



HAL
open science

Étude des déformations de pièces composites induites par le procédé d'infusion de résine

Henri-F. Perrin

► **To cite this version:**

Henri-F. Perrin. Étude des déformations de pièces composites induites par le procédé d'infusion de résine. Génie des procédés. Arts et Métiers ParisTech, 2011. Français. NNT : 2011ENAM0041 . pastel-00667062

HAL Id: pastel-00667062

<https://pastel.hal.science/pastel-00667062>

Submitted on 6 Feb 2012

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

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

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

Doctorat ParisTech

THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Génie Mécanique – Procédé de fabrication "

présentée et soutenue publiquement par

Henri-F. PERRIN

Le 14 décembre 2011

Etude des déformations de pièces composites induites par le procédé d'infusion de résine

Directeur de thèse : **Patrick MARTIN**
Co-encadrement de la thèse : **A. D'ACUNTO**

Jury

M. Gilles REGNIER, Professeur, PIMM, Arts et Métiers ParisTech
Mme Véronique MICHAUD, Professeur, LTC, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne
M. Christophe BINETRUY, Professeur, GeM, Ecole Centrale Nantes
M. Stéphane ANDRE, Professeur, LEMTA, Institut National Polytechnique de Lorraine
M. Alain D'ACUNTO, Maître de conférences, LEM3, Arts et Métiers ParisTech centre de Metz
M. Patrick MARTIN, Professeur, LCFC, Ecole, Arts et Métiers ParisTech centre de Metz
M. Thierry MARTIN, SLCA
M. Herve HURLIN, Aircelles
M. Jean-Pierre CAUCHOIS, PPE

Président
Rapporteur
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Invité
Invité
Invité

**T
H
È
S
E**

Remerciements

Je tiens à remercier, en premier lieu, Monsieur Patrick MARTIN, directeur du laboratoire LCFC (Laboratoire de Conception Fabrication Commande) au sein de Arts et Métiers ParisTech centre de Metz et directeur de thèse pour sa confiance et son apport scientifique.

Je remercie également Monsieur Alain D'ACUNTO co-directeur de thèse, pour son implication, tant scientifique et technologique qu'humaine tout au long de ces travaux.

Je remercie Monsieur Gérard COFFIGNAL, directeur de l'école doctoral 432 Science des Métiers de l'Ingénieurs, ainsi que ses équipes pour leurs efforts pour la valorisation du doctorat.

Je remercie l'ensemble des membres du jury, pour m'avoir fait l'honneur de critiquer et juger mes travaux, avec intérêt et de précision.

Je remercie les instigateurs de ce projet ambitieux, qu'ils ont su diriger, faire vivre et aboutir. En particulier, je tiens à remercier Monsieur Hervé HURLIN ancien directeur technique SLCA, son successeur Monsieur Thierry MARTIN ainsi que Messieurs Jérôme CINI, PDG des Ateliers CINI et Monsieur Jean-Pierre CAUCHOIS, directeur technique PPE.

J'adresse mes vifs remerciements à Monsieur Gilbert PITANCE, délégué général PPE pour m'avoir accueilli au sein de ses équipes lors de mes travaux expérimentaux.

Je remercie chaleureusement l'ensemble des acteurs du projet CAPSAIRTM pour la qualité, l'efficacité et la convivialité de notre collaboration. Il convient de citer en particulier Madame Florence CASTAGNET et Monsieur Stéphane ANTIGNY (SLCA), Monsieur Richard MANGENOT (Ateliers CINI), Monsieur Louis BETTEGA (PPE) et bien entendu mon collègue doctorant sur le projet Monsieur Marius MIHALUTA.

Je remercie Olivier NARTZ, ingénieur AIP PRIMECA, pour le soutien technique lors des mesures tridimensionnelles.

J'adresse également mes chaleureux remerciements à l'ensemble de l'équipe PPE pour son accueil, sa confiance et son investissement. En particulier, je tiens à souligner en particulier, les échanges nombreux et fructueux avec Messieurs Franck LOUIS et Gérard JOLY, pour qui la recherche et le développement des matériaux composites est un moteur.

Je remercie mes collègues « Forgerons » : Messieurs Régis BIGOT, Tudor BALAN, Luc MOHRRAIN et Remi BOUTRON qui m'ont accueilli et guidé dans leur atelier lors de mes enseignements pratiques de mise en forme par déformation plastique.

Je tiens à remercier ceux qui ont joué un rôle clé lors de ma formation professionnelle:

- Messieurs MAUGE et ZIMPFER, pour les conseils qu'ils m'ont prodigué lors de mon cursus d'ingénieur à l'ENI Metz.
- Prof. Dr.-Ing A. K SCHLARB, Prof Dr.-Ing P. MITSCHANG, Prof. Dr-Ing. M. MAIER und Dr.-Ing. S. SCHMEER an der Institut für Verbundwerkstoffe (IVW) Kaiserlautern für die Entdeckung der Forschung und Entwicklung in Bereich der Verbundwerkstoffe und die spannende Teamarbeit

J'exprime toute ma reconnaissance envers ma famille, mes parents, ma sœur Violette ainsi que mon frère Camille, pour leur soutien, leur compréhension sans oublier leurs contributions technologiques et scientifiques.

J'adresse mes plus profonds remerciements à ma très chère femme Véronique, dont sa patience et son soutien n'ont d'égal que sa bonne humeur et sa joie de vivre.

Table des matières

I. Introduction	16
I.1 Contexte	18
II. Analyse expérimentale des phénomènes de gauchissement	19
II.1 Etat de l'art	19
II.1.1 Contraintes résiduelles.....	19
II.1.1.1 Echelle microscopique :.....	19
II.1.1.2 Echelle mésoscopique.....	20
II.1.1.3 Echelle macroscopique.....	20
II.1.2 Mécanismes de déformation de plaques composites planes	21
II.1.2.1 Orientation et empilement des fibres	21
II.1.2.2 Gradient de taux volumique de fibres (TVF)	21
II.1.2.3 Gradient de température.....	23
II.1.2.4 Interaction pièce-outillage.....	23
II.1.2.5 Positionnement de nos travaux	28
II.2 Démarche expérimentale	29
II.2.1 Essais préliminaires	29
II.2.1.1 Problématique	29
II.2.1.2 Outillage expérimental.....	29
II.2.1.3 Conditions expérimentales et résultat.....	30
II.2.2 Processus de préformage de plaques planes	32
II.2.3 Outillages	34
II.2.4 Régulation thermique	34
II.3 Vérification des hypothèses.....	35
II.3.1 Gradient de température dans l'épaisseur	35

II.3.2	Analyse du taux volumique de fibres.....	36
II.3.2.1	Gradient de TVF le long de la pièce	37
II.3.2.2	Reproductibilité du TVF	38
II.3.2.3	Gradient de TVF dans l'épaisseur de la pièce.....	40
II.3.3	Interaction préforme-outillage.....	43
II.3.4	Déformation unidirectionnelle de la pièce.....	44
II.4	Paramètres expérimentaux	47
II.4.1	Paramètres liés aux produits.....	47
II.4.1.1	Résine	47
II.4.1.2	Géométrie.....	47
II.4.1.3	Influence de l'intégration de fonctions	48
II.4.2	Paramètres liés au procédé	48
II.4.2.1	Paramètres du cycle de polymérisation.....	48
II.4.2.2	Mise en œuvre.....	51
II.4.3	Paramètres liés au processus	53
II.4.3.1	Post-cuisson.....	53
II.4.4	Paramètres liés aux ressources	53
II.4.4.1	Matériaux d'outillage.....	53
II.4.4.2	Média de distribution	54
II.4.4.3	Agent de démoulage	55
II.4.4.4	Film d'arrachage.....	55
II.4.5	Plan d'essais	56
II.5	Méthode d'exploitation des résultats	57
II.5.1	Système de mesure	57
II.5.2	Méthode d'exploitation	58
II.5.3	Incertitude de la méthode.....	58

II.6	Analyse des déformations induites.....	59
II.6.1	Bilan	65
III.	Caractérisation de l'interaction équipements d'infusion-pièce.....	66
III.1	Identification du mécanisme.....	66
III.2	Paramètres procédé.....	68
III.2.1	Cycle de polymérisation	68
III.2.1.1	Cinétique de montée en température	68
III.2.1.2	Cinétique de refroidissement.....	71
III.2.1.3	Cas de cycle mono-palier	73
III.2.1.4	Cas de cycles bi-paliers.....	74
III.3	Paramètres ressources	76
III.3.1	Equipements d'infusion	76
III.3.1.1	Epaisseur de média.....	76
III.3.1.2	Type de tissus d'arrachage.....	79
III.3.1.3	Type de média.....	80
III.3.2	Outillage de moulage	82
III.3.2.1	Matériaux d'outillage.....	82
III.3.2.2	Agents de démoulage.....	83
III.4	Paramètres produit.....	85
III.4.1	Géométrie de la pièce	85
III.4.2	Fonction	86
III.5	Bilan	87
IV.	Méthode de prédiction des déformations de type « gauchissement »	89
IV.1	Etat de l'art.....	89
IV.1.1	Comportement de la résine en cours de polymérisation	89
IV.1.1.1	Principe.....	89

IV.1.1.2	Transitions	89
IV.1.1.3	Dilatation thermique.....	91
IV.1.1.4	Retrait de polymérisation	92
IV.1.1.5	Quantification du retrait de polymérisation.....	92
IV.1.2	Modélisation de l'interaction pièce-outillage	93
IV.1.2.1	Phénoménologique.....	93
IV.1.2.2	Ajout d'une couche mince.....	94
IV.2	Modélisation du gauchissement	95
IV.2.1	L'interaction équipement d'infusion-pièce	95
IV.2.2	Démarche.....	96
IV.2.3	Description du modèle.....	98
IV.2.3.1	Propriétés des strates.....	98
IV.2.3.2	La matrice de souplesse du stratifié globale.....	104
IV.2.3.3	Calcul des chargements fictifs appliqués.....	104
IV.2.3.4	Calcul de la déformé de la pièce composite libre	106
IV.2.3.5	Détermination de la géométrie pièce	108
IV.2.3.6	Paramètre de calibration : Epaisseur virtuelle	109
IV.2.4	Paramètres d'entrées	110
IV.2.4.1	Paramètres résine	110
IV.3	Modélisation des paramètres produits.....	113
IV.3.1.1	Données expérimentales	113
IV.3.1.2	Détermination du paramètre de calibration.....	114
IV.4	Modélisation des paramètres ressources.....	116
IV.4.1	Equipement d'infusion	116
IV.4.2	Modélisation des paramètres procédés.....	117
IV.4.2.1	Influence du cycle	118

IV.4.2.2	Influence de la cinétique de montée en température.....	119
IV.5	Bilan	121
V.	Analyse expérimentale des déformations de type renfermement d'angle (ou « spring-in »).....	123
V.1	Etat de l'art.....	123
V.1.1	Renferment d'angle induit par l'anisotropie des propriétés thermo physique.....	123
V.1.1.1	Principe.....	123
V.1.2	Paramètres intrinsèques	124
V.1.2.1	Empilement.....	124
V.1.2.2	Gradient de TVF	125
V.1.2.3	Cas des produits composites sandwich.....	126
V.1.3	Paramètres extrinsèques	127
V.1.3.1	Grandeur mesurée	127
V.1.3.2	Influence de la géométrie	128
V.2	Approche expérimentale.....	131
V.2.1	Objectifs	131
V.2.2	Dispositif expérimental	131
V.2.2.1	Outillage	131
V.2.2.2	Prise en compte de l'instabilité dimensionnelle sous charge thermique.....	132
V.2.2.3	Compactage du rayon	133
V.2.2.4	Principe de mesure du renfermement d'angle.....	134
V.2.3	Influence de paramètres du produit.....	139
V.2.3.1	Variation du rayon	139
V.2.3.2	Tissu métallique fonctionnalisant.....	140

V.2.4	Influence de paramètres du procédé.....	141
V.2.4.1	Influence du cycle de polymérisation.....	141
V.2.4.2	Influence des rampes de montée en température	143
V.2.5	Influences de paramètres ressources	145
V.2.5.1	Influence de l'interaction pièce-outillage	145
V.2.5.2	Influences de l'interaction équipement d'infusion-pièce....	146
V.2.6	Bilan et conclusions.....	148
VI.	Conclusion générale.....	149
VII.	Bibliographie	151

Table des illustrations

Figure 1: Contraintes résiduelles à l'échelle microscopique [1]	20
Figure 2: Photographie montrant l'amplitude de gauchissement pour trois longueurs de pièce (586kPA pression autoclave/interface pièce outillage FEP) [6]	24
Figure 3: Variation in-situ de contraintes au cours du cycle de l'injection à la fin du refroidissement [11].....	28
Figure 4: Outillage pour l'analyse de l'interface pièce-outillage développé.....	30
Figure 5: Effort de friction pièce-outillage en fonction du cycle de cuisson.....	31
Figure 6: Evolution de l'effort de friction pour un outillage brut (1), brossé (2) et poli (3).....	32
Figure 7: Réalisation des préformes.....	33
Figure 8: Variation d'épaisseur mesurée des préformes d'une même série	33
Figure 9: Dispositif expérimental développé: maquette numérique et photo	34
Figure 10: Disposition des thermocouples (TC) pour la mesure du gradient de température dans l'épaisseur de la pièce	35
Figure 11: Gradients de température mesurés avec et sans isolant.....	36
Figure 12: Evolution de l'épaisseur de la pièce en fonction de la zone de prélèvements pour deux essais.....	38
Figure 13: Reproductibilité du TVF des pièces produites	39
Figure 14: Reproductibilité du TVP.....	40
Figure 15: Gradient de TVF dans l'épaisseur	42
Figure 16: Exemple de profil d'une préforme.....	43
Figure 17: Aperçu de la déviation d'une pièce par rapport à sa géométrie théorique obtenue après traitements des données sous CATIA	45
Figure 18: Projection dans le plan XY d'un nuage de points typique.....	45

Figure 19: Représentation des cycles de polymérisation utilisés.....	49
Figure 20: Caractérisation du retrait en fonction du cycle de polymérisation.....	50
Figure 21: retrait de polymérisation en fonction de la cinétique de chauffe.....	51
Figure 22: Mise en œuvre conventionnelle par procédé LRI	52
Figure 23: Imprégnation frontale par procédé LRI	53
Figure 24: Machine de mesure tridimensionnelle - Capteur scanner KREON.....	58
Figure 25: Profil caractéristique d'une pièce démoulée	60
Figure 26: Profils caractéristiques d'une pièce avant et après retrait des équipements d'infusion	61
Figure 27: Comparaison des profils de pièce d'une même série	62
Figure 28: Comparaison des gauchissements maximum avant et après retrait des équipements d'infusion pour une série	63
Figure 29: Comparaison du ratio des gauchissements maximums sans et avec les équipements d'infusion et du gauchissement maximum des pièces avec équipements d'infusion.	64
Figure 30: Gauchissement avec et sans film ETFE perforé	67
Figure 31: Influence de la cinétique de montée en température sur le gauchissement	68
Figure 32: Gauchissement en fonction de la cinétique de chauffe	69
Figure 33: Influence de la cinétique de chauffe sur le gauchissement avant et après retrait des équipements d'infusion.....	71
Figure 34: Comparaison gauchissement pièce et ratio.....	71
Figure 35: Influence de la cinétique de refroidissement	73
Figure 36: Gauchissements avec/sans équipements d'infusion dans le cas de cycle mono-palier	74
Figure 37: Comparaison des gauchissements résultant de deux cycles bi-paliers distincts	75

Figure 38: Comparaison des gauchissements en fonction du couple cycle de polymérisation-matériaux d'outillage	76
Figure 39: Influence de l'épaisseur des équipements d'infusion.....	78
Figure 40: Ratio en fonction de l'épaisseur des équipements d'infusion	78
Figure 41: Gauchissements en fonction du type de tissu de délaminage.....	79
Figure 42: Influence du type de média de distribution	81
Figure 43: Gauchissements en fonction du matériau d'outillage et de la cinétique de montée en température	83
Figure 44: Influence de l'agent de démoulage de l'outillage	84
Figure 45: Influence de la longueur de la pièce sur le gauchissement	85
Figure 46: Influence de l'épaisseur des pièces sur le gauchissement	86
Figure 47: Influence d'un tissu métallique fonctionnalisant.....	87
Figure 48 : Diagramme TTT [22]	91
Figure 49 : Dispositif expérimentale pour la mesure du retrait au cours de la polymérisation [26]	93
Figure 50: Exemple de résultat [26] (Densité en fonction du taux de transformation)	93
Figure 51: Valeurs expérimentales comparées à la prédiction de la relation empirique	94
Figure 52: Schéma de principe: l'interaction équipement d'infusion-pièce	96
Figure 53: Procédure de calcul des déformations de la pièce [32]	98
Figure 54: Schéma du stratifié considéré	99
Figure 55 : Définition de l'amplitude de gauchissement maximum dans le cas 1D	109
Figure 56: Densité de résine en fonction du cycle de polymérisation	111
Figure 57: Densité à t_{gel} et t_{∞} pour C1 et C2	112
Figure 58: Densité en fonction de la cinétique de chauffe	113
Figure 59 : Réalisation de pièces à différentes longueurs/épaisseurs.....	114

Figure 60: Détermination des variables du modèle sur expérience L600 Ep. 6 plis	114
Figure 61: Comparaison expérience-simulation en fonction de la longueur des pièces.....	115
Figure 62: Comparaisons expérience-simulation en fonction de l'épaisseur des pièces.....	115
Figure 63: Coefficient induit par la variation d'épaisseur d'équipement d'infusion..	117
Figure 64 : Représentation de la fonction $g(Rr)$	120
Figure 65: Comparaison expérience simulation en fonction de la cinétique de chauffe [33]	121
Figure 66 Comparaison expériences/simulations en fonction de l'orientation des fibres [37].....	125
Figure 67 : Micrographie d'une pièce en angle présentant un gradient de TVF	126
Figure 68 : Comparaison des angles de fermeture entre les prédictions FEM et ceux de modèles analytiques en fonction de matériaux d'âme [36].....	127
Figure 69 : Définition des composantes de l'angle de fermeture [37].....	128
Figure 70 : angle de fermeture par composante et prédictions analytiques [34].....	129
Figure 71 : Méthode de mesure de pièces en forme de C (A) et de L(B) et résultats expérimentaux [34].....	130
Figure 72: Outillage d'essai	131
Figure 73: Conception d'un outillage d'infusion modulaire.....	132
Figure 74 : Choix technologique pour la prise en compte des dilatations thermiques	133
Figure 75: Variations de mise en œuvre pour le compactage du rayon de raccordement	134
Figure 76: TVF dans le rayon en fonction de la mise en œuvre du compactage....	134
Figure 77: Déviation géométrique d'une pièce en angle par rapport au théorique .	135
Figure 78: Définition de l'angle mesuré	136

Figure 79 : Décomposition des valeurs expérimentales en fonction de leurs sources selon [37].....	138
Figure 80: Comparaison entre l'angle de fermeture mesuré et la composante issue du gauchissement selon [37].....	139
Figure 81: Influence du rayon de raccordement	140
Figure 82: influence de l'intégration d'un tissu métallique en peau.....	141
Figure 83: Influence de cycle de cuisson.....	143
Figure 84: Cycles de température en fonction de la rampe	144
Figure 85: Influence des rampes de montée en température	145
Figure 86: Influence de l'interaction pièce-outillage.....	146
Figure 87: Influence des équipements d'infusion [40].....	147

Table des tableaux

Tableau 1: Comparaison des propriétés de matériaux d'outillage	54
Tableau 2: agents de démoulage sélectionnés	55
Tableau 3: Films d'arrachage sélectionnés	56
Tableau 4: Synthèse des paramètres expérimentaux	57
Tableau 5: Interaction équipement d'infusion-pièce: bilan des facteurs influents	87
Tableau 6 : Retrait de polymérisation entre t_{gel} et t_{final}	112
Tableau 7 : Comparaison expérience simulation en fonction du cycle thermique et de l'outillage	119
Tableau 8 : Détermination du coefficient de cinétique de chauffe et résultats.....	120
Tableau 9 : Influence de l'épaisseur de l'échantillon	129

Table des notations

TVF: Taux volumique de fibres

FEP (copolymère éthylène fluoré).

DSC: Differential Scanning Calorimetry

ETFE: éthylène tétrafluoroéthylène

LRI: Liquid Resin Infusion

RTM: Resin Transfer Molding

CAPSAIRTM : Conception Allégée de pièces de structure aéronautiques par infusion et RTM

TVP: Taux volumique de porosités

VAP: Vacuum Assisted Process (C)

I. Introduction

La maîtrise dimensionnelle des pièces en matériaux composites représente un frein significatif à l'expansion de l'utilisation des matériaux composites. Ceci entraîne une limitation de la complexité des pièces ainsi qu'une augmentation des assemblages de structures et par conséquent du nombre de pièces.

Tout au long de son cycle de vie, les propriétés tendent à évoluer comme par exemple sous l'effet du vieillissement ou d'une reprise d'humidité. Toutefois, c'est lors de la mise en œuvre et, en particulier, lors de la polymérisation de la résine que les modifications des propriétés de la résine sont les plus significatives. La mise en œuvre et les processus de fabrication associés sont des points clés pour la compréhension et la prédiction des déformations de pièces après démoulage.

Historiquement, les procédés de mise en œuvre de type préimprégné - autoclave représentent une part majeure des procédés usités. Cependant, avec la montée en puissance des matériaux composites dans les avions, ce procédé se heurte à des limites d'industrialisation fortes tant techniques qu'économiques.

De nouveaux procédés émergent depuis plusieurs années. Ceux-ci permettent d'optimiser les coûts pour des caractéristiques masse-performances optimum. Parmi eux, les procédés de transferts de résine et, en particulier, les procédés d'infusions de résine font l'objet de nombreux développements.

La mise en œuvre par procédé d'infusion de résine présente des caractéristiques significativement différentes des procédés conventionnels. Ainsi, la pression de compactage est assurée par le vide au lieu de pressions d'autoclave de 5 à 8 bars. De plus, l'imprégnation de la résine se fait d'une manière générale à l'aide de médias de distribution disposés sur tout ou partie de la surface de la pièce. Les conditions aux limites s'éloignent fortement des procédés conventionnels. Une étude spécifique doit être menée afin de mettre en lumière les éventuelles spécificités de comportement de pièces réalisées par ce procédé.

L'objectif de ces travaux est d'anticiper l'influence des paramètres produits-procédés-ressources sur les déformations induites lors de la mise en œuvre de pièce composite par un procédé d'infusion de résine.

Nous nous intéresserons dans un premier temps à la déformation hors plan, le gauchissement, de pièce théoriquement plane. A partir des conditions initiales fixés par le projet de rattachement CAPSAIR™, un dispositif expérimental ainsi qu'une méthode de caractérisation de la déformée ont été déterminés. Ce dispositif permet la réalisation de pièces dont la déformée est unidirectionnelle afin de simplifier le problème.

Après une validation expérimentale des hypothèses de départ, un plan d'expérience a été mené. Celui-ci permet de mettre en lumière l'influence ainsi que les relations entre le gauchissement de la pièce produite et les différents paramètres de mise en œuvre.

A partir de cette base expérimentale, il a été possible d'identifier et d'améliorer la compréhension des mécanismes de déformation en présence. Un modèle de prédiction simple est proposé afin d'anticiper en phase de conception et d'industrialisation la déformation des pièces en fonction de son environnement.

Dans un second temps, après avoir mis en évidence les mécanismes de déformation hors-plan spécifiques au procédé d'infusion, nous nous intéresserons au renfermement d'angle ou « spring-in » de pièces réalisées par infusion de résine. L'objectif est d'utiliser les connaissances et modèles développés dans le cadre de pièces planes pour affiner les modèles existants.

Ces travaux doivent permettre de générer des outils permettant l'anticipation des déformations de pièces réalisées par infusion de résine afin :

- De déterminer la géométrie de l'outillage, selon le principe « moule faux pour une pièce bonne ».
- De déterminer les paramètres d'industrialisation de type procédé ou ressources pour minimiser les déformations induites.
- De concevoir en connaissant les limites et les contraintes transmissibles à la pièce.

I.1 Contexte

Cette étude est réalisée dans le contexte d'un projet collaboratif (FUI 2007-2010) baptisé « CAPSAIRTM » (**C**onception **A**llégée de **P**ièces de **S**tructure **A**éronautique par **I**nfusion et **R**TM) regroupant un consortium d'industriel et de laboratoires (SLCA Groupe Safran, Ateliers CINI, PPE, Laboratoire LCFC).

Ainsi, le cadre de cette étude est restreint aux catégories de pièces visées par ce projet. Nous nous intéresserons plus particulièrement aux pièces monolithiques et sandwich présentant de faibles épaisseurs de l'ordre de 1 à 3 mm. Les matériaux sont considérés comme des données d'entrées. Ainsi, la résine et les fibres sèches sont déterminées au départ et ne seront pas considérées comme des variables. Dans le cadre de ces travaux de recherche, nous utiliserons des matériaux modèles :

- Résine époxy : Hunstman : LY564/22962
- Tissus : Porcher industries Tissu 0/90 6k 40A Aero Grade 380g/m² 5H satin poudré 5% époxy
- Empilement standard : [0/90]₆

Le processus de fabrication est considéré également comme une caractéristique de départ de cette étude. Nous nous intéresserons exclusivement aux procédés d'infusion de résine. Le processus de fabrication pris en compte dans cette étude comprend une opération de préformage, d'imprégnation, et de polymérisation.

II. Analyse expérimentale des phénomènes de gauchissement

Les déformations de pièces composites induites par leur procédé de mise en œuvre ont fait l'objet de nombreux travaux. Les sources de ces déformations varient en fonctions de nombreux paramètres liés aux produits (matériaux de renforts, empilement et orientation des fibres...), au procédé (cycle de température, pression...) ainsi qu'aux ressources (matériaux d'outillage, technologie de chauffe...)

Une revue bibliographique des différents mécanismes de déformations appliqués aux pièces composites renforcées par fibres continues est proposée.

Dans un second temps, notre démarche expérimentale sera présentée. Celle-ci permettra de concentrer l'étude sur une technologie de mise en œuvre dans le cadre du projet, c'est-à-dire à renforts et résine donnés.

Enfin, les hypothèses de travaux seront vérifiées expérimentalement. Ainsi, les capacités et les limites de la démarche expérimentale sont identifiées.

II.1 Etat de l'art

II.1.1 Contraintes résiduelles

La mise en œuvre des matériaux composites à matrice thermodurcissables et renforts fibreux induit inévitablement des contraintes résiduelles dans la pièce. L'association de matériaux dont les propriétés thermiques et de réticulations divergentes génère des contraintes lors de l'évolution de la température et l'évolution de la polymérisation. Ces contraintes résiduelles sont présentes à différentes échelles.

II.1.1.1 Echelle microscopique :

L'échelle microscopique est couramment utilisée dans les matériaux composites pour décrire des phénomènes à l'échelle de la section d'une fibre. A cette échelle, l'influence de contraintes peut être bénéfique ou pénalisante d'un point de vue mécanique. En fonction de l'arrangement des fibres dans la matrice, le retrait de polymérisation ainsi que la contraction thermique peuvent permettre l'amélioration de la

liaison fibre-matrice par l'augmentation de la pression de contact matrice-pièce ou dans le cas d'arrangement de fibres plus compact, une dégradation de cette liaison (Cf. Figure 1) [1].

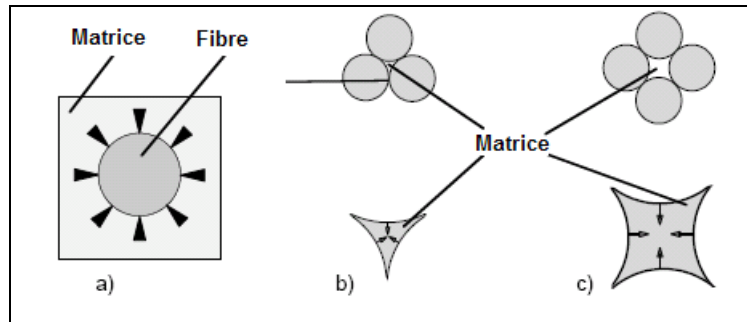


Figure 1: Contraintes résiduelles à l'échelle microscopique [1]

Les contraintes à l'échelle microscopique affectent les performances mécaniques de la pièce. Aucun effet sur la variation dimensionnelle de la pièce ne peut être imputé à des mécanismes de déformations à cette échelle [2].

II.1.1.2 Echelle mésoscopique

L'échelle mésoscopique correspond à l'échelle des filaments du renfort fibreux. L'architecture du renfort, c'est-à-dire la manière dont l'assemblage des filaments est réalisé, détermine les propriétés locales du composite.

II.1.1.3 Echelle macroscopique

L'échelle macroscopique correspond à l'échelle du stratifié. Des contraintes résiduelles sont générées à l'interface de différentes couches. Les principales sources de contraintes inter-laminaires sont un gradient de taux volumique de fibres, des variations d'orientation de fibres, un gradient de polymérisation et/ou de température [3]. Ces contraintes résiduelles ont une influence majeure sur la géométrie de la pièce. Dans le cadre de cette étude, nous nous intéresserons en particulier au phénomène présent à cette échelle.

II.1.2 Mécanismes de déformation de plaques composites planes

II.1.2.1 Orientation et empilement des fibres

Les pièces composites destinées à des applications de hautes performances sont constituées généralement d'un empilement de monocouches appelé stratifié. Ces monocouches se caractérisent par leur type de fibres, la taille du filament ainsi que l'assemblage de ces filaments. Le choix de l'orientation et du type de chaque monocouche permet de d'obtenir des propriétés spécifiques du stratifié.

Un stratifié est dit équilibré lorsqu'il comporte autant de monocouche du même type orientée d'un angle $+\beta$ que d'un angle $-\beta$. Un stratifié est dit symétrique lorsque l'orientation et le type des monocouches est symétrique par rapport au plan moyen. Un stratifié équilibré implique que les efforts de cisaillement et les contraintes de cisaillement sont indépendantes des efforts normaux et des contraintes normales. Un stratifié symétrique implique que les efforts et les contraintes au plan moyen sont indépendantes des moments et flexions.

Dans le cas de monocouches présentant une anisotropie thermique et/ou chimique, les stratifiés présentent, après démoulage, des déformations [4].

II.1.2.2 Gradient de taux volumique de fibres (TVF)

Un gradient de taux volumique de fibres dans l'épaisseur du stratifié génère un gradient de retrait de polymérisation ainsi qu'un gradient de dilatation thermique. Ces derniers induisent, lors de l'évolution de la polymérisation ou au refroidissement, un gradient de déformations dans l'épaisseur.

Méthodes expérimentales :

La détermination expérimentale du TVF peut être réalisée selon les méthodes suivantes :

Méthode par dissolution acide : elle consiste en une double mesure de densité d'un échantillon de pièce et des fibres contenues dans cet échantillon. Dans le cas de fibres de carbone, on isole les fibres grâce à différents bains d'acide qui permettent d'éliminer la résine. Cette méthode est décrite par les normes NF-EN-ISO 1183 pour la détermination de la densité et par NF EN 2564 pour la procédure d'isolement des

fibres de carbone par attaque acide. Elle permet un calcul du TVF d'un échantillon et ne permet donc pas en elle-même la détermination d'un gradient de TVF.

Comptage statistique : Le comptage statistique est réalisé sur micrographie perpendiculaire aux fibres. Le comptage du nombre de section de fibre visible permet, grâce à la prise en compte de la surface théorique de la section d'une fibre, d'estimer le TVF d'un échantillon. Cette méthode peut permettre la détermination d'un gradient de TVF dans l'épaisseur d'une pièce en discrétisant la section de la pièce et en estimant pour chaque couche un TVF.

Analyse d'image : Différentes méthodes d'analyse d'images ont été développées afin de pouvoir automatiser la méthode de comptage statistique et de s'affranchir de l'approximation faite d'un diamètre de fibre théorique. Les micrographies peuvent être binarisées ou traitées en nuances de gris afin de dissocier les couleurs propres aux fibres et celles propres aux résines. Dans le cas de micrographie perpendiculaire aux fibres, un ratio entre la surface occupée par les fibres et la surface de l'échantillon permet de déterminer le TVF de l'échantillon. Cette méthode convient bien pour la détermination de gradient de TVF dans l'épaisseur puisqu'elle est capable de déterminer dans la section la répartition des fibres au travers des pixels dont la couleur correspond à celle des fibres.

Dans le cadre de notre étude, les matériaux sont un des paramètres initiaux. Nous travaillons exclusivement avec des produits tissés bidirectionnels. De plus l'orientation des plis peut être variée. Ainsi, les méthodes de comptage statistique et d'analyse d'images ne peuvent être appliquées pour la détermination d'un TVF. En effet, le tissage, le compactage ainsi que le réarrangement des fibres ne permet pas de réaliser une micrographie perpendiculaire à chaque fibre. Les méthodes de détermination de TVF basées sur des analyses d'images ne peuvent être mise en œuvre dans ce cas.

→Une méthode permettant de caractériser le TVF dans l'épaisseur pour nos hypothèses de travail est à déterminer.

Gradient de TVF de pièce réalisé par procédé prepreg-autoclave :

Dans le cas de pièces réalisées par procédé prepreg-autoclave, plusieurs travaux abordent ce thème. Les travaux de [5] permettent de caractériser expérimentalement

ce gradient dans le cas de différentes configurations de stratifié et de faire le lien entre le gradient de TVF et le rayon de courbure mesuré expérimentalement. Les variations de TVF mesurées sont inférieures à 3%. Les résultats montrent que dans ce cas le rôle du gradient de TVF pouvait être raisonnablement négligé.

II.1.2.3 Gradient de température

Un gradient de température dans l'épaisseur peut engendrer des déformations de pièce due à un gradient de polymérisation et donc de retrait dans l'épaisseur. Un gradient de température peut être le résultat de deux phénomènes :

- Un système de chauffe insuffisamment efficace ou présentant des rampes de montées en température trop rapides, peut induire des gradients de température responsables de déformations non négligeables.
- Lors de la réaction de la résine époxy, une énergie considérable peut être générée. Si cette énergie n'est pas dissipée suffisamment vers l'outillage et/ou l'environnement, un gradient de température complexe peut apparaître avec des répercussions tant sur la géométrie finale de la pièce, que sur les propriétés intrinsèques. Le matériau d'outillage, de part sa capacité à dissiper l'énergie de polymérisation de la résine, joue un rôle prépondérant [6].

II.1.2.4 Interaction pièce-outillage

Principe

Les déformations induites par le procédé prepreg-autoclave sont largement étudiées dans la littérature [7], [8]. Il a été identifié que l'interaction entre la pièce et l'outillage est responsable du gauchissement de pièce à empilement symétrique et équilibré. Lors des variations de température, l'outillage de moulage se dilate différemment par rapport à la pièce composite en cours de polymérisation. Dans le cas d'outillage acier ou aluminium, il se dilate d'un facteur approximativement de 12 à 24 fois respectivement par rapport à la pièce composite si l'on approxime le coefficient de dilatation d'un composite résine époxy renforcée fibres carbone à 1. Ce différentiel de coefficients de dilatation thermique induit lors des variations de température un transfert de contraintes de l'outillage vers la pièce. Ces contraintes sont alors emprison-

nées dans la pièce composite et en résulte, après démoulage, un gauchissement de celles-ci.

Résultats expérimentaux

L'interaction pièce-outillage est un mécanisme étudié depuis plusieurs années dans le cas de procédés de type preimprégné-autoclave. Deux types d'approche expérimentale ont été menées afin d'améliorer la compréhension de ce mécanisme de déformation.

Etudes expérimentales macroscopiques

La plus naturelle consiste en la fabrication d'une plaque de longueur significative (de 300 à 1200 mm) théoriquement plane, c'est-à-dire moulée sur un outillage plan, puis de mesurer le profil de la pièce composite ainsi réalisé. G. Twigg et al. [7] ont quantifié le gauchissement de plaque plane en variant différents paramètres produit-procédé-ressource.

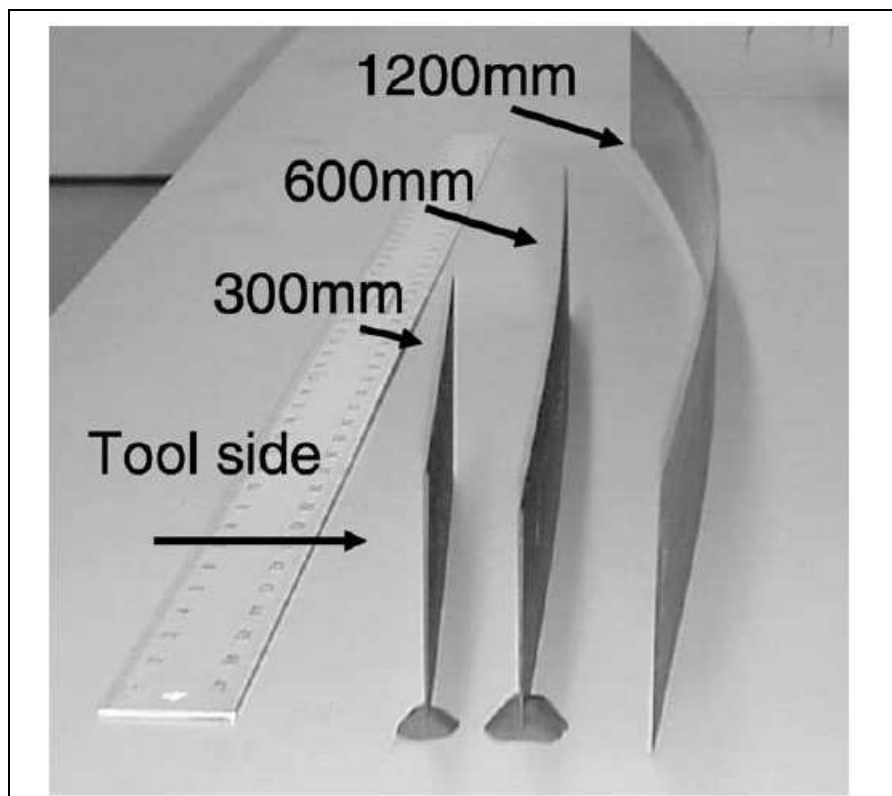


Figure 2: Photographie montrant l'amplitude de gauchissement pour trois longueurs de pièce (586kPA pression autoclave/interface pièce outillage FEP) [7]

Paramètres produit :

Il a été montré la forte dépendance du gauchissement aux paramètres du produit. L'épaisseur de la pièce composite est un paramètre influent fortement l'amplitude du gauchissement final. L'épaisseur de la pièce détermine la rigidité finale de la pièce. L'impact d'un même niveau de contrainte transmise dans la pièce dépend de la rigidité de la pièce.

Différentes longueurs de pièce ont également été étudiées. La longueur des pièces est le paramètre le plus sensible. Les résultats expérimentaux montrent que pour une pièce de longueur L, son gauchissement est proportionnel à la longueur L au cube.

