TABLE DES MATIÈRES

INTRODUCTION 1

CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE 5
1.1 Les fixations mécaniques et le collage 5
1.2 Les différentes étapes du soudage de composites thermoplastiques 6
1.3 Soudage par induction 8
1.3.1 Mécanismes de chauffe 9
1.3.2 Paramètres du soudage par induction 13
1.3.2.1 Fréquence, effet de peau, profondeur de pénétration et courant 13
1.3.2.2 Géométrie de la bobine d'induction 16
1.3.2.3 Concentrateur de flux magnétique 16
1.3.2.4 Distance entre l'inducteur et le joint 18
1.3.2.5 Élément chauffant 18
1.3.2.6 Pression appliquée 20
1.3.2.7 Effet de bord 22
1.3.3 Théorie de la chauffe par induction 23
1.3.3.1 L'électromagnétisme 23
1.3.3.2 Équations de transfert de chaleur 26
1.3.4 Modélisation numérique 27
1.4 Soudage par résistance 29
1.5 Soudage ultrasonique 31
1.6 Méthode de caractérisation 33
1.7 Mise en évidence des lacunes de la littérature 36
1.8 Résumé 37

CHAPITRE 2 DÉMARCHE EXPÉRIMENTALE 39
2.1 Matériau 39
2.2 Fabrication des échantillons 39
2.3 Mesures et inspection 41
2.4 Montage de soudage 42
2.5 Soudage par induction 44
2.6 Caractérisation 45

CHAPITRE 3 MODÈLE NUMÉRIQUE 47
3.1 Définition d'un modèle numérique dans Comsol Multiphysics® 47
3.1.1 Géométrie 47
3.1.2 Matériaux 48
3.1.3 Hypothèses du modèle 50
3.1.4 Conditions frontières 50
3.1.4.1 Conditions frontières du module de champ magnétique 51
3.1.4.2 Conditions frontières du module transfert de chaleur 53
3.1.5 Maillage 53
3.2 Exemple d'une simulation 54

3.3 Analyse de sensibilité 59
3.4 Résumé.....68

CHAPITRE 4 MODELLING AND EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF INDUCTION WELDING OF THERMOPLASTIC COMPOSITES AND COMPARISON WITH OTHER WELDING PROCESSES 69
4.1 Abstract.....69
4.2 Introduction.....70
4.3 Experimental.....76
4.3.1 Materials and specimen geometry 76
4.3.2 Induction welding 76
4.3.3 Resistance welding..... 80
4.3.4 Ultrasonic welding 81
4.3.5 Mechanical testing and characterization methods 81
4.4 Finite element modelling of induction heating 82
4.4.1 Fundamental..... 82
4.4.2 Materials properties 84
4.4.3 Assumptions..... 87
4.4.4 Model definition..... 87
4.5 Induction welding 90
4.5.1 Heating behavior..... 90
4.5.2 Mechanical performance..... 94
4.5.3 Failure modes analysis and cross-section micrographs 96
4.6 Comparison between induction, resistance and ultrasonic welding 98
4.7 Conclusion 100

CONCLUSION.....101

ANNEXE I PROPRIÉTÉS ÉQUIVALENTES DE L'ÉLÉMENT CHAUFFANT 103

ANNEXE II CONDUCTIVITÉ THERMIQUE ÉQUIVALENTE DU LAMINÉ DE CF/PPS.....113

ANNEXE III FICHE TECHNIQUE TENCATE CETEX® TC1100 PPR RESIN SYSTEM.....117

ANNEXE IV SÉQUENCE DE POSITIONNEMENT DES CÉRAMIQUES DU MONTAGE DE SOUDAGE PAR INDUCTION 121

ANNEXE V RAPPORT MODÉLISATION NUMÉRIQUE GÉNÉRÉ PAR COMSOL MULTIPHYSICS®.....129

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....157

LISTE DES TABLEAUX

Page

Tableau 1-1 Désavantages des fixations mécaniques 6

Tableau 1-2 Résultats de résistance au cisaillement dans la littérature 34

Tableau 3-1 Liste des propriétés des matériaux dépendantes et indépendantes de la température 49

Tableau 3-2 Conditions frontières et domaines de calcul d'un modèle numérique.....51

Tableau 3-3 Caractéristiques de l'élément chauffant en prenant en compte les films de PPS Propriétés.....55

Tableau 3-4 Propriétés des matériaux à température ambiante Propriétés 56

Tableau 3-5 Variation des paramètres de l'étude de sensibilité 59

Tableau 3-6 Variation maximum de la température dans l'intervalle de ±15% par rapport à la valeur de base de chaque paramètre 67

Table 4-1 Overview of induction heating modeling 74

Table 4-2 Heating element characteristics, taking into account the neat PPS resin films 77

Table 4-3 Welding parameters 82

Table 4-4 Materials properties 86

Table 4-5 Comparison between experimental and predicted heating rates.....93

Table 4-6 Comparison of LSS for IW, RW and UW 99

LISTE DES FIGURES

Page

Figure 0-1 Les différents procédés de soudage…… 2

Figure 1-1 Résumé d'un procédé de soudage.....7

Figure 1-2 Schématisation simplifiée du procédé de soudage par induction 9

Figure 1-3 Mécanisme de génération de chaleur.....10

Figure 1-4 Schématisation et simplification des pertes d'hystérésis diélectrique 11

Figure 1-5 Schématisation et simplification des pertes par résistance de contact.....12

Figure 1-6 Densité de courant (A/m²) d'une section transversale d'un fil parcouru par a) un courant continu et b) par un courant alternatif (droite).....14

Figure 1-7 Effet de la fréquence sur δ Tirée de 15

Figure 1-8 Exemple de motifs de chauffe associés à des géométries de bobines.....16

Figure 1-9 Exemple de l'effet d'un concentrateur de flux magnétique 17

Figure 1-10 Schéma d'un treillis métallique utilisé comme élément chauffant.....19

Figure 1-11 Impact de la pression sur la résistance en cisaillement de joints soudés par résistance à l'aide d'un élément chauffant unidirectionnel avec un niveau de puissance de 69kW/m² pendant 90s 21

Figure 1-13 Schématisation du soudage par résistance 31

Figure 1-14 Vue de côté du soudage ultrasonique : vecteur énergétique plat à gauche et vecteur énergétique triangulaire à droite 32

Figure 1-15 Modes de rupture d'un joint soudé avec un élément chauffant.....35

Figure 2-1 Cycle de mise en forme d'un laminé de CF/PPS.....40

Figure 2-2 Géométrie des spécimens de soudage.....41

Figure 2-3 Mesure de la température d'un coupon 41

Figure 2-4 Montage de soudage par induction : vue 3D de la structure et les mouvements possibles 43

Figure 2-5 Montage de soudage : vue 3D du détail de la zone de soudage (1) Applicateur de pression, (2) Concentrateur de flux magnétique, (3) Céramiques, (4) Plaque de fibre de verre et (5) Inducteur.....44

Figure 2-6 Schéma de montage d'un essai de cisaillement par traction.....45

Figure 3-1 Géométrie du modèle.....48

Figure 3-2 Isolation magnétique.....52

Figure 3-3 Types de maillage : a) tétraèdre et b) couche limite 54

Figure 3-4 Chaleur massique et conductivité électrique (σx,y) des stratifiés en fonction de la température 55

Figure 3-5 Champ thermique d'un échantillon après 55 s de chauffe et un courant de 500 A 57

Figure 3-6 Comparaison de la courbe de température du thermocouple entre les données expérimentales et numériques.....57

Figure 3-7 Champ thermique du spécimen à 55 secondes : vue de coupe 58

Figure 3-8 Champ thermique de l'élément chauffant à 500 A et après 55 s de chauffe : vue du dessus 58

Figure 3-9 Effet du courant de bobine sur la température et la puissance induite.....60

Figure 3-10 Effet de la fréquence sur la température et la puissance induite.....61

Figure 3-11 Effet de la fréquence sur la profondeur de pénétration.....62

Figure 3-12 Effet de la distance séparant la bobine d'induction et le joint sur la température et la puissance induite 62

Figure 3-13 Effet de la conductivité électrique des stratifiés sur la température et la puissance induite.....63

Figure 3-14 Effet de la chaleur massique des stratifiés sur la température et la puissance induite.....64

Figure 3-15 Effet de la conductivité thermique des stratifiés sur la température.....64

Figure 3-16 Effet de la conductivité électrique de l'élément chauffant sur la température et la puissance induite 65

Figure 3-17 Effet de la conductivité thermique de la céramique sur la température....66

Figure 3-18 Effet de la chaleur massique de la céramique 66

Figure 4-1 Lap shear specimen geometry 76

Figure 4-2 Induction heating: a) coil geometry b) heating element geometry and c) induction welding setup 78

Figure 4-3 Effect of the magnetic flux concentrator on the current density 79

Figure 4-4 Resistance welding setup 80

Figure 4-5 Ultrasonic welding setup 81

Figure 4-6 Heat capacity and electrical conductivity (σx,y) of the adherends (CF/PPS) as a function of temperature 86

Figure 4-7 Model geometry with boundary conditions 88

Figure 4-8 Modeling methodology 89

Figure 4-9 Heating rate as a function of the HE wire diameter 90

Figure 4-10 LSS as a function of the heating element geometry and input current 91

Figure 4-11 Temperature-time curves predicted numerically and measured experimentally for welding configurations 5 and 11 92

Figure 4-12 Temperature-time curves predicted numerically and measured experimentally for welding configurations 8 and 10 92

Figure 4-13 Thermal maps and fracture surfaces: a) induction-welded specimen (HE C and 500 A) and b) results of resistance-welded specimen 94

Figure 4-14 LSS as a function of the heating rate 95

Figure 4-15 LSS as a function of the HE ratio (open gap area / wire diameter) 96

Figure 4-16 Cross-section micrographs: a to d) specimens welded by IW using a 500 A input current and HE A to D, respectively, e) specimen welded by RW and f) specimen welded by UW. The arrow indicates the weld line. . 97

Figure 4-17 Fracture surfaces: a) specimens welded by IW with a current of 550 A and HE A, b) specimens welded by IW with a current of 500 A and HE D, c) specimens welded by RW and d) specimen welded by UW. Arrows indicate unwelded area. 98

Rapport-Gratuit.com

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

Acronyme	
CF/PPS	Cabon fiber and polyphenylene sulfide
FEA	Finite element analysis
HE	Heating element
IW	Induction welding
LSS	Lap shear strength
MF	Magnetic field
PEI	Polyétherimide
RW	Resistance welding
UD	Unidirectional
UW	Ultrasonic welding

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

Variable grecque

δ	Profondeur de pénétration [m]
∇	Gradient [-]
ε	Émissivité [-]
ε_0	Permittivité du vide
ρ	Résistivité électrique [Ω/m]
ρ	Densité charge électrique
ρ	Masse volumique [kg/m³]
σ	Conductivité électrique [S/m]
σ	Constante de Stephan-Boltzmann [W/($m^{2*}K^4$)]
μ	Perméabilité magnétique [H·m-1]
μ_0	Perméabilité magnétique du vide [H·m-1]
μ_r	Perméabilité magnétique relative [-]
μ_{mf}	La viscosité [Pa·s]
ψ	Jauge
ω	Fréquence [rad/s]
Ω	Ohm (unité de mesure de résistance électrique)

Variable latine

a	Aire comprise entre les spires de la bobine d'induction [m²]
a^*	Facteur géométrique pour l'estimation du contact surfacique [m]
A	Potentiel magnétique [A/m]
A	Ampère (unité de mesure de courant électrique)
B	Densité de flux magnétique [T]
C	Coulomb (unité de mesure de charge électrique)
Cp	Chaleur massique [J/(kg J)]
d	Distance de la entre la surface d'un conducteur électrique et le point inspecté [m]
D	Densité de flux électrique [C/m²]
E	Champ électrique [V/m]
$\dot{E}_g$	Énergie thermique générée [W]
$\dot{E}_{in}$	Énergie thermique entrante [W]
$\dot{E}_{out}$	Énergie thermique sortante [W]
$\dot{E}_{st}$	Énergie emmagasinée [W]
f	Fréquence du champ magnétique [Hz]
h_{conv}	Facteur de convection [W/(m² K)]
H	Champ magnétique [A/m]
H	Henry (unité de mesure d'incductance)
J	Joule (unité de mesure d'énergie)
I	Courant électrique [A]
J	Densité de courant [A/m²]

J_0	Densité de courant à la surface d'un conducteur électrique [A/m²]
J_d	Densité de courant à une distance d de la surface [A/m²]
J_e	Densité de courant d'excitation [A/m²]
K	Kelvin (unité de mesure de température)
Kg	Kilogramme (unité de mesure de masse)
K	Conduction thermique [W/(mK)]
l	Distance parcourue par le flux de chaleur [m]
m	Mètre (unité de mesure de distance)
Pa	Pascal (unité de mesure de pression)
P_{app}	La pression appliquée [Pa]
$\dot{q}_{\ cond}$	Taux de chaleur volumétrique par conduction [W/m³]
$\dot{q}_{\ conv}$	Taux de chaleur volumétrique par convection [W/m³]
$q''_{\ rad}$	Flux de chaleur par radiation [W/m²]
Q	Chaleur généré par les courants de Foucault [W]
r	Distance déparant la bobine d'induction et le point observer pour calculer H [m]
$\hat{r}$	Vecteur unitaire de r [-]
rad	Radian (unité de mesure d'angle)
R	Résistance électrique [Ω]
s	Seconde (unité de mesure de temps)
S	Siemens (unité de mesure de conductivité électrique)
tc	Temps de contact [s]
T	Température [K]
T	Tesla (unité de mesure de la densité de flux magnétique)
Tc	Température du corps chaud [K]
Tsur	Température des surfaces environnantes [K]
V	Potentiel électrique [V]
V	Volt (unité de mesure de différence de potentiel)
w^*	Facteur géométrique pour l'estimation du contact surfacique [-]
W	Watt (unité de mesure de puissance)

INTRODUCTION

Deux types de matrice sont employés pour la mise en forme de matériaux composites à renfort fibreux, soit les thermodurcissables et les thermoplastiques. Les thermoplastiques étant très visqueux à température ambiante, la complexité des pièces qui peuvent être fabriquées à partir de ces matériaux est limitée. Par exemple, les procédés d'infusion ne peuvent être utilisés pour ces matériaux et il faut typiquement se tourner vers le moulage à l'autoclave ou par compression pour fabriquer des pièces de composites thermoplastiques. Ces pièces peuvent ensuite être jointes entre elles pour former une structure complexe. Les joints étant souvent les points faibles d'une structure, il convient de bien étudier les méthodes d'assemblage pouvant être utilisées. À cet égard, les composites thermoplastiques détiennent un avantage important puisqu'il est possible de les souder. Pour ce faire, il suffit de chauffer les surfaces à souder puis les refroidir sous application de pression. Le soudage de tels matériaux est très rapide et peut être aisément inspecté par les technologies d'inspection non destructives habituelles.

Les procédés de soudage sont catégorisés en fonction de la méthode de chauffe (*Voir* Figure 0-1). Le soudage thermique implique une chauffe directe des surfaces à souder par convection, radiation ou conduction. Ce sont généralement, des procédés de soudage relativement longs et ils sont sujets à une déconsolidation du composite pendant la chauffe. Le soudage par vibration implique une élévation de la température causée par la friction entre deux surfaces. Des quatre procédés de cette catégorie présentés à la Figure 0-1, seul le soudage ultrasonique ne produit pas d'endommagement aux fibres. Le soudage électromagnétique tire quant à lui avantage d'un champ magnétique ou d'un courant électrique afin de générer de la chaleur. Parmi toute la gamme de procédés de soudage, trois procédés se sont montrés particulièrement prometteurs pour les composites thermoplastiques hautes performances : le soudage par résistance, le soudage ultrasonique et le soudage par induction. Le soudage par induction est probablement celui offrant le plus de liberté étant un procédé de soudage sans contact direct avec les stratifiés.

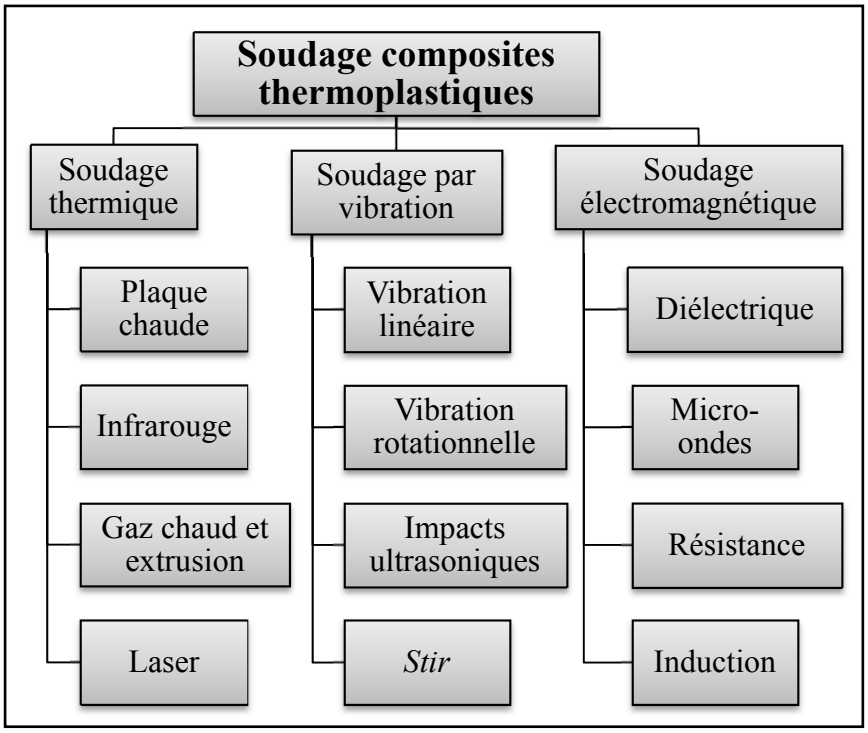

Figure 0-1 Les différents procédés de soudage

À ce jour, la majorité des études ayant pour sujet le soudage de composites thermoplastiques par induction portent sur des stratifiés constitués de tissus de fibres de carbone agissant comme foyer de génération de chaleur. Cependant, puisque la fibre unidirectionnelle est largement utilisée dans l'aéronautique, il est pertinent d'investiguer le soudage de tels stratifiés. Cette étude porte donc sur le soudage par induction de stratifiés composites thermoplastiques constitués de fibre de carbone unidirectionnelle à l'aide d'un élément chauffant. Les objectifs spécifiques sont :

I. Déterminer l'effet de certains paramètres de soudage tels que l'intensité du courant électrique appliqué à la bobine d'induction et les caractéristiques de l'élément chauffant sur le comportement thermique du joint et ses performances mécaniques.
II. Développer un modèle numérique capable de prédire le comportement thermique des stratifiés soudés par induction.
III. Comparer les performances de joints soudés par induction aux joints soudés par deux autres procédés de soudage : le soudage par résistance et le soudage ultrasonique.

Ce mémoire se divise en trois chapitres. Le premier chapitre constitue une revue de littérature, couvrant les types de matrice, les trois procédés de soudage explorés dans le projet et les méthodes de caractérisation. Le deuxième fournit des détails sur la méthodologie expérimentale employée. Le troisième chapitre se penche sur la modélisation numérique de la chauffe par induction. Un modèle type ainsi qu'une étude de sensibilité y sont présentés. Le quatrième chapitre constitue un article de journal soumis à *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* qui réalise les objectifs mentionnés ci-haut. Une grande partie des résultats expérimentaux du chapitre quatre ont aussi été présentés à la conférence SAMPE-Europe (Gouin O. et Dubé, 2014).

CHAPITRE 1

REVUE DE LITTÉRATURE

Ce chapitre présente une revue de littérature couvrant les différents sujets et théories liés au projet de recherche. Elle survole les différentes étapes des procédés de soudage de composites thermoplastiques, les trois procédés de soudage étudiés dans ce mémoire, les méthodes de caractérisation des joints soudés et la modélisation numérique du soudage par induction. De plus, une critique du travail fait dans le domaine jusqu'à ce jour est présentée de même qu'un rappel des objectifs de l'étude ainsi que son originalité.

1.1 Les fixations mécaniques et le collage

Les méthodes d'assemblage auxquelles l'industrie métallurgique a recourt ne sont pas directement transférables aux matériaux composites selon Schwartz (1994) et Strong (1993) cités dans Ageorges, Ye et Hou (2001, p. 839). Le Tableau 1-1 présente une liste illustrant les désavantages des fixations mécaniques dans un assemblage impliquant des pièces de composites.

Les composites thermodurcissables sont généralement assemblés par collage. Cependant, ce procédé nécessite une préparation de surface importante et un temps de durcissement relativement long (Ahmed et al., 2006, p. 1638; Silverman et Griese, 1989, pp. 34-38). Todd (1990, pp. 383-392) mentionne qu'il est difficile, dans un milieu industriel, de parvenir à contrôler le résultat des collages. S'il est bâclé, il y aura une incidence négative directe sur la résistance et la durabilité du joint (Ingram et Ramani, 1997, pp. 39-45; Venables, 1984, pp. 2431-2453). Par ailleurs, selon Matthew (1986), cité dans Whitworth et al. (1995, p. 86), la résistance du collage décroît lorsque celui-ci est soumis à un environnement agressif. De plus, selon Xiao, Hoa et Street (1990, p. 37), l'opération de collage est moins efficace avec les thermoplastiques puisqu'en général, l'époxy est moins compatible avec les thermoplastiques. Finalement, l'argument le plus significatif pour trouver une alternative au collage est l'impossibilité de certifier ce procédé dans le domaine aérospatial puisqu'il est

Rapport-Gratuit.com

difficile de vérifier sa qualité avec des techniques d'inspection non destructives (Barroeta-Robles, Cole et Sands, 2010; Gardiner, 2014).

Tableau 1-1 Désavantages des fixations mécaniques

Désavantage	Référence(s)
Concentrations de contraintes causées par les trous de perçage	(Ahmed et al., 2006, p. 1638; Strong, 1993);
Délamination causée par le perçage	(Ahmed et al., 2006, p. 1638; Todd, 1990, pp. 383-392);
Contrainte due à l'expansion thermique inégale	(Ageorges, Ye et Hou, 2001, p. 839; Ahmed et al., 2006, p. 1638);
Infiltration d'eau entre les éléments d'assemblage et la pièce elle-même	(Ageorges, Ye et Hou, 2001, p. 839; Ahmed et al., 2006, p. 1638)
Ajout de poids	(Ahmed et al., 2006, p. 1638; Schwartz, 1994, pp. 35-88)
Temps d'assemblage important	(Ageorges, Ye et Hou, 2001, p. 839; Ahmed et al., 2006, p. 1638)
Possibilité de corrosion galvanique	(Ageorges, Ye et Hou, 2001, p. 839; Ahmed et al., 2006, p. 1638)

1.2 Les différentes étapes du soudage de composites thermoplastiques

Peu importe le procédé de soudage de composites thermoplastiques choisi, le principe général est le même. Il se décline en quatre étapes, soit la chauffe, l'application d'une pression, la diffusion intermoléculaire et le refroidissement. L'étape de la chauffe sera le sujet des trois prochains sous-chapitres et ne sera pas abordée ici.

Suite à la chauffe, la matrice voit sa viscosité et sa rigidité diminuer. Peu importe si la surface était rugueuse ou non avant la chauffe, à ce stade-ci, plusieurs microcavités sont présentes telle que l'illustre la Figure 1-1. Pour de s'en débarrasser, l'application d'une pression est nécessaire afin de maximiser le contact surfacique entre les deux stratifiés (Benatar et Gutowski, 1986; Yang et Pitchumani, 2002). Grâce à la température élevée et à l'application de pression, la matrice se déforme et un meilleur contact surfacique est établi. La présence d'une zone riche en matrice à l'interface du joint favorise le déplacement de matrice et accélère la création d'un bon contact surfacique (Benatar et Gutowski, 1986). De plus, une température uniforme est nécessaire afin d'avoir un déplacement de résine uniforme puisque la viscosité de la matrice est fonction de la température (Benatar et Gutowski, 1986). Les paramètres importants pour obtenir un bon contact surfacique sont la température, la pression et le temps de chauffe (Butler et al., 1998; Yang et Pitchumani, 2001). L'équation suivante l'illustre bien (Mantell et Springer, 1992).

$$D_{ic} \approx \frac{1}{w^*}\left[a^* \int_0^{tc} \frac{P_{app}}{\mu_{mf}} dt\right]^{1/5} \tag{1.1}$$

Dans cette équation, D_{ic} est l'indice adimensionnel de contact surfacique, w^* (m) et a^* (m) sont des facteurs géométriques, P_{app} est la pression appliquée (Pa), μ_{mf} (Pa·s) est la viscosité et tc (s) est le temps de contact.

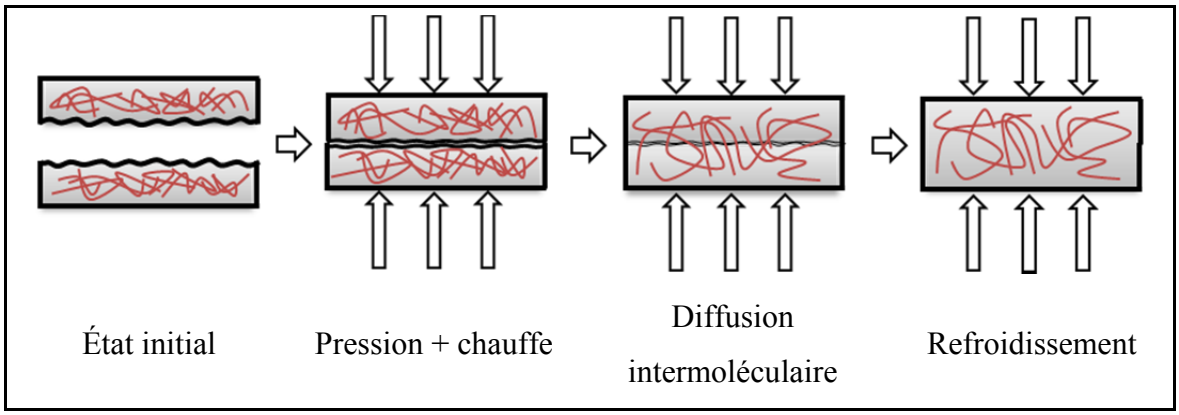

Figure 1-1 Résumé d'un procédé de soudage

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

Une fois que la température de transition vitreuse pour les amorphes ou de fusion pour les semi-cristallins est atteinte, la diffusion intermoléculaire s'active. Elle se décline en cinq étapes que sont le réarrangement des surfaces, l'approche de surface, le mouillage, la diffusion et l'arrangement aléatoire des molécules (Butler et al., 1998). Les deux premières étapes constituent des modifications aux surfaces. À l'étape du mouillage, les irrégularités de surface disparaissent de sorte que le contact est complet entre les deux surfaces. La différence entre la phase du mouillage et du contact surfacique est l'échelle des aspérités. Dans le premier cas, elles sont beaucoup plus petites. Finalement, la dernière étape du procédé de soudage est le refroidissement. La vitesse de celui-ci déterminera le taux de cristallinité d'une matrice semi-cristalline. La Figure 1-1 illustre la progression des chaînes de polymère lors du procédé de soudage. Pour plus de détails sur les particularités de ces étapes, Butler et al. (1998) constitue une bonne référence.

1.3 Soudage par induction

La génération de chaleur par induction ne date pas d'hier. En effet, ce procédé de soudage est appliqué dans l'industrie des métaux depuis 1916 (Haimbaugh, 2001, p. 1). Celui-ci est basé sur le couplage d'un champ magnétique et d'un matériau qui est conducteur électrique ou magnétique (Border et Salas, 1989, pp. 2569-2570). Une bobine d'induction est parcourue par un courant électrique alternatif à haute fréquence, ce qui engendre un champ magnétique alternatif ayant la même fréquence (Ahmed et al., 2006, p. 1639). Dans le cas où un matériau étant conducteur électrique est à proximité de la bobine d'induction, des courants de Foucault sont générés (*Voir* Figure 1-2) et ceux-ci entraînent des pertes de Joule, i.e., une génération de chaleur. La Figure 1-2 illustre un montage typique de soudage par induction. Une fois que la température désirée est atteinte à l'interface du joint, le courant de la bobine est arrêté et l'ensemble refroidit, sous l'application d'une pression, pour former un joint soudé. Sur le schéma de la Figure 1-2, la pression est appliquée par un bloc de céramique.

Dans le cas d'un matériau ferromagnétique, des pertes d'hystérésis sont causées par les dipôles magnétiques qui oscillent en fonction du champ. Ce mécanisme de chauffe ne sera

pas étudié davantage dans cette revue de littérature puisque les équipements de l'École de technologie supérieure ne sont pas en mesure de souder avec un tel procédé puisqu'une fréquence de l'ordre du MHz est nécessaire.

Un matériau ayant une bonne conductivité électrique peut être ajouté à l'interface du joint dans le cas où les stratifiés sont constitués d'une fibre non conductrice. Ce matériau est nommé un élément chauffant et permet d'avoir une chauffe localisée à l'interface du joint. L'utilisation d'un élément chauffant sera abordée à la section 1.3.2.5.

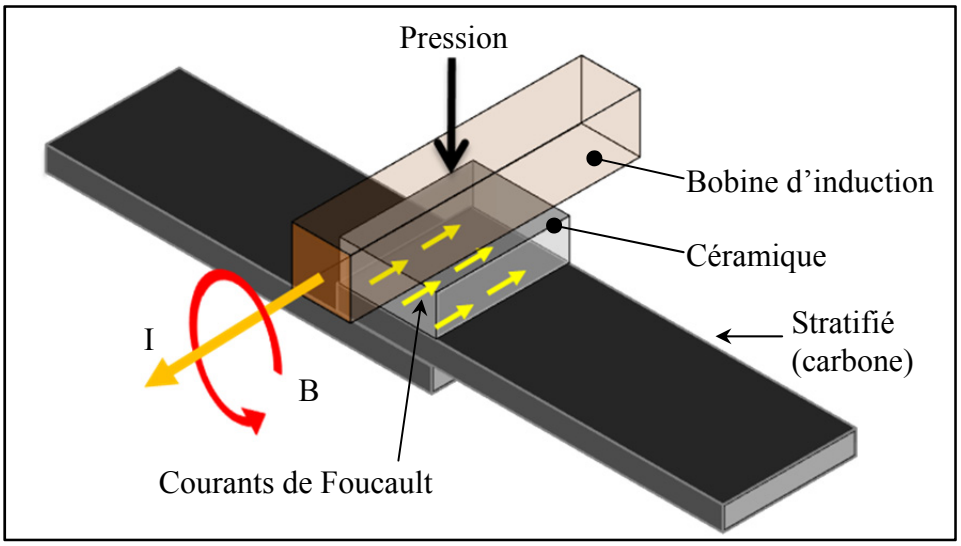

Figure 1-2 Schématisation simplifiée du procédé de soudage par induction

1.3.1 Mécanismes de chauffe

Il y a deux foyers de génération de chaleur dans le cas d'un stratifié de fibre de carbone comportant suffisamment de boucles de courant pour être chauffé. Il y a la fibre elle-même et les jonctions entre celles-ci (*Voir* Figure 1-3). La fibre elle-même subit des pertes de Joule. De leur côté, les pertes diélectriques et les pertes causées par les résistances de contact surviennent aux jonctions des fibres (Yarlagadda et al., 2002).

L'effet Joule dans la fibre a été exploré en profondeur par Miller et al. (1990). La génération de chaleur dépend alors de la longueur de la fibre, de la superficie de la section transversale ainsi que de la résistivité du matériau. Mitschang, Rudolf et Neitzel (2002, p. 129) ont effectué une étude simple afin d'établir que ce mécanisme est dominant par rapport aux autres. Il s'agit d'une expérimentation très simple qui consiste à comparer la chauffe par induction d'abord sur un laminé de tissus de carbone consolidés et, par la suite, sur la fibre carbone sans matrice. Une faible différence de température a été relevée entre les deux types d'échantillon. Mitschang, Rudolf et Neitzel (2002, p. 129) en ont conclu que la chauffe était exclusivement générée dans la fibre et aux jonctions de celles-ci. En effet, puisque la chauffe était similaire sans matrice, ils en ont déduit que les pertes diélectriques étaient négligeables.

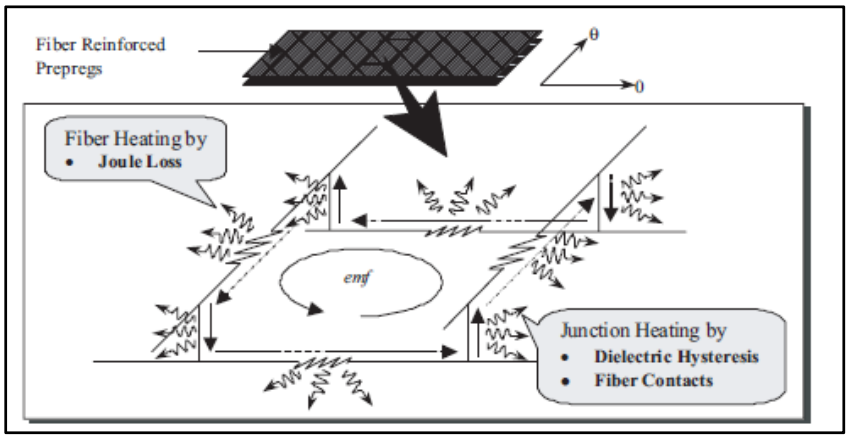

Figure 1-3 Mécanisme de génération de chaleur
Tirée de Yarlagadda et al. (2000) cité dans
Yarlagadda et al. (2002, p. 403)

Cependant, Fink, McCullough et Gillespie (1992, p. 366) ont démontré que les pertes d'hystérésis diélectriques étaient dominantes. Selon eux, les fibres ne se touchent pas suffisamment pour établir un bon contact et une différence de potentiel est créée entre les fibres. À partir de cette base, ils ont simplifié le stratifié constitué de fibre unidirectionnelle en modélisant un circuit électrique contenant des condensateurs et des résistances tel qu'illustré à la Figure 1-4 (Yarlagadda et al., 2002, pp. 404-405). Fink, McCullough et Gillespie (1992, p. 368) ont mené des expérimentations qui ont permis d'établir que pour un stratifié constitué de fibre unidirectionnelle ayant des matrices différentes, la génération de

chaleur est différente. Les auteurs en ont conclu que la génération de chaleur serait largement influencée par la matrice plutôt que par la fibre. Afin d'obtenir la meilleure génération de chaleur par pertes diélectriques, il est nécessaire que l'épaisseur des plis au-dessus et en dessous du joint ainsi que la fraction volumique de la fibre soient les plus élevées possible. De plus, l'épaisseur de la résine entre les plis de fibre et le diamètre de ces dernières doivent être les plus faibles possible (Fink, McCullough et Gillespie, 2000, p. 23). Il est important de noter que ces expérimentations ont été produites avec des paramètres et des conditions d'expérimentation largement différents que ceux utilisés par Mitschang, Rudolf et Neitzel (2002, p. 129) tel que l'architecture des laminés. Par exemple, ces derniers ont utilisé un tissu de fibre de carbone alors que Fink, McCullough et Gillespie (1992, p. 363) ont utilisé de la fibre unidirectionnelle. Il n'est donc pas possible de comparer directement les résultats de ces deux études.

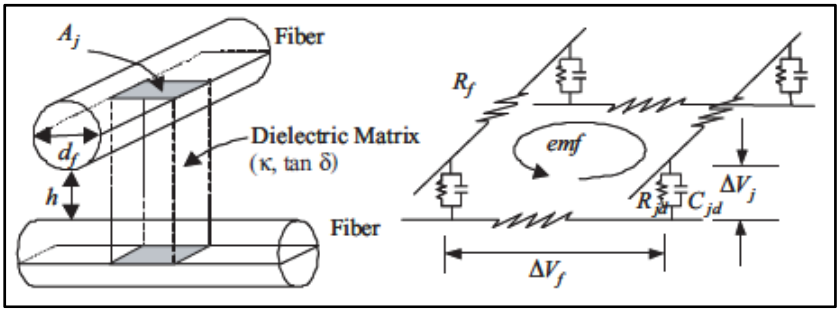

Figure 1-4 Schématisation et simplification
des pertes d'hystérésis diélectrique
Tirée de Yarlagadda et al. (2002, p. 405)

Contrairement au cas précédent, les pertes par résistances de contact prennent en compte un bon contact aux jonctions des fibres. Ces jonctions sont possibles entre les plis des fibres unidirectionnelles ou dans les tissés. Cette fois, la simplification du circuit électrique comprend uniquement des résistances (*Voir* Figure 1-5). Cette mécanique de chauffe a été relevée pour la première fois dans le cadre de l'étude de Yarlagadda et al. (2001). Comme il a été précédemment mentionné, Mitschang, Rudolf et Neitzel (2002) en sont aussi venus à la conclusion que cette mécanique de chauffe était importante.

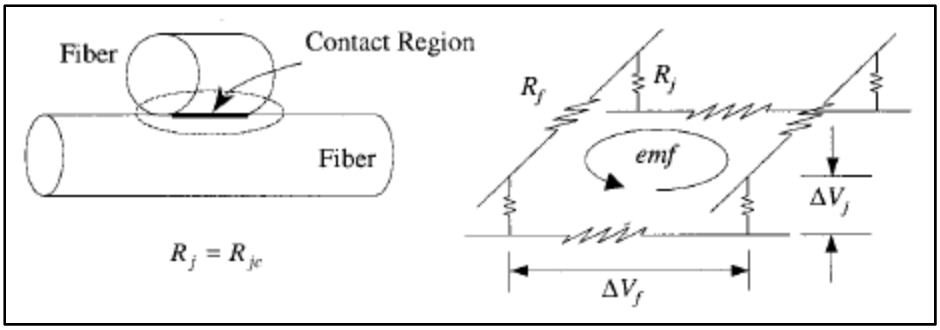

Figure 1-5 Schématisation et simplification
des pertes par résistance de contact
Tirée de Yarlagadda et al. (2002, p. 405)

Afin de démêler les trois mécanismes de chauffe, Yarlagadda et al. (2002, pp. 416-417) ont produit une étude adimensionnelle permettant d'établir dans quel cas chaque mécanisme est dominant. Voici leurs conclusions principales :

- Les pertes diélectriques et les pertes par résistance de contact dominent les pertes de Joule excepté lorsque la résistance de contact est inférieure à 1000 Ω. Cependant, une si faible résistance ne survient pas dans le cas de fibres de carbone.
- L'architecture des fibres a un impact significatif sur le type de chauffe. En effet, les stratifiés de fibres unidirectionnelles seraient davantage sujets à une chauffe aux jonctions alors qu'un stratifié constitué de tissus subirait davantage des pertes de Joule dans la fibre. Cela qui confirmerait les résultats de Mitschang, Rudolf et Neitzel (2002).
- La pression, la température et l'architecture des fibres (unidirectionnelles ou tissu) peuvent faire évoluer le mécanisme de chauffe d'une chauffe aux jonctions à une chauffe dans la fibre.
- Les pertes de résistance de contact dominent les pertes diélectriques lorsqu'un contact est présent entre les fibres.

Donc, pour tous les stratifiés mis en forme avec une pression suffisante, les pertes diélectriques devraient être négligeables, ce qui limite la chauffe dans la fibre et aux jonctions de celles-ci par pertes de résistance de contact. Cela confirme la méthodologie de

mesure de la résistance d'un stratifié employé par Rudolf, Mitschang et Neitzel (2000), c'est-à-dire, une mesure simple avec un ohmmètre puisque la résistance électrique lue combine la résistance de la fibre et la résistance aux jonctions.

1.3.2 Paramètres du soudage par induction

Plusieurs paramètres peuvent affecter le résultat thermique et mécanique d'un joint. Certains d'entre eux seront abordés dans ce sous-chapitre tels que les paramètres liés à l'équipement, le concentrateur de flux magnétique, la distance entre la bobine d'induction et le joint, l'élément chauffant, la pression et l'effet de bord.

1.3.2.1 Fréquence, effet de peau, profondeur de pénétration et courant

La source de tension sélectionne la fréquence idéale en fonction de la géométrie de la bobine d'induction et du couplage entre celle-ci et la pièce à être chauffée. En général, une fréquence de l'ordre de 250 à 450 kHz est nécessaire pour chauffer un joint avec ou sans élément chauffant. L'effet de peau est influencé par la fréquence du courant de bobine ainsi que par la conductivité électrique du matériau et est un phénomène bien documenté dans la littérature. La répartition de la densité du courant dans la coupe transversale d'un conducteur électrique n'est pas la même s'il s'agit d'un courant continu ou alternatif. Alors que pour un courant continu la densité du courant est uniforme, elle suit la relation décrite à l'équation (1.2) pour un courant alternatif :

$$J_d = J_0 e^{-d/\delta} \tag{1.2}$$

où J_d est la densité de courant (A/m²) à une distance d de la surface, J_0 est la densité de courant de surface (A/m²), d est la distance (m) entre la surface et le point inspecté et δ est la profondeur de pénétration (m). L'effet de peau peut être variable dans le cas où le matériau sujet à la chauffe a une conductivité électrique dépendante de la température. La profondeur de pénétration (δ) est la distance par rapport à la surface extérieure du conducteur où la

densité de courant n'est plus que 37% de la densité de courant de surface. Elle est définie par l'équation (1.3)

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho}{\pi \mu f}} \tag{1.3}$$

où ρ est la résistivité du matériau ($\Omega \cdot$ m), μ sa perméabilité magnétique (H·m^{-1}) et f (Hz) la fréquence du champ magnétique. Les densités de courant pour des courants continus et alternatifs sont montrées à la Figure 1-6.

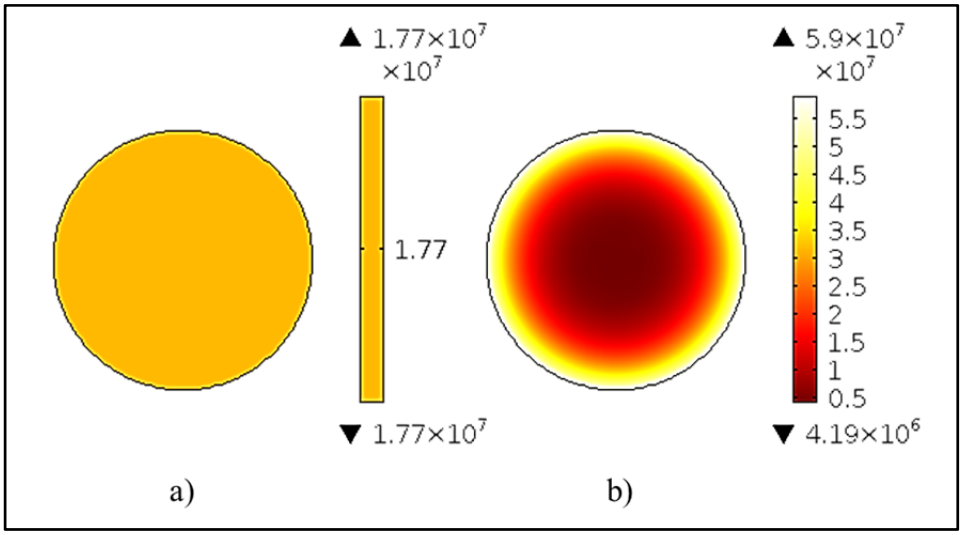

Figure 1-6 Densité de courant (A/m²) d'une section transversale d'un fil parcouru par a) un courant continu et b) par un courant alternatif (droite)

La Figure 1-7 montre l'impact de la fréquence sur la profondeur de pénétration d'un stratifié composé de fibre de carbone et de polyétherétherkétone. L'impact est particulièrement important pour une fréquence variant entre 0 et 1 MHz, qui correspond à la plage de fréquence utilisée pour souder des stratifiés de carbone. Cela signifie que la fréquence a un impact significatif sur le comportement thermique du joint.

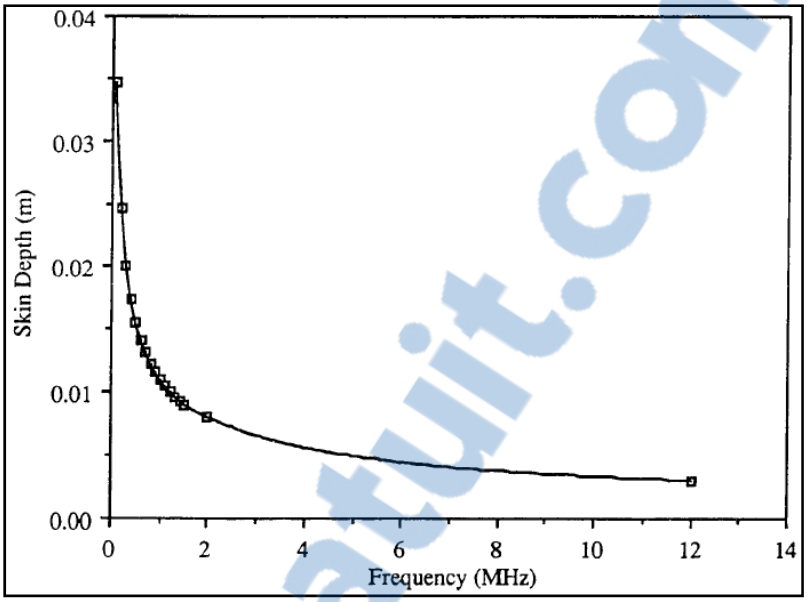

Figure 1-7 Effet de la fréquence sur δ
Tirée de (Lin, 1993, p. 21)

La profondeur de pénétration est aussi importante pour la bobine d'induction que pour la pièce chauffée par induction. En effet, tel que l'a présenté l'équation (1.2), la profondeur de pénétration dicte la densité de courant. Du côté de la bobine d'induction, une densité de courant plus élevée signifie un champ magnétique plus puissant. Pour la pièce chauffée, une densité de courant plus élevée signifie une chauffe plus importante telle que présentée par l'équation (1.4) (Rudolf, Mitschang et Neitzel, 2000).

$$Q = \frac{(2\pi f \mu H(I,r)a)^2}{R} \tag{1.4}$$

où, Q est la puissance générée (W), f est la fréquence (Hz), H(I,r) est le champ magnétique (A/m) en fonction du courant I (A) et de la distance r (m), a est l'aire (m²) comprise entre les tubes de la bobine d'induction et R est la résistance électrique de la pièce chauffée. Rudolf, Mitschang et Neitzel (2000, pp. 1191-1202) ont clairement démontré qu'une fréquence élevée augmentait significativement la vitesse de chauffe. L'équation (1.4) montre également

Rapport-Gratuit.com

que le courant a un effet marqué sur la puissance de chauffe (Duhovic et al., 2014a; Rudolf, Mitschang et Neitzel, 2000).

1.3.2.2 Géométrie de la bobine d'induction

Le choix de la géométrie de la bobine est important puisque la forme du champ magnétique et son uniformité en dépendent (Lin, 1993, pp. 74-78; Rudolf, Mitschang et Neitzel, 2000, p. 1197). Un exemple du motif de chauffe comparé à la géométrie de la bobine d'induction est illustré à la Figure 1-8. À l'aide de son modèle numérique, Lin (1993, p. 129) a été en mesure de déterminer que plus le nombre de spires de l'inducteur augmente avec de petits entre axes, plus la génération de chaleur est uniforme pour un inducteur en forme de spirale en deux dimensions. Plusieurs considérations doivent être prises en compte lors de la conception d'une bobine d'induction telles que la section transversale, la géométrie du joint à souder, la longueur totale de la bobine, l'espacement entre les spires, etc. De bonnes consignes de conception sont fournies par Zinn et Semiatin (1988) sur ce sujet.

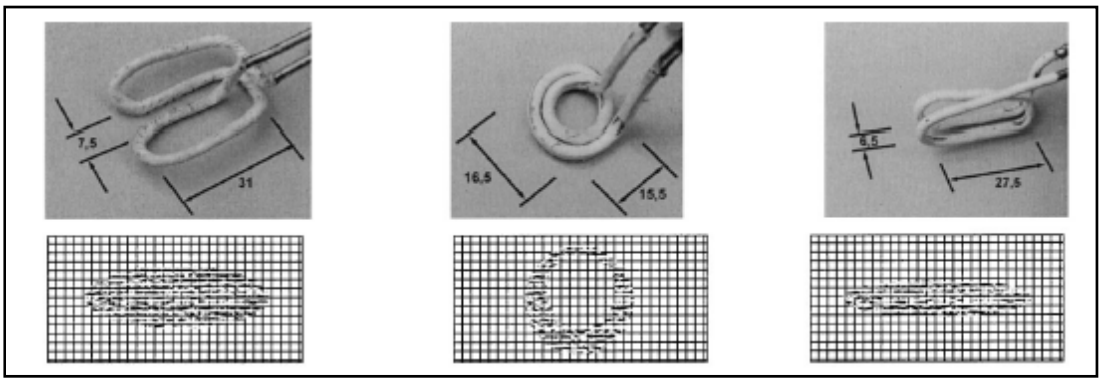

Figure 1-8 Exemple de motifs de chauffe associés à des géométries de bobines
Tirée de Rudolf, Mitschang et Neitzel (2000)

1.3.2.3 Concentrateur de flux magnétique

En ajoutant un concentrateur de flux magnétique au montage de soudage par induction, l'efficacité de la chauffe est grandement améliorée. Le concentrateur de flux magnétique est fabriqué à l'aide de poudre magnétique répartie dans un isolant électrique (Ahmed et al., 2006, p. 1646). Sa perméabilité magnétique est très élevée (Ruffini et al., 1999). Il est

possible de l'usiner afin de l'adapter pour une géométrie de bobine particulière. Le bénéfice du concentrateur de flux magnétique est illustré à la Figure 1-9. En entourant la bobine sur trois des quatre côtés avec un concentrateur de flux magnétique, le courant se retrouve condensé sur le côté libre. La densité accrue du courant entraîne un champ magnétique plus important sur ce côté, ce qui fait augmenter l'intensité du courant induit.

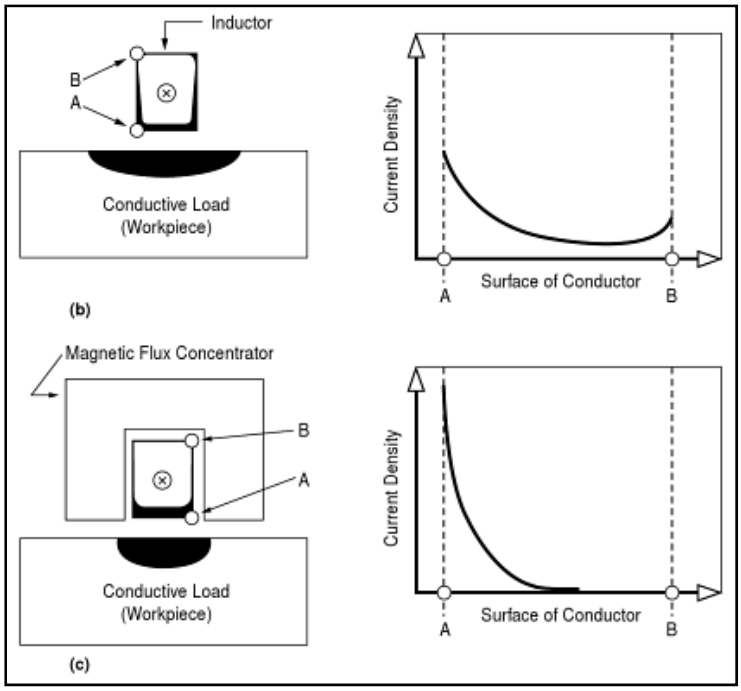

Figure 1-9 Exemple de l'effet d'un concentrateur de flux magnétique
Tirée de Haimbaugh (2001) cité dans Ahmed et al. (2006, p. 1646)

Ruffini et al. (1999, p. 3) ont comparé la chauffe d'une plaque d'acier avec et sans concentrateur de flux magnétique. Pour un même temps de chauffe et un même courant appliqué à la bobine, une température de 935°C a été atteinte avec le concentrateur de flux magnétique comparé à 250°C sans concentrateur. Bien que cet exemple ne porte que sur une plaque d'acier, il illustre bien le bénéfice d'un concentrateur de flux magnétique. Voici une liste des avantages qu'il offre (Ruffini et al., 1999, p. 1) :

- Un cycle de chauffe plus court;

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

- Un bon contrôle et une reproductibilité du procédé;
- Une réduction de l'énergie nécessaire et par conséquent, des coûts;
- Une utilisation adaptée à un environnement industriel.

1.3.2.4 Distance entre l'inducteur et le joint

La distance entre l'inducteur et le joint est un paramètre très important. Une augmentation de la distance implique un champ magnétique et une chauffe plus faible tel que l'indiquent les équations (1.4) et (1.5). Dans cette dernière, I est le courant (A), dl est une section de la bobine d'induction (m), $\hat{r}$ est le vecteur unitaire entre la bobine et le point où le champ est calculé et r est la norme (m). Il peut être possible de compenser une distance trop grande en augmentant la puissance ou la fréquence. Dans l'équation (1.5) (Griffiths, 1999), $\hat{r}$ est le vecteur unitaire de r.

$$H = \frac{1}{4\pi}\int \frac{I \times \hat{r}}{r^2} dl \tag{1.5}$$

1.3.2.5 Élément chauffant

L'élément chauffant est un matériau ajouté à l'interface du joint qui y reste une fois la soudure réalisée. Deux raisons principales justifient l'utilisation d'un élément chauffant pour le soudage par induction. Premièrement, dans le cas où les stratifiés ne contiennent aucune boucle de courant, l'élément chauffant est la seule source de génération de chaleur. Cela permet à des stratifiés de fibres de verre ou de fibres d'aramide d'être soudés par induction. Deuxièmement, puisque la conductivité électrique de l'élément chauffant est supérieure à celle de la fibre de carbone, la chauffe se trouve davantage concentrée à l'élément chauffant (équation (1.4)). La chauffe devient donc plus importante à l'interface du joint, là où elle est nécessaire. Ceci rend le procédé plus efficace, car le soudage de stratifiés de fibres de carbone sans élément chauffant implique de chauffer les stratifiés à travers leur épaisseur, créant une surchauffe sur la surface à proximité de la bobine d'induction (Moser, 2012).

