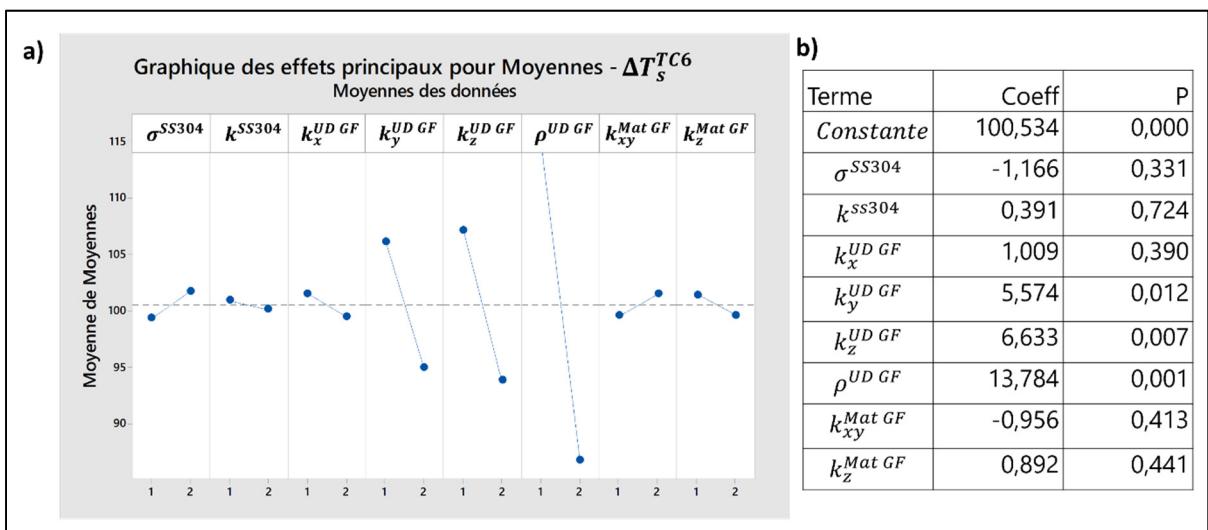


Figure-A III-1 : Résultats de l'analyse de sensibilité pour la variable de réponse ΔT_m^{TC4}

Figure-A III-2 : Résultats de l'analyse de sensibilité pour la variable de réponse ΔT_{fc}^{TC4} Figure-A III-3 : Résultats de l'analyse de sensibilité pour la variable de réponse ΔT_s^{TC4}

Figure-A III-4 : Résultats de l'analyse de sensibilité pour la variable de réponse ΔT_m^{TC5} Figure-A III-5 : Résultats de l'analyse de sensibilité pour la variable de réponse ΔT_{fc}^{TC5}

Figure-A III-6 : Résultats de l'analyse de sensibilité pour la variable de réponse ΔT_s^{TC5} Figure-A III-7 : Résultats de l'analyse de sensibilité pour la variable de réponse ΔT_m^{TC6}

Figure-A III-8 : Résultats de l'analyse de sensibilité pour la variable de réponse ΔT_{fc}^{TC6} Figure-A III-9 : Résultats de l'analyse de sensibilité pour la variable de réponse ΔT_s^{TC6}