→ L'épaisseur et la longueur de la pièce ne sont pas des paramètres moteurs du mécanisme d'interaction pièce-outillage mais des facteurs déterminants.

Paramètres procédé

L'influence de paramètres procédés typiques a également été investigué. Il est montré que la pression dans l'autoclave durant la polymérisation influe sur le gauchissement. L'impact est moins significatif que celui engendré par les paramètres produit. Le gauchissement d'une manière générale tend à décroître avec une décroissance de la pression. Il est à noter cependant, que quelques résultats expérimentaux obtenus par ces auteurs contredisent cette affirmation.

→ L'impact des paramètres procédés investigués [10] tend à être moins significatif que celui engendré par les paramètres produit.

L'influence de paramètres procédé sur le mécanisme de déformation due à l'interaction pièce-outillage, dans le cas d'un procédé de transfert de résine (RTM) a été investigué par [9]. Le transfert de contraintes pièces-outillage a été caractérisé expérimentalement au moyen de capteur fibres optique ainsi que de jauges de contraintes disposées sur le moule et sur la pièce composite. Les contraintes résiduelles dans la pièce sont évaluées par une mesure de la courbure de la pièce. Trois cycles de polymérisation ont été expérimentés. Les trois cycles sont des cycles simples à un palier de maintien. Il ressort de cette étude, que la courbure est d'autant plus faible que la température de maintien du cycle est haute. Au vue des résultats de ces travaux, il apparaît que l'interaction pièce-outillage dans le cas de procédé RTM est

plus complexe que dans le cas de procédé preimprégné-autoclave. Celle-ci contribue fortement à la fidélité dimensionnelle de la pièce, mais ce mécanisme de déformation ne peut expliquer à lui seul les déformations finales de la pièce.

→ Les déformations de pièces théoriquement planes induites par un procédé de transfert de résine sont analogues à celles obtenues par procédé preimprégné-autoclave. Cependant, il apparaît que les spécificités de leur mise en œuvre pourraient complexifier l'interaction entre procédé et ressources.

Paramètres ressources

Plusieurs paramètres ressources influent sur le gauchissement de la pièce. Les conditions de la surface jouent un rôle important. Il conditionne en grande partie les propriétés d'adhésion pièce/outillage. L'adhésion et le frottement entre l'outillage et la pièce déterminent les contraintes transmises à la pièce. En l'absence d'adhésion, l'outillage et la pièce glisseraient sans pouvoir transmettre de contraintes. Les résultats expérimentaux de [10] montrent une dépendance entre le gauchissement et le type de condition de surface d'outillage utilisé, ici un agent de démoulage est un film FEP (copolymère éthylène fluoré) par exemple.

→ Les déformations peuvent être réduites par l'utilisation d'agent de démoulage approprié.

Études expérimentales mésoscopiques

Les résultats des études macroscopiques permettent d'identifier et de quantifier l'influence des paramètres produit-procédé-ressources. Afin d'améliorer la compréhension de ce mécanisme de déformation, une approche à l'échelle mésoscopique est nécessaire. Elle doit permettre de mieux comprendre les relations entre la pièce et l'outillage au cours de cycle de polymérisation. Deux méthodes expérimentales sont proposées dans la littérature afin de répondre à ces attentes.

Les travaux de [10] proposent une méthode expérimentale qui permet de quantifier l'interaction entre les surfaces de la pièce et de l'outillage au cours du cycle de cuisson. Partant du constat que les contraintes de cisaillement ne pouvaient techniquement être mesurées à l'interface, mais peuvent être mesurées en surface de pièce

dans la mesure où celle-ci pénètre dans la pièce. Les mesures par jauge de contraintes directement sur un matériau composite étant délicates ; elles sont réalisées sur un film aluminium fin. L'allongement mesuré pendant le cycle de cuisson correspond alors en théorie à un allongement résultant de la combinaison de l'allongement de la pièce composite et de celui de l'outillage. Ces travaux ont montré qu'avant que le point de gélification de la résine soit atteint, un niveau de contrainte significatif est observé. Ceci laisse donc supposer qu'il existe un transfert de contrainte vers les plis de fibres. Le développement de contraintes résiduelles dues à l'interaction dans la pièce est le plus significatif lors de la phase de montée en température. Il est également à noter que les agents de démoulage utilisés ne permettent pas d'éviter une adhésion pièce-outillage le long du cycle de polymérisation.

Les travaux de [11] proposent une méthode expérimentale basée sur la reproduction du phénomène d'interaction pièce-outillage. Le mouvement relatif pièce-outillage induit par le différentiel de coefficient de dilatation est reproduit au moyen d'une machine de traction conventionnelle. Les résultats montrent la complexité du phénomène d'interaction pièce-outillage. L'effort de friction mesuré dépend de la cinétique de polymérisation de la résine, du type de renfort fibreux, de la cinétique du déplacement relatif pièce-outillage, du cycle de cuisson, des conditions de surface. Ces travaux permettent de quantifier l'influence de ces différents facteurs sur l'effort de friction mesuré en fonction de l'évolution de la polymérisation de la résine.

Plus récemment, les travaux de L. Khoun et Al. [12] ont permis la mesure des contraintes induites par le procédé RTM au moyen de capteurs à fibres optiques à réseaux de Bragg (Cf. Figure 3). Les capteurs sont noyés dans la pièce composite à diverses positions : un sur chaque peau et un au centre de la pièce. Le cycle de polymérisation utilisé est 2h à 180°C. L'étude s'intéresse en particulier au phénomène en présence au cours du refroidissement. La mesure des contraintes développées dans le plan permet de mettre en évidence les interactions entre la pièce et l'outillage résultants du différentiel de coefficient de dilatation thermique. Un modèle éléments finis 3D a également été développé pour simuler l'interaction pièce-outillage observée. Le décollement de la pièce de l'outillage, ainsi que le développement des

contraintes présentes au refroidissement, ont pu être décrites au moyen d'un contact de type friction à l'interface entre la pièce et l'outillage de moulage.

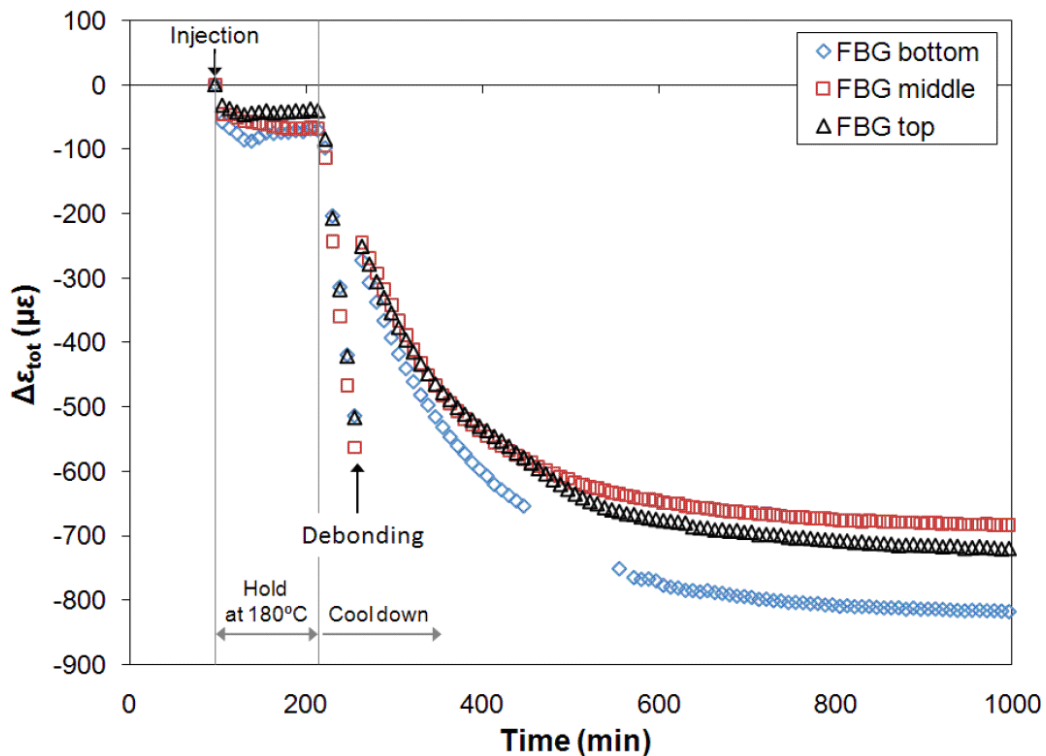


Figure 3: Variation in-situ de contraintes au cours du cycle de l'injection à la fin du refroidissement [12].

II.1.2.5 Positionnement de nos travaux

La littérature présente de nombreux travaux sur le thème des déformations induites par le procédé. La grande majorité de ceux-ci concerne les procédés preimprégné-autoclave. Bien que le schéma typique imprégnation/consolidation/polymérisation soit commun à tous les procédés de mise en œuvre de matériaux composites, la mise en œuvre des procédés de transfert de résine et, plus particulièrement, d'infusion présente un certain nombre de spécificités.

Nos travaux devront s'attacher à identifier et caractériser ces spécificités ainsi qu'à les exploiter afin d'améliorer la compréhension des mécanismes de déformations afin de pouvoir proposer des solutions industriellement satisfaisantes permettant la minimisation/suppression de ces déformations induites dans le cas de pièces planes dans un premier temps.

II.2 Démarche expérimentale

II.2.1 Essais préliminaires

II.2.1.1 Problématique

Le mécanisme de déformation due à l'interaction pièce-outillage est un mécanisme identifié pour les procédés preimprégné-autoclave et pour les procédés de transfert de résine. Par analogie et au vue des similitudes de mise en œuvre, ce mécanisme est supposé présent pour les procédés d'infusion de résine. A l'instar de ce qui a été fait sur le sujet concernant des tissus preimprégnés [II.1.2.4], le comportement de l'interface pièce-outillage au cours du cycle de cuisson permet de mieux comprendre le fonctionnement de ce mécanisme.

Nous nous intéresserons plus particulièrement à l'influence des procédés d'obtention des surfaces d'outillage. En effet, ce paramètre est déterminé par rapport à un savoir-faire propre en fonction des spécificités du produit-procédé-processus. L'objectif étant de mettre en évidence l'influence et la sensibilité de l'état de surface de l'outillage sur le niveau de contraintes transmises.

II.2.1.2 Outillage expérimental

Un outillage, par analogie a celui réalisé par [10], a été développé, conçu et réalisé (Cf. Figure 4) afin de pouvoir caractériser l'effort de friction pièce-outillage dans le cas des procédés de transfert de résine. La difficulté dans ce cas est de garantir une étanchéité suffisante sans entraver ou pénaliser la mobilité entre la lame mobile et l'outillage.

Cet outillage permet de reproduire le mouvement relatif entre la pièce composite et l'outillage au cours du cycle de cuisson de la résine. Les renforts sont mis en place dans une empreinte de l'outillage fixe, correspondant à un volume de fibres représentatif des pièces visées. L'outillage fixe est équipé de deux résistances électriques plates connectées à une armoire de régulation de température. L'imprégnation des renforts est réalisée par infusion. Après imprégnation des renforts, un déplacement est imposé au moyen d'une machine de traction conventionnelle sur une lame mobile

en fonction de la variation de température du cycle. L'effort résultant, correspondant à l'effort de friction pièce-outillage est mesuré.

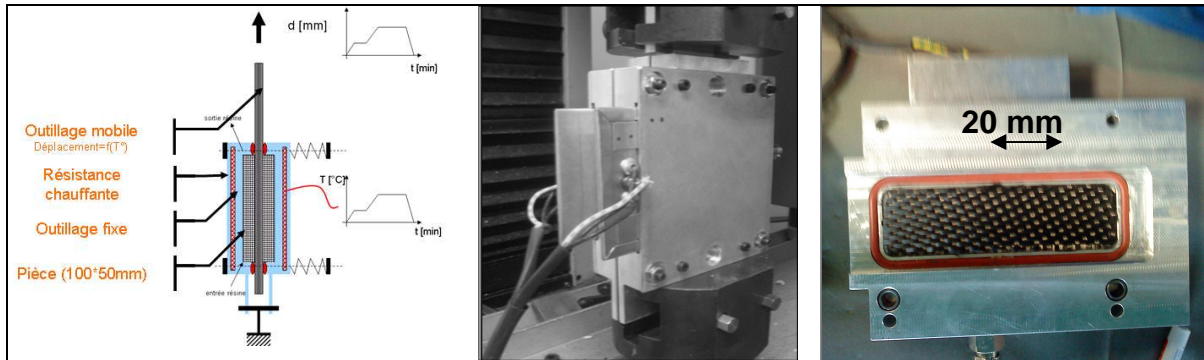


Figure 4: Outillage pour l'analyse de l'interface pièce-outillage développé

II.2.1.3 Conditions expérimentales et résultat

Les résultats pour une vitesse relative pièce outillage de 0.1 mm/mn sont présentés sur la Figure 5. Cette vitesse, à titre d'exemple, représente le déplacement relative pièce-outillage obtenu en extrémité d'une pièce de 1000mm dont le cycle de polymérisation présente des rampes de montée en température de l'ordre de 8°C/min. L'évolution des efforts de friction est semblable à celle caractérisée pour les procédés preimprégné-autoclave. Après le point de gélification de la résine, la majorité des contraintes sont transmises à la pièce. On notera l'effort de friction important au refroidissement, malgré l'emploi d'agent de démoulage. Son impact sur la déformation de la pièce finale devra être expérimenté.

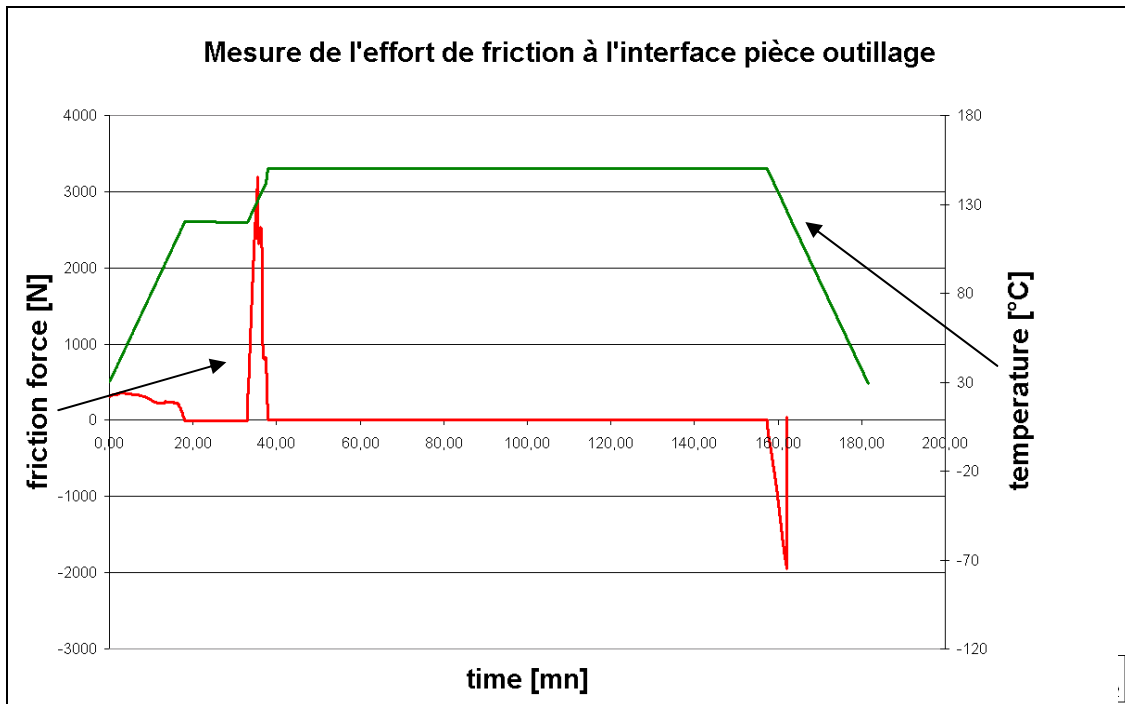


Figure 5: Effort de friction pièce-outillage en fonction du cycle de cuisson

La rugosité de l'outillage représente un facteur important déterminant le niveau de contraintes transmises. La Figure 6 compare les pics d'efforts obtenus lors de la deuxième rampe de montée en température pour différentes conditions de surface. Nous constatons que l'effort de friction maximum est deux fois plus important entre une surface polie et une surface brute d'usinage.

Malgré l'absence de forte pression de consolidation, comme pour les procédés preimprégné-autoclave, la rugosité apparaît comme étant un paramètre sensible de l'interaction pièce-outillage.

→ La rugosité de l'outillage doit être prise en compte pour la maîtrise des interactions pièce-outillage. Les contraintes transmises diminuent concomitamment avec la rugosité.

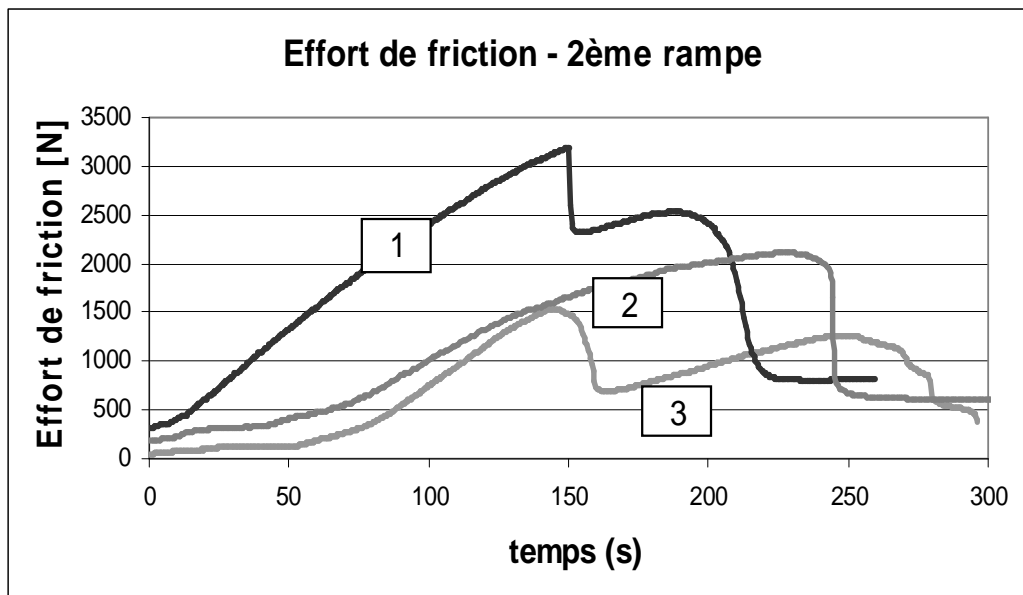


Figure 6: Evolution de l'effort de friction pour un outillage brut (1), brossé (2) et poli (3)

II.2.2 Processus de préformage de plaques planes

Les renforts fibreux utilisés dans le cadre de cette étude sont des produits poudrés. Une opération de compactage concomitamment avec une opération de cuisson du liant est nécessaire pour que les fibres sèches conservent le taux volumique de fibres souhaité. Ce processus est appelé préformage. Dans le cadre de ces travaux, le préformage est réalisé en étuve sur une plaque de moulage en acier (Cf. Figure 7). Le cycle est de 2h à 120°C. Les plis du film de mise sous vide sont à éviter afin de réduire les tensions de bâche localisées pouvant engendrer des hétérogénéités de compactage.



Figure 7: Réalisation des préformes

La Figure 8 présente les mesures réalisées sur une série de préforme au moyen d'un pied à coulisse. Cinq mesures par préforme ont été réalisées le long de celle-ci. On observe des divergences d'épaisseur par préforme jusqu'à ± 0.1 mm. Bien que l'on soit proche de l'incertitude de mesure du pied à coulisse (± 0.05 mm) on observe des variations d'épaisseur moyenne relativement importantes (de 1.95 à 2.14 mm). Plusieurs explications peuvent être avancées pour justifier ces variations. L'incertitude sur le grammage du renfort de ± 5 % entraîne, pour une épaisseur de 6 plis, une divergence possible de ± 0.1 mm. La structure même du tissu peut également être mise en cause. En effet l'épaisseur d'un empilement de produits tissés ne peut être prédite tant leur hétérogénéité est grande de par leur processus de confection et les tolérances larges de mise en position.

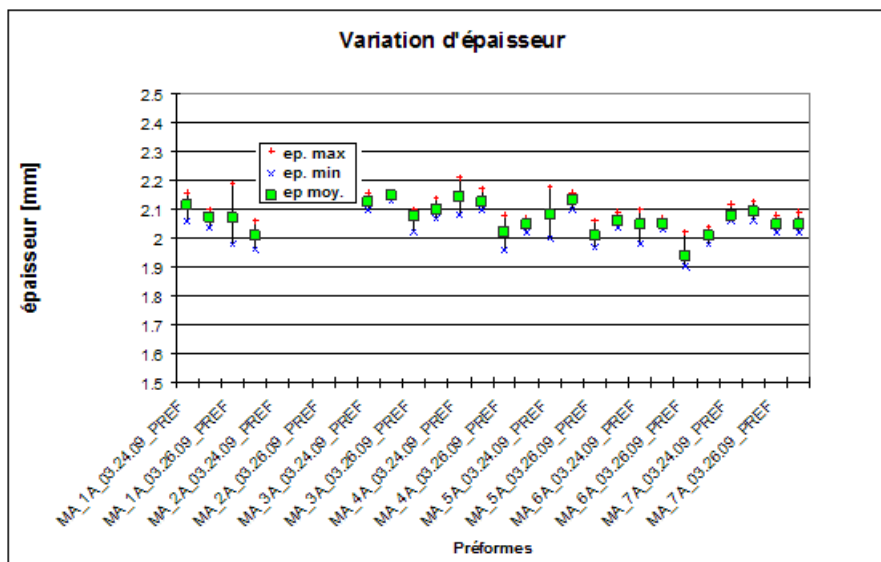


Figure 8: Variation d'épaisseur mesurée des préformes d'une même série

II.2.3 Outillages

La table chauffante est constituée de résistances thermiques insérées dans des éléments métalliques. Ces éléments sont en aluminium afin de favoriser l'homogénéité de la répartition de la température en surface de moule.

La fonction première des plaques de moulage est d'assurer la forme des pièces à réaliser. Diverses plaques de moulage sont disponibles (Cf. II.4.2). Celles-ci sont bridées sur la table chauffante afin de restreindre les déformations dues aux contraintes thermiques. Le bridage est conçu pour ne pas sur-contraindre la plaque de moulage dans le cas de l'utilisation de matériaux aux propriétés thermiques différentes de la table chauffante.

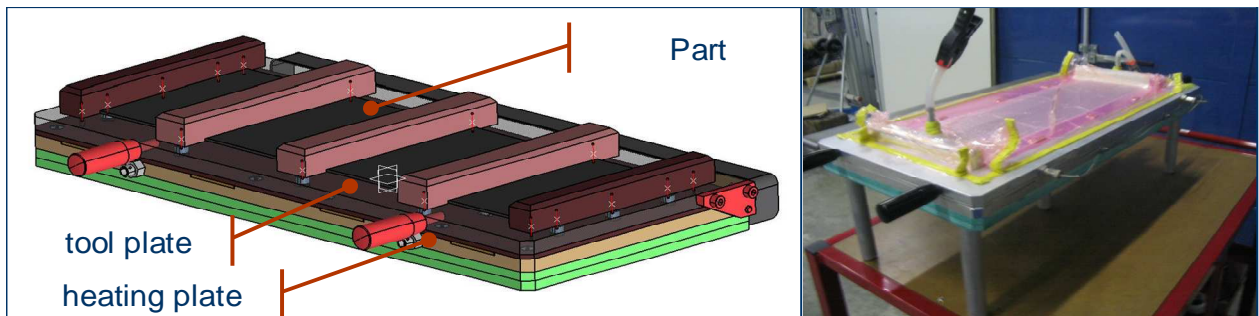


Figure 9: Dispositif expérimental développé: maquette numérique et photo

II.2.4 Régulation thermique

La régulation thermique de l'outillage est assurée par deux zones de chauffe indépendante. Les thermocouples de régulation sont disposés sur la bûche à vide, à l'endroit où celle-ci est en contact direct avec l'outillage. Une régulation thermique réalisée au moyen de système de chauffe positionné sur l'outillage garantit que la consigne est égale à la température en peau de la pièce à cuire. Ainsi, contrairement à des cuissons en étuve ou en autoclave, le cycle de cuisson de la pièce peut être piloté par des cycles simples. Les rampes de montées en température sont linéaires, contrairement à des cuissons dans des enceintes chauffées où l'inertie des outillages induit des rampes de températures complexes et différentes pour des conceptions d'outillage différentes.

II.3 Vérification des hypothèses

Afin de valider nos hypothèses de travail, le dispositif expérimental ainsi que les pièces produites sont évalués expérimentalement. Nous nous attacherons tout particulièrement au :

- Gradient de température dans l'épaisseur
- Gradient de TVF le long de la pièce
- La reproductibilité du TVF pour une série de pièces
- Gradient de TVF dans l'épaisseur
- La déformation de la préforme sèche
- Le caractère unidirectionnel de la déformation de nos éprouvettes

II.3.1 Gradient de température dans l'épaisseur

Le gradient de température dans une pièce peut être mesuré par l'utilisation de thermocouples K de diamètre 0.5 mm répartis entre les différents plis de tissus (Cf. Figure 10). Les diamètres des thermocouples ont été choisis pour maximiser la finesse, c'est-à-dire réduire l'incidence de mesure sur le phénomène mesuré, tout en conservant une grande sensibilité.

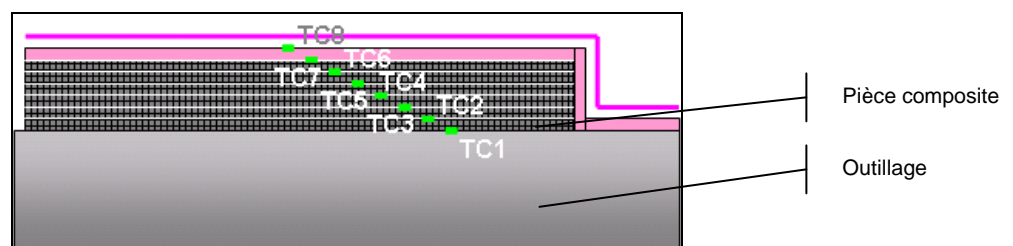


Figure 10: Disposition des thermocouples (TC) pour la mesure du gradient de température dans l'épaisseur de la pièce

Les mesures effectuées (Cf. Figure 11) mettent en valeur tout d'abord l'importance d'un matériau isolant au dessus de la pièce composite. Si celle-ci est laissée en contact direct avec l'air ambiant, le gradient de température dans l'épaisseur devient non

négligeable avec plus de 20°C de différence dans cet exemple, entre le point chaud et le point froid. Par l'utilisation d'un isolant au dessus de la plaque composite, la différence entre le point chaud et le point froid est réduite à moins de 5°C.

Il est à noter que la différence entre la température du moule et la température entre les plis ne croît pas concomitamment avec le nombre de plis.

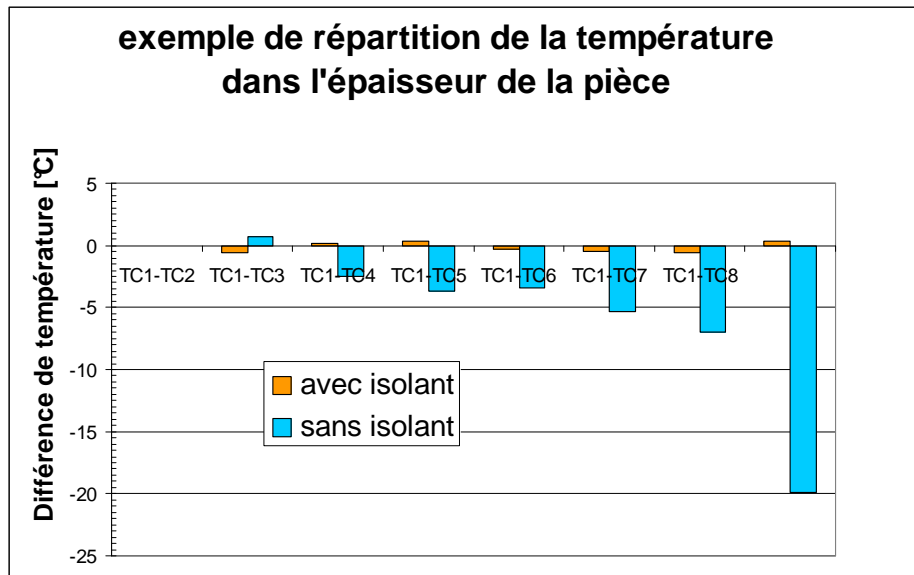


Figure 11: Gradients de température mesurés avec et sans isolant

Par l'utilisation d'un isolant en surface de la pièce composite au cours du cycle de polymérisation

→ Il apparaît bien que, dans le cadre de notre étude, le gradient de température dans l'épaisseur peut être négligé.

II.3.2 Analyse du taux volumique de fibres

Les pièces composites réalisées pour ces travaux sont constituées de fibres de carbones, de résine et de porosités. Le taux volumique de chaque composant permet de caractériser la performance du produit. Un gradient de taux volumique de fibres peut apparaître à deux niveaux dans un stratifié : dans la longueur et dans l'épaisseur.

II.3.2.1 Gradient de TVF le long de la pièce

La mise en œuvre de la pièce est par choix non symétrique .Le canal de distribution de résine est situé à une extrémité de la pièce, tandis que l'évent se situe à l'autre extrémité. Afin de caractériser un gradient de TVF, les 5 échantillons de 10*20mm sont prélevés dans trois zones distinctes de la pièce : la zone 1 (Z1) correspond au 100 premiers millimètres de la pièce, la zone 2 (Z2) correspond au 100 millimètres centraux de la pièce et la zone 3 (Z3) correspond au 100 derniers millimètres de la pièce. L'épaisseur des éprouvettes est ensuite mesurée au moyen d'un pied à coulisse conventionnel. Deux essais ont été choisis pour caractériser la variation d'épaisseur le long de la pièce. Les résultats sont présentés sur la Figure 12.

Il apparaît que l'épaisseur de la pièce décroît plus on se rapproche de l'évent. Ce type de variation est un phénomène connu, spécifique au procédé d'infusion de résine [13], [14]. Cette variation s'explique en grande partie par la variation de pression de compactage perpendiculairement au plan de la pièce. Cette pression de compactage résulte de la dépression appliquée au niveau de l'évent et est transmis par l'intermédiaire de la résine à l'état liquide. Les pertes de charges induites par les renforts fibreux ont pour effet de diminuer la dépression et donc de diminuer la pression de compactage appliqué par la vessie.

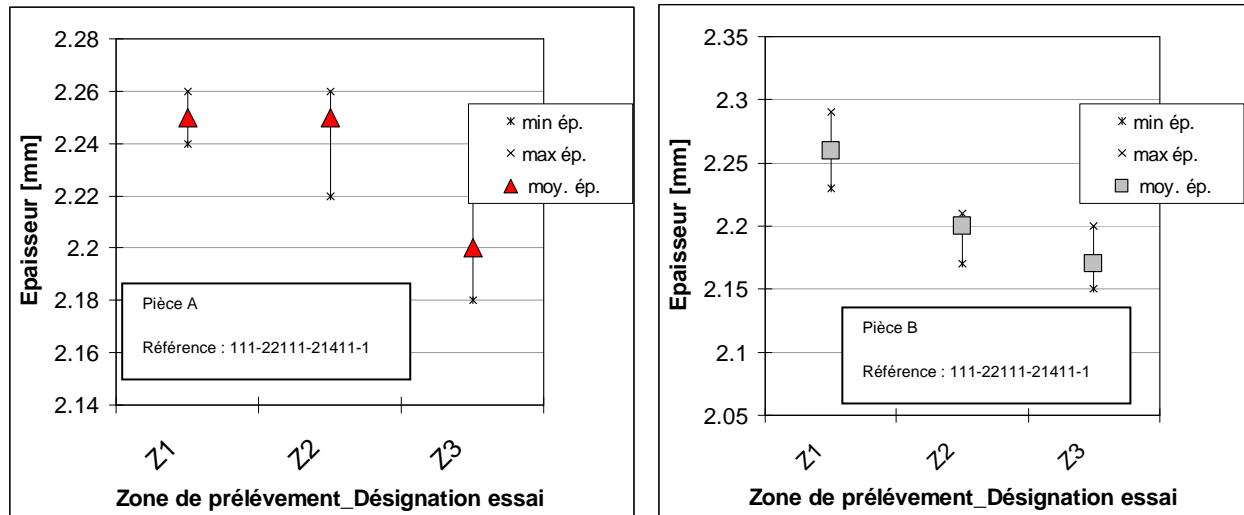


Figure 12: Evolution de l'épaisseur de la pièce en fonction de la zone de prélèvements pour deux essais.

La mise en œuvre de nos essais nous permet toutefois de minimiser ce gradient d'épaisseur le long de la pièce. Le fait de travailler avec des produits préformés et consolidés par poudrage avant infusion nous permet de minimiser les phénomènes de relaxation de la préforme après le passage du front de résine et ainsi, de minimiser la variation d'épaisseur le long de la pièce. Nous avons mesuré une différence maximale d'environ 100 μ m entre la zone de prélèvement 1 et la zone de prélèvement 2. Cette différence représente un écart théorique d'environ 2.3% sur le taux volume de fibre des deux zones.

→ Au vue de ces résultats, l'influence de la variation d'épaisseur et donc de taux volumique de fibres le long de la pièce est considéré comme négligeable.

II.3.2.2 Reproductibilité du TVF

Les procédés de mise en œuvre de matériaux composites et, plus particulièrement, les procédés d'infusion de résine présentent une part importante de travaux manuels et de savoir-faire. La reproductibilité du taux volumique de fibres prélevés dans la zone 1 a été évaluée expérimentalement. La Figure 13 présente les résultats pour 8 séries d'essais. Ceux-ci ont été réalisés pour des paramètres produits identiques ainsi que pour une mise en œuvre semblable. Plusieurs paramètres procédés et ressources sont variants, cependant leurs influences directes sur le TVF n'apparaissent

pas significatives (matériaux d’outillage, cinétique de montée en température...). Les résultats montrent que les pièces produites présentent un TVF moyen proche de 57,85%. L’écart observé est de +/-2 %.

Les matériaux et semi-produits utilisées pour ces essais présentent un certain nombre de dispersion. Plusieurs travaux [15] montrent que les fluctuations des propriétés macroscopiques de la pièce peuvent s’expliquer par les fluctuations des matériaux aux échelles inférieures, en particulier mésoscopique.

Cette dispersion du TVF peut également s’expliquer par la mise en œuvre manuelle des essais. En particulier, le positionnement du canal de distribution de résine, du frein ainsi que leur raccordement avec le tissu de délaminage et le média de distribution est influencé par la dextérité de l’opérateur. La variation de positionnement de ces éléments entraîne une variation des sections et donc une variation du champ de pression. Il peut en résulter une variation du TVF de la pièce.

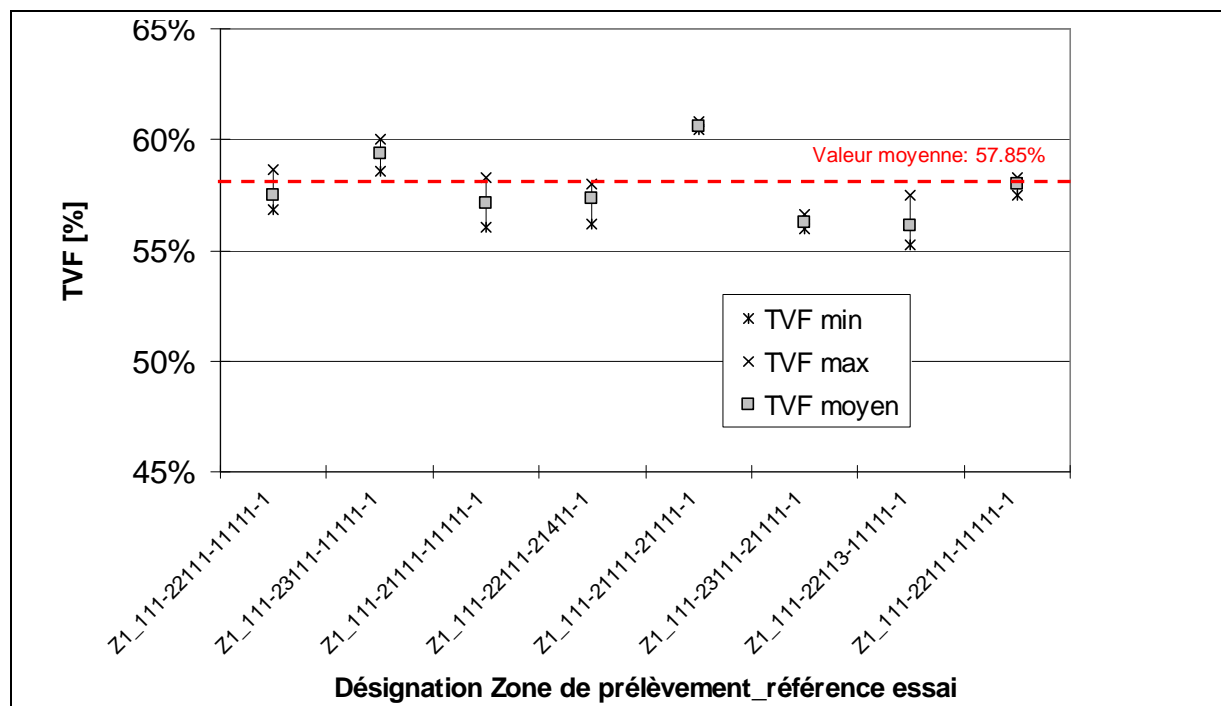


Figure 13: Reproductibilité du TVF des pièces produites

La Figure 14 présente pour ces mêmes essais la reproductibilité du taux volumique de porosité (TVP) présentes dans la pièce. Ce dernier est calculé à partir des mesures de densité réalisées sur les échantillons. Les essais caractérisés présentent un

TVP moyen de 2,80% pour une dispersion approximative de l'ordre de +/-1%. La préparation manuelle et la mise en œuvre choisie pour celle-ci peuvent largement contribuer à expliquer cette dispersion.