Deux types de matériaux ont été utilisés comme éléments chauffants, soit du tissu de fibre de carbone et un treillis d'acier inoxydable (Ahmed, Stavrov et Bersee, 2006; Border et Salas, 1989; Hodges et al., 1985; Williams et al., 1992). Cependant, toutes ces études sont relativement vieilles exceptées celle d'Ahmed, Stavrov et Bersee (2006) qui est la seule étude à s'être penchée sur l'impact des paramètres d'un treillis d'acier inoxydable sur les performances mécaniques d'un joint soudé par induction. Leur étude portait sur des diamètres de fil de 0,03 mm, 0,14 mm et 0,35 mm et des espacements entre les fils de 0,48 mm et 1,06 mm (Voir Figure 1-10). Ils ont conclu qu'un petit diamètre de fil d'élément chauffant permet une résistance au cisaillement du joint plus élevée. Cependant, un diamètre trop petit entraîne une chauffe plus lente, voire insuffisante. Il est important de noter que la fréquence du courant alternatif utilisée dans cette étude était entre 50-485 Hz, ce qui est très faible pour le soudage par induction de composites. Dans le cas où un pli de tissus de fibre de carbone est utilisé comme élément chauffant, la conductivité électrique ne permet pas d'obtenir une chauffe préférentielle aussi importante qu'avec un treillis d'acier inoxydable, ce qui rend cette alternative moins intéressante.

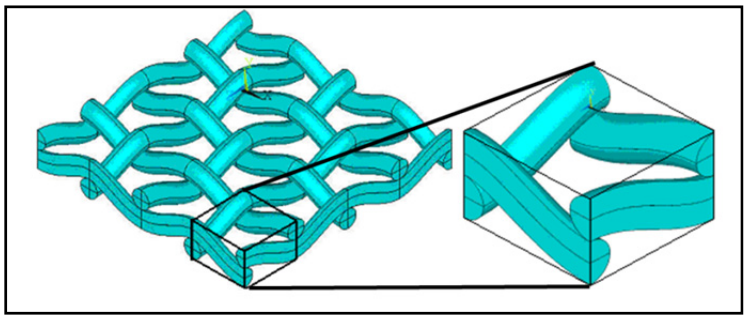

Figure 1-10 Schéma d'un treillis métallique
utilisé comme élément chauffant
Tirée de (Talbot, 2005)

Comme il a été mentionné précédemment, le champ magnétique généré par un inducteur n'est pas homogène. Cela influence également l'uniformité de la température qui est directement liée à l'obtention d'un joint de qualité (Sanders, 1987, pp. 41-45; Yarlagadda, Fink et Gillespie Jr, 1998, pp. 321-337). Yarlagadda, Fink et Gillespie Jr (1998, pp. 321-337) ont montré qu'il est possible d'améliorer l'uniformité de la température en optimisant la

géométrie de l'élément chauffant. Ils ont proposé de couper les segments les plus chauds du treillis afin de rediriger le courant aux points froids. Yarlagadda, Fink et Gillespie Jr (1998, p. 321) ont été en mesure de diminuer le gradient de température de 80°C à 40°C sur un treillis de 6,25 cm x 6,25 cm dans un modèle numérique. Suite à ces travaux, Mathur et al. (2003), ont développé un algorithme génétique qui s'est révélé efficace, mais tout de même limité par rapport au nombre de possibilités de configuration qu'un treillis représente. Par contre, pour l'instant, il semble plutôt irréaliste d'utiliser une telle procédure. En effet, lorsque l'espacement entre les fils est de 0.06 mm, la coupe de segments devient une opération très délicate. Cependant, l'avènement du prototypage rapide de métaux pourrait permettre d'utiliser les résultats de travaux mentionnés ci-haut.

Certains chercheurs (Border et Salas, 1989) ont affirmé que l'élément chauffant agit comme un agent étranger dans le joint et peut impliquer un risque de corrosion et de concentration de contraintes. Il a cependant été montré dans une étude sur le soudage par résistance que l'élément chauffant ne nuit pas aux performances mécaniques, même en fatigue (Dube et al., 2009). De plus, Villegas et al. (2012) ont obtenu des performances mécaniques sous chargement quasi-statique et en fatigue semblables pour des joints soudés par induction sans élément chauffant et par résistance (avec élément chauffant).

1.3.2.6 Pression appliquée

La pression appliquée lors de l'opération de soudage est un paramètre important, car elle influence directement le degré de contact de surface. En effet, si elle est trop faible, il y aura davantage de porosités alors que si elle est trop élevée, la résine et la fibre subiront un déplacement exagéré (Ahmed et al., 2006, pp. 1647-1648). La pression peut être appliquée par plusieurs moyens. L'utilisation de la mise sous vide est utilisée dans (Yarlagadda, Fink et Gillespie Jr, 1998, p. 323). Cependant, il n'est pas possible d'obtenir une pression supérieure à 0,1 MPa avec cette méthode, ce qui est insuffisant pour les thermoplastiques hautes performances. L'utilisation d'un vérin pneumatique est simple et efficace et permet des pressions plus élevées.

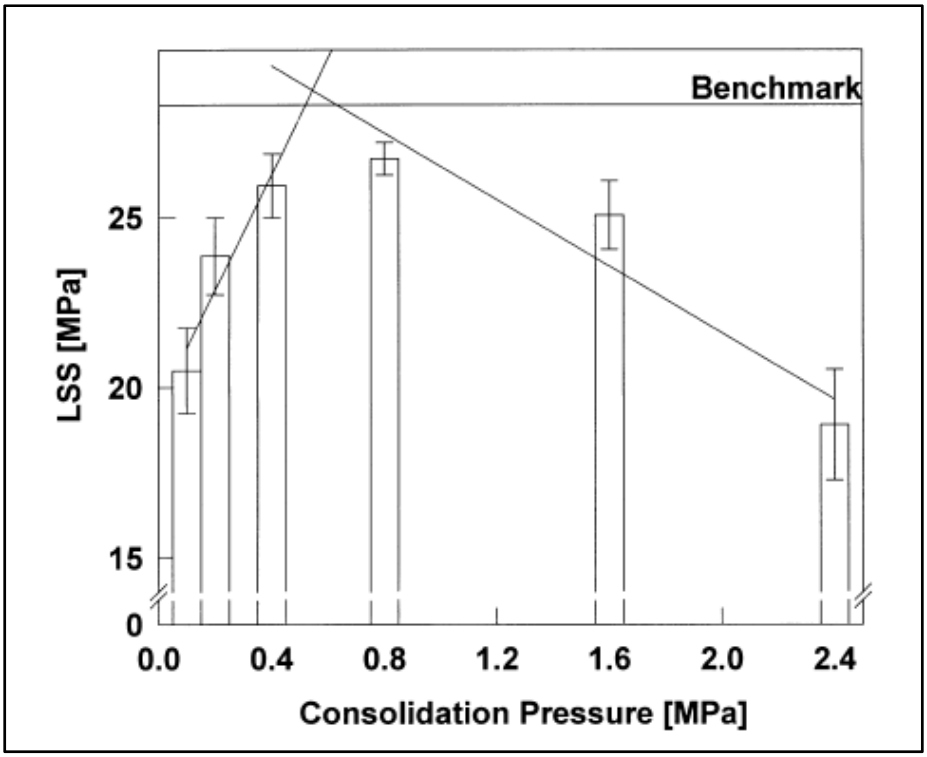

Figure 1-11 Impact de la pression sur la résistance en cisaillement de joints soudés par résistance à l'aide d'un élément chauffant unidirectionnel avec un niveau de puissance de 69kW/m² pendant 90s
Tirée de Ageorges, Ye et Hou (2000a, p. 1197)

Aucune étude portant sur l'impact de la pression sur les performances mécaniques du soudage par induction n'a été produite. Cependant, Ageorges, Ye et Hou (2000b, p. 1197) ont produit une telle étude pour le soudage par résistance (*Voir* Figure 1-11). Bien qu'il ne s'agisse pas du même procédé de soudage, les deux procédés sont suffisamment semblables pour affirmer que l'effet est semblable pour le soudage par induction. Comme il est possible de le remarquer sur la Figure 1-11, une pression trop faible ou trop forte engendre une résistance en cisaillement plus faible. Les résultats présentés dans le graphique permettent de cerner la zone d'intérêt qui se situe à environ 0,5 MPa pour du polyétherimide (PEI). Bien que la viscosité du PEI est de 2000 Pa*s et que celle du PPS soit de 2500 Pa*s (Mallick, 1997), il est raisonnable de considérer que 0,5 MPa donnerait de bons résultats pour des stratifiés composés en partie de PPS. Cependant, il est important d'ajouter que l'évolution de la viscosité en fonction de la température peut varier d'un polymère à l'autre.

1.3.2.7 Effet de bord

L'effet de bord correspond à une densité de courant accrue sur un ou des côté(s) de la pièce à être chauffée. Cela est causé par une bobine d'induction plus grande que la pièce en question. Le courant induit emprunte le même parcourt que le courant de la bobine, mais en direction inverse. Cela fait en sorte que lorsque la bobine dépasse la pièce, le courant est redirigé et doit passer là où il y a déjà une certaine densité de courant (Miller et al., 1990, pp. 40-41). La Figure 1-12 illustre ce phénomène. Sur le groupe de figures du dessus, les parcours des courants de Foucault sont illustrés. Sur le groupe du bas, les profils thermiques qui en résultent sont présentés. De gauche à droite, la largeur de la pièce diminue pour une même dimension de bobine d'induction. Sur la figure du haut à droite, la redirection du courant sur les bords de gauche et de droite est évidente. La figure correspondante du bas révèle une température plus importante sur les bords engendrée par la densité de courant accrue.

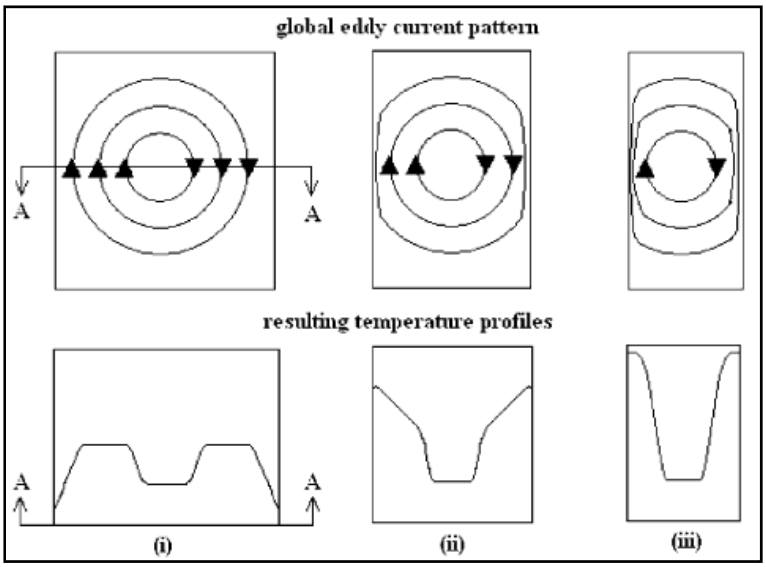

Figure 1-12 Illustration de l'effet de bord
Tirée d'Ahmed et al. (2006, p. 1645)

1.3.3 Théorie de la chauffe par induction

Puisqu'un grand pan du projet repose sur les notions électromagnétiques, il est important d'introduire les notions de base qui lui sont rattachées. Dans cette section, les équations sont présentées d'après la formulation du logiciel de calcul par éléments finis Comsol Multiphysics.

1.3.3.1 L'électromagnétisme

Les lois de Maxwell permettent de représenter les phénomènes électromagnétiques. Voici les quatre différentes lois de Maxwell (Comsol Multiphysic, 2014; Griffiths, 1999):

Loi de Gauss $$\nabla \cdot \vec{D} = \rho \tag{1.6}$$

Sans nom $$\nabla \cdot \vec{B} = 0 \tag{1.7}$$

Loi de Faraday $$\nabla \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \tag{1.8}$$

Loi d'Ampère $$\nabla \times \vec{H} = \vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \tag{1.9}$$

où $\vec{D}$ est la densité de flux électrique $\left({}^{C}/_{m^2}\right)$, ρ la densité de la charge électrique en $\left({}^{\mathrm{C}}/_{\mathrm{m}^3}\right)$, $\vec{B}$ le flux de champ magnétique en (T), $\vec{E}$ le champ électrique en (V/m), $\vec{H}$ le champ magnétique en $\left({}^{\mathrm{A}}/_{\mathrm{m}}\right)$, $\vec{J}$ la densité de courant en $\left({}^{\mathrm{A}}/_{\mathrm{m}^2}\right)$. À cela s'ajoute la loi de continuité ainsi que les équations constitutives suivantes (Comsol Multiphysic, 2014):

Loi de la continuité $$\nabla \cdot \vec{\mathrm{J}} = -\frac{\partial \rho}{\partial \mathrm{t}} \tag{1.10}$$

Relation liant $\vec{B}$ et $\vec{H}$ $$\vec{B} = \mu_0 \vec{H} \tag{1.11}$$

Relation liant $\vec{D}$ et $\vec{E}$ $$\vec{D} = \varepsilon_0 \vec{E} \tag{1.12}$$

Loi d'Ohm $$\vec{J} = \sigma\vec{E} \tag{1.13a}$$

Loi d'Ohm généralisée $$\vec{J} = \sigma\vec{E} + \vec{J}_e \tag{1.14b}$$

où μ_0 est la perméabilité magnétique du vide en $\left(\frac{N}{A^2}\right)$ alors que μ_r est la perméabilité magnétique relative du matériau adimensionnelle. De plus, ε_0 est la permittivité du vide en $\left(\frac{A^2 s^4}{kg\, m^3}\right)$, σ est la conductivité électrique en $\left({}^{S}/_{\mathrm{m}}\right)$ et $\vec{J}_e$ est le courant source en $\left({}^{\mathrm{A}}/_{\mathrm{m}^2}\right)$. L'équation (1.13b) est une généralisation de la loi d'Ohm en tenant compte du champ électrique et d'une source de courant (Comsol Multiphysic, 2014).

Il est possible de remplacer le champ $\vec{B}$ de l'équation (1.7) par un rotationnel, car la divergence d'un rotationnel est nulle également. Puisque le résultat est nul, cela permet de donner n'importe quelle valeur à ce nouveau champ. Cela est très utile afin de simplifier les équations. L'équation (1.15) présente la définition du potentiel magnétique noté $\vec{A}$ en [Wb/m]. Pour sa part, l'équation (1.16) présente l'intégration de l'équation (1.15) dans l'équation (1.7).

$$\vec{B} = \nabla \times \vec{A} \tag{1.15}$$

$$\nabla \cdot \left(\nabla \times \vec{A}\right) = 0 \tag{1.16}$$

Il est possible de modifier les équations précédentes afin d'obtenir une formulation plus simple à résoudre. La définition du potentiel magnétique permet de réécrire la loi de Faraday afin de déterminer le potentiel électrique (V) tel que le présentent les équations suivantes :

$$\nabla \times \vec{\mathrm{E}} = -\frac{\partial\left(\nabla \times \vec{A}\right)}{\partial \mathrm{t}} \tag{1.17}$$

$$\nabla \times \left(\vec{\mathrm{E}} + \frac{\partial \vec{A}}{\partial t}\right) = 0 \tag{1.18}$$

Puisque le résultat de l'équation (1.18) est nul, il est possible de remplacer les termes entre les parenthèses par le gradient négatif d'un champ scalaire nul tel que présenté par l'équation (1.19). Cela permet d'obtenir l'équation (1.20) :

$$\nabla \times (-\nabla \mathrm{V}) = 0 \tag{1.19}$$

$$-\nabla \mathrm{V} = \vec{\mathrm{E}} + \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} \rightarrow \vec{\mathrm{E}} = -\nabla \mathrm{V} - \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} \tag{1.20}$$

où V est le potentiel électrique en [V/m]

Les équations (1.11) à (1.15) et (1.20) permettent de réécrire la loi d'Ampère (Comsol Multiphysic, 2014) comme suit :

$$(\sigma + \mathrm{j}\omega\varepsilon)\nabla \mathrm{V} + (\mathrm{j}\sigma\omega - \omega^2\varepsilon)\vec{\mathrm{A}} + \nabla \times \left(\mu^{-1}\left(\nabla \times \vec{\mathrm{A}}\right)\right) = \vec{\mathrm{J}_\mathrm{e}} \tag{1.21}$$

Afin de réussir à converger vers une solution unique, il est nécessaire de fournir une restriction supplémentaire à $\vec{A}$. Afin d'y parvenir, il faut définir la divergence de $\vec{A}$, ce qui permet également de simplifier l'équation (1.21).

Plusieurs types de jauge existent. Celle présentée ici est la jauge utilisée par Comsol Multiphysics® (Comsol Multiphysic, 2014, p. 257). Comme établi précédemment, le potentiel magnétique peut prendre n'importe quelle valeur. Il en est de même pour le potentiel électrique. Il est donc permis de redéfinir leurs valeurs afin de simplifier l'équation (1.21) tel que le présentent les trois prochaines équations (Comsol Multiphysic, 2014). Une telle opération est connue sous le nom de transformation de jauge.

$$\vec{A}' = \vec{A} + \nabla\psi \tag{1.22}$$

$$V' = V - \frac{\partial \psi}{\partial \mathrm{t}} \tag{1.23}$$

Rapport-Gratuit.com

$$\psi = -jV/\omega \tag{1.24}$$

En utilisant les relations exprimées par les équations (1.22) à (1.24), l'équation (1.21) se réécrit ainsi :

$$(\sigma j\omega - \omega^2\varepsilon)\vec{A}' + \nabla \times \left(\mu^{-1}\left(\nabla \times \vec{A}'\right)\right) = \vec{J}_e \tag{1.25}$$

La première portion de l'équation (1.21) n'est plus présente dans l'équation 1.24. Le potentiel électrique n'est donc plus explicitement inclus. L'intérêt de l'équation (1.25) est qu'elle renferme une seule inconnue qui est le potentiel magnétique. Toutes les autres variables sont des propriétés des matériaux exceptée l'excitation ($\vec{J}_e$) qui est connue. L'équation (1.26) (Bensaid, Trichet et Fouladgar, 2005) permet de déterminer la puissance développée. Dans celle-ci, Q est la puissance induite (W/m³) .

$$Q = \overrightarrow{J^T} \cdot \vec{E} = \overrightarrow{J^T}\sigma^{-1}\vec{J} \tag{1.26}$$

1.3.3.2 Équations de transfert de chaleur

Afin de pouvoir produire une étude complète et la plus représentative possible sur le soudage par induction de composites thermoplastiques, il est essentiel de tenir compte de la conduction, de la convection et de la radiation (Incropera, 2006). Voici l'expression de la conservation de l'énergie :

$$\dot{E}_{in} - \dot{E}_{out} + \dot{E}_g = \dot{E}_{st} \tag{1.27}$$

où $\dot{E}_g$ correspond à l'énergie générée. Dans le cadre de ce projet, cette valeur correspond à l'énergie engendrée par l'effet Joule défini par l'équation (1.26). $\dot{E}_{st}$ est l'énergie emmagasinée. Dans ce cas, $\dot{E}_{in}$ est nul et $\dot{E}_{out}$ correspond à la convection et la radiation. La conduction (Multiphysics®, 2014) est donnée par :

$$\dot{q}_{\ cond} = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (k \nabla T) \ \left[{}^{W}/_{m^3} \right] \tag{1.28}$$

où k est la conductivité thermique en (W/(m*K)), ρ est la masse volumique en (kg/m³), Cp est la chaleur massique en (J/(kg*K)), T est la température en (K) et t le temps en (s). La convection (Multiphysics®, 2014) est représentée par :

$$q''_{\ conv} = h_{conv}(T_\infty - T_s) \ \left[{}^{W}/_{m^2} \right] \tag{1.29}$$

où h_{conv} est le coefficient de convection en (W/(m^2*K)) et T_∞ est la température de l'air environnent en (K) et T_s est la température de la surface en (K). La radiation (Multiphysics®, 2014) est représentée par :

$$q''_{\ rad} = \varepsilon \sigma (T_c^4 - T_{sur}^4) \ \left[{}^{W}/_{m^2} \right] \tag{1.30}$$

où ε est l'émissivité, σ est la constante de Stephan-Boltzmann (W/(m^{2*}K^4)), Tc (K) est la température du corps chaud et Tsur est la température des surfaces environnantes.

1.3.4 Modélisation numérique

La modélisation numérique du soudage par induction a pour but de prédire le champ de température à l'interface du joint de même que dans les stratifiés de composites, pendant la chauffe, i.e., en régime transitoire. Pour ce faire, les propriétés magnétiques, électriques et thermiques des matériaux composites et des autres matériaux utilisés dans le montage expérimental sont prises en compte. Si la température en fonction du temps prédite par un modèle correspond bien à la réalité, il devient alors possible de réduire le nombre d'essais expérimentaux pour optimiser les paramètres du procédé. Les modèles décrits ci-dessous sont abordés chronologiquement et fournissent tous les résultats magnétiques, électriques et thermiques. L'objectif de cette sous-section n'est pas de réviser tous les modèles ayant été produits, mais plutôt de faire un survol de ceux qui sont les plus intéressants.

Miller et al. (1990) ont été les premiers à modéliser la chauffe par induction de stratifiés de composite. Le modèle en deux dimensions utilisant la méthode des différences finies prédit la

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

génération des courants de Foucault ainsi que la génération de chaleur et a été codé par les auteurs. Cependant, seule une démonstration des capacités du modèle est présentée et non des résultats concrets. Par la suite, le modèle a été complété par Lin (1993). Les stratifiés sont constitués de 16 plis de fibres de carbone unidirectionnelles avec un empilement quasi-isotrope. Le modèle a été utilisé pour prédire la chauffe d'un stratifié et et d'un joint de 17,78 cm de long par 1,27 cm de large, en utilisant une bobine en forme de double D. Dans le premier cas, un thermocouple est positionné sur le stratifié. Dans le deuxième cas, le thermocouple se trouvait dans le joint. Une bonne concordance de la température est obtenue dans les deux cas. Cependant, celle-ci se limite à une température maximum de 170°C.

Un groupe de chercheurs (Bensaid, Trichet et Fouladgar, 2005; 2006; Wasselynck, Trichet et Fouladgar, 2013; Wasselynck et al., 2011; Wasselynck et al., 2010) a publié plusieurs articles portant sur la modélisation numérique par éléments finis de la chauffe par induction de matériaux composites. Leurs modèles portent sur une géométrie en trois dimensions d'un stratifié de fibres unidirectionnelles. La géométrie de la bobine d'induction consiste en une seule spire rectiligne. Contrairement à l'ensemble des modèles de la littérature, les auteurs ont utilisé des éléments coque afin de faire une discrétisation de chaque pli de fibre. Ce faisant, il est possible de déterminer la chaleur générée par chaque pli. Cela est particulièrement intéressant pour observer plus en détail l'impact de l'orientation des plis sur la chauffe. De plus, leurs concordances entre la température du dessus d'un stratifié du modèle et celle des résultats expérimentaux sont relativement bonnes. Cependant, les températures atteintes ne sont pas élevées. Donc, il est difficile d'évaluer la fiabilité des modèles à haute température, sachant que plusieurs propriétés de matériaux varient en fonction de la température.

Le modèle de chauffe de stratifiés de composite le plus récent provient de Duhovic et al. (2014a). Il s'agit d'une étude par éléments finis en trois dimensions produite à l'aide du logiciel LS-DYNA. Dans le cadre de ce travail, deux cas sont étudiés, soit la chauffe d'un et de deux stratifiés. Dans chaque cas, un thermocouple est positionné sur chaque surface des stratifiés. Dans le deuxième cas, il est important de noter qu'un espace sépare les deux

stratifiés. Donc, il ne s'agit pas d'un modèle d'un joint proprement dit mais plutôt de la chauffe de stratifiés simplement. La bobine d'induction a deux spires circulaires dans le même plan. Les auteurs mentionnent que les températures fournies par le modèle surpassent celles de l'expérimental parce que la conductivité électrique des stratifiés était considérée comme étant indépendant de la température alors qu'en réalité, elle varie en fonction de la température. D'ailleurs, tous les modèles de la littérature utilisent une conductivité électrique des stratifiés indépendante de la température.

À la lumière de ce survol des modèles numériques, il est possible de constater qu'il n'y a pas de modèle en 3D prédisant la température d'un joint de stratifié constitué de fibres unidirectionnelles à haute température avec les propriétés évoluant avec la température. De plus, il n'y a pas de modèle utilisant un élément chauffant à l'interface du joint qui a été comparé à l'expérimental. Finalement, aucun modèle ne prend en compte l'effet d'un concentrateur de flux magnétique.

1.4 Soudage par résistance

Dans le soudage par résistance, un élément chauffant est positionné entre les deux stratifiés à être soudés. L'élément chauffant est connecté à une source de tension qui lui applique un courant continu ou alternatif (Stavrov et Bersee, 2005) (*Voir* Figure 1-13). Le courant électrique génère des pertes de joule dans l'élément chauffant et le polymère situé à proximité perd de la viscosité. Une fois que la température désirée est atteinte, le courant est arrêté et le joint refroidit. La pression est maintenue jusqu'à ce que la température soit suffisamment basse ce qui permet d'obtenir une bonne consolidation. Il s'agit d'un procédé simple qui nécessite peu d'équipement.

Trois types d'éléments chauffants ont été explorés dans la littérature soit un tissu de fibre de carbone pré-imprégnée (Ageorges, Ye et Hou, 2000a; Stavrov et Bersee, 2005), de la fibre de carbone unidirectionnelle pré-imprégnée (Ageorges, Ye et Hou, 2000a; Holmes et Gillespie, 1993) et un treillis d'acier inoxydable (Dubé et al., 2012; Hou et al., 1999; Talbot et al.,

2013). Bien que la fibre de carbone offre une meilleure compatibilité matériau avec les stratifiés, le treillis d'acier inoxydable est préféré puisqu'il offre de meilleures performances et une fenêtre d'opération plus grande (Hou et al., 1999). Dubé et al. (2012) ont étudié les effets des dimensions d'un élément chauffant en acier inoxydable telles que le diamètre de fil et l'espacement entre ceux-ci. Ces paramètres ont une incidence sur le comportement thermique, la diffusion du polymère, l'épaisseur de la soudure, les contraintes résiduelles et les concentrations de contrainte près des fils du treillis (Dubé et al., 2012, p. 912). Il est important d'isoler l'élément chauffant des matériaux conducteurs pour ne pas avoir de court-circuit dans la fibre de carbone qui est elle aussi conductrice (Benatar et Gutowski, 1986, pp. 35-42; Dube et al., 2008; Hou et al., 1999). Talbot et al. (2013) ont étudié l'impact de la distance de serrage (*clamping distance*) pour un joint soudé par résistance avec un treillis d'acier inoxydable. Cette distance de serrage correspond à la distance entre la fin du joint et l'endroit où l'élément chauffant est connecté à la source de tension. C'est également la distance sur laquelle l'élément chauffant est exposé à l'air (*Voir* Figure 1-13). Il a été montré que ce paramètre a une grande influence sur l'homogénéité de la température du joint et sur la superficie de joint soudée.

En résumé, les paramètres importants afin d'obtenir un joint de qualité sont l'isolation thermique et électrique, l'énergie déployée, le temps de soudage, le type d'élément chauffant et la distance de serrage (Talbot et al., 2013; Xiao, Hoa et Street, 1992, pp. 1031-1049).

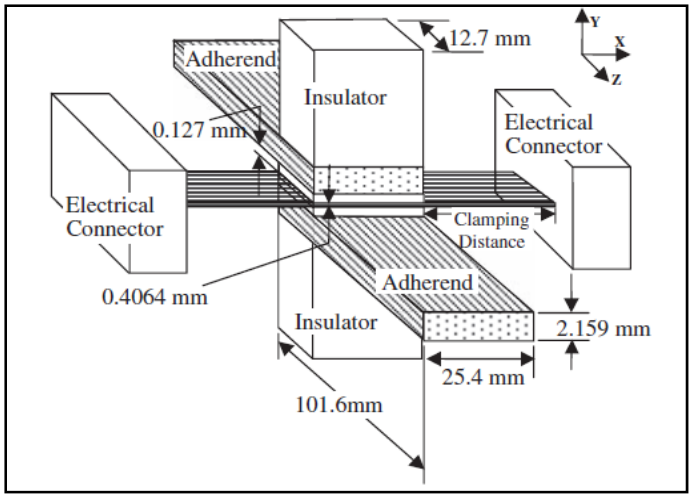

Figure 1-13 Schématisation du soudage par résistance
Tirée de (Talbot, 2005, p. 36)

1.5 Soudage ultrasonique

Un montage de soudage ultrasonique comprend une enclume sur lequel reposent les stratifiés ainsi qu'une sonotrode (*Voir* Figure 1-14). La sonotrode est la composante qui transmet les vibrations. Dans un premier temps la sonotrode vient se poser sur les deux stratifiés de composite thermoplastique. Par la suite, la sonotrode transmet les vibrations qui créent des impacts sur le stratifié du dessus à une fréquence de 20 kHz (*Voir* Figure 1-14). La chaleur est alors engendrée par la création de contraintes à haute fréquence causées par les impacts ultrasoniques. Suite aux impacts, la sonotrode applique une pression constante lors de la phase de refroidissement. L'amplitude des impacts, la force d'impact, la force de maintien ainsi que le temps de maintien sont tous des paramètres sélectionnés au préalable par l'utilisateur. Il est important de mentionner que le soudage ultrasonique a été développé d'abord pour l'industrie du polymère non consolidé. L'énergie des vibrations se concentre à proximité des défauts surfaciques. Afin de favoriser l'augmentation de température, l'ajout de vecteurs énergétiques est nécessaire entre les deux échantillons de polymère. Cette méthodologie a été transférée au soudage de stratifiés de composites thermoplastiques (*Voir* Figure 1-14). Les chercheurs ont notamment étudié les vecteurs énergétiques sous forme de prismes triangulaires, rectangulaires ou semi-circulaires de matrice (Villegas, 2014). La

portion à droite de la Figure 1-14 illustre un exemple de vecteurs énergétiques triangulaires. Les paramètres de ceux-ci tels que le nombre de prismes et leur orientation ont une influence importante sur la génération de chaleur (Levy, Le Corre et Fernandez Villegas, 2014; Villegas et Bersee, 2010). Cependant, l'utilisation de ce type de vecteur énergétique était un paradigme pour les stratifiés consolidés. En effet, la faible rigidité du film de matrice par rapport aux stratifiés fait en sorte que les déformations sont bien plus grandes dans le pli de matrice que dans le stratifié. Cela fait en sorte que la génération de chaleur est beaucoup plus importante dans le film de matrice. C'est pourquoi, récemment, un intérêt a été porté au vecteur énergétique plat qui consiste simplement en un film de matrice. Cela engendre de la friction et une génération de chaleur à l'interface du joint. L'utilisation des vecteurs énergétiques plats simplifie le procédé, permet d'obtenir une surface complètement soudée et ne nécessite pas un travail d'optimisation tel que pour les vecteurs énergétiques triangulaires ou autres (Villegas, 2013; 2014). Selon le même auteur, les vecteurs énergétiques classiques peuvent causer une perturbation dans la pièce et peuvent être difficiles à intégrer. Selon Villegas (2014) la résistance des joints dépend principalement de la force appliquée, de l'amplitude et du temps d'oscillation lors de la phase de génération d'énergie et de la force de consolidation ainsi que le temps de maintien lors de la phase de consolidation (Villegas, 2014). Il s'agit d'un procédé très rapide nécessitant moins d'une seconde pour une soudure de 25,4 mm par 12,7 mm. De plus, il ne produit que peu ou pas d'excès de résine à proximité du joint (Yousefpour, Hojjati et Immarigeon, 2004, pp. 315-318).

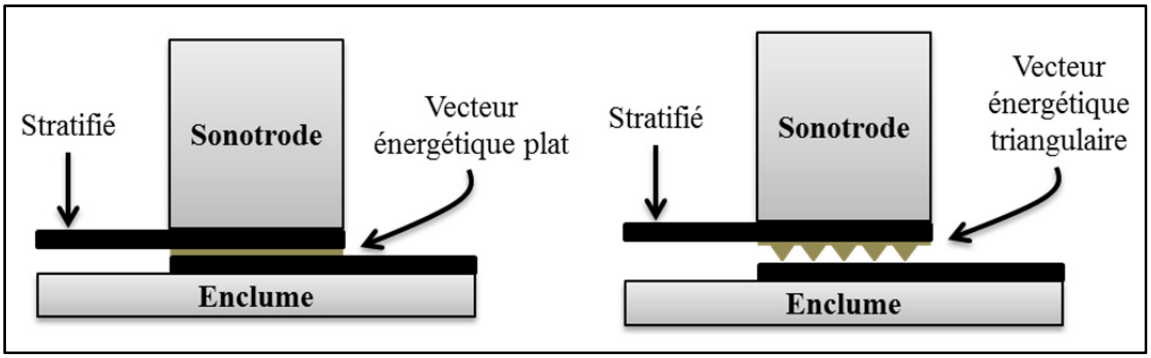

Figure 1-14 Vue de côté du soudage ultrasonique : vecteur énergétique plat à gauche et vecteur énergétique triangulaire à droite

1.6 Méthode de caractérisation

Le test le plus répandu pour caractériser mécaniquement les joints soudés est l'essai de cisaillement par traction sur des échantillons à recouvrement simple de la norme ASTM D1002. Cette norme utilise deux stratifiés de 101,1 mm par 25,4 mm ayant une zone de soudage de 25,4 mm par 12,7 mm. Une vitesse d'avance de la mâchoire de traction de 1,3 mm/min est utilisée. Cela permet d'obtenir la contrainte à la rupture en cisaillement qui est calculée en divisant la force maximum par la surface soudée. Le Tableau 1-2 présente les résultats des résistances en cisaillement des joints soudés par induction pour différentes configurations. Voici les conclusions qu'il est possible d'en tirer :

I. Le soudage par induction sans élément chauffant et le soudage par résistance avec élément chauffant semble pouvoir donner des résistances en cisaillement semblables si l'on se fie aux résultats de Schwartz (1994) et (Hodges et al., 1985);
II. La résistance en cisaillement est évidemment dépendante de la matrice;
III. Aucune études ne porte sur des stratifiés constitués de fibre de carbone unidirectionnelle avec un treillis inoxydable.

Tableau 1-2 Résultats de résistance au cisaillement dans la littérature
Adapté d'Ahmed et al. (2006, p. 1644)

Référence	Résistance en cisaillement (MPa)	Stratifié	Configuration
(Hodges et al., 1985)	48	Fibre-carbone /PEEK	Treillis acier inox + film de PEEK
(Border et Salas, 1989)	27	Tissus-carbone /PEEK	Film de PEEK
(Lin, 1993)	37	Fibre –carbone UD /PEEK	Interface vierge
(Schwartz, 1994)	48	Tissus-carbone /PEEK	Interface vierge
(Mitschang, Rudolf et Neitzel, 2002)	30	Tissus-carbone /PPS	Interface vierge
(Ahmed, Stavrov et Bersee, 2006)	31	Tissus-verre /PEI	Treillis acier inox
(Moser, 2012)	34	Tissus-carbone /PEEK	Interface vierge
(Villegas et al., 2012)	27	Tissus-carbone /PPS	Interface vierge
(Cogswell et al., 1989)	40	Tissus-carbone /PEEK	Film de PEEK

L'observation des surfaces de rupture est largement utilisée afin d'étudier les modes de rupture (Dubé et al., 2012; Stavrov, Bersee et Beukers, 2003). Les différents modes de rupture pour les joints soudés par résistance ont été résumés par Yousefpour, Hojjati et Immarigeon (2004). Il est raisonnable de prétendre que ceux-ci s'appliquent aux joints soudés par induction puisque les deux procédés sont semblables, du moins dans le cas où un élément chauffant est utilisé pour le soudage par induction.

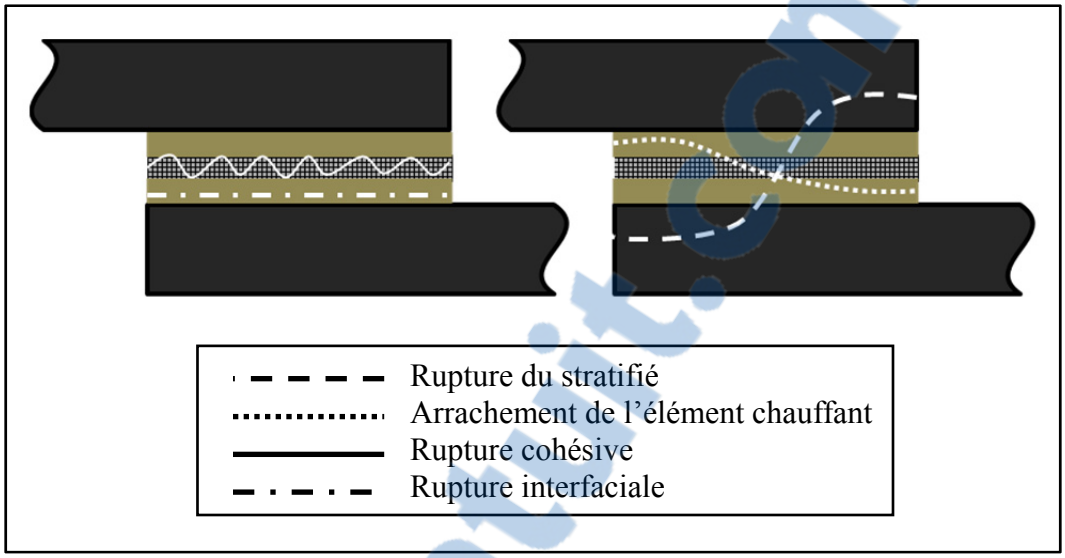

Figure 1-15 Modes de rupture d'un joint soudé avec un élément chauffant

Il y a deux catégories de modes de rupture soit les ruptures interlaminaires et interfaciales. Les modes du premier groupe sont caractérisés par des dommages à l'élément chauffant et/ou aux stratifiés. Cette catégorie comprend l'endommagement aux fibres du stratifié, l'arrachement de l'élément chauffant et la rupture cohésive de l'élément chauffant (Yousefpour, Hojjati et Immarigeon, 2004). L'endommagement aux fibres est le mode de rupture qui permet d'atteindre une résistance au cisaillement plus élevée, car l'énergie déployée lors de la rupture est plus importante. L'arrachement de l'élément chauffant se produit lorsque l'endommagement se propage du dessus au-dessous (ou inversement) de l'élément chauffant et permet aussi d'obtenir une bonne résistance au cisaillement. La rupture cohésive se traduit par une rupture de l'élément chauffant sur sa largeur et est causée par une déconsolidation lors du soudage ce qui mène à une résistance moins élevée (Yousefpour, Hojjati et Immarigeon, 2004). Finalement, les ruptures interfaciales sont celles qui surviennent pour les joints ayant une résistance au cisaillement plus faible. Elles ne créent pas de dommage aux stratifiés et à l'élément chauffant et sont causées par un manque de consolidation. Ces différents mode de rupture, sont illustré à la Figure 1-15.

Les micrographies de la section transversale du joint sont aussi largement utilisées (Dubé et al., 2012; Villegas et al., 2012) afin de vérifier la qualité de l'interface du joint. Cela permet

Rapport-Gratuit.com

de vérifier s'il y a des porosités et si la matrice s'est bien diffusée dans le cas où elle doit combler le volume qui était occupé en premier lieu par de l'air.

1.7 Mise en évidence des lacunes de la littérature

Malgré l'avantage important qu'offre un concentrateur de flux magnétique, aucune étude portant sur le soudage par induction n'y a eu recourt. Comme il a été mentionné, celui-ci permet d'augmenter l'efficacité et de concentrer la densité de courant induit.

Grâce au développement des procédés de mise en forme, la proportion de l'usage de fibre unidirectionnelle augmente. De plus, l'utilisation de la fibre unidirectionnelle permet une optimisation structurelle plus importante ce qui la rend très intéressante notamment pour l'industrie aérospatiale tel que rapporté par (Ahmed et al., 2006) et (Bayerl et al., 2014). Puisque la conductivité électrique de stratifies constitués de telles fibres (Lin, 1993) est moindre comparée à des stratifiés constitués de tissus (Duhovic et al., 2012), un élément chauffant semble une alternative toute désignée pour le soudage par induction. De plus, celui-ci permet de générer davantage de chaleur à l'interface du joint, ce qui rend le procédé plus efficace.

Aucun modèle numérique en trois dimensions de chauffe par induction de stratifiés de fibre de carbone incluant un concentrateur de flux magnétique et un élément chauffant n'existe dans la littérature. De plus, les modèles existants ne considèrent pas la variation des propriétés du stratifié en fonction de la température. Un tel modèle accompagné de données expérimentales permettrait de définir une fenêtre d'opération assurant de bonnes performances mécaniques.

Certaines études comparatives ont été menées sur les procédés de soudage par ultrasons, par résistance et par induction. Cependant, aucune d'entre elles n'a porté sur des stratifiés de fibre unidirectionnelle. Tel qu'il a déjà été mentionné, il est pleinement justifié de se pencher sur de tels stratifiés. Il serait intéressant de déterminer si le procédé de soudage a une importance plus marquée sur les propriétés mécaniques.

Les objectifs de ce travail de maîtrise sont rappelés ici :

I. Déterminer l'effet de certains paramètres de soudage tels que l'intensité du courant électrique appliqué à la bobine d'induction et les caractéristiques de l'élément chauffant sur le comportement thermique du joint et ses performances mécaniques.
II. Développer un modèle numérique capable de prédire le comportement thermique des stratifiés soudés par induction.
III. Comparer les performances de joints soudés par induction aux joints soudés par deux autres procédés de soudage : le soudage par résistance et le soudage ultrasonique.

1.8 Résumé

Dans ce chapitre, le soudage de composites thermoplastiques a été identifié comme une alternative intéressante aux fixations mécaniques et au collage. Ensuite, une vue d'ensemble du procédé de soudage a été présentée. Les procédés de soudage par induction, par résistance et ultrasonique sont identifiés dans la littérature comme les procédés les plus prometteurs et ils sont donc les procédés sélectionnés pour ce travail de maîtrise. Le soudage par induction a été étudié plus en profondeur puisqu'il représente la partie principale du projet. Les méthodes de caractérisation ont été décrites et un survol des performances obtenues dans la littérature a été présenté. Finalement, les lacunes de la littérature ont été énumérées et les objectifs rappelés.

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

CHAPITRE 2

DÉMARCHE EXPÉRIMENTALE

Dans ce chapitre, la démarche expérimentale sera présentée. Celle-ci se décline en plusieurs étapes que sont la fabrication des plaques de fibre de carbone/polysulfure de phénylène (CF/PPS), les mesures et inspections faites sur les plaques, le montage de soudage par induction, les paramètres utilisés pour le soudage par induction et la caractérisation des joints.

2.1 Matériau

Le matériau utilisé est le CF/PPS. La fiche technique de ce matériau se trouve en ANNEXE III. Le PPS est une matrice thermoplastique semi-cristalline ayant une température de transition vitreuse de 85°C et une température de fusion de 285°C. Sa température de mise en forme lors du moulage par compression est de 320°C.

2.2 Fabrication des échantillons

Seize plis de composite pré-imprégnés sont empilés dans un moule afin d'être mis en forme par compression. Une séquence d'empilement équilibrée et quasi-isotrope est sélectionnée : $([0/90/45/-45]_2)_s$ Les différentes étapes de la préparation et de la mise en forme sont énumérées ci-bas et illustrées à la Figure 2-1.

1. Nettoyage du moule.
2. Application de l'agent sellant sur les surfaces utiles du moule.
3. Application de l'agent démoulant sur les surfaces utiles du moule.
4. Découpe des plis de 250 mm par 250 mm et empilement de ceux-ci.
5. Une fois le moule dans la presse, donner une consigne de 320°C et 0,04 MPa pour 53 minutes.
6. Augmenter la pression de la presse à 0,70 MPa. Maintenir 20 minutes.

7. Arrêter la chauffe et démarrer le refroidissement. La vitesse de refroidissement doit être contrôlée avec les valves d'admission d'air et d'eau des plateaux.
8. Ouvrir le moule lorsque les plateaux affichent une température de 160°C.
9. Extraire le stratifié du moule à chaud et laisser refroidir à l'air ambiant.

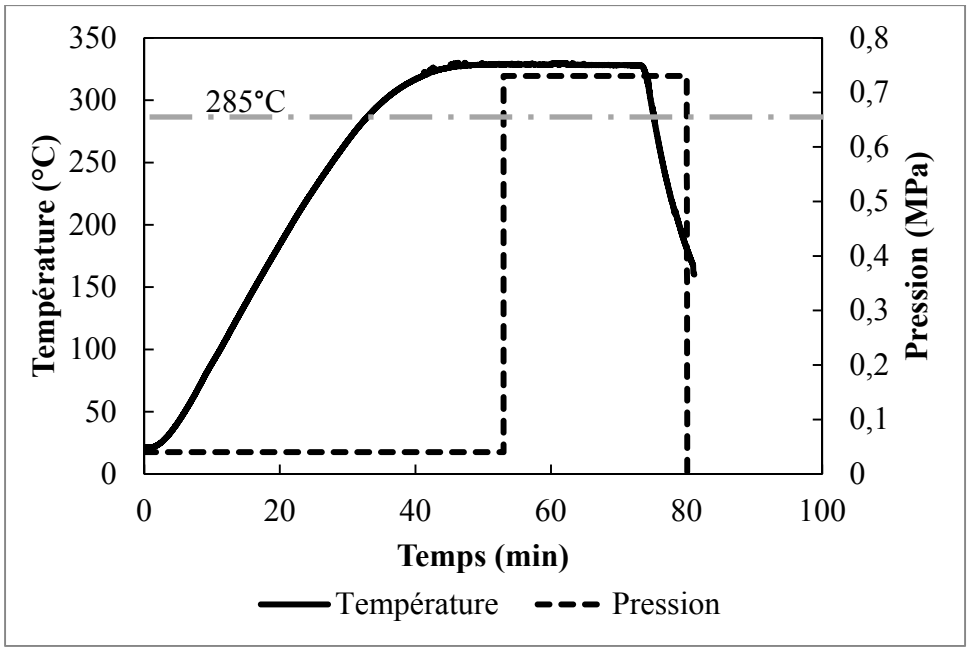

Figure 2-1 Cycle de mise en forme d'un laminé de CF/PPS

La température affichée sur le graphique ci-haut est la température de la partie supérieure du moule. Cela explique le délai d'attente pour appliquer la pression de 0,7 MPa. En effet, le but était de compenser pour le retard thermique entre le moule et les plis de composite.

Ces plaques ont été coupées à l'aide d'une scie diamantée refroidie à l'eau afin d'obtenir des échantillons de 101,4 mm de long par 25,4 mm de large afin d'être soudés puis testés selon les exigences de la norme ASTM D1002 (*Voir* Figure 2-2). Cependant, l'épaisseur obtenue est plus grande que ce que la norme spécifie, car l'empilement des plis quasi-isotrope impliquait un compromis à ce niveau. Elle est de 2,10 mm alors que la norme spécifie une épaisseur de 1,60.

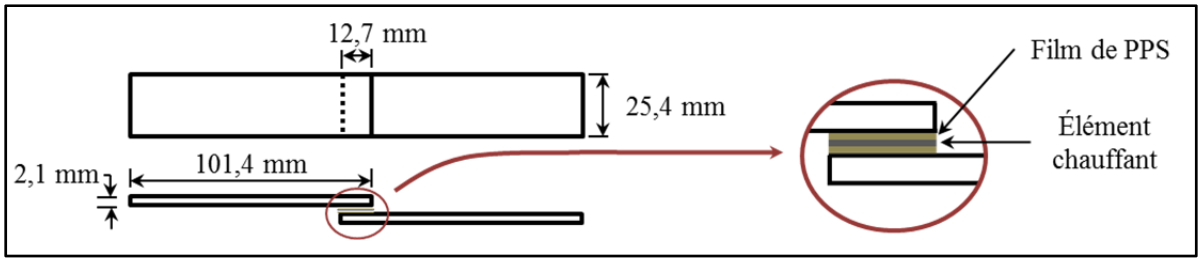

Figure 2-2 Géométrie des spécimens de soudage

2.3 Mesures et inspection

Après la découpe des échantillons et avant l'étape de soudage, certaines mesures sont prises. Premièrement, la largeur et l'épaisseur des échantillons sont vérifiées. Ensuite, le comportement thermique de ceux-ci est étudié. Cela est nécessaire, puisqu'une variation dans le comportement thermique des échantillons a été remarquée. Pour ce faire, le coupon est positionné sous l'inducteur avec un thermocouple tel qu'illustré à la Figure 2-3. Un courant est appliqué à l'inducteur pendant un certain temps et la température du thermocouple à la fin de la chauffe est relevée. Tous les coupons sont chauffés avec les mêmes paramètres. Malgré cela, il a été noté que la température atteinte variait d'un échantillon à l'autre, avec parfois un écart important.

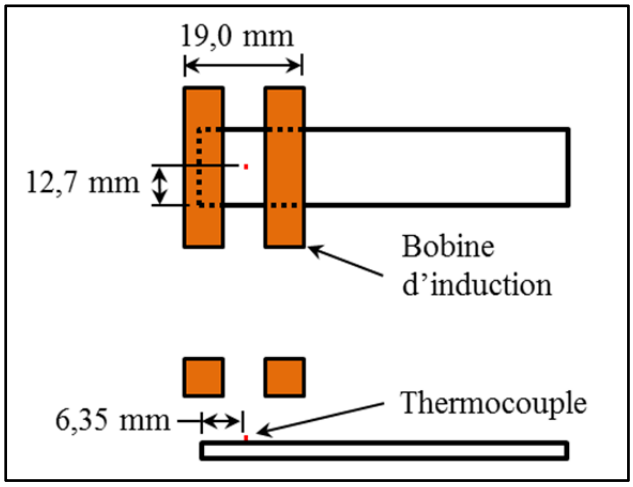

Figure 2-3 Mesure de la
température d'un coupon

Une fois que tous les coupons ont subi la hausse de température par induction, les données sont entrées dans un tableau Excel. Les échantillons dont la température est très éloignée de la moyenne globale sont éliminés et les échantillons restants sont utilisés pour le soudage.

L'origine de cette variation de comportement thermique provient probablement du déplacement de la fibre unidirectionnelle lors de la mise en forme des plaques. En effet, lors de la phase de refroidissement, la fibre du composite subissait un flambement. Ce phénomène altère le positionnement des fibres et affecte les boucles de courant et, donc, les courants de Foucault.

2.4 Montage de soudage

Le montage de soudage doit assurer un positionnement identique d'un échantillon à l'autre. De plus, il doit permettre une certaine liberté afin d'être utile pour différentes configurations d'échantillons. Des extrusions d'aluminium de type 8020 ont été utilisées pour le montage puisqu'elles permettent aisément d'ajuster le montage pour différentes géométries d'échantillons. En effet, le montage a été conceptualisé afin de donner des degrés de liberté sur les axes x, y et z tel qu'illustré à la Figure 2-4 et Figure 2-5. Sur ces figures, seuls la structure et le système de pression sont représentés pour plus de clarté. Les pièces vertes représentent des composantes standards alors que les bleues représentent les pièces usinées. Les flèches représentent les mouvements possibles de la structure. À la Figure 2-5, il est possible d'observer comment l'applicateur de pression, le concentrateur de flux magnétique, la céramique, la plaque de fibre de verre ainsi que la bobine d'induction sont disposés. Ceux-ci sont numérotés de 1 à 5, respectivement. Les éléments de fixation pour les pièces de céramique ne sont pas représentés afin de garder le schéma simple. Des détails par rapport aux positionnements des céramiques du montage sont fournis à l'ANNEXE IV.

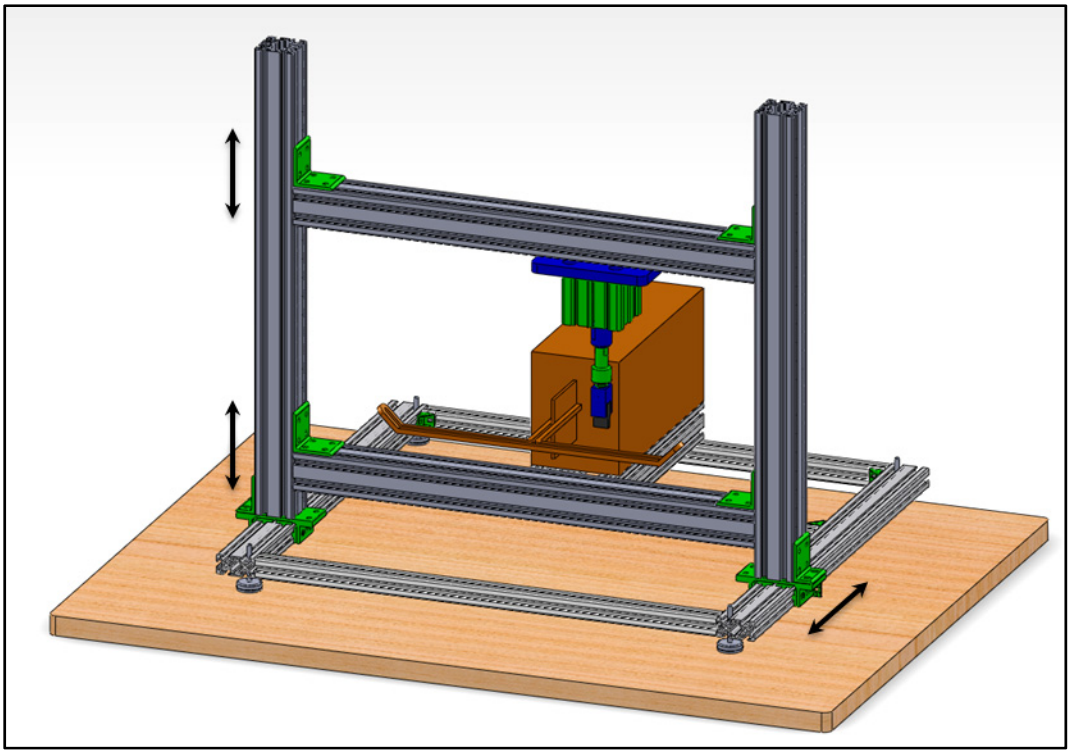

Figure 2-4 Montage de soudage par induction : vue 3D
de la structure et les mouvements possibles

Puisqu'il s'agit d'un montage de soudage par induction, il faut porter une attention particulière aux matériaux utilisés. Par exemple, la présence d'une composante en acier à proximité du joint aurait deux conséquences. En premier lieu, une génération de chaleur non désirée qui affecterait le joint thermiquement. En second lieu, une distorsion du champ magnétique affectant les courants de Foucault. C'est pourquoi beaucoup de pièces du montage sont constituées de céramique, car il s'agit d'un bon isolant thermique et électrique. De plus, la céramique ne se dégrade pas à haute température et n'influence pas le champ magnétique.