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Ageorges, C., & Ye, L. (2001). Resistance welding of thermosetting composite/thermoplastic composite joints. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 32(11), 1603-1612. doi: [https://doi.org/10.1016/S1359-835X\(00\)00183-4](https://doi.org/10.1016/S1359-835X(00)00183-4). Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X00001834>
- Ageorges, C., Ye, L., & Hou, M. (2001). Advances in fusion bonding techniques for joining thermoplastic matrix composites: a review. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 32(6), 839-857. doi: [https://doi.org/10.1016/S1359-835X\(00\)00166-4](https://doi.org/10.1016/S1359-835X(00)00166-4). Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X00001664>
- Ahmed, T. J., Stavrov, D., Bersee, H. E. N., & Beukers, A. (2006). Induction welding of thermoplastic composites-an overview. *Composites Part A (Applied Science and Manufacturing)*, 37(10), 1638-1651. doi: 10.1016/j.compositesa.2005.10.009. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesa.2005.10.009>
- ANSYS®. (2019a). Database.
- ANSYS®. (2019b). Maxwell® Help.
- Bae, D., Shin, P., Kwak, S., Moon, M., Shon, M., Oh, S., & Kim, G. (2015). Heating behavior of ferromagnetic Fe particle-embedded thermoplastic polyurethane adhesive film by induction heating. *Journal of Industrial and Engineering Chemistry*, 30, 92-97. doi: <https://doi.org/10.1016/j.jiec.2015.05.007>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1226086X15001641>
- Bastos, J. P. A., & Sadowski, N. (2013). *Magnetic Materials and 3D Finite Element Modeling*. Baton Rouge, UNITED STATES: CRC Press LLC. Repéré à <http://ebookcentral.proquest.com/lib/etsmtl-ebooks/detail.action?docID=1375224>
- Bayerl, T., Duhovic, M., Mitschang, P., & Bhattacharyya, D. (2014). The heating of polymer composites by electromagnetic induction - A review. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 57, 27-40. doi: 10.1016/j.compositesa.2013.10.024. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesa.2013.10.024>
- Bensaid, S., Trichet, D., & Fouladgar, J. (2005). 3-D Simulation of induction heating of anisotropic composite materials. *IEEE Transactions on Magnetics*, 41(5), 1568-1571. doi: 10.1109/TMAG.2005.845047
- Bergman, T. L., & Incropera, F. P. (2011). *Fundamentals of heat and mass transfer* (7th ed. éd.). Hoboken, N. J.: J. Wiley.

- Black, S. (2006, 11/01/2006). Advanced materials for aircraft interiors. Repéré à <https://www.compositesworld.com/articles/advanced-materials-for-aircraft-interiors>
- Boyard, N. (2016). 2. Experimental Determination and Modeling of Thermophysical Properties. Dans *Heat Transfer in Polymer Composite Materials - Forming Processes*. John Wiley & Sons. Repéré à <https://app.knovel.com/hotlink/pdf/id:kt011BRLP2/heat-transfer-in-polymer/conclusions>
- Brassard, D., Dubé, M., & Tavares, J. R. (2019). Supplementary Information for the Article : Modelling Resistance Welding of Thermoplastic Composites with a Nanocomposite Heating Element. *Document inédit*.
- Butler, C. A., McCullough, R. L., Pitchumani, R., & Gillespie Jr, J. W. (1998). Analysis of mechanisms governing fusion bonding of thermoplastic composites. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 11(4), 338-363.
- Callister, W. D., & Rethwisch, D. G. (2014). *Materials science and engineering : an introduction* (9th Edition. éd.). Hoboken, NJ: Wiley.
- Chu, T. K., & Ho, C. Y. (1977). Thermal Conductivity and Electrical Resistivity of Nine Selected AISI Stainless Steels. Repéré à <http://www.inductor-jmag.ru/files/content/a129160.pdf>
- Côté, N. (2018). *Réparation de composites à matrice thermoplastique en utilisant la soudure par induction* (Mémoire de maîtrise électronique, École de technologie supérieure). Repéré à <http://espace.etsmtl.ca/2139/>
- da Costa, A. P., Botelho, E. C., Costa, M. L., Narita, N. E., & Tarpani, J. R. (2012). A review of welding technologies for thermoplastic composites in aerospace applications. *Journal of Aerospace Technology and Management*, 4(3), 255-265. doi: 10.5028/jatm.2012.04033912. Repéré à <http://dx.doi.org/10.5028/jatm.2012.04033912>
- Duhovic, M., Hümert, M., Mitschang, P., Maier, M., Caldichoury, I., & L'Eplattenier, P. (2014). Further advances in simulating the processing of composite materials by electromagnetic induction. Dans *Proceedings of the 13th international LS-DYNA users conference*.
- Duhovic, M., L'Eplattenier, P., Caldichoury, I., & Hausmann, J. (2015). Advanced 3D finite element simulation of thermoplastic composite induction welding. Dans *20th International Conference on Composite Materials, ICCM 2015, July 19, 2015 - July 24, 2015* (Vol. 2015-July). International Committee on Composite Materials.
- Duhovic, M., Mitschang, P., Maier, M., Caldichoury, I., & L'Eplattenier, P. (2013). *Advances in simulating the processing of composite materials by electromagnetic induction* présentée à 9th European LS-DYNA Conference 2013.