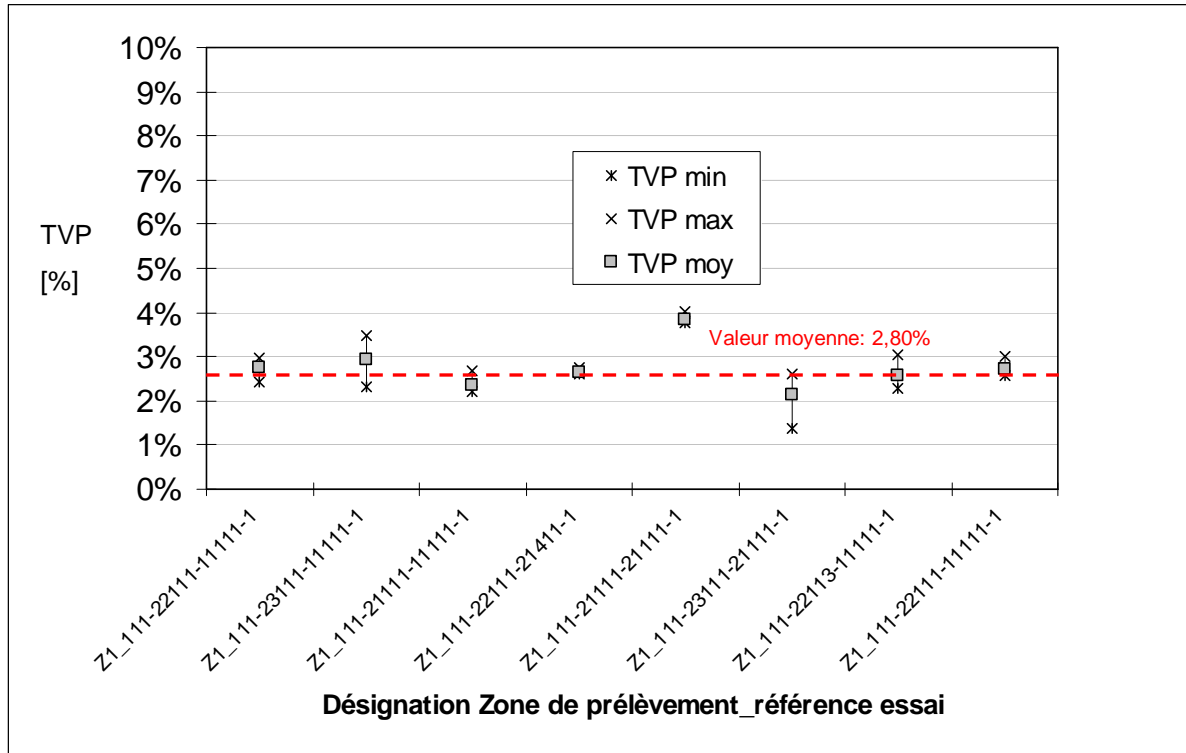


Figure 14: Reproductibilité du TVP

→La reproductibilité des propriétés macroscopiques des pièces produites paraît satisfaisante dans le cadre de nos travaux dans la mesure où le gradient de TVF des pièces est négligé.

II.3.2.3 Gradient de TVF dans l'épaisseur de la pièce

Dans le cas de pièces réalisées par procédé préimprégné-autoclave, la pression de consolidation est telle que la répartition des fibres dans l'épaisseur est considérée comme homogène [5]. Dans le cas des procédés d'infusion, et plus particulièrement dans notre cas, on ne peut parler aussi distinctement de pression de consolidation. Pendant l'opération de préformage, la pression de consolidation est uniforme sur toute la surface de la pièce (en négligeant les effets de tension de bêche), par contre

au cours de l'opération de moulage, celle-ci évolue de manière complexe. Lorsque la préforme est imprégnée, une dépression est appliquée à l'évent et s'étend dans la pièce et les équipements d'infusion par la résine. La polymérisation de la résine est réalisée sous une certaine dépression. Cependant, celle-ci ne permet pas d'atteindre la pression de 6 à 8 bars de pression obtenue dans une enceinte de type autoclave. De ce fait, l'ampleur de ce gradient doit être évalué afin de s'assurer de son caractère négligeable dans le cadre de cette étude.

Il est donc nécessaire de caractériser l'évolution du TVF dans l'épaisseur dans le cadre de notre étude. Les méthodes conventionnelles ne convenant pas pour nos applications (Cf. II.1.2.2), une méthode expérimentale d'évaluation est à développer.

Une solution consiste à séparer chaque pli de la pièce et de réaliser une détermination du TVF par une méthode de dissolution. Une pièce est réalisée dans des conditions conventionnelles, hormis le fait qu'un tissu de délaminage est intercalé entre chaque pli de carbone. La pièce est ensuite pelée, puis trois échantillons sont prélevés et dissous selon la norme NF EN 2564.

Les résultats sont représentés sur la Figure 15. On remarque tout d'abord que le TVF moyen est de 55.3% soit près de 3% inférieur aux pièces réalisées dans des conditions conventionnelles. La dispersion des TVF par plis est de l'ordre de +/- 1% dans le cas le plus critique, ce qui reste acceptable. On observe que la répartition du TVF dans l'épaisseur de la pièce est complexe avec un écart de près de 6% entre les valeurs moyennes extrêmes. Les résultats tendent à montrer une diminution du TVF pour les plis proches de la face moule. Le pli en contact avec l'outillage ne suit pas cette tendance et présente un TVF important.

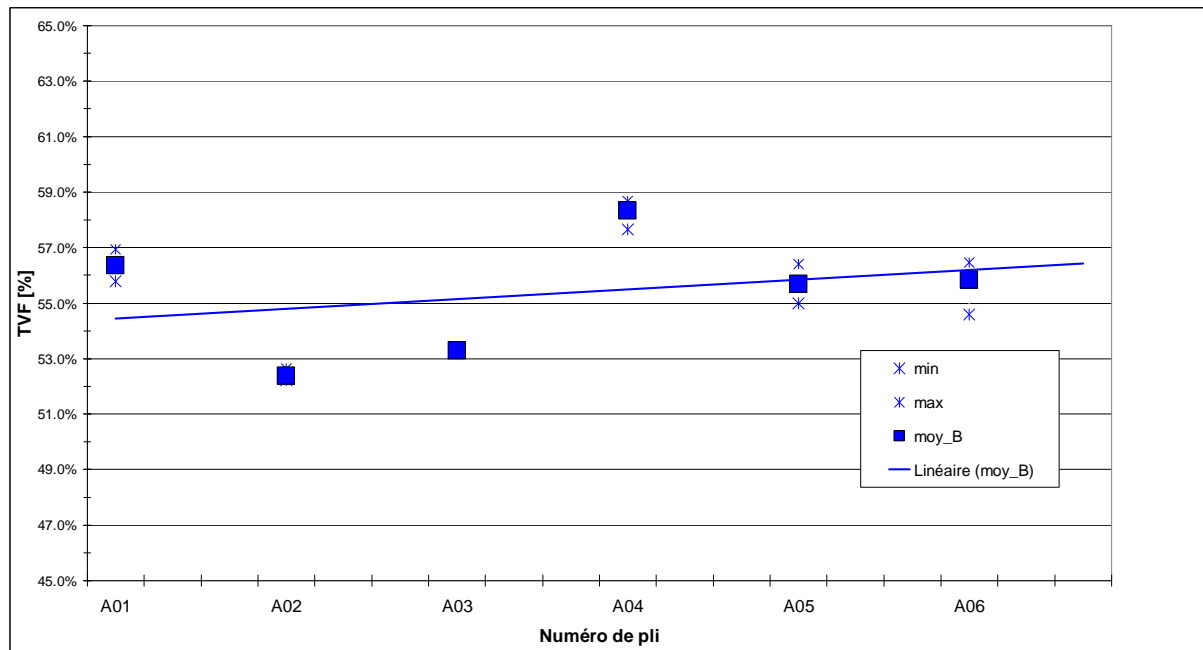


Figure 15: Gradient de TVF dans l'épaisseur

Deux hypothèses peuvent être émises. Soit il s'agit de l'effet du contact avec la face rigide du moule qui tend à faire augmenter la pression de consolidation dans ce pli, soit ce résultat est induit par cette mise en œuvre spécifique. En effet, l'ensemble des plis hormis celui en contact avec l'outillage sont en contact sur leurs deux faces avec un tissu de délaminage.

La moyenne des trois premiers plis coté outillage est de 54% tandis que celle des trois derniers plis est de 56.6%. Ce gradient tend à déformer la pièce en formant un concave vers l'outillage de moulage. Le gradient de TVF dans l'épaisseur dans le cas des pièces réalisées dans cette étude doit être observé avec attention.

On notera toutefois que la méthode utilisée oblige le prélèvement d'échantillon de relative grande dimension (30mm*30mm). Elle permet d'obtenir des grandes tendances. La méthode requiert l'insertion de tissus de délaminage à entre les plis. L'arrangement des fibres entre elles peut être affecté d'une manière significative.

→ Dans le cas de pièces réalisés en infusion, les déformations dues à un gradient de TVF dans l'épaisseur peuvent ne pas être négligeables.

II.3.3 Interaction préforme-outillage

Lors d'essais expérimentaux permettant de caractériser l'effort de friction pièce-outillage, il a été montré (Cf. II.1.2.4), qu'il existait un transfert de contrainte de l'outillage vers les fibres. Afin de quantifier l'influence de ce transfert de contrainte sur la géométrie de la préforme, une série de préformes a été réalisée sur un outillage acier. Les renforts fibreux poudrés sont compactés sous vide à 1mbar 2h à 120°C. Le profil d'une préforme type est représenté sur la Figure 16.

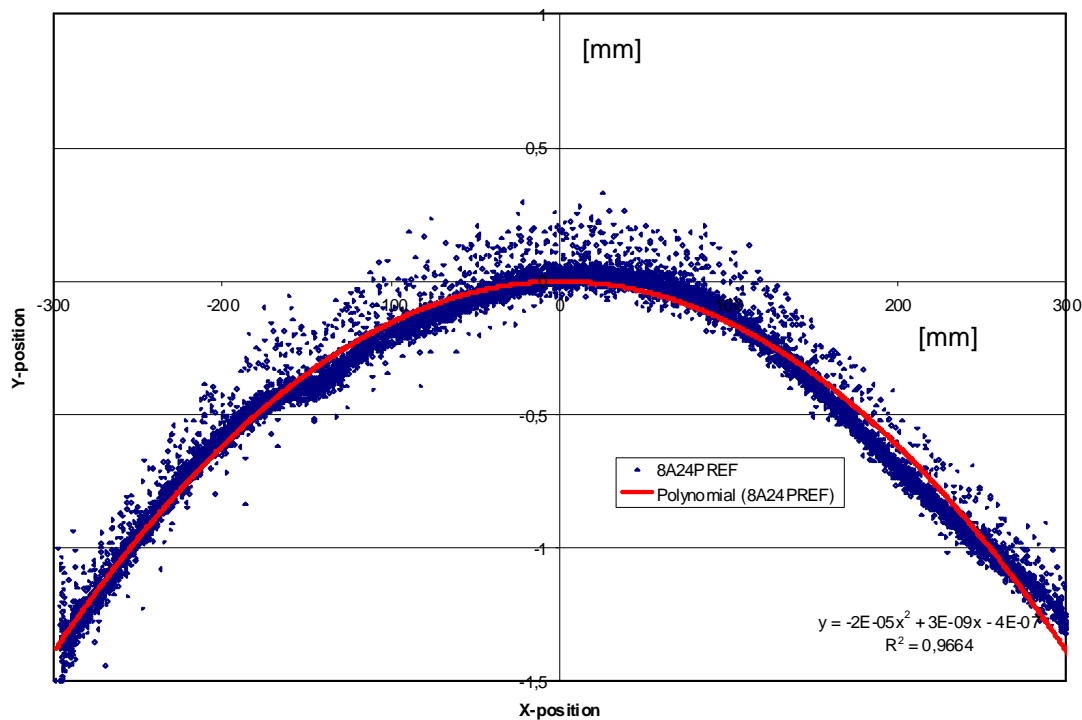


Figure 16: Exemple de profil d'une préforme

Le gauchissement de la préforme est significatif, avec une amplitude de près de 1.4mm, bien que celle-ci présente un drapage symétrique et équilibré. Ceci peut s'expliquer par la présence de liant (poudrage de résine thermodurcissable à 5% massique). Le liant induit une adhésion suffisamment forte entre la pièce et l'outillage pour transmettre des contraintes à la préforme. La polymérisation du liant thermodurcissable permet d'emprisonner les contraintes générées par la dilation différentielle de la préforme et de l'outillage. Au refroidissement, celles-ci se trouvent en partie libérées et conduisent au gauchissement de la pièce.

D'autres phénomènes peuvent contribuer à ce gauchissement. Un gradient de TVF dans l'épaisseur de la préforme pourrait aboutir à ce même type de déformation. Des essais complémentaires seraient nécessaires pour identifier avec certitude les phénomènes en présence. Cependant, les préformes étant disposées sur une plaque plane pour être imprégnées de résine puis cuites, il paraît difficile d'affirmer que les tensions dans la préforme peuvent induire des déformations de la pièce imprégnée et polymérisée au vue de la différence de rigidité entre une préforme sèche et une pièce composite imprégnée.

→ Il existe une interaction préforme-outillage pouvant entraîner un gauchissement significatif de la préforme.

II.3.4 Déformation unidirectionnelle de la pièce

Afin de simplifier l'interprétation des résultats, la géométrie des pièces réalisées a été déterminée de telle façon que les déformations soient contenues dans un plan. Pour cela, le rapport longueur/largeur a été choisi pour être le plus élevé possible. Une largeur minimum a été déterminée afin que les effets de bord puissent être négligés. De plus, la largeur de la pièce doit être suffisamment représentative par rapport à la structure même du renfort utilisé. La longueur doit être suffisamment importante pour que la variation de paramètres de moyenne influence soit détectable. Au vue de ces différents points, la dimension des pièces à réaliser est fixée à 600*65mm pour une épaisseur de 6 plis de tissu carbone.

Pour valider l'hypothèse de déformation unidirectionnelle des pièces, les premières pièces réalisées sont numérisées sur toutes leurs surfaces au moyen d'un scanner laser. Les nuages de points obtenus sont analysés soit par un post traitement au moyen du module Digitalized Shape Editor (DSE) de CATIA (Cf. Figure 17), soit par traitement des coordonnées de chaque point du nuage (Cf. Figure 18).

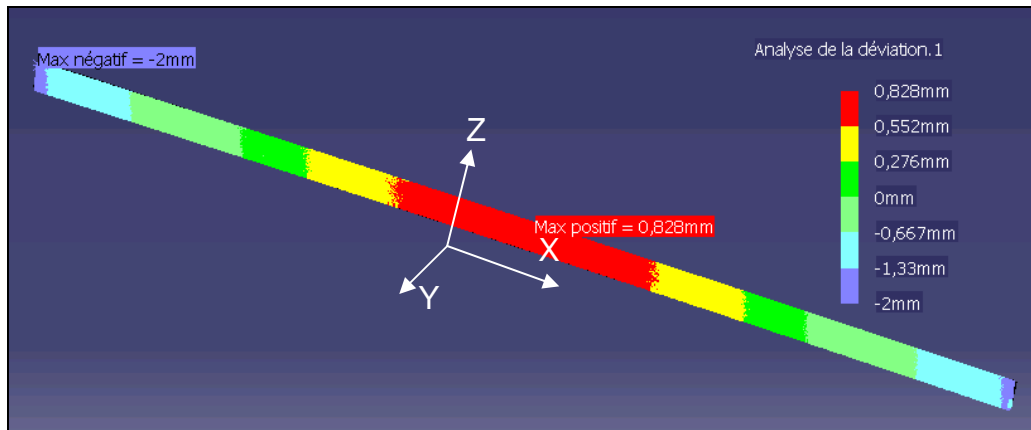


Figure 17: Aperçu de la déviation d'une pièce par rapport à sa géométrie théorique obtenue après traitements des données sous CATIA

La première méthode permet de visualiser les champs de déformation par rapport au plan XZ correspondant à la géométrie théorique de la pièce. Il apparaît que les déviations selon Y sont uniquement dépendantes de la position en X. La projection du nuage de points dans le plan XY nous le confirme bien (Cf. Figure 18).

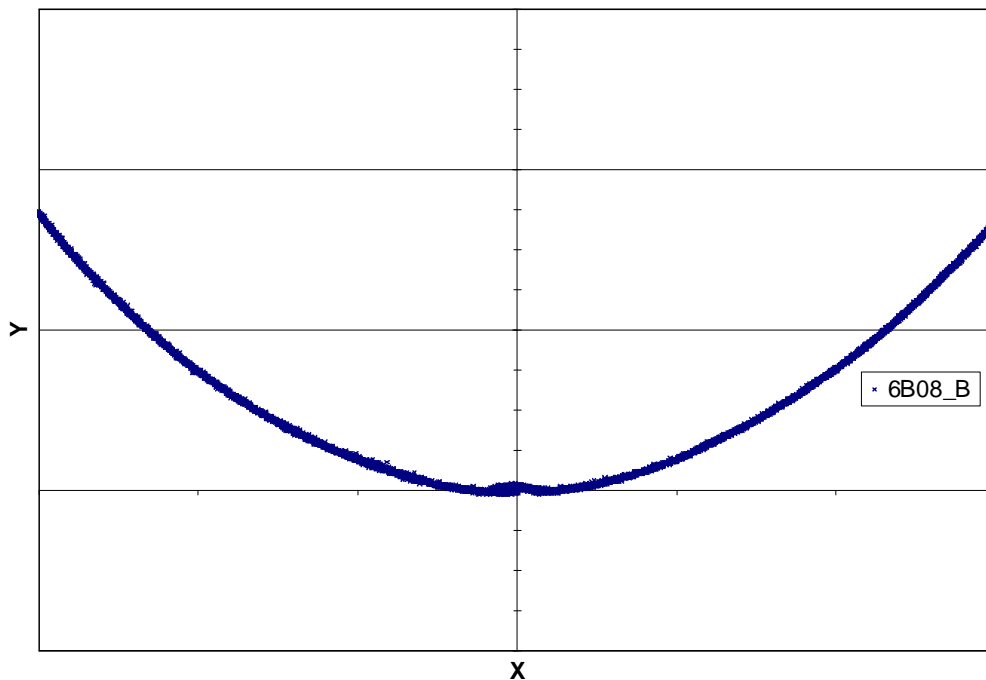


Figure 18: Projection dans le plan XY d'un nuage de points typique

→ La géométrie des pièces nous permet bien dans ce cas de contenir les déformations dans le plan XY, c'est-à-dire de se concentrer sur un problème de déformation 2D.

II.4 Paramètres expérimentaux

Dans le cadre de notre étude, nous nous intéressons, en particulier, aux paramètres d'industrialisation du procédé de mise en œuvre. L'objectif est de mettre en lumière leurs influences et leurs sensibilités sur les caractéristiques géométriques de la pièce.

II.4.1 Paramètres liés aux produits

Les paramètres du produit sont déterminés par le projet industriel auxquelles ces travaux sont rattachés. Le choix des paramètres du produit à faire varier doit permettre une utilisation étendue des résultats de ces travaux par rapport aux besoins associés.

II.4.1.1 Résine

Deux types de résine seront utilisés. La résine A (Hunstman : LY564/22962) doit permettre de mieux comprendre les mécanismes de déformations en présence, afin de développer une méthode permettant leur prédiction. La résine B est la résine de validation sur démonstrateur des concepts développés. Les résines utilisées sont exclusivement des résines époxydes bi-composant à faibles viscosités (< 500 Cp).

II.4.1.2 Géométrie

La géométrie des éprouvettes d'essais doit permettre de:

- reproduire les phénomènes en présence pour les pièces visées par ce projet
- permettre d'intégrer dans une modélisation les paramètres intrinsèques de la pièce et ainsi rendre ce modèle industrialisable.

Dans le cadre de cette étude, trois épaisseurs de pièce, correspondant à trois configurations de drapage différentes sont utilisées : $[0/90]_6$, $[0/90]_7$, $[0/90]_8$. De même, trois longueurs de pièces seront expérimentées : 300, 600 et 1200 mm afin d'être suffisamment représentatif des pièces composites visées par ce projet.

II.4.1.3 Influence de l'intégration de fonctions

Les procédés d'infusion, de part leur flexibilité de mise en œuvre, permettent l'intégration de nombreuses fonctions. Ces fonctions peuvent être de différentes natures, de l'insert métallique à la peinture de la pièce. Ces fonctions sont présentes à différentes échelles et peuvent affecter les propriétés finales de la pièce.

Nous nous intéresserons plus particulièrement aux tissus métalliques fonctionnalisant. Ceux-ci permettent d'améliorer significativement la conductivité électrique et ainsi de protéger la structure contre la foudre. Ces tissus peuvent se présenter sous diverses formes, préimprégné ou sec, et peuvent être réalisés selon divers procédés (tissage, extrusion...). Nous présenterons dans cette étude les résultats obtenus avec un tissu extrudé en alliage de cuivre.

II.4.2 Paramètres liés au procédé

II.4.2.1 Paramètres du cycle de polymérisation

Le cycle de polymérisation est une évolution de la température permettant la transformation de la résine. Nous nous concentrerons sur des cycles aboutissant à des taux de polymérisation de 1. Les procédés de mise en forme de matériaux composites ne déterminent pas seulement les propriétés géométriques de la pièce, ils conditionnent également les propriétés finales du matériau. Le rôle du cycle de polymérisation, notamment, joue un rôle prépondérant dans le processus de transformation de la résine et donc dans son comportement thermique et physico-chimique. L'impact des paramètres du cycle de polymérisation sur les déformations induites est donc à investiguer afin de quantifier, minimiser et/ou modéliser ces déformations en fonction des paramètres usuels du cycle de polymérisation.

Les paliers de maintien en température

Les paliers de maintien en température sont les segments les plus importants du cycle. Leur nombre varie en fonction des besoins mécaniques et des exigences en termes d'industrialisation. Dans cette étude, nous travaillerons, selon les préconisations du fournisseur, avec 2 types de cycles mono-palier (C3 et C4) et 2 types de cycles

bi-paliers (C1 et C2) Ces cycles possèdent des points de gélification distincts, apparaissant sur des paliers de maintien ou non (Cf. Figure 19).

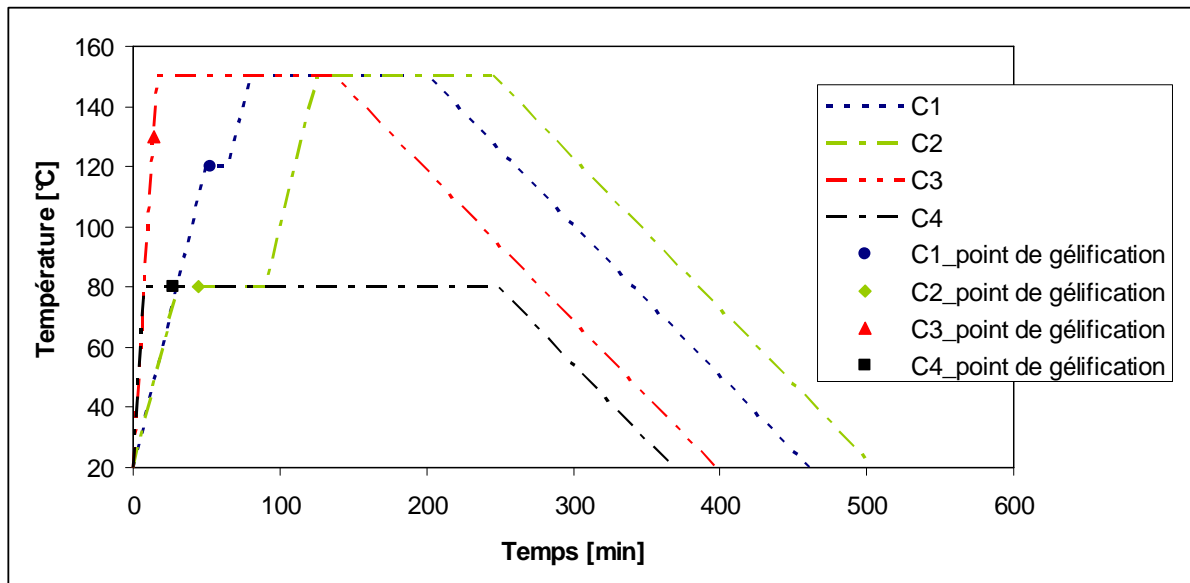


Figure 19: Représentation des cycles de polymérisation utilisés

Une mesure de densité de résine pure (Cf. Figure 20) permet de caractériser le retrait de polymérisation. La variation de densité de la résine non polymérisée et polymérisée permet de quantifier le retrait. Les mesures de densité sont réalisées selon la norme NF-EN-ISO 1183. On observe que le palier de maintien après la gélification permet une certaine relaxation des contraintes internes. La hauteur de ce palier de maintien joue un rôle significatif. Il apparaît que la résine présente un retrait de polymérisation plus faible pour une hauteur de paliers plus faible.

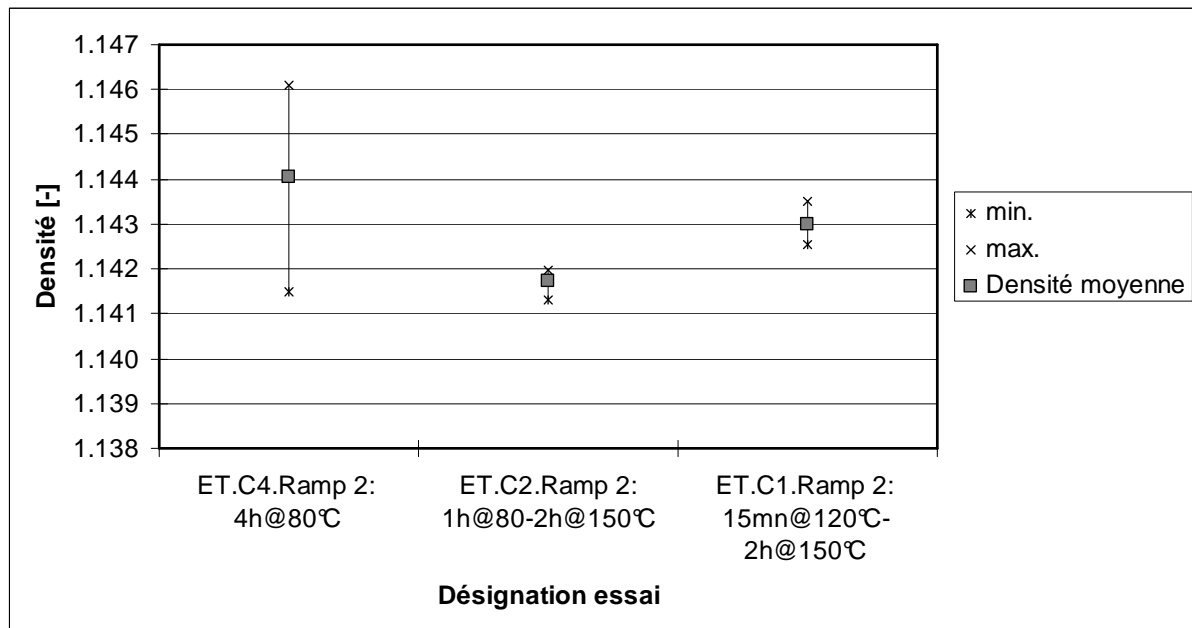


Figure 20: Caractérisation du retrait en fonction du cycle de polymérisation

Cinétique de montée en température

La cinétique de montée en température est un paramètre peu usité dans l'industrie conventionnelle. En effet, les enceintes pressurisées de type autoclave, ou non pressurisées de type étuve ne permettent pas directement la maîtrise de la cinétique de chauffe de l'outillage de moulage. C'est de l'inertie thermique de celui-ci dont dépend sa cinétique de montée en température.

Dans le cadre de cette étude, les pièces composites sont réalisées sur des outillages thermiquement autonomes. Les résistances électriques permettent de réguler la température de surface de l'outillage de manière homogène sur celles-ci grâce à des régulations multi-zonales. La cinétique de température devient dans ce cas un paramètre maîtrisable, indépendamment de la géométrie de l'outillage. Ce paramètre représente un paramètre d'industrialisation important dans la mesure où il détermine une partie non négligeable du temps de l'opération de cuisson de la préforme, et de la pièce composite. Ce paramètre joue cependant un rôle significatif pour la détermination du retrait de polymérisation de la résine (Cf. Figure 21). De plus, l'augmentation de la cinétique de chauffe entraîne une augmentation des contraintes transmises due à l'interaction pièce-outillage [10]. Afin de prendre en compte ce paramètre dans notre étude, trois cinétiques de montée en température 0.5, 2 et 8°C/min seront testées pour différentes configurations.

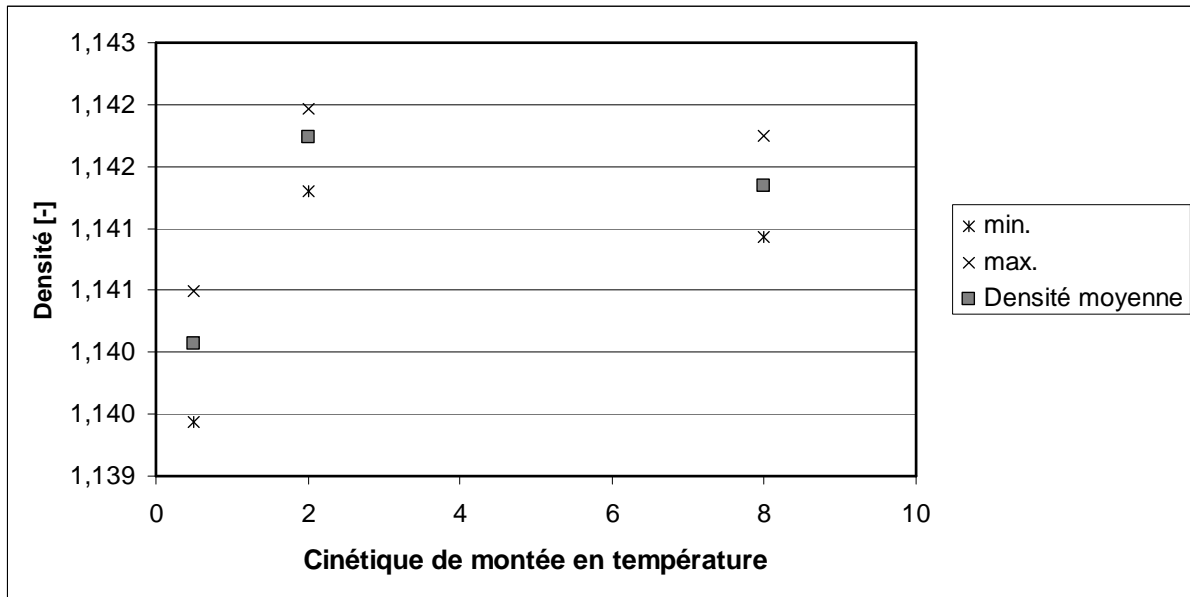


Figure 21: Retrait de polymérisation en fonction de la cinétique de chauffe

Cinétique de refroidissement

La cinétique de refroidissement représente au même titre que la cinétique de montée en température un paramètre d'industrialisation important. Son influence sur les propriétés de la pièce en général ainsi que sur la déformation de la pièce est mal connue. Afin de quantifier l'influence de ce paramètre, deux types de refroidissements sont à expérimenter : un refroidissement naturel et un refroidissement forcé à l'eau.

II.4.2.2 Mise en œuvre

Les procédés d'infusion de résine ont ceci en commun que l'élément moteur de la résine est une dépression. Cependant, une multitude de variantes ont été développées pour s'adapter à des types de pièces spécifiques ou pour améliorer les performances mécaniques globales de la pièce. On pourrait citer les procédés RIFT (Resin Infusion under Flexible Tool) [16] ou TERTM (Thermal Expansion Resin Transfert Molding) [17] qui proposent des solutions technologiques permettant l'amélioration du compactage des pièces et donc du TVF des pièces produites. D'autres procédés plus récents, proposent des mises en œuvre différentes devant permettre de répondre aux exigences requises. Le procédé VAP (Vaccum-assited process) [18] permet par l'intermédiaire d'une membrane semi-poreuse d'appliquer une dépression sur toute la pièce. Ainsi, les propriétés et leurs homogénéités sont accrues. Le procédé

« CAPSAIR™ Process », développé et breveté dans le cadre du projet CAPSAIR™ permet, quant à lui, de répondre à des exigences locales en terme de géométrie et de performance mécanique [19].

Dans le cadre de cette étude, nous concentrerons nos efforts sur la mise en œuvre conventionnelle, décrite ci-dessous, des procédés d'infusions ainsi que sur la particularité des infusions mixtes.

Conventionnelle

Nous appellerons infusion conventionnelle les infusions dont la mise en œuvre est représentée sur la Figure 22. L'empilement se compose d'une plaque de moulage, traitée selon les règles de l'art, une préforme de fibres sèches compactées, d'un film de démoulage appelé usuellement tissu d'arrachage et d'un média de distribution. L'imprégnation des fibres est réalisée longitudinalement. Le point d'injection de résine et l'évent étant positionnés à chaque extrémité de la pièce. Un canal de distribution de résine est positionnée sous le point d'injection de résine afin de distribuer uniformément la résine sur la section de la préforme. Un frein de résine, qui est un matériau à très faible perméabilité comparé à la préforme, est disposé sous l'évent afin de contenir le flux de résine et ainsi de garantir une imprégnation complète de la pièce.

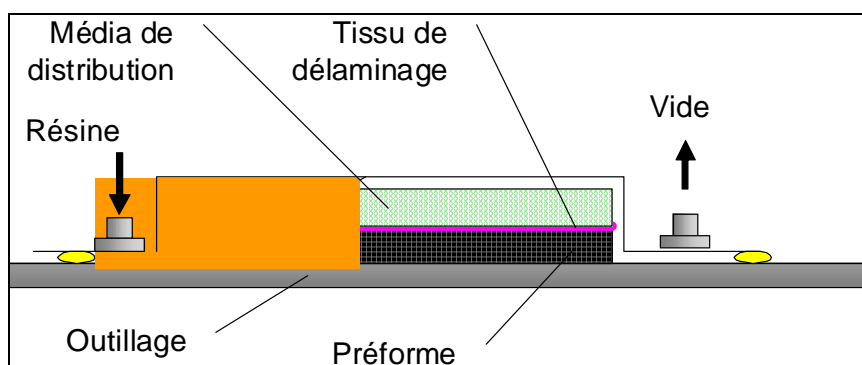


Figure 22: Mise en œuvre conventionnelle par procédé LRI

Imprégnation frontale

La mise œuvre dite frontale comme décrite sur la Figure 23 consiste en l'imprégnation de la préforme par un front de résine frontale. Dans ce cas, l'imprégnation se fait sans média de distribution. Ce type d'imprégnation restreint

donc les longueurs maximales imprégnables. L'imprégnation est faite dans ce cas au travers de la largeur de la pièce.

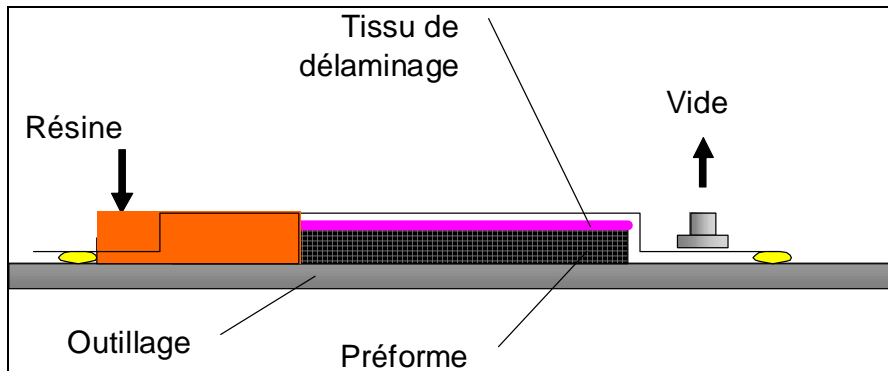


Figure 23: Imprégnation frontale par procédé LRI

II.4.3 Paramètres liés au processus

II.4.3.1 Post-cuisson

La post-cuisson est une opération de post-moulage. Celle-ci est réalisée généralement pour homogénéiser les propriétés mécaniques ainsi que pour parfaire la polymérisation et augmenter la température de transition vitreuse appelée T_g . Deux types de post-cuisson peuvent être réalisés selon les conditions aux limites : pièce libre ou pièce contrainte dans son outillage. Les deux types de post-cuisson seront réalisés suivant un cycle de 2h à 150°C pour les pièces réalisées avec la résine A.

II.4.4 Paramètres liés aux ressources

II.4.4.1 Matériaux d'outillage

Le matériau d'outillage peut conditionner une part importante du coût final d'un outillage. Son influence n'est toutefois pas négligeable dans le cas de la mise en forme de matériaux composites. Si le matériau d'outillage représente une part importante du coût de l'outillage, son influence sur l'industrialisation d'une pièce doit être prise en compte dans la mesure où les temps de montée/descente en température ainsi que les durées de vie des outillages peuvent être pénalisants. De même, la nature du matériau d'outillage de part ses propriétés intrinsèques (Cf. Tableau 1) notamment de dilatation peut induire de nombreuses perturbations. Dans le cas de géomé-

tries complexes, l'outillage peut au refroidissement contraindre la pièce et rendre son démoulage difficile. Dans le cas de pièces simples, comme des plaques planes, le matériau d'outillage peut, à divers instants du cycle de polymérisation, transmettre un certain nombre de contraintes. Celles-ci, après refroidissement, risque d'entraîner des déformations de pièces non négligeables (Cf. II.1.2.4).

Tableau 1: Comparaison des propriétés de matériaux d'outillage

Matériaux d'outillages	Coefficient de dilatation thermique [K-1]	Conductivité thermique [W.m-1.K-1]	dureté approximative sans traitement [HRB]
Aluminium	23,4	237	45
Acier	12,0	42,0	90
Invar	1,4	13	70
HexTOOL® (composite)	3,5	N.C.	78

Dans le cadre de cette étude, nous expérimentons deux types de matériaux d'outillage :

- Une plaque de moulage composite époxy-carbone. Cette plaque est réalisée par stratification manuelle suivie d'une consolidation-polymérisation sous presse. Les renforts utilisés sont des fibres de carbone tissées bidirectionnelles (0/90°). La résine est une résine époxy pour outillage.
- Une plaque de moulage en aluminium. Celle-ci est usinée à partir d'un produit brut. Son état de surface a été déterminé en fonction d'essais préliminaires (Cf. II.2.1).

II.4.4.2 Média de distribution

Le média de distribution est le composant principal de la mise en œuvre de la pièce par infusion conventionnelle. Son rôle est de distribuer la résine liquide sur toute la surface de la pièce. Sa perméabilité doit donc être suffisamment importante pour satisfaire cette exigence.

Dans le cadre de cette étude, les pièces sont polymérisées à des hautes températures (de 150 à 180°C). Cette contrainte restreint fortement la plage de produits utilisables pour cette application. Afin de caractériser et de mieux comprendre les interactions entre la pièce et le média de distribution, deux types de médias ont été sélectionnés. Ces deux médias diffèrent par leur propre processus de fabrication : Le média de distribution A est un produit mono filament polyester tissé d'une épaisseur de 0.60mm. Le média de distribution B est un produit à base Nylon extrudé et thermo-collé d'une épaisseur de 0.9mm.