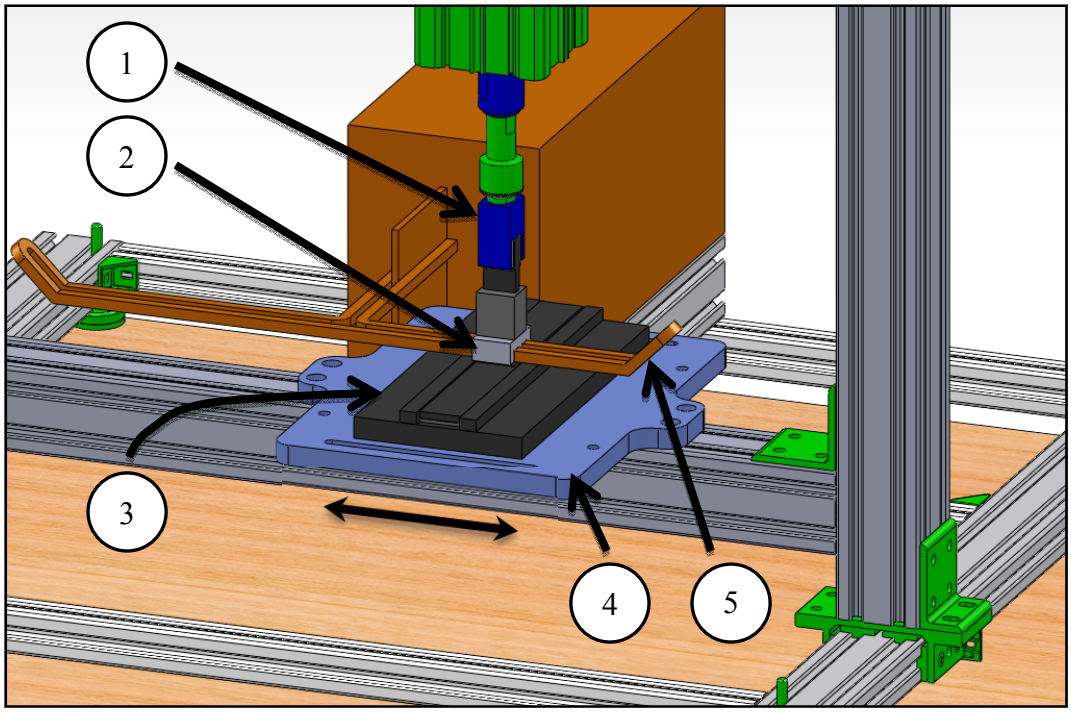

Figure 2-5 Montage de soudage : vue 3D du détail de la zone de soudage
(1) Applicateur de pression, (2) Concentrateur de flux magnétique,
(3) Céramiques, (4) Plaque de fibre de verre et (5) Inducteur.

2.5 Soudage par induction

La première étape du soudage consiste à placer l'élément chauffant entre deux films de PPS non renforcés et de positionner le tout sur le stratifié du bas. Afin d'éviter que l'ensemble élément chauffant/films de PPS ne bouge pendant les manipulations, une petite soudure est faite pour le maintenir en place sur le stratifié, à l'aide d'un fer chaud. Cela est illustré et détaillé à l'ANNEXE IV.

Le procédé de soudage est contrôlé à l'aide d'un thermocouple placé entre le stratifié du haut et la céramique. Cette méthode de contrôle est intéressante puisqu'elle n'est pas invasive au niveau des performances mécaniques du joint comme ça serait le cas si le thermocouple était placé directement à l'interface du joint. Il a été déterminé expérimentalement qu'une température de 260°C au niveau du thermocouple permettait d'obtenir un joint complet avec une bonne performance mécanique. La Figure 4-2 c) présente le schéma du positionnement

du thermocouple de contrôle. Une fois que la température du thermocouple a atteint 260°C, le courant dans la bobine d'induction est arrêté et la pression est maintenue jusqu'à ce que le thermocouple indique 50°C afin d'obtenir une bonne consolidation.

2.6 Caractérisation

Les paramètres de la norme ASTM D1002 sont employés pour caractériser mécaniquement les échantillons soudés. Avant de procéder au test mécanique, une cale est ajoutée à chaque extrémité de l'échantillon afin d'éviter une torsion au niveau du joint lorsque les mâchoires se ferment. Sur la Figure 2-6, les flèches représentent le serrage des mâchoires de la machine de traction et les lignes rouges schématisent un treillis d'acier inoxydable. La présence de ceux-ci empêche un glissement entre les deux stratifiés. Une fois tous les éléments en place, le test mécanique est lancé. La résistance en cisaillement est calculée en prenant la force maximum et en la divisant par la surface du joint.

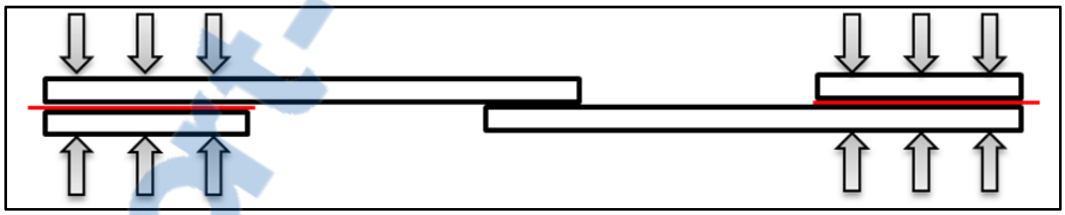

Figure 2-6 Schéma de montage d'un essai de cisaillement par traction

Afin de tirer plus d'informations de l'essai mécanique, des observations visuelles des surfaces de rupture sont très utiles tel qu'il a été mentionné à la section 1.6. Les micrographies des sections transversales des joints permettent aussi d'obtenir de précieuses informations. Par exemple, cela permet d'observer la présence de porosités à l'interface du joint.

Rapport-Gratuit.com

CHAPITRE 3

MODÈLE NUMÉRIQUE

Cette section présente les détails de la modélisation numérique par éléments finis de la chauffe par induction de stratifiés de composites thermoplastiques réalisée avec le logiciel Comsol Multiphysics® et plus précisément avec les modules *AC/DC* et *Heat Transfer*. La géométrie, les conditions frontières, les propriétés des matériaux, le maillage, un exemple et une analyse de sensibilité seront présentés.

3.1 Définition d'un modèle numérique dans Comsol Multiphysics®

3.1.1 Géométrie

Dans le cadre de ce projet, l'utilisation d'un treillis en acier inoxydable est mis à profit afin d'avoir une chauffe localisée à l'interface du joint. Les diamètres de fil variant entre 30 µm et 60 µm pour une superficie de 323 mm², le temps de calcul serait beaucoup trop important si l'élément chauffant était modélisé tel quel. C'est pourquoi il est très utile d'avoir recours à une technique d'homogénéisation telle que présentée à l'ANNEXE I (Jun et Wirtz, 2002). Cela permet de représenter l'élément chauffant sous la forme d'une plaque ayant des conductivités électrique et thermique, une densité et une chaleur massique équivalentes. La même approche s'applique aux stratifiés pour lesquels les propriétés équivalentes sont appliquées au modèle. L'ANNEXE II présente une méthodologie afin de déterminer les conductivités thermiques équivalentes pour les stratifiés.

La géométrie du modèle numérique est simplifiée par rapport à la réalité. En effet, si l'ensemble du montage expérimental avait été pris en compte, le modèle aurait été trop lourd et n'aurait amené rien de plus en terme de résultats. La géométrie du modèle est présentée à la Figure 3-1. Afin d'aider à la compréhension, l'air, bien qu'il soit modélisé, n'est pas illustré. Voici les différentes astuces employées afin de réduire la taille du modèle :

I. Seule la portion d'intérêt de la bobine d'induction a été représentée (40 mm).

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

II. Les extrusions d'aluminium ne sont pas représentées dans le modèle 3D, car un modèle 2D a démontré que celles-ci n'avaient pas d'impact sur la chauffe.

III. L'air a été modélisé à l'aide d'un cylindre ayant un diamètre de 160 mm et une longueur de 40 mm.

IV. La longueur des stratifiés a été réduite à 50 mm.

V. Un plan de symétrie a été utilisé afin de modéliser uniquement la moitié d'un joint.

VI. Le système de pression n'est pas modélisé.

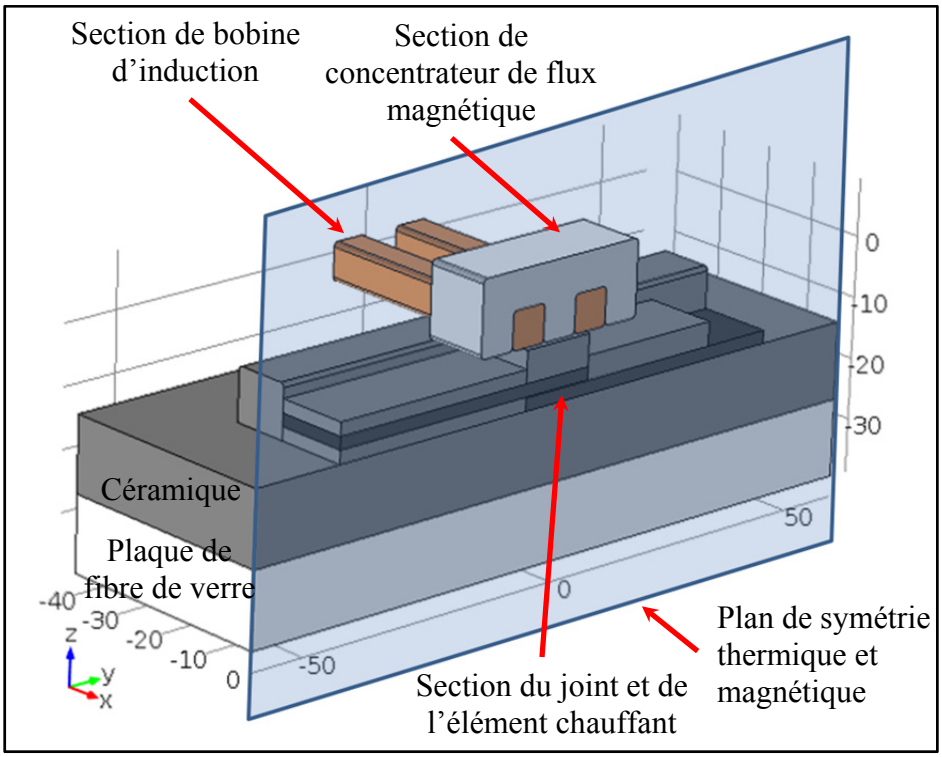

Figure 3-1 Géométrie du modèle

3.1.2 Matériaux

Le soudage par induction de CF/PPS implique une variation de température importante, ce qui affecte ses propriétés thermiques, physiques, et électriques. Le Tableau 3-1 indique quelles sont les propriétés qui sont dépendantes ou indépendantes de la température.

Tableau 3-1 Liste des propriétés des matériaux dépendantes et indépendantes de la température

Catégorie de propriété	Propriétés	Dépendante de la température	Indépendante de la température
Électrique / magnétique	Conductivité électrique	X	
	Permittivité électrique		X
	Perméabilité magnétique		X
Thermique	Chaleur massique	X	
	Conductivité thermique	X	
Physique	Masse volumique	X	

Un exemple de propriété dépendante de la température est la conductivité électrique des stratifiés qui diminue avec la température. Cependant, à une certaine température, la perte de viscosité couplée à l'application de la pression améliore le contact électrique entre les fibres, ce qui augmente la conductivité électrique du stratifié. La conductivité électrique des stratifiés a été mesurée à la température ambiante mais une estimation de la variation avec la température a dû être faite, étant donné qu'il n'était pas possible de mesurer cette propriété à haute température. Dans le cadre de ce modèle, la relation de la conductivité électrique du stratifié en fonction de la température et de la pression a été estimée par itération du modèle numérique. Une relation satisfaisante a été identifiée lorsque les résultats du modèle ont concordé avec les résultats expérimentaux, pour une condition de soudage particulière. La relation a ensuite été gardée la même pour tous les cas analysés.

3.1.3 Hypothèses du modèle

Afin de réduire le temps de calcul du modèle, il est nécessaire de recourir à certaines hypothèses qui sont énumérées ci-bas :

- Les déformations dues à la perte de viscosité de la résine ne sont pas prises en compte.
- L'expansion thermique de tous les matériaux est négligée.
- Le coefficient de convection naturelle est fixé à 5 W/(m²K) (Talbot et al., 2013).
- Les pertes diélectriques sont négligeables.
- Une valeur de 10 S/m a été attribuée aux matériaux ayant une faible conductivité électrique afin d'aider la convergence.

3.1.4 Conditions frontières

Comsol Multiphysics® possède un module préassemblé de chauffe par induction. Le Tableau 3-2 présente une synthèse des conditions frontières utilisées dans un modèle numérique typique de ce projet. Il est à noter que les détails du modèle se trouvent en ANNEXE V.

Tableau 3-2 Conditions frontières et domaines de calcul d'un modèle numérique

Physique	Condition frontière/ domaine de calcul	Volume / surface d'application
Magnétique (Tous les matériaux)	Loi d'Ampère	Tous les volumes
	Isolation magnétique	Toutes les surfaces extérieures du volume d'air
	Densité de courant externe	Les deux volumes de la bobine d'induction
Thermique (Tous les matériaux sauf l'air)	Transfert de chaleur dans un solide	Tous les volumes
	Isolation thermique	Plans de symétrie
	Température	Les surfaces de la bobine d'induction et du concentrateur de flux magnétique
	Convection	Les surfaces de la céramique et de la plaque de fibre de verre. (h = 5 W/(m² K))
	Radiation	Les surfaces de la céramique (ε = 0.95)

3.1.4.1 Conditions frontières du module de champ magnétique

Tous les domaines doivent être impliqués dans ce module tel qu'indiqué dans la première rangée du Tableau 3-2. La loi d'Ampère, doit être appliquée à tous les volumes du modèle. Il s'agit volume de calcul qui permet de calculer le champ magnétique dans les domaines sélectionnés. L'isolation magnétique s'applique par défaut à toutes les surfaces constituant les limites du volume d'étude. Cependant, elle est généralement appliquée aux limites du volume délimité par l'air. Concrètement, elle force la composante tangentielle du vecteur potentiel magnétique à être égale à zéro sur les surfaces sélectionnées. Cette condition frontière est une symétrie du champ magnétique et une continuité de courant à condition que

le conducteur soit perpendiculaire à la surface, tel qu'illustré à la Figure 3-2. C'est cette condition frontière qui permet de tirer profit d'un plan de symétrie du module magnétique.

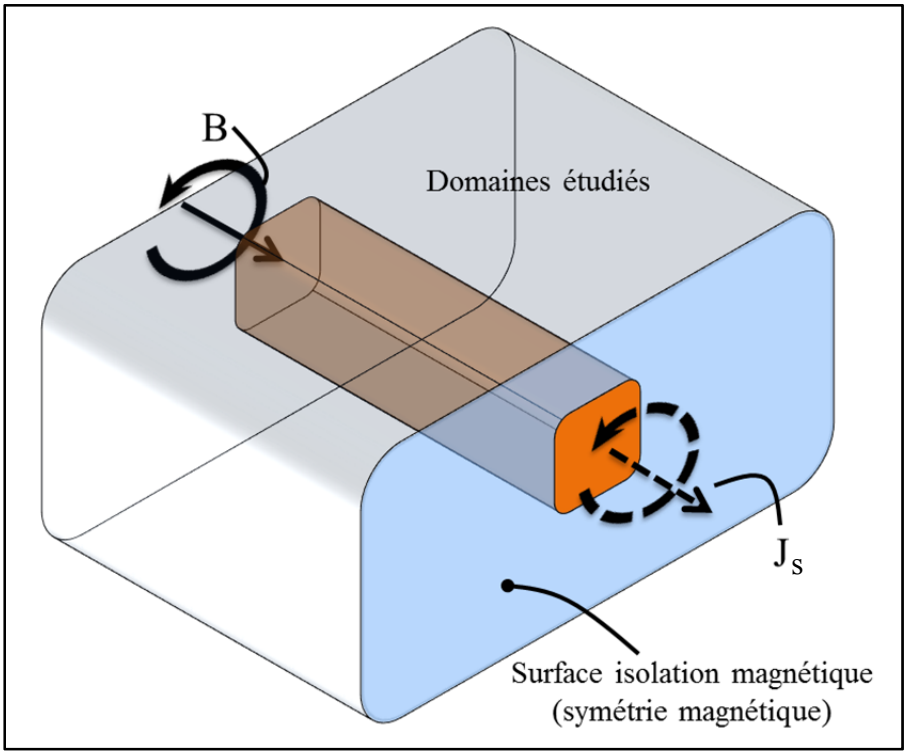

Figure 3-2 Isolation magnétique

La densité de courant externe est appliquée aux domaines de la bobine d'induction et doit être ajoutée par l'utilisateur. L'utilisation de cette condition frontière ajoute le courant d'excitation ($\vec{J_e}$) à la bobine. Chacun des deux tubes de la bobine doit avoir sa propre définition puisque le courant circule en direction opposée dans chaque tube. Dans le cas où seule une portion de l'inducteur est modélisée, il est essentiel que les extrémités de l'inducteur coïncident avec les limites du domaine délimité par le volume d'air afin que le système d'équations puisse être résolu.

3.1.4.2 Conditions frontières du module transfert de chaleur

Tel que mentionné dans la première colonne du Tableau 3-2, tous les domaines sauf l'air sont impliqués dans le module. La condition frontière de température constante est utile lorsque des domaines ont une température plus ou moins constante. Dans le cas du soudage par induction, la bobine est refroidie à l'eau et est en bon contact thermique avec le concentrateur de flux magnétique. Donc, ces surfaces ont été fixées à une température de 20°C.

En ce qui concerne la condition de convection, une valeur de 5 W/(m²·K) est normalement utilisés dans la littérature afin de représenter la convection naturelle (Talbot et al., 2013). La convection a été appliquée à toutes les surfaces étant en contact avec l'air. Pour sa part, la radiation a été appliquée sur toutes les surfaces de céramique portant sur l'air. Puisqu'il s'agit d'un corps presque noir, une émissivité de 0,95 a été attribuée. Finalement, une condition de symétrie thermique est ajoutée au même plan que l'isolation magnétique, c'est-à-dire qu'aucun flux de chaleur chaleur ne peut traverser cette frontière.

3.1.5 Maillage

Une étude de convergence a été menée afin d'obtenir un maillage suffisamment fin pour avoir des résultats précis, tout en gardant un temps de calcul raisonnable.

Deux types d'éléments ont été utilisés dans ce travail. Le premier est le maillage de type couche limite. Il s'agit d'un maillage très raffiné à la surface de la géométrie et un maillage plutôt grossier à l'intérieur. Ce type de maillage est très utile pour les matériaux traversés par un courant électrique ayant une petite profondeur de pénétration par rapport à leur épaisseur. Généralement, deux éléments par profondeur de pénétration sont nécessaires. Ce type de maillage a été utilisé uniquement pour la bobine d'induction, car il s'agissait du seul domaine à être plus grand que la profondeur de pénétration. L'autre type d'élément est le tétraèdre. La Figure 3-3 illustre la différence entre les deux types de maillage.

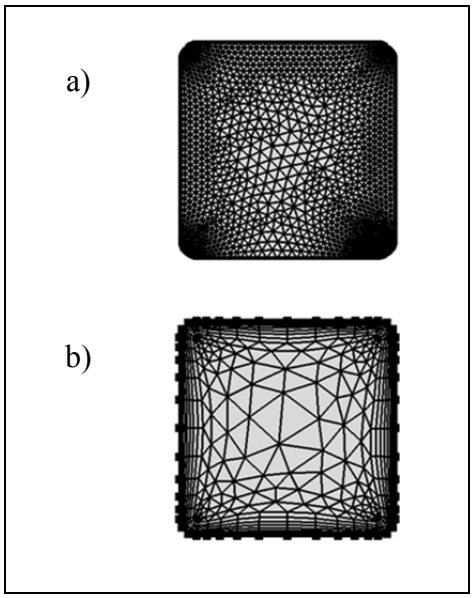

Figure 3-3 Types de maillage :
a) tétraèdre et b) couche limite

Il est à noter que pour une simulation en deux dimensions, la différence de résultats en terme de courant circulant dans la bobine est négligeable entre les deux types de maillage. Cependant, en 3D la différence est significative. Donc, il est nécessaire de faire appel au maillage de type couche limite pour la bobine d'induction.

3.2 Exemple d'une simulation

Afin de mieux illustrer le modèle numérique, un exemple concret est présenté. La géométrie utilisée est celle présentée à la Figure 3-1 et les différentes propriétés des matériaux sont données à la Figure 3-4 ainsi que dans le Tableau 3-3 et le Tableau 3-4. Les détails des calculs pour obtenir les propriétés équivalentes de l'élément chauffant et des deux films de PPS présentés au Tableau 3-3 se trouvent en ANNEXE I. Les détails des conditions frontières et du maillage se trouvent ANNEXE V. Le courant de bobine de l'exemple est de 550 A.

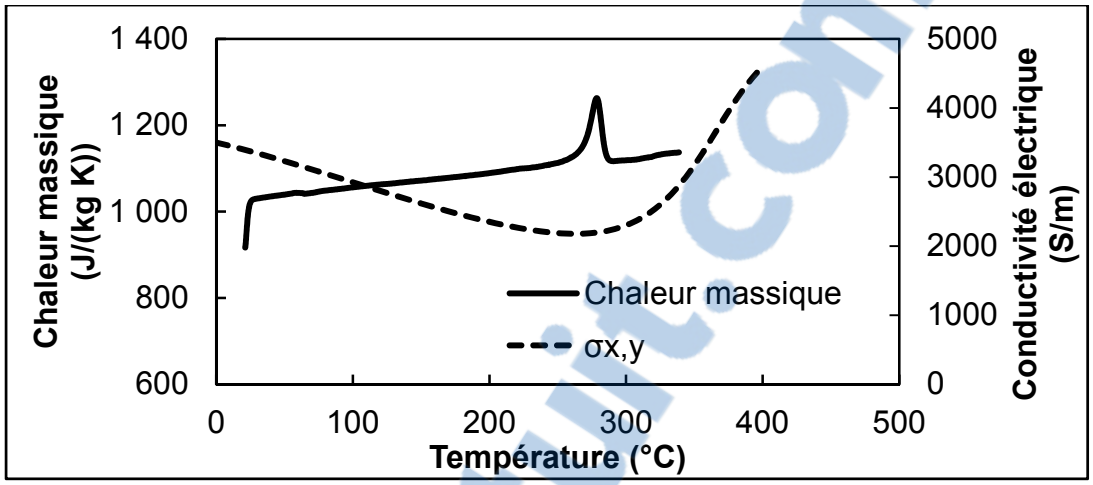

Figure 3-4 Chaleur massique et conductivité électrique (σx,y) des stratifiés en fonction de la température

Tableau 3-3 Caractéristiques de l'élément chauffant
en prenant en compte les films de PPS
Propriétés tirées de (Ho et Chu, 1977; Ten Cate Advanced Composite USA Inc., 2013)

Paramètres / propriétés	Élément chauffant D
Densité de fil (nb de fil/25.4 mm)	400
Diamètre de fil (mm)	0.02
Fraction d'aire ouverte (%)	44.0
Masse volumique (kg/m³)	1 914
Chaleur massique (J/(kg°C)	758
K_x, K_y (W/(mK))	0,83
K_z (W/(mK))	0,26
$\sigma_{x,y \text{ à } 293 \text{ K}}$ (S/m)	55 331
$\sigma_{x,y \text{ à } 400 \text{ K}}$ (S/m)	49 437
$\sigma_{x,y \text{ à } 700 \text{ K}}$ (S/m)	39 769
σ_z (s/m)	10
μ_r	1

Rapport-Gratuit.com

Tableau 3-4 Propriétés des matériaux à température ambiante
Propriétés tirées de (GraphiteStore, 2014; Holmes et Gillespie, 1993; Inc., 2014; Lin, 1993; Multiphysics®, 2014; Ten Cate Advanced Composite USA Inc., 2013)

Propriétés des matériaux	CF/PPS stratifié vf = 0.59	Cuivre	Concentrateur de flux magnétique	Céramiques
Masse volumique (kg/m³)	1560	8700	1000	2750
Cp (J/(kg°C)	*Voir* Figure 4-6	385	1000	1000
K_x, K_y (W/(mK))	3.2	400	4	1.26
K_z (W/(mK))	0.335	400	4	1.26
σ_x, σ_y (S/m)	*Voir* Figure 4-6	5.998e7	10	10
σ_z (S/m)	10	5.998e7	10	10
μ_r	1	1	16/(4*pi*10^-7)	1

Un exemple de résultat que peut fournir le modèle numérique est présenté de la Figure 3-5 à la Figure 3-8. La Figure 3-5 illustre une vue en trois dimensions de la chauffe d'un joint avec l'élément chauffant D (*Voir* Tableau 3-3) et un courant de 550 A. Il est clair que les coins sont plus froids que l'ensemble du joint. Cela sera discuté davantage dans le CHAPITRE 4. L'échelle de graduation fournit la température maximum et minium de l'échantillon. Après 49 secondes, la température maximum dans le joint est de 407°C alors que la température du thermocouple indiquée à la Figure 3-6 est d'environ 260°C. Ce thermocouple, se trouve entre le stratifié du dessus et la céramique qui applique la pression (*Voir* Figure 3-5). Cet écart de température entre l'interface du joint et le thermocouple correspond à ce qui a été observé expérimentalement.

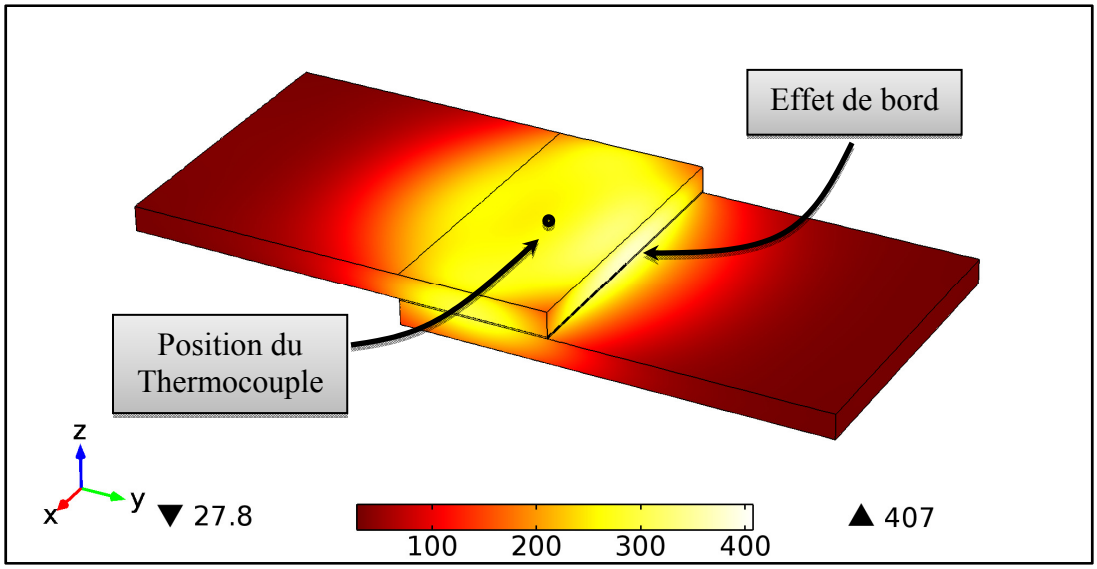

Figure 3-5 Champ thermique d'un échantillon après
55 s de chauffe et un courant de 500 A

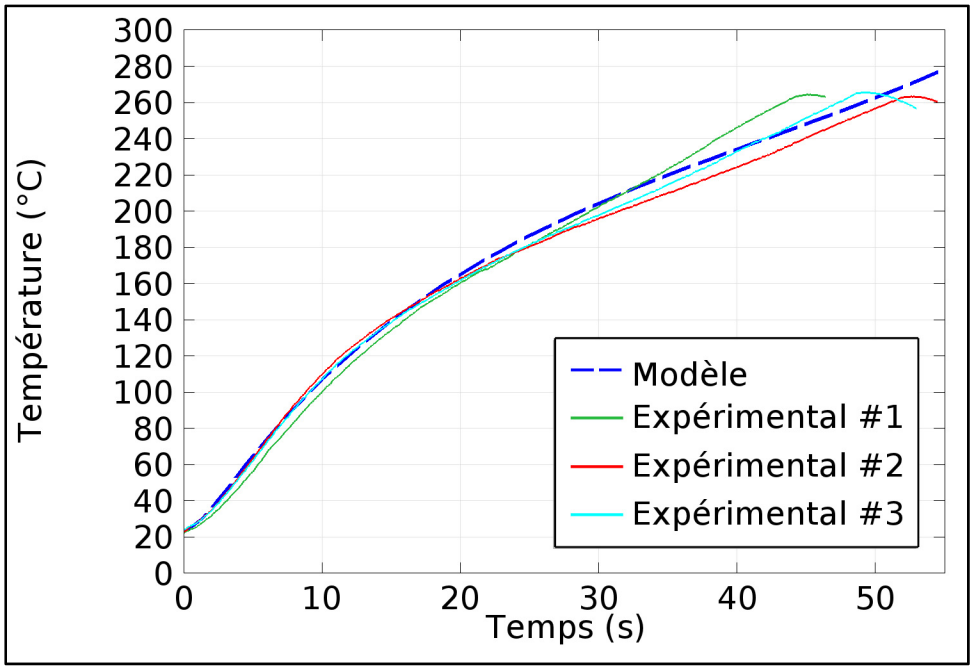

Figure 3-6 Comparaison de la courbe de température du thermocouple
entre les données expérimentales et numériques

La Figure 3-7 illustre une vue de coupe de la Figure 3-5 qui permet d'observer le champ thermique à l'intérieur du joint. Tel que le représentent les Figure 3-5, Figure 3-7 et Figure

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

3-8, des effets de bord sont présents sur les côtés les plus longs. Les stratifiés produisent tout les deux un effet de bord. Cependant, l'effet de bord du stratifié du haut est plus important dû à sa proximité avec la bobine d'induction. Cela explique pourquoi l'effet de bord combiné du stratifié et de le l'élément chauffant est plus important à droite de la Figure 3-7.

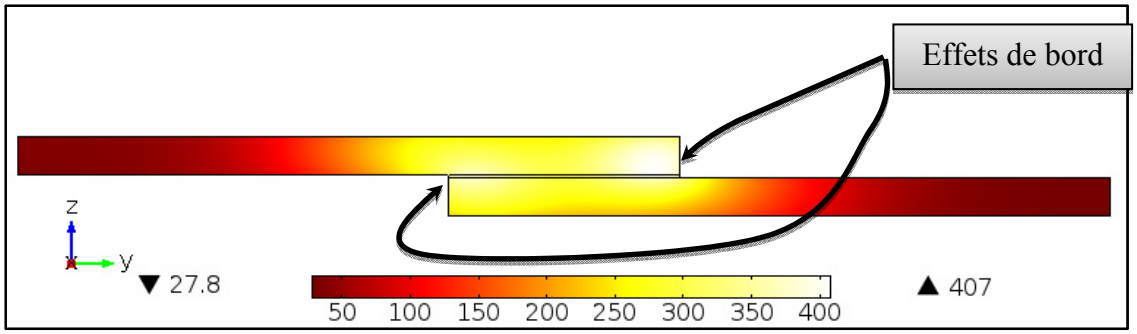

Figure 3-7 Champ thermique du spécimen à 55 secondes : vue de coupe

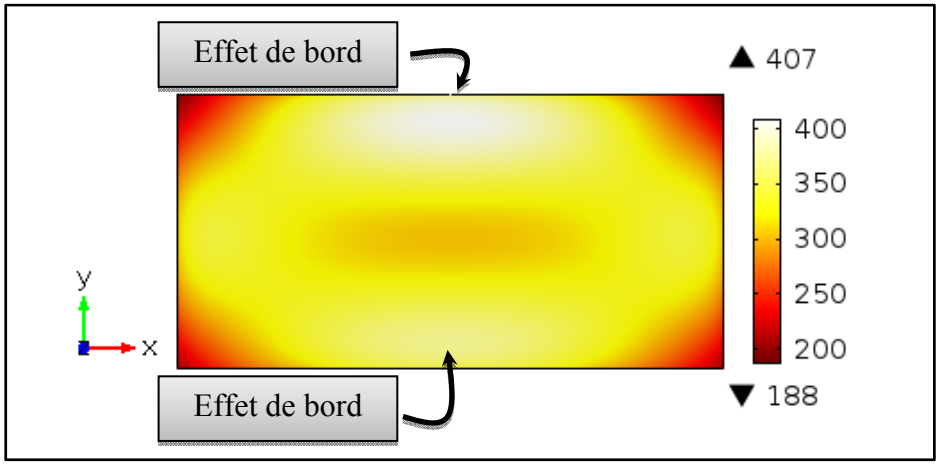

Figure 3-8 Champ thermique de l'élément chauffant à 500 A et après 55 s de chauffe : vue du dessus

La Figure 3-8 illustre le champ de température de l'élément chauffant. Elle permet d'observer avec plus de clarté la température inférieure des coins ainsi que du milieu du joint. Ces zones plus froides pourraient être éliminées de plusieurs façons, notamment en changeant la géométrie de la bobine d'induction. Les coins froids sont causés par un échange thermique plus important. En effet, deux surfaces de l'élément chauffant et trois des stratifiés sont en contact avec la céramique.

3.3 Analyse de sensibilité

L'importance relative des différents paramètres de la simulation a été vérifiée à l'aide d'un modèle 2D. Bien que le modèle 2D ne produise pas exactement les mêmes résultats que le modèle 3D, les mêmes tendances sont obtenues. Le Tableau 3-5 présente les différents paramètres qui ont été investigués.

Tableau 3-5 Variation des paramètres de l'étude de sensibilité

Paramètres	Régime d'investigation	Valeurs
Courant de bobine RMS (A)	Permanent	50; 100; 200; 350; 425; 450; 475; 500; 525; 550; 575
Fréquence (kHz)	Permanent	15; 50; 100; 175; 227; 241; 254; 268; 281; 294; 308
Distance entre bobine-joint (mm)	Permanent	5,79; 6,79; 7,79; 8,79; 9,79; 10,79; 11,79
$\sigma_{stratifiés}$ (S/m)	Permanent	1700; 1800; 1900; 2000; 2100; 2200; 2300
Cp stratifié (J/(Kg·K))	Transitoire	850; 900; 950; 1000; 1050; 1100; 1150
$Kx,y_{stratifiés}$ (W/(m·K))	Permanent	1,89; 2,00; 2,11; 2,22; 2,33; 2,44; 2,55
$Kz,_{stratifiés}$ (W/(m·K))	Permanent	0,85; 0,90; 0,95; 1,00; 1,05; 1,10; 1,15
$\sigma_{élément\ chauffant}$ (S/m)	Permanent	32732; 34657; 36583; 38508; 40433; 42359; 44284
$K_{céramique}$ (W/(m·K))	Permanent	1,07; 1,13; 1,20; 1,26; 1,32; 1,39; 1,45
$Cp_{céramique}$ (J/(Kg·K))	Transitoire	850; 900; 950; 1000; 1050; 1100; 1150

La deuxième colonne indique si le paramètre a été investigué en régime permanent ou en régime transitoire. La majorité des paramètres ont été étudiés en régime permanent afin de sauver du temps de calcul. Cependant, les chaleurs massiques ont été étudiées en régime

transitoire puisqu'elles n'ont pas d'impact en régime permanent. Dans la troisième colonne, la valeur soulignée correspond à la valeur dite de base, soit la valeur utilisée lors de la variation des autres paramètres. Pour l'analyse de sensibilité, aucune propriété de matériaux ne varie en fonction de la température. La valeur de base de tous les paramètres a été variée de ±15% avec un pas de 5%. Le but est d'observer quels paramètres ont un effet plus marqué sur la température maximum du joint. Cela indiquera quelles propriétés de matériaux doivent être mesurées ou estimées de manière précise afin d'obtenir un modèle fiable. Chaque graphique présente la variation de la température maximum en fonction de la variation de la propriété d'un des matériaux ou d'un paramètre de soudage.

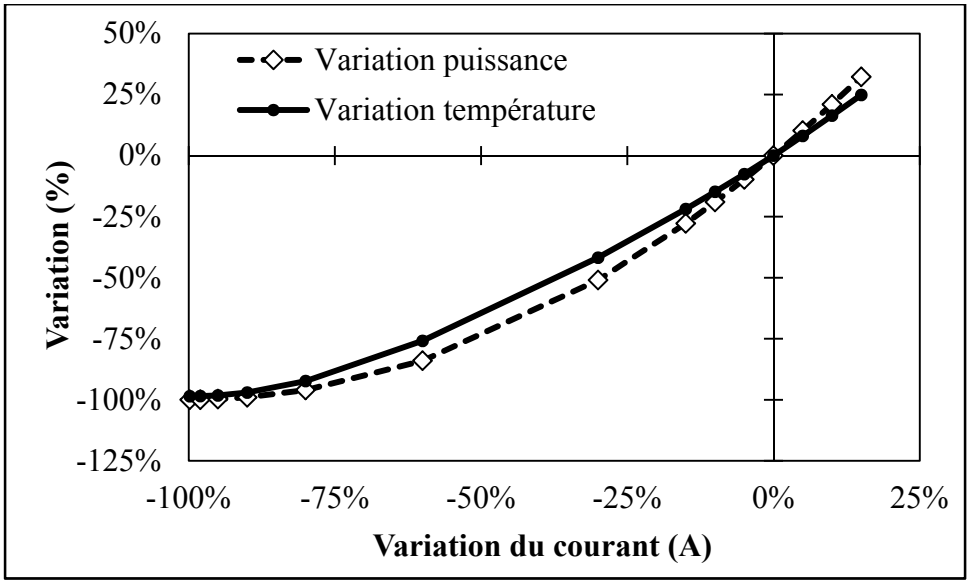

Figure 3-9 Effet du courant de bobine sur la température et la puissance induite

La Figure 3-9 présente l'effet du courant de bobine sur la température maximum et la puissance induite. La puissance induite varie avec le carré du courant. Ceci est expliqué par les équations (1.4), (1.5) et (1.26). Dans la zone de ±15% par rapport à la valeur de base du courant, une variation de la température d'environ ±24% est obtenue.

La Figure 3-10 présente l'effet de la variation de la fréquence du courant sur la température maximum et la puissance induite. Tout comme pour le courant de bobine, la puissance

induite varie avec le carré de la fréquence. Cela est encore expliqué par les équations (1.4) et (1.26). Pour une variation de la fréquence de ±15% par rapport à la valeur de base, la température varie d'environ 24%.

De plus, la Figure 3-11 illustre l'effet de la fréquence sur la profondeur de pénétration. Tel qu'il avait été mentionné dans le chapitre 1.3.2.1, l'augmentation de la fréquence diminue la profondeur de pénétration.

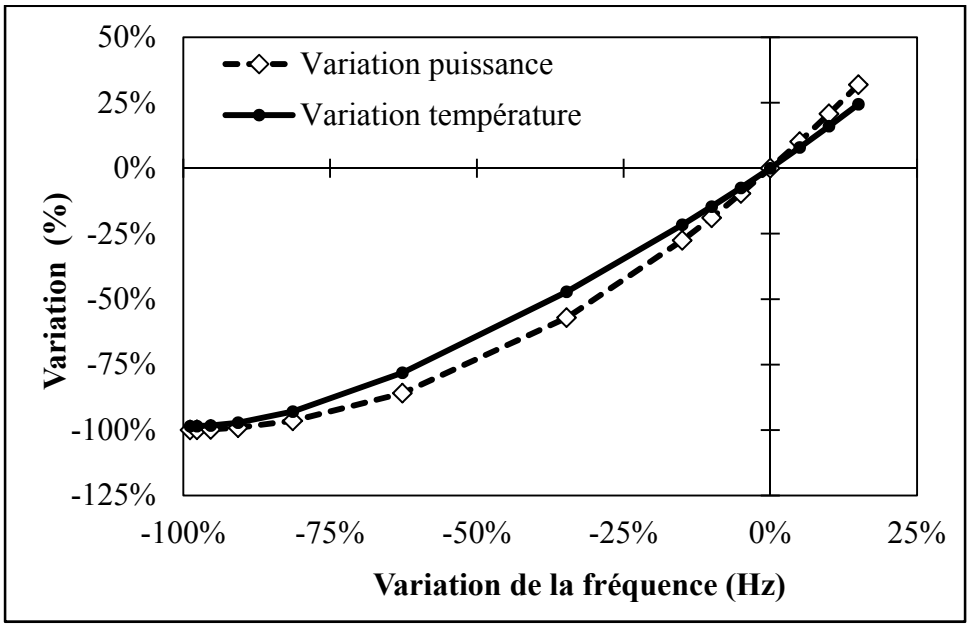

Figure 3-10 Effet de la fréquence sur la température et la puissance induite

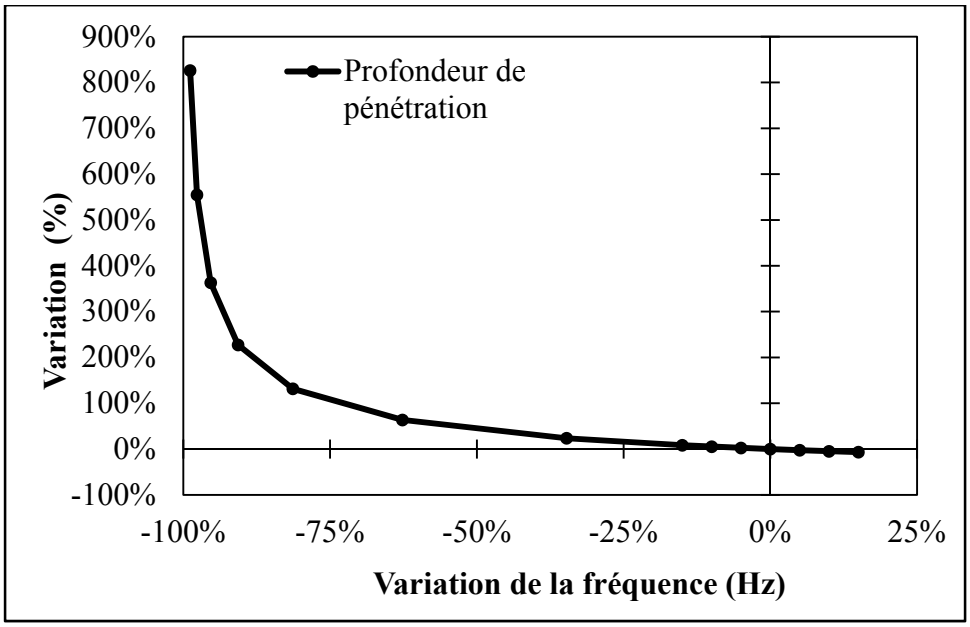

Figure 3-11 Effet de la fréquence sur la profondeur de pénétration

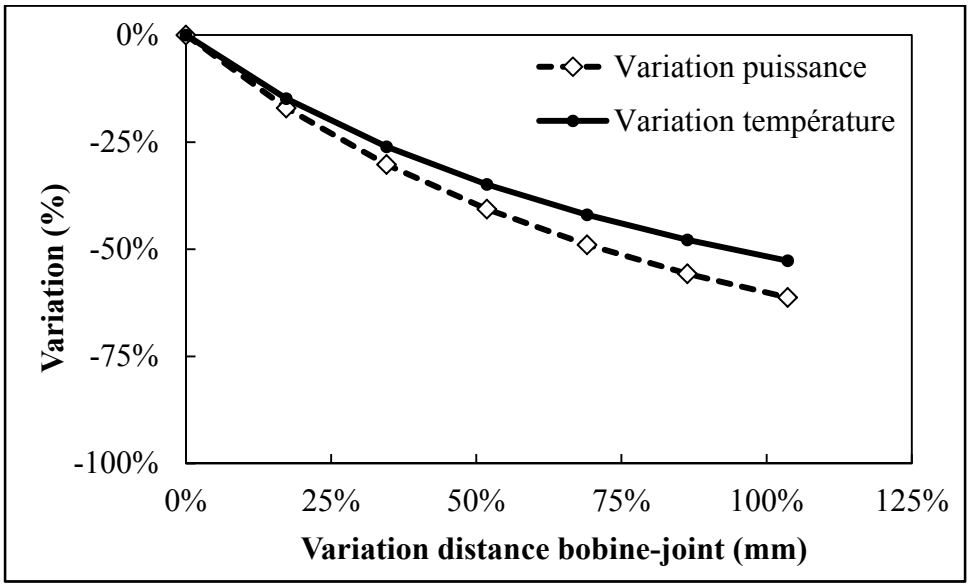

Figure 3-12 Effet de la distance séparant la bobine d'induction et le joint sur la température et la puissance induite

La Figure 3-12 présente l'impact de la distance entre la bobine d'induction et le joint. La distance de base de 5,79 mm correspond à l'épaisseur de la céramique séparant le stratifié du dessus du joint de la bobine d'induction. Aucune valeur inférieure à cette valeur n'a été employée car le montage expérimental ne le permettait pas. La puissance induite diminue lorsque la distance augmente (équations (1.4) et (1.5)). Pour un accroissement de la distance de 15%, la baisse de la température est de 12%.

La Figure 3-13 illustre la variation de température maximum et de la puissance induite en fonction de la conductivité électrique des stratifiés dans leur plan. Une variation d'environ 10% de la température est engendrée par une variation de 15% de la conductivité électrique. L'impact inférieur de ce paramètre comparé au courant de bobine et à la fréquence s'explique aussi par l'équation (1.4).

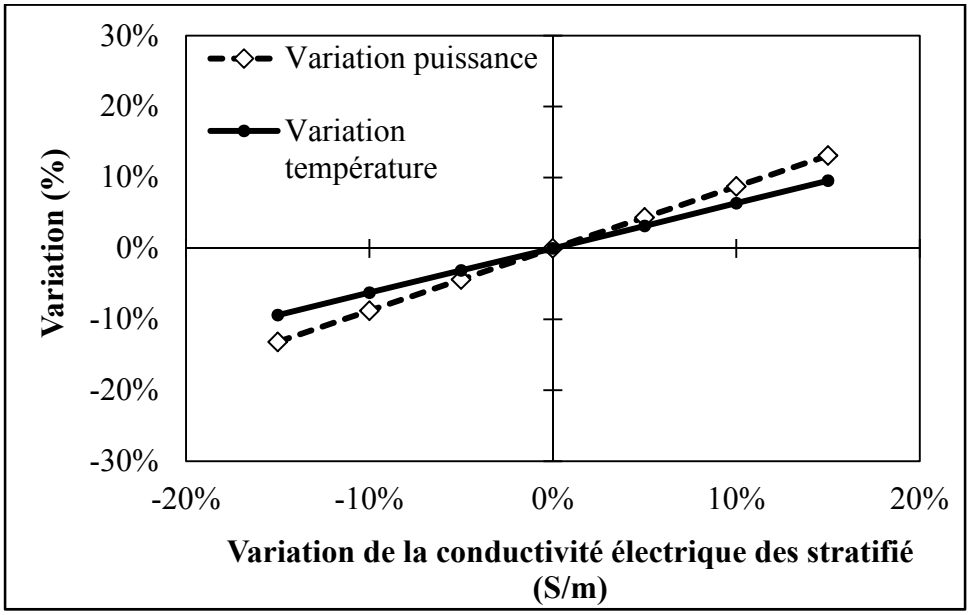

Figure 3-13 Effet de la conductivité électrique des stratifiés sur la température et la puissance induite

La Figure 3-14 illustre la variation de la température et de la puissance induite en fonction de la chaleur massique des stratifiés. Il est possible d'observer une relation presque linéaire.

Cependant, l'effet n'est pas significatif. De plus, comme toutes propriétés thermiques, elle n'a pas d'influence sur la génération de chaleur.

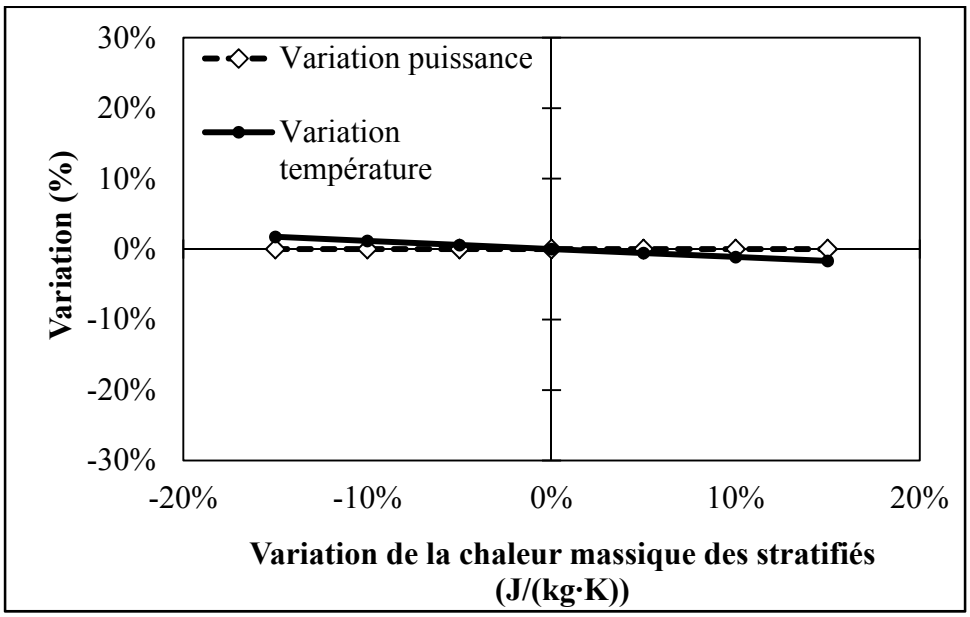

Figure 3-14 Effet de la chaleur massique des stratifiés sur la température et la puissance induite

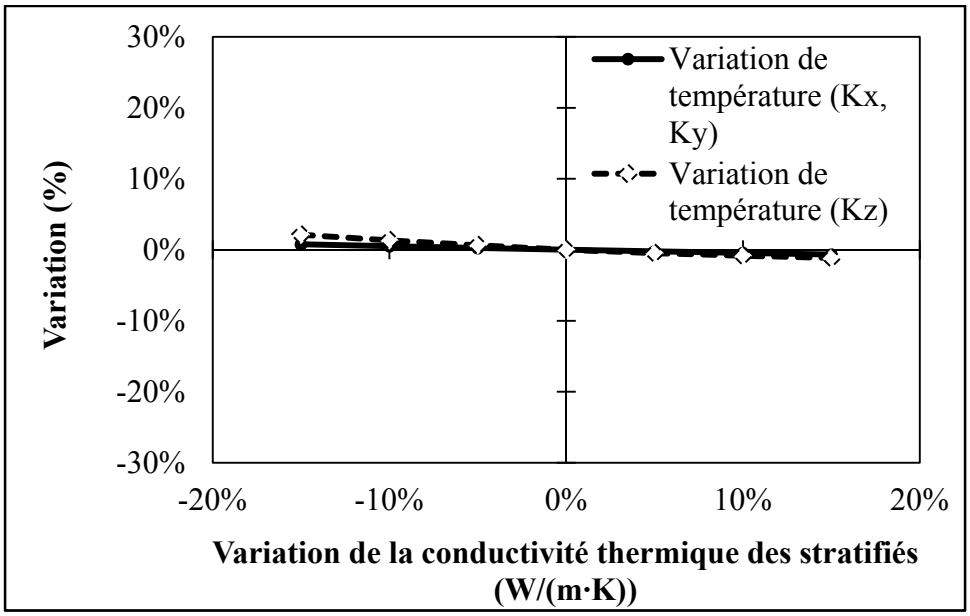

Figure 3-15 Effet de la conductivité thermique des stratifiés sur la température

La Figure 3-15 illustre l'effet de la conductivité thermique dans le plan et à travers l'épaisseur des stratifiés sur la température maximum ainsi que la puissance induite. Il est clair que l'effet est négligeable. La Figure 3-16 illustre la variation de la température maximum et de la puissance induite en fonction de la conductivité électrique équivalente de l'élément chauffant et des deux films de PPS. Bien que la conductivité électrique de l'élément chauffant soit plus importante que celle du stratifié, son impact est moindre, car son volume est beaucoup plus petit.

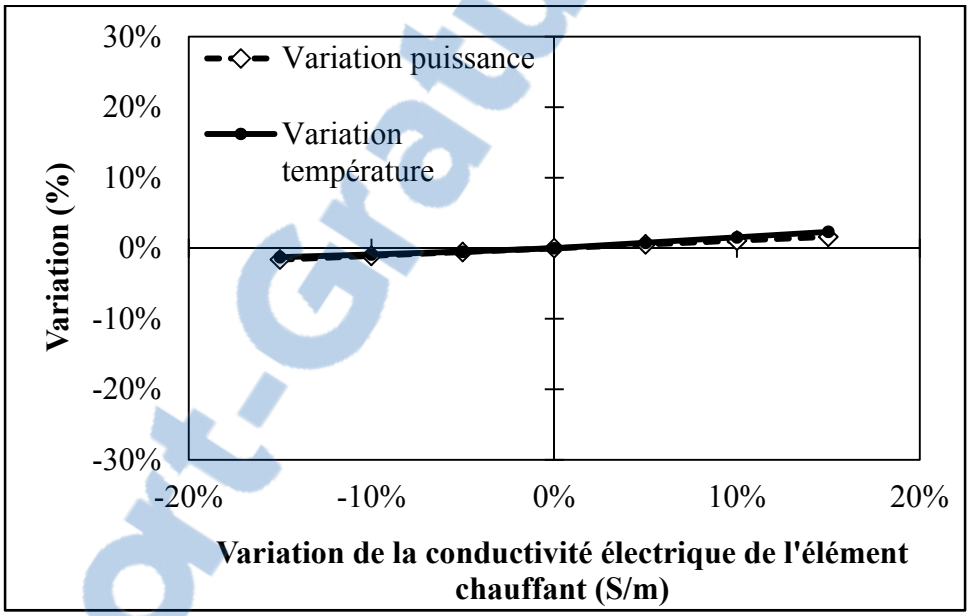

Figure 3-16 Effet de la conductivité électrique de l'élément chauffant sur la température et la puissance induite

La Figure 3-17 illustre l'effet de la conductivité thermique de la céramique sur la température maximale. Il s'agit d'une relation presque linéaire. Son effet est non négligeable puisqu'une variation de ±15% de sa valeur a un impact entre 6% et 8% sur la variation de la température. Sachant que la valeur de base de la conductivité thermique de la céramique est de 1,26 W/(m·K)), il est possible d'affirmer qu'un tel impact sur la température maximale est facilement atteignable en changeant de céramique. D'ailleurs, il serait possible de choisir la céramique en fonction de ses propriétés afin de minimiser les effets de bord tel que présenté à

Rapport-Gratuit.com

la Figure 3-7. Pour sa part, la variation de la chaleur massique de la céramique (*Voir* Figure 3-18) a un effet légèrement moins important.