- Duhovic, M., Moser, L., Mitschang, P., Maier, M., Caldichoury, I., & L'Eplattenier, P. (2012). Simulating the joining of composite materials by electromagnetic induction. Dans *Proceedings of the 12th international LS-DYNA users conference*.
- Fluxtrol. (2020). Ferrotron 559H. Repéré à <https://fluxtrol.com/inc/pdf/Ferrotron-559H-Specs.pdf>
- Giurgiutiu, V. (2016). Chapter 1 - Introduction. Dans V. Giurgiutiu (Éd.), *Structural Health Monitoring of Aerospace Composites* (pp. 1-23). Oxford: Academic Press. doi: <https://doi.org/10.1016/B978-0-12-409605-9.00001-5>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780124096059000015>
- Glotin, M., Cauchois, J. P., Philippe, A., & Klein, P. (2020). *Brevet Français n° FR 3 083 732 Courbevoie (FR)*. Institut national de la propriété industrielle: Arkema France & Institut de soudure.
- Goldstein, R. (2014). Magnetic Flux Controllers in Induction Heating and Melting. *ASM International*.
- Gouin O'Shaughnessey, P. (2014). *Modélisation et étude expérimentale du soudage par induction de composites thermoplastiques* (M.Eng., Ecole de Technologie Supérieure (Canada), Ann Arbor). Repéré à ProQuest Dissertations & Theses Global. (1585708). Repéré à <https://search.proquest.com/docview/1667768745?accountid=27231>
- Gouin O'Shaughnessey, P., Dubé, M., & Fernandez Villegas, I. (2016). Modeling and experimental investigation of induction welding of thermoplastic composites and comparison with other welding processes. *Journal of Composite Materials*, 50(21), 2895-2910. doi: 10.1177/0021998315614991. Repéré à <https://doi.org/10.1177/0021998315614991>
- Grewell, D., & Benatar, A. (2007). Welding of Plastics: Fundamentals and New Developments. *International Polymer Processing*, 22, 43-60. doi: 10.3139/217.0051
- Griffiths, D. J. (2014). *Introduction to Electrodynamics*. Pearson Education. Repéré à <https://books.google.ca/books?id=J9ygBwAAQBAJ>
- Haimbaugh Richard, E. (2001). *Practical Induction Heat Treating*. ASM International: ASM International.
- Hashin, Z., & Shtrikman, S. (1963). A variational approach to the theory of the elastic behaviour of multiphase materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 11(2), 127-140. doi: [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(63\)90060-7](https://doi.org/10.1016/0022-5096(63)90060-7). Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0022509663900607>

- Holland, M., van Tooren, M. J., Barazanchy, D., & Pandher, J. (2020). Modeling of induction heating of thermoplastic composites. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 0(0), 0892705720911979. doi: 10.1177/0892705720911979. Repéré à <https://journals.sagepub.com/doi/abs/10.1177/0892705720911979>
- Kim, H., Yarlagadda, S., Gillespie, J. W., Shevchenko, N. B., & Fink, B. K. (2002). A study on the induction heating of carbon fiber reinforced thermoplastic composites. *Advanced Composite Materials*, 11(1), 71-80. doi: 10.1163/156855102753613309. Repéré à <https://doi.org/10.1163/156855102753613309>
- Lee, W. I., & Springer, G. S. (1987). MODEL OF THE MANUFACTURING PROCESS OF THERMOPLASTIC MATRIX COMPOSITES. *Journal of Composite Materials*, 21(11), 1017-1055.
- Li, K. Y., Fleischmann, C. M., & Spearpoint, M. J. (2013). Determining thermal physical properties of pyrolyzing New Zealand medium density fibreboard (MDF). *Chemical Engineering Science*, 95, 211-220. doi: <https://doi.org/10.1016/j.ces.2013.03.019>. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0009250913001929>
- Lionetto, F., Pappada, S., Buccoliero, G., & Maffezzoli, A. (2017). Finite element modeling of continuous induction welding of thermoplastic matrix composites. *Materials & Design*, 120, 212-221. doi: 10.1016/j.matdes.2017.02.024. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.matdes.2017.02.024>
- Mallick, P. K. (1997). *Composites Engineering Handbook*. New York: CRC Press. Repéré à <http://search.ebscohost.com/login.aspx?direct=true&db=nlebk&AN=12808&site=ehost-live>
- Mark, J. E. (2009). *Polymer data handbook*. Oxford university press.
- Mason, H. (2020, 14 mai 2020). JEC Group announces 2020 Innovation Awards winners. Repéré à <https://www.compositesworld.com/news/jec-group-announces-2020-innovation-awards-winners>
- McKnight, S. H., Holmes, S. T., Gillespie Jr, J. W., Lambing, C. L. T., & Marinelli, J. M. (1997). Scaling issues in resistance-welded thermoplastic composite joints. *Advances in Polymer Technology*, 16(4), 279-295. doi: 10.1002/(SICI)1098-2329(199711)16:4<279::AID-ADV3>3.0.CO;2-S. Repéré à [http://dx.doi.org/10.1002/\(SICI\)1098-2329\(199711\)16:4<279::AID-ADV3>3.0.CO;2-S](http://dx.doi.org/10.1002/(SICI)1098-2329(199711)16:4<279::AID-ADV3>3.0.CO;2-S)
- Mitschang, P., Rudolf, R., & Neitzel, M. (2002). Continuous induction welding process, modelling and realisation. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 15(2), 127-153. doi: 10.1177/0892705702015002451. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1177/0892705702015002451>