II.4.4.3 Agent de démoulage

L'agent de démoulage doit permettre le retrait de la pièce de son outillage. De nombreuses contraintes sont émises. En effet, la contamination de la pièce par l'agent de démoulage peut avoir des conséquences néfastes sur les propriétés mécaniques des couches de finitions de la pièce. De plus, certains procédés, notamment ceux utilisant des produits préimprégnés, requièrent une adhésion relative du pli de préimprégné sur l'outillage. Dans le cadre de cette étude, nous nous intéresserons plus particulièrement à deux catégories d'agent de démoulage : les produits liquides et ceux sous forme de film (Cf. Tableau 2). Le film d'arrachage est particulièrement difficile à industrialiser de part ses difficultés de mise en œuvre. Cependant, il permet de réduire fortement le transfert de contraintes pièce-outillage. Ainsi, il doit permettre de mieux caractériser les phénomènes en présence.

Tableau 2: Agents de démoulage sélectionnés

Désignation	Matériaux	Mise en œuvre
Frekote NC44	Base solvant	2 couches suivies d'une cuisson à 15mn à 60°C
Film démoulant	ETFE	Habillage conventionnel

II.4.4.4 Film d'arrachage

Le film d'arrachage a pour fonction première de faciliter le retrait des équipements d'infusion. Il permet également de remplir diverses fonctions secondaires. Ainsi, on retrouve sur le marché un certain nombre de films d'arrachage. Pour notre étude,

nous nous intéresserons plus particulièrement à deux catégories que sont les films d'arrachage perforés et les tissus d'arrachage. Le film d'arrachage est un film ETFE perforé. Nous expérimenterons également trois tissus d'arrachage dont la finesse du tissage ainsi que le matériau dont il se compose varient (Cf. Tableau 3).

Tableau 3: Films d'arrachage sélectionnés

Désignation	Matériaux	Caractéristiques	Epaisseur
Aerovac BR100	Nylon désensimé et thermoturci imprégné fluorocarbone	Grammage : 60g/m ²	100 µm
Release Ply B	Nylon désensimé et thermoturci	Grammage : 62g/m ² Tissage : chaîne x trame 409 x 343 fils de chaîne/ dm x fils de trame/ dm	114 µm
Release Ply C	Polyester désensimé et thermoturci	Grammage : 64g/m ² Tissage : chaîne x trame 409 x 331 fils de chaîne/ dm x fils de trame/ dm	101 µm
Film démoulant perforé WL5200	ETFE	22,8 m ² /Kg/	25,4 µm

II.4.5 Plan d'essais

Les paramètres d'essais sont synthétisés dans le tableau ci-dessous. Les paramètres soulignés correspondent à la configuration de référence.

Tableau 4: Synthèse des paramètres expérimentaux

Paramètres produit				
Epaisseur	6 plis	7 plis	8 plis	
Longueur	300 mm	600 mm	1200 mm	
Fonction	Néant	Tissu métallique		
Paramètres procédé				
Cycle	15mn à 120°C +2h à 150°C	1h à 80°C +2h à 150°C	2h à 150°C	4h à 80°C
Rampe de chauffe	0,5°C/mn	2°C/mn	8°C/mn	
Rampe de refroidissement	environ 0,5°C/mn	environ 20°C/mn		
Paramètres ressources				
Matériaux d'outillage	Aluminium	Composite carbone époxy		
Agent de démoulage	Solvant	Film démoulant		
Média de distribution	Néant	Média 1	Média 2	2 plis Média 1
Tissus de délaminage	PR100	Release Ply B	Release Ply C	WL5200 perforé

II.5 Méthode d'exploitation des résultats

II.5.1 Système de mesure

Dans cette étude nous nous attachons à quantifier les déformations ayant une influence sur la forme des pièces produites. Les pièces à mesurer présentent une très faible rigidité. Une mesure avec un palpeur requiert une pression de contact (3g) qui déformerait la pièce. Des mesures par des moyens de mesure sans contact sont donc nécessaires. Un scanner laser de type KREON est donc utilisé pour mesurer un nuage de point à la surface des pièces (Cf. Figure 24). Afin d'éviter les déformations due à son poids propre, la pièce est posée sur son chant et mesurée dans cette position.



Figure 24: Machine de mesure tridimensionnelle - Capteur scanner KREON

II.5.2 Méthode d'exploitation

Le nuage de points mesuré par l'intermédiaire du système décrit ci-dessus est post-traité dans le module Digitalized Shape Edition (DSE) de Catia V5. Ce module permet de filtrer et nettoyer le nuage de points des effets de bord. Puis, le module Shape Reconstruction (SR) permet de déterminer le plan moyen du nuage de points. Nous considérons par la suite que ce plan moyen est le plan XZ. Pour des raisons de commodité, nous réalisons une translation du nuage de points de telle façon que le plan XZ ait pour ordonnée $Y=0$.

II.5.3 Incertitude de la méthode

Le moyen de mesure sans contact à disposition ne dispose pas d'une incertitude propre de mesure. En effet, celle-ci dépend de nombreux paramètres, induit par le procédé, comme la distance capteur-pièce, ou par la pièce elle-même comme par exemple les différences de réflexibilités dues à la structure du matériau.

Afin d'évaluer l'incertitude de la méthode de mesure et d'exploitation des résultats, une même pièce est mesurée 5 fois dans les mêmes conditions environnementales en reproduisant à chaque fois le processus complet du posage jusqu'à la détermination du gauchissement. Les résultats montrent une amplitude moyenne de 1.898mm pour un écart type de 0.038 mm. A la vue de ces résultats, la fiabilité de la méthode est jugée acceptable compte tenu du cadre de cette étude.

II.6 Analyse des déformations induites

Le profil caractéristique des pièces mesurées est représenté sur la Figure 25. L'essai a été réalisé dans des conditions opératoires conventionnelles (Référence 111-21111-11111-1 du plan d'essai). La déformation de la pièce est symétrique. Aucune déformation localisée significative n'est observée. Le profil des pièces tend à être symétrique. La légère dissymétrie observée peut s'expliquer par le gradient de TVF de la pièce (Cf. 0) qui entraîne une variation de la rigidité locale le long de la pièce. Il peut ainsi résulter une dissymétrie du profil de déformation soumise à des sollicitations symétriques.

→ Les profils de déformations des pièces sont homogènes et quasi-symétriques.

Les pièces réalisées de manière conventionnelle présentent des déformations convexes vers la plaque de moulage. Cette observation va à l'encontre de celles réalisées dans la littérature pour des pièces réalisées par procédé preimprégné-autoclave (Cf. [7] et [8]). Le mécanisme de déformation de type interaction pièce-outillage ne peut expliquer une déformation dans ce sens.

→ Les déformations de pièces convexes vers l'outillage ne peuvent être expliquées par l'interaction pièce-outillage.

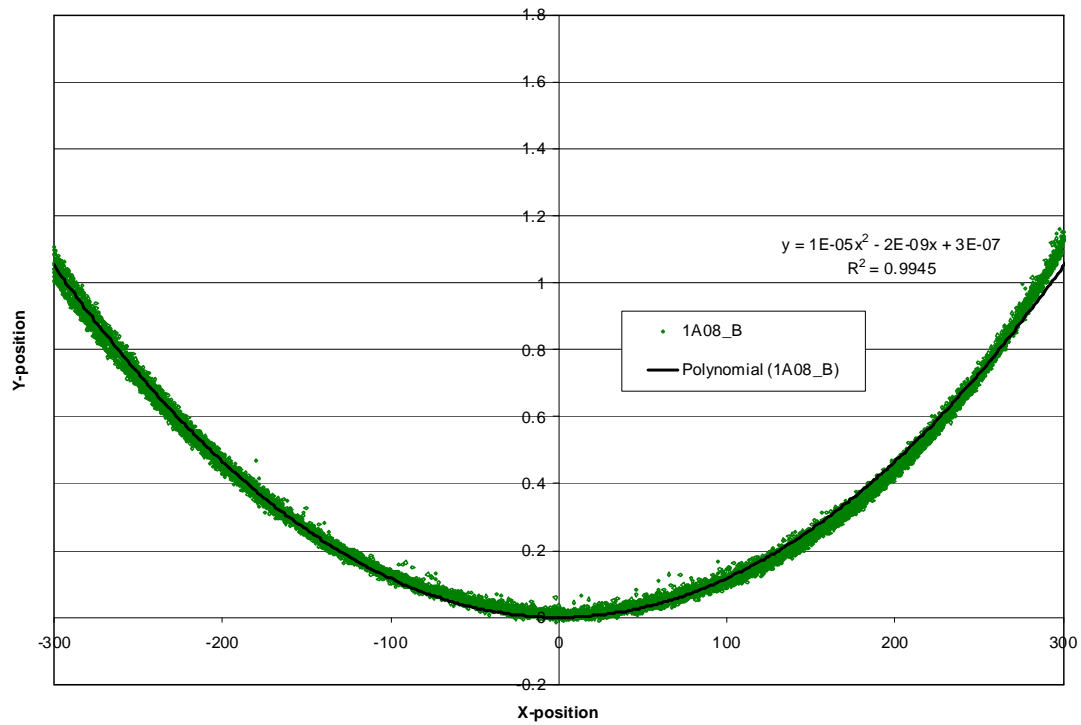


Figure 25: Profil caractéristique d'une pièce démoulée

La Figure 26 présente les profils de déformations d'une pièce caractéristique après le retrait de celle-ci de la plaque de moulage avant et après le retrait des équipements d'infusion. Le profil de la pièce avec ses équipements d'infusion présente également une déformation homogène et raisonnablement symétrique. La déformation est convexe vers l'outillage avec une amplitude très supérieure à celle de la pièce après retrait des équipements d'infusion (environ d'un facteur 12).

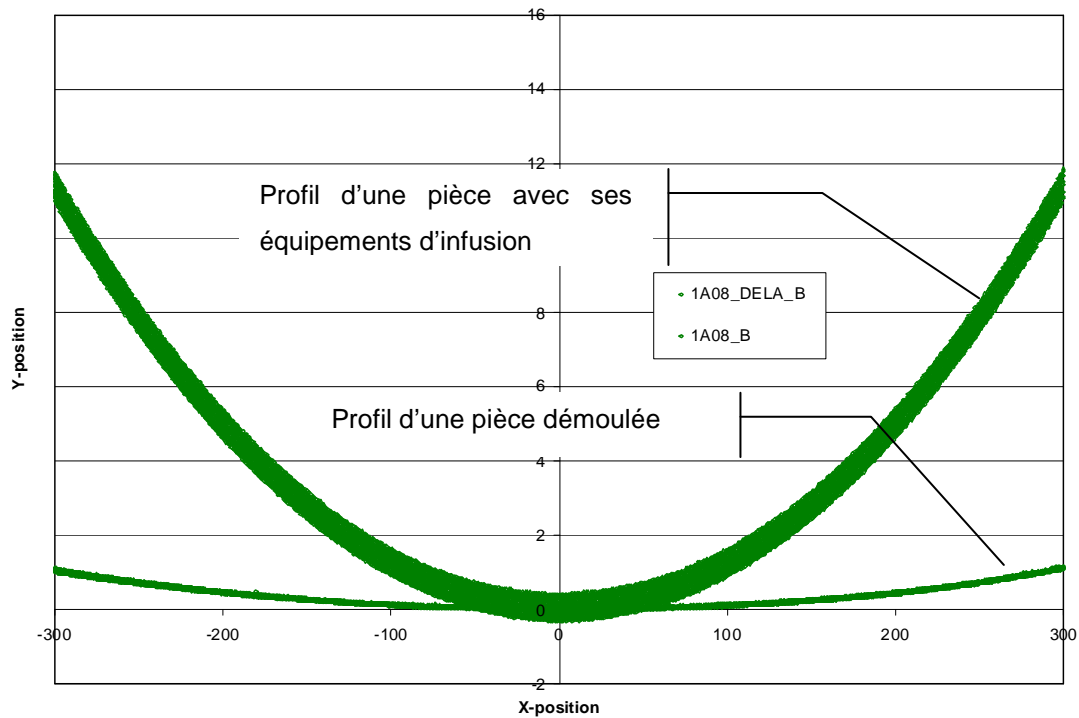


Figure 26: Profils caractéristiques d'une pièce avant et après retrait des équipements d'infusion

La Figure 27 montre la superposition des profils de 4 pièces issues d'une même série et réalisées avec les mêmes paramètres produit-procédé-processus-ressources. On note une dispersion non négligeable des profils de pièces de l'ordre de 20% du gauchissement maximum moyen.

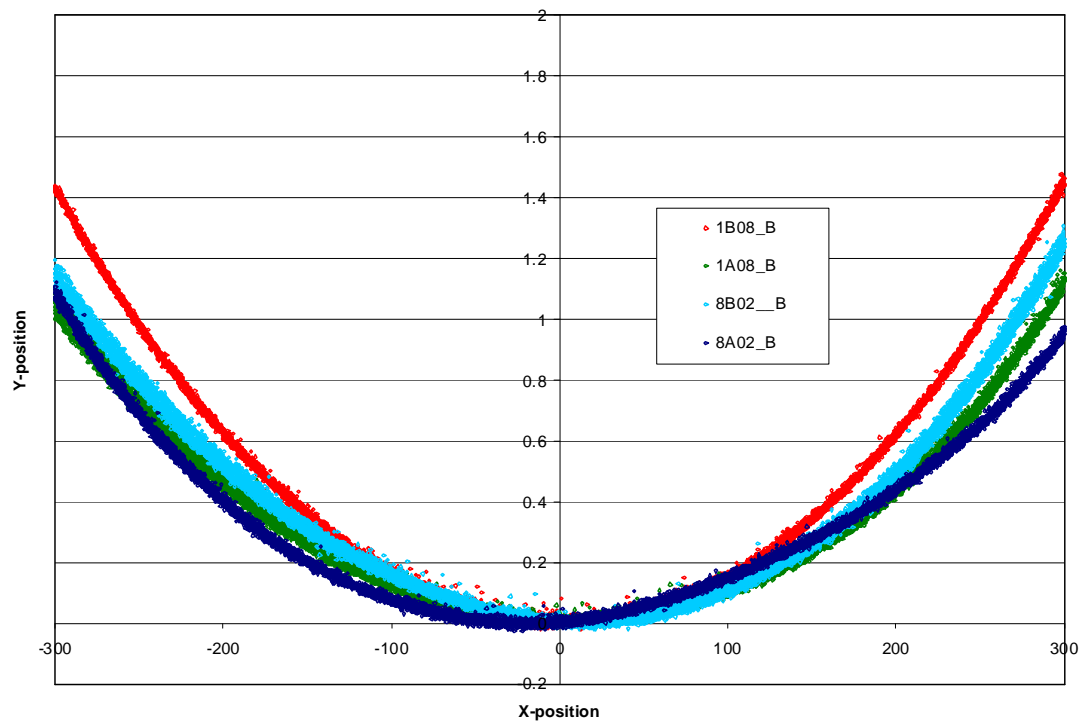


Figure 27: Comparaison des profils de pièce d'une même série

La divergence des déformations de pièces d'une même série mise en évidence ci-dessus pourrait être induite par de nombreuses causes. La comparaison des profils de chaque pièce avant et après retrait des équipements d'infusion (Cf. Figure 28) montre distinctement une même relation entre la déformation de la pièce avant et après retrait des équipements d'infusion. La santé matière des équipements d'infusion, c'est-à-dire la qualité d'imprégnation (porosité, zone sèche) est la première explication à cette forte dispersion. En effet, le niveau de contrainte transmis dépend des propriétés intrinsèques du composite formé par les équipements d'infusion imprégnés de résine.

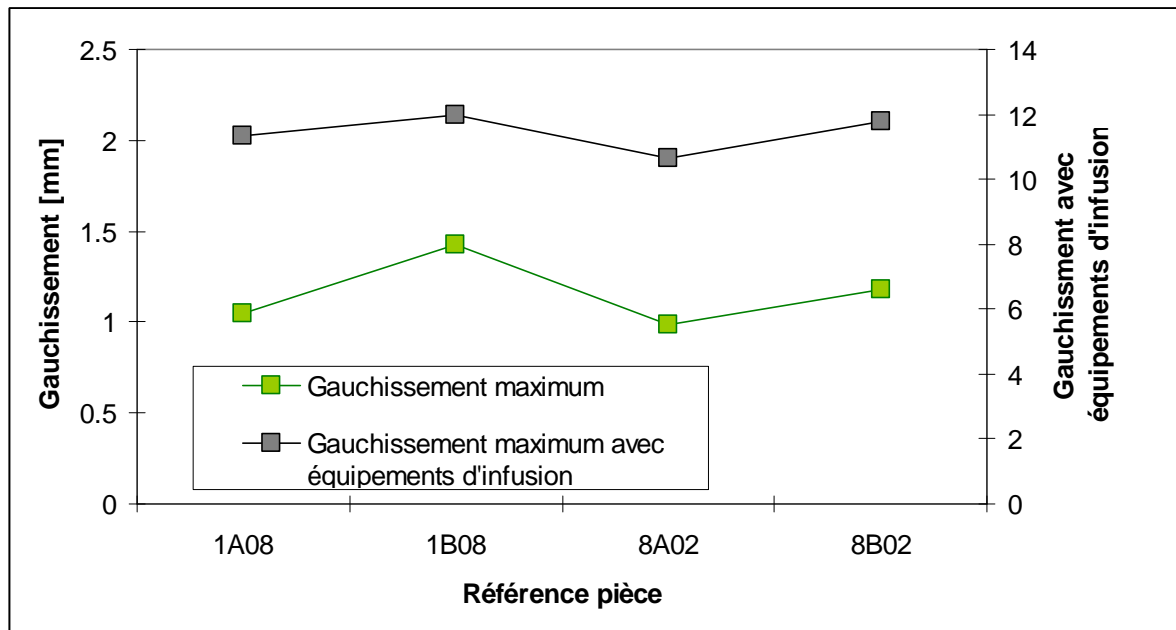


Figure 28: Comparaison des gauchissements maximum avant et après retrait des équipements d'infusion pour une série

La relation entre les profils avec et sans équipements d'infusion n'est pas directement proportionnelle au vue des valeurs de ratio calculées (Cf. Figure 29). Il est toutefois remarquable que ces ratios croissent pour des valeurs de gauchissement maximum avant retrait des équipements d'infusion croissantes.

→ Il existe une relation entre le gauchissement d'une pièce démoulée et celui d'une pièce avec ses équipements d'infusions non démoulés.

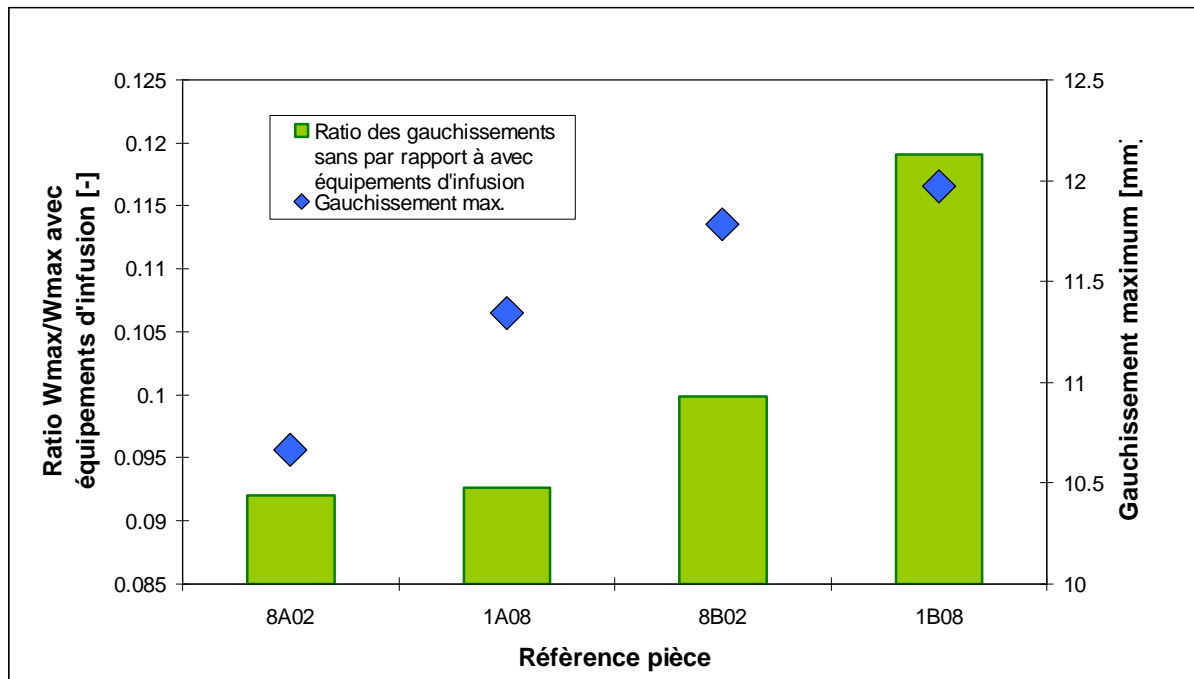


Figure 29: Comparaison du ratio des gauchissements maximums sans et avec les équipements d'infusion et du gauchissement maximum des pièces avec équipements d'infusion.

La contribution des équipements d'infusion dans la déformation des pièces paraît au vue des résultats ci-dessus indéniable. Le média de distribution est après infusion saturé de résine pure qui polymérise dans le même temps que la pièce. Les équipements d'infusion et la pièce composite forment un ensemble hétérogène solidaire dont les propriétés thermiques et physico-chimiques diffèrent fortement. Après refroidissement et retrait de cet ensemble de la plaque de moulage, il est libre de se déformer sous l'action des contraintes issues du différentiel de propriétés thermiques physico-chimiques.

Ces premiers résultats laissent penser que ce différentiel de propriétés engendre, au cours du cycle de fabrication, un transfert de contraintes qui, après démoulage complet de la pièce, contribue à la déformation finale de celle-ci. Il existerait donc une interaction entre les équipements d'infusion et la pièce composite. La contribution de ce mécanisme comparé à celle due à l'interaction pièce-outillage est dominante dans la mesure où le sens de la déformation est contraire à celui obtenu en présence du seul mécanisme de déformation de type interaction pièce-outillage.

→ Dans la cadre du procédé d'infusion de résine, la déformation induite pour des pièces théoriques planes résulte d'au moins deux mécanismes de déformations : une interaction pièce-outillage et une interaction équipement d'infusion-pièce. Cette dernière domine largement la première dans le cas de configuration conventionnelle.

II.6.1 Bilan

Cette première partie a permis l'analyse expérimentale des phénomènes de gauchissement dans le cas de pièces composites réalisées par un procédé d'infusion de résine. Des conditions expérimentales ont été déterminées afin de s'affranchir des déformations liées au gradient de température et donc de polymérisation.

Les premières pièces produites ont été analysées afin de valider les hypothèses initiales, notamment celles liées à des gradients de taux volumique de fibres. Ces pièces ont permis également d'évaluer et de valider la méthode de quantification des déformations ainsi que la reproductibilité du procédé.

Les premières mesures de déformation montrent la présence d'un lien entre la déformée de pièces avant et après retrait des équipements d'infusion. Ce constat laisse penser qu'une interaction entre la pièce et les équipements d'infusion est responsable d'une partie des déformations résultantes de la pièce.

Un travail spécifique doit être mené pour comprendre les relations entre les équipements d'infusion et la déformée de la pièce démoulée.

III. Caractérisation de l'interaction équipements d'infusion-pièce

Les premiers résultats expérimentaux laissent penser que l'interaction équipement d'infusion-pièce est responsable d'une majorité des déformations obtenus. Dans ce chapitre, nous allons tout d'abord nous attacher à identifier de façon certaine cette source de déformations spécifique. Dans un second temps, nous proposons d'évaluer expérimentalement le rôle et la sensibilité de paramètres produit procédé ressources sur ce mécanisme de déformation afin d'en améliorer sa compréhension.

III.1 Identification du mécanisme

Afin de corroborer ces résultats préliminaires, Il faudrait supprimer/minimiser l'interaction équipements d'infusion-pièce. Une imprégnation frontale sans équipements d'infusion est possible, mais il serait difficile de tirer des conclusions dans la mesure où les conditions limites seraient modifiées (répartition du champ de pression). Une solution consiste à utiliser un film démoulant perforé à la place du tissu d'arrachage conventionnel.

Le gauchissement de l'essai avec le film perforé n'a pu être mesuré avec ses équipements d'infusion car ceux-ci sont partiellement, voir totalement, désolidarisés de la pièce après refroidissement. Le comparatif des gauchissements de pièce avec et sans l'influence de l'interaction équipements d'infusion-pièce est présenté sur la Figure 30. Avec l'utilisation du film démoulant perforé, la déformation de la pièce est, contrairement à la pièce réalisée avec un tissu de délaminage conventionnel, concave par rapport à l'outillage avec une amplitude maximale importante. Dans ce cas, le mécanisme de déformation dominant est l'interaction pièce-outillage conformément aux résultats de la littérature.

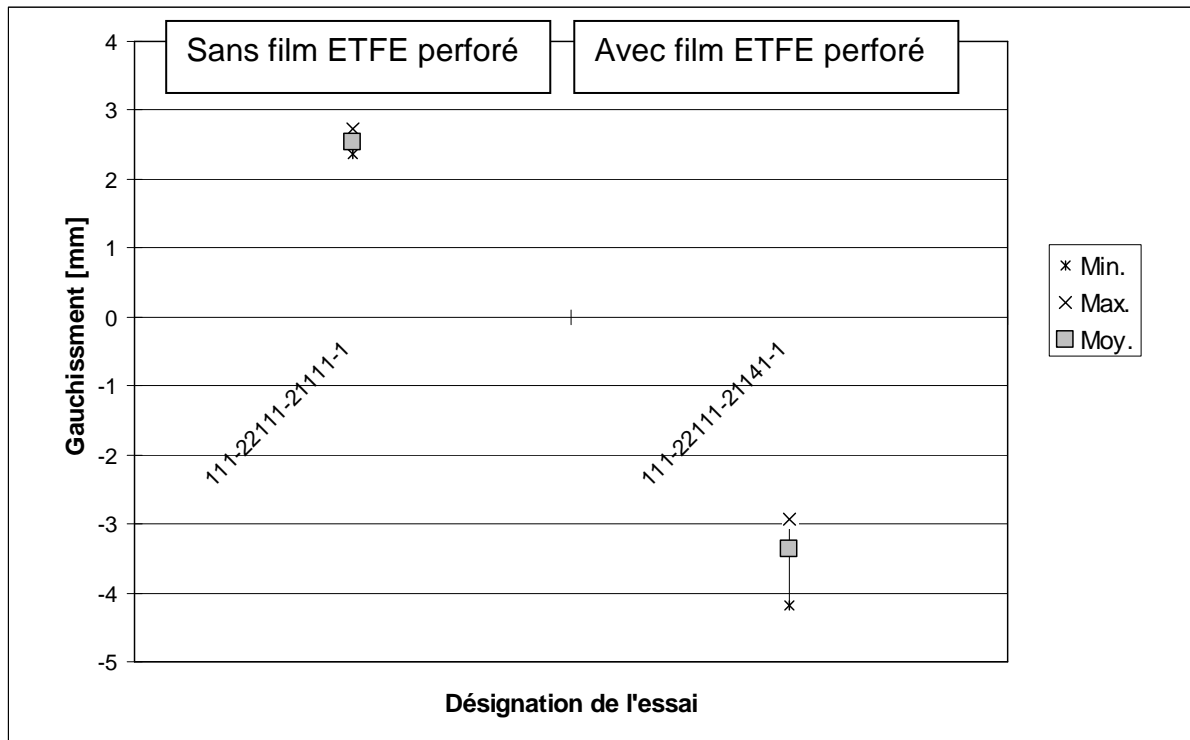


Figure 30: Gauchissement avec et sans film ETFE perforé

→ Le rôle des équipements d'infusion est confirmé expérimentalement. L'interaction équipements d'infusion-pièce peut être minimisé/supprimé par l'utilisation d'un film démoulant perforé à la place du tissu de délaminage.

La maîtrise industrielle des mécanismes de déformation passe obligatoirement par une compréhension des phénomènes en présence. Plusieurs interrogations se posent concernant ce mécanisme de déformation spécifique aux procédés d'infusion. Le degré d'influence des paramètres produit-procédé-processus-ressources ainsi que les secteurs du cycle critique sont à identifier afin d'entrevoir la possibilité de développement de modèles de prédiction.

III.2 Paramètres procédé

III.2.1 Cycle de polymérisation

III.2.1.1 Cinétique de montée en température

La variation de la cinétique de montée en température a des conséquences à deux niveaux. Tout d'abord, la cinétique de chauffe entraîne une augmentation de la cinétique de polymérisation. Ainsi, l'évolution du retrait de polymérisation s'en trouve modifiée. Dans un deuxième temps, la variation de la cinétique de montée en température entraîne une augmentation de la contrainte de cisaillement à l'interface pièce-outillage [10] par l'augmentation de la vitesse relative de déplacement pièce-outillage. La Figure 31 présente l'influence de la cinétique de montée en température sur le gauchissement.

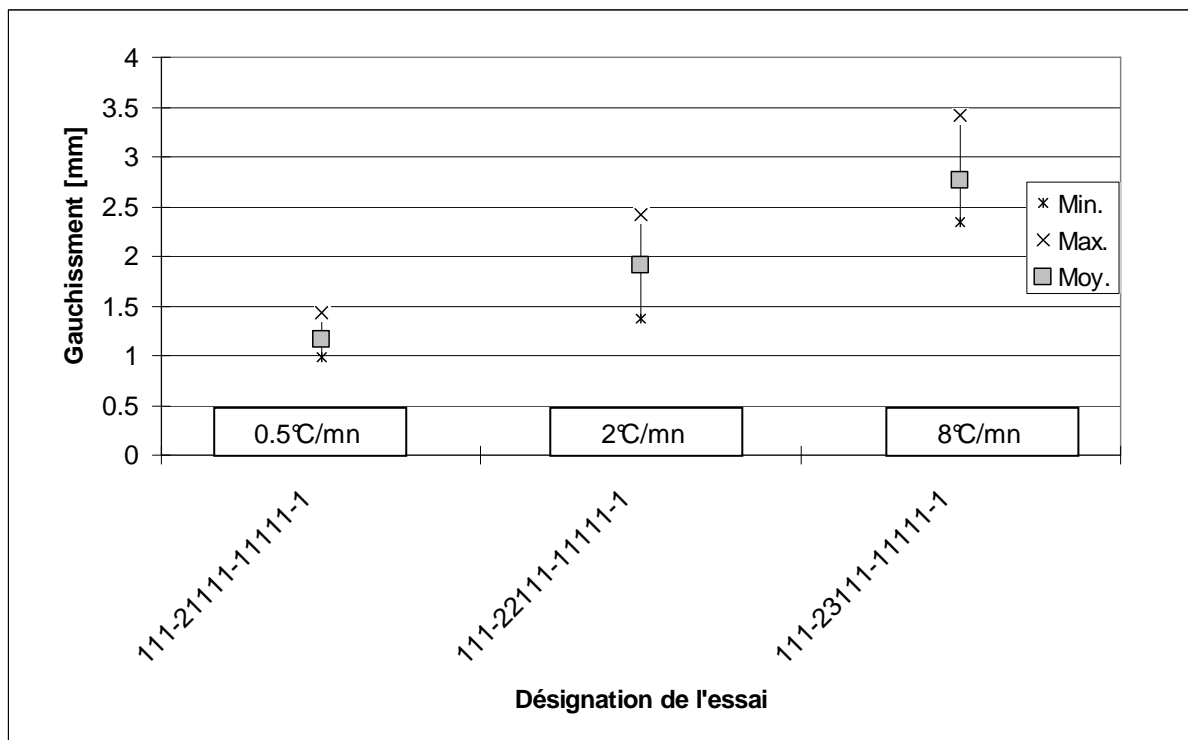


Figure 31: Influence de la cinétique de montée en température sur le gauchissement

On observe que le gauchissement croît concomitamment (Cf. Figure 32) avec la cinétique de montée en température. Deux séries d'essais, dont les paramètres opératoires sont strictement identiques hormis la variation de la cinétique de montée en

température passée de 0.5 à 8°C/min, présentent un gauchissement du simple au double.

La cinétique de chauffe agissant sur aux moins deux facteurs, il n'est pas possible de tirer plus de conclusions en l'état sur la contribution sur la déformation de ces facteurs.

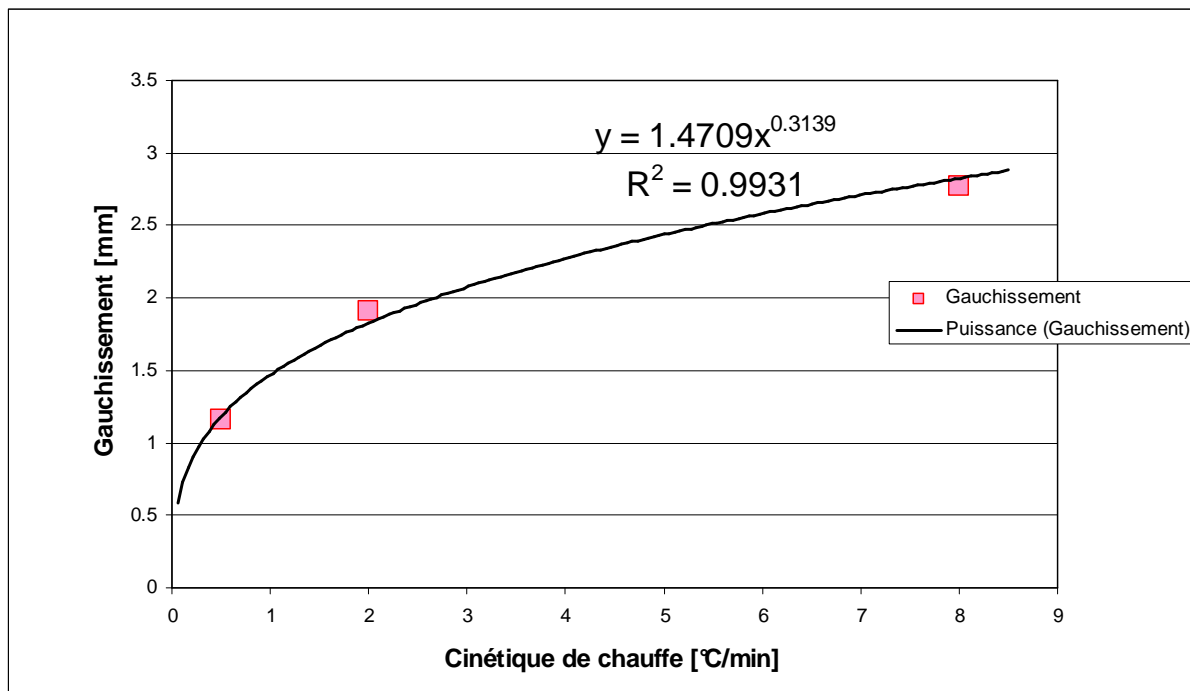


Figure 32: Gauchissement en fonction de la cinétique de chauffe

Sur la Figure 33, on remarque que le gauchissement des pièces avec ses équipements d'infusion croît également avec l'augmentation de la cinétique de montée en température. La tendance est cependant nettement moins marquée que pour le gauchissement de pièces sans équipements d'infusion. La différence pourrait s'expliquer par l'augmentation du retrait total de polymérisation avec l'augmentation de la cinétique de montée en température.

Le ratio entre le gauchissement sans et avec les équipements d'infusion est un moyen de représenter le degré de contraintes transmises par rapport aux conditions opératoires. Ce ratio croît selon une loi puissance avec la cinétique de montée en température (Cf. Figure 34). La vitesse de déformation joue un rôle prépondérant dans la détermination du transfert de contraintes équipements d'infusion-pièce. Cette

déformation résulte du différentiel de retrait de polymérisation et le différentiel de coefficient de dilatation entre les équipements et la pièce. La contribution de chaque phénomène physique ne peut être déterminée ici car la mesure de gauchissement ne permet d'observer qu'un niveau de la contrainte transmise à la fin du cycle.

→ La cinétique de chauffe est un paramètre non négligeable dans la détermination du transfert de contraintes équipements d'infusion-pièce.