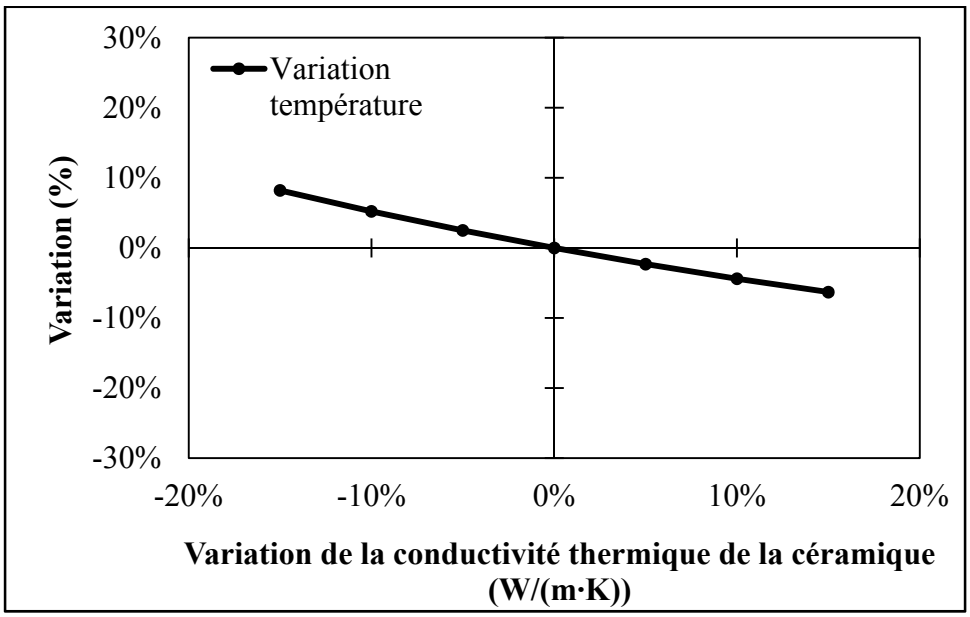

Figure 3-17 Effet de la conductivité thermique de la céramique sur la température

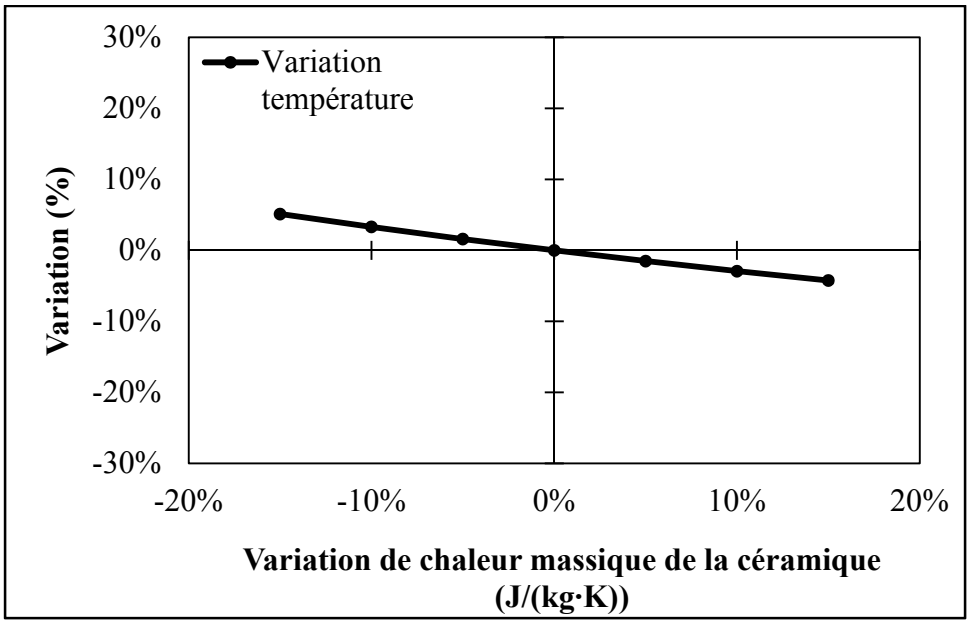

Figure 3-18 Effet de la chaleur massique de la céramique

Le Tableau 3-6 présente un résumé des résultats énumérés précédemment. Dans la deuxième colonne, l'impact maximum du paramètre causé par une variation de ±15% de celui-ci sur la température est présenté. De plus, un ordre d'importance leur est attribué.

Selon ces résultats, le courant de bobine et la fréquence de ce dernier ont une importance prépondérante sur la température maximale atteinte. De plus, la distance séparant la bobine d'induction et le joint ainsi que la conductivité électrique du stratifié ont une importance non négligeable. Il est intéressant de noter que les deux paramètres les plus importants, et de loin, sont des paramètres machine et le troisième paramètre le plus important est lié au montage expérimental. Ces trois paramètres sont facilement contrôlables par l'opérateur. Le paramètre matériau qui nécessite la mesure ou l'estimation la plus précise est la conductivité électrique du stratifié.

Tableau 3-6 Variation maximum de la température dans l'intervalle de ±15% par rapport à la valeur de base de chaque paramètre

Paramètres	% variation max. (valeur absolue)	Importance
Courant de bobine	25%	1
Fréquence du courant	24%	1
Distance bobine-joint	12%	2
$\sigma_{\text{stratifié, x,y}}$	10%	2
$C_{P,\text{ stratifié}}$	2%	3
$k_{\text{stratifié, z}}$	2%	3
$k_{\text{stratifié, x,y}}$	1%	3
$\sigma_{\text{élément chauffant, x,y}}$	2%	3
$k_{\text{céramique, z}}$	8%	3
$C_{p,\text{ céramique}}$	5%	3

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

Cependant, il est important d'apporter certaines nuances. Bien qu'il ait été démontré que la conductivité électrique de l'élément chauffant avait un impact limité sur la température maximale atteinte dans le joint, il est important de mentionner qu'en réalité sa variation en fonction de la température est plus importante que 15%. En effet, la variation de la conductivité électrique de l'élément chauffant peut aller jusqu'à 39% entre 20°C et 400°C. Il en est de même pour la conductivité thermique des stratifiés qui peut varier de 73% entre 0°C et 400°C (Lin, 1993).

Tous les résultats qui ont été obtenus dans cette étude de sensibilité du modèle numérique 2D sont comparables aux résultats du modèle de Moser (2012) et Lin (1993), ce qui valide partiellement le modèle présenté.

3.4 Résumé

Ce chapitre a présenté les différentes étapes du développement du modèle numérique et ses hypothèses de même qu'un exemple d'application du modèle, ce qui a permis de voir les résultats pouvant en être extraits. De plus, une étude de sensibilité a été présentée permettant l'identification des paramètres du procédé ayant un plus grand impact sur la température. Ces derniers sont le courant de la bobine, la fréquence du courant, la distance séparant la bobine d'induction et le joint ainsi que la conductivité électrique des stratifiés. Les trois premiers étant facilement contrôlables, il est important de mesurer ou d'estimer avec précision la conductivité électrique des stratifiés afin d'obtenir des résultats fiables. Cette étude de sensibilité a été comparée à deux études de la littérature et présente des conclusions similaires.

CHAPITRE 4

MODELLING AND EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF INDUCTION WELDING OF THERMOPLASTIC COMPOSITES AND COMPARISON WITH OTHER WELDING PROCESSES

Patrice GOUIN O'SAUGHNESSEY[1], Martine DUBÉ[1], Irene FERNANDEZ VILLEGAS[2]

[1]Ecole de technologie superieure, Department of mechanical engineering,

1100 Notre-Dame Street West, Montreal, Quebec, Canada, H3C 1K3

[2]Delft University of Technology, Structural Integrity and Composites

Kluyverweg 1, 2629 HS Delft, The Netherlands

Article soumis à la revue « Journal of Composite Materials»

4.1 Abstract

A finite element model of the induction welding of carbon fiber/polyphenylene sulfide (CF/PPS) thermoplastic composites is developed. The model takes into account a stainless steel mesh heating element located at the interface of the two composite adherends to be welded. This heating element serves to localize the heating where it is needed most, i.e., at the weld interface. The magnetic, electrical and thermal properties of the CF/PPS and other materials are identified experimentally or estimated and implemented in the model. The model predicts the temperature-time curves during the heating of the composite and is used to define processing parameters leading to high quality welded joints. The effect of the heating element size and input current on the thermal behavior is investigated, both experimentally and using the developed model. The welds quality is assessed through microscopic observations of the weld interfaces, mechanical testing and observations of the fracture surfaces. A comparison with two other welding processes, namely, resistance welding and ultrasonic welding is done.

Keywords: A. Thermoplastic resin; B. Mechanical properties; C. Finite element analysis (FEA); E. Joints/Joining.

4.2 Introduction

Joining is inevitable in the design of large and complex composite structures. Structures made of thermosetting composites rely mainly on two joining processes: adhesive bonding and mechanical fastening. Both of these processes come with a number of disadvantages such as a high sensitivity to surface preparation and long curing times for adhesive bonding and delamination and stress concentrations due to holes drilling for mechanical fastening. These two joining processes can be avoided when a structure is made of thermoplastic composites. In effect, thermoplastic composites offer the possibility to be assembled using another joining process, namely, welding. Welding consists in heating a thermoplastic composite over the melting (semi-crystalline polymer) or glass transition (amorphous polymer) temperature and allowing it to cool down under the application of pressure. It is usually a fast process, of the order of one minute, and is not sensitive to surface preparation. In addition, the welded joints can be inspected by non-destructive inspection methods more easily than adhesively-bonded joints as they are not subjected to weak bonds or kissing bonds (Gardiner, 2014). The aerospace industry has already begun to use welding as an assembly method for parts made of thermoplastic composites. For example, the leading edges of the Airbus A340-600 and A380 are assembled by resistance welding (RW) and the empennage of the Gulfstream G650 is assembled by induction welding (IW) (Van Ingen et al., 2010). Another welding process that shows potential to be used at large scale is ultrasonic welding (UW) (Villegas et al., 2012).

In the RW process, an electrically conductive heating element (HE) connected to a power supply is placed at the interface of two thermoplastic composite parts to be welded (adherends). A direct electrical current is applied to the HE which heats up by Joule effect. The polymer located in the vicinity of the HE softens or melts and when the current is stopped, the assembly cools down, under the application of pressure to form a welded joint. Carbon fiber fabrics were historically used as HE, however, in the past years, it was shown

that HE in the form of stainless steel meshes of various sizes offer a better process control and a more uniform temperature over the weld interface (Dubé et al., 2012). UW is a process in which high frequency vibrations in the range of kHz are transmitted to a thermoplastic composite adherend by a sonotrode. As opposed to the RW process, heat is generated by intermolecular friction which occurs due to the high frequency vibrations transmitted by the sonotrode. Energy directors, i.e, man-made neat polymer protrusions located at the weld interface, are used to localize the heating at the weld line. Historically, energy directors were made of rectangular or triangular shapes. Recently, Villegas (2013), successfully used flat energy directors to weld thermoplastic composite adherends which improved the process control.

Induction heating is based on a high-frequency alternating electrical current circulating in a coil. The coil generates a time-variable magnetic field of the same frequency as the current. If an electrical conductor is placed in the vicinity of the magnetic field, eddy currents are induced, leading to heat generation by Joule losses. This principle is used to weld thermoplastic composites. Here again, an electrically-conductive HE is placed between two adherends. An electrical current is applied to the coil until the polymer located close to the HE softens or melts. The current is then stopped, allowing the polymer to cool down under the application of pressure. As for the RW process, the HE remains trapped in the weld after the welding operation. The HE may consist in a stainless steel mesh of various dimensions or a magnetic susceptor. Alternatively, if the adherends are made of carbon fiber fabric, no HE is necessary as the fiber architecture allows for current close loops to exist. These loops may be sufficient to generate heat without having to add any foreign material to the weld stack. However, in such a case, heat would be concentrated at the surface of the top adherend, i.e., the adherend located closest to the coil. Heat then propagates through the thickness of the adherend until it reaches the location where it is needed, i.e., the weld interface. A way of cooling the top adherend, or preventing it from heating by insulating the top layers (Worrall, Wise et Kapadia), is needed in order to avoid deformation of the coupon or structure. Moreover, this method is not ideal for unidirectional (UD) carbon fiber adherends as their heating ability are lower than for fabric carbon fiber adherends. With the development of

new manufacturing methods such as automated fibre placement, UD fiber reinforcement is more and more popular. UD reinforcement also provides the composite with high strength and stiffness, making these materials ideal candidates for many aerospace applications. As Ahmed et al. (2006) and Bayerl et al. (2014) reported, very few studies have focused on induction welding based on a HE. Therefore, a study on welding of UD carbon fiber thermoplastic composites with a HE is needed and relevant. Furthermore, although such a HE is a foreign material that one may want to avoid, it was shown in studies on RW that it does not affect the weld mechanical performance in a negative way. Even under fatigue loading, good mechanical performance was reported for joints made by RW with a stainless steel mesh HE (Dube et al., 2009).

The first numerical works about induction heating of composites were dedicated to the identification of the dominant heating mechanism. Many authors claimed that Joule heating is mainly responsible for the temperature increase (Bensaid, Trichet et Fouladgar, 2005; 2006; Duhovic et al., 2014a; Duhovic et al., 2014b; Duhovic, Mitschang et Maier, 2013; Duhovic et al., 2012; Lin et Buneman, 1991; Miller et al., 1990; Mitschang, Rudolf et Neitzel, 2002; Moser, 2012; Wasselynck, Trichet et Fouladgar, 2013) while others (Fink, McCullough et Gillespie, 2000; Fink, McCullough et Gillespie, 1992; Kim et al., 2003; Yarlagadda et al., 2002) believed that heating occurs at the fiber junctions. This last heating mechanism relies on dielectric hysteresis or Joule losses caused by contact resistance at fibers junctions. Yarlagadda et al. (2002) developed a model that can identify the dominant heating mechanism as a function of the dielectric junction impedance, fiber resistivity and contact resistance. In all cases, losses at junctions were dominant over fiber heating unless the contact resistance between the fibers was very low. On the other side, Mitschang, Rudolf et Neitzel (2002) demonstrated that carbon fiber with or without resin heated up equally, meaning that dielectric heating would be less important than fiber Joule heating and contact resistance at junctions (Mitschang, Rudolf et Neitzel, 2002). It is interesting to mention that the laminate electrical resistance measurement methodology proposed by Rudolf, Mitschang et Neitzel (2000), which was also used by Mitschang, Rudolf et Neitzel (2002), takes into account both the fiber resistance and the junction resistance. Thus, by using such a

measurement as an input value, fiber Joule losses and junction Joule losses were implicitly included in their model. Finally, it should be noted that the heating mechanism depends on several parameters such as the material type (consolidated or non-consolidated plies), fiber architecture (fabric or UD), matrix and induction heating process parameters like the frequency (Yarlagadda et al., 2002). Furthermore, the heating mechanism can evolve during heating as the matrix softens allowing for a better contact between the fibers and promoting Joule losses within the fibers (Moser, 2012; Yarlagadda et al., 2002).

The most recent work on the simulation of the induction welding process was presented by Duhovic et al. (Duhovic et al., 2014a; Duhovic et al., 2014b; Duhovic et al., 2012). Results showed the heating of a CF/Poly-ether-ether-ketone composite plate located 2 mm away from a coil up to a temperature of around 250°C. The simulation consisted in a 3D multi-physics finite element model but did not take into account a HE nor magnetic flux concentrators which are known to increase the magnetic field intensity (Bayerl et al., 2014). Table 4-1 summarizes the recent work of interest. The authors attempted to predict the temperature of a laminate rather than a joint and they all considered a constant electrical resistivity of the carbon fibers. As Duhovic et al. (2014a) mentioned, a constant carbon fiber electrical resistivity leads to a temperature overestimation. Finally, the majority the models were not compared to experimental data at high temperatures, i.e., passed the polymer melting point or after a long heating time.

Table 4-1 Overview of induction heating modeling

Study	Results	Remarks
Mitschang et al. (Mitschang, Rudolf et Neitzel, 2002)	The model predicted the temperature measured by an infrared camera on a laminate (fabric).	The comparison was limited to a heating time of 4 seconds and temperature of 160°C. The electrical resistivity of the laminates was not provided.
Moser (Moser, 2012)	The model predicted the temperature measured by a pyrometer on a laminate (fabric).	The electrical resistivity of the composite was temperature-independant. The heating time was 14 s corresponding to a temperature of 400°C.
Duhovic et al. (Duhovic et al., 2014a)	The predicted temperature was overestimated due to the constant electrical resistivity of the composite (fabric).	The prediction agreed with experimental data up to 15 s of heating and then overshooted.
Bensaid et al. (Bensaid, Trichet et Fouladgar, 2005; 2006)	The model predicted the temperature of a laminate made of UD carbon fiber.	The maximum predicted temperature was 110°C. The electrical resistivity of the composite was temperature-independant.
Wasselynck et al. (Wasselynck, Trichet et Fouladgar, 2013)	The model considered the heating of each individual ply.	The maximum predicted temperature was 110°C and overshooting of the prediction was beginning at this temperature due to constant electrical resistivity of the fiber.

This study has two objectives and main contributions. The first objective and contribution is the development of a numerical model capable of predicting the temperature increase of composite adherends welded by induction, using a stainless steel HE and a magnetic flux concentrator. The development of such a model requires solving a multi-physics problem involving the theories of electromagnetism and heat transfer. To the authors best knowledge, such a numerical model predicting the heating of two thermoplastic composites adherends to be welded by induction, including the experimental setup, the effect of a stainless steel mesh and magnetic flux concentrator does not exist. In order to build such a model, identification or estimation of various material properties was carried out. Welding experiments were also conducted in order to validate the predictions of the model. The second objective and contribution is an understanding of the effects of the HE size on the heating of composite adherends by induction and the resulting joints mechanical performance. Although previous studies were conducted on the optimization of the HE size for the RW process (Dubé et al., 2012), IW may lead to different conclusions. In effect, in IW, the size of the HE affects the weld strength due to the mechanical behaviour of the mesh but also affects the heat generation. The eddy currents will be more or less effective depending upon the mesh size. This effect is important to understand in order to choose proper mesh sizes for a particular IW application. To achieve this objective, joints were welded using various processing parameters and mesh sizes. The joints were characterized by microscopic and visual observations as well as mechanical testing leading to the development of a processing window for optimal weld mechanical performance.

A comparative study was finally conducted to confirm results published recently on welding of carbon fiber / polyphenylene sulfide (CF/PPS) twill weave fabric as to the advantages and disadvantages of the three welding processes described above (Villegas et al., 2012). The material used is UD CF/PPS composites.

Rapport-Gratuit.com

4.3 Experimental

4.3.1 Materials and specimen geometry

Thermoplastic composites laminates were compression-molded from UD pre-impregnated plies of CF/PPS (AS4/TC110 from Ten Cate Advanced Composite USA Inc.). Sixteen plies were stacked in a quasi-isotropic lay-up $[(0/90/\pm45)_2]_s$. The laminates were manufactured as per Ten Cate recommendations, i.e., processing temperature of 320°C, holding time of 20 minutes, and a molding pressure of 0.7 MPa. The average cooling rate was 21°C/min. The coupons were cut using a water-cooled diamond saw to dimensions of 101.6 mm x 25.4 mm and assembled in a lap shear configuration as per the ASTM D1002 standard (Figure 4-1).

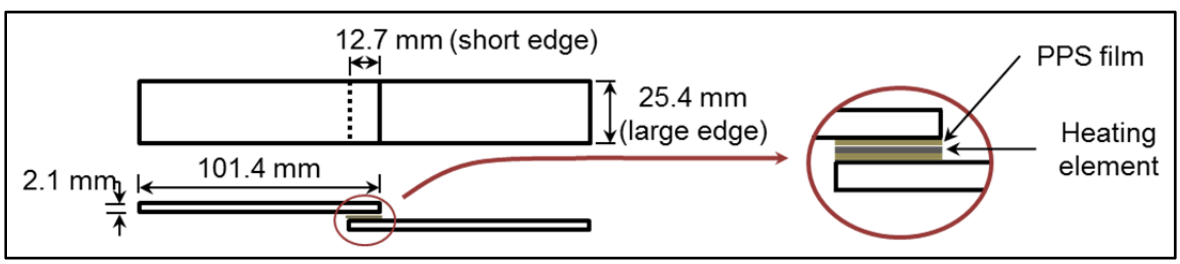

Figure 4-1 Lap shear specimen geometry

4.3.2 Induction welding

The IW set-up included an induction heating device, a pneumatic cylinder to apply pressure, a welding jig and a temperature acquisition system. The induction heating device was a 10 kW Ambrell Easy Heat machine with a frequency ranging from 150 kHz to 450 kHz and maximum output current of 750 A. The power supply automatically selects the current frequency based on the material to be heated and the coil's impedance. The selected frequency was 268 kHz. The hairpin type coil, shown on Figure 4-2-a, was made from a square section copper tube of 6.35 mm side. The spacing between the tubes was 6.35 mm. As shown on Figure 4-2-a, the specimens were located under the coil and away from the

connection with the heating work head so that the magnetic field disturbances close to the connection did not affect the heating of the specimens.

Table 4-2 Heating element characteristics, taking into account the neat PPS resin films

Parameters / properties	HE A	HE B	HE C	HE D
Wire density (nb of wires/25.4 mm)	150	200	325	400
Wire diameter (mm)	0.06	0.04	0.03	0.02
Fraction of open area (%)	37.4	47.0	42.0	44.0
Density (kg/m³)	2 769	2 191	2 128	1 914
Specific heat (J/(kg°C)	653	715	724	758
K_x, K_y (W/(mK))	1.79	1.16	1.07	0.83
K_z (W/(mK))	0.51	0.33	0.29	0.26
$\sigma_{x,y \text{ at } 293 \text{ K}}$ (S/m)	138 378	83 811	75 611	55 331
$\sigma_{x,y \text{ at } 400 \text{ K}}$ (S/m)	123 639	74 884	67 557	49 437
$\sigma_{x,y \text{ at } 700 \text{ K}}$ (S/m)	99 459	60 239	54 345	39 769
σ_z (s/m)	10			
μ_r	1			

The HE (Figure 4-2-b) consisted of a stainless steel mesh of various sizes. The HE sizes were selected based on previous studies on RW (Dubé et al., 2012) and are presented in Table 4-2. One neat PPS resin film (thickness of 0.07 mm) was placed on either side of the HE in order to have a resin-rich zone at the weld interface.

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

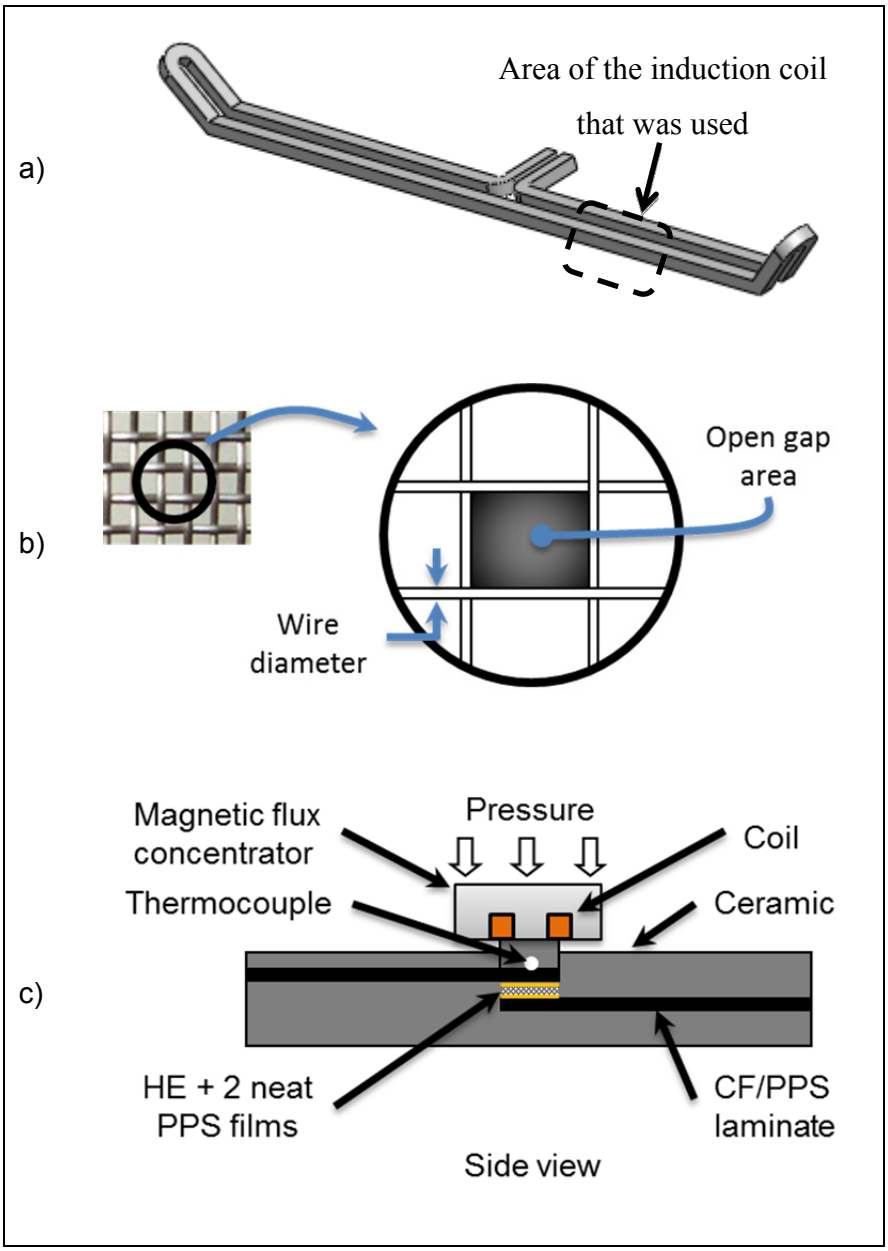

Figure 4-2 Induction heating: a) coil geometry b) heating element geometry and c) induction welding setup

As shown on Figure 4-2-c, ceramic blocks were used to apply pressure without affecting the magnetic field. A magnetic flux concentrator was integrated to the setup in order to increase the magnetic field intensity. Thanks to their high magnetic permeability, magnetic flux concentrators are known to reduce processing times in induction heating and welding of metals (Ruffini et al., 1999). The location of the magnetic flux concentrator is shown on

Figure 4-2-c. Placing it on top of the coil helps concentrating the coil's current density on the bottom of the cross-section, as illustrated on Figure 4-3. The magnetic flux concentrator width was selected based on preliminary experiments. A width of 22.6 mm was deemed good enough to reduce the edge effect on the short edge on the joint and improve the temperature homogeneity (Ahmed et al., 2006; Miller et al., 1990).

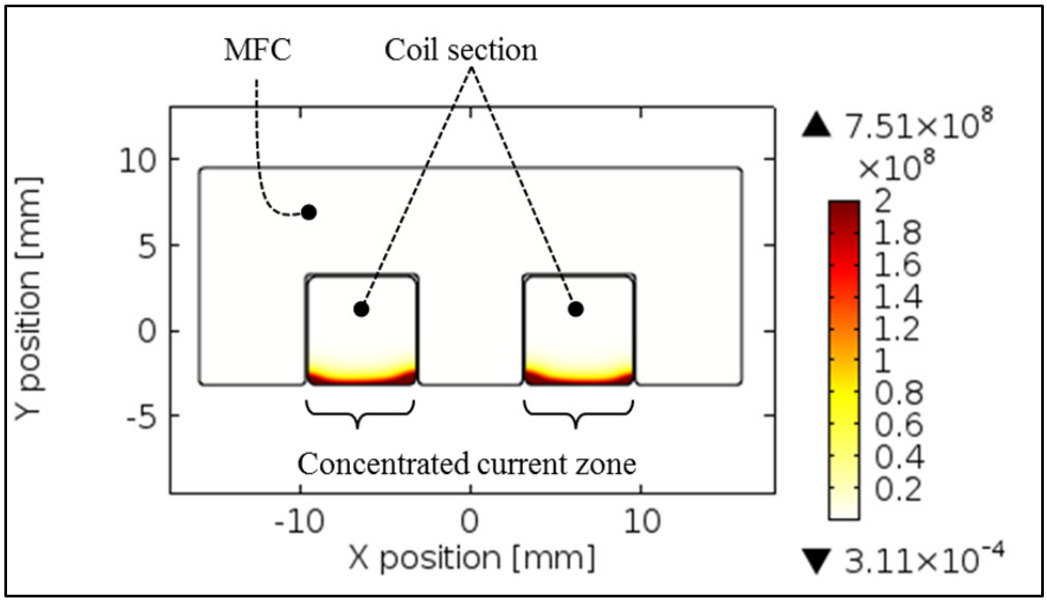

Figure 4-3 Effect of the magnetic flux concentrator on the current density

The temperature was monitored using a thermocouple sandwiched between the ceramic block insulator and the upper laminate (Figure 4-2-c). The input current in the coil was turned off manually when the thermocouple's temperature reached 260°C. This temperature was selected experimentally so that the temperature at the weld interface reaches the PPS welding temperature of 340°C everywhere over the weld area.

A pressure of 0.5 MPa was applied during welding (Ageorges, Ye et Hou, 2000b). Four input currents and four HE geometries were used, for a total of thirteen welding configurations (Table 4-3). The input current values were selected so that the minimum and maximum welding times were 30 s and 90 s, respectively. In effect, welding times shorter than 30 s did not allow for a complete weld to be achieved and would lead to poor lap shear

strengths (LSS) (Ahmed et al., 2006). On the other hand, welding times longer than 90 s would promote deformation of the adherends.

4.3.3 Resistance welding

The RW setup included a power supply (maximum output current and voltage of 45 A and 70 V, respectively), a computer control and data acquisition system and a welding jig (Figure 4-4).

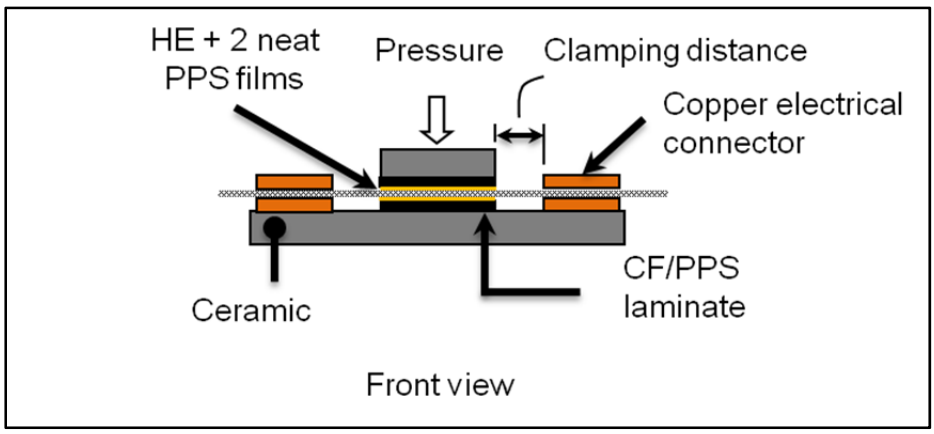

Figure 4-4 Resistance welding setup

The input power to be applied to the HE was selected so that a welding time of 55 seconds was achieved (i.e. 130 kW/m²). A pressure of 0.5 MPa was applied during welding. The clamping distance, defined as the distance between the copper electrical connectors and the edge of the adherends, was 0.5 mm (Figure 4-4). It corresponds to the portion of the HE that is exposed to air. Air cooling was applied on the sides of the welds to avoid overheating of the edges (Talbot et al., 2013). Only the HE B was used (Table 4-2) based on previous work from Dubé et al. (2012) on RW. This HE was shown to be the one leading to the highest mechanical performance in resistance-welded joints. As for IW, PPS films of a thickness of 0.07 mm were added above and below the HE.

4.3.4 Ultrasonic welding

UW was done with a Rinco Dynamic 3000 machine which can deliver up to 3000 W at 20 kHz. A rectangular sonotrode was used. The positioning was ensured by a jig described in Villegas et al. (2012) and schematically represented on Figure 4-5. Flat energy directors consisting of four neat PPS films (total thickness of 0.4 mm) were positioned at the joint interface (Figure 4-5). The welding parameters were chosen based on Villegas (2013) and are summarized in Table 4-3.

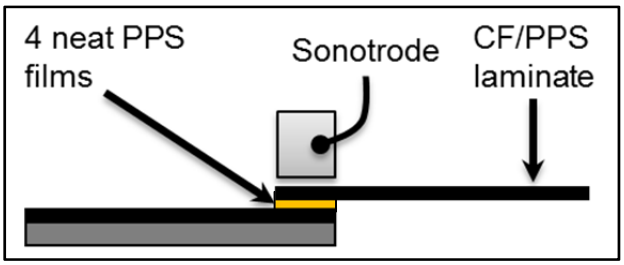

Figure 4-5 Ultrasonic welding setup

4.3.5 Mechanical testing and characterization methods

Lap shear tests were conducted in a servo-hydraulic testing machine according to the ASTM D1002 standard. The machine was operated under displacement control at a crosshead speed of 1.3 mm/min. All tests were conducted under ambient conditions. The mechanical tests were stopped when complete failure of the specimens occurred. The lap shear strength (LLS) was calculated by dividing the maximum tensile force registered during the test by the overlap area. Diffusion of the polymer across the weld interface was verified through observations of the specimen's cross-section by optical microscopy. Ten specimens were induction-welded according to configuration #9 in Table 4-3. The mechanical performance of these specimens was consistent with an average LSS of 28.8 MPa and a standard deviation of 0.7 MPa. Since a good repeatability was obtained, only three specimens were welded for each other configuration.

Table 4-3 Welding parameters

Induction welding		
Configuration	Heating element	Input current (A)
1	A	450
2	A	500
3	A	525
4	A	550
5	B	500
6	B	525
7	B	550
8	C	500
9	C	525
10	C	550
11	D	500
12	D	525
13	D	550
Resistance welding		
Configuration	Heating element	Power input (W/m²)
14	B	130 000
Ultrasonic welding		
Configuration	Amplitude (µm)	Pressure (MPa)
15	84	1.25

4.4 Finite element modelling of induction heating

4.4.1 Fundamental

The simulation of the induction welding process was conducted with the help of the finite element Comsol Multiphysics® software. The Maxwell's equations were solved for the

frequency domain and Fourier's equations for the transient domain. Equation (1) represents the Ampere's law. This equation was modified and a gauge transformation was applied to result in equation (2). The later indirectly expresses the magnetic field with one unknown variable only, i.e., the magnetic potential.

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J} + j\omega\vec{D} \tag{1}$$

$$(\sigma j\omega - \omega^2\varepsilon)\vec{A} + \nabla \times \left(\mu^{-1}\left(\nabla \times \vec{A}\right)\right) = \vec{J}_e \tag{2}$$

with:

$\vec{H}$ = Magnetic field intensity (Ampere/meter; A/m)

$\vec{J}$ = Current density (Ampere/meter^2; A/m^2)

$\vec{J}_e$ = External current density (Ampere/meter; A/m^2)

$\vec{D}$ = Electrical flux density (Coulombs/meter^2; C/m^2)

$\vec{A}$ = Magnetic potential (Weber/m; Wb/m)

μ = Magnetic permeability (Henry/meter; H/m)

ε = Electrical permittivity (farads/meter; F/m)

ω = frequency (radian/second; rad/s)

σ = Electrical conductivity (Siemens/meter; S/m)

It was then possible to calculate the generated volumetric heat with equations (3) and (4) and the temperature distribution with equation (5).

$$\vec{E} = \sigma^{-1}\vec{J} \tag{3}$$

$$Q = \overrightarrow{J^T} \cdot \vec{E} = \overrightarrow{J^T}\sigma^{-1}\vec{J} \tag{4}$$

$$\mathrm{Q} = \rho \mathrm{C_p} \frac{\partial \mathrm{T}}{\partial \mathrm{t}} - \nabla \cdot (\mathrm{k}\nabla \mathrm{T}) \tag{5}$$

with:

Q = Volumetric heating power (Watt/meter^3; W/m^3)

ρ = Density (kilograms/meter^3; kg/m^3)

Cp = Heat capacity (Joule/Kelvin; J/K)

k = Thermal conductivity (Watt/(meter*Kelvin); W/(m·K))

Equation (6) presents the power generated as a function of the induction heating parameters (Rudolf, Mitschang et Neitzel, 2000). The induced alternating current density is not uniform over the cross section of the HE (skin effect). In effect, the distribution of the current density can be estimated from equation (7) and is characterized by the penetration depth (δ) which is calculated by Equation (8). For example, the reference depth for the stainless steel is 0.82 mm and the current density at this distance is 36.7% of J_0. Since the thickness of the HE is thinner than the reference depth, eddy current cancelation occurs resulting in reduced Joule losses (Rudnev et al., 2002).

$$P = \frac{(2\pi f \mu H a)^2}{R} \tag{6}$$

$$J_d = J_0 e^{-d/\delta} \tag{7}$$

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho_e}{\pi f \mu}} \tag{8}$$

with:

P = Heating power (Watt; W)

a = The area between the coil's tubes in the case of a hairpin coil (meter²; m²)

R = Electrical resistance (Ohm; Ω)

ρ_e = Electrical resistivity (Ohm*m; Ωm)

f = Frequency (Hertz; Hz)

J_d = Current density at a distance d from the surface (Ampere/meter; A/m^2)

J_0 = Surface current density (Ampere/meter; A/m^2)

4.4.2 Materials properties

Many materials electrical and thermal properties must be identified to correctly simulate the induction welding process. The composite laminates were modeled as homogenous solids instead of using a ply by ply approach that would be time consuming. The same was done for the stainless steel mesh which is also modeled as a homogenous solid material. The

equivalent thermal conductivity of the composite laminates was calculated based on Holmes et Gillespie (1993). In this approach, a transformation matrix is multiplied by the conductivity matrix in order to get the thermal conductivity of a ply as a function of its orientation. The equivalent thermal conductivity of the whole laminate was then calculated. The equivalent thermal and electrical conductivities of the stainless steel mesh was calculated based on Jun et Wirtz (2002). The resulting properties are shown in Table 4-2 and take into account the two neat PPS films located on top and bottom of the HE.

The electrical conductivity of the adherends was measured using a setup similar to that of Rudolf, Mitschang et Neitzel (2000). A four wires Ohms measurement was carried out. A wide range of electrical conductivities was observed and variations were obtained from one adherend to another adherend. This variation could be explained by the poor and variable contact between the fibers of two adjacent composite plies, which is affected by the composite manufacturing process, among other things. Nevertheless, the possible variation in the electrical conductivity from one adherend to another was disregarded and a temperature-variable electrical conductivity (Figure 4-6) was implemented in the model and was kept the same for every simulations. Those values are within the range of the measured data and Lin (1993) and follow Duhovic et al. (2014a) recommendations to consider the temperature-dependency of this property.

The adherends heat capacity was measured by differential scanning calorimetry (DSC) and was also considered to be temperature-dependant (Figure 4-6). All the material properties are shown on Figure 4-6, Table 4-2 and Table 4-4.

Rapport-Gratuit.com

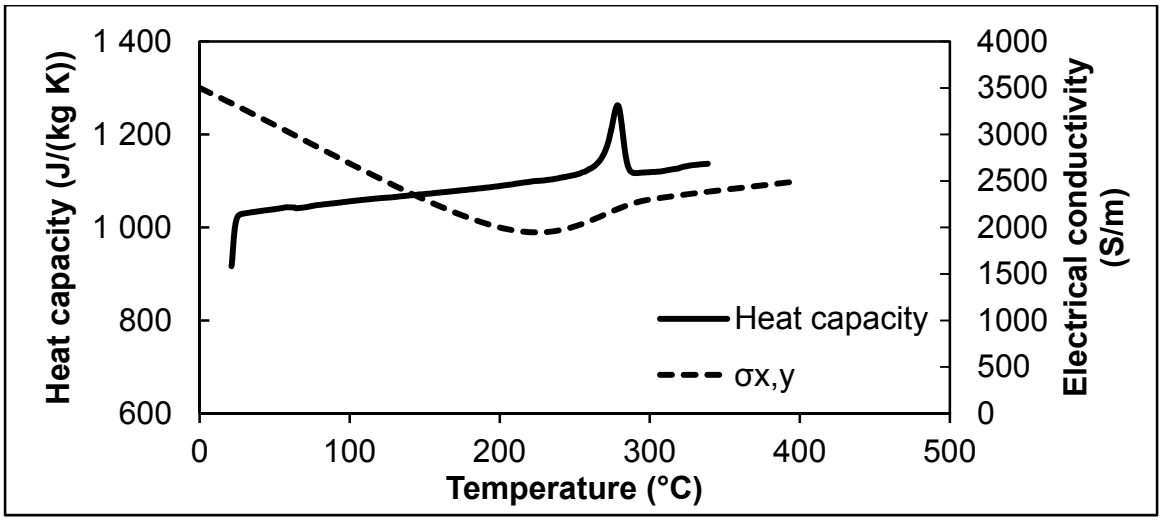

Figure 4-6 Heat capacity and electrical conductivity (σx,y) of the adherends (CF/PPS) as a function of temperature

Table 4-4 Materials properties

Material properties	CF/PPS adherends vf = 0.59	Copper (coil)	MFC	Ceramic
Density (kg/m³)	1560	8700	1000	2750
Specific heat (J/(kg°C)	See Figure 4-6	385	1000	1000
K_x, K_y (W/(m·K))	2.22	400	4	1.26
K_z (W/(m·K))	0.335	400	4	1.26
$\sigma_{x,y}$ (S/m)	See Figure 4-6	5.998e7	10	10
σ_z (S/m)	10	5.998e7	10	10
μ_r	1	1	16/(4*pi*10^-7)	1

4.4.3 Assumptions

The assumptions made in the model are listed here:

- Adherends have a reduced length of 50 mm in order to reduce computing time.
- The thermal expansion of all materials is neglected.
- The control volume depth is 40 mm.
- The coil temperature is fixed to 20°C.
- A convection coefficient h = 5 W/(m²K) is considered (Holmes et Gillespie, 1993; Talbot et al., 2013).
- Joule losses is the only heating mechanism. However, the material electrical properties take into account the global electrical resistance. Thus electrical resistance of fibers and fibers junctions are considered.
- The electrical conductivity of the composite at room temperature was selected based on experimental measurements and data taken from Lin (1993). Since no measurements could be taken at high temperatures, the electrical conductivity was estimated to take into account the improved fiber contact in the composite when the PPS loses viscosity (Figure 4-6).
- The electrical conductivity of highly resistive materials was set to 10 S/m for convergence ease.

4.4.4 Model definition

The induction welding set-up was meshed with tetrahedral solid elements. A convergence study was conducted to get accurate results within reasonable computing time. Figure 4-7 shows the boundary conditions applied to domains and surfaces. One half of the joint geometry was modeled and symmetry conditions were applied on the yz plane. The surrounding air is also meshed. The modeling methodology is described here and illustrated on Figure 4-8:

I. The geometry is created.
II. The material properties are input.

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

III. The Magnetic Field (MF) module is used to generate the magnetic field and eddy currents. External current density is applied to the coil. Magnetic insulation is applied as a boundary condition to represent the symmetry at x = 0 and x = -40 mm (see Figure 4-7).

IV. Heat transfer calculations is conducted, taking into account conduction, convection and radiation heat transfer mechanisms.

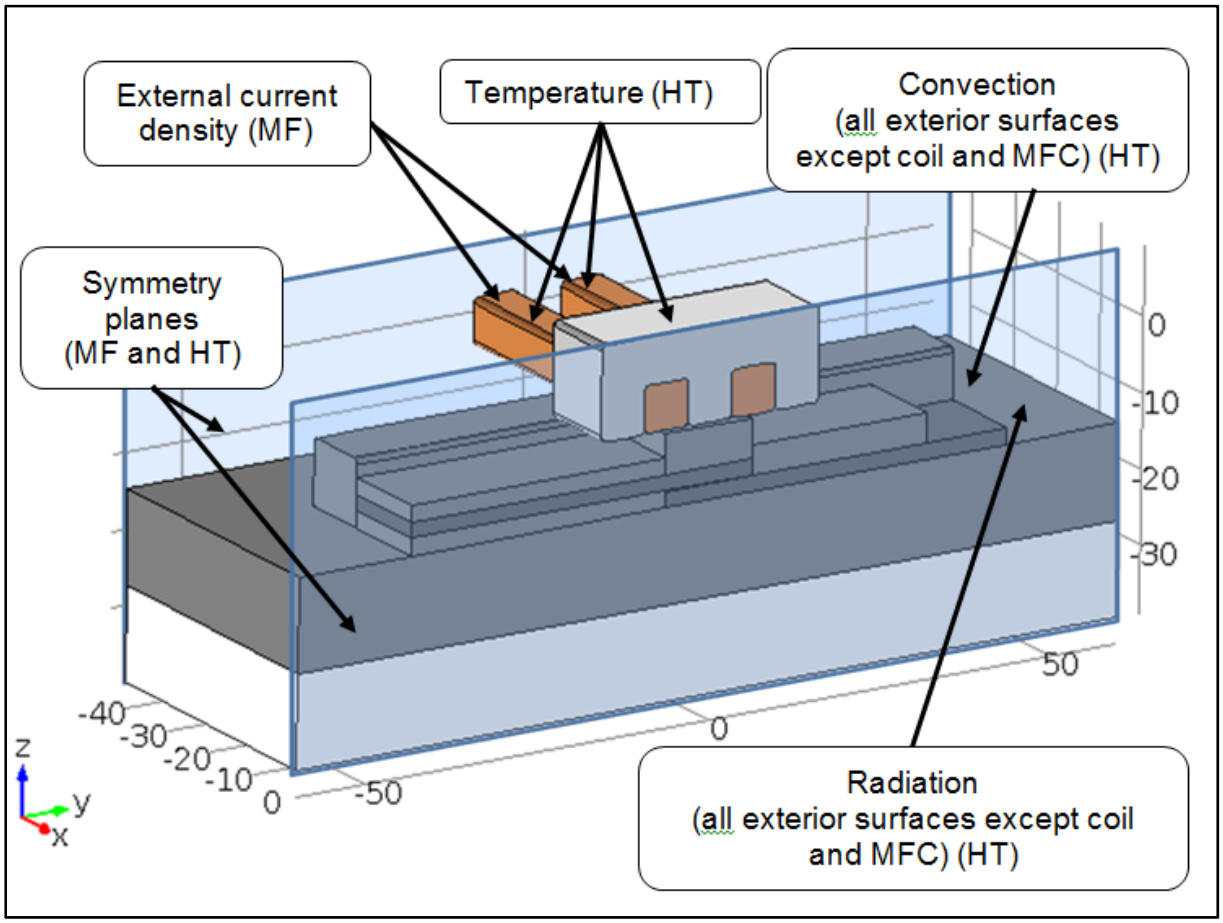

Figure 4-7 Model geometry with boundary conditions

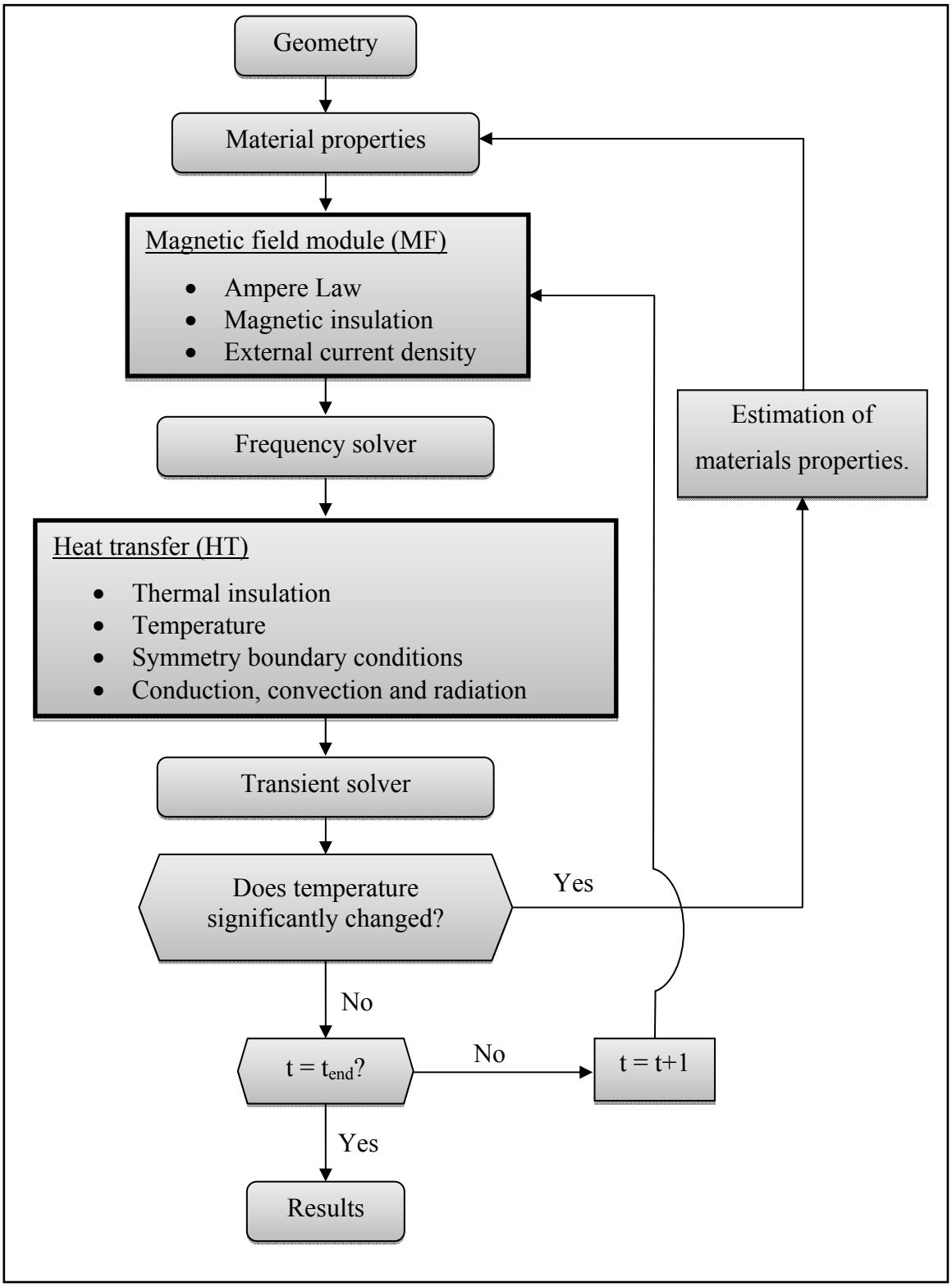

Figure 4-8 Modeling methodology

4.5 Induction welding

4.5.1 Heating behavior

The average measured heating rate at the interface of the upper laminate and ceramic block insulator is indicated in Figure 4-9 and Figure 4-10, for each welding configuration. In particular, Figure 4-9 shows the average heating rate as a function of the wire diameter, for all HE geometries. As expected from equation (6), the heating rate increases from HE D to HE A. In effect, equation (6) shows that the power is inversely proportional to the electrical resistance of the HE. Since HE A has the highest conductivity, i.e., the lowest resistance, it is the one providing the fastest heating rate. Moreover, equation (8) shows that the reference depth for stainless steel is 0.82 mm. This depth is larger than the wire diameter, for all HE, meaning that less power is induced for smaller wire diameter (Rudnev et al., 2002). As Ahmed, Stavrov et Bersee (2006) reported a too small wire diameter would eventually result in slow or insufficient heating rate. Figure 4-9 and Figure 4-10 also show the effect of the input coil current on the heating rate. This effect was also expected as per equation (6).

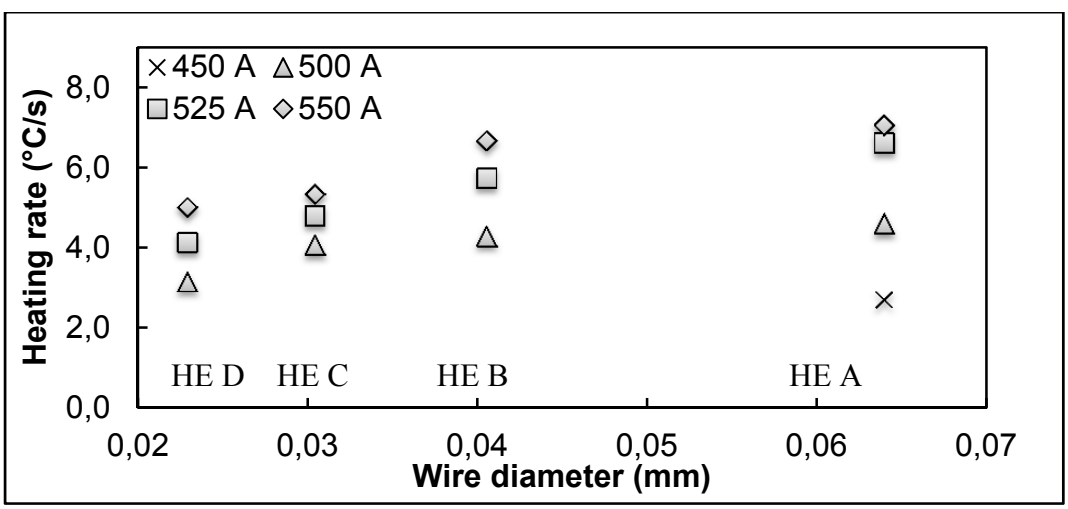

Figure 4-9 Heating rate as a function of the HE wire diameter

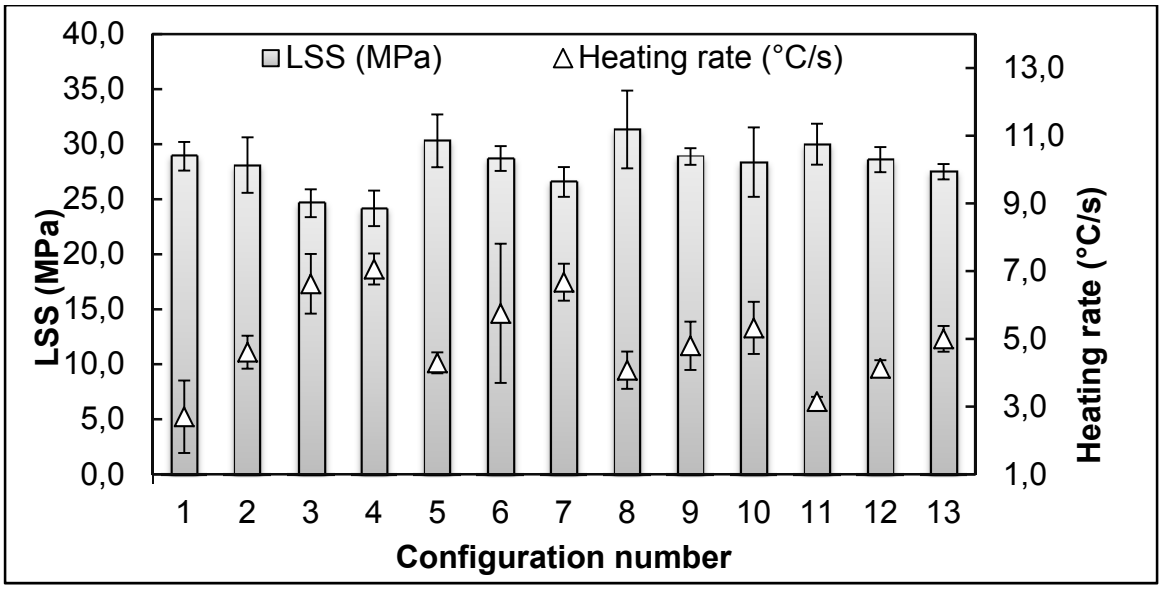

Figure 4-10 LSS as a function of the heating element geometry and input current (see Table 4-3 for the welding configurations)

Figure 4-11 and Figure 4-12 compare the temperature-time curves obtained experimentally and by FEM for two different HE and same input current (Figure 4-11) and for the same HE heated with two different input currents (Figure 4-12). The heating rate, as measured experimentally, increases after a certain heating time. This heating time corresponds to the time required for the PPS to lose important viscosity. It is believed that when the PPS resin flows, the fibers of the adherends move around and come into closer contact thus increasing the electrical conductivity of the composite. This higher electrical conductivity leads to an increasing heating rate, despite the effects of cooling by conduction, convection and radiation which are also more important at high temperatures. This phenomenon of a larger electrical conductivity once the PPS becomes less and less viscous was implemented in the model by the mean of a non-linear relation between the electrical conductivity and the temperature (Figure 4-6).The model was used to predict the average heating rate for eight different welding configurations. The results are compiled in Table 4-5. Good agreement between the predicted and measured heating rates is obtained in all cases, except for the configuration involving HE A. This could be caused by the non-uniform electrical conductivity from one adherend to another. Nevertheless, the FEM predictions provide reliable data for most cases

and can be successfully used to define processing windows, i.e., adjusting the input current and HE size to achieve welding in a reasonable time.