- Moser, L. (2012). *Experimental Analysis and Modeling of Susceptorless Induction Welding of High Performance Thermoplastic Polymer Composites* Repéré à https://kluedo.ub.uni-kl.de/frontdoor/deliver/index/docId/4740/file/_Moser%202012%20-20Experimental%20Analysis%20and%20Modeling%20of%20Susceptorless%20Induction%20Welding%20of%20High%20Performance%20Thermoplastic%20Polymer%20Composites.pdf
- Moser, L., Mitschang, P., & Schlarb, A. K. (2008). Induction welding of thermoplastic polymer composites using robotic techniques. *SAMPE Journal*, 44(5), 43-48.
- Pall Corporation. (2020). How Cabin Air Systems Work. Repéré à <https://aerospace.pall.com/en/commercial-fixed-wing/how-cabin-air-systems-work.html>
- Pappada, S., Salomi, A., Montanaro, J., Passaro, A., Caruso, A., & Maffezzoli, A. (2015). Fabrication of a thermoplastic matrix composite stiffened panel by induction welding. *Aerospace Science and Technology*, 43, 314-320. doi: 10.1016/j.ast.2015.03.013. Repéré à <http://dx.doi.org/10.1016/j.ast.2015.03.013>
- Rudnev, V., Loveless, D., & L Cook, R. (2017). *Handbook of induction heating (2nd edition)*. CRC Press.
- Rudolf, R., Mitschang, P., & Neitzel, M. (2000). Induction heating of continuous carbon-fibre-reinforced thermoplastics. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 31(11), 1191-1202. doi: 10.1016/s1359-835x(00)00094-4. Repéré à <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1359835X00000944>
- Rudolf, R., Mitschang, P., Neitzel, M., & Rueckert, C. (1999). Welding of high-performance thermoplastic composites. *Polymers and Polymer Composites*, 7(5), 309-315.
- Yang, F., & Pitchumani, R. (2001). Fractal Description of Interlaminar Contact Development during Thermoplastic Composites Processing. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 20(7), 536-546. doi: 10.1177/073168401772678580. Repéré à <https://journals.sagepub.com/doi/abs/10.1177/073168401772678580>
- Yang, F., & Pitchumani, R. (2002a). Healing of Thermoplastic Polymers at an Interface under Nonisothermal Conditions. *Macromolecules*, 35(8), 3213-3224. doi: 10.1021/ma010858o. Repéré à <https://doi.org/10.1021/ma010858o>
- Yang, F., & Pitchumani, R. (2002b). Interlaminar contact development during thermoplastic fusion bonding. *Polymer Engineering & Science*, 42(2), 424-438. doi: 10.1002/pen.10960. Repéré à <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/pen.10960>

Yarlagadda, S., Kim, H. J., Gillespie, J. W., Shevchenko, N. B., & Fink, B. K. (2002). A Study on the Induction Heating of Conductive Fiber Reinforced Composites. *Journal of Composite Materials*, 36(4), 401-421. doi: 10.1177/0021998302036004171. Repéré à <https://doi.org/10.1177/0021998302036004171>

Zinn, S., Semiatin, S. L., Harry, I. L., & Jeffress, R. D. (1988). *Element of Induction Heating: Design, Control, and Applications*. ASM International.