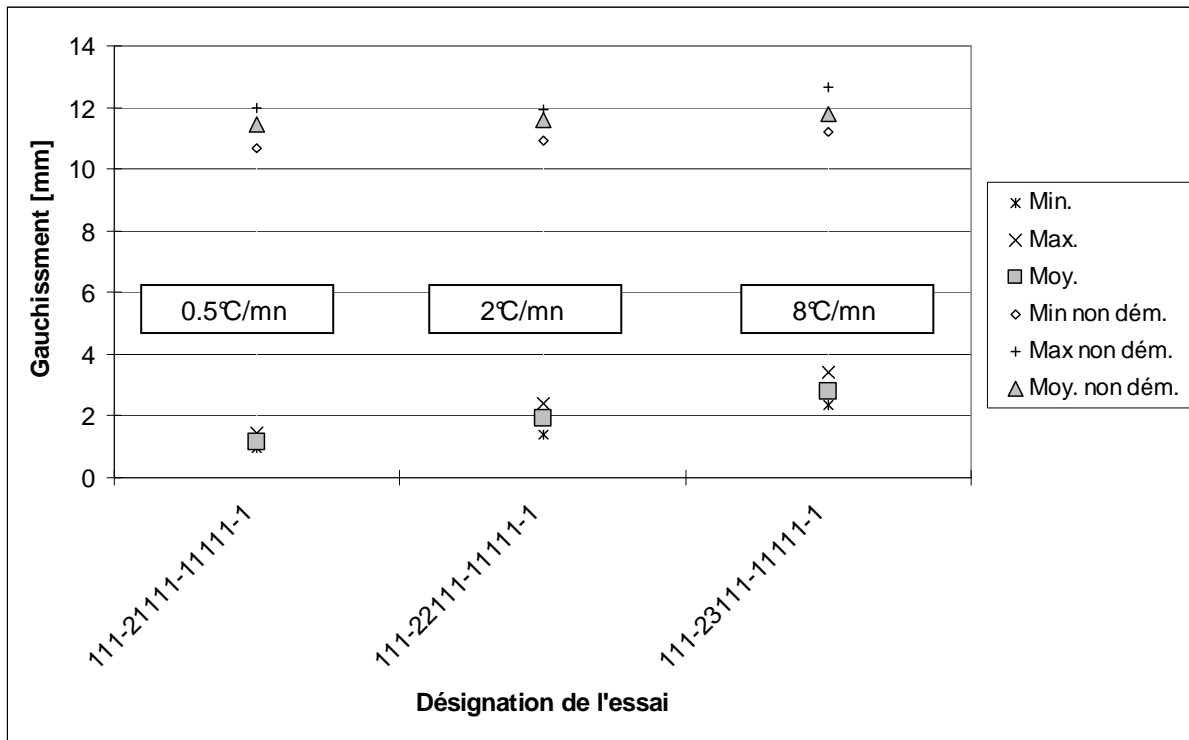


Figure 33: Influence de la cinétique de chauffe sur le gauchissement avant et après retrait des équipements d'infusion

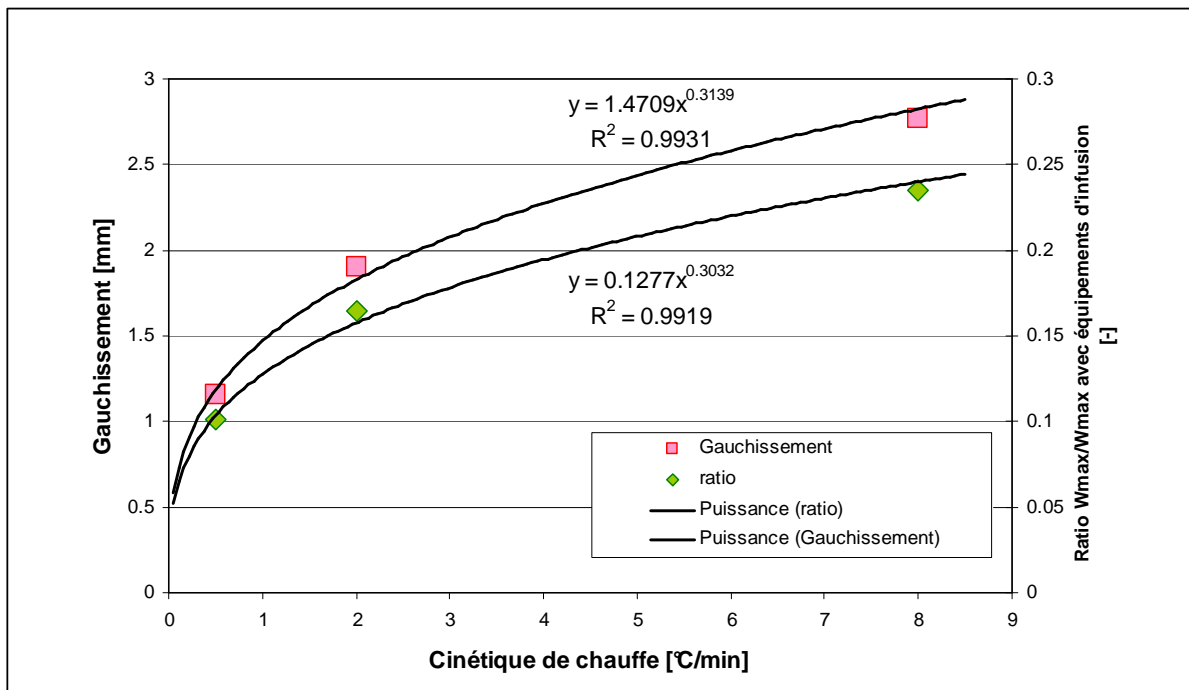


Figure 34: Comparaison gauchissement pièce et ratio

III.2.1.2 Cinétique de refroidissement

La littérature (Cf. II.1) a montré que la cinétique de refroidissement est un facteur influant pour la détermination de la géométrie finale de la pièce. Deux séries d'essais ont été réalisées, soumises à deux cinétiques de refroidissement extrême : un refroidissement naturel à l'air ambiant et un refroidissement forcé sous un flux d'eau tempérée. Les gauchissements moyens mesurés sont proposés sur la Figure 35. Le gauchissement moyen des pièces soumis à ces deux cycles n'apparaît pas comme étant affecté. Il est cependant à noter que le gauchissement des pièces avec leurs équipements d'infusion est plus faible (environ 6%) pour une forte cinétique de refroidissement que pour une faible. Devant la différence entre les deux valeurs de cinétique de refroidissement, cet écart n'est pas représentatif d'un impact fort de ce paramètre sur la déformée de la pièce. Avant d'être imputé comme un effet direct de la cinétique de refroidissement, il aurait été nécessaire de s'assurer de l'équivalence de la santé matière des équipements d'infusion.

Une autre hypothèse serait que l'influence de la cinétique de refroidissement influe de manière équivalente sur les deux mécanismes de déformations en concurrence, et que l'impact de la cinétique de refroidissement sur chaque mécanisme tendrait à se compenser. Cette hypothèse paraît toutefois peu probable dans la mesure où nous avons montré que le mécanisme de déformation issue de l'interaction équipements d'infusion-pièce domine largement celui issu de l'interaction pièce outillage. Il est toutefois à noter que le système de refroidissement utilisé ne garantit en aucun cas une homogénéité de température dans l'épaisseur de la pièce. Le refroidissement effectif de l'ensemble est bien plus rapide coté équipement d'infusion que coté outillage. D'autres essais seraient à réaliser pour corroborer ces hypothèses.

<p>→ La cinétique de refroidissement n'apparaît pas comme étant un paramètre influent sur les mécanismes de déformation dans le cadre de notre étude.</p>

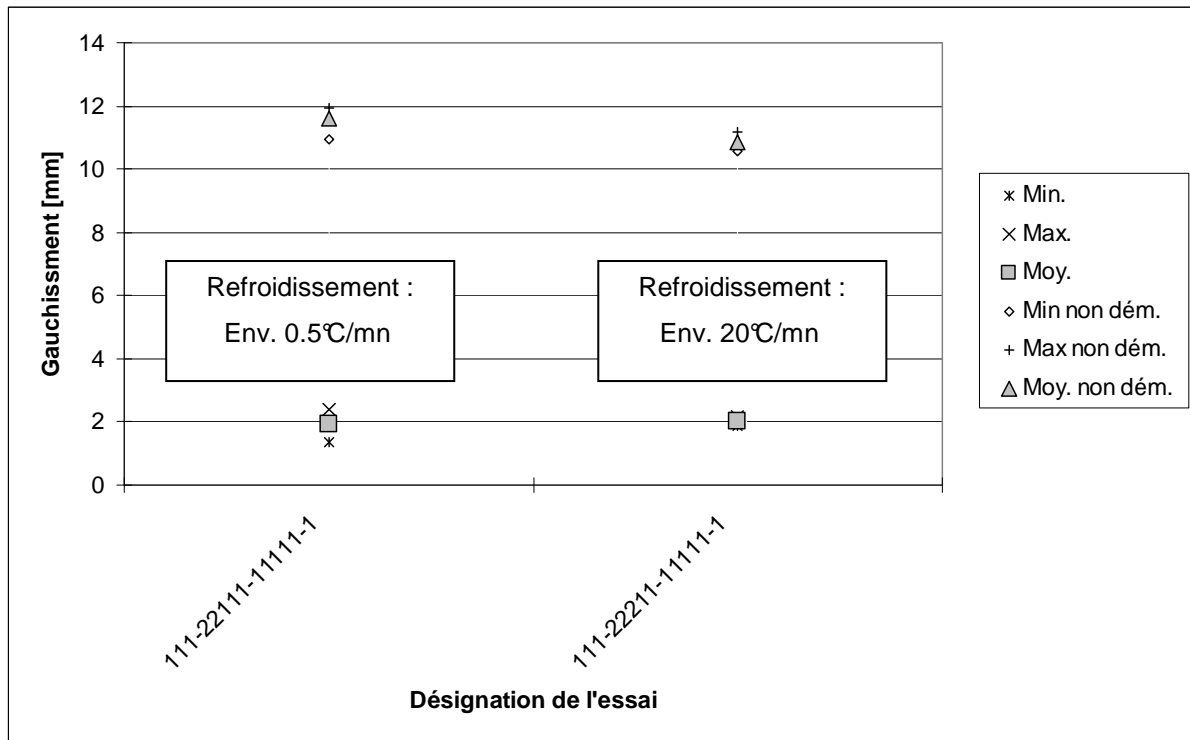


Figure 35: Influence de la cinétique de refroidissement

III.2.1.3 Cas de cycle mono-palier

Un cycle de polymérisation mono-palier permet, dans la mesure où la rampe de montée en température est suffisamment rapide, de s'affranchir d'un transfert de contraintes dans cette phase, engendré par la dilatation différentielle des différents composants de l'ensemble. La résine n'étant pas dans cette phase gélifiée, le transfert de contraintes vers la résine peut être négligé. Le transfert de contraintes vers les fibres résultant de l'interaction pièce-outillage [10] est négligé dans cette analyse.

La Figure 36 présente l'amplitude moyenne de gauchissement de deux séries de pièces soumises à un cycle mono-palier de respectivement 2h à 150°C et 4h à 80°C. Ces deux cycles correspondent à des taux de polymérisation théorique de 1.

Les deux séries d'essais montrent un gauchissement significatif. La contribution du facteur retrait de polymérisation est indéniable. Elle joue un rôle important dans la détermination du gauchissement final.

Le gauchissement pour ce premier cycle est nettement plus prononcé que pour le second. Ce résultat nous montre clairement que la cinétique de polymérisation est un facteur fortement influant. Le retrait évoluant d'une manière complexe, d'autres essais seraient nécessaires pour approfondir la relation entre l'évolution du retrait et le niveau de contraintes transmises.

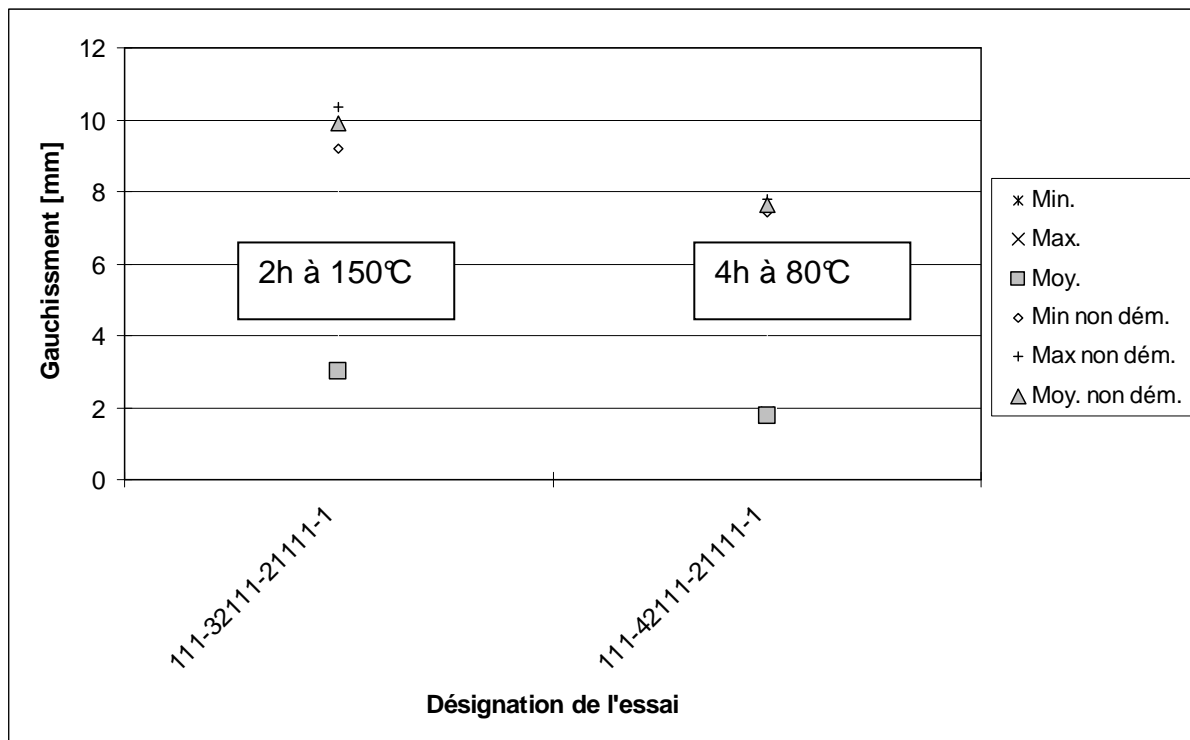


Figure 36: Gauchissements avec/sans équipements d'infusion dans le cas de cycle mono-palier

III.2.1.4 Cas de cycles bi-paliers

Les cycles bi-paliers sont les plus usités pour la polymérisation de pièces hautes performances. Ils permettent de réduire les contraintes internes en différant dans le temps le stade de gélification de la résine puis la finalisation de la polymérisation de celle-ci.

Deux cycles de température sont expérimentés : [15mn à 120°C+ 2h à 150°C] ou [1h à 80°C+ 2h à 150°C]. Les résultats sont représentés sur la Figure 37 pour les pièces réalisées sur une plaque de moulage en composite carbone/époxy.

Dans le cas d'un moulage sur la plaque composite, les gauchissements après dé-moulage sont équivalents, bien que les gauchissements des pièces avec leurs équi-

pements d'infusion diffèrent distinctement. D'un cycle à l'autre, l'évolution du retrait et l'évolution de l'allongement thermique varient différemment. L'équivalence des gauchissements de pièces démoulées pourrait s'expliquer soit par le fait que les variations de ces paramètres n'influent pas de façon significative sur le niveau de contraintes transmises, soit par le fait que les variations d'un cycle par rapport à l'autre tendent à se compenser.

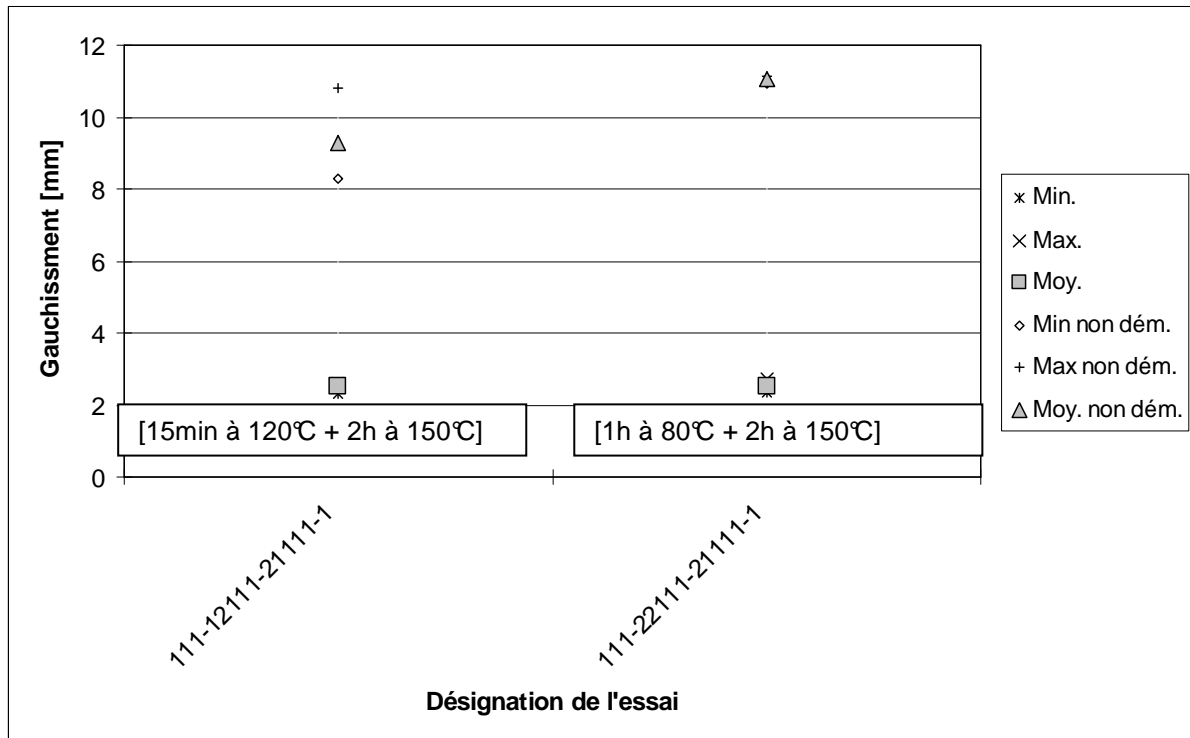


Figure 37: Comparaison des gauchissements résultant de deux cycles bi-paliers distincts

Les résultats ci-dessus sont comparés aux résultats de pièces réalisées avec ces cycles sur une plaque de moulage en aluminium sur la Figure 38. Les pièces réalisées sur une plaque de moulage en aluminium présentent une forte dépendance au cycle de cuisson. Le gauchissement des pièces diminue pour une hauteur de palier de maintien croissante. La différence dans l'amplitude de gauchissement pour des pièces réalisées sur ces deux matériaux d'outillage est imputée au mécanisme de déformation issue de l'interaction pièce-outillage. Ce mécanisme induit un transfert de contraintes vers la pièce coté outillage. Les contraintes ainsi transmises tendent à réduire l'effet du mécanisme de déformation induit par les équipements d'infusion.

L'amplitude de gauchissement plus faible des pièces réalisées sur plaques de moulage aluminium trahit la présence de contraintes résiduelles supplémentaires.

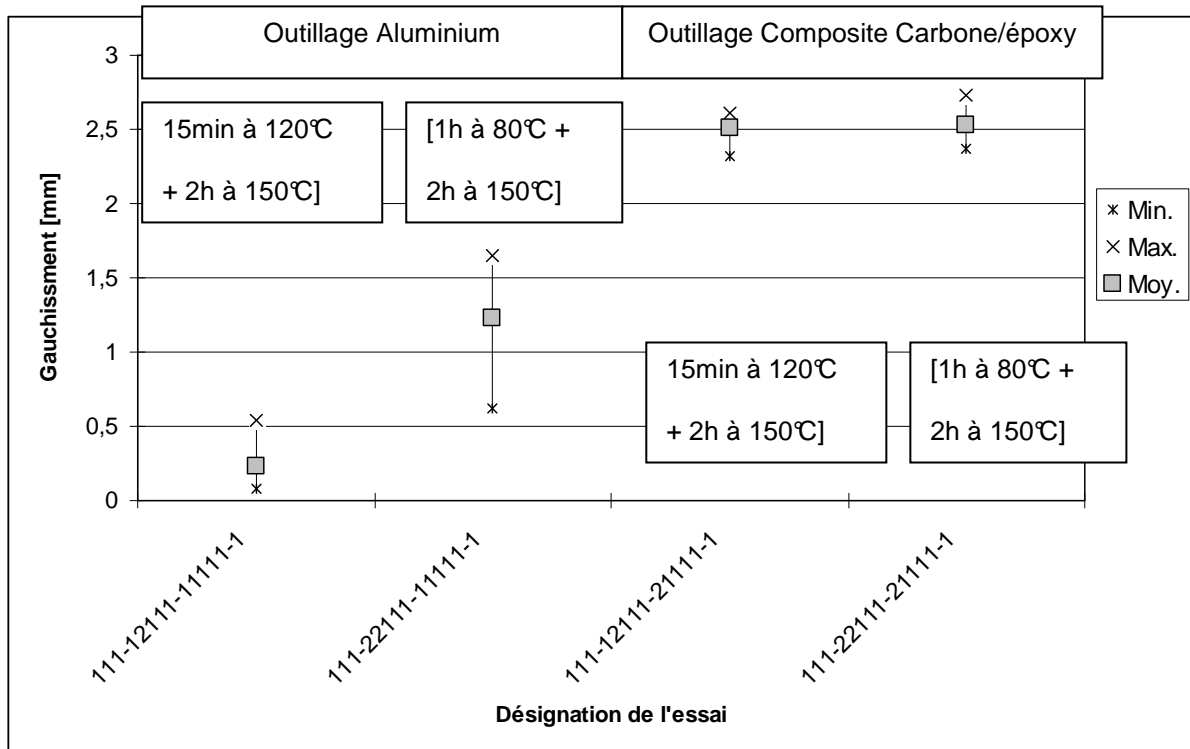


Figure 38: Comparaison des gauchissements en fonction du couple cycle de polymérisation-matériaux d'outillage

→ En infusion de résine, un moulage de pièce sur outillage composite carbone-époxy engendre une amplitude de déformation supérieure à celle obtenue par un moulage sur plaque de moulage aluminium.

III.3 Paramètres ressources

III.3.1 Equipements d'infusion

III.3.1.1 Epaisseur de média

Afin de mieux comprendre les relations entre les équipements d'infusion et la pièce, trois séries d'essais sont réalisés avec différentes épaisseurs d'équipements d'infusion. Le premier est équipé seulement d'un tissu d'arrachage. L'imprégnation

dans ce cas est donc frontale. Les deux suivants son respectivement réalisés avec un et deux médias de distribution. Il en ressort que le gauchissement de la pièce croît avec l'augmentation d'épaisseur des équipements d'infusion.

Il est à remarquer que l'amplitude de gauchissement de la pièce représente près de 1.5mm pour une épaisseur d'équipement d'infusion d'environ 0.1 mm et seulement 3mm pour une épaisseur d'équipement d'infusion d'environ 1.1mm. En effet, bien que l'amplitude de gauchissement avec les équipements croissent linéairement avec l'épaisseur de ceux-ci, l'amplitude de gauchissement des pièces démoulées tend à croître de manière asymptotique avec l'épaisseur des équipements d'infusion (Cf. Figure 40). Le ratio des gauchissements suit, quant à lui, une loi puissance $\omega = a \cdot e_{\text{média}}^{-b}$.

→ L'allure de la courbe de gauchissement en fonction de l'épaisseur des équipements d'infusion laisse penser que les contraintes sont concentrées à l'interface pièce/équipements d'infusion.

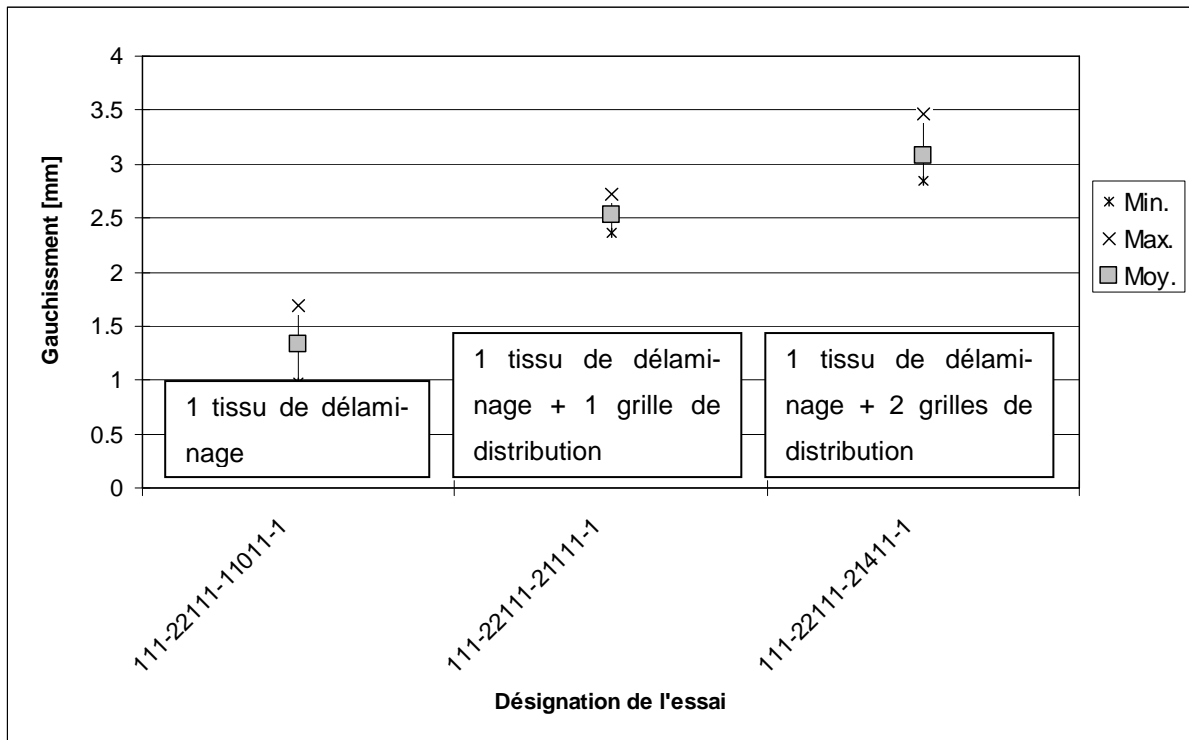


Figure 39: Influence de l'épaisseur des équipements d'infusion

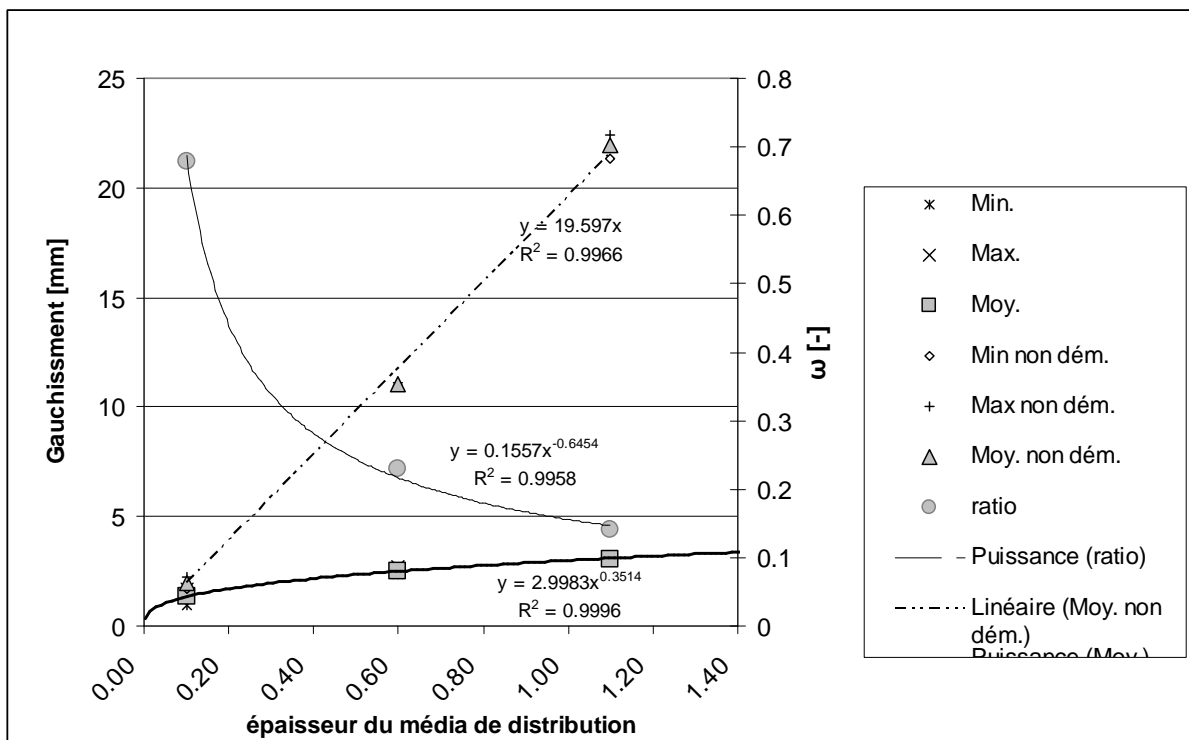


Figure 40: Ratio en fonction de l'épaisseur des équipements d'infusion

III.3.1.2 Type de tissu d'arrachage

Le tissu de délaminage doit remplir plusieurs fonctions. Sa fonction principale est de désolidariser après polymérisation et refroidissement les équipements d'infusion de la pièce à réaliser. D'autres fonctions complémentaires s'ajoutent à celle-ci comme par exemple l'aspect de surface laissé sur la pièce. Les trois tissus de délaminage que nous avons choisi d'expérimenter vont d'un tissage assez grossier jusqu'à un produit extrêmement fin permettant la mise en peinture du panneau en minimisant les retouches.

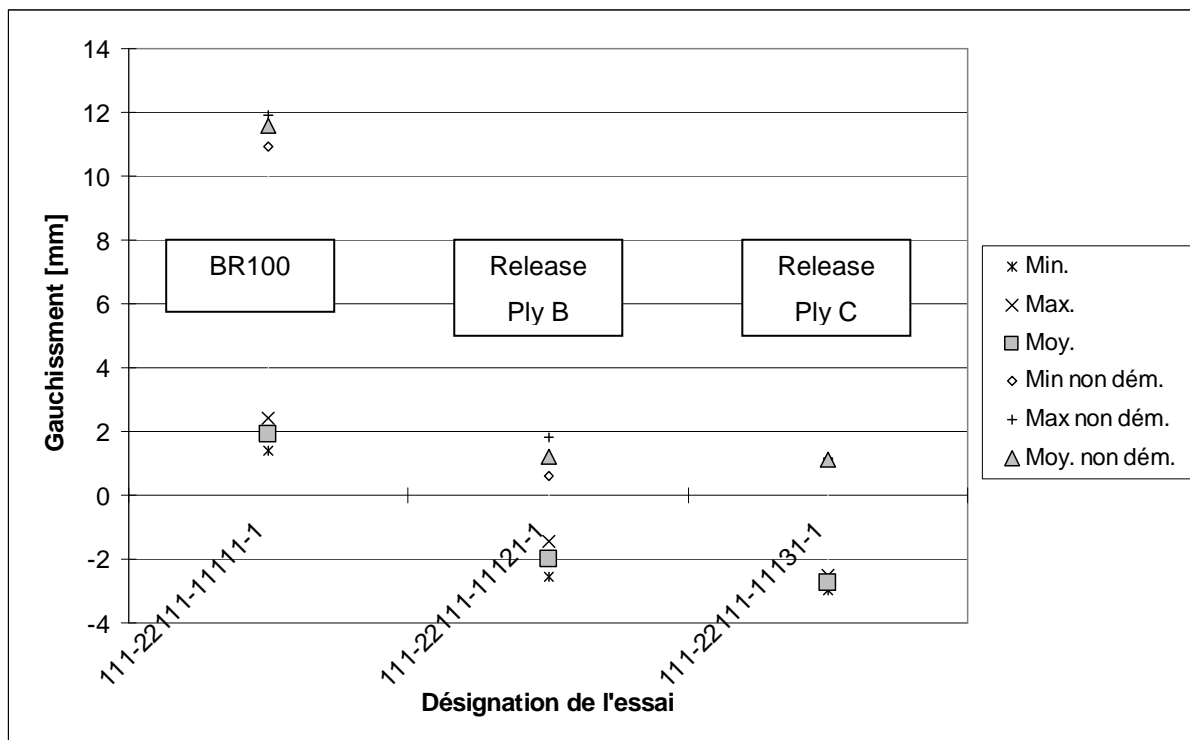


Figure 41: Gauchissements en fonction du type de tissu de délaminage

Les résultats mesurés (Cf. Figure 41) montrent une influence importante du type de tissu de délaminage utilisé. Malgré le fait que ces séries d'essais disposent du même média de distribution, les amplitudes de gauchissement avec équipements d'infusion varient fortement. Les deux tissus de délaminage « Release Ply B » et « Release Ply C » et présentent un gauchissement avec les équipements (c'est-à-dire non démonté) extrêmement faible comparé aux essais de référence avec tissu de délaminage de « Aerovac BR100 ». Un glissement a lieu au refroidissement entre le média de

distribution et la pièce composite au travers de ces tissus d'arrachage. Le transfert de contraintes issue de l'interaction équipement d'infusion-pièce avec ces types de produit est fortement réduit. L'amplitude de gauchissement mesurée avec ces produits résulte de l'interaction pièce-outillage ainsi que du gradient de TVF dans l'épaisseur. La contribution du mécanisme de déformation issue de l'interaction équipement d'infusion-pièce est fortement réduite par l'utilisation des tissus d'arrachage « Release Ply B » et « Release Ply C ».

→ Le type de tissu d'arrachage joue un rôle prépondérant sur le niveau de contraintes transmis par le média de distribution

III.3.1.3 Type de média

Les médias de distribution sont des éléments essentiels dans la mise en œuvre par procédé d'infusion de résine. Leur fonction principale est de drainer la résine afin d'imprégner le renfort fibreux par un front dit transverse. Deux produits sont expérimentés car ils présentent de nombreuses différences, à commencer par leur processus de fabrication respectifs (Cf. II.4.4.2). Leurs influences sur les mécanismes de déformations sont caractérisées expérimentalement. Les essais sont réalisés avec le tissu d'arrachage de type 1, celui qui entrave peu un transfert de contraintes équipements d'infusion-pièce.

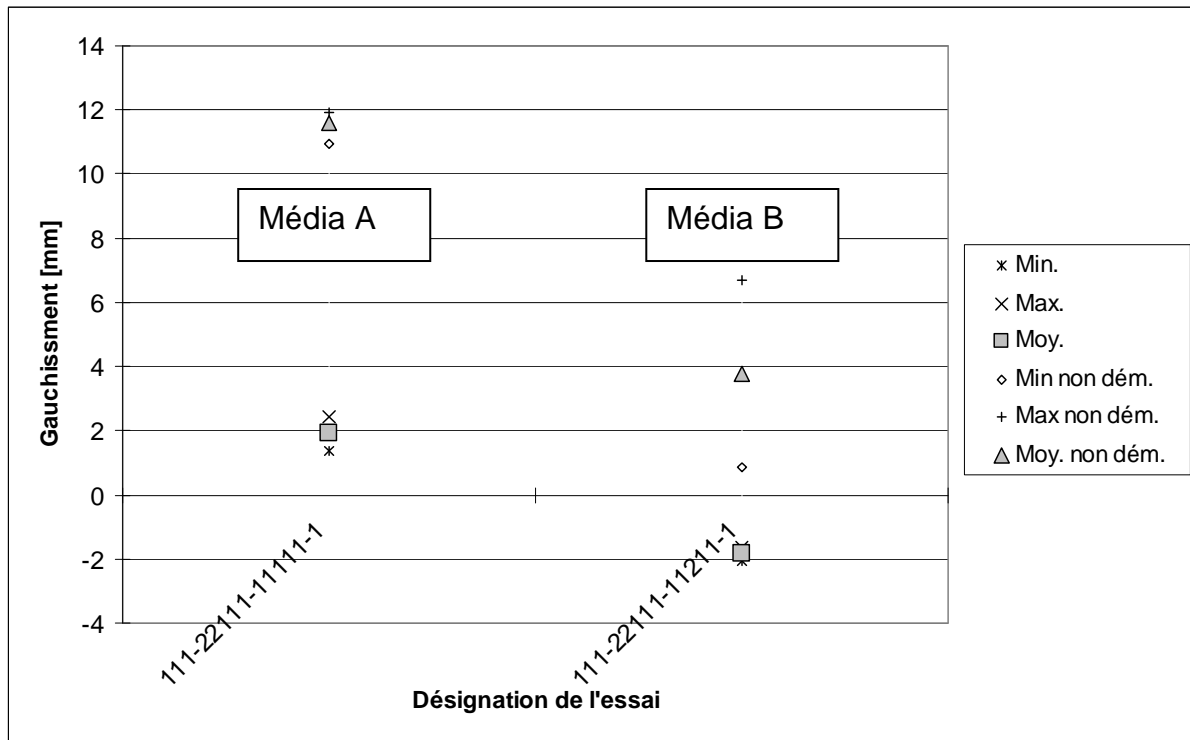


Figure 42: Influence du type de média de distribution

Il en résulte (Cf. Figure 42) une forte dépendance du type de média de distribution au vue de l'amplitude de gauchissement mesuré. Les pièces non-démoulées réalisées avec le média de distribution B présentent une amplitude de gauchissement fortement inférieure (environ -60%) par rapport aux pièces réalisées avec le média de distribution A. Le gauchissement de pièces démoulées suit ce même schéma, avec un gauchissement concave de la pièce par rapport à l'outillage. Dans le cas de l'utilisation d'un média de distribution de type 2, la contribution du mécanisme de déformation issue de l'interaction équipements d'infusion-pièce est fortement réduite. Le sens du gauchissement indique que les mécanismes de déformations dus à un gradient de TVF dans l'épaisseur à l'interaction pièce-outillage dominant.

Le processus de fabrication des ces deux types de médias est mis en cause. Les médias tissés garantissent une continuité de la résine dans le plan de celle-ci. Dans le cas d'un média extrudé, la résine en contact avec la pièce est emprisonnée dans la structure du média. On peut supposer que les changements volumiques dus aux aspects thermiques ou physico-chimiques soient localisés à l'échelle de ces mailles.

→ L'interaction équipements d'infusion-pièce dépend fortement du type de média utilisé.

III.3.2 Outillage de moulage

III.3.2.1 Matériaux d'outillage

Une idée reçue, déjà contredite par les travaux de [20], consiste à choisir un matériau d'outillage dont les dilatations sont au plus proche de la pièce à réaliser afin de minimiser les déformations induites par le procédé. Afin de caractériser l'influence des matériaux d'outillage sur les déformations induites par le procédé, diverses séries d'essai sont réalisées sur des plaques de moulage composite carbone-époxy et aluminium. Afin de mieux comprendre les phénomènes en présence, ces essais sont réalisés pour chaque matériau d'outillage avec trois cinétiques de montée en température (0.5, 2 et 8°C/mn) pour un cycle de 1h à 80° C puis 2h à 150°C. Les gauchissements des pièces résultants de ces essais sont représentés sur la Figure 43. On remarque que les amplitudes de gauchissement obtenues avec des matériaux d'outillage composite sont systématiquement supérieures à celles obtenues sur des outillages de moulage aluminium pour des cinétiques de montée en température identiques. L'écart entre ces deux gauchissements est imputable au mécanisme de déformation issu de l'interaction pièce-outillage. La contribution due à ce mécanisme tend à décroître avec l'augmentation de la cinétique de chauffe (environ 28% à 0.5°C/min et environ 18% à 8°C/min).