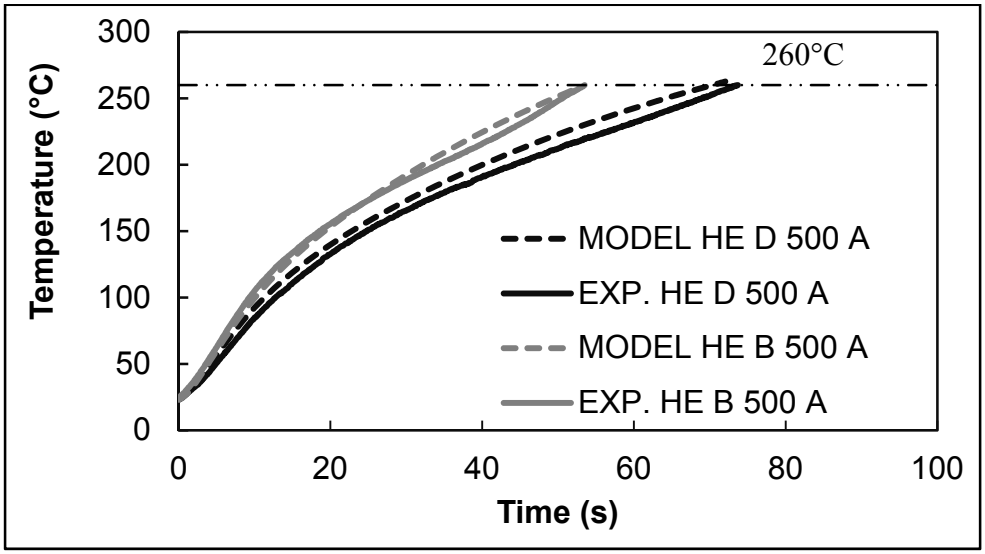

Figure 4-11 Temperature-time curves predicted numerically and measured experimentally for welding configurations 5 and 11

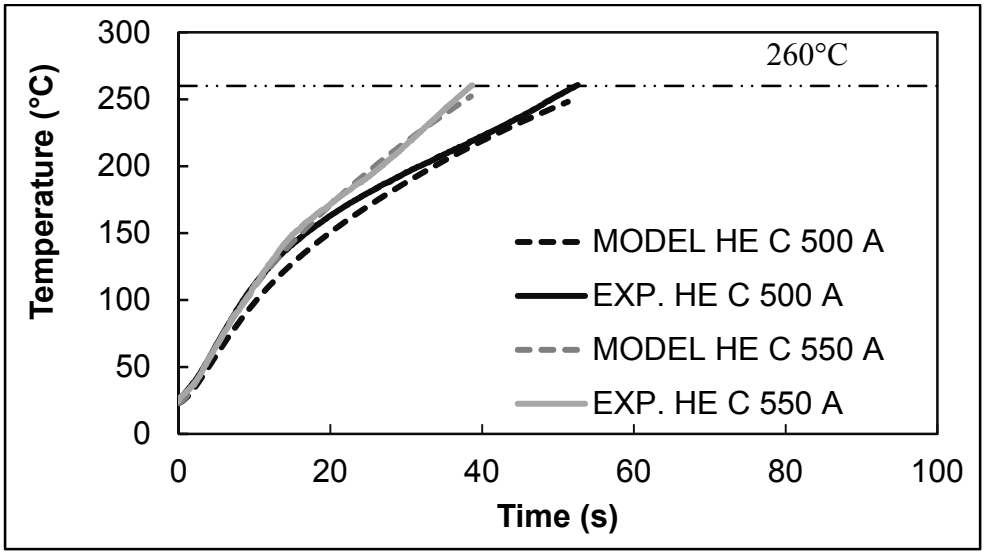

Figure 4-12 Temperature-time curves predicted numerically and measured experimentally for welding configurations 8 and 10

Table 4-5 Comparison between experimental and predicted heating rates

Welding configuration	Experimental average heating rate (°C/s)	Predicted heating rate (°C/s)	Error (%)
2	4.6	5.8	27%
4	7.1	8.0	13%
5	4.3	4.5	4%
7	6.7	6.3	-7%
8	4.1	4.4	7%
10	5.3	6.0	12%
11	3.2	3.3	4%
13	5	4.9	-1%

The thermal maps obtained by FEM are compared to the fracture surfaces of welded specimens in Figure 4-13. Figure 4-13-a shows the results obtained from the FEM presented previously and Figure 4-13-b shows the results of a previous investigation on RW (Talbot et al., 2013). The temperature distribution is quite different from one welding process to another. In induction welding, overheating is observed on the long edges of the weld. This "edge effect" is due to the particular location of the HE and adherends underneath the coil, which generates a higher current density at the edges. It is also due to the poorer heat transfer occurring at the edges of the weld where only little conduction takes place. Cold spots are also seen in every corner of the weld area. These cold spots are also visible on the fracture surface (Figure 4-13-a, right) where the resin is not completely melted in the corners. The thermal map predicted by FEM overall matches that of the welded specimens. In RW (Figure 4-13-b), the hot zone location is changed to the short edges of the weld. Therefore, both processes have issues related to the edge effect. In IW, the edge effect is mostly due to the current density which varies over the weld area. In RW, it is created solely by heat transfer mechanisms and can be addressed by changing the clamping distance (Talbot et al., 2013).

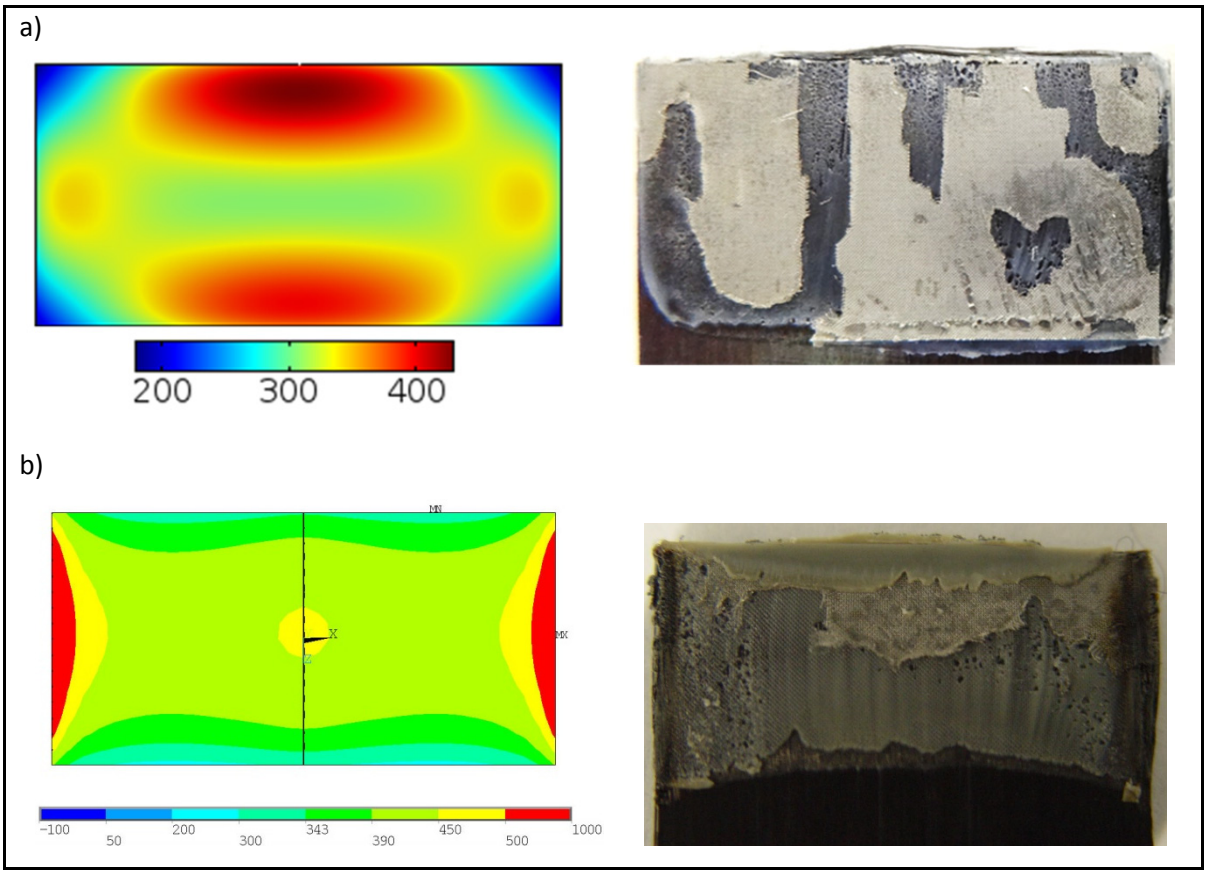

Figure 4-13 Thermal maps and fracture surfaces: a) induction-welded specimen (HE C and 500 A) and b) results of resistance-welded specimen taken from (Talbot et al., 2013)

4.5.2 Mechanical performance

The LSS of the induction-welded joints are presented on Figure 4-14 as a function of the average heating rate. In all cases, a lower heating rate results in a higher LSS. It is believed that a low heating rate leads to a better temperature homogeneity at the weld interface (Talbot et al., 2013) which in turn promotes polymer diffusion all across the weld area. Very low heating rates would however lead to excessive temperature increase throughout the laminate thickness, which is undesirable as it would deform the laminate. To differentiate between the effect of the heating rate and that of the HE geometry, an extra welding condition was considered, i.e., welding configuration #1 with HE A. Results show that the LSS increases indeed compared to the other configurations done with HE A, but does not reach a LSS as high as for the other HE. Therefore, the heating rate is partly responsible for

the mechanical performance of the joints and other parameters, such as the HE wire diameter and open gap width, must also be taken into account to explain the variation in the joints mechanical performance.

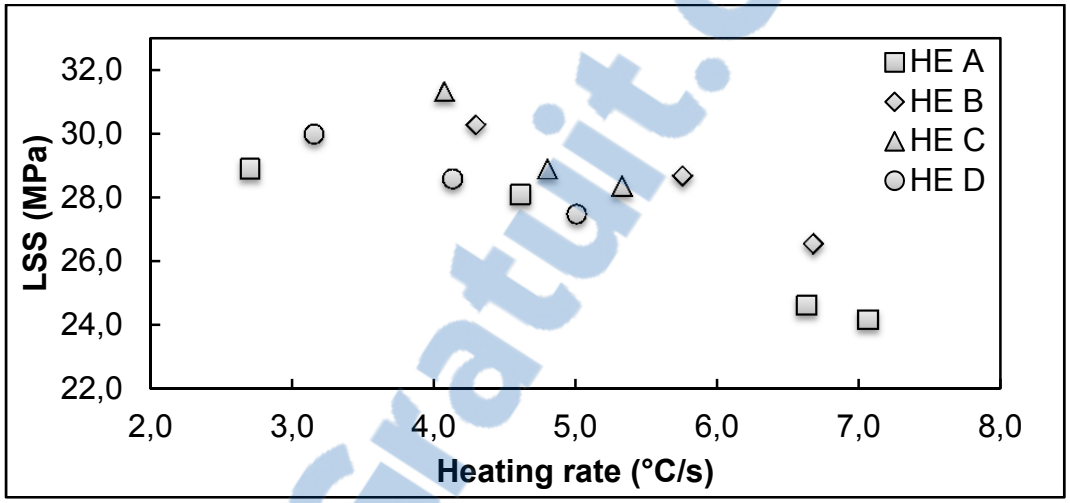

Figure 4-14 LSS as a function of the heating rate

These effects of the HE geometry on the LSS are depicted on Figure 4-15. A ratio of the open gap area over the wire diameter is used to make a global comparison of the HE. Increasing the open area and decreasing the wire diameter should logically improve the mechanical performance as more space is available at the weld interface for molecular diffusion. Reducing the wire diameter also means that less foreign material is present at the weld interface and that stress concentration around the wire should be reduced. Obviously, this ratio cannot be increased indefinitely as the very purpose of the HE at the interface is to generate heat. Figure 4-15 shows the limit of this ratio. Passed a ratio of open gap area over wire diameter of around 15 to 19 mm^{-1}, the mechanical performance is no longer improved and even decreases. This result is consistent for every welding configurations considered. Studies on resistance welding reached similar conclusions (Dubé et al., 2012) but the results obtained for the best ratio of open gap area over wire diameter are slightly different here as the heating mechanism is also different.

Rapport-Gratuit.com

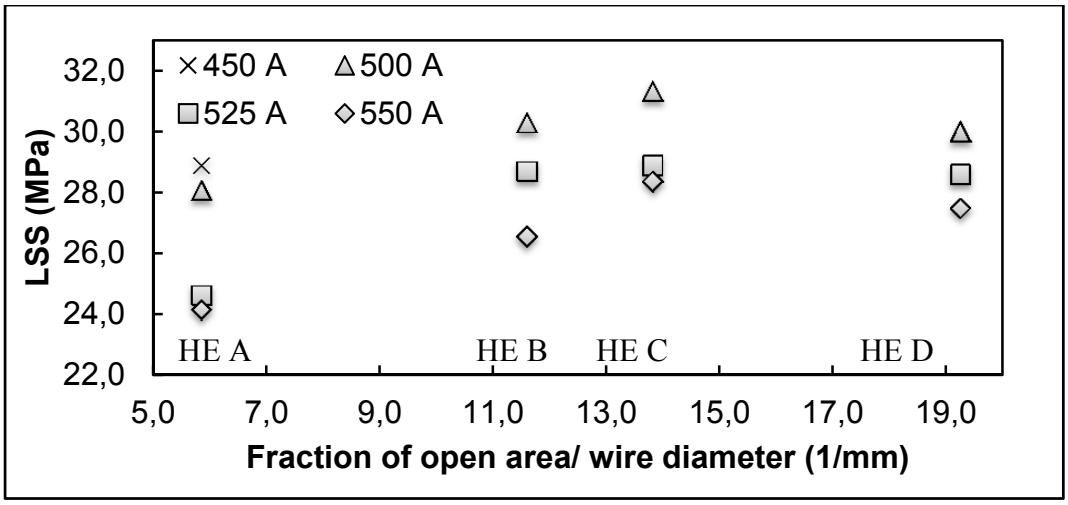

Figure 4-15 LSS as a function of the HE ratio (open gap area / wire diameter)

4.5.3 Failure modes analysis and cross-section micrographs

Figure 4-16 illustrates the cross-section micrographs of the induction-welded specimens with HE A, B, C and D as well as the resistance-welded and ultrasonically-welded specimens. The void content and void size in the induction-welded specimens decreases from HE A to HE D. The free volume, defined as the total open gap area multiplied by the HE thickness is different for each HE, being 29 mm³, 20 mm³, 14 mm³ and 11 mm³ for HE A, B, C and D, respectively. Therefore, the resin must diffuse over a larger width for HE A than for HE D. In addition, the diffusion time is shorter for HE A as this HE provides faster heating rates. The addition of these two aspects, combined with the inherent larger size of HE A and associated stress distribution around the wires can explain the lower mechanical performances of configurations 2 to 4.

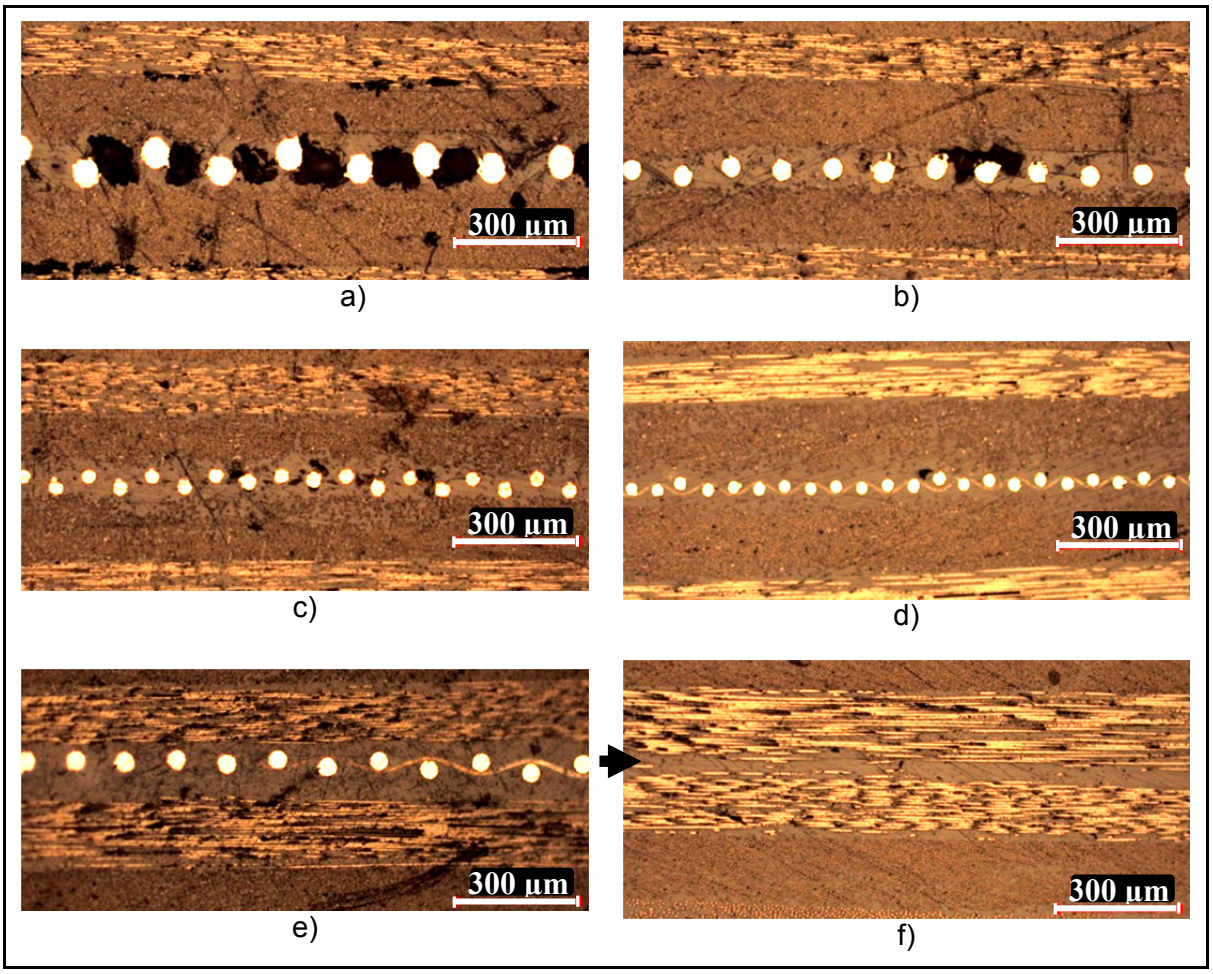

Figure 4-16 Cross-section micrographs: a to d) specimens welded by IW using a 500 A input current and HE A to D, respectively, e) specimen welded by RW and f) specimen welded by UW. The arrow indicates the weld line.

Figure 4-17 illustrates the fracture surfaces of the tested specimens. On Figure 4-17-a, i.e., fracture surface of induction-welded specimen under a current of 550 A and HE A, a change of color of the PPS resin is seen. The same was observed on specimens welded using configuration #3, which corresponds to a current of 525 A and HE A. These two configurations are the ones providing the fastest heating rate (Figure 4-9). They are also the ones leading to the lowest LSS. It is believed that such a high heating rate would promote temperature non-uniformity over the weld interface, with regions of very high temperature. This high temperature then causes degradation of the PPS resin. Reducing the welding temperature in these cases would not help with getting a better mechanical performance as

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

non-welded regions would be created over the weld area. To avoid such a non-homogeneous temperature, the input current must be reduced or the HE must be changed for a finer one. All specimens welded under these conditions experienced interlaminar failure mode, i.e., HE rupture and/or fiber damage within the adherends with associated higher LSS (Dubé et al., 2012).

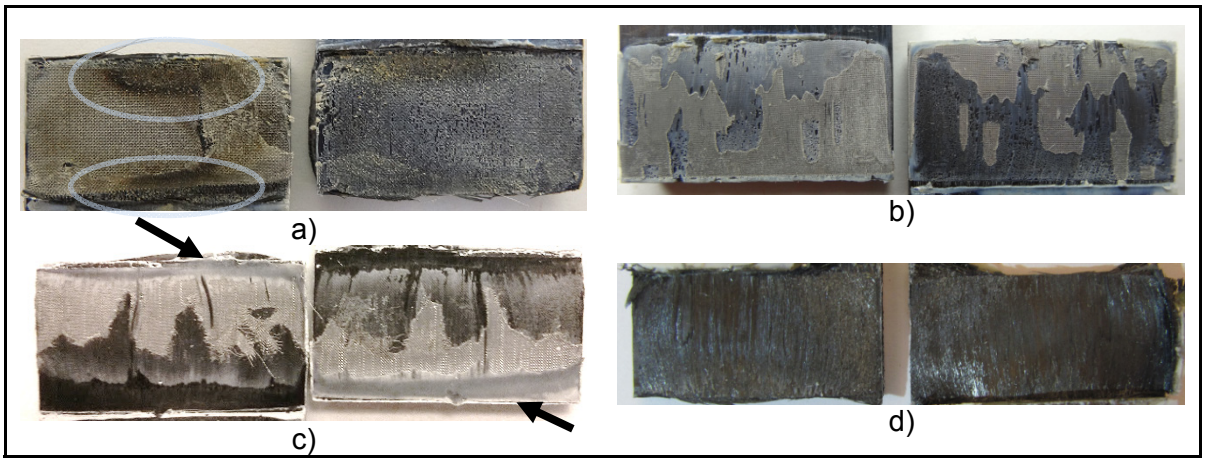

Figure 4-17 Fracture surfaces: a) specimens welded by IW with a current of 550 A and HE A, b) specimens welded by IW with a current of 500 A and HE D, c) specimens welded by RW and d) specimen welded by UW. Arrows indicate unwelded area.

4.6 Comparison between induction, resistance and ultrasonic welding

The LSS results for all welding processes are shown in Table 4-6. Induction-, ultrasonic- and resistance-welded specimens presented similar results with LSS of 31.3 MPa, 31.7 MPa and 32.5 MPa, respectively. These values are higher than what was reported previously for CF/PPS (Villegas et al., 2012). However, in Villegas et al. (2012), the material was based on a pre-impregnated carbon fiber twill weave, instead of UD carbon fiber here (with lay-up $[(0/90/\pm45)_2]_s$). Also, in Villegas et al. (2012), no HE was used for IW as the fiber architecture allowed for direct heating of the adherends. The good mechanical performance obtained here confirms that IW of UD CF/PPS adherends with the use of a HE represents a great alternative as an assembly process for the aerospace industry. Furthermore, in Villegas et al. (2012) the LSS of the resistance-welded specimens was reported to be 15% lower than

those of the induction- or ultrasonic-welded specimens. Such a decrease of the mechanical performance for the RW process is not reported here.

Table 4-6 Comparison of LSS for IW, RW and UW

Welding process	LSS (MPa)	Standard deviation (MPa)
IW	31.3	3.50
RW	31.7	0.95
UW	32.5	1.74

However, contrarily to induction- and ultrasonically-welded joints, visual inspection of resistance-welded specimens (Figure 4-17-c) revealed an incomplete welded area. In effect, the resin located close to the larger edges of the joint (Figure 4-1) was not properly melted, as indicated on Figure 4-17-c. Looking at this figure gives a good idea of the thermal map seen by the polymer over the weld interface. As mentioned earlier, while the larger edges of the joint (Figure 4-1) are a cold zone in RW, they are the hottest part of the weld in IW because of the magnetic edge effect. The fracture surfaces of IW and RW joints were very similar with the exception of small areas of interfacial failure for IW. Ultrasonically-welded specimens fracture surfaces revealed a few fiber damage. However, a white area was present on the side of the fracture surface, which indicates an insufficient solidification holding time. All welded specimens of every welding processes experienced some resin and fiber squeeze out. The cross-section micrograph revealed very little porosity for the resistance-welded specimens (Figure 4-16-e). Since the larger edges were cold, no squeeze out occurred on those sides, which resulted in a thicker weld line than for induction-welded specimens. The arrow on Figure 4-16-f indicates the weld line of the ultrasonically-welded specimen where no porosity was found. No void were detected within the adherends, in all cases. Overall, the study shows that similar mechanical performance can be obtained for the welded joints, no matter what welding process is used. Other considerations should therefore lead the choice of

a welding process for a particular application. The geometry of the joint is probably the consideration that should have the largest impact on the welding process selection.

4.7 Conclusion

The present study examined the induction welding of thermoplastic composite adherends made of UD CF/PPS plies stacked in a quasi-isotropic layup. A HE positioned at the weld interface was used to generate the heating. A numerical finite element model was developed and used to predict the heating of the adherends during welding. Materials properties were identified experimentally or estimated. The importance of including the temperature dependence of the adherends properties was emphasized. A good correlation with the heating rates measured experimentally was obtained, for various HE sizes and welding parameters. The model also served to better understand the effects of the welding parameters, material properties and HE geometry on the heating of the adherends. Mechanical testing results of induction-welded specimens showed that a low heating rate of 5.0°C/s leads to good mechanical performance, when combined with a proper HE size. Comparison with resistance and ultrasonic welding processes highlighted different heating patterns at the weld interface. Nevertheless, good mechanical performance of the joints can be obtained, no matter what welding process is used. The selection of a welding process for a particular application should therefore be based on other factors such as the weld geometry and size, among other things.

CONCLUSION

Le soudage par induction de composites thermoplastiques a été étudié numériquement et expérimentalement. Une étude paramétrique portant sur l'effet du courant de bobine ainsi que les paramètres dimensionnels de l'élément chauffant sur la qualité du joint a été produite. La vitesse de chauffe est influencée par le courant de bobine ainsi que les paramètres dimensionnels de l'élément chauffant qui affectent la conductivité électrique et le comportement thermique du joint. Les résultats ont permis de déterminer qu'une vitesse de chauffe inférieure à 5°C/s permet d'obtenir une bonne résistance au cisaillement puisque la diffusion de la matrice est favorisée. Parallèlement, le ratio dimensionnel du pourcentage de l'aire ouverte de l'élément chauffant sur le diamètre de fil permet d'identifier un élément chauffant offrant une bonne résistance au cisaillement. Le meilleur élément chauffant identifié dans ce travail est celui ayant un diamètre de fil de 0,03 mm avec un ratio d'environ 14.

Les procédés de soudage par résistance et ultrasonique ont aussi été investigués partiellement dans cette étude. Des résultats similaires ont été obtenus au niveau de la performance des joints. Cela signifie que le choix du procédé doit reposer sur des facteurs tels que la géométrie du joint, plutôt que sur la performance mécanique par exemple.

Finalement, un modèle par éléments finis a été élaboré à l'aide du logiciel Comsol Multiphysics® afin de pouvoir prédire le comportement thermique lors de l'opération de soudage par induction avec un élément chauffant ainsi qu'un concentrateur magnétique. Une bonne concordance avec la température mesurée expérimentalement à l'aide d'un thermocouple a été obtenue. Cependant, la température à l'intérieur du joint semble surestimée. Cette surestimation n'a pu être vérifiée expérimentalement dû à la difficulté de mesurer la température directement à l'intérieur du joint. Le modèle représente bien les effets de bord créés par le couplage de la géométrie de la bobine, l'élément chauffant et les stratifiés. Il consiste donc en un bon outil pour la conception d'une nouvelle bobine ou pour l'étude de différentes géométries de joint. En effet, une nouvelle bobine pourrait être la

meilleure solution afin d'éliminer la zone froide observée numériquement et expérimentalement du milieu du joint.

Plusieurs aspects du travail présenté pourront être améliorés dans le futur. C'est le cas de la conductivité électrique des stratifiés qui doit être contrôlée et mesurée de manière plus précise. De plus, une solution au flambement des fibres devrait être mise sur pied afin d'avoir moins de variation dans le comportement thermique. Plus généralement, le soudage par induction en continu semble être indispensable afin de souder de grandes pièces. En effet, une bobine d'induction de grande dimension est nécessairement moins efficace et il serait plus avantageux d'avoir une petite bobine mobile pour souder des joints de grandes dimensions. Un enjeu qui semble encore plus important est l'étude portant sur l'intégrité mécanique d'un assemblage ayant été désassemblé et réassemblé. Par exemple, dans l'article de Black (2014) les différentes pièces composant un stabilisateur horizontal d'hélicoptère ont été assemblés par Fokker. Bien que toutes les pièces soient composées de CF/PPS, les pièces étaient rivetées au lieu d'être soudées puisqu'ils ne pouvaient pas garantir un désassemblage efficace.

ANNEXE I

PROPRIÉTÉS ÉQUIVALENTES DE L'ÉLÉMENT CHAUFFANT

Afin de simplifier la modélisation, il est plus simple et plus rapide de modéliser l'acier inoxydable dans l'air ou dans le PPS comme une plaque que de modéliser le treillis. Pour se faire, il est nécessaire de calculer les propriétés équivalentes. La démarche utilisée est tirée du travail de Jun et Wirtz (2002).Le tableau suivant présente les différents paramètres nécessaires.

Tableau A-I- 1 Les différents paramètres utilisé pour modélisé l'homogénéisation de l'élément chauffant

d_x , d_y	Diamètre des filaments dans la direction x et y
C_f	Facteur de compression
M_x , M_y	Nombre de brin dans la direction x et y
S_x , S_y	Longueur des filaments dans la direction x et y
K	Coefficient de conductivité thermique
g	Mesure de contact entre les filaments
ρ_m	Masse volumique
ρ_e	Résistivité électrique
Cp	Chaleur massique
v_{inox}, v_f	Fraction volumique des filaments et du fluide
L	Longueur
A	Aire de surface

La masse volumique ainsi que la chaleur massique peuvent être calculé à l'aide de la loi des mélanges.

$$\rho_{m\,equ.} = \upsilon_{inox} \cdot \rho_{m,inox} + \upsilon_f \cdot \rho_{m,f} \qquad \text{(A I- 1)}$$

$$Cp_{m\,equ.} = \upsilon_{inox} \cdot Cp_{\,inox} + \upsilon_f \cdot Cp_f \qquad \text{(A I- 2)}$$

Ensuite, il est nécessaire de déterminer le circuit électrique et thermique de la combinaison d'un treillis tissé en « plain weave » et de l'air afin de pouvoir calculer la résistivité électrique et la conductivité thermique équivalente. Pour se faire, la plus petite périodicité est analysée (*Voir* Figure A-I- 1, p. 66).

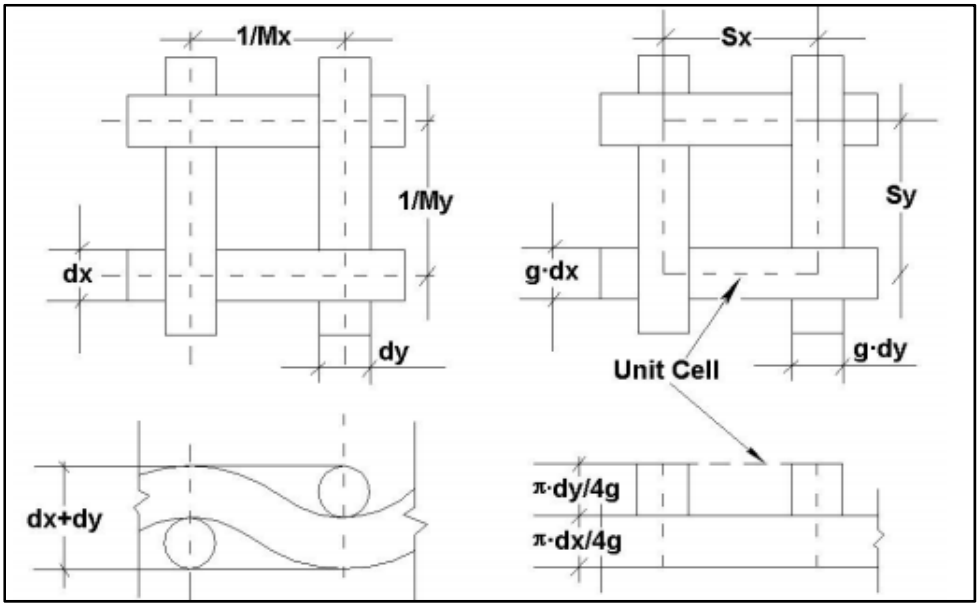

Figure A-I- 1 Schématisation de la plus petite périodicité
Tirée de Jun et Wirtz (2002)

Afin de faciliter l'interprétation des schémas de la figure précédente et d'en faire un circuit électrique, les Figure A-I- 2 et Figure A-I- 4 simplifient leur compréhension.

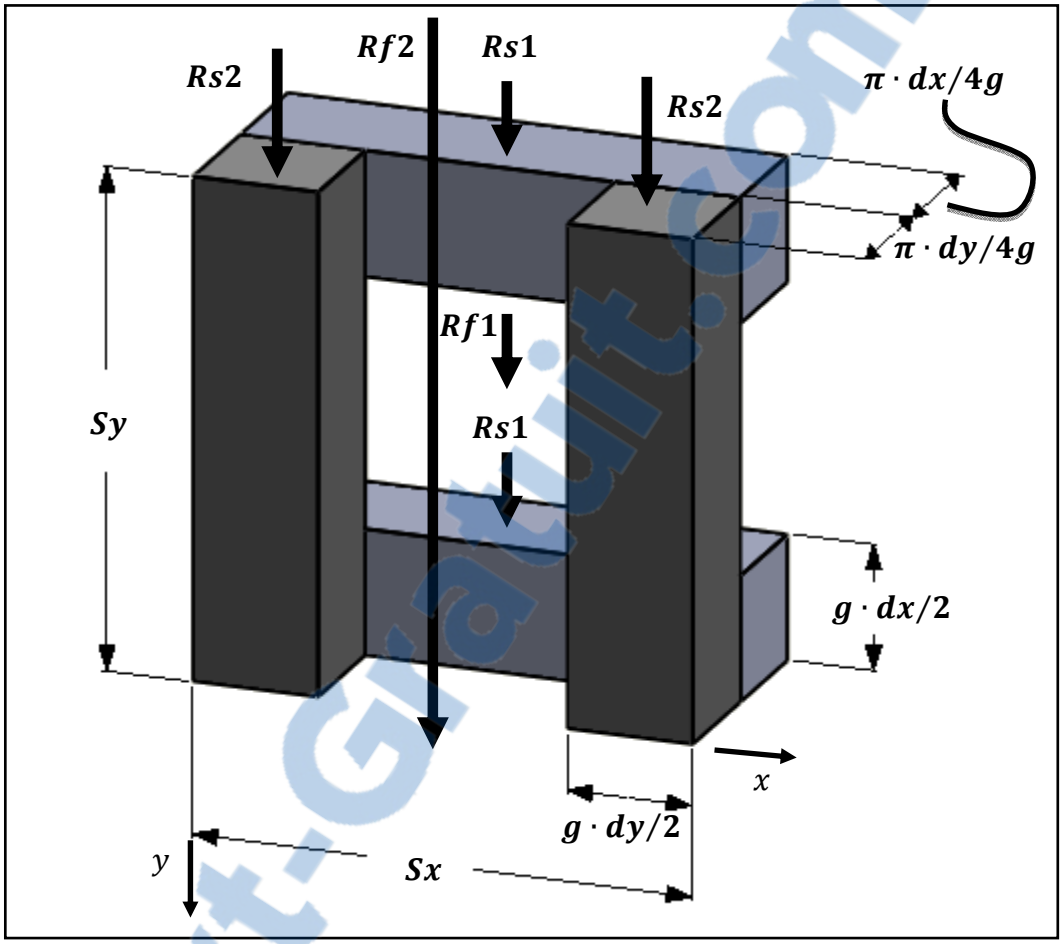

Figure A-I- 2 Simplification géométrique de la plus petite périodicité en y

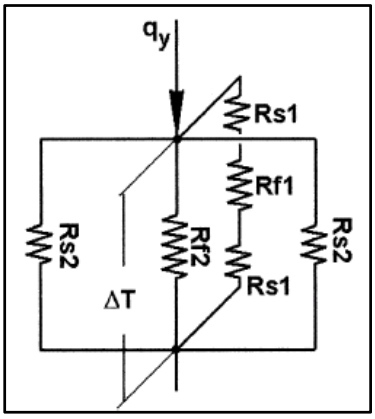

Figure A-I- 3 Circuit électrique en y
Tirée de Talbot (2005)

Rapport-Gratuit.com

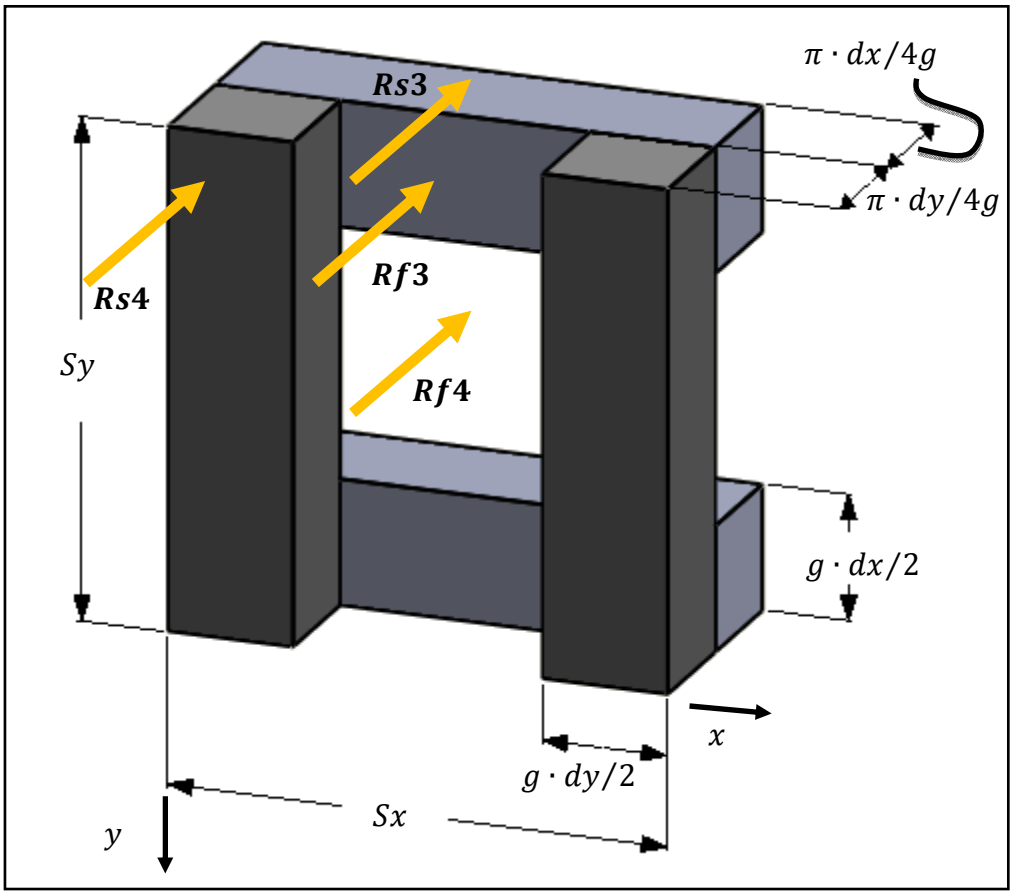

Figure A-I- 4 Schéma de la conductivité en z

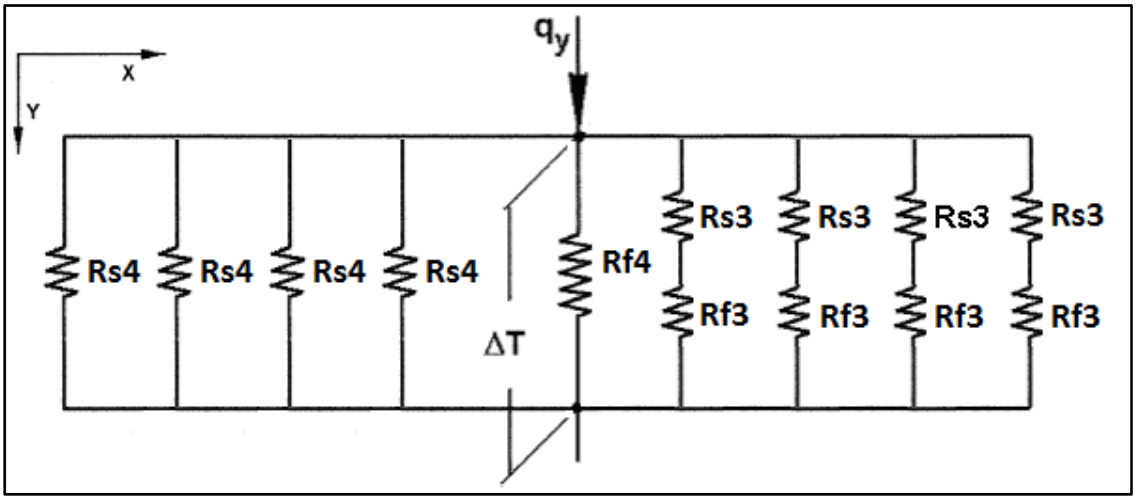

Figure A-I- 5 Circuit électrique en z

D'après les Figure A-I- 3 et Figure A-I- 5, il est possible d'établir les deux prochaines équations.

$$Req_y = \left(\frac{2}{Rs_2} + \frac{1}{Rf_2} + \frac{1}{2Rs_1 + Rf_1}\right)^{-1} \quad \text{(A I- 3)}$$

$$Req_z = \left(\frac{4}{Rs_4} + \frac{1}{Rf_4} + \frac{4}{Rs_3 + Rf_3}\right)^{-1} \quad \text{(A I- 4)}$$

Afin de déterminer la conduction thermique équivalente et la résistivité équivalente dans les deux directions, il faut déterminer les valeurs des résistances dans les deux équations précédentes. Les équations (A I- 4) et (A I- 6) servent à calculer la résistance thermique et électrique en fonction des facteurs géométriques et des propriétés des matériaux.

$$R_{électrique} = {}^{\rho_e L}/_{A} \quad \text{(A I- 5)}$$

$$R_{thermique} = {}^{L}/_{KA} \quad \text{(A I- 6)}$$

À partir de ces deux équations il est possible d'exprimer les différentes résistances thermiques des Figure A-I- 3 et Figure A-I- 5 comme suit :

$$Rs_1 = \frac{2g^2}{Ks \cdot Sx \cdot \pi} \quad \text{(A I- 7)}$$

$$Rs_2 = \frac{8 \cdot Sy}{dy^2 \cdot Ks \cdot \pi} \quad \text{(A I- 8)}$$

$$Rs_3 = \frac{\pi}{2g^2 \cdot Ks \cdot (Sx - g \cdot dy)} \quad \text{(A I- 9)}$$

$$Rs_4 = \frac{2\pi}{g^3 \cdot dy \cdot Ks} \quad \text{(A I- 10)}$$

$$Rf_1 = \frac{4g \cdot (Sy - g \cdot dx)}{Kf \cdot Sx \cdot \pi} \quad \text{(A I- 11)}$$

$$Rf_2 = \frac{4g \cdot Sy}{\pi \cdot Kf \cdot dy \cdot (Sx - g \cdot dy)} \quad \text{(A I- 12)}$$

$$Rf_3 = \frac{dy \cdot \pi}{2g^2(Sx - g \cdot dy) \cdot dx \cdot Kf} \quad \text{(A I- 13)}$$

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

$$Rf_4 = \frac{\pi \cdot dy}{2g \cdot (g \cdot dy - Sx) \cdot (g \cdot dx - Sy) \cdot Kf} \quad \text{(A I- 14)}$$

La valeur des résistances électriques équivalentes sont trouvé de façon analogue. Afin de trouver la résistance équivalente totale, il suffit de trouver la résistance équivalente en fonction des équations (A I- 3), (A I- 4) et des équations (A I- 7) à (A I- 14). Ensuite, il est possible de calculer la valeur de la conductivité thermique et électrique avec les équations (A I- 5) et (A I- 6).

De plus, dans le cadre de cette étude, l'épaisseur des deux films de PPS (0,07 mm) représente un volume supérieur au volume de l'air d'un élément chauffant. Cela signifie qu'un surplus de PPS sera présent sous forme de film de part et d'autre de l'élément chauffant. Il est important de considérer cela dans le calcul de propriétés équivalentes.

$$e_{film} = \frac{Vol_{PPS} - \left(1 - \nu_f\right) * A * 2 * d_x}{2A} \quad \text{(A I- 15)}$$

Afin de définir la conductivité thermique et électrique équivalente, il suffit de trouver déterminer la résistance équivalente en parallèle en Y et la résistance équivalente en série en Z. Il est aussi nécessaire de recalculer la densité et la chaleur massique avec les équations utilisées précédemment. Voici un exemple de résultats obtenu avec l'élément chauffant C :

Tableau A-I- 2 Résultats les propriétés équivalentes

Propriétés	Unité	Valeur
ρ_m	[kg/m³]	2128,94
Cp	[J/Kg*K]	723,94
Kx = Ky	(W/m*K)	1,07
Kz	(W/m*K)	0,29
$\rho_{e,x} = \rho_{e,y}$	[m/S]	2,597e-5
$\rho_{e,z}$	[m/S]	0,617

Voici le script Matlab rédigé dans le cadre de ce travail pour calculer ces valeurs :

```
% Programme pour vérifier les calculs de résistance équivalente
clc
clear all
format long g
% ==========================================================================
% Propiétés dimensionnelles HE
nbb150=150;
dia150=64*10^-6;
nbb200=200;
dia200=40.5*10^-6;
nbb325=325;
dia325=30.4*10^-6;
nbb400 = 400;
dia400 = 22.9*10^-6;

% choix-----
nbb = nbb325 ;
dx = dia325 ;
% ----------

dy = dx ;
mx = nbb/25.4*1000 ;
my = nbb/25.4*1000 ;
cf = 1 ;
v_he = 3.1416*(dx/2)^2*.0254*nbb*2/(.0254^2*dx*2) ;
vm = 1-v_he ;
g = pi()/(4*cf) ;
n = 1 ;

% Propriétés physique mesh
dens_he = 8000 ;
cp_he = 500 ;
k_he = 16.2 ;
```

```
rho_he = 1.4*10^-6 ;

% Propriétés physique PPS
dens_m = 1350 ;
cp_m = 900 ;
k_m = 0.19 ;
rho_m = 1;
% ========================================================================

% ========================================================================
% Calcul de la dens et Cp équivalent
dens = dens_he*v_he+dens_m*vm ;
cp = (dens_he*v_he*cp_he+dens_m*vm*cp_m)/(dens);
% ========================================================================
% Calcul Sx et Sy
sx = 1/mx*(1+9.6*(dy*mx/4)^2-49.2*(dy*mx/4)^4);
sy = sx ;
% ========================================================================
% Calcul des résistances et conductivités thermiques équivalentes
rft1 =(sy-g*dx)/(k_m*sx*pi()*dx/(4*g)) ;
rft2 = sy/(k_m*pi()*dy/(4*g)*(sx-g*dy)) ;
rft3 = pi()*dy/(4*g)/(k_m*(sx-g*dy)*g*dx/2) ;
rft4 = (pi()*dx/(2*g))/(k_m*(sx-g*dy)*(sy-g*dx)) ;

rst1 = (g*dx/2)/(k_he*sx*pi()*dx/(4*g)) ;
rst2 = sy/(k_he*pi()*dy/(4*g)*g*dy/2) ;
rst3 = (pi()*dx/(4*g))/(k_he*(sx-g*dy)*g*dx/2) ;
rst4 = (pi()*dx/(2*g))/(k_he*g*dx/2*g*dy/2) ;

rt_eq_x = (2/(rst2)+1/rft2+1/(2*rst1+rft1))^-1;
rt_eq_z = (4/(1*rst4)+4/(1*rst3+1*rft3)+1/rft4)^-1;
k_eq_x = sx/(rt_eq_x*pi()*dx/(2*g)*sy);
k_eq_z = (pi()*dx/(2*g))/(rt_eq_z*sx*sy);

% Calcul des résistances électrique individuelles et équivalentes
rfe1 =rho_m*(sy-g*dx)/(sx*pi()*dx/(4*g)) ;
rfe2 = rho_m*sy/(pi()*dy/(4*g)*(sx-g*dy)) ;
rfe3 = rho_m*pi()*dy/(4*g)/((sx-g*dy)*g*dx/2) ;
rfe4 = rho_m*(pi()*dx/(2*g))/((sx-g*dy)*(sy-g*dx)) ;

rse1 = rho_he*(g*dx/2)/(sx*pi()*dx/(4*g)) ;
rse2 = rho_he*sy/(pi()*dy/(4*g)*g*dy/2) ;
rse3 = rho_he*(pi()*dx/(4*g))/((sx-g*dy)*g*dx/2) ;
rse4 = rho_he*(pi()*dx/(2*g))/(g*dx/2*g*dy/2) ;

re_eq_x = (2/(rse2)+1/rfe2+1/(2*rse1+rfe1))^-1 ;
re_eq_z = (4/rse4+4/(rse3+rfe3)+1/rfe4)^-1 ;
rho_eq_x = (re_eq_x*pi()*dx/(2*g)*sy)/sx ;
rho_eq_z = (re_eq_z*sx*sy)/(pi()*dx/(2*g));

% Calcul de l'épaisseur de PPS en plus
vol_tot_pps = 0.07*25.4*12.7*2 ;
vol_tot_mesh = dx*1000*2*25.4*12.7 ;
vol_disp_mesh = (1-v_he)*vol_tot_mesh ;
```

```
vol_surplu = vol_tot_pps - vol_disp_mesh ;
epaisseur_pps = (vol_surplu/(2*12.7*25.4))/1000;

% Calcul de K en prenant compte le PPS de plus
 R_HE_x = 0.0254/(k_eq_x*.0254*dx*2);
R_pps_x = 0.0254/(k_m*0.0254*epaisseur_pps);
R_t_x = (1/R_HE_x+2/R_pps_x)^(-1);
K_x = (.0254)/(R_t_x*.0254*(epaisseur_pps*2+dx*2));

R_HE_z = dx*2/(k_eq_z*0.0254^2);
R_pps_z = epaisseur_pps/(k_m*.0254^2);
R_t_z = R_HE_z+R_pps_z*2;
K_z = (epaisseur_pps*2+dx*2)/(R_t_z*.0254^2);

% Calcul de rho en prenant compte le PPS de plus
Re_HE_x = rho_eq_x*0.0254/(.0254*dx*2);
Re_pps_x = rho_m*0.0254/(0.0254*epaisseur_pps);
Re_e_x = (1/Re_HE_x+2/Re_pps_x)^(-1);
rho_x = Re_e_x*(.0254*(epaisseur_pps*2+dx*2))/(.0254);

Re_HE_z = rho_eq_z*dx*2/(0.0254^2);
Re_pps_z = rho_m*epaisseur_pps/(.0254^2);
Re_e_z = Re_HE_z+2*Re_pps_z;
rho_z = Re_e_z*0.0254^2/(epaisseur_pps*2+dx*2);

% Calcul de la densité en prenant compte le PPS de plus
volume_tot = (2*dx+epaisseur_pps*2)*0.0254^2;
volume_HE = dx*2*.0254^2;
volume_pps = epaisseur_pps*2*.0254^2;
vv_pps = volume_pps/volume_tot;
vv_HE = volume_HE/volume_tot;
dens_tout = vv_HE*dens+vv_pps*dens_m;
CP_tout = (vv_HE*dens*cp+vv_pps*dens_m*cp_m)/dens_tout;



dens_tout
CP_tout
K_x
K_z
rho_x
rho_z
% ================================================================
```

ANNEXE II

CONDUCTIVITÉ THERMIQUE ÉQUIVALENTE DU LAMINÉ DE CF/PPS

Dans la même optique que l'annexe précédente, les calculs suivant permettent, en partie, de pouvoir représenter les laminés en un domaine homogène au lieu de présenter tous les brins de fibre ou plis. La méthodologie utilisée afin de déterminer la conductivité thermique équivalente des laminés est tirée de l'article de Holmes et Gillespie (1993, p. 729). Le tableau suivant résume les différents paramètres présents dans les équations suivant le tableau.