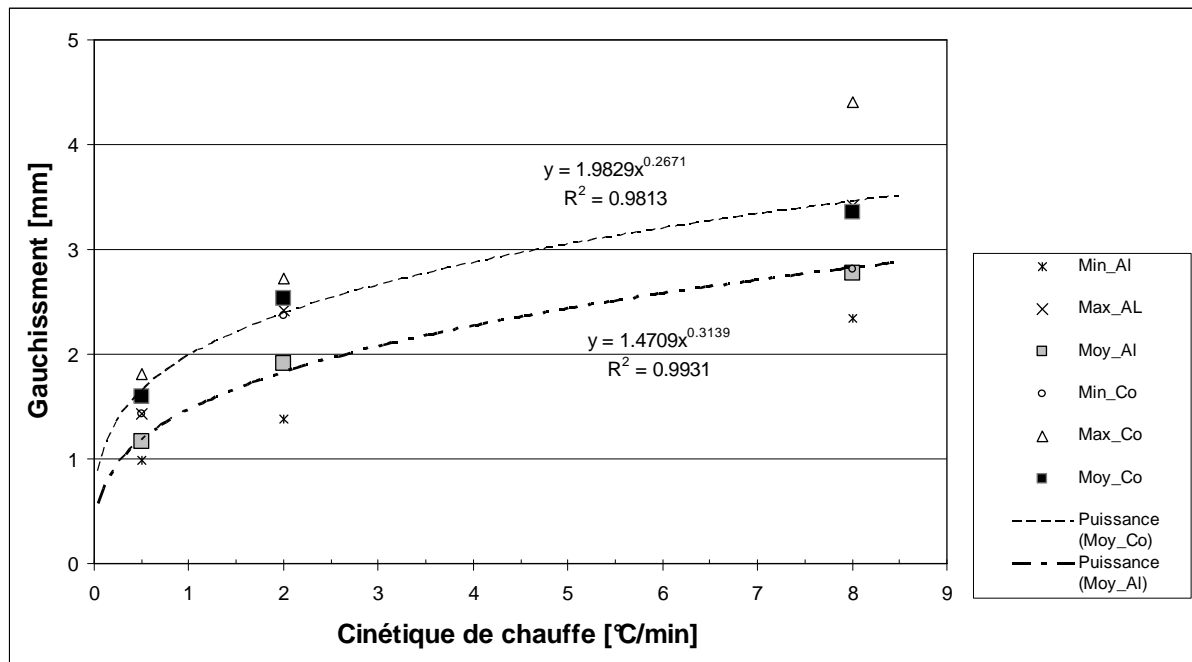


Figure 43: Gauchissements en fonction du matériau d'outillage et de la cinétique de montée en température

III.3.2.2 Agents de démoulage

Les agents de démoulage se présentent sous forme de deux grands groupes : les produits liquides et les produits solides, sous forme de film par exemple. L'influence de ces produits est évaluée expérimentalement. On s'attend à une influence sur le mécanisme de déformation issu de l'interaction pièce-outillage. Afin de caractériser distinctement cette influence, les essais sont réalisés en minimisant le mécanisme de déformation issu de l'interaction équipements d'infusion-pièce. L'emploi d'un film ETFE permet de réduire fortement l'amplitude de gauchissement résultant. Au vue de l'absence d'adhérence manifeste de ce produit sur la pièce, cela laisse donc supposer que son emploi, combiné à celui d'un tissu d'arrachage de même nature permet de supprimer, ou tout du moins de minimiser, les déformations dues aux interactions équipements d'infusion-pièce et pièce-outillage.

La Figure 44 présente l'influence de l'agent de démoulage sur l'amplitude de gauchissement. L'utilisation d'un film démoulant ETFE permet de réduire de près de 40% le gauchissement total des pièces. Cette réduction est imputée à la minimisation/suppression de l'interaction pièce-outillage par l'emploi d'un film démoulant. Le

gauchissement résultant apparaît donc comme étant en majorité le résultat du gradient de TVF dans l'épaisseur.

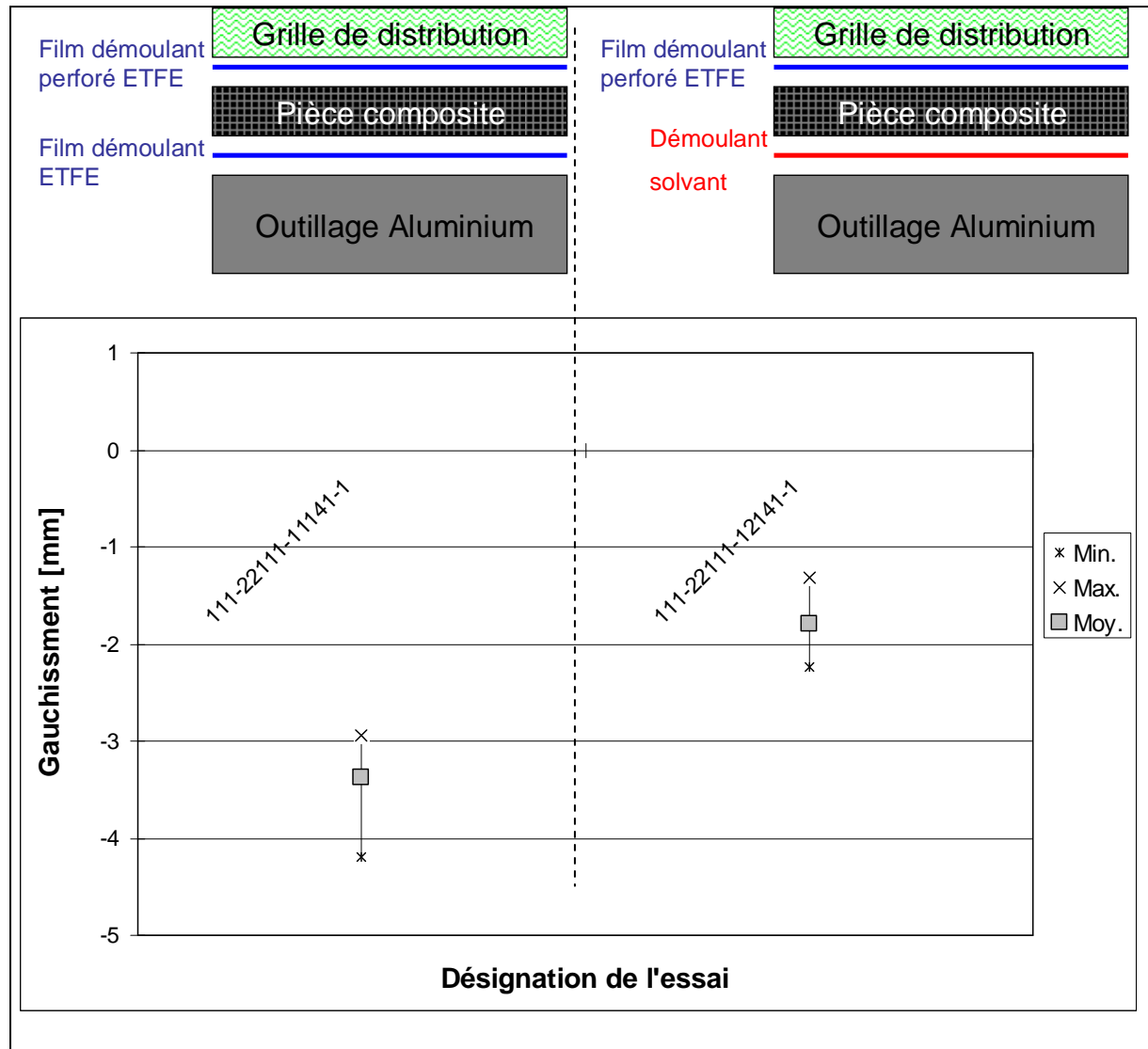


Figure 44: Influence de l'agent de démoulage de l'outillage

→ Le retrait de l'influence des interactions pièce-outillage et pièce-équipements d'infusion ne permet pas d'obtenir des plaques planes. Une dissymétrie, par exemple de taux volumique de fibres, entraîne une déformation résiduelle.

III.4 Paramètres produit

III.4.1 Géométrie de la pièce

La géométrie de la pièce est un facteur à prendre en compte tant la diversité des pièces à réaliser est riche. A l'instar de ce qui a été caractérisé pour le mécanisme de déformation du à l'interaction pièce-outillage, les déformations issues de l'interaction pièce-équipements d'infusion sont fortement dépendantes de la géométrie de la pièce (Cf. Figure 45 et Figure 46).

Il apparaît que les amplitudes de déformation de la pièce démoulée et non démoulée croissent en suivant une fonction puissance avec la longueur de la pièce. De même ces amplitudes décroissent avec l'épaisseur en suivant une loi puissance.

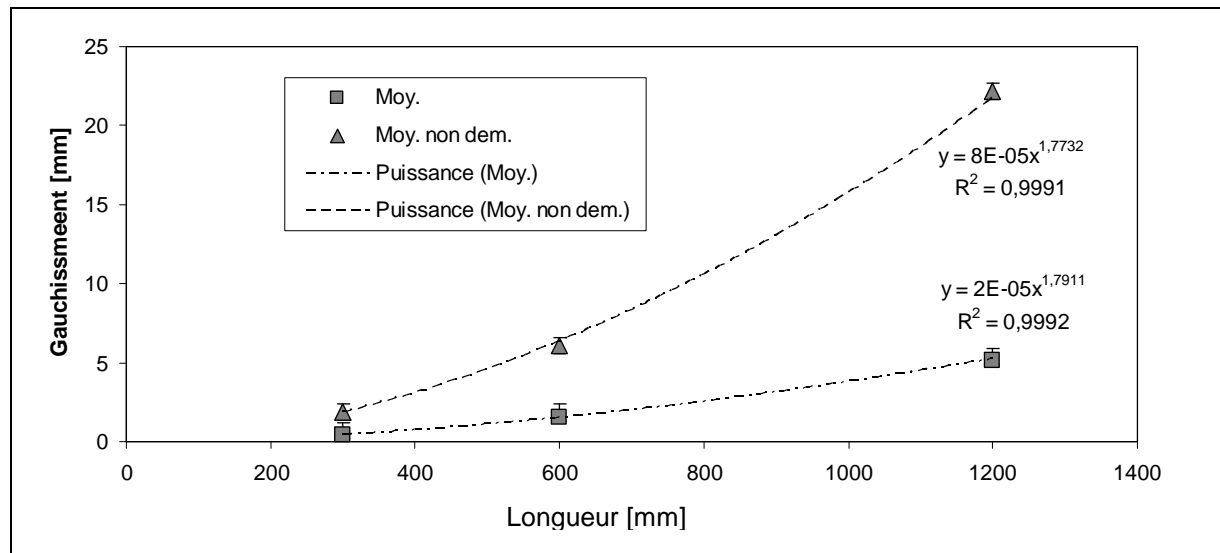


Figure 45: Influence de la longueur de la pièce sur le gauchissement

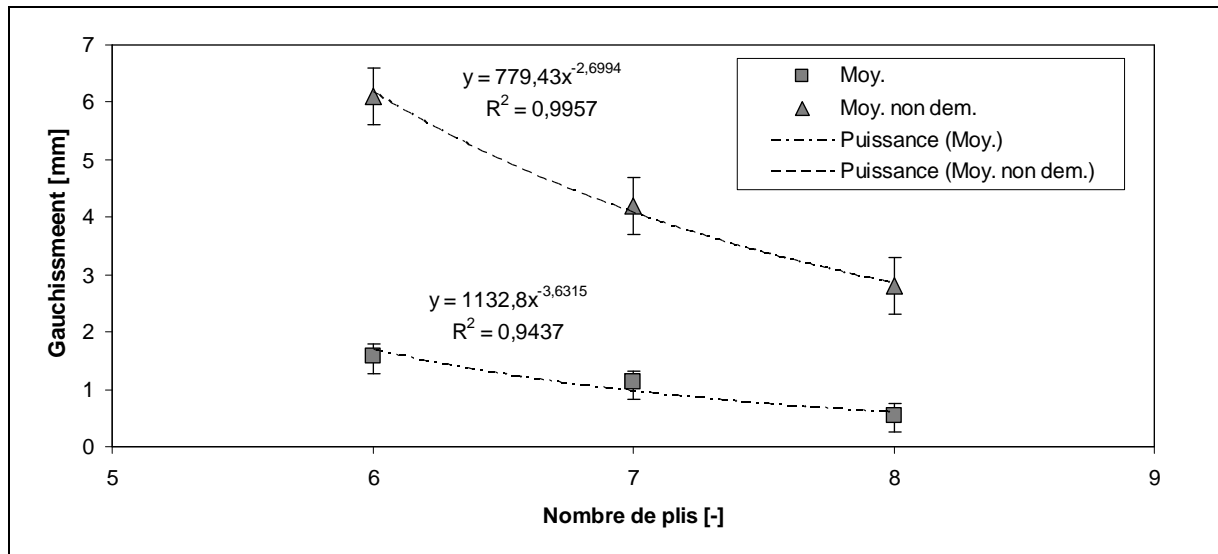


Figure 46: Influence de l'épaisseur des pièces sur le gauchissement

III.4.2 Fonction

La mise en œuvre de matériaux composites rend possible l'intégration de fonctions. Ces fonctions sont présentes à différentes échelles. Nous nous intéressons dans le cadre de cette étude aux tissus mécaniques fonctionnalisants. Ces tissus sont positionnés directement sur la peau extérieure de la pièce c'est-à-dire dans notre cas en contact avec l'outillage. La Figure 47 montre la déformation obtenue avec un tissu extrudé en cuivre comparé à une pièce sans tissu métallique. Comme attendu, l'influence de l'ajout d'un tissu métallique sur une pièce composite engendre après refroidissement des déformations non négligeables.

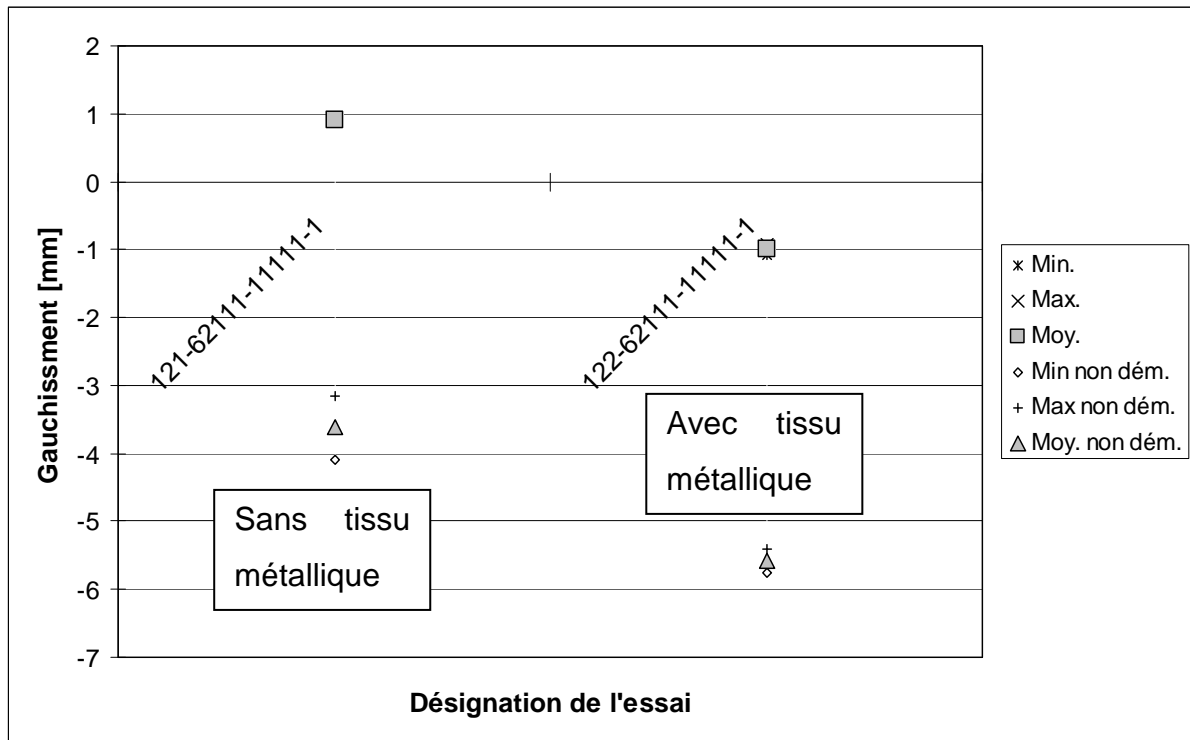


Figure 47: Influence d'un tissu métallique fonctionnalisant

III.5 Bilan

Le tableau ci-dessous synthétise l'influence des divers paramètres expérimentaux sur les déformations induites par l'interaction pièce-équipement d'infusion. Les paramètres liés aux ressources sont particulièrement influents. En effet, ce sont eux qui définissent l'ampleur de la contrainte ainsi que le taux de contraintes transmis via les propriétés d'interface.

Tableau 5: Interaction équipement d'infusion-pièce: bilan des facteurs influents

Produit	
Longueur	Forte
Epaisseur	Forte
Tissu métallique fonctionnalisant	Forte
Procédé	
Cinétique de montée en température	Moyen

Cinétique de refroidissement	Faible
Hauteur des paliers de maintiens	Faible
Type de cycle	Moyen
Ressources	
Média de distribution	Fort
Tissu d'arrachage	Fort

Cette phase expérimentale a permis de mettre en lumière un mécanisme de déformation propre au procédé d'infusion de résine : les équipements d'infusion induisent au cours de la mise en œuvre un transfert de contraintes vers la pièce. Ce mécanisme de déformation apparaît comme étant dominant par rapport à ceux classiquement rencontrés dans les procédés preimprégné-autoclave. Les méthodes de prédictions développées pour les procédés prepreg-autoclave ne peuvent être transposées sans la prise en compte des interactions pièce-équipement d'infusion.

Afin d'améliorer la compréhension du mécanisme, l'influence de paramètres produits, procédé et ressources a été évaluée expérimentalement. Cette base expérimentale doit permettre le développement d'un modèle de prédiction des déformations issues de ce mécanisme.

IV. Méthode de prédiction des déformations de type « gauchissement »

IV.1 Etat de l'art

IV.1.1 Comportement de la résine en cours de polymérisation

IV.1.1.1 Principe

L'application de résine associée à des renforts fibreux pour des pièces de hautes performances telles que pour le secteur aéronautique requièrent un taux de polymérisation élevé et des propriétés mécaniques dans des environnements complexes (température, humidité) suffisantes. C'est dans ce contexte que le cycle de cuisson de la résine joue un rôle déterminant. Il va permettre de garantir un taux de polymérisation de la résine et de déterminer la température de transition vitreuse de la résine (T_g). Cette température est généralement utilisée comme la limite d'utilisation de la résine. Pour des résines époxy, elle se situe entre 150 et 200°C, voir plus pour quelques produits spécifiques.

IV.1.1.2 Transitions

Au cours de la réticulation de la résine, le point de gélification ainsi que la température de transition vitreuse sont des points particulièrement remarquables. Lorsque la résine atteint le point de gélification, ses propriétés rhéologiques s'en voient fortement modifiées [21]. Lorsque la résine atteint sa température de transition vitreuse, non seulement ses propriétés rhéologiques sont affectées, mais la réaction chimique est également impactée.

La connaissance des courbes de gélification est essentielle pour l'utilisateur. En effet, lorsque la gélification de la résine est atteinte, la résine ne peut plus être mise en forme. Le point de gélification est défini par l'instant de la réaction où la masse molaire de la résine devient infinie [22]. La viscosité augmente très fortement à l'approche de ce point [23]. Le taux de polymérisation de la résine à la gélification varie en fonction des hypothèses de départ, des méthodes et définitions. On retrouve

dans la littérature des taux de polymérisation de 51% à 61% correspondant au point de gélification selon des prédictions numériques par la théorie de von Flory [22]. Plusieurs méthodes expérimentales sont couramment utilisées pour déterminer les courbes de gélification. Les principes de détermination sont basés sur deux phénomènes : l'augmentation de la viscosité ou l'augmentation de la température de la réaction. Ces méthodes sont normalisées. En effet, cette mesure peut être perturbée par de nombreux paramètres tels que des effets de masse par exemple. Nous pourrions citer la méthode d'essais mécaniques dynamiques, en particulier la méthode au moyen d'un viscosimètre à rotation. La détermination du point de gélification est, selon la norme ASTM D 4473, l'intersection des courbes du module élastique G' et du module visqueux G'' . Une autre méthode de détermination expérimentale selon la norme DIN EN ISO 2535 consiste en la mesure d'une force résistive d'un corps plongé dans un bain de résine thermo-réglé. Cette force est calibrée avec la viscosité. Le point de gélification est déterminé lorsque la viscosité atteint 50 Pa.s.

→ La gélification se définit par une modification forte des propriétés mécaniques de la résine et n'influe pas sur la réaction chimique. Sa détermination répond à des critères propres à chaque méthode.

La température de transition vitreuse définit la limite entre l'état liquide ou gelé de la résine et l'état vitreux (Cf. [24]). Cette transition s'explique par une chute importante des possibilités de mobilité des molécules pour des températures inférieures à la température de transition vitreuse.

La température de transition vitreuse [25] évolue en fonction de l'avancement de la réaction. Au début de la réaction, la température de transition vitreuse d'une manière générale se situe au dessous de la température ambiante. Avec l'avancée de la réaction, la température de transition vitreuse augmente (Cf. Figure 48). La température de transition vitreuse maximale atteinte représente la limite d'utilisation de la résine. L'augmentation de la température de transition vitreuse au cours de la polymérisation entraîne une modification des propriétés mécaniques ainsi que de la vitesse de réaction.

Expérimentalement, la température de transition vitreuse ultime $T_{g\infty}$ est déterminée par DSC (calorimétrie différentiel) dynamique. Les courbes de transition vitreuse ainsi que les taux de polymérisation sont déterminés au moyen de DSC isothermes couplées à des modélisations numériques.

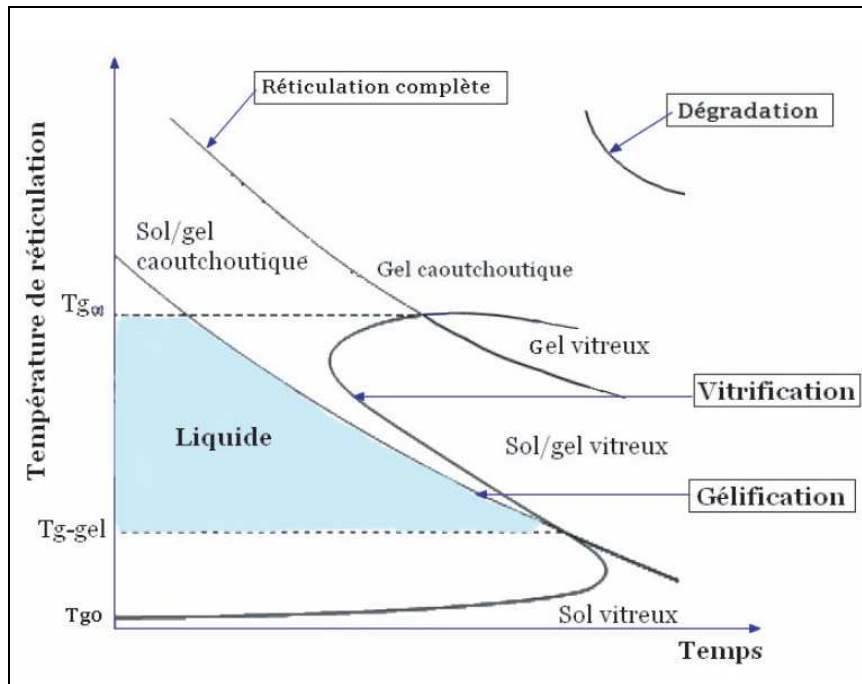


Figure 48 : Diagramme TTT [24]

IV.1.1.3 Dilatation thermique

La dilatation thermique se définit par la variation volumique d'un corps soumis à une variation de température. Dans le cas isotrope, la variation de longueur est donnée par l'Équation 1

$$\Delta L = \alpha \cdot L_0 \cdot \Delta T$$

Équation 1

Avec ΔL la variation de longueur [m], α le coefficient de dilatation thermique [K^{-1}], L_0 la longueur initiale [m] et ΔT la variation de température [K].

Dans le cas de matériaux anisotropes, la dilatation thermique dépend des directions propres du matériau. Ainsi pour décrire leur dilatation thermique, nous utilisons un tenseur symétrique d'ordre 2 (Cf. Équation 2).

$$\begin{bmatrix} \Delta L_1 \\ \Delta L_2 \\ \Delta L_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha_{11} & \alpha_{12} & \alpha_{13} \\ \alpha_{12} & \alpha_{22} & \alpha_{23} \\ \alpha_{13} & \alpha_{23} & \alpha_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} L_1 \\ L_2 \\ L_3 \end{bmatrix} \cdot \Delta T$$

Équation 2

IV.1.1.4 Retrait de polymérisation

Le retrait est un terme usuellement employé pour désigner une diminution de volume ou cette diminution elle-même. Le retrait de polymérisation représente la variation de volume entre une résine non polymérisée et polymérisée.

Le retrait de polymérisation représente une variation de volume résultant de différents effets. La réaction entre les époxyes et les amines engendre une variation de volume significative. Les auteurs [26,27] partent eux du principe que la majorité des retraits de polymérisation ne sont pas causés par une réduction du volume des molécules, mais par un arrangement plus dense de celles-ci ou un volume libre plus faible.

Dans le cadre de nos travaux, il semble important de considérer le retrait de polymérisation comme une évolution du volume de la résine en fonction de son degré de polymérisation.

IV.1.1.5 Quantification du retrait de polymérisation

Les travaux de [28] proposent une méthode de mesure de l'évolution du retrait de polymérisation en fonction du taux de polymérisation de la résine. La méthode se base sur la masse spécifique de l'échantillon de résine dans un bain tempéré. (Cf. Figure 49).

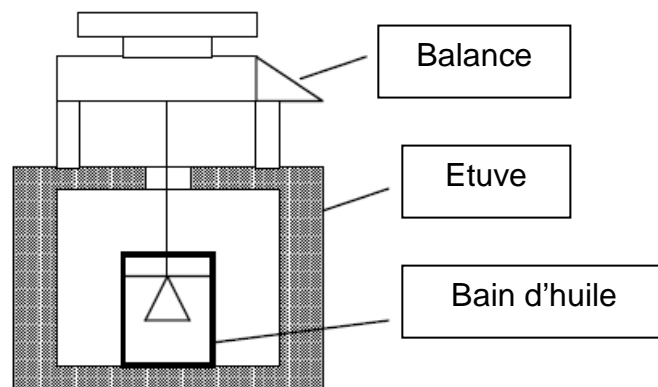


Figure 49 : Dispositif expérimentale pour la mesure du retrait au cours de la polymérisation [28]

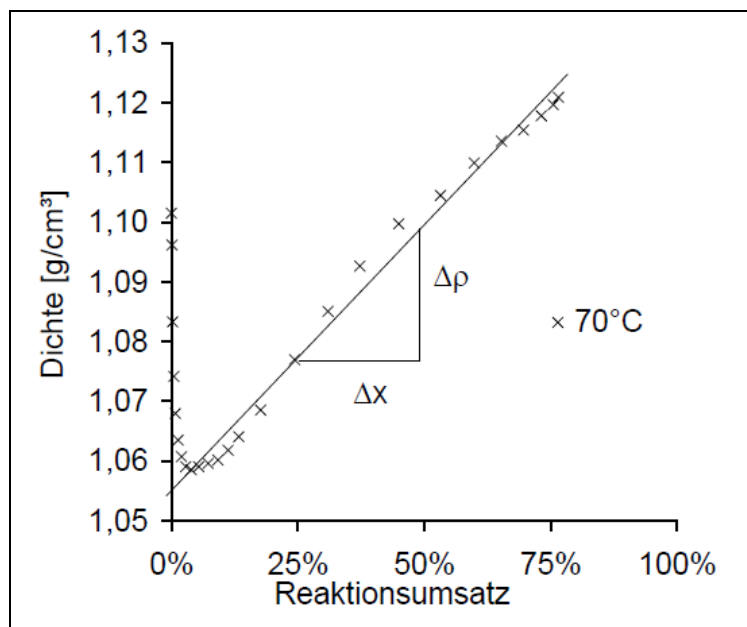


Figure 50: Exemple de résultat [28] (Densité en fonction du taux de transformation)

IV.1.2 Modélisation de l'interaction pièce-outillage

IV.1.2.1 Phénoménologique

Les travaux de [29] ont permis d'identifier la manière dont l'interaction pièce-outillage est influencée par les propriétés géométriques de la pièce ainsi que par les paramètres du procédé. Les paramètres les plus significatifs sont la longueur et l'épaisseur de la pièce ainsi que la pression lors du procédé. Les conditions de surface de l'outillage apparaissent comme un paramètre qui n'affecte pas la déformation finale

d'une manière prédictible. Un modèle de prédiction phénoménologique est proposé par l'auteur (Cf.

Équation 3). Le modèle est obtenu en recherchant le rapport de proportionnalité entre les trois paramètres les plus influents (la pression en autoclave [P] ; longueur de pièce [L] et l'épaisseur [t]) et les amplitudes de gauchissement expérimentales [w_{max}]. (Cf. Figure 51)

$$w_{max} \propto \frac{P^{0.2} \cdot L^3}{t^2}$$

Équation 3

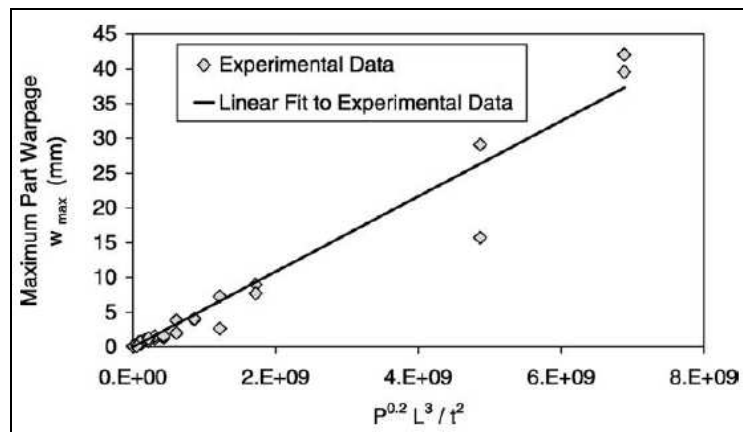


Figure 51: Valeurs expérimentales comparées à la prédiction de la relation empirique

→ Ce modèle permet de mettre en évidence la complexité des interactions entre les paramètres produits-procédés-ressources et l'amplitude de déformation résultante.

IV.1.2.2 Ajout d'une couche mince

La modélisation de ce mécanisme a fait l'objet de travaux par divers auteurs. En fonction des auteurs, différentes approches sont proposées.

Les travaux de Twigg et al. [30] se basent sur le programme éléments-finis 2D COMPRO développé par Johnson et al. [31 ; 32 ;33]. COMPRO contient différents modules, dont un permet la prédiction du développement des contraintes résiduelles dans la pièce. Une première itération de calcul permet la détermination de l'évolution du degré de polymérisation grâce au cycle de cuisson imposé ainsi qu'aux propriétés thermo-chimiques du matériau. Un modèle, basé sur une caractérisation expérimentale permet de décrire les propriétés du matériau en fonction de la température et du degré de polymérisation.

L'évolution des propriétés du matériau ainsi que l'apparition de contraintes résiduelles sont déterminées par une approche linéaire élastique. Lors du cycle de cuisson, des contraintes résiduelles sont accumulées dans la pièce composite, induites par :

- Retrait de polymérisation,
- Gradients thermiques,
- Effet de l'outillage.

La dernière étape consiste à retirer la pièce de l'outillage et à calculer la géométrie de la pièce composite à l'équilibre en considérant les différentes contraintes transmises à la pièce au refroidissement.

Pour permettre le calibrage du niveau de contraintes de cisaillement transmis de l'outillage vers la pièce, une couche est incorporée au modèle éléments finis. En fonction du module élastique assigné à cette couche, il est possible de simuler différentes plages de conditions à l'interface pièce-outillage. Cette couche supplémentaire est considérée comme une partie de l'outillage et est donc retiré pour le calcul de la géométrie finale de la pièce.

IV.2 Modélisation du gauchissement

IV.2.1 L'interaction équipement d'infusion-pièce

Les résultats expérimentaux obtenus au chapitre II ont permis de caractériser un mécanisme de déformation spécifique au procédé d'infusion de résine. Ce mécanisme de déformation résulte d'un transfert de contrainte des équipements d'infusion

vers la pièce due au différentiel de coefficient de dilation et de retrait de polymérisation. Après démoulage, la pièce composite est libre et tend à se déformer sous l'action des contraintes résiduelles (Cf. Figure 52). La déformation de la pièce finale est fortement dépendante de ses propriétés propres tant géométriques que matériaux. Le modèle de prédiction de ce mécanisme doit prendre en compte les propriétés intrinsèques de la pièce.

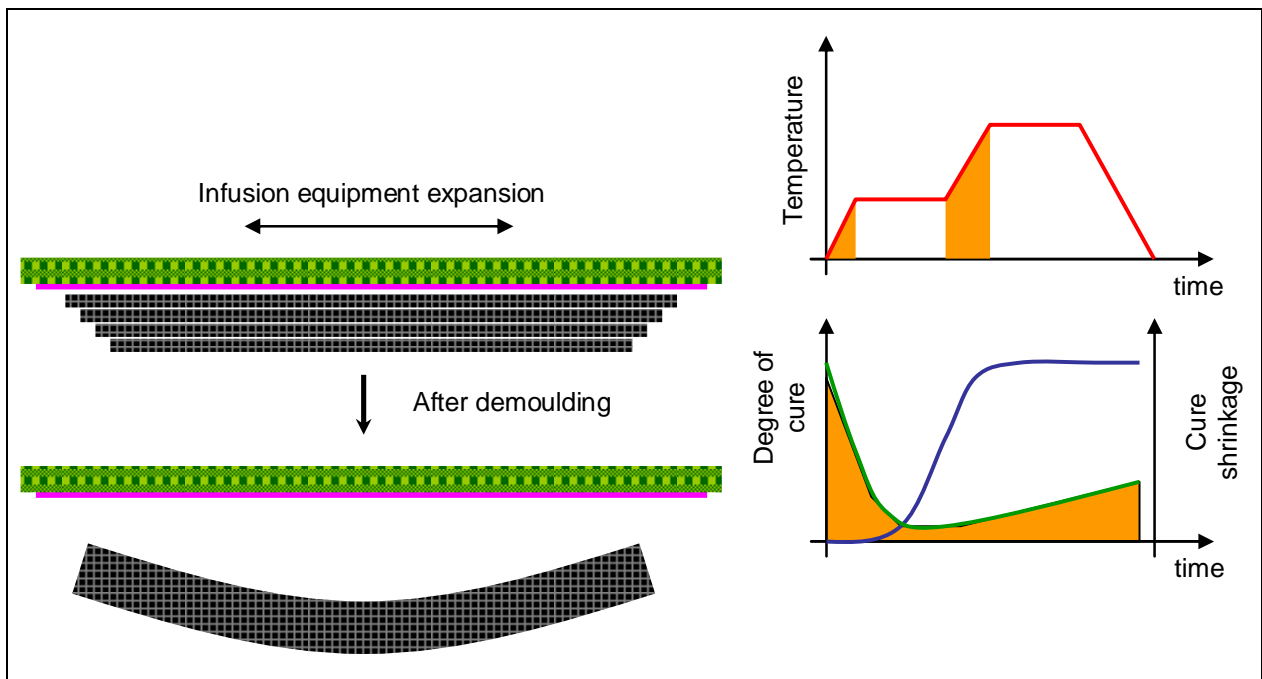


Figure 52: Schéma de principe: l'interaction équipement d'infusion-pièce

IV.2.2 Démarche

La démarche proposée pour la modélisation des déformations due aux interactions équipement d'infusion-outillage peut se décomposer en trois étapes :

- Calcul des chargements fictifs appliqués sur la pièce
- Calcul de déformé de la pièce libre soumise à ces efforts
- Détermination de l'épaisseur virtuelle d'équipement d'infusion

Le calcul des chargements fictifs permet de déterminer les sollicitations de la pièce composite à la fin du cycle de polymérisation induit par le différentiel de propriétés thermiques et de réticulation du stratifié global. Par stratifié global, nous entendons la

pièce composite ainsi que le matériau composite composé des équipements d'infusion imprégnés de résine.

Le calcul de la déformée (Cf. [34]) consiste en la détermination de la géométrie résultante de la pièce composite libre, c'est-à-dire démoulée, soumise aux efforts déterminés dans l'étape précédente.

Jusque là, l'hypothèse est faite que les chargements appliqués sur la pièce avant et après démoulage sont identiques. De plus, nous considérons que l'interface équipements d'infusion-pièce ne présente aucun glissement. Ces efforts sont emprisonnés dans la résine au travers de contraintes résiduelles. Des effets de relaxation et d'élasticité sont à attendre. Le gradient de contraintes résiduelles dans la pièce est également une inconnue.

A la vue de ces facteurs d'incertitude, il semble plus efficace, dans le cas de modèle de prédiction simple, de considérer une épaisseur d'équipement d'infusion dite « virtuelle ». La variation de cette épaisseur aura pour effet la variation des charges soumises à la pièce. L'ajustement de cette variable permet le calcul des efforts de sollicitation de la pièce correspondant aux résultats expérimentaux.

Cette méthode devra être validée en fonction notamment des paramètres intrinsèques de la pièce.

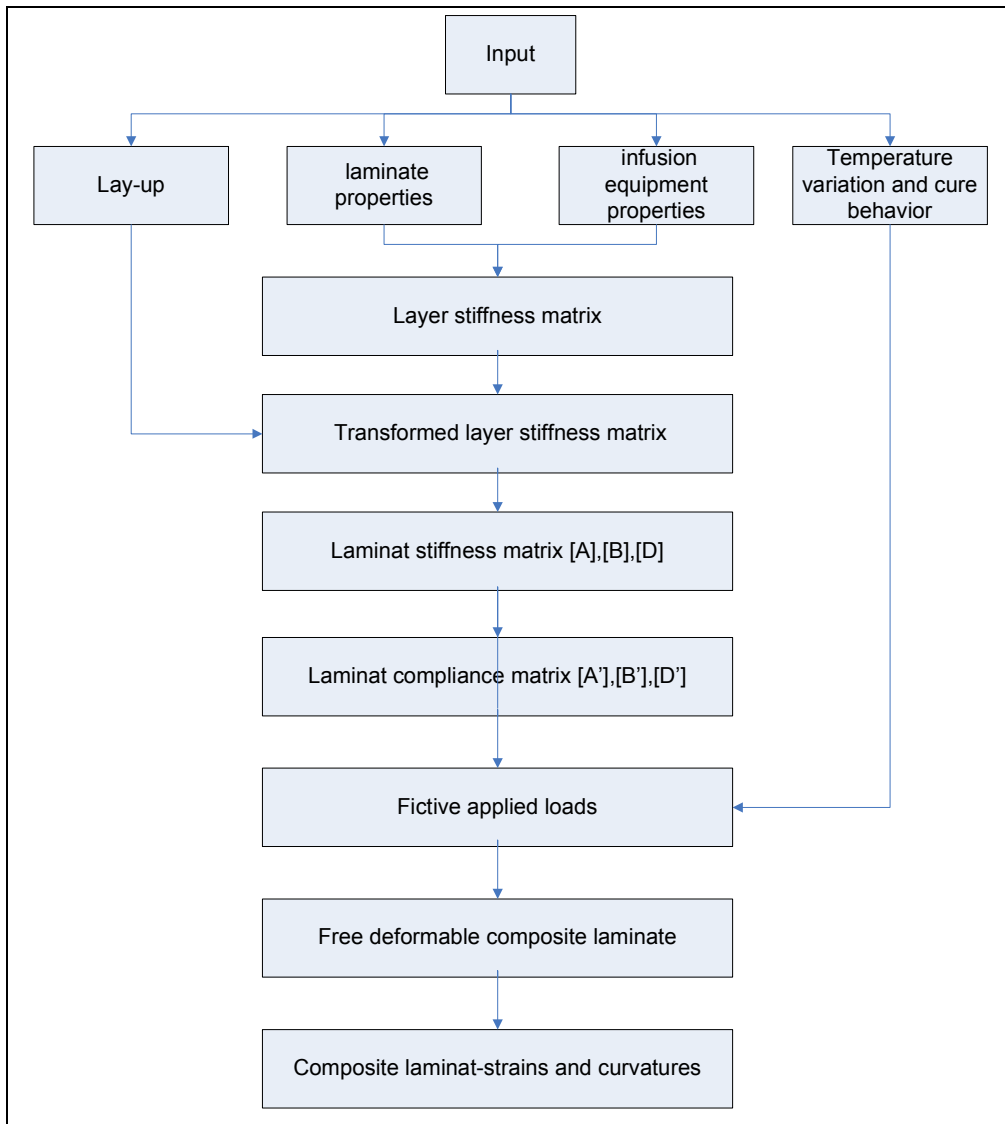


Figure 53: Procédure de calcul des déformations de la pièce [32]

IV.2.3 Description du modèle

IV.2.3.1 Propriétés des strates

Modèle

Le modèle considéré prend en compte la pièce dans son environnement lors du procédé de fabrication. Ainsi, le stratifié pris en compte dans la modélisation est constitué de (Cf. Figure 54):

- Equipements d'infusion
- Pièce composite

- Outillage de moulage

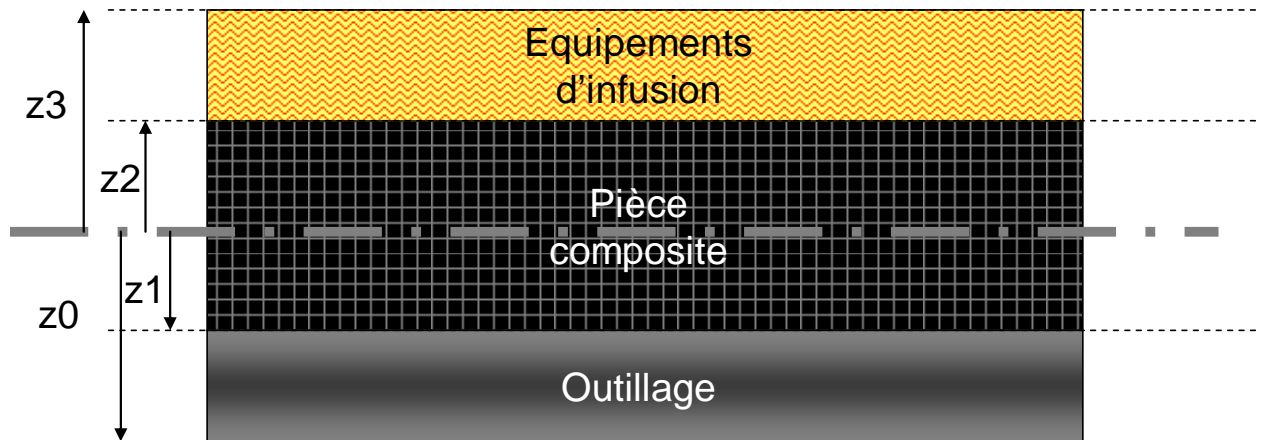


Figure 54: Schéma du stratifié considéré

Outillage (indice 1)

Les outillages, d'une manière générale, interagissent fortement avec la pièce composite. Nous nous intéressons plus particulièrement à l'interaction pièce-outillage, en cisaillement à leur interface. Lors de la montée en température de l'ensemble, l'outillage se dilate différemment de la pièce composite. L'adhésion entre la pièce et l'outillage, malgré la présence de démoulant, induit un transfert de contraintes de la pièce vers l'outillage. Ce phénomène est responsable de déformation de type gauchissement après démoulage de la pièce.

Dans cette étude, les matériaux d'outillages utilisés sont principalement métalliques. Ces matériaux sont donc décrits par une matrice de rigidité dans le cas isotrope (Cf. Équation 4). De même, les coefficients de dilatations thermiques sont considérés comme identiques dans le plan XY, avec donc $\alpha_x^T = \alpha_y^T$ (Cf. Équation 5).

$$C(1) = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{12} & C_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{C_{11}-C_{12}}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{C_{11}-C_{12}}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{C_{11}-C_{12}}{2} \end{bmatrix}_1$$

Équation 4

$$\{\alpha^T\}_1 = \begin{Bmatrix} \alpha_x^T \\ \alpha_y^T \\ \alpha_{xy}^T \end{Bmatrix}_1$$

Équation 5

Pièces composites

L'empilement

L'empilement des couches formant le stratifié est un paramètre important car il permet de déterminer en grande partie la matrice de rigidité du stratifié. L'empilement d'un stratifié se décrit par l'orientation et la position de chaque couche. Certains empilements peuvent induire des déformations après démoulage, dans le cas d'empilement non symétrique ou non-équilibré (Cf. II.1.2.1).

Ce paramètre est pris en compte dans le modèle développé, notamment pour la détermination de la matrice de rigidité du stratifié.

Dans le cadre de cette étude, les pièces composites réalisées ont un empilement de tissu bi-axial du type $[0]_6$. Le matériau ainsi formé possède des propriétés considérées comme orthotrope. Sa matrice de rigidité s'écrira donc dans ce cas suivant :

$$C(2) = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix}_2$$

Équation 6

De même, les coefficients de dilatations thermiques sont considérés comme identiques dans le plan XY, avec donc $\alpha_x^T = \alpha_y^T$ (Cf. Équation 7).

$$\{\alpha^T\}_2 = \begin{Bmatrix} \alpha_x^T \\ \alpha_y^T \\ \alpha_{xy}^T \end{Bmatrix}_2$$

Équation 7

Le retrait de polymérisation, noté ϕ , est considéré dans cette étude à deux états de la résine (Cf. Équation 8 et Équation 9):

- à l'état dit « gel » correspondant au retrait de polymérisation à mesurer à l'instant où le point de gélification théorique de la résine est atteint.
- A l'état dit « final » correspondant au retrait de la résine mesuré après l'application de son cycle de cuisson.

$$\{\phi_{final}\}_3 = \begin{Bmatrix} \phi_{final_x} \\ \phi_{final_y} \\ \phi_{final_{xy}} \end{Bmatrix}_3$$

Équation 8

$$\{\phi_{gel}\}_3 = \begin{Bmatrix} \phi_{gel_x} \\ \phi_{gel_y} \\ \phi_{gel_{xy}} \end{Bmatrix}_3$$

Équation 9

Propriétés de la strate équipements d'infusion

Les équipements d'infusion possèdent des propriétés mécaniques fortement différentes en fonction des types de produits et de leurs associations. Dans cette étude, nous considérons les équipements d'infusion comme un seul matériau isotrope (Cf. Équation 10).

En effet, les équipements d'infusion sont composés majoritairement de résine noyée dans une grille constituée d'un polymère (Nylon en général). Le fait que le média représente une part faible en volume par rapport à la résine qui le remplit ainsi que le fait que ces propriétés intrinsèques soit proches (dilatation thermique) de celle de la résine permet de considérer le comportement de ce complexe comme isotrope.

Ce matériau possède des propriétés de dilatation thermique propres (Cf. Équation 11).

$$C(3) = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{12} & C_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{C_{11}-C_{12}}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{C_{11}-C_{12}}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{C_{11}-C_{12}}{2} \end{bmatrix}_3$$

Équation 10

$$\{\alpha^T\}_3 = \begin{Bmatrix} \alpha_x^T \\ \alpha_y^T \\ \alpha_{xy}^T \end{Bmatrix}_3$$

Équation 11

Les équipements d'infusions étant constitués en grande partie de résine, celle-ci joue un rôle important dans l'évolution de ses propriétés au cours du cycle de cuisson. Nous considérons dans ces travaux des propriétés de retraits de polymérisation propre au matériau « équipements d'infusion » pour les deux états gel et final (Cf. Équation 12 et Équation 13)

$$\{\phi_{final}\}_3 = \begin{Bmatrix} \phi_{final_x} \\ \phi_{final_y} \\ \phi_{final_{xy}} \end{Bmatrix}_3$$

Équation 12

$$\{\phi_{gel}\}_3 = \begin{Bmatrix} \phi_{gel_x} \\ \phi_{gel_y} \\ \phi_{gel_{xy}} \end{Bmatrix}_3$$

Équation 13

IV.2.3.2 La matrice de souplesse du stratifié globale

La matrice de souplesse est notée $[\bar{S}]$. Elle est égale à l'inverse de la matrice de rigidité $[\bar{C}]$ (Cf. Équation 14)

$$[\bar{S}] = [\bar{C}]^{-1} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{66} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix}^{-1}$$

Équation 14

Avec : k désignant le numéro de couche, et z_k l'épaisseur par rapport au plan de référence (Cf. Figure 54):

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^n [C_{ij}]_k \cdot (z_k - z_{k-1})$$

Équation 15

$$B_{ij} = \frac{1}{2} \cdot \sum_{k=1}^n [C_{ij}]_k \cdot (z_k^2 - z_{k-1}^2)$$

Équation 16

$$D_{ij} = \frac{1}{3} \cdot \sum_{k=1}^n [C_{ij}]_k \cdot (z_k^3 - z_{k-1}^3)$$

Équation 17

IV.2.3.3 Calcul des chargements fictifs appliqués

Contraintes thermiques

Les efforts et les moments résultants au centre de la pièce composite du différentiel de propriétés thermiques des différentes strates sont calculés respectivement au moyen des Équation 18 et Équation 19.

$$\begin{Bmatrix} N_x^T \\ N_y^T \\ N_{xy}^T \end{Bmatrix} = \Delta T \cdot \sum_{K=1}^n [C_{ij}]_K \cdot \{\alpha^T\}_K \cdot (z_K - z_{K-1})$$

Équation 18

$$\begin{Bmatrix} M_x^T \\ M_y^T \\ M_{xy}^T \end{Bmatrix} = \frac{\Delta T}{2} \cdot \sum_{K=1}^n [C_{ij}]_K \cdot \{\alpha^T\}_K \cdot (z_K^2 - z_{K-1}^2)$$

Équation 19

Contraintes de polymérisation

De la même manière, les efforts et moments au centre de la pièce composite issus du différentiel de retrait de polymérisation des différentes strates sont calculés respectivement par les Équation 20 et Équation 21.

$$\begin{Bmatrix} N_x^{CS} \\ N_y^{CS} \\ N_{xy}^{CS} \end{Bmatrix} = \sum_{K=1}^n [C_{ij}]_K \cdot (\{\phi_{final}\}_K - \{\phi_{gel}\}_K) \cdot (z_K - z_{K-1})$$

Équation 20

$$\begin{Bmatrix} M_x^{CS} \\ M_y^{CS} \\ M_{xy}^{CS} \end{Bmatrix} = \frac{1}{2} \cdot \sum_{K=1}^n [C_{ij}]_K \cdot (\{\phi_{final}\}_K - \{\phi_{gel}\}_K) \cdot (z_K^2 - z_{K-1}^2)$$

Équation 21

Total des chargements fictifs

Il est considéré qu'après démoulage, la pièce composite est soumise à l'action en son centre de la somme des efforts et moments fictifs issus des différentiels de propriétés de dilatation thermique et de retrait de polymérisation.

$$\begin{Bmatrix} N_x^E \\ N_y^E \\ N_{xy}^E \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} N_x^T \\ N_y^T \\ N_{xy}^T \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} N_x^{CS} \\ N_y^{CS} \\ N_{xy}^{CS} \end{Bmatrix}$$

Équation 22

$$\begin{Bmatrix} M_x^E \\ M_y^E \\ M_{xy}^E \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} M_x^T \\ M_y^T \\ M_{xy}^T \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} M_x^{CS} \\ M_y^{CS} \\ M_{xy}^{CS} \end{Bmatrix}$$

Équation 23

IV.2.3.4 Calcul de la déformé de la pièce composite libre

$$\begin{Bmatrix} N_x^E \\ N_y^E \\ N_{xy}^E \\ M_x^E \\ M_y^E \\ M_{xy}^E \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix}_2 \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \\ \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix}$$

Équation 24

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \\ \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11}' & A_{12}' & A_{16}' & B_{11}' & B_{12}' & B_{16}' \\ A_{12}' & A_{22}' & A_{26}' & B_{12}' & B_{22}' & B_{26}' \\ A_{16}' & A_{26}' & A_{66}' & B_{16}' & B_{26}' & B_{66}' \\ B_{11}' & B_{12}' & B_{16}' & D_{11}' & D_{12}' & D_{16}' \\ B_{12}' & B_{22}' & B_{26}' & D_{12}' & D_{22}' & D_{26}' \\ B_{16}' & B_{26}' & B_{66}' & D_{16}' & D_{26}' & D_{66}' \end{bmatrix}_2 \begin{Bmatrix} N_x^E \\ N_y^E \\ N_{xy}^E \\ M_x^E \\ M_y^E \\ M_{xy}^E \end{Bmatrix}$$

Équation 25

Dans le cadre de cette étude, nous sommes dans le cas d'un empilement symétrique. Ainsi, la matrice de couplage $[B]$ est nulle. L'Équation 25 est ainsi simplifiée comme suivant :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \\ \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11}' & A_{12}' & A_{16}' & 0 & 0 & 0 \\ A_{12}' & A_{22}' & A_{26}' & 0 & 0 & 0 \\ A_{16}' & A_{26}' & A_{66}' & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & D_{11}' & D_{12}' & D_{16}' \\ 0 & 0 & 0 & D_{12}' & D_{22}' & D_{26}' \\ 0 & 0 & 0 & D_{16}' & D_{26}' & D_{66}' \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} N_x^E \\ N_y^E \\ N_{xy}^E \\ M_x^E \\ M_y^E \\ M_{xy}^E \end{Bmatrix}$$

Équation 26

Nous nous intéressons plus particulièrement aux courbures :

$$\begin{Bmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11}' & D_{12}' & D_{16}' \\ D_{12}' & D_{22}' & D_{26}' \\ D_{16}' & D_{26}' & D_{66}' \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} M_x^E \\ M_y^E \\ M_{xy}^E \end{Bmatrix}$$

Équation 27

Avec :

$$D_{11}' = \frac{1}{|A|} \cdot (D_{22} \cdot D_{66} - D_{26}^2)$$

$$D_{22}' = \frac{1}{|A|} \cdot (D_{11} \cdot D_{66} - D_{16}^2)$$

$$D_{12}' = \frac{1}{|A|} \cdot (D_{16} \cdot D_{26} - D_{12} \cdot D_{66})$$

$$D_{66}' = \frac{1}{|A|} \cdot (D_{11} \cdot D_{22} - D_{12}^2)$$

$$D_{16}' = \frac{1}{|A|} \cdot (D_{12} \cdot D_{26} - D_{22} \cdot D_{16})$$

$$D_{26}' = \frac{1}{|A|} \cdot (D_{12} \cdot D_{16} - D_{11} \cdot D_{26})$$

$$|D| = (D_{11} \cdot D_{22} - D_{12}^2) \cdot D_{66} + 2 \cdot D_{12} \cdot D_{26} \cdot D_{16} - D_{11} \cdot D_{26}^2 - D_{22} \cdot D_{16}^2$$

Équation 28

$$\kappa_x = (D_{11}' + D_{12}' + D_{16}') \cdot M_x^E$$

Équation 29

IV.2.3.5 Détermination de la géométrie pièce

Le rayon de courbure R est donné par la relation ci-dessous.

$$R = \frac{1}{\kappa_x}$$

Équation 30

L'angle φ en radian, est donné par l'Équation 31, ou L est la longueur de la pièce et R le rayon de courbure.

$$\varphi = \frac{L}{R}$$

Équation 31

On retrouve géométriquement (Cf. Figure 55) l'amplitude maximum de gauchissement appelé W_{\max} :

$$W_{\max} = R - R \cdot \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right)$$

Équation 32

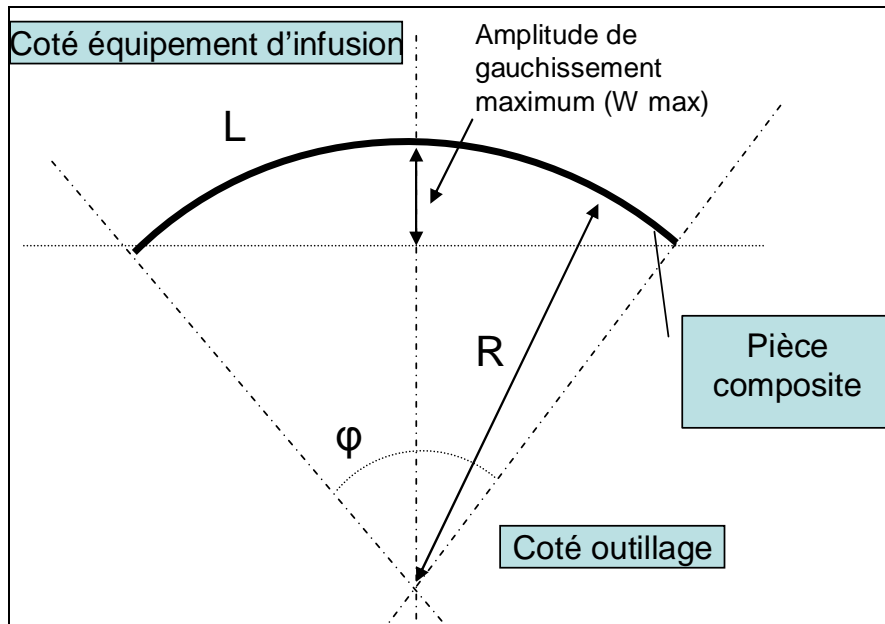


Figure 55 : Définition de l'amplitude de gauchissement maximum dans le cas 1D

IV.2.3.6 Paramètre de calibration : Epaisseur virtuelle

Le paramètre de calibration du modèle est « l'épaisseur virtuelle » des équipements d'infusion. Ce paramètre permet la prise en compte de différents phénomènes physiques non-modélisés :

- La prise en compte de paramètres ressources influents tel que le type de média de distribution ou le type de tissus de délaminage. En effet, en fonction des combinaisons, le taux de contraintes effectivement transmises issues, entre autre, d'un glissement relatif entre les équipements d'outillage et la pièce.
- La prise en compte de paramètres procédés (vitesse de montée en température, cycles)

IV.2.4 Paramètres d'entrées

IV.2.4.1 Paramètres résine

Retrait de polymérisation

Le retrait de polymérisation est estimé expérimentalement. La méthode est basée sur une mesure de densité d'échantillon de résine pure.

Les échantillons sont coulés dans des outillages silicones de faible épaisseur (2 mm) et dont l'empreinte permet la réalisation d'échantillons cylindriques de diamètre 8mm et de longueur 15mm. La résine est mélangée et dégazée selon les protocoles suivis pour les pièces composites de cette étude.

Ces échantillons sont soumis à un cycle de température en étuve puis sont refroidis par convection naturelle à -18°C.

La densité est mesurée selon la norme NF-EN-ISO 1183 ; basée sur le principe des pesées successives dans l'air puis l'eau.

La mesure de densité est réalisée sur trois échantillons réalisés dans les mêmes conditions. Les résultats expérimentaux sont représentés par la moyenne de la densité sur les trois échantillons ainsi que par les densités maximum et minimum.

Les densités de résines pures mesurées pour les cycles caractéristiques C1 (15min à 120°C+2h à 150°C) et C2 (1h à 120°C+2h à 150°C) sont représentées sur la Figure 56. On observe une différence sensible entre les densités de résines soumis à ces deux cycles. Le cycle C1 présente une densité plus élevée, c'est-à-dire un retrait de polymérisation plus important.

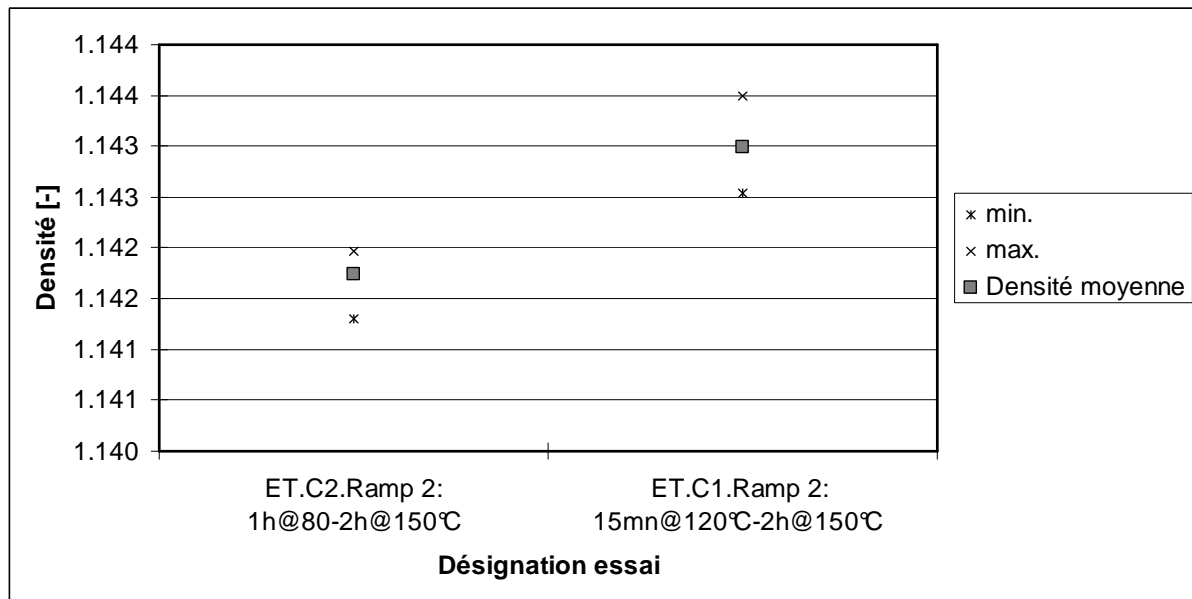


Figure 56: Densité de résine en fonction du cycle de polymérisation

Dans le cadre de ces travaux, il apparaît que c'est l'évolution des propriétés entre l'état de gélification et l'état final qui est responsable de la majorité des contraintes transmises. Des mesures de densités sont réalisées à t_{gel} pour les deux cycles de polymérisation étudiés. Ces mesures ont été réalisées sur des échantillons de résines pures. Chaque valeur représente une moyenne sur trois échantillons. Les résultats sont présentés sur la Figure 57.

On observe deux tendances opposées pour les cycles en question. En effet, pour le cycle C2 la densité à t_{gel} est nettement supérieure à celle à t_{∞} . Ceci se traduit par une augmentation du volume de la résine entre ces deux états, soit un retrait de polymérisation positif. La résine s'expande entre ces deux points.

Au contraire du cycle C1 où la résine présente une réduction de densité entre t_{gel} et t_{∞} . Ceci se traduit par une contraction volumique de la résine et donc par un retrait de polymérisation négatif.

On note que ces résultats sont contradictoires avec les valeurs communes issues de la littérature. En effet des retraits de 2 à 3% sont généralement attendus pour des résines époxy. Des essais complémentaires sont nécessaires, notamment par des méthodes de quantification du retrait en continu, pour éclaircir ce point.

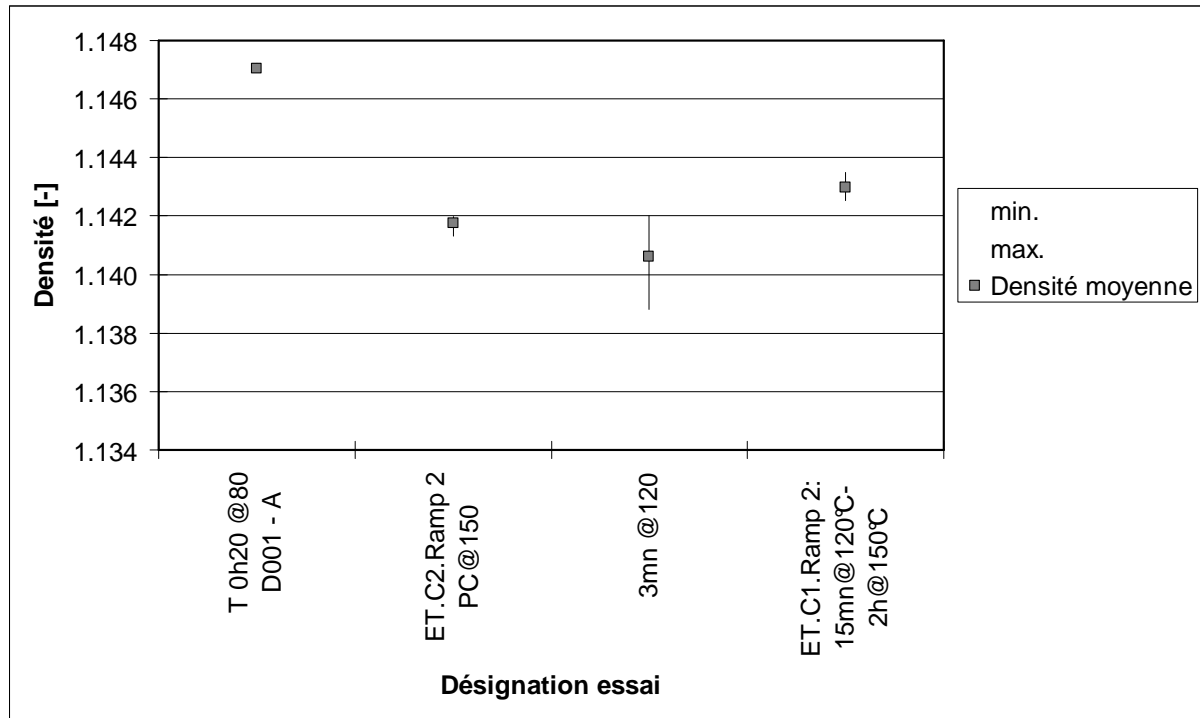


Figure 57: Densité à t_{gel} et t_{∞} pour C1 et C2

Le retrait de polymérisation est obtenu par calcul du pourcentage de variation volumique entre t_{gel} et t_{∞} divisé par 3 pour obtenir le retrait dans une direction (Cf. Équation 33). Le retrait de polymérisation calculé pour les deux cycles C1 et C2 est représenté sur le Tableau 6.

$$\{\phi_{final}\}_K - \{\phi_{gel}\}_K = \frac{(\rho_{gel} - \rho_{final})}{\rho_{gel}} \cdot \frac{1}{3}$$

Équation 33

Tableau 6 : Retrait de polymérisation entre t_{gel} et t_{final}

	Densité moyenne à t_{gel}	min.	max.	Densité moyenne à t_{final}	min.	max.	Retrait de polymérisation
C2	1.147	1.147	1.147	1.142	1.141	1.142	0.154%
C1	1.141	1.139	1.142	1.143	1.143	1.143	-0.070%

La densité de résine est également caractérisée pour des cycles de polymérisation à différentes rampes de chauffe. Les résultats sont présentés sur la Figure 58. La densité la plus faible, c'est-à-dire le retrait de polymérisation le plus important est obtenu pour de faibles vitesses de montée en température. On remarque également que la différence de densité entre les rampes à 2°C et à 8 °C est relativement faible.

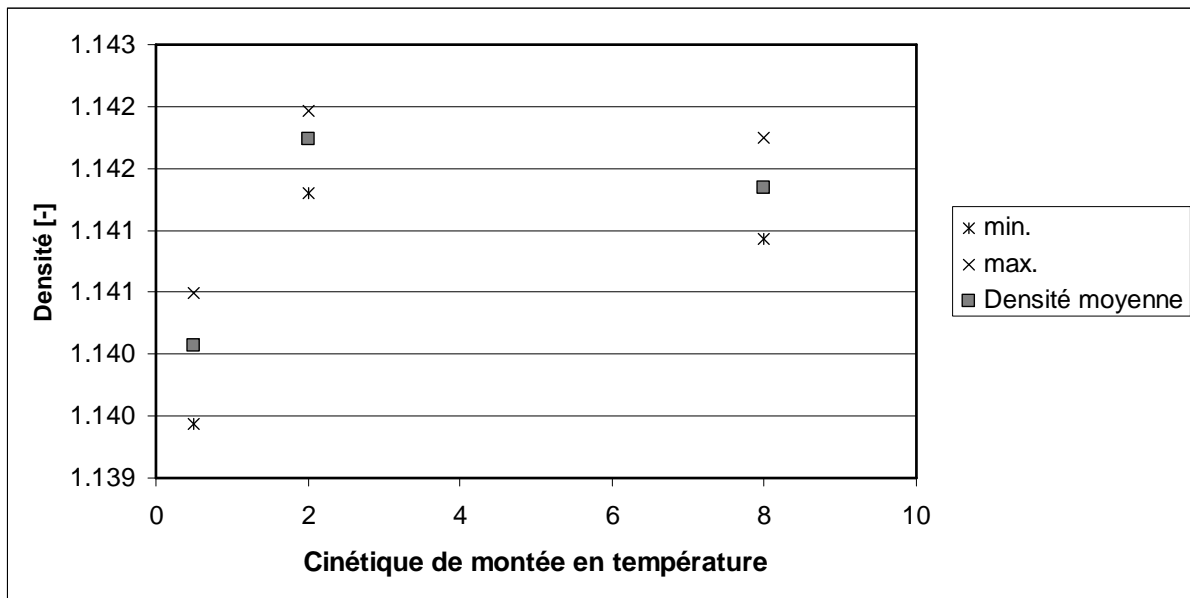


Figure 58: Densité en fonction de la cinétique de chauffe

IV.3 Modélisation des paramètres produits

IV.3.1.1 Données expérimentales

Afin d'évaluer l'aptitude du modèle à prédire le gauchissement des pièces en fonction de paramètres intrinsèques, une campagne expérimentale a été menée. Trois longueurs (300, 600 et 1200 mm) ainsi que trois épaisseurs (6 ; 7 et 8 plis) de pièces ont été produites (Cf. Figure 59). Chaque configuration a été produite en trois exemplaires. Ces pièces ont été démoulées et mesurées afin de quantifier l'amplitude maximum de gauchissement.

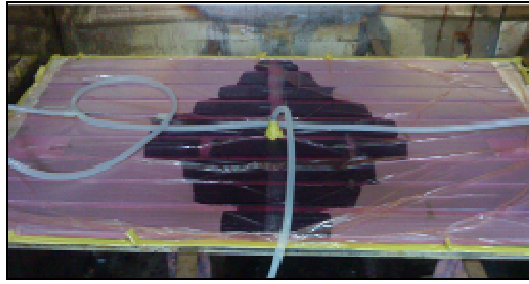


Figure 59 : Réalisation de pièces à différentes longueurs/épaisseurs

IV.3.1.2 Détermination du paramètre de calibration

Le paramètre de calibration, à savoir l'épaisseur virtuelle de média de distribution, est calibrée par rapport à la courbe expérimentale (Cf.). On remarque que le profil théorique et celui expérimental se recouvrent de manière satisfaisante (± 0.15 mm).

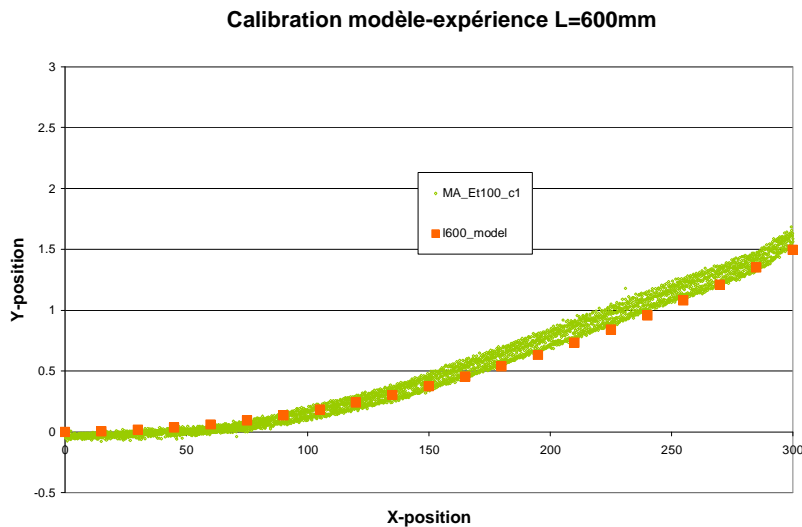


Figure 60: Détermination des variables du modèle sur expérience L600 Ep. 6 plis

Cette épaisseur théorique est utilisée pour prédire l'amplitude de gauchissement maximum pour différentes longueurs et épaisseurs de pièce. Les résultats (Cf. Figure 61 et Figure 62) montrent une bonne aptitude du modèle à prédire les valeurs expérimentales.

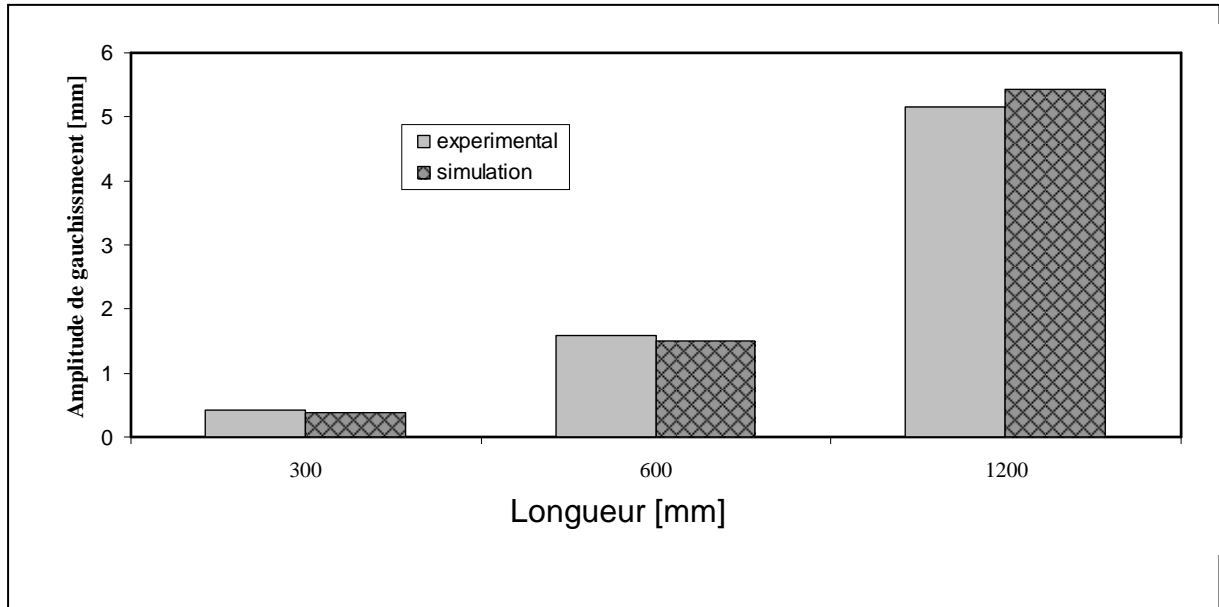


Figure 61: Comparaison expérience-simulation en fonction de la longueur des pièces.

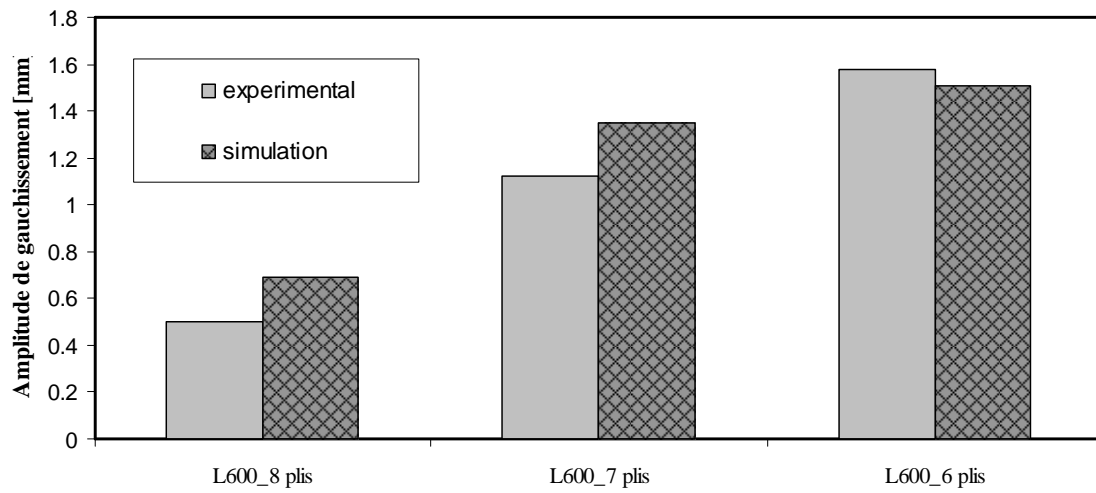


Figure 62: Comparaisons expérience-simulation en fonction de l'épaisseur des pièces

→ L'épaisseur virtuelle utilisée permet de prédire la déformation de pièce en fonction de paramètres intrinsèques. Le niveau de contraintes transmises semble être indépendant des paramètres liés à la pièce.

→ L'épaisseur virtuelle dépend des paramètres produit-procédé-ressources. Sur la base des essais expérimentaux obtenus précédemment, une modélisation empirique de ce paramètre doit être réalisée.

IV.4 Modélisation des paramètres ressources

IV.4.1 Equipement d'infusion

Les équipements d'infusion représentent une source de développement de contraintes forte. Les essais expérimentaux ont permis de mettre en lumière :

- La dépendance du gauchissement par rapport à l'épaisseur des équipements d'infusion
- L'influence de la nature de média de distribution
- L'influence de la nature du tissu de délaminage

La composante de l'épaisseur virtuelle issue des équipements d'infusion peut se décomposer en deux :

- Une part liée à la nature des produits utilisés, et qui présentent un potentiel de transférabilité de contraintes intrinsèques (liée à leurs natures, les techniques de confections...)
- Une seconde liée à l'influence de l'empilement de ces équipements d'infusions.