Tableau A-II- 1 Paramètres utilisés pour calculer la conductivité équivalentes d'un laminé

Variable	Nom de la variable
k	Conductivité thermique
$\boldsymbol{\nu}$	Fraction volumique
indice	(f = fibre, m = matrice, L = longitudinale, T = transversale)
i	Numéro du pli
e	Épaisseur d'un plis
m	$\cos\theta$
n	$\sin\theta$

$$k_L = k_{L,f}\nu_f + k_m\nu_m \tag{A II- 1}$$

$$1/k_T = \nu_f/k_{T,f} + \nu_m/k_m \tag{A II- 2}$$

$$\begin{bmatrix} k_{11} \\ k_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} m^2 & n^2 \\ n^2 & m^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_L \\ k_T \end{bmatrix} \tag{A II- 3}$$

$$\bar{k}_{xx} = \sum_{i=1}^{N} \frac{e_i}{e} [k_{11}]^i \tag{A II- 4}$$

$$\bar{k}_{yy} = \sum_{i=1}^{N} \frac{e_i}{e} [k_{22}]^i \qquad \text{(A II- 5)}$$

La conductivité thermique d'un pli dans la direction longitudinale (k_L) est calculée à l'aide la loi des mélanges. Pour sa part, la conductivité thermique d'un pli dans la direction transversale (k_T) est calculée à l'aide la loi des mélanges inverses. Puisque les plis de fibre ne sont pas orienté tous de la même manière, il est important d'utiliser une matrice de transformation tel de montré dans la troisième équation. Cette matrice est seulement une matrice 2 x 2 puisqu'il s'agit d'un laminé orthotropique. Ensuite, une moyenne des conductivités est calculée pour obtenir la conductivité équivalente. Dans la direction zz, la conductivité thermique est égale à la conductivité thermique transversale d'un pli. Voici le script développé selon les équations présentées ci-haut :

```
% Ce programme permet de calculer la conductivité équivalente d'un laminé

clear all
clc
% ========================================================================
% Propriétés connues
kpeek = 0.251;
vf = 0.61;
vm = 1-vf;
pp=16;
ee=.002159/16;
teta=[0;pi()/2;pi()/4;-pi()/4;0;pi()/2;pi()/4;-pi()/4; ...
      -pi()/4;pi()/4;pi()/2;0;-pi()/4;pi()/4;pi()/2;0];
% ========================================================================

% ========================================================================
% propriétés à trouver
kcf=9.1; % valeur trouvé par itération pour retrouver la même valeur de
         % Kxx que Holmes
ktf=0;
% ========================================================================

kl=kcf*vf+kpeek*vm;
% kt=((vf/ktf)+(vm/kpeek))^-1;
kt=.335; % Valeur fournie par Holmes

hhh=zeros(16,1);
kxx=0;
kyy=0;
kx=0;
```

```
ky=0;
for h=1:1:pp
    tetat= teta(h,1);
    m = cos(tetat);
    n = sin (tetat);
    K=[m^2 n^2; n^2 m^2]*[kl;kt];
    kx= ee/(ee*pp)*K(1,1);
    kxx=kxx+kx;
    ky= ee/(ee*pp)*K(2,1);
    kyy=kyy+ky;

    hhh(h,1)=tetat*360/(2*pi());


end
=================================================================
```

Rapport-Gratuit.com

ANNEXE III

FICHE TECHNIQUE TENCATE CETEX® TC1100 PPR RESIN SYSTEM

PRODUCT DATASHEET

TENCATE

TENCATE ADVANCED COMPOSITES

TenCate Cetex® TC1100 PPS Resin System

PRODUCT TYPE

Polyphenylene Sulfide
Thermoplastic
Resin System

SERVICE TEMPERATURE

100°C (212°F) Continuous

TYPICAL APPLICATIONS

- Primary Aircraft Structures
- Secondary Aircraft Structures
- Engine Nacelles
- Radomes

PRODUCT DESCRIPTION

TenCate Cetex® TC1100 is a semicrystalline polyphenylene sulfide thermoplastic composite offering outstanding toughness and excellent chemical and solvent resistance. The material is inherently flame resistant with low smoke emission. It exceeds 35/35 OSU and is qualified at Airbus and Boeing for multiple structural applications. This material is typically supplied in 3,660mm by 1,220mm (12ft by 4ft) preconsolidated laminates using the customer's designated ply count and orientation or as a unitape of 76-305 mm (3-12") in width.

In addition, lightning strike material can be incorporated on laminates and the laminates can be textured. By utilizing preconsolidated sheets and avoiding hand lamination, the customer can significantly reduce the cycle time required to produce a finished part. In addition, thermoplastics have the unique capability of allowing parts to be welded, folded, etc., to facilitate lower part count structures.

TYPICAL PROPERTIES OF NEAT RESIN

Specific gravity	1.35 g/cc
Tg	90°C (194°F)
Melt temp	280°C (536°F)
Dielectric constant	3.20 at 1MHz
Loss tangent	0.0013 at 1MHz
Moisture absorption	0.02%
Flammability	V-0
Tensile strength	90.3 MPa (13.1 ksi)
Tensile modulus	3,800 MPa (0.551 Msi)
Elongation at yield	3%
Poisson's ratio	0.36
Compression strength	148 MPa (21.5 ksi)
Compression modulus	2,965 MPa (0.43 Msi)
Flexural strength	125 MPa (18.1 ksi)
Flexural modulus	3,725 MPa (0.54Msi)
Izod unnotched	199kJ/m² (94.6ft-lb/in²)
Izod notched	15.6kJ/m² (7.4ft-lb/in²)
CTE	52.2ppm/°C (29ppm/°F)
Thermal conductivity	0.19 W/m-°K
Outgassing TML	0.04%
Outgassing CVCM	0.00%
WVR	0.00%
Fluid resistance	Excellent

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

PRODUCT DATASHEET

TENCATE

TENCATE ADVANCED COMPOSITES

TenCate Cetex® TC1100
PPS Resin System

MECHANICAL PROPERTIES - TENCATE CETEX TC1100 AS-4 UNITAPE

Data delivered on AS-4, 150 gsm FAW, resin content of 34% by weight, 59% fiber by volume. Prepreg areal weight 218 gsm.

Property	Condition	Test Method	Result	
Tensile Strength (0°)	RTD	ASTM D 3039	313 ksi	2160 MPa
Tensile Modulus (0°)	RTD	ASTM D 3039	18 Msi	124 GPa
Poisson's Ratio	RTD	ASTM D 3039	0.33	
Tensile Strength (90°)	RTD	ASTM D 3039	5.7 ksi	39 MPa
Tensile Modulus (90°)	RTD	ASTM D 3039	1.4 Msi	10 GPa
Compressive Strength (0°)	RTD	ASTM D 6641	160 ksi	1100 MPa
Compressive Modulus (0°)	RTD	ASTM D 6641	17 Msi	117 GPa
In Plane Shear Strength (±45° Tension)	RTD	ASTM D 3518	11.9 ksi	82 MPa
In Plane Shear Modulus (±45° Tension)	RTD	ASTM D 3518	.50 ksi	3.5 MPa
Flexural Strength (90°)	RTD	ASTM D 790	9.9 ksi	68 MPa
Open Hole Compressive Strength	RTD	ASTM D 6484	38.7 ksi	267 MPa
Compression After Impact after 270 in-lb impact (30.5 J)	RTD	ASTM D 7137	31.4 ksi	216 MPa

(A) Consolidated ply thickness average is .0056" (0.14 mm). (A) Density is 0.058 lb/in³ (1.6 g/cm³).

MECHANICAL PROPERTIES - TENCATE CETEX TC1100 IM-7 UNITAPE

Data delivered on IM-7, 146 gsm FAW, resin content of 34% by weight, 59% fiber by volume. Prepreg areal weight 218 gsm.

Property	Condition	Test Method	Result	
Tensile Strength (0°)	RTD	ASTM D 3039	400 ksi	2760 MPa
Tensile Modulus (0°)	RTD	ASTM D 3039	22.1 Msi	152 GPa
Tensile Strength (90°)	RTD	ASTM D 3039	5.7 ksi	39 MPa
Tensile Modulus (90°)	RTD	ASTM D 3039	1.4 Msi	10 GPa
Compressive Strength (0°)	RTD	ASTM D 6641	186 ksi	1280 MPa
Compressive Modulus (0°)	RTD	ASTM D 6641	18 Msi	124 GPa
Flexural Strength (90°)	RTD	ASTM D 790	9.5 ksi	65 MPa

PRODUCT DATASHEET

TENCATE

TENCATE ADVANCED COMPOSITES

TenCate Cetex® TC1100
PPS Resin System

3. Continuous Compression Molding
In this multi-step process, multiple plies of thermoplastic unitape is heated in a mold and pressed into a laminate. This laminate is then pressed into a mold and thermoformed to the desired profile. A final step then molds with heat and gentle pressure into the curved profile through a process called continuous compression molding. Items such as clips, rails, beams and profile are manufactured in this type of process.

Photo Courtesy of ACM/Xperion Aerospace
www.acm-fn.de

Press Lamination: A laminate can be press molded from any TenCate Cetex prepreg by stacking two or more plies in the desired orientation into a picture frame mold, transferring the assembly to a heated platen press where it is brought to approximately 610°F (320°C) at contact pressure until the material reaches temperature. The pressure should then be increased to 100-400 psi (7-21 bar) and held for approximately 15-30 minutes.

Autoclave Lamination: Autoclave Consolidation is used for fabricating laminates from any TenCate Cetex prepreg tape. Individual layers are stacked in the desired orientation and vacuum bagged (vacuum should be maintained throughout the entire process). A high temperature bagging material, such as Kapton polyimide should be used. The assembly should then be placed in the autoclave and brought to approximately 610°F (320°C), at which time the pressure is increased from ambient to 100-150 psi (7-10 bar) and maintained for around 20-30 minutes. The part should then be cooled to room temperature at a 5-20°C cool down rate to maintain crystallinity.

Thermoforming Laminates into Shapes: Thermoforming is used to convert a flat consolidated continuous fiber reinforced laminate into a complex shape with no change in starting laminate thickness. The laminate should be heated to around 610°F (320°C) in an infrared or similar oven and then quickly transferred to a matched core/cavity mold where it can be formed at 150-600 psi (10-40 bar). For optimum properties and formability, heating of the composite laminate should take no longer than 8 minutes. Overall part production cycle times are between 2-10 minutes, depending on material thickness and part geometry. Production tooling consists of machined aluminum halves, one that has a compliant layer of cast silicone, and an associated laminate tensioning system to prevent wrinkling within the part being thermoformed.

Cutting and Machining: Thermoplastic composite laminates and thermoformed parts can be machined with feed rates and tip speeds similar to those used when machining brass. The following are some general guidelines:

Circular Saw:	Diamond-grit-edge blade of 220 grit. Blade speed: 6000 fpm (1830 mpm) with water or soap solution as coolant. Feed rates depend on thickness.
Turning Operations:	Cutting Speed: 350-400 fpm (105-120 mpm) for high speed tools, 1500-2500 fpm (180-455 mpm) for Stellite or carbide tools, and 2000-4000 fpm (600-1200 mpm) for diamond tools
Milling Operations:	Tip speed: 250-450 fpm (75-135 mpm) for carbide and diamond tools Plunge feed rate: 0.5-1 fpm (0.15-0.30 mpm)

ANNEXE IV

SÉQUENCE DE POSITIONNEMENT DES CÉRAMIQUES DU MONTAGE DE SOUDAGE PAR INDUCTION

Afin de faciliter la mise en place des différentes composantes nécessaires pour l'opération de soudage des spécimens, les deux films de PPS et l'élément chauffant sont soudés sur le coupon du bas au préalable. Pour ce faire, un fer à soudé est utilisé. Dans un premier temps, un film de PPS est soudé à l'élément chauffant. Ensuite, ces éléments sont soudés à leur tour sur le coupon du bas. Finalement, le deuxième film de PPS est soudé à l'élément chauffant. Cette procédure est illustrée à la Figure A IV-1 sur laquelle, les points représentent les points de soudage. Pour les deux premières opérations, la température du fer à soudé est de 320°C. Cependant, pour la seconde, 250°C sont suffisent.

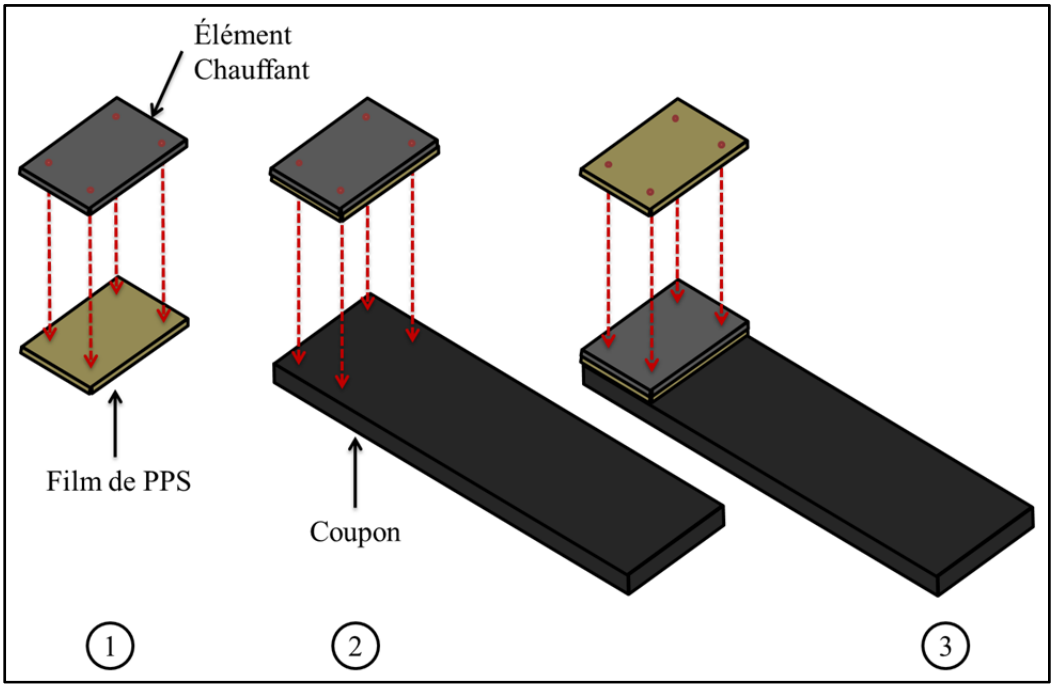

Figure A IV-1 Préparation élément chauffant et films de PPS

L'utilisation du montage de soudage par induction et du montage est aisée. En effet, il suffit de suivre les étapes mentionnées ci-bas.

1. Céramique latérale (*Voir* Figure A IV-2).

Il est important de s'assurer que la céramique est bien à 90° par rapport à la bobine d'induction. Pour se faire, une simple équerre est utilisée. Ensuite, des serres fixent fermement la céramique.

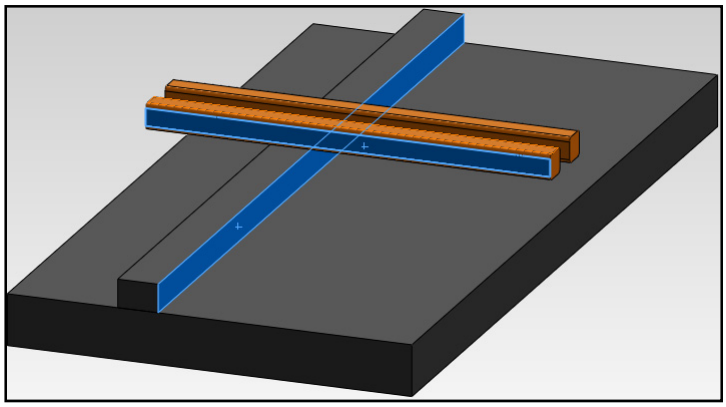

Figure A IV-2 Positionnement céramique latérale

2. Céramique du dessous du coupon du haut du spécimen (*Voir* Figure A IV-3).

Le positionnement de cette composante est très important puisqu'il assure que le spécimen soit bien centré sur la longueur par rapport à la bobine d'induction. Des calles étalons sont utilisées pour contrôler cette distance. Pour la fixer, un papier adhésif à haute température est suffisant.

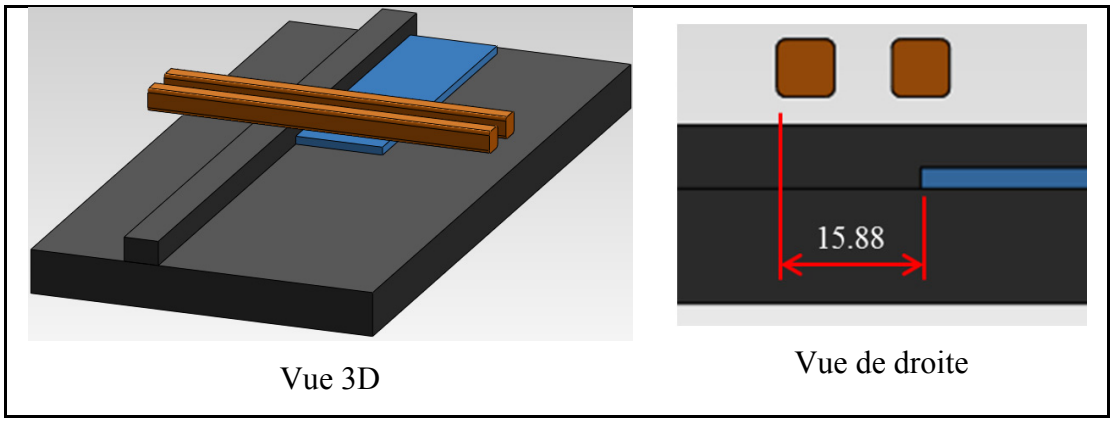

Figure A IV-3 Positionnement céramique en dessous du coupon du dessus

3. Le coupon du bas (*Voir* Figure A IV-4).

Celui-ci est préassemblé avec l'élément chauffant et les deux films de PPS tel qu'illustré à la Figure A IV-1. Il est callé contre les deux céramiques mentionnées dans les deux points précédents.

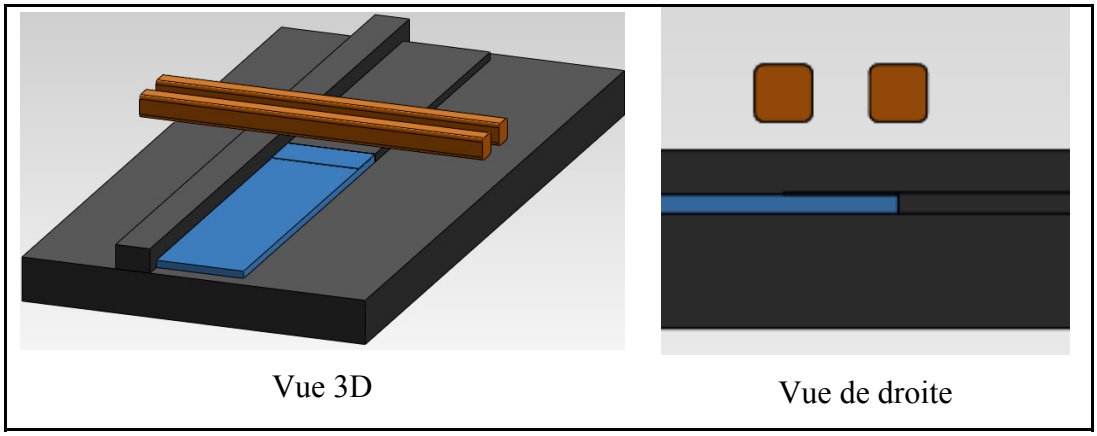

Figure A IV-4 Positionnement du coupon du dessous, de l'élément chauffant et des deux film de PPS

4. La céramique au-dessus du coupon du bas. (*Voir* Figure A IV-5).

Celle-ci est déposée sur le coupon et est callée contre l'élément chauffant doucement. Ensuite, une serre assure qu'elle ne bougera pas.

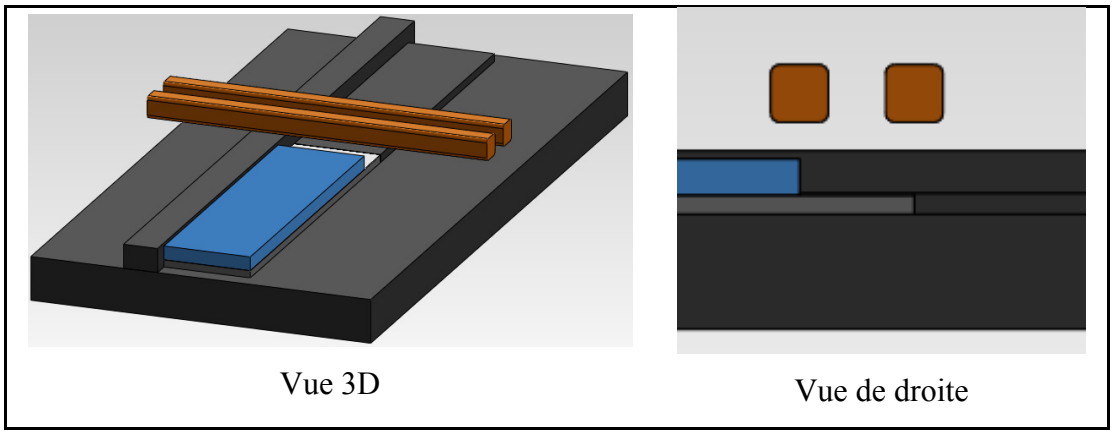

Figure A IV-5 Positionnement de la céramique au-dessus du coupon du dessous

5. Le coupon du haut (*Voir* Figure A IV-6).

Celui-ci est glissée jusqu'à ce qu'il atteigne la céramique au-dessus du coupon du bas.

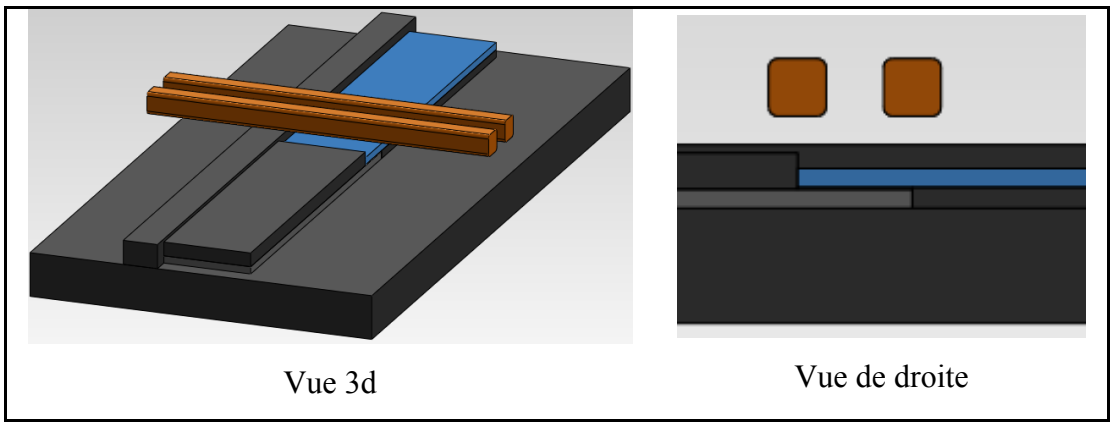

Figure A IV-6 Positionnement du coupon du dessus

6. La céramique du dessus du spécimen au centre (*Voir* Figure A IV-7).

Celle-ci est callée contre la céramique de l'étape quatre ainsi que la céramique latérale. Cette pièce est percée en son centre afin de laisser passer un thermocouple jusqu'au coupon du haut. Cela permettra de mesurer la température de celui-ci. Le thermocouple est représenté par un point blanc sur la Figure A IV-7. Par expérimentation, il a été déterminé que lorsque la température du thermocouple atteint 260°C, le joint est complet.

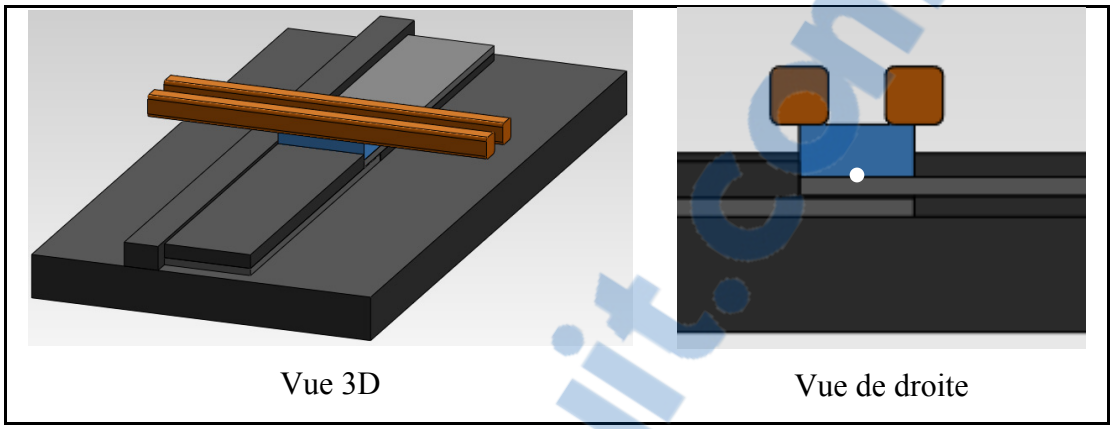

Figure A IV-7 Positionnement de la céramique centrée au-dessus du spécimen

7. Concentrateur de flux magnétique (*Voir* Figure A IV-8).

Le concentrateur de flux magnétique est positionné au-dessus de la bobine d'induction. Il est important d'étendre de la pâte thermique sur les surfaces en contact avec la bobine d'induction afin d'assurer un bon contact thermique qui permettra de garder la température du concentrateur de flux magnétique la plus basse possible puisque la bobine d'induction est refroidie à l'eau. Il est important que le concentrateur de flux magnétique soit bien centré sur la largeur du spécimen.

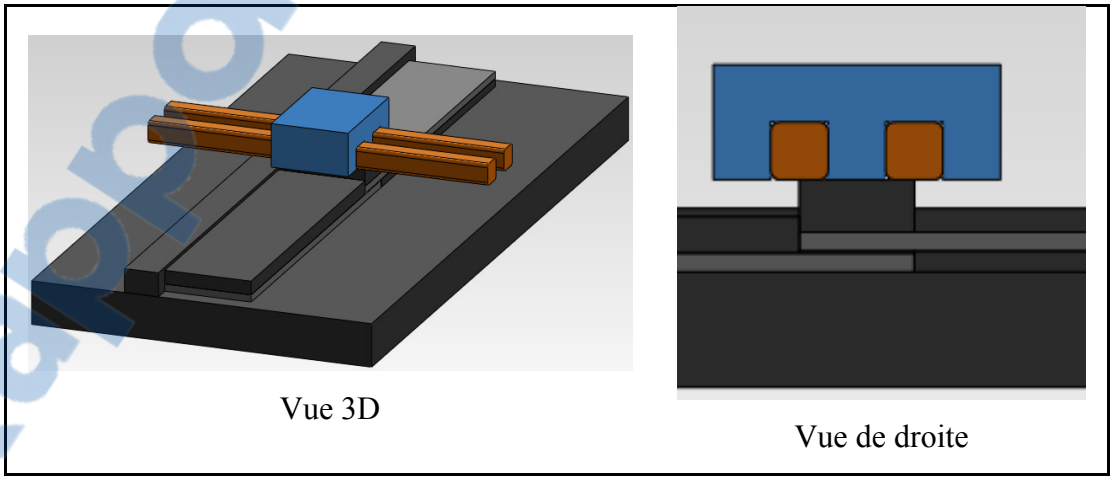

Figure A IV-8 Positionnement du concentrateur de flux magnétique

Rapport-Gratuit.com

8. Deuxième céramique latérale (*Voir* Figure A IV-9).

Avant d'inclure cette composante, la pression est appliquée à l'aide d'un vérin au-dessus du concentrateur de flux magnétique. Afin de limiter au maximum l'impact des composantes métalliques, environ 25 mm d'épaisseur de céramique sont ajoutés au-dessus du concentrateur de flux magnétique tel qu'illustré à la Figure 2-5. Une fois la pression appliquée, le spécimen se trouve fixé en dessous de la bobine d'induction. C'est à ce moment que la deuxième céramique latérale est ajoutée et fixée à l'aide d'une serre à chaque extrémité.

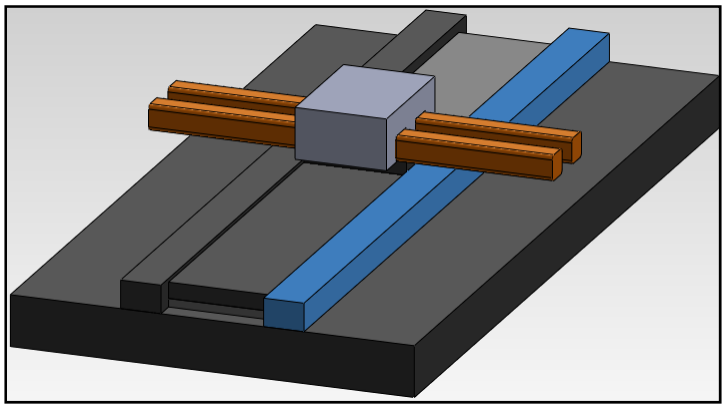

Figure A IV-9 Positionnement de la deuxième céramique latérale

9. Céramique du dessus du coupon du dessus (*Voir* Figure A IV-10).

Finalement, une céramique est ajoutée sur le dessus du coupon du dessus et est aussi fixée à l'aide d'une serre.

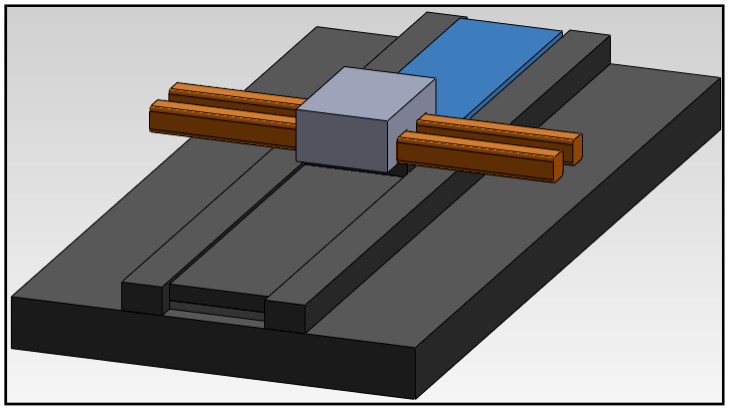

Figure A IV-10 Positionnement de la céramique au-dessus du coupon du dessus

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

ANNEXE V

RAPPORT MODÉLISATION NUMÉRIQUE GÉNÉRÉ PAR COMSOL MULTIPHYSICS®

Cette annexe explique comment le modèle numérique est créé dans Comsol Multiphysics®. Dans un premier temps, il est possible de définir certains paramètres.

Tableau A-V- 1 Paramètres

Name	Expression
Jac	1/fac_t
ih.Jx_1A	1.04382e-5 - 5.44873e-4i
current	500*sqrt(2)
fac_t	ih.Jx_1A/(current)
entre_axe_c	70[mm]/2
distance_ii	6.35[mm]/2 + 6.35[mm]/2
depla_x_MFC	31.74/2
depla_y_MFC	6.35/2

Ensuite, il est nécessaire de définir la géométrie. Les figures suivantes montrent la démarche relative à la géométrie du projet dont les unités sont en mm et en degré par défaut.

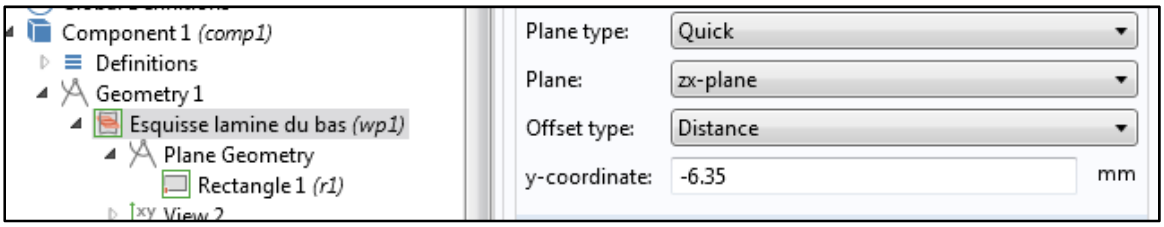

Figure A-V- 1 Plan d'esquisse stratifié du bas

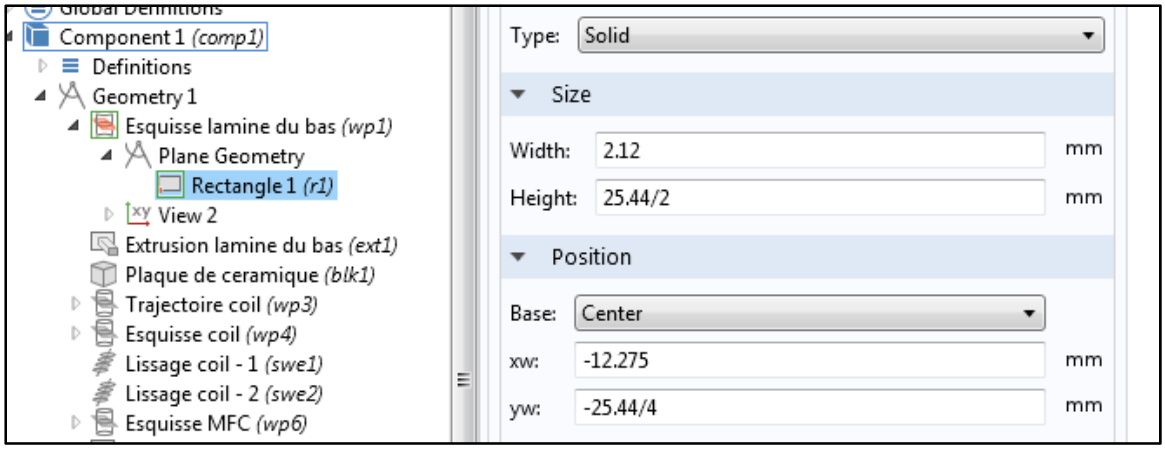

Figure A-V- 2 Esquisse du stratifié du bas

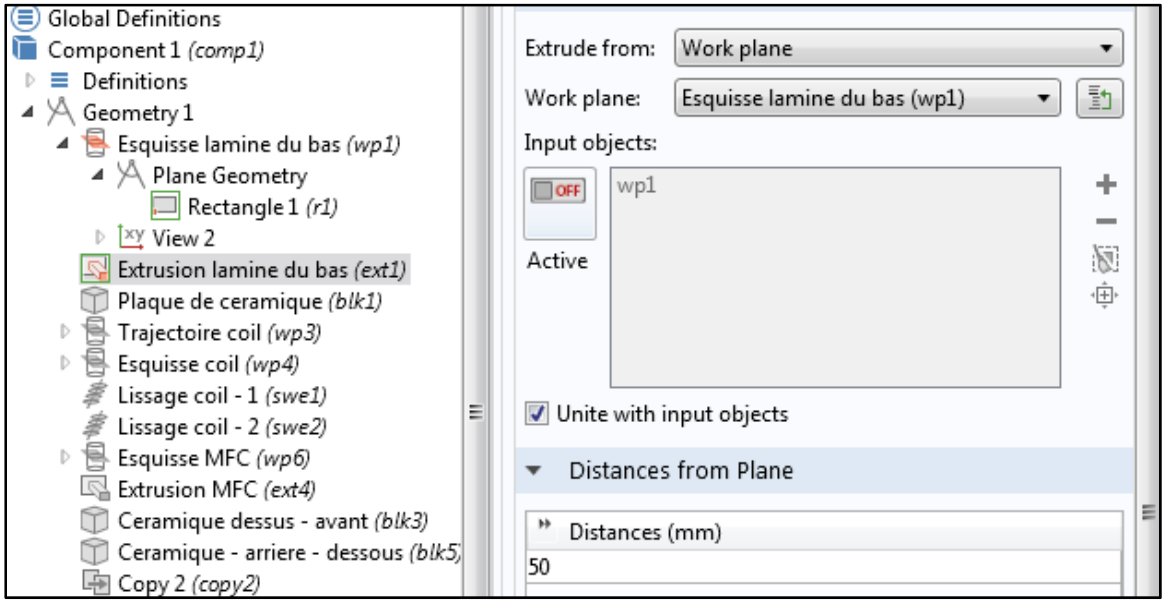

Figure A-V- 3 Extrusion stratifié du bas

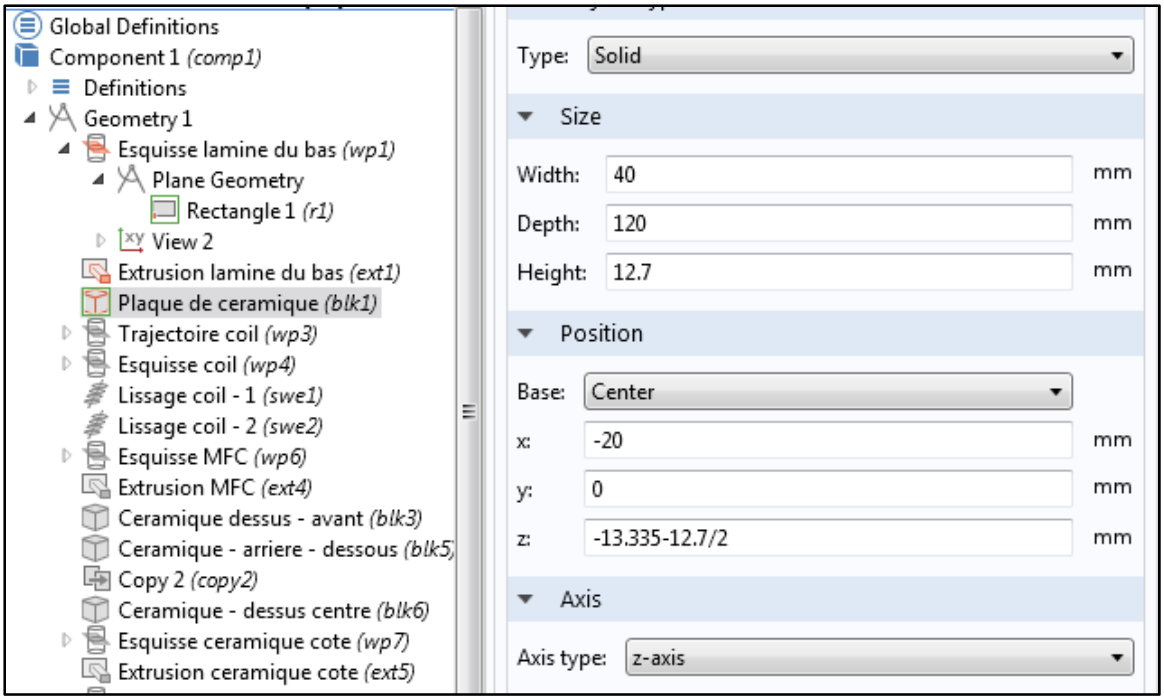

Figure A-V- 4 Plaque de céramique en dessous des stratifiés

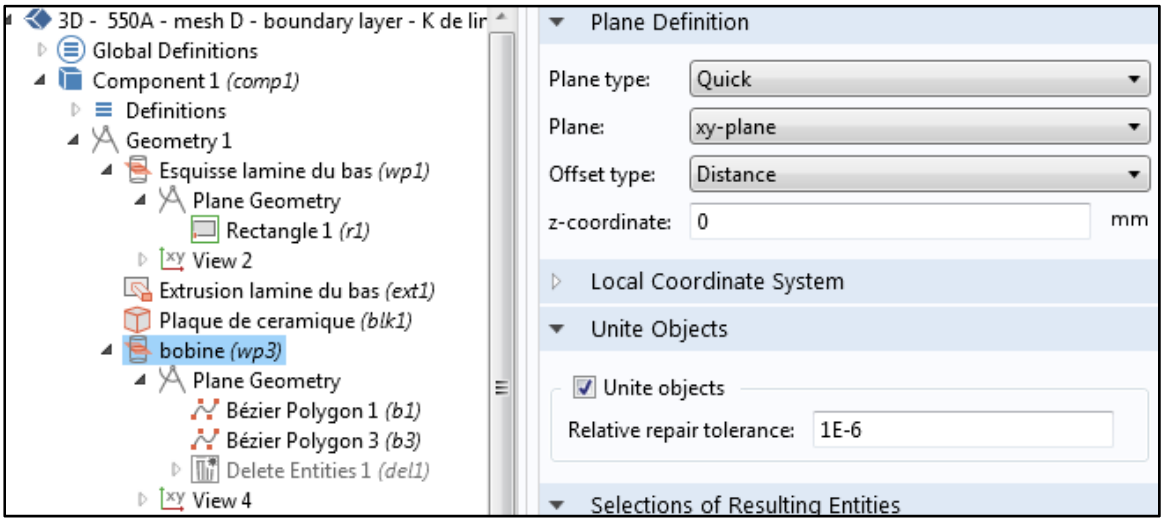

Figure A-V- 5 Plan d'esquisse pour la trajectoire de la bobine d'induction

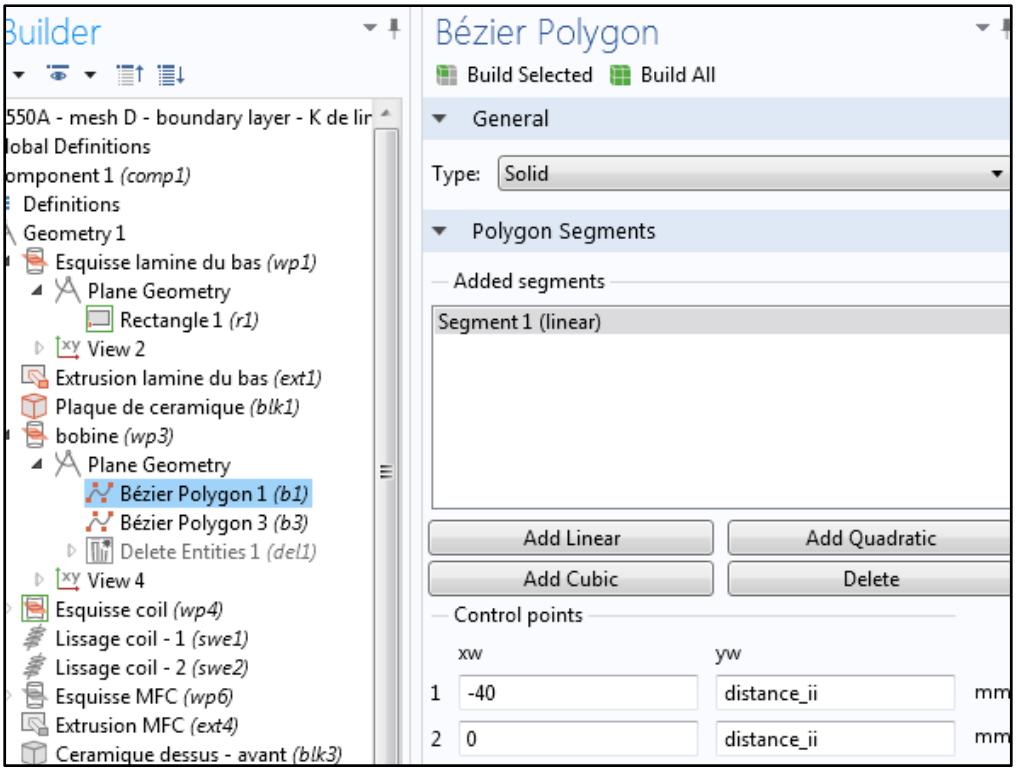

Figure A-V- 6 Trajectoire d'une des deux sections de la bobine

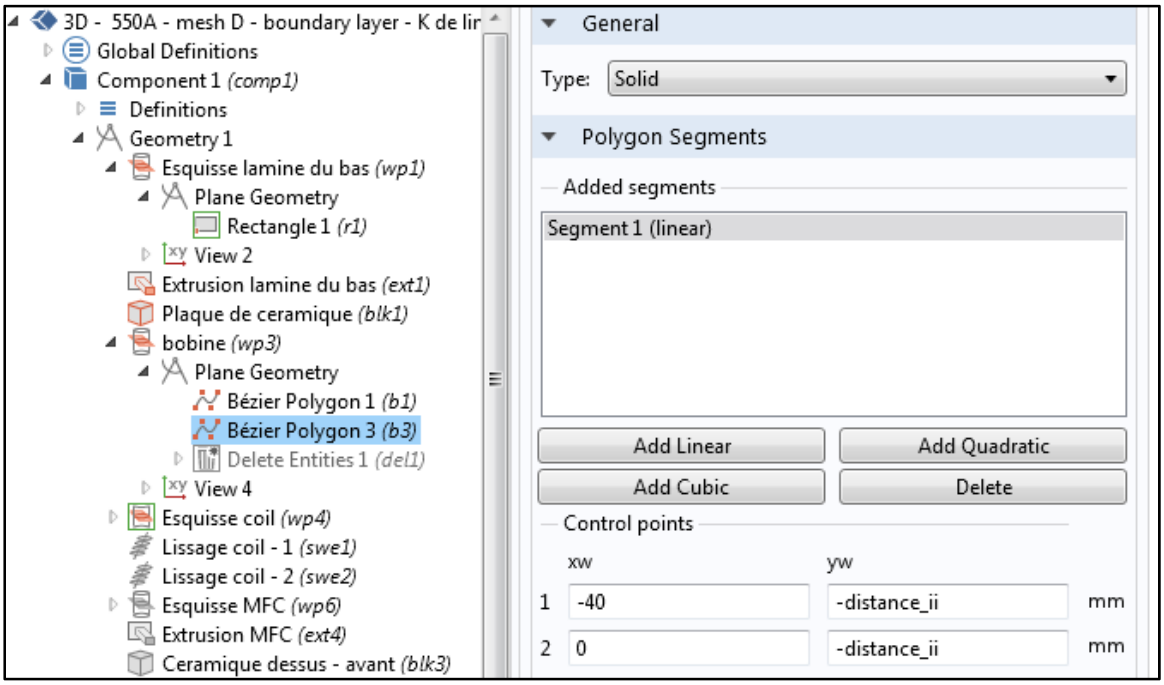

Figure A-V- 7 Trajectoire de l'autre section de la bobine

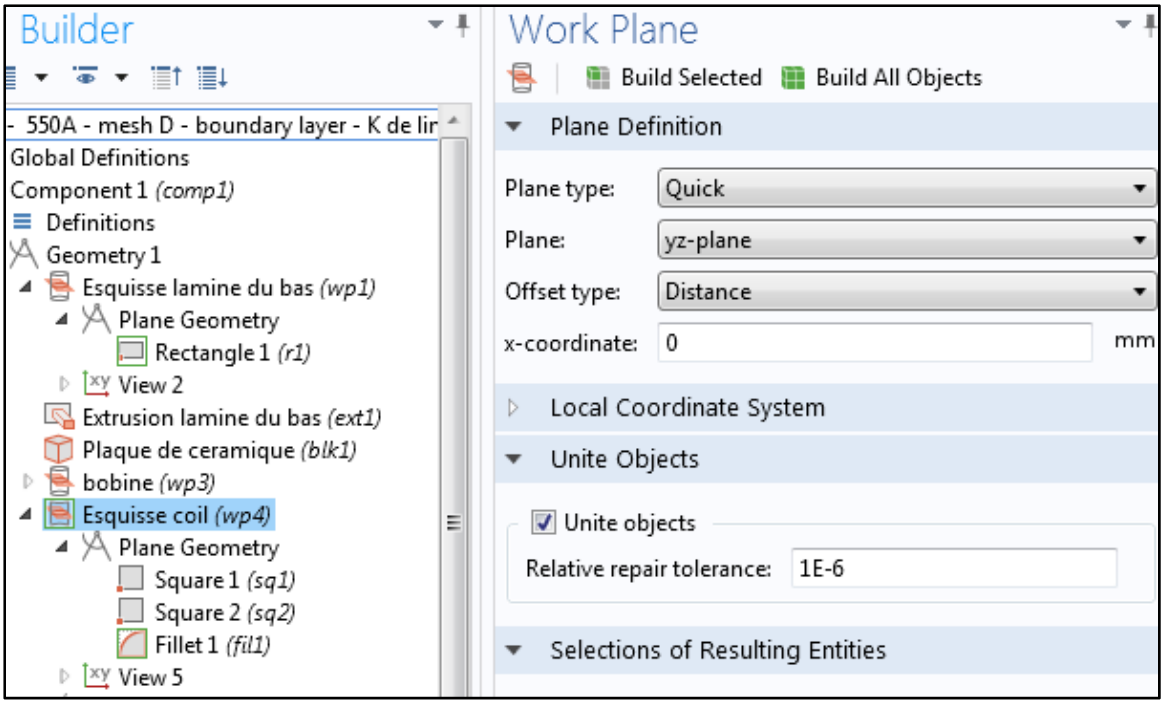

Figure A-V- 8 Plan d'esquisse pour la section de la bobine

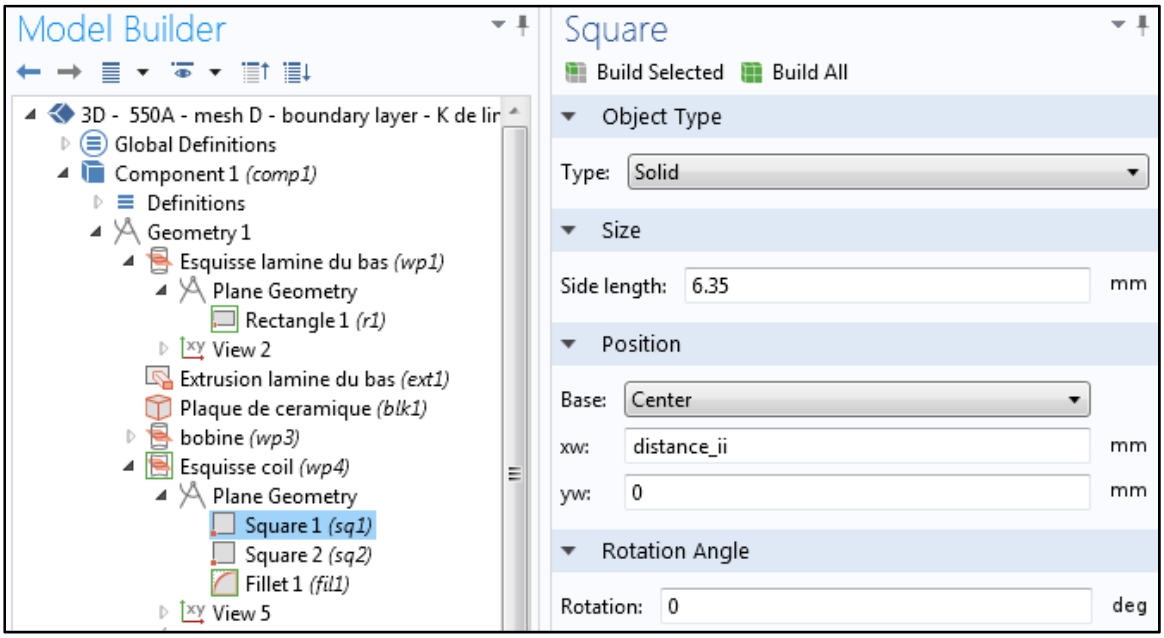

Figure A-V- 9 Une des deux sections de la bobine

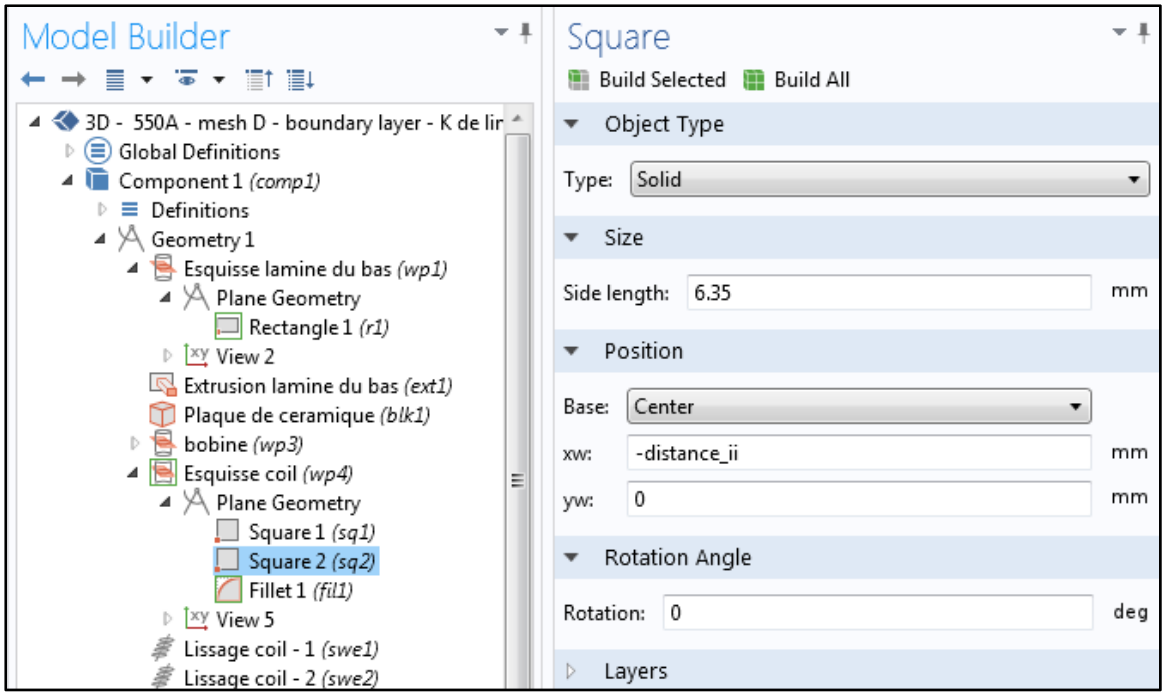

Figure A-V- 10 La deuxième section de la bobine

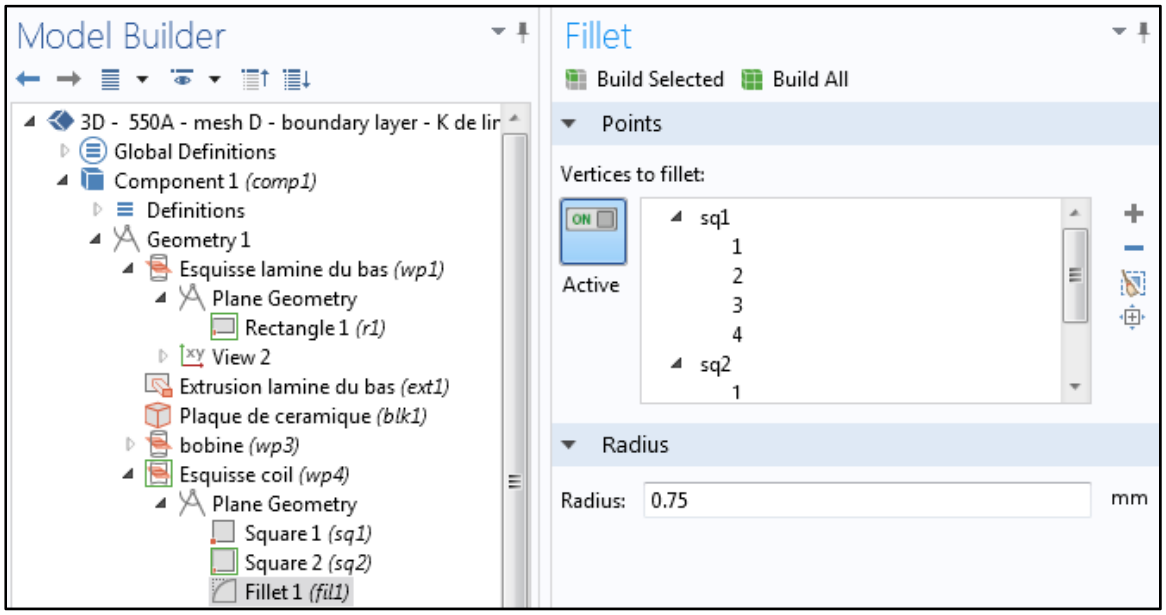

Figure A-V- 11 Rayon des sections de la bobine

Il faut toujours éviter d'avoir des arrêtes vives, car cela crée des singularités. Ensuite, il suffit de faire un lissage (*sweep*) des deux sections de la bobine en choisissant la bonne trajectoire. La figure ci-dessous illustre à quoi la géométrie ressemble à ce stade-ci.

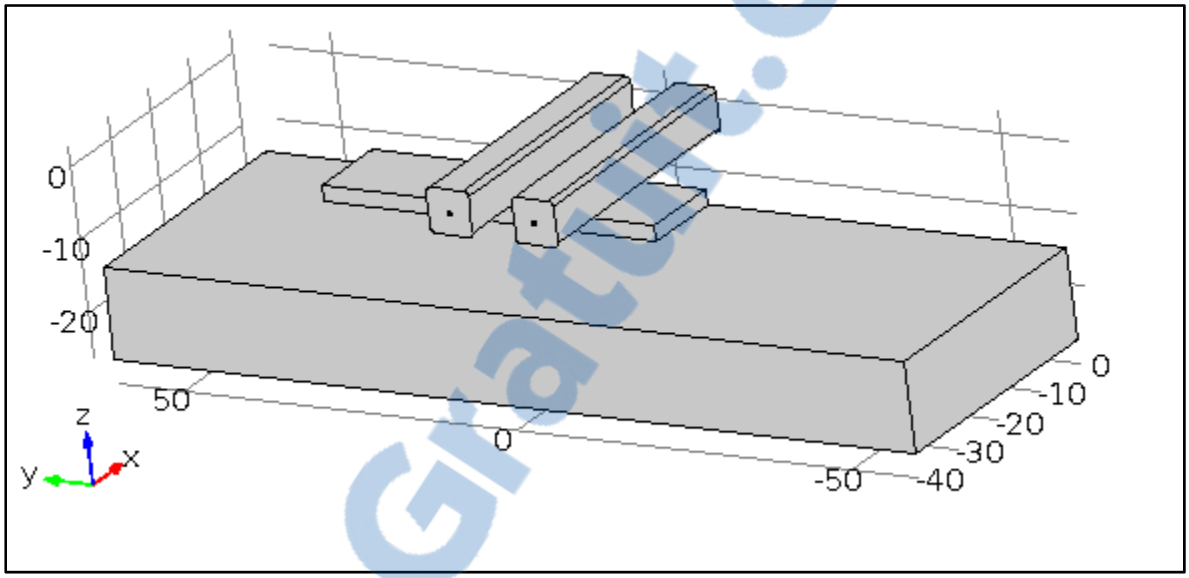

Figure A-V- 12 Aperçue géométrie #1

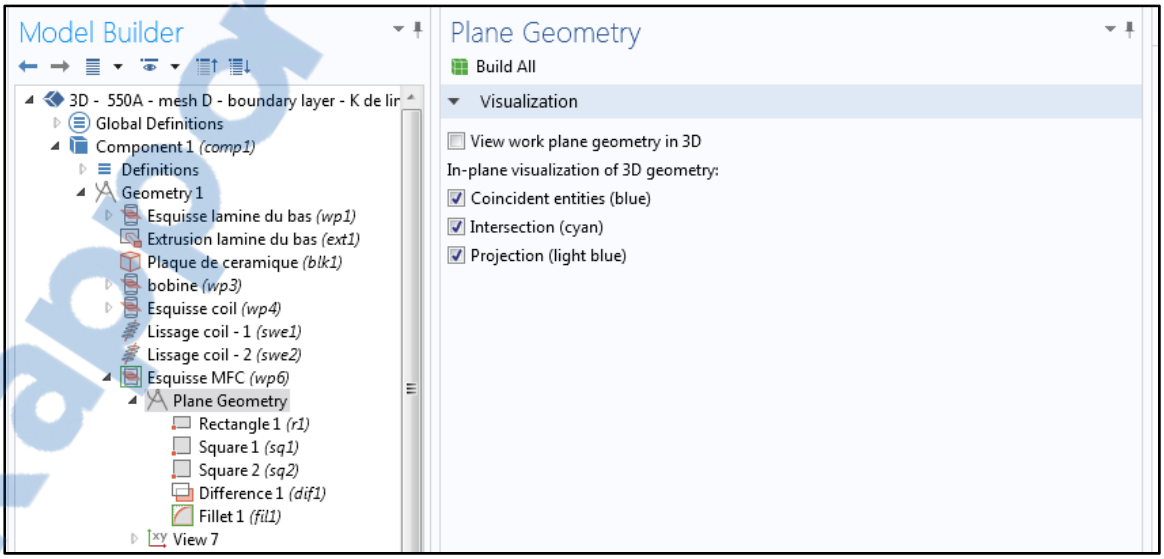

Figure A-V- 13 Plan d'esquisse pour concentrateur de flux magnétique

Rapport-Gratuit.com

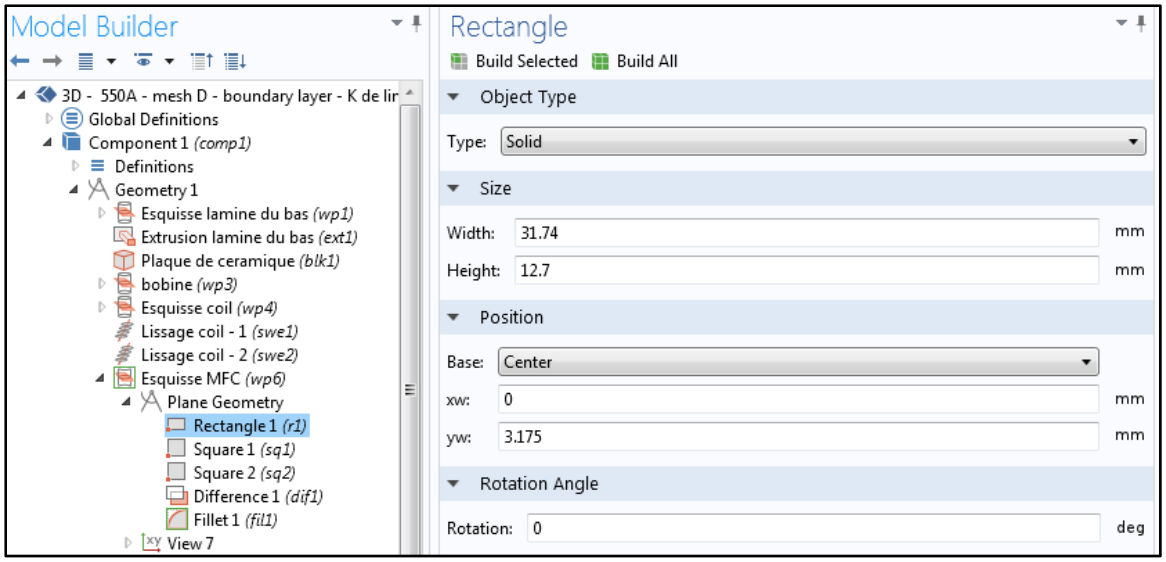

Figure A-V- 14 Construction de l'esquisse concentrateur de flux magnétique #1

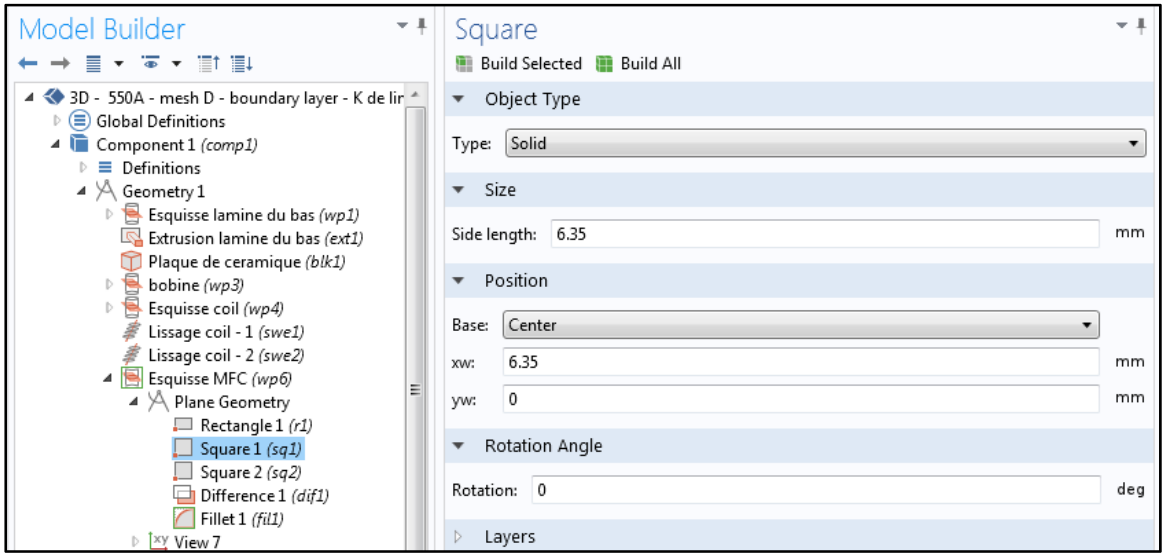

Figure A-V- 15 Construction de l'esquisse concentrateur de flux magnétique #2

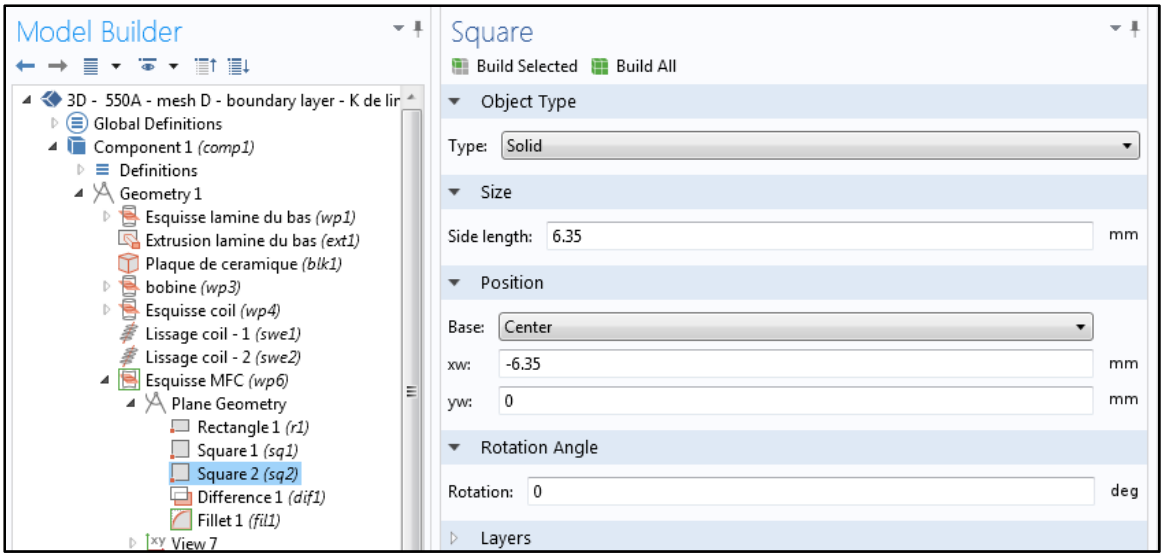

Figure A-V- 16 Construction de l'esquisse concentrateur de flux magnétique #3

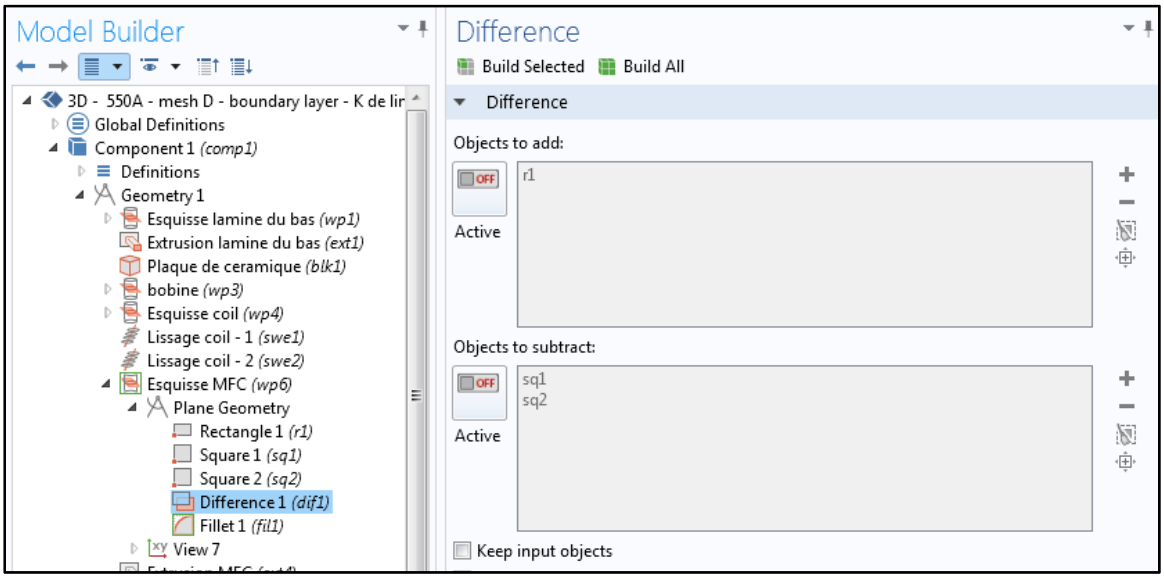

Figure A-V- 17 Construction de l'esquisse concentrateur de flux magnétique #4 (opération booléenne)

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

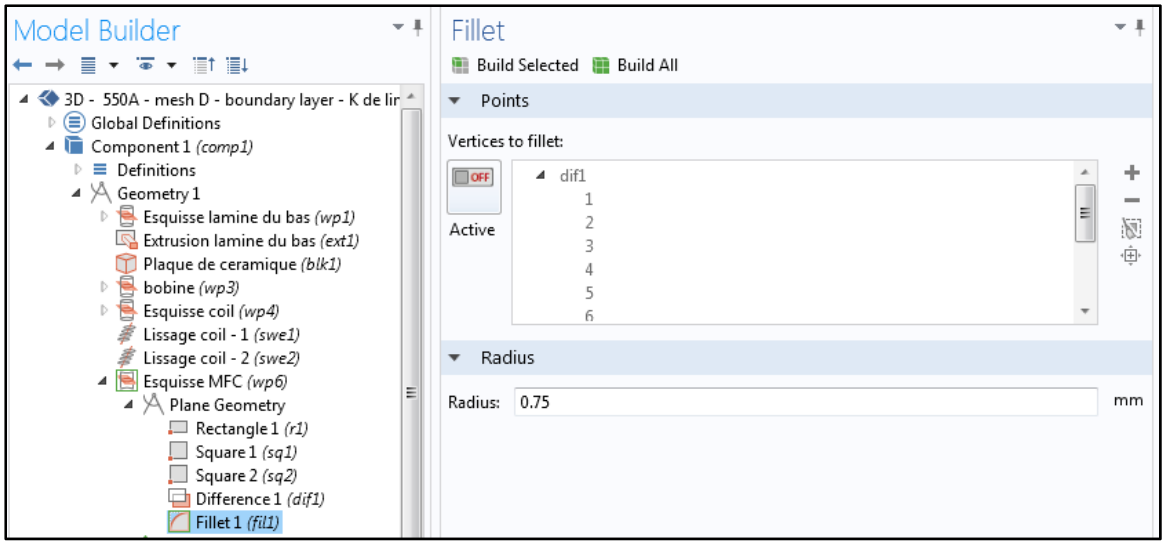

Figure A-V- 18 Construction de l'esquisse concentrateur de flux magnétique #4 (arrondis)

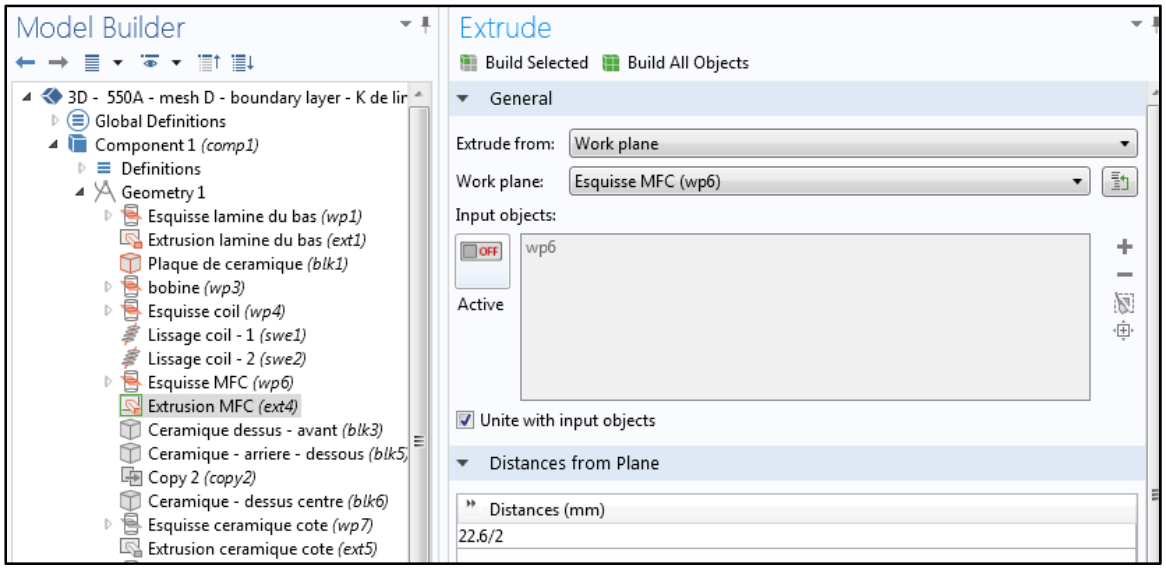

Figure A-V- 19 Extrusion concentrateur de flux magnétique

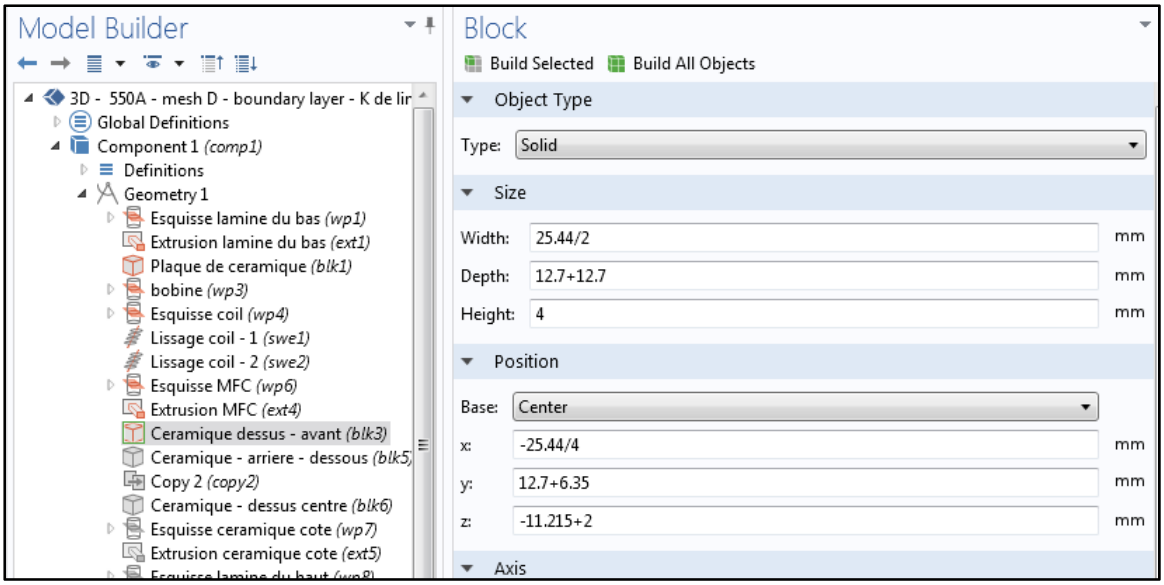

Figure A-V- 20 Céramique au-dessus du stratifié du bas

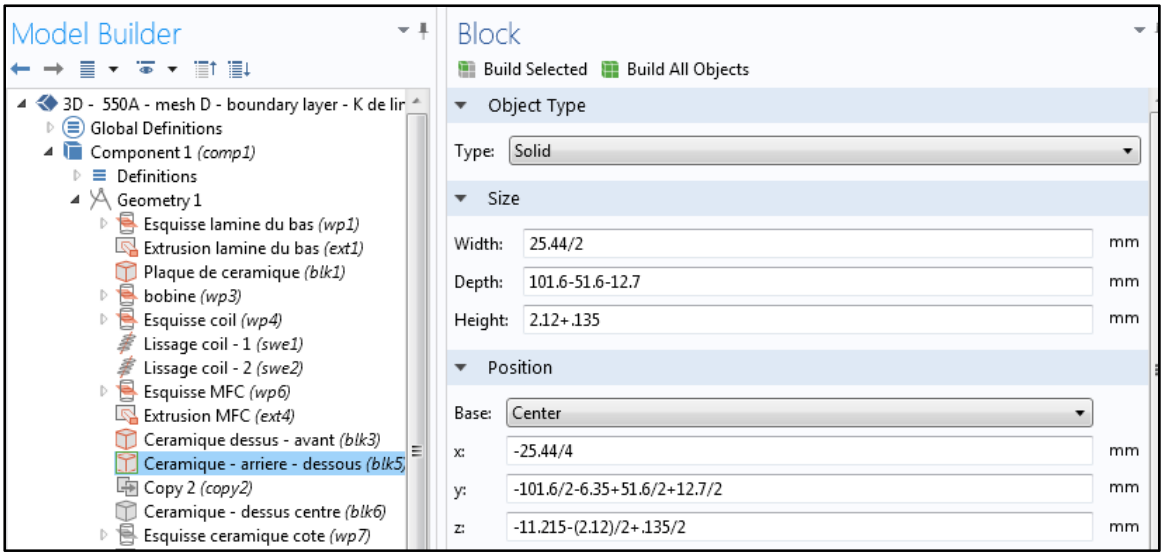

Figure A-V- 21 Céramique en dessous du stratifié du dessus

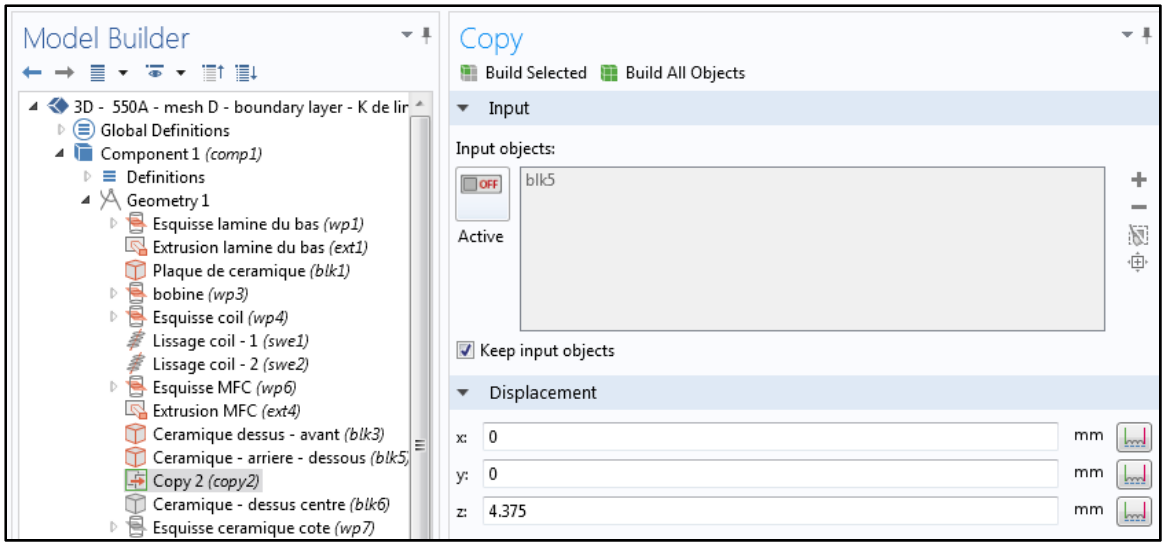

Figure A-V- 22 Copie de la céramique de la figure précédente

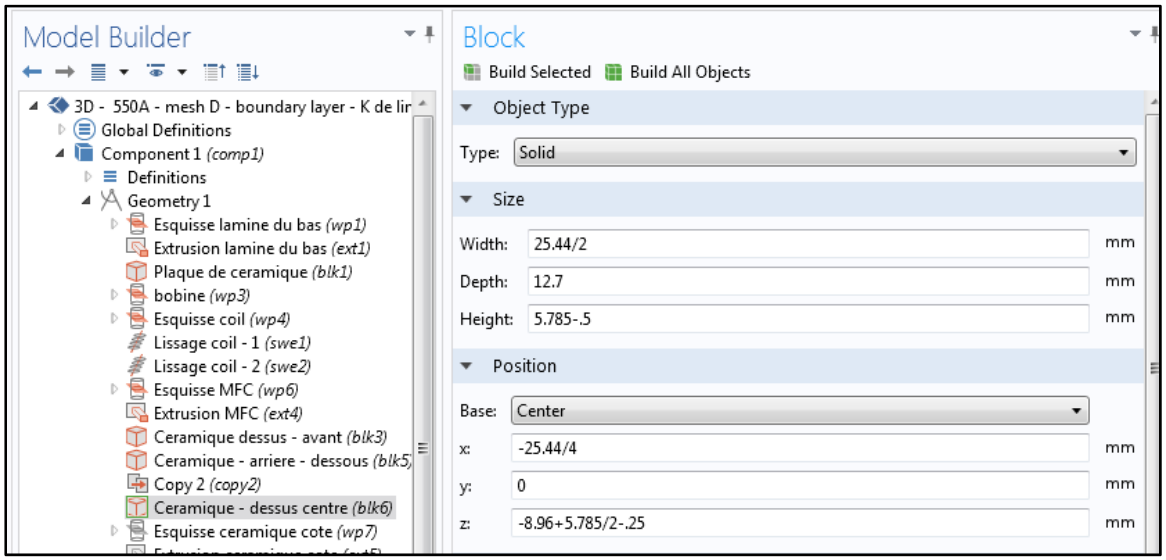

Figure A-V- 23 Céramique du centre transférant la pression du concentrateur de flux magnétique aux stratifiés

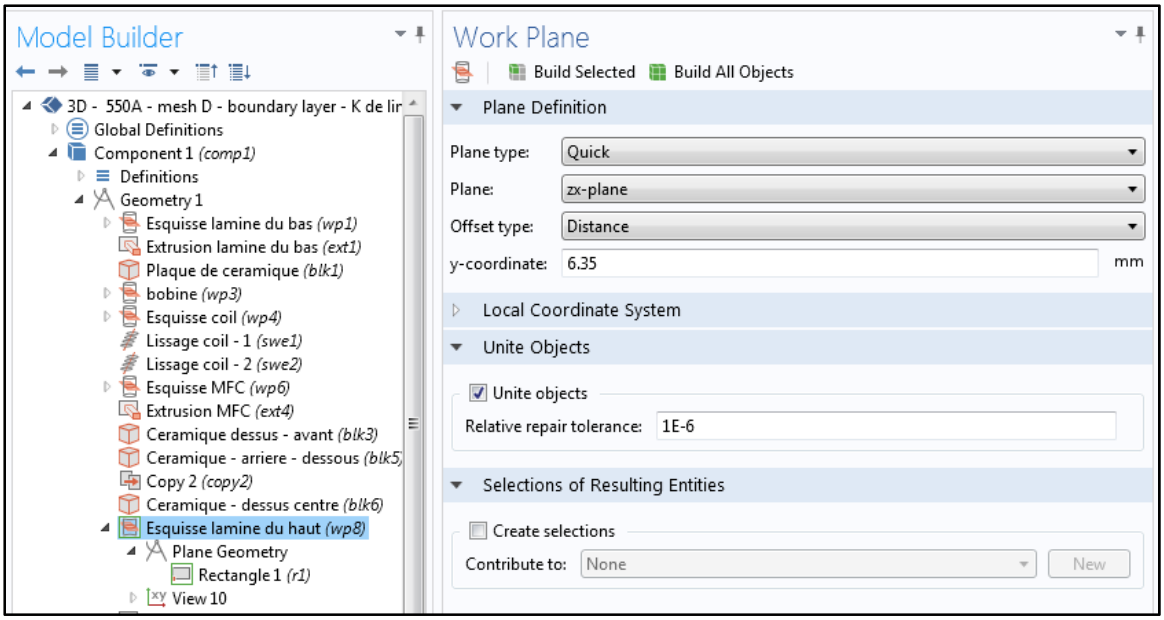

Figure A-V- 24 Plan d'esquisse du stratifié du dessus

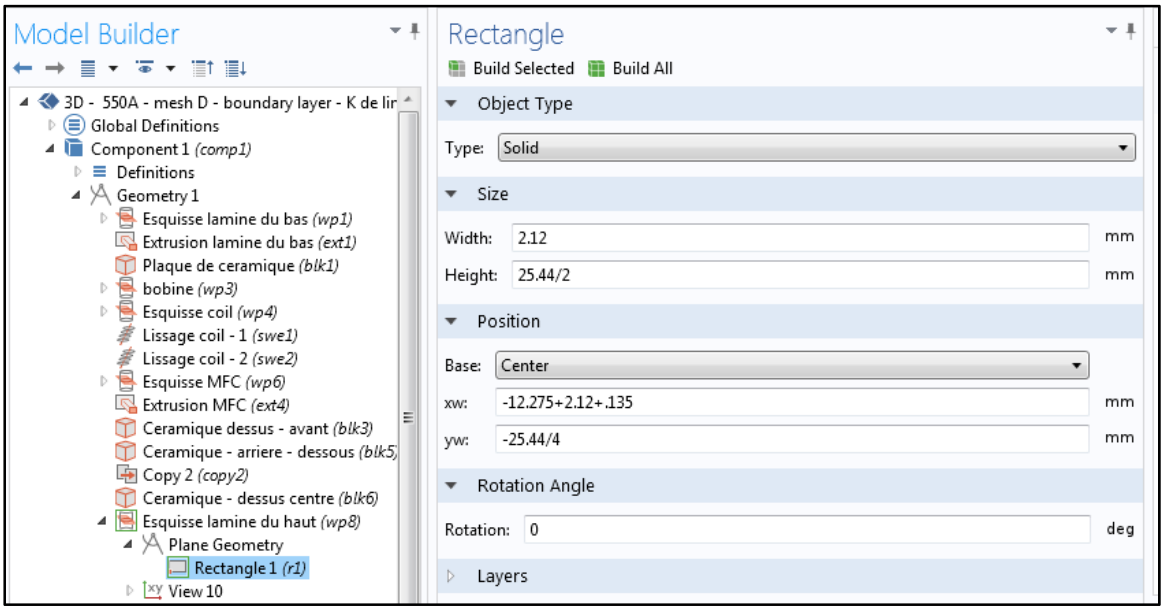

Figure A-V- 25 Esquisse du stratifié du dessus

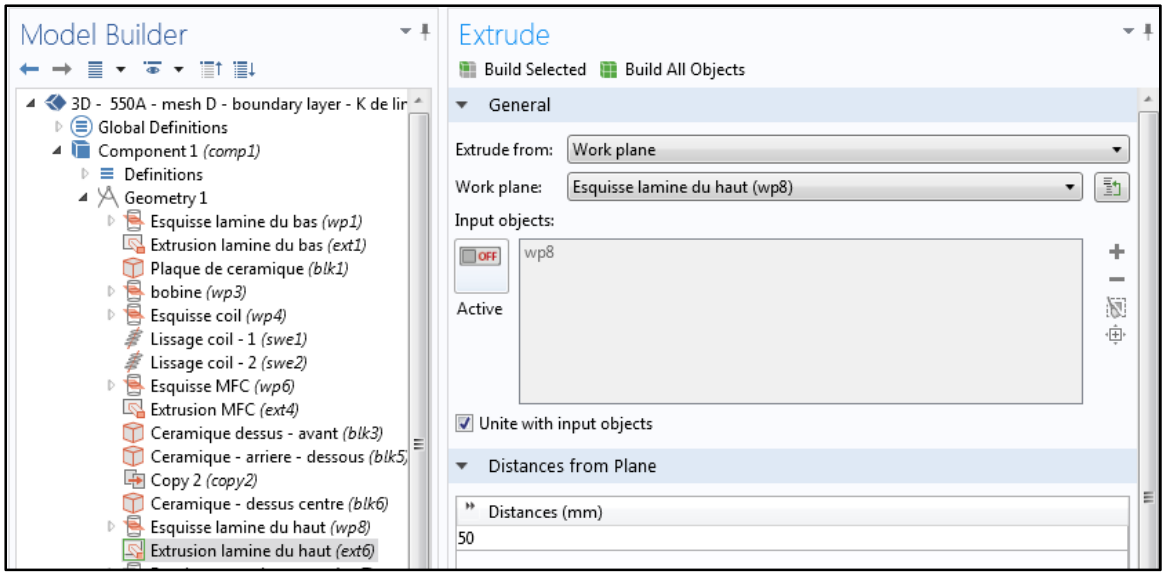

Figure A-V- 26 Extrusion du stratifié du dessus

La figure ci-dessous illustre la géométrie à ce stade.

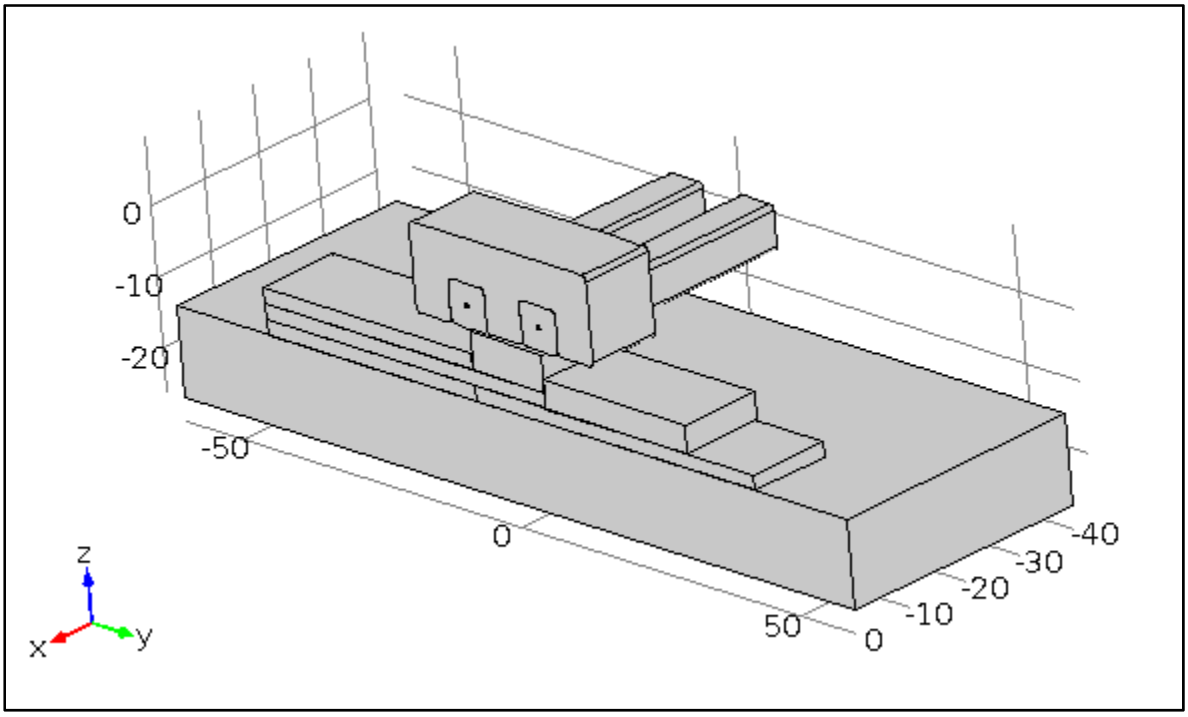

Figure A-V- 27 Aperçue géométrie #2

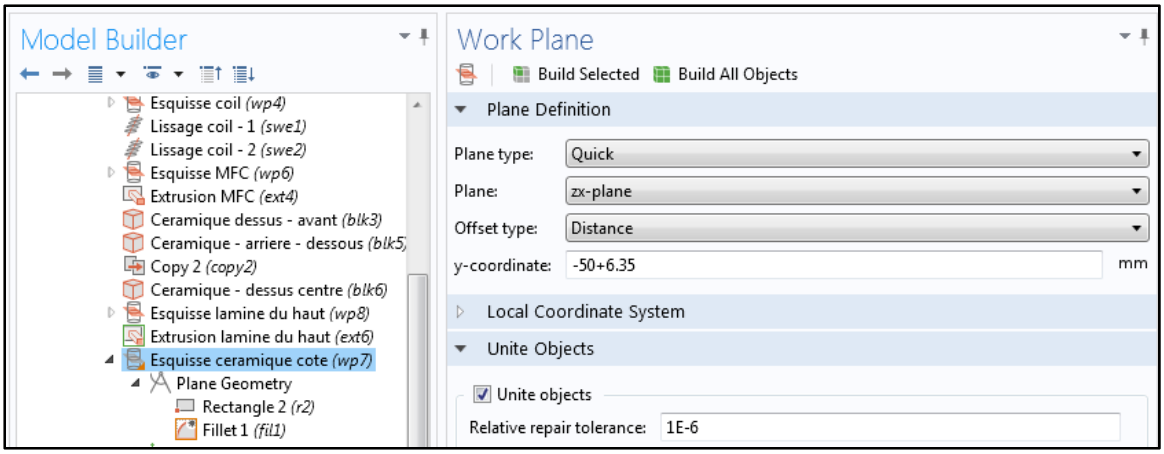

Figure A-V- 28 Plan d'esquisse pour la céramique de côté

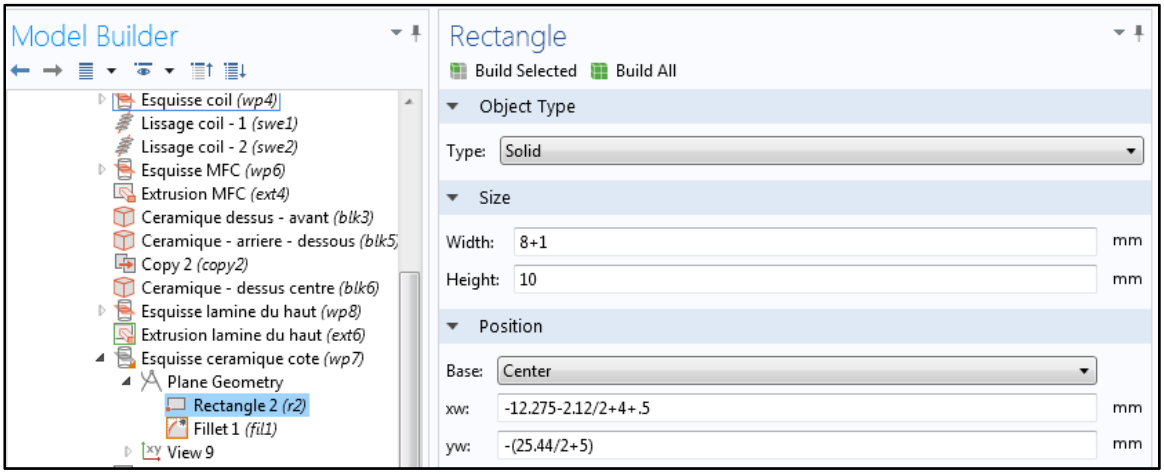

Figure A-V- 29 Section de la céramique de côté

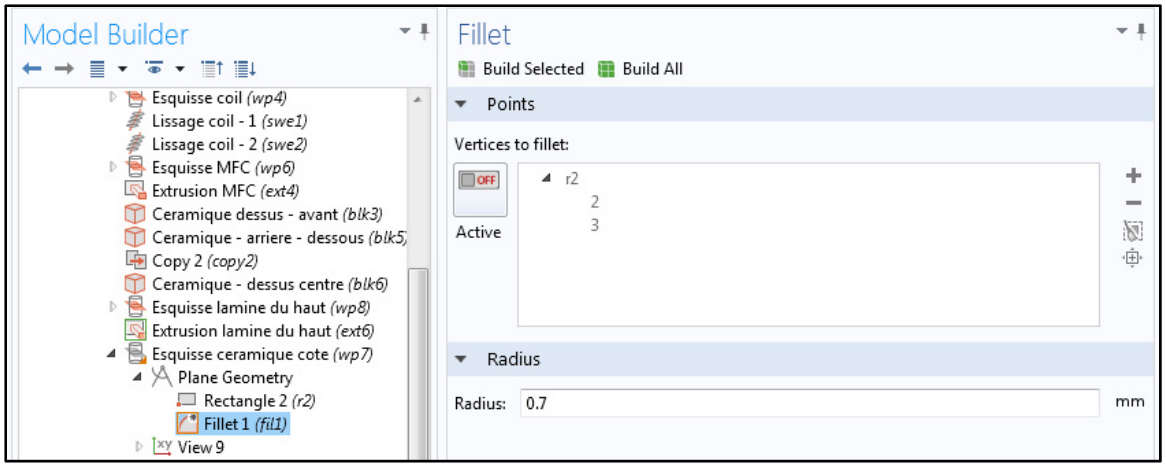

Figure A-V- 30 Arrondi de la section de la céramique de côté

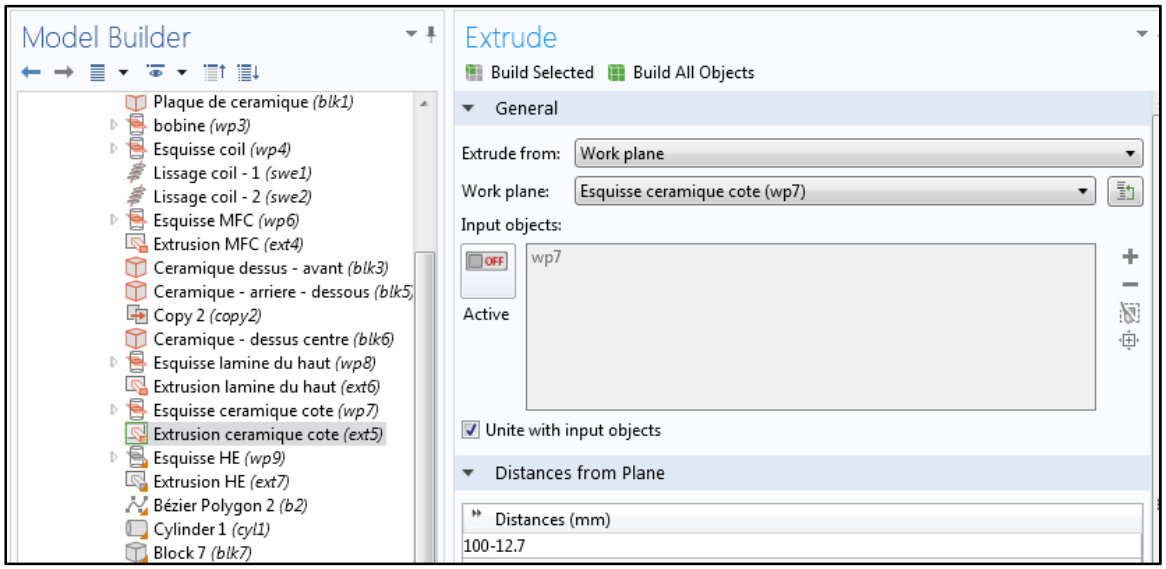

Figure A-V- 31 Extrusion de la céramique de côté

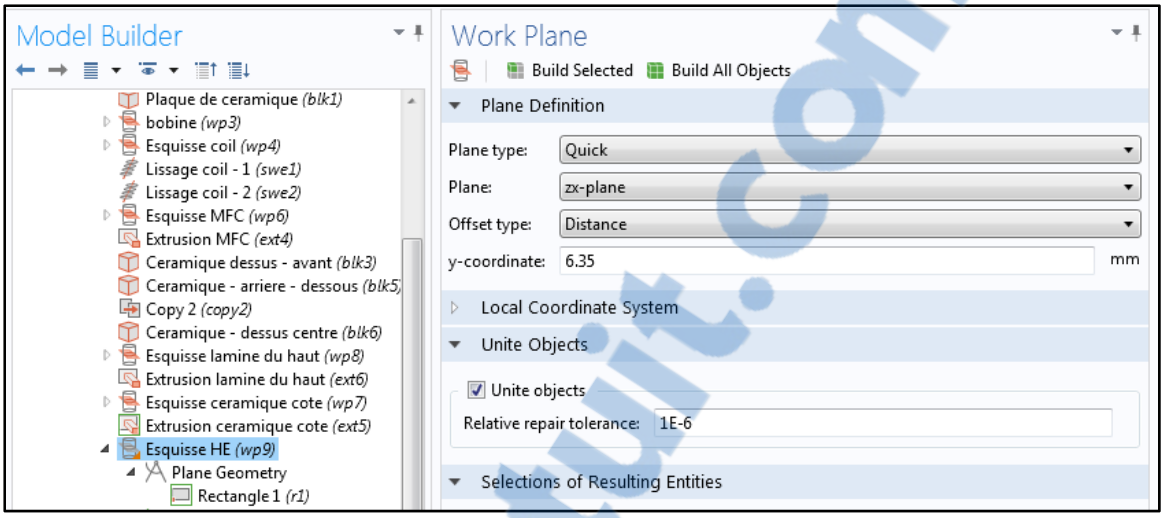

Figure A-V- 32 Plan d'esquisse pour l'élément chauffant (*Heating Element*)

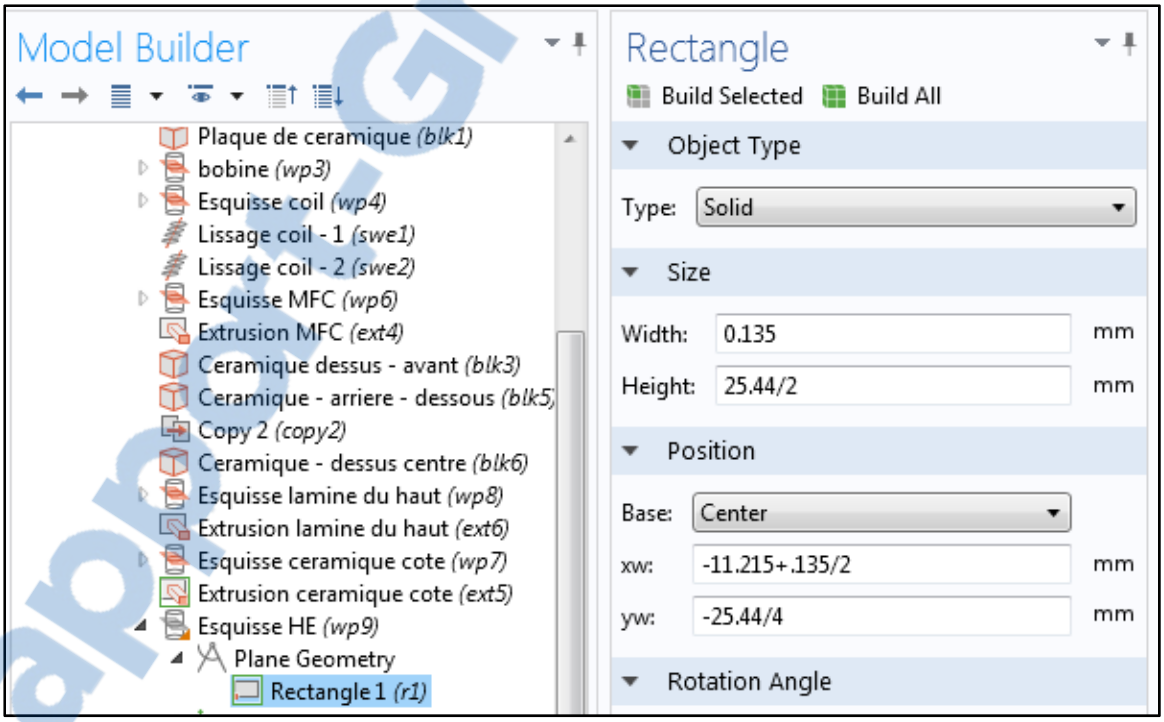

Figure A-V- 33 Esquisse de l'élément chauffant

Rapport-Gratuit.com

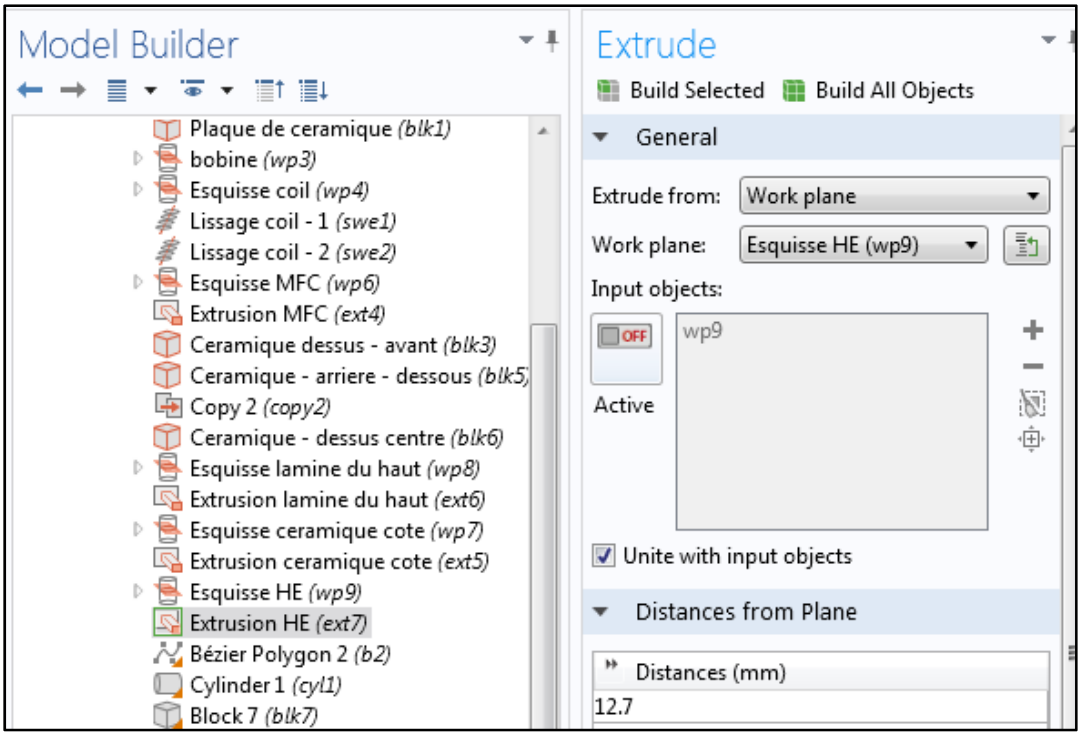

Figure A-V- 34 Extrusion de l'élément chauffant

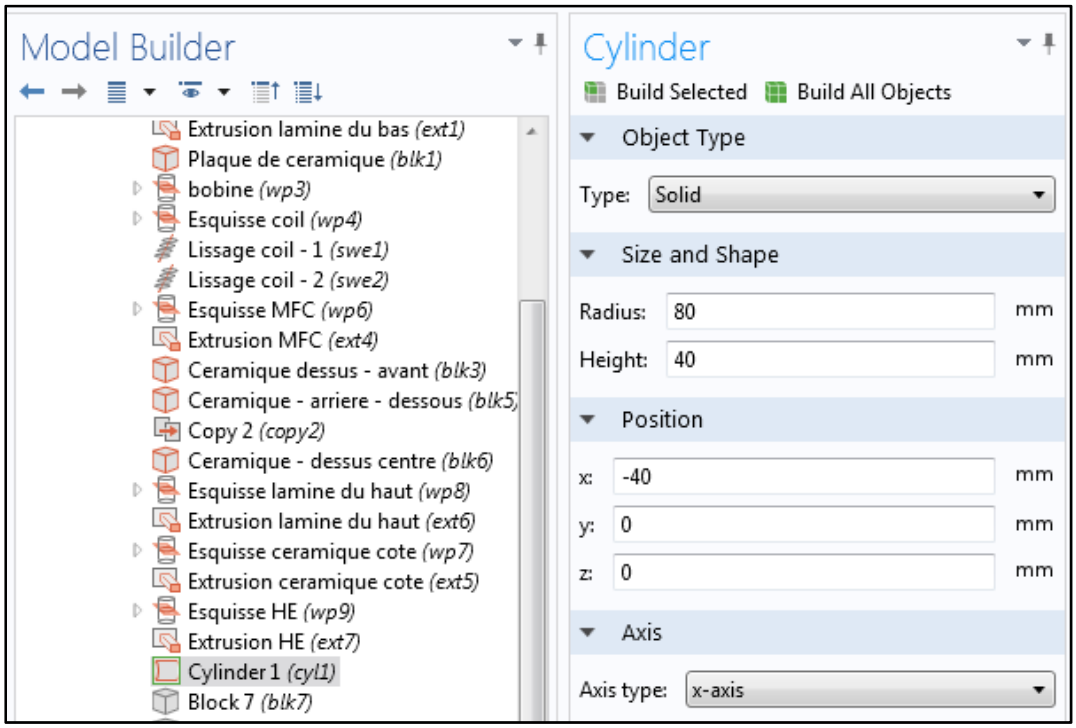

Figure A-V- 35 Volume de contrôle (air)

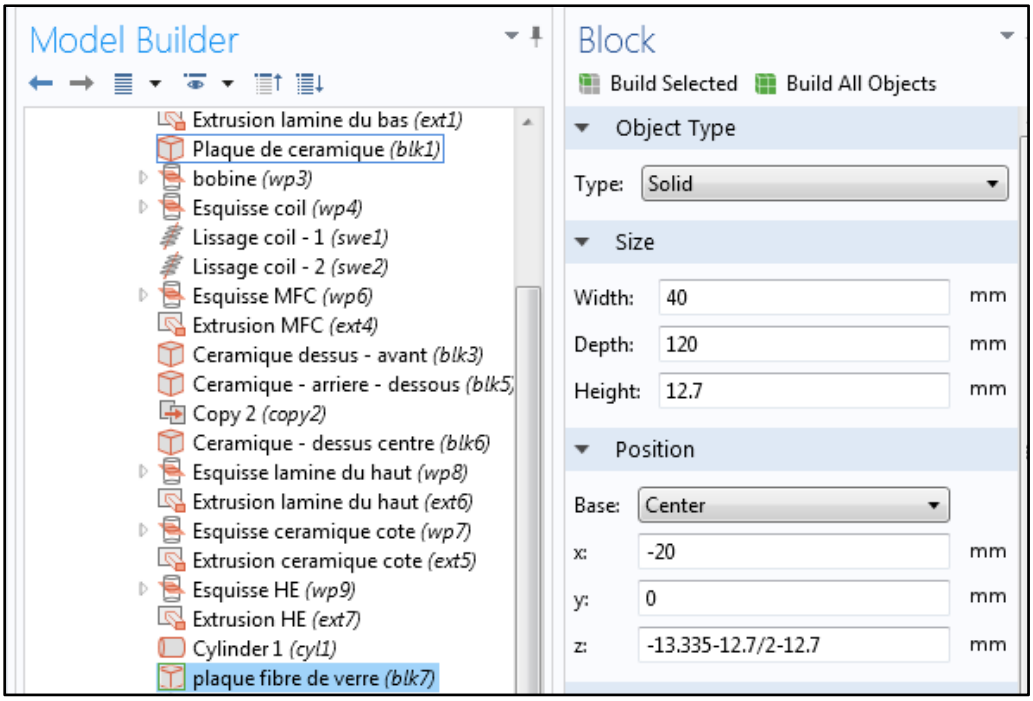

Figure A-V- 36 Plaque de fibre de verre

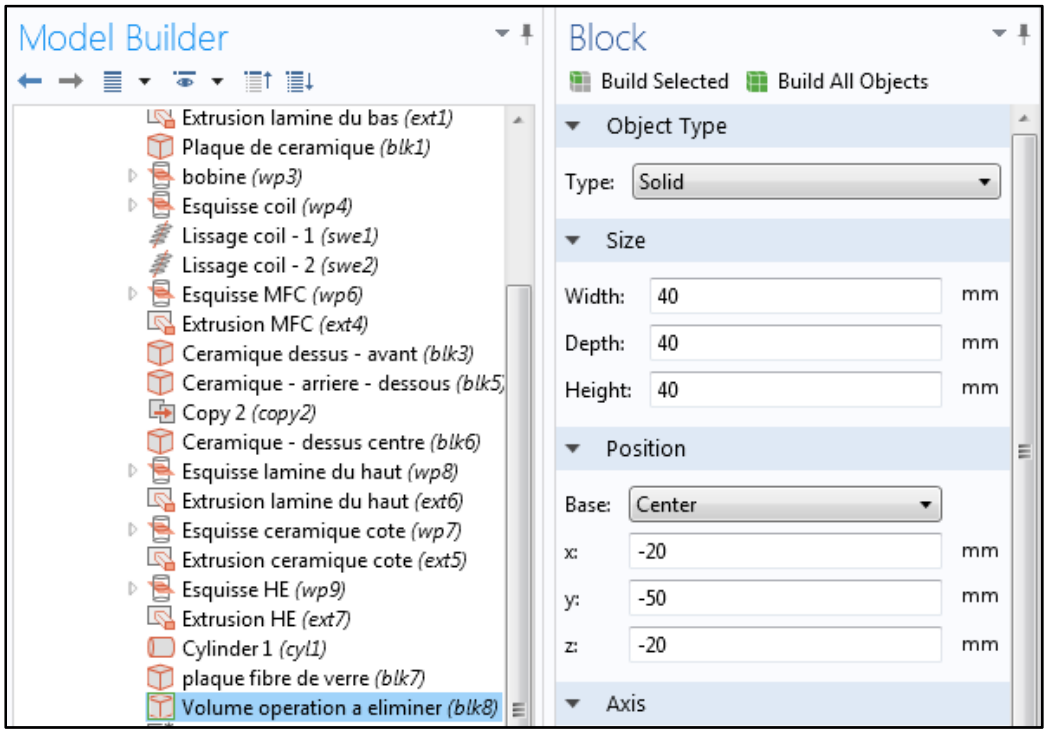

Figure A-V- 37 Volume à éliminer pour ramener la longueur des stratifiés à 50 mm

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

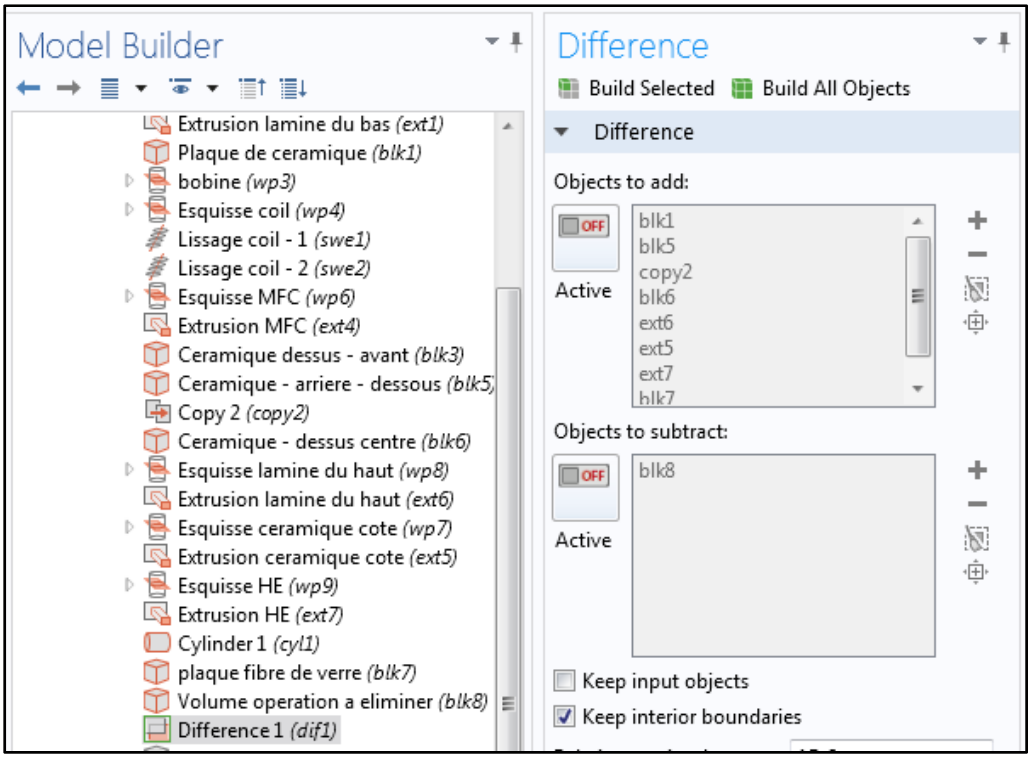

Figure A-V- 38 Opération booléenne de soustraction

Il faut faire la même opération pour l'autre coté et la création de la géométrie est terminée. La figure ci-dessous illustre la géométrie finale avec et sans l'air.

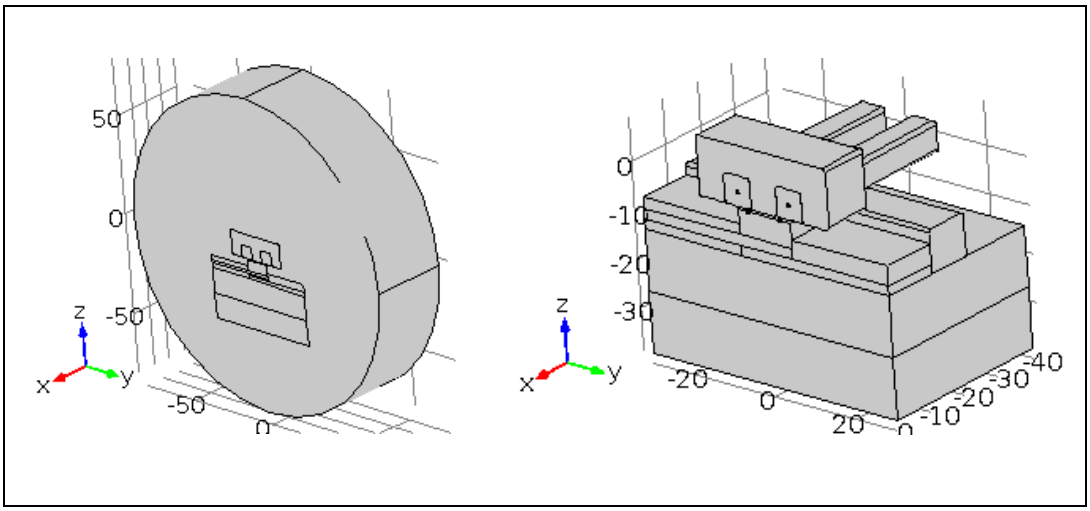

Figure A-V- 39 Géométrie finale : complète (à gauche) et sans l'air (à droite)

Suite à la création de la géométrie, les matériaux sont attributé aux différents domaines. Ensuite, il est nécessaire d'appliquer les conditions frontières. Dans un premier cas, celle du module de magnétisme sont définies. La loi d'Ampère, l'isolation magnétique ainsi que les conditions initiales sont prédéfinies par le module. Il est nécessaire d'ajouter une condition de densité de courant externe. Il est à noter que tous les domaines sont impliqués dans ce module.

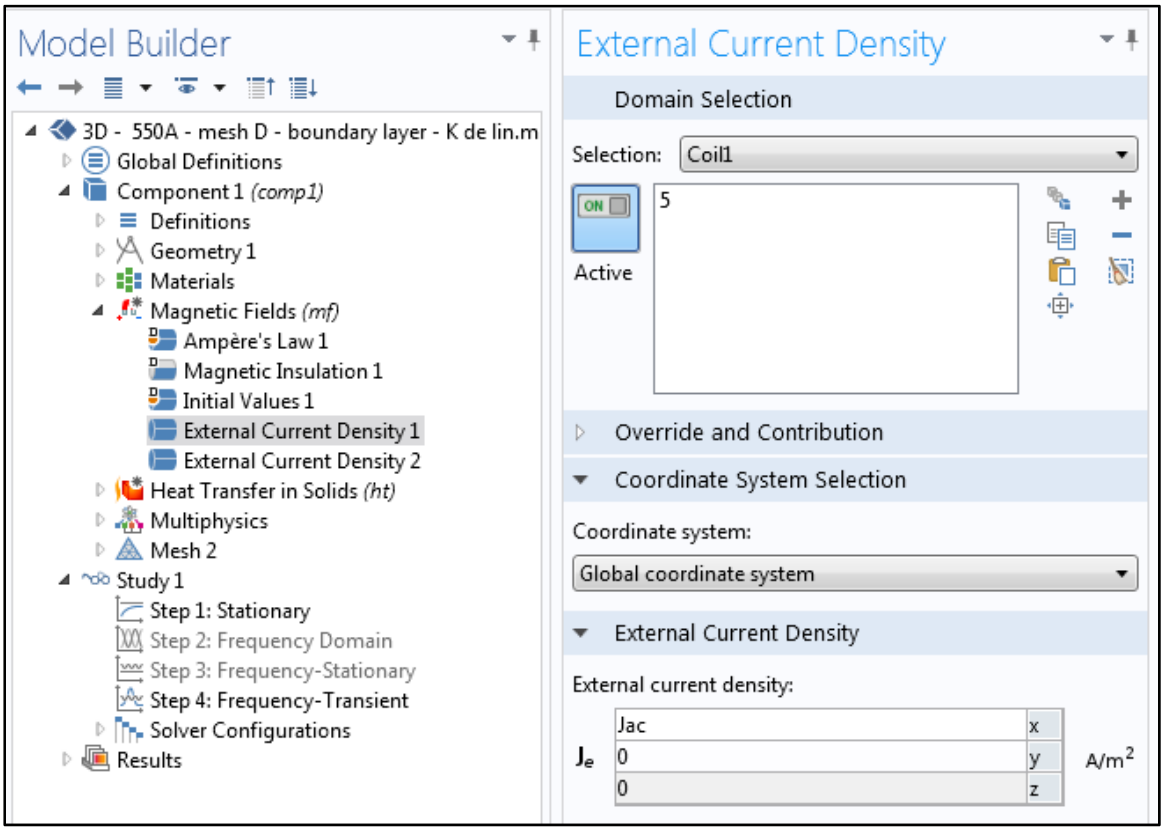

Figure A-V- 40 Exemple d'excitation pour une section de coil

Lorsque le modèle est résolu pour la première fois, Jac = 1. Ensuite, cette valeur est réévaluée. Cela sera expliqué davantage ultérieurement.

Ensuite, le module de transfert de chaleur est ajouté. Encore une fois, certaines conditions frontières par défaut sont déjà présentes. Celles-ci sont le transfert de chaleur dans un solide, l'isolation thermique et les conditions initiales. Ensuite, il est nécessaire d'ajouter la

convection, la radiation, les conditions de symétries et finalement, définir la conductivité thermique des stratifiés et de l'élément chauffant dans les différent axe. Il est à noter qu'il est aussi possible de faire cette dernière action directement dans la définition du matériau. Un autre détail important est qu'il ne faut pas inclure le domaine de l'air dans ce module puisque la condition de convection s'occupe de l'échange de chaleur entre les domaines solides et l'air ambiant.

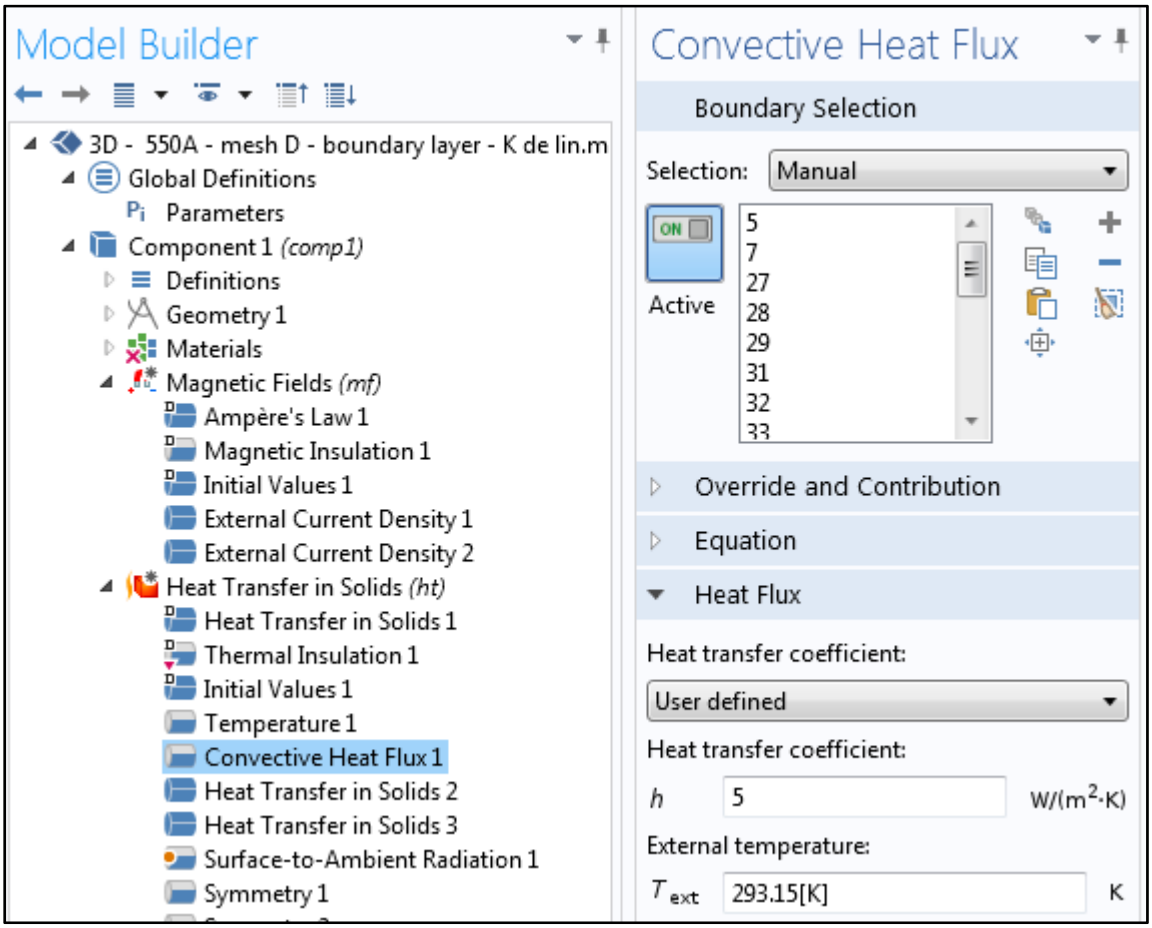

Figure A-V- 41 Condition de convection : affecté à toutes les surfaces de domaine solide étant en contact avec l'air

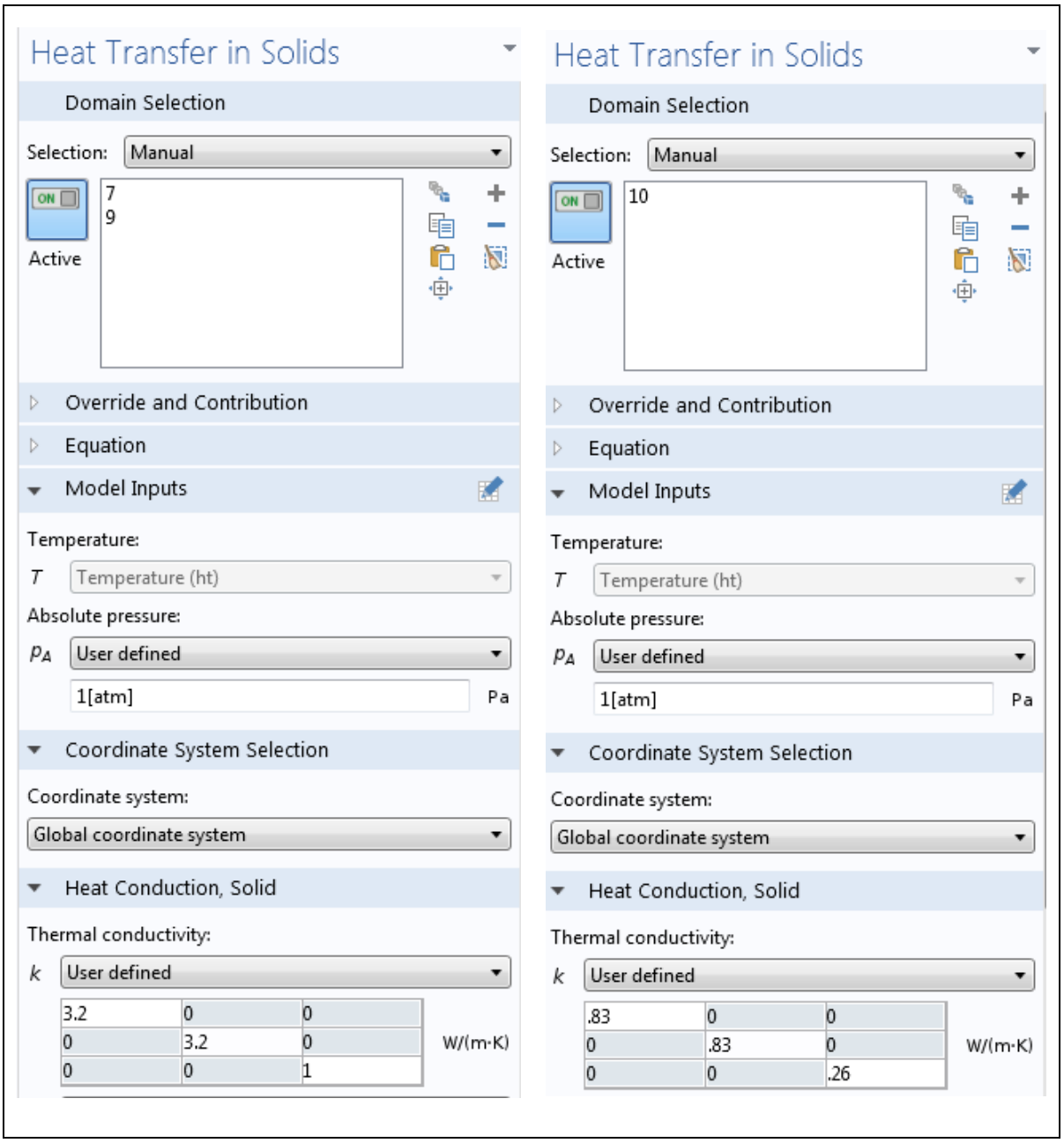

Figure A-V- 42 Conductivité thermique en fonction des axes : des stratifiés (à gauche) et de l'élément chauffant (à droite)

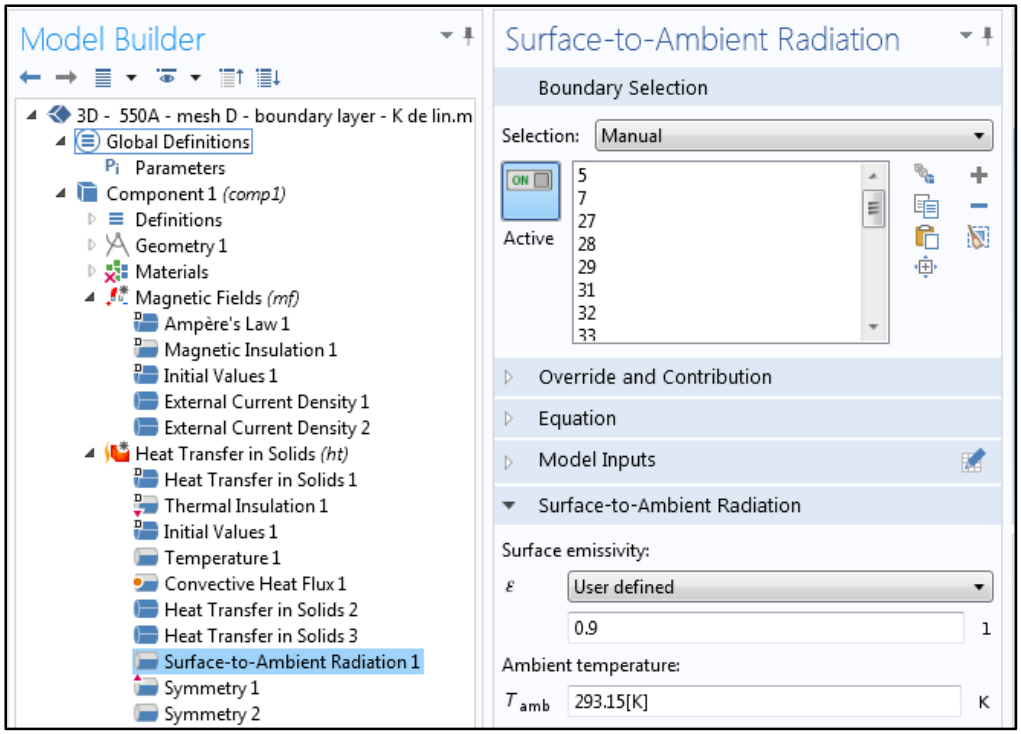

Figure A-V- 43 Échange de chaleur par radiation : appliqué à tous les domaines en contact avec l'air sauf la plaque de fibre de verre

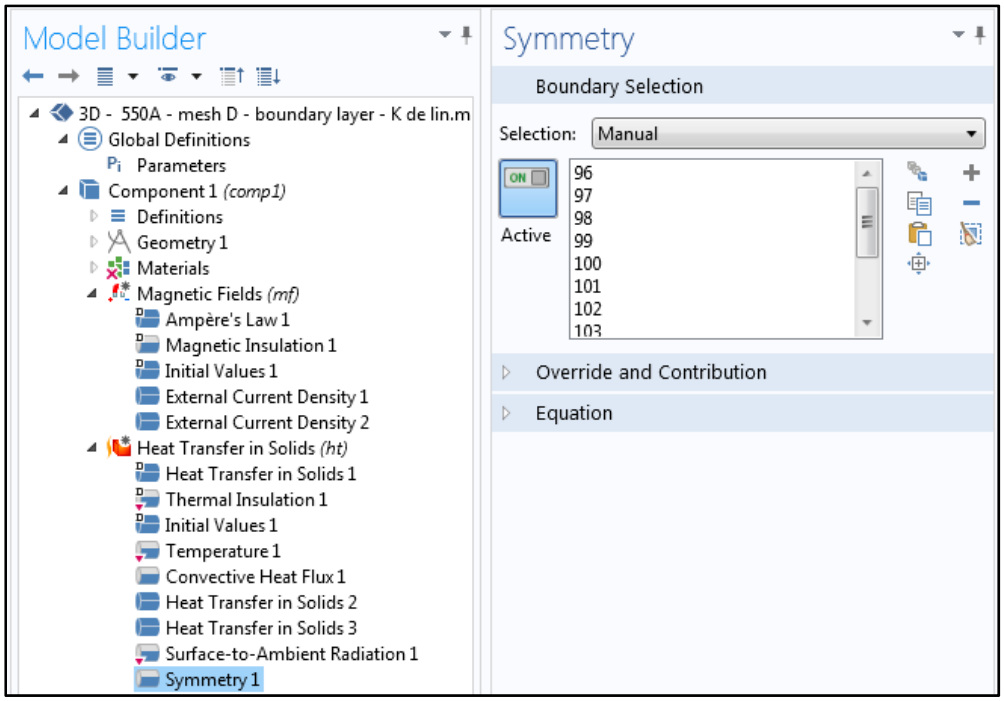

Figure A-V- 44 Symétrie au milieu du joint

Ensuite, il est nécessaire de faire le maillage des différents domaines. Deux types d'éléments sont utilisés. Soit la couche limite pour la bobine d'induction ainsi que le tétraèdre. Ici, uniquement les paramètres pour la bobine d'induction seront présentés.

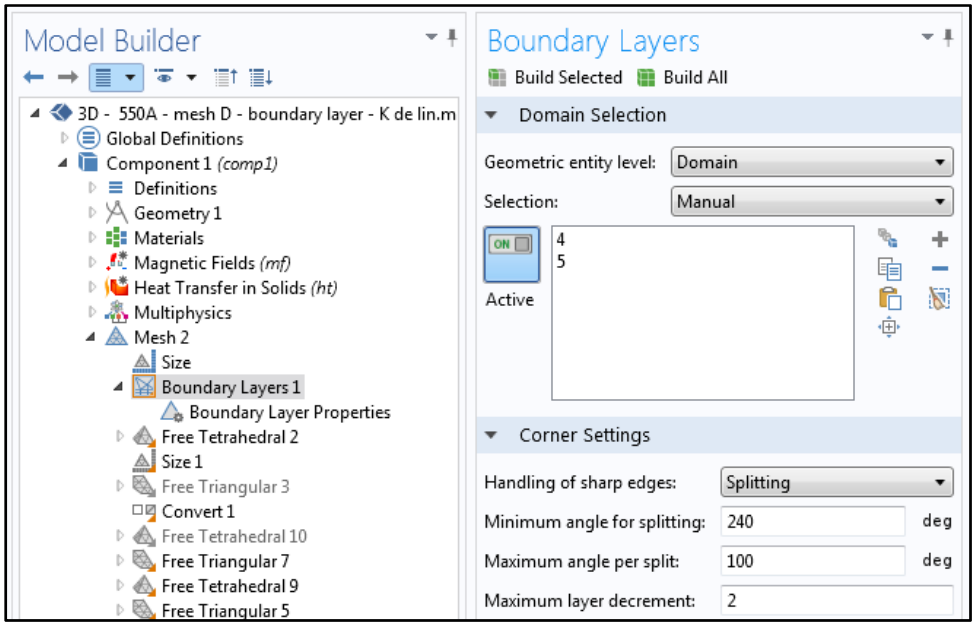

Figure A-V- 45 Maillage : couche limite pour la bobine d'induction

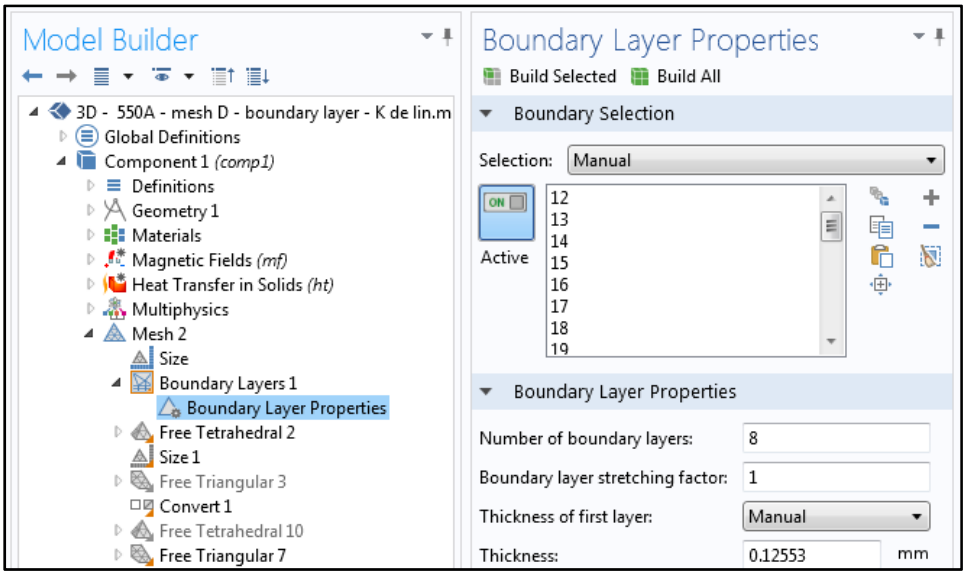

Figure A-V- 46 Paramètre de la couche limite

L’épaisse de la couche limite présenté à la figure précédente, doit correspondre à la moitié de la profondeur de pénétration du matériau. La figure suivant illustre le résultat d’un tel maillage.

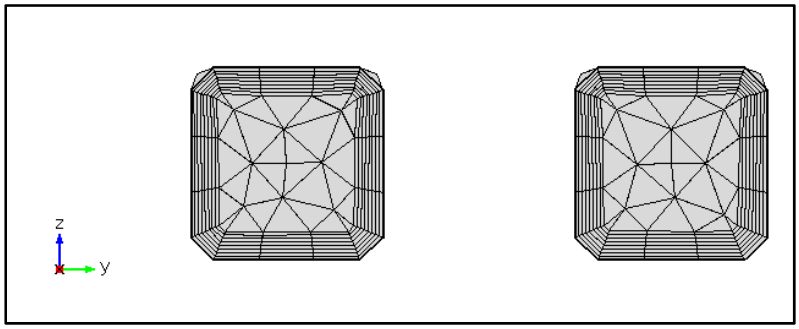

Figure A-V- 47 Bobine d'induction maillée

Ensuite, il est nécessaire de choisir le type d’étude désiré. Dans un premier temps, il est nécessaire de résoudre le modèle afin de corriger la valeur d’excitation de la bobine d’induction (Jac). Comme il a été mentionné, à ce moment Jac = 1. Donc, dans un premier temps, il est possible d’utiliser une étude fréquentielle telle que présenté à la figure suivante.

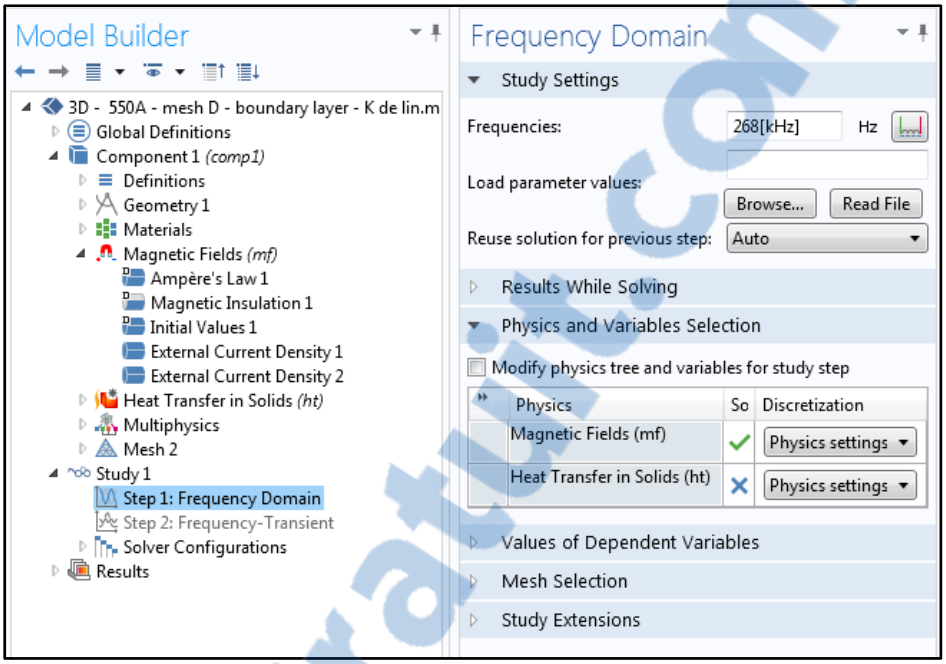

Figure A-V- 48 Étude fréquentielle

Une fois cette étude terminée, il est possible de calculer l'intégrale de surface d'une des sections transversale de la bobine afin de connaitre le courant. Voici le type de résultats qui sera obtenu :

ih.Jx_1A = 1.04382e-5-5.44873e-4i

Afin de corriger la valeur de courant, il est possible de procéder ainsi :

$$J_{ac} = {}^{1}\Big/\frac{ih.Jx_1A}{500 * sqrt(2)}$$

Ensuite, il est possible de résoudre en mode transitoire en étant certain d'avoir un courant de bobine de 500 A. Cela permet d'obtenir les résultats présentés à la section 3.2.

Rapport-Gratuit.com

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Ageorges, C., L. Ye et M. Hou. 2000a. « Experimental investigation of the resistance welding for thermoplastic-matrix composites. Part I: heating element and heat transfer ». *Composites Science and Technology,* vol. 60, n° 7, p. 1027-1039.

Ageorges, C., L. Ye et M. Hou. 2000b. « Experimental investigation of the resistance welding of thermoplastic-matrix composites. Part II: optimum processing window and mechanical performance ». *Composites Science and Technology,* vol. 60, n° 8, p. 1191-1202.

Ageorges, C., L. Ye et M. Hou. 2001. « Advances in fusion bonding techniques for joining thermoplastic matrix composites: a review ». *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing,* vol. 32, n° 6, p. 839-857.

Ahmed, T. J., D. Stavrov et H. E. N. Bersee. 2006. « An Experimental Investigation into Resistance and induction welding for aerospace structures: A comparison ». In *47th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference*. (Newport, RI, United states) Vol. 11, p. 7765-7774. Coll. « Collection of Technical Papers - AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference »: American Institute of Aeronautics and Astronautics Inc.

Ahmed, T. J., D. Stavrov, H. E. N. Bersee et A. Beukers. 2006. « Induction welding of thermoplastic composites—an overview ». *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing,* vol. 37, n° 10, p. 1638-1651.

Barroeta-Robles, J., R. Cole et J. Sands. 2010. « Development of controlled adhesive bond strength for assessment by advanced non-destructive inspection techniques ». In *SAMPE 2010 Conference and Exhibition "New Materials and Processes for a New Economy", May 17, 2010 - May 20, 2010*. (Seattle, WA, United states), p. Seattle and Eastern Canada SAMPE Chapters. Coll. « International SAMPE Symposium and Exhibition (Proceedings) »: Soc. for the Advancement of Material and Process Engineering.

Bayerl, T., M. Duhovic, P. Mitschang et D. Bhattacharyya. 2014. « The heating of polymer composites by electromagnetic induction - A review ». *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing,* vol. 57, p. 27-40.

Benatar, A., et T.G. Gutowski. 1986. « Method for fusion bonding thermoplastic composites ». *Journal Name: SAMPE Q.; (United States); Journal Volume: 18:1*, p. Medium: X; Size: Pages: 35-42.

Rapport-gratuit.com
LE NUMERO 1 MONDIAL DU MÉMOIRES

Bensaid, S., D. Trichet et J. Fouladgar. 2005. « 3-D Simulation of induction heating of anisotropic composite materials ». *IEEE Transactions on Magnetics,* vol. 41, n° 5, p. 1568-71.

Bensaid, S., D. Trichet et J. Fouladgar. 2006. « Electromagnetic and thermal behaviors of multilayer anisotropic composite materials ». *IEEE Transactions on Magnetics,* vol. 42, n° 4, p. 995-8.

Black, S. 2014. « Thermoplastic composites save weight in rotorcraft tailplane ». *High-Performance Composites,* vol. 22, p. 78-80.

Border, J., et R. Salas. 1989. « Induction heated joining of thermoplastic composites without metal susceptors ». In *34th International SAMPE Symposium and Exhibition - Tomorrow's Materials: Today*. (Reno, NV, USA), pt2 Vol. 34, p. 2569-2578. Coll. « International SAMPE Symposium and Exhibition (Proceedings) »: Publ by SAMPE.

Butler, C., R. L. McCullough, R. Pitchumani et J. W. Gillespie Jr. 1998. « Analysis of mechanisms governing fusion bonding of thermoplastic composites ». *Journal of Thermoplastic Composite Materials,* vol. 11, n° 4, p. 338-363.

Cogswell, F. N., P. J. Meakin, A. J. Smiley, M. T. Harvey et C. Booth. 1989. « Thermoplastic interlayer bonding for aromatic polymer composites ». In *34th International SAMPE Symposium and Exhibition - Tomorrow's Materials: Today, May 8, 1989 - May 11, 1989*. (Reno, NV, USA), pt2 Vol. 34, p. 2315-2325. Coll. « International SAMPE Symposium and Exhibition (Proceedings) »: Publ by SAMPE.

Comsol Multiphysic (257). 2014. *AC/DC User's Guide*.

Dubé, M., P. Hubert, J. N. A. H. Gallet, D. Stavrov, H. E. N. Bersee et A. Yousefpour. 2012. « Metal mesh heating element size effect in resistance welding of thermoplastic composites ». *Journal of Composite Materials,* vol. 46, n° 8, p. 911-919.

Dube, M., P. Hubert, A. Yousefpour et J. Denault. 2008. « Current leakage prevention in resistance welding of carbon fibre reinforced thermoplastics ». *Composites Science and Technology,* vol. 68, n° 6, p. 1579-1587.

Dube, M., P. Hubert, A. Yousefpour et J. Denault. 2009. « Fatigue failure characterisation of resistance-welded thermoplastic composites skin/stringer joints ». *International Journal of Fatigue,* vol. 31, n° 4, p. 719-725.

Duhovic, M., M. Hümbert, P. Mitschang et M. Maier. 2014a. « Further advances in simulating the processing of composite materials by electromagnetic induction ». In *13th International LS-DYNA user conference*. (USA), sous la dir. de LS-DYNA.

Duhovic, M., P. L'Eplattenier, I. Caldichoury, P. Mitschang et M. Maier. 2014b. « Advanced 3d Finite Element Simulation Of Thermoplastic Carbon Fiber Composite Induction Welding ». In *ECCM 16*. (Seville, Spain). European Conference on Composite Materials.

Duhovic, M., P. Mitschang et M. Maier. 2013. « Advance in simulating the processing of composite materials by electromagnetic induction ». In *9th European LS-Dyna Conference*. (USA), sous la dir. de LS-Dyna.

Duhovic, M., L. Moser, P. Mitschang et M. Maier. 2012. « Simulating the joining of composite materials by electromagnetic induction ». In *12th International LS-DYNA User Conference*. (USA), sous la dir. de LS-DYNA.

Fink, B. , R. L. McCullough et J.W. Jr. Gillespie. 2000. *Induction heating of carbon-fiber composites: Thermal generation model*. ARL-TR-2261: Army research laboratory.

Fink, B., R. L. McCullough et J. W. Gillespie, Jr. 1992. « A local theory of heating in cross-ply carbon fiber thermoplastic composites by magnetic induction ». *Polymer Engineering and Science,* vol. 32, n° 5, p. 357-69.

Gardiner, G. 2014. « Certification of bonded composite primary structures ». *High-Performance Composites,* vol. 22, n° 2, p. 50-57.

Gouin O., P., et M. Dubé. 2014. « INDUCTION WELDING OF THERMOPLASTIC COMPOSITES: EFFECTS OF PROCESSING PARAMETERS ON JOINT QUALITY ». In *35th International Technical Conference & Forum*. (Paris).

GraphiteStore. 2014. *GCGW-5110*. < http://www.graphitestore.com/pop_up_grades.asp?gr_name=GCGW-5110 >.

Griffiths, David Jeffrey. 1999. *Introduction to electrodynamics* (1999), 3rd ed. Upper Saddle River, N.J.: Prentice-Hall, xv, 576 p. p.

Haimbaugh, R.E. 2001. *Practical Induction Heat Treating*. Asm International.

Ho, C. Y., et T. K. Chu. 1977. *Electrical resistivity and thermal conductivity of nine selected aisi stainless steels*. < http://www.dtic.mil/dtic/tr/fulltext/u2/a129160.pdf >.

Hodges, W.T., J.R. Tyeryar, M. Berry et Society of Manufacturing Engineers. 1985. *Bonding and Nondestructive Evaluation of Graphite/PEEK Composite and Titanium Adherends with Thermoplastic Adhesives*. Society of Manufacturing Engineers.

Holmes, S. T., et J. W. Gillespie, Jr. 1993. « Thermal analysis for resistance welding of large-scale thermoplastic composite joints ». vol. 12, n° 6, p. 723-36.

Hou, M., M. Yang, A. Beehag, Y. W. Mai et L. Ye. 1999. « Resistance welding of carbon fibre reinforced thermoplastic composite using alternative heating element ». In *10th International Conference on Composite Structures, November 15, 1999 - November 16, 1999*. (Melbourne, Aust), 1-4 Vol. 47, p. 667-672. Coll. « Composite Structures »: Elsevier Ltd. < http://dx.doi.org/10.1016/S0263-8223(00)00047-7 >.

Inc., Fluxtrol. 2014. « Ferrotron 559H ». < http://fluxtrol.com/products/ferrotron-559h/ >.

Incropera, F.P. 2006. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer 6th Edition with IHT/FEHT 3.0 CD with User Guide Set*. Wiley.

Ingram, C., et K. Ramani. 1997. « Effect of sodium hydroxide anodization on the durability of poly(etherketonetherketoneketone) adhesive bonding of titanium ». *International Journal of Adhesion and Adhesives,* vol. 17, n° 1, p. 39-45.

Jun, Xu, et R. A. Wirtz. 2002. « In-plane effective thermal conductivity of plain-weave screen laminates ». *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies,* vol. 25, n° 4, p. 615-20.

Kim, Hee June, Shridhar Yarlagadda, Nicholas B. Shevchenko, Bruce K. Finik et John W. Gillespie Jr. 2003. « Development of a numerical model to predict in-plane heat generation patterns during induction processing of carbon fiber-reinforced prepreg stacks ». *Journal of Composite Materials,* vol. 37, n° 16, p. 1461-1483.

Levy, A., S. Le Corre et I. Fernandez Villegas. 2014. « Modeling of the heating phenomena in ultrasonic welding of thermoplastic composites with flat energy directors ». *Journal of Materials Processing Technology,* vol. 214, n° 7, p. 1361-1371.

Lin, W. 1993. « Induction heating model for high-frequency induction joining and repair of complex-shape graphite fiber/polymer matrix composites ». Ph.D. Stanford, Stanford University, 244 p. . < http://search.proquest.com/docview/304081316?accountid=27231 >. Consulté le 15 mai 2012.

Lin, W., et O. Buneman. 1991. « Induction heating model for graphite fiber/thermoplastic matrix composites ». *SAMPE Journal,* vol. 27, n° 6, p. 45-51.

Mallick, P.K. 1997. *Composites Engineering Handbook*. Taylor & Francis.

Mantell, S., et G. Springer. 1992. « Manufacturing process models for thermoplastic composites ». *Journal of Composite Materials,* vol. 26, n° 16, p. 2348-2377.

Mathur, R., S. G. Advani, S. Yarlagadda et B. K. Fink. 2003. « Genetic Algorithm based Resistive Susceptor Design for Uniform Heating During the Induction Bonding Process ». *Journal of Thermoplastic Composite Materials,* vol. 16, n° 6, p. 529-550.

Miller, A. K., Calvin Chang, Alexander Payne, Micha Gur, Erik Menzel et Ady Peled. 1990. « Nature of induction heating in graphite-fiber, polymer-matrix composite materials ». *SAMPE Journal,* vol. 26, n° 4, p. 37-37.

Mitschang, P., R. Rudolf et M. Neitzel. 2002. « Continuous Induction Welding Process, Modelling and Realisation ». *Journal of Thermoplastic Composite Materials,* vol. 15, n° 2, p. 127-153.

Moser, L. 2012. « Experimental Analysis and Modeling of Susceptorless Induction Welding of High Performance Thermoplastic Polymer Composites ». Kaiserslautern, Germany, Institute für Verbundwerkstoffe GmbH.

Multiphysics®, Comsol. 2014. *Comsol Multiphysics®.*

Rudnev, V.I., D. Loveless, R. Cook et M. Black. 2002. *Handbook of Induction Heating*. Taylor & Francis.

Rudolf, R., P. Mitschang et M. Neitzel. 2000. « Induction heating of continuous carbon-fibre-reinforced thermoplastics ». *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing,* vol. 31, n° 11, p. 1191-1202.

Ruffini, R. S., R. T. Ruffini, V. S. Nemkov et R. C. Goldstein. 1999. « Enhancing Induction Heating Processes by Applying Magnetic Flux Controllers ». In *Heat Treating: Proceedings of the 19th Conference*. (Cincinnati, OH, United states), p. 162-167. Coll. « ASM Proceedings: Heat Treating »: ASM International.

Sanders, P. 1987. « Electromagnetic welding an advance in thermoplastics assembly ». *Materials and Design,* vol. 8, n° 1, p. 41-45.

Schwartz, M.M. (35-88). 1994. *Joining of composite-matrix materials*. ASM International, 182 p.

Silverman, E., et R. Griese. 1989. « Joining methods for graphite/peek thermoplastic composites ». *SAMPE Journal,* vol. 25, n° 5, p. 34-38.

Stavrov, D. , H.E.N. Bersee et A. Beukers. 2003. « The influence of the heating element on resistance welding of thermoplastic composite materials ». In *Proceedings of ICCM-14 Conference*. (San Diego, 2003).

Stavrov, D., et H. E. N. Bersee. 2005. « Resistance welding of thermoplastic composites-an overview ». *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing,* vol. 36, n° 1, p. 39-54.

Strong, A.B. 1993. *High performance and engineering thermoplastic composites*. Technomic Pub. Co.

Talbot, E. 2005. « Manufacturing process modelling of thermoplastic composite resistance welding ». Ph.D. thesis. Montreal, McGill university, 124 p.

Talbot, E., P. Hubert, M. Dube et A. Yousefpour. 2013. « Optimization of thermoplastic composites resistance welding parameters based on transient heat transfer finite element modeling ». *Journal of Thermoplastic Composite Materials,* vol. 26, n° 5, p. 699-717.

Ten Cate Advanced Composite USA Inc. 2013. *TenCate Cetex® TC1100 PPS Resin System*.

Todd, S. 1990. « Joining thermoplastic composites ». In *22nd International SAMPE Technical Conference, November 6, 1990 - November 8, 1990*. (Boston, MA, USA) Vol. 22, p. 383-392. Coll. « National SAMPE Technical Conference »: Publ by SAMPE.

Van Ingen, J., A. Buitenhuis, M. Van Wijngaarden et F. Simmons Iii. 2010. « Development of the Gulfstream G650 induction welded thermoplastic elevators and rudder ». In *SAMPE 2010 Conference and Exhibition "New Materials and Processes for a New Economy"*. (Seattle, WA, United states). Coll. « International SAMPE Symposium and Exhibition (Proceedings) »: Soc. for the Advancement of Material and Process Engineering.

Venables, J. D. 1984. « Adhesion and durability of metal-polymer bonds ». *Journal of Materials Science,* vol. 19, n° 8, p. 2431-53.

Villegas, I. F. 2013. « In situ monitoring of ultrasonic welding of thermoplastic composites through power and displacement data ». *Journal of Thermoplastic Composite Materials*.

Villegas, I. F. 2014. « Strength development versus process data in ultrasonic welding of thermoplastic composites with flat energy directors and its application to the definition of optimum processing parameters ». *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing,* vol. 65, p. 27-37.

Villegas, I. F., et H. Bersee. 2010. « Ultrasonic welding of advanced thermoplastic composites: An investigation on energy-directing surfaces ». *Advances in Polymer Technology,* vol. 29, n° 2, p. 112-21.

Villegas, I. F., L. Moser, A. Yousefpour, P. Mitschang et H. E. N. Bersee. 2012. « Process and performance evaluation of ultrasonic, induction and resistance welding of advanced thermoplastic composites ». *Journal of Thermoplastic Composite Materials,* vol. 26, p. 1007-1024.

Wasselynck, G., D. Trichet et J. Fouladgar. 2013. « Determination of the electrical conductivity tensor of a CFRP composite using a 3-d percolation model ». vol. 49, n° 5, p. 1825-8.

Wasselynck, G., D. Trichet, B. Ramdane et J. Fouladgar. 2011. « Microscopic and macroscopic electromagnetic and thermal modeling of carbon fiber reinforced polymer composites ». In. (445 Hoes Lane / P.O. Box 1331, Piscataway, NJ 08855-1331, United States), 5 Vol. 47, p. 1114-1117. Coll. « IEEE Transactions on Magnetics »: Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc. < http://dx.doi.org/10.1109/TMAG.2010.2073456 >.

Wasselynck, G., D. Trichet, B. Ramdane et J. Fouldagar. 2010. « Interaction between electromagnetic field and CFRP materials: a new multiscale homogenization approach ». vol. 46, n° 8, p. 3277-80.

Whitworth, H. A., M. Othieno, S. W. Yin, Adam Sawicki et Steven G. Llorente. 1995. « Evaluation of composite bonded joints ». In *Proceedings of the 1995 Joint ASME Applied Mechanics and Materials Summer Meeting, June 28, 1995 - June 30, 1995*. (Los Angeles, CA, USA) Vol. 56, p. 85-96. Coll. « American Society of Mechanical Engineers, Materials Division (Publication) MD »: ASME.

Williams, G., S. Green, J. McAfee et C. M. Heward. 1992. « Induction welding of thermoplastic composites ». In *Fourth International Conference on Fibre Reinforced Composites - FRC'90, Mar 27 - 29 1990*. (Liverpool, Engl), p. 133-133. Coll. « Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, I MechE Conference »: Publ by MEP.

Worrall, C., R. Wise et A. Kapadia. « Novel induction heating technique for joining of carbon fibre composites ». In *16th European conference on composite materials*. (Sevilla, Spain, June 22nd to 26th).

Xiao, X. R., S. V. Hoa et K. N. Street. 1990. « Repair of thermoplastic composite structures by fusion bonding ». In *35th International SAMPE Symposium and Exhibition - Advanced Materials: the Challenge for the Next Decade. Part 2, April 2, 1990 - April 5, 1990*. (Anaheim, CA, USA), pt 1 Vol. 35, p. 37-45. Coll. « National SAMPE Symposium and Exhibition (Proceedings) »: Publ by SAMPE.

Xiao, X. R., S. V. Hoa et K. N. Street. 1992. « Processing and modelling of resistance welding of APC-2 composite ». *Journal of Composite Materials,* vol. 26, n° 7, p. 1031-1049.

Yang, F., et R. Pitchumani. 2001. « Fractal description of interlaminar contact development during thermoplastic composites processing ». *Journal of Reinforced Plastics and Composites,* vol. 20, n° 7, p. 536-546.

Yang, F., et R. Pitchumani. 2002. « Interlaminar contact development during thermoplastic fusion bonding ». *Polymer Engineering and Science,* vol. 42, n° 2, p. 424-438.

Yarlagadda, S., B. K. Fink et J. W. Gillespie Jr. 1998. « Resistive susceptor design for uniform heating during induction bonding of composites ». *Journal of Thermoplastic Composite Materials,* vol. 11, n° 4, p. 321-337.

Yarlagadda, S., D. Heider, J. J. Tierney, Gillespie W.J, Jr., N. Shevchenko, B. K. Fink, J. Gerhard, E. Lynam, K. Beck et H. Laudern. 2001. « Rapid Automated Induction Lamination (RAIL) of carbon/thermoplastic laminates: Factory implementation and prove-out ». In *46th International SAMPE Symposium and Exhibition 2001 a Materials and Processes Odyssey, May 6, 2001 - May 10, 2001*. (Log Beach, CA, United states) Vol. 46 I, p. 886-897. Coll. « International SAMPE Symposium and Exhibition (Proceedings) »: Soc. for the Advancement of Material and Process Engineering.

Yarlagadda, Shridhar, Hee June Kim, John W. Gillespie Jr, Nicholas B. Shevchenko et Bruce K. Fink. 2002. « A study on the induction heating of conductive fiber reinforced composites ». *Journal of Composite Materials,* vol. 36, n° 4, p. 401-421.

Yousefpour, A., M. Hojjati et J. Immarigeon. 2004. « Fusion Bonding/Welding of Thermoplastic Composites ». *Journal of Thermoplastic Composite Materials,* vol. 17, n° 4, p. 303-341.

Zinn, S., et S. L. Semiatin. 1988. « Coil design and fabrication: basic design and modifications ». *Heat treating*.

Rapport-Gratuit.com