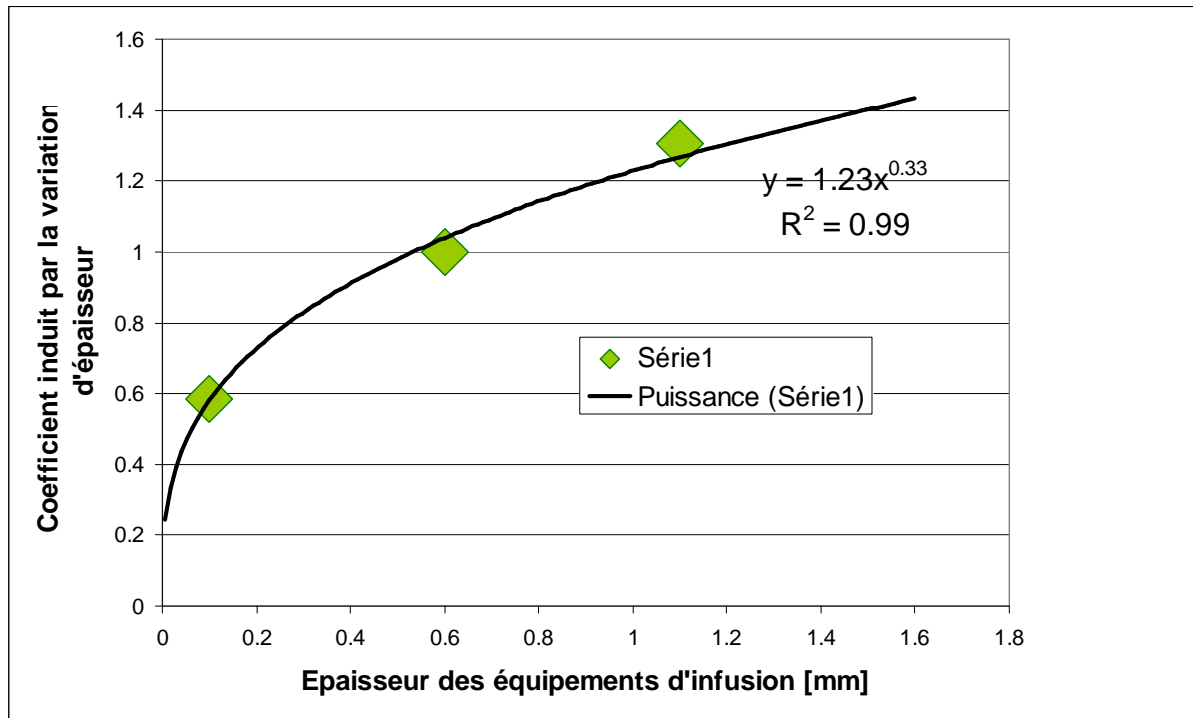


Figure 63: Coefficient induit par la variation d'épaisseur d'équipement d'infusion

IV.4.2 Modélisation des paramètres procédés

Les paramètres procédés, en particulier ceux liés aux cycles thermiques, jouent un rôle significatif dans les mécanismes de déformations induites. Les essais expérimentaux ont permis de dissocier les contributions des paramètres procédés en deux parties :

- Un coefficient, lié au cycle thermique. Celui-ci détermine un retrait, ainsi qu'une évolution propre.
- Un coefficient pouvant s'exprimer en fonction de la rampe de chauffe.

L'épaisseur virtuelle peut s'écrire sous la forme de coefficients (Cf.

Équation 34) fonction de paramètres procédé-ressources. Ainsi, l'épaisseur virtuelle peut se décomposer comme le produit des contributions liées aux paramètres ressources et aux paramètres procédés.

La contribution liée aux ressources est composé d'un coefficient « $C_{e.i.}$ » prenant en compte le type d'équipement d'infusion ainsi que d'une fonction « $f(e_{e.i.})$ » permettant la prise en compte de l'épaisseur des équipements d'infusion.

La contribution liée aux paramètres procédés est composé d'un coefficient « C_{cycle} » permettant la prise en compte de différent cycle de polymérisation ainsi que d'une fonction « $g(Rr)$ » permettant la prise en compte de la cinétique de montée en température.

$$\xi_v = C_{e.i.} \cdot f(e_{e.i.}) \cdot C_{cycle} \cdot g(Rr)$$

Équation 34

IV.4.2.1 Influence du cycle

L'aptitude du modèle à prendre en compte les cycles thermiques est évaluée au moyen des valeurs de retrait de polymérisation caractérisées précédemment. Les résultats sont présentés sur le Tableau 7. Les épaisseurs virtuelles de média de distribution et de l'outillage sont calibrées par rapport aux expériences réalisées avec des cycles de type C2. Le gauchissement obtenu avec un cycle de type C1 est calculé en utilisant le retrait propre au cycle ainsi que le différentiel de température entre le gel et la polymérisation finale de la pièce.

On observe que malgré le fait que la tendance soit respectée, les amplitudes nominales calculées sont très éloignées des valeurs expérimentales. Le principe simple de calculer des contraintes transmises entre un état de gel et l'état final ne semble pas être adapté pour la prise en compte de phénomènes thermiques et physico-chimiques. Il semble probable que les cinétiques et les évolutions de ces mécanismes de génération de contraintes internes sont loin d'être négligeables.

Tableau 7 : Comparaison expérience simulation en fonction du cycle thermique et de l’outillage

Matériaux d'outillage	Coef. de dilation outillage	Cycle	Retrait de polym.	Delta T [°C]	Ep. Virtuel média [mm]	Ep. Virtuel outillage [mm]	Exp. [mm]	Sim. [mm]
Carbone/époxy	1.00E-06	C2	0.154%	70	0.085	0	2.37	2.32
Aluminim	2.34E-05	C2	0.154%	70	0.085	0.004	1.91	1.91
Carbone/époxy	1.00E-06	C1	-0.070%	30	0.085	0	2.32	0.44
Aluminim	2.34E-05	C1	-0.070%	30	0.085	0.004	0.08	0.04

→ La restriction de la description du modèle au différentiel entre la gélification et la polymérisation finale de la pièce ne permet pas la prise en compte de variation du cycle thermique

IV.4.2.2 Influence de la cinétique de montée en température

La cinétique de chauffe représente un facteur influant significativement sur l’amplitude de gauchissement des pièces. Une modification de la cinétique de chauffe entraîne cependant de nombreuses modifications des conditions aux limites des pièces :

- variation de l’amplitude de retrait
- variation de la cinétique d’expansion du média de distribution
- variation de la cinétique d’expansion de l’outillage

Afin d’évaluer la viabilité d’un modèle simple, la variation de la cinétique d’expansion de l’outillage est négligée.

Un coefficient permettant la prise en compte de la cinétique de chauffe a été introduit (Cf.

Équation 34). Ce coefficient englobe les deux paramètres liés à la variation de retrait et aux modifications des cinétiques d’expansion.

Ce coefficient est calibré pour les essais réalisés sur outillage Carbone/époxy en fonction des différentes cinétiques de chauffe. La fonction $g(R_r)$ peut ainsi être dé-

terminée afin de rendre possible la prédiction de gauchissement en fonction d'une cinétique de chauffe (Cf. Figure 64).

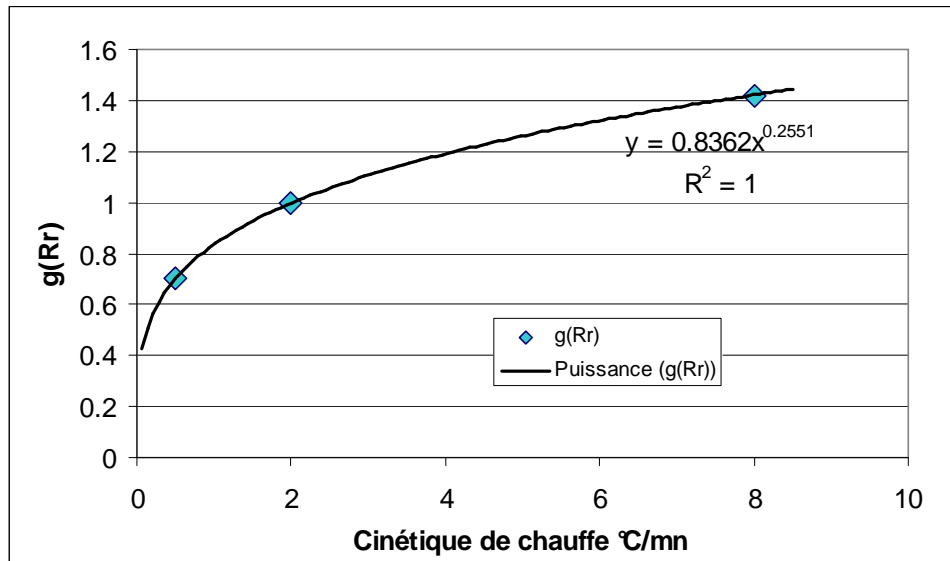


Figure 64 : Représentation de la fonction g(Rr)

Les essais à .0.5 et 8°C/mn sur outillage en aluminium permettent d'évaluer le potentiel prédictif de cette modélisation. Le Tableau 8 récapitule les paramètres principaux de la modélisation. Les coefficients de cinétique de chauffe, surligné en bleu, sont calibrés en fonction des valeurs expérimentales obtenues sur un outillage en carbone/époxy.

Tableau 8 : Détermination du coefficient de cinétique de chauffe et résultats

Matériaux d'outillage	Coef. de dilation outillage	Cycle	Retrait de polym.	Rampe de chauffe [°C/mn]	Delta T [°C]	Ep. Virtuel média [mm]	Coef. Cinétique de chauffe	Ep. Virtuel outillage [mm]	Exp. [mm]	Sim. [mm]
Carbone/époxy	1.00E-06	C2	0.154%	0.5	70	0.0595	0.7	0	1.60	1.60
Carbone/époxy	1.00E-06	C2	0.154%	2	70	0.085	1	0	2.37	2.32
Carbone/époxy	1.00E-06	C2	0.154%	8	70	0.1207	1.42	0	3.36	3.35
Aluminium	2.34E-05	C2	0.154%	0.5	70	0.0595	0.7	0.004	1.16	1.20
Aluminium	2.34E-05	C2	0.154%	2	70	0.085	1	0.004	1.91	1.91
Aluminium	2.34E-05	C2	0.154%	8	70	0.1207	1.42	0.004	2.77	2.94

Les résultats comparatifs entre l'expérience et la simulation en fonction de la cinétique de chauffe sont représentés sur la Figure 65. On remarque que la simulation

présente une très bonne corrélation avec les valeurs expérimentales moyennes avec moins de 6% d'erreur. Au vue des dispersions expérimentales, cette corrélation apparaît comme très satisfaisante.

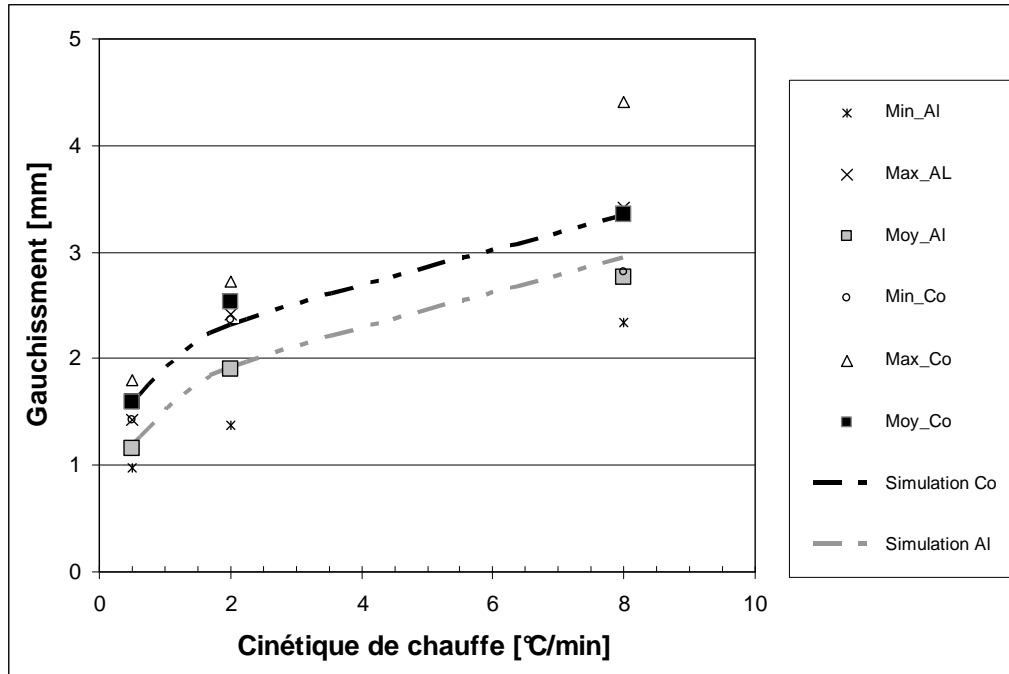


Figure 65: Comparaison expérience simulation en fonction de la cinétique de chauffe [33]

Ces résultats permettent de confirmer l'influence négligeable de la cinétique de chauffe sur le mécanisme de déformation issue de l'interaction pièce-outillage par rapport à celle issue de l'interaction équipement d'infusion-pièce.

De plus, ces résultats montrent la bonne aptitude du modèle à prédire le gauchissement en fonction d'un coefficient lié à la cinétique de chauffe et permettant la pondération de l'épaisseur virtuelle.

IV.5 Bilan

Ces travaux ont permis d'aboutir à l'élaboration d'un modèle simple de prédiction de l'amplitude de gauchissement issue :

- De l'interaction pièce-outillage,

- De l'interaction équipement d'infusion-outillage.

Ce modèle, basé sur la théorie des stratifiés permet la description des différentes couches composant l'ensemble permettant la mise en œuvre de pièces composites par infusion de résine. La notion d'épaisseur virtuelle est introduite afin de prendre en compte notamment la notion de taux de transfert de contraintes après démoulage.

Les travaux effectués ont montré une très bonne aptitude à la prédiction du gauchissement en fonction:

- des paramètres produits : épaisseur, longueur de la pièce
- des paramètres procédé : cinétique de chauffe
- des paramètres ressources : matériaux d'outillage, nature et épaisseur des équipements d'infusion.

Cependant, la méthode présente des limites importantes pour la prédiction du gauchissement en fonction du cycle de polymérisation. Des études plus approfondies sur l'évolution du retrait et l'évolution de la dilatation en fonction du taux de transformation devraient être menées.

V. Analyse expérimentale des déformations de type renfermement d'angle (ou « spring-in »)

V.1 Etat de l'art

V.1.1 Renferment d'angle induit par l'anisotropie des propriétés thermo physique

V.1.1.1 Principe

Les matériaux composites présentent l'avantage certain de présenter une forte anisotropie de leurs propriétés mécaniques. En effet, il est possible de disposer les fibres dans une pièce en fonction des cas de charge. Les matériaux composites ont particulièrement trouvé place sur des typologies de pièces de type coque, c'est-à-dire des pièces dont l'épaisseur est très faible par rapport à la surface (ratio supérieur à 10). Pour ces applications, les fibres se présentent d'une manière générale sous forme de tissus. La pièce est composée d'un empilement de couches de fibres. Dans l'épaisseur de la pièce, la cohésion du produit est uniquement réalisée par la résine, contrairement aux fibres dans le plan où la cohésion est obtenue par un assemblage intime entre les fibres et la résine.

Cette anisotropie des propriétés dans le plan et dans l'épaisseur est responsable de déformations significatives de pièces de forme [35] et [36]. En effet, lors de la mise en œuvre de pièces composites, la température ainsi que le degré de polymérisation évoluent. Il en résulte une évolution différentielle des contraintes générées dans le plan et dans l'épaisseur de la pièce.

Dans le cas de pièces de forme présentant un angle, telle qu'une pièce en L, l'angle réalisé de la pièce après démoulage tend à être plus faible que celui de la pièce théorique. La différence entre l'angle théorique et l'angle réalisé est appelé angle de fermeture ou « spring-in angle ».

Cet angle de fermeture résulte de deux phénomènes physiques distincts, à savoir l'anisotropie des propriétés de dilatations thermiques ainsi que de retrait de polymérisation de pièces.

Plusieurs auteurs (Cf. [35] [36]) proposent des équations reliant l'angle de fermeture aux coefficients longitudinaux et transverses de dilatation et de retrait
(Cf.

Équation 35)

$$\begin{aligned}\Delta\theta &= \Delta\theta_{CTE} + \Delta\theta_{CS} \\ &= \theta \cdot \left(\frac{(\alpha_l - \alpha_t) \cdot \Delta T}{1 + \alpha_t \cdot \Delta T} \right) + \theta \cdot \left(\frac{\phi_l - \phi_t}{1 + \phi_t} \right)\end{aligned}$$

Équation 35

Cette approche considère que le renfermement d'angle est un phénomène strictement intrinsèque, c'est-à-dire qu'il dépend uniquement des propriétés intrinsèques de la pièce. Celles-ci sont géométriques (angle) ou matériaux (coefficients de dilatation, de retrait)

V.1.2 Paramètres intrinsèques

V.1.2.1 Empilement

L'empilement des couches de fibres est un paramètre influent sur le mécanisme de renfermement d'angle. En effet, en fonction de l'orientation de chaque pli, l'anisotropie du matériau résultant est modifiée. La Figure 66 permet d'illustrer ces propos. L'angle de fermeture est mesuré expérimentalement en fonction de trois empilements simples 0°, 45° et 90°. On observe qu'avec une anisotropie décroissante, l'angle de fermeture se voit réduit, en accord avec le principe même du renfermement d'angle de pièces composites.

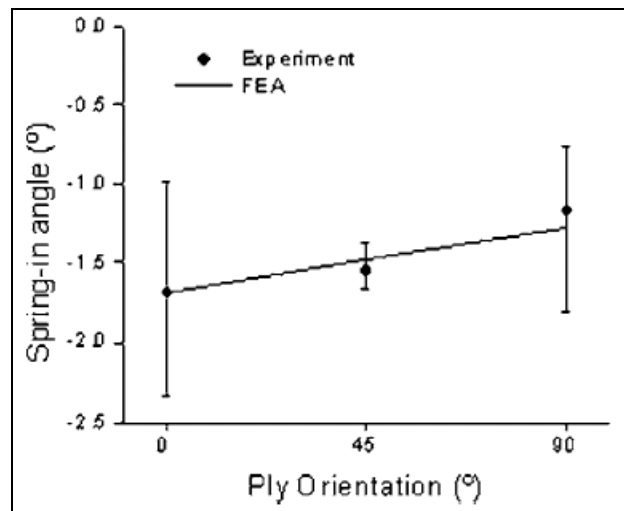


Figure 66 Comparaison expériences/simulations en fonction de l'orientation des fibres [37]

V.1.2.2 Gradient de TVF

Le mécanisme de déformation induit par un gradient de TVF décrit plus en détail au chapitre II.1.2.2 pour le cas des pièces planes affecte de la même manière les pièces en angle. Ainsi, une mauvaise répartition des fibres dans un rayon induit un gradient de propriétés du matériau dans l'épaisseur. Dans les cas les plus classiques (Cf. Figure 67), les fibres, de part les tensions en présence, tend à se concentrer vers le rayon intérieur. La contraction au refroidissement de la pièce ainsi que le retrait de polymérisation sont d'autant plus importants que l'on se rapproche du rayon extérieur. Ainsi, la pièce tend à s'ouvrir.

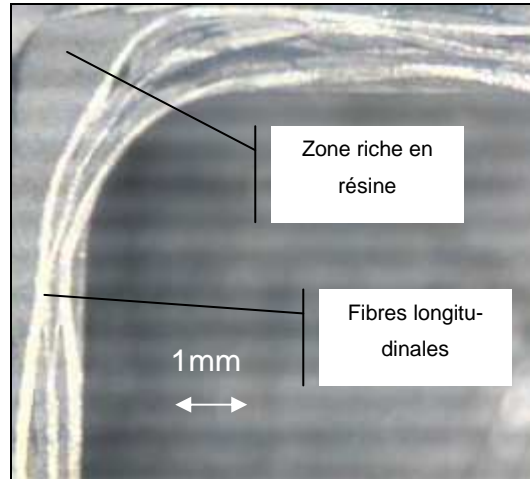


Figure 67 : Micrographie d'une pièce en angle présentant un gradient de TVF

V.1.2.3 Cas des produits composites sandwich

Les pièces composites sandwich, c'est-à-dire composées d'une âme et de deux peaux monolithiques de résines renforcées de fibres, sont également affectées par les phénomènes de renfermement d'angle. Le type d'âme utilisé joue un rôle non négligeable. La contribution de l'âme a été évaluée analytiquement par G. Fernlund [37] (Cf. Figure 68).

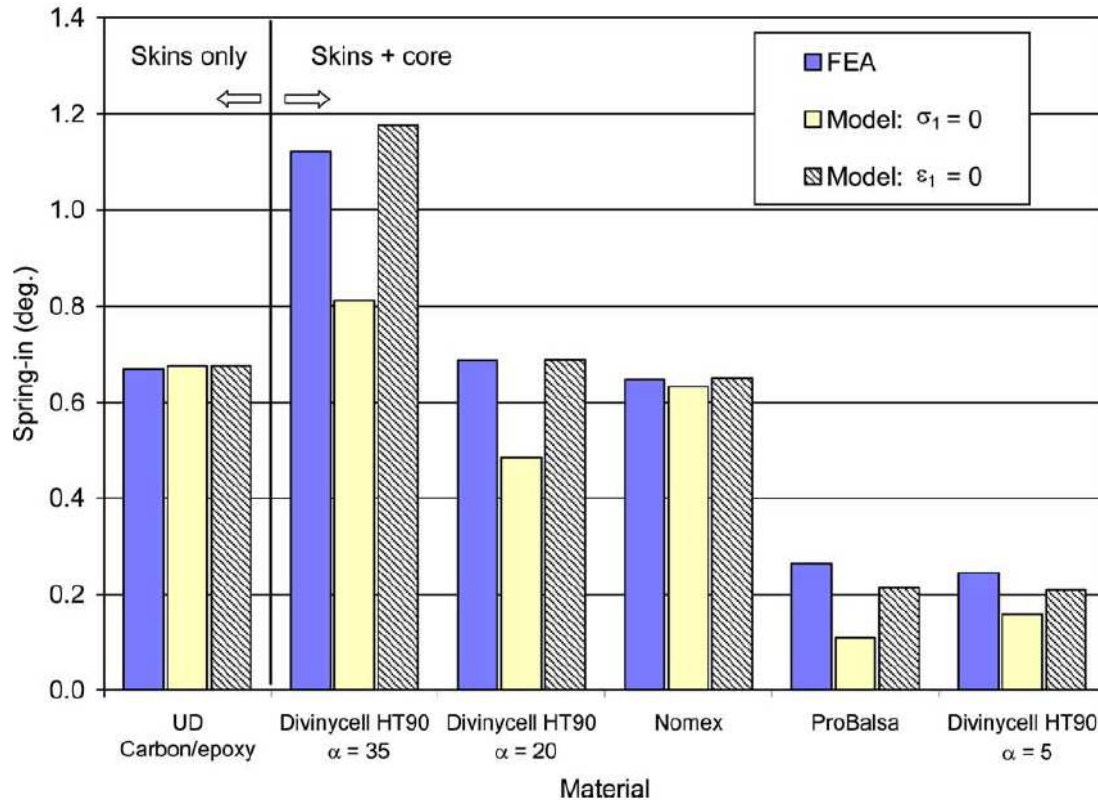


Figure 68 : Comparaison des angles de fermeture entre les prédictions FEM et ceux de modèles analytiques en fonction de matériaux d'âme [37]

V.1.3 Paramètres extrinsèques

V.1.3.1 Grandeur mesurée

La littérature est riche de publications sur le sujet du renfermement d'angle de pièces composites. C. Albert et G. Fernlund [38] ont mis en évidence l'influence de la méthode de mesure de l'angle de fermeture. En effet, les auteurs mettent en évidence que, malgré une amplitude de gauchissement des pannes de l'ordre de 0.2mm, le gauchissement contribue à hauteur de 0.48° sur l'angle de fermeture mesuré. L'auteur considère que l'angle de fermeture mesuré résulte de la somme de la composante liée au rayon de la pièce et celle liée aux gauchissements des pannes adjacentes (Cf. Figure 69)

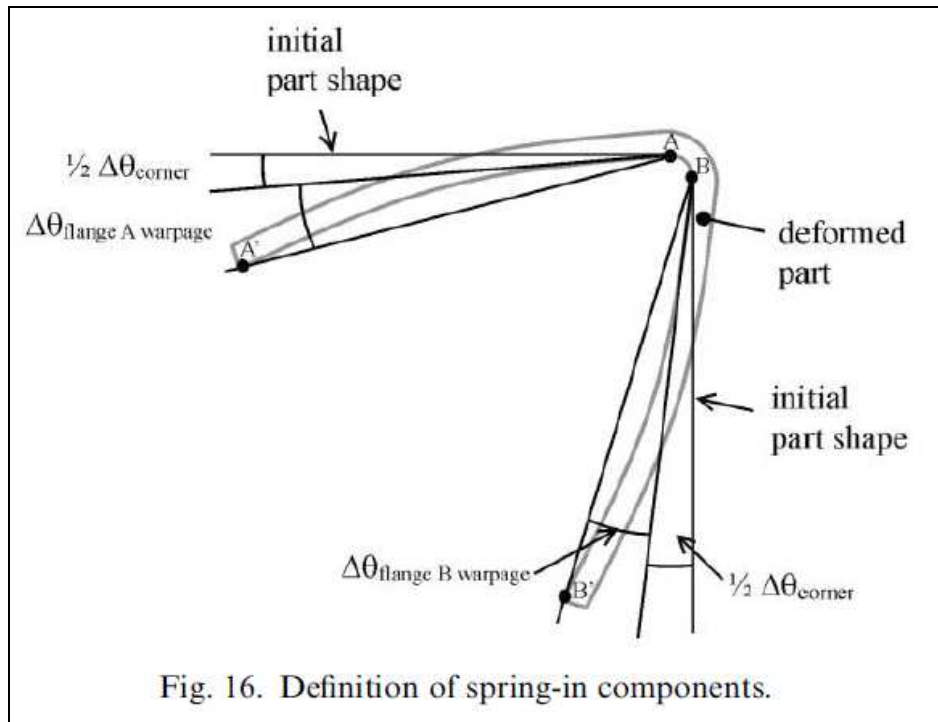


Figure 69 : Définition des composantes de l'angle de fermeture [38]

V.1.3.2 Influence de la géométrie

Le mécanisme de déformation est, par définition, intrinsèque. Ainsi, on attend une dépendance significative à des paramètres géométriques des pièces. C. Albert et G. Fernlund [37] ont caractérisé l'influence de l'épaisseur de la pièce sur les composantes de l'angle de fermeture. La composante issue du gauchissement des pannes présente une forte dépendance à l'épaisseur. Cette constatation va dans le même sens que les études réalisées sur le gauchissement de plaques planes (Cf. II.1.2.4). La composante de renfermement d'angle liée au rayon de la pièce tend, quant à elle, à être indépendante de l'épaisseur. Les auteurs montrent que cette composante peut être encadrée en utilisant l'équation décrivant la fermeture d'angle basée sur l'

Équation 35

Tableau 9 : Influence de l'épaisseur de l'échantillon

Part ID	Part shape	Lay-up	Flange length (mm)	Thickness (plies)	Part angle (°)	Tool material	Tool surface ^a	Cure cycle (holds)	$\Delta\theta_{total}$ (°)	Range ^b (°)	$\Delta\theta_{corner}$ (°)	$\Delta\theta_{warpage}$ (°)
TS2-1	C	[0] ₈	57	8	90	Aluminum	Release agent (3)	2	1.64	±0.02	0.85	0.79
TS-1	C	[0] ₁₆	57	16	90	Aluminum	Release agent (3)	2	1.11	±0.01	0.83	0.28
TS2-2	C	[0] ₁₆	57	16	90	Aluminum	Release agent (3)	2	1.20	±0.01	0.95	0.25
TS-2	C	[0] ₈	57	8	90	Aluminum	Release agent (3) + FEP	2	0.92	±0.02	0.78	0.14
TS-3	C	[0] ₁₆	57	16	90	Aluminum	Release agent (3) + FEP	2	0.79	±0.02	0.72	0.07
TS2-3	C	[0] ₁₆	57	16	90	Aluminum	Release agent (3) + FEP	2	0.90	±0.02	0.88	0.02
TS2-4	C	[0] ₈	57	8	90	Steel	Release agent (3)	2	1.63	±0.05	0.75	0.88
TS-4	C	[0] ₁₆	57	16	90	Steel	Release agent (3)	2	1.15	±0.02	0.77	0.38
TS2-5	C	[0] ₁₆	57	16	90	Steel	Release agent (3)	2	1.25	±0.02	0.88	0.37
TS-5	C	[0] ₈	57	8	90	Steel	Release agent (3) + FEP	2	0.84	±0.04	0.65	0.19
TS-6	C	[0] ₁₆	57	16	90	Steel	Release agent (3) + FEP	2	0.78	±0.05	0.60	0.18
TS2-6	C	[0] ₁₆	57	16	90	Steel	Release agent (3) + FEP	2	0.85	±0.02	0.81	0.04

^a The number within parenthesis denotes the number of coats of release agent applied. FEP denotes the use of a fluorinated ethylene propylene sheet.

^b The range shown represents 1/2 (maximum measured value—minimum measured value).

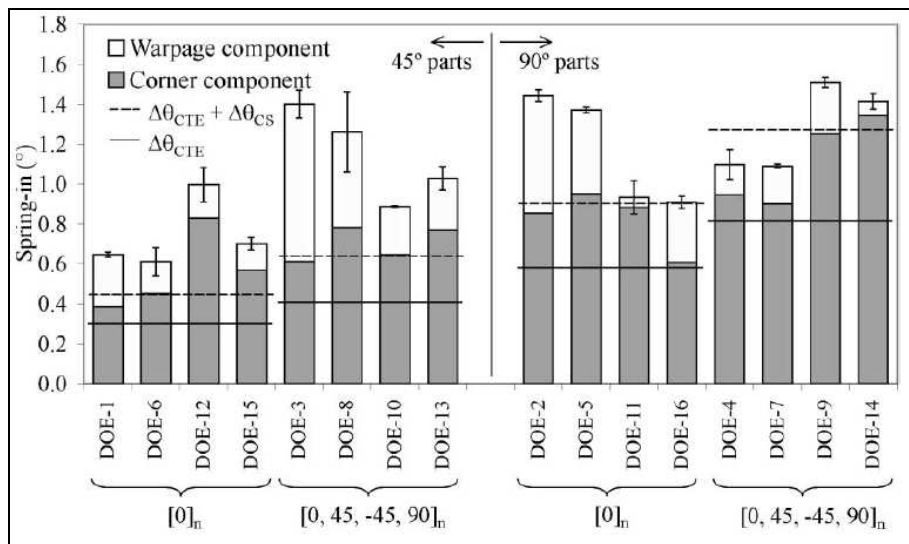


Figure 70 : angle de fermeture par composante et prédictions analytiques [36]

C. Albert et G. Fernlund [37] se sont également intéressés à la forme de la pièce. Ainsi, deux formes ont été réalisées : une en C et l'autre en L. Cette campagne d'essais permet d'évaluer la représentativité de pièces simples par rapport à des géométries plus évoluées.

Il apparaît que l'angle de fermeture est peu influencé par l'évolution de la géométrie (Cf. Figure 71). Il faut toutefois noter que ces résultats sont en contradiction avec l'étude [39] qui présente une dépendance forte (près de 30%) de l'angle de fermeture en fonction de l'évolution de cette géométrie.

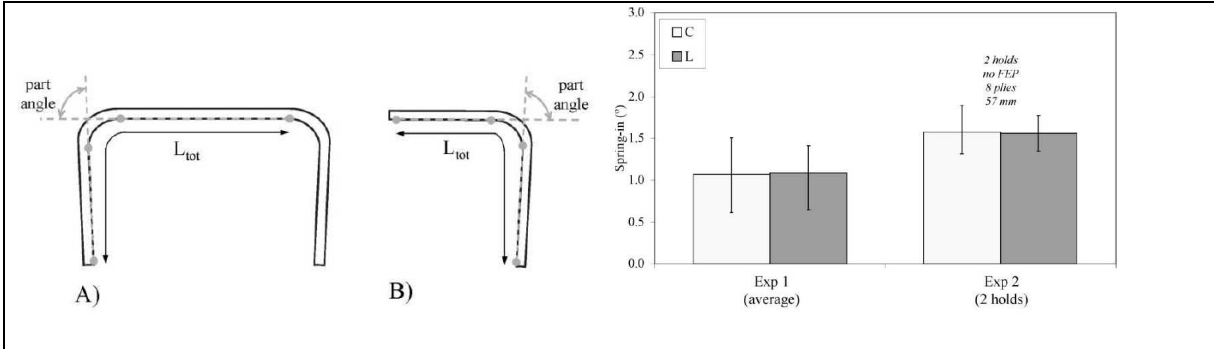


Figure 71 : Méthode de mesure de pièces en forme de C (A) et de L(B) et résultats expérimentaux [36]

V.2 Approche expérimentale

V.2.1 Objectifs

Cette étude expérimentale doit permettre d'identifier l'influence des paramètres produit-procédé-ressources sur le mécanisme de fermeture des angles.

V.2.2 Dispositif expérimental

V.2.2.1 Outillage

Un outillage de moulage par procédé d'infusion a été conçu et développé pour cette campagne d'essai. La conception générale est semblable à celle de l'outillage développé précédemment pour l'analyse expérimentale du gauchissement (Cf. II.2.1.2). L'outillage est thermiquement autonome. La chauffe est réalisée par un jeu de résistances électriques régulées en deux zones de chauffe.

Les résistances électriques sont positionnées au centre de l'outillage afin d'équilibrer les gradients de températures dans l'épaisseur de l'outillage (Cf. Figure 72). Ainsi, les déformations de l'outillage induites par les cycles de température sont négligées.

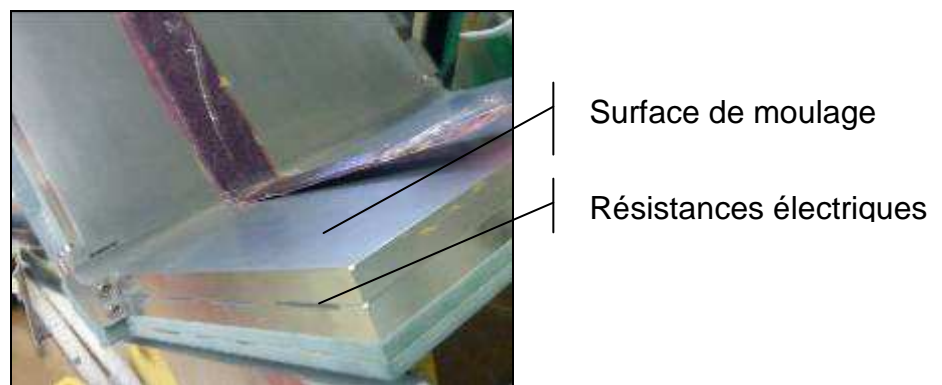


Figure 72: Outillage d'essai

L'outillage a été conçu de telle façon que différentes géométries de pièces puissent être réalisées. Dans le cadre de cette étude, deux rayons de raccordement seront analysés : 100mm et 20 mm (Cf. Figure 73).

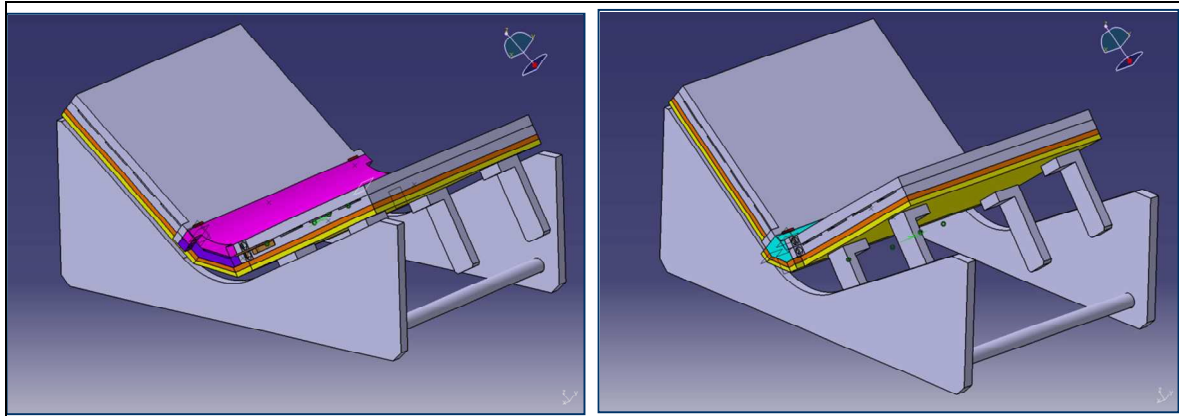


Figure 73: Conception d'un outillage d'infusion modulaire

V.2.2.2 Prise en compte de l'instabilité dimensionnelle sous charge thermique

Dans le cadre de ces travaux, nous nous intéressons particulièrement aux outillages à faible coût initial et récurrent. Ainsi, l'aluminium a été choisi comme matériau d'outillage pour ses qualités thermiques (conductivité), ses coûts de mise en œuvre ainsi que sa durabilité.

L'Aluminium présente cependant un coefficient de dilatation thermique de près de $23.4 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$. La variation géométrique de l'outillage soumis à un cycle thermique caractéristique (température max 150°C) ne peut être négligée. La prédiction du dimensionnel d'un corps soumis à des variations thermiques est bien établie dans le cas de conditions aux limites simples.

Dans le cas de notre outillage, seuls les éléments d'outillage de moulage sont thermiquement régulés. Le bâti est isolé de ces derniers au moyen de plaques isolantes. Afin de simplifier les conditions aux limites du problème, et en particulier les éventuelles contraintes aux liaisons éléments de moulage thermiquement régulés et le bâti « froid », un assemblage particulier a été conçu. Les liaisons sont telles, que les éléments de moulage sont considérés comme libres. Technologiquement, cela se traduit par des liaisons de 0 à 3 degrés de liberté, de telle façon qu'aucun moment ne peut être généré. L'angle de l'outillage varie librement sous l'action de la dilatation thermique.

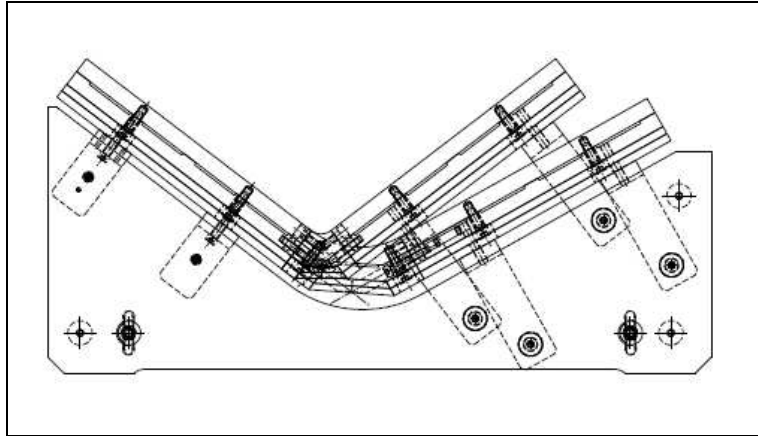


Figure 74 : Choix technologique pour la prise en compte des dilatations thermiques

V.2.2.3 Compactage du rayon

Dans le cas des procédés d'infusion, l'opération de préformage peut être particulièrement critique. En effet, le préformage est réalisé au moyen d'un contre-moule souple, traditionnellement une vessie ou bâche. Dans le cas de pièce en angle, le compactage au niveau du rayon de raccordement peut prendre un caractère aléatoire avec de faibles performances mécaniques.

Plusieurs configurations de préformage ont été évaluées expérimentalement [Cf. Figure 75]. En effet, afin d'être en mesure de négliger un gradient de TVF le long de la pièce, le compactage des fibres doit être homogène.

Les résultats expérimentaux (Cf. Figure 76) montrent que dans cette configuration, seul un compactage mécanique permet de garantir un TVF équivalent aux pannes de la pièce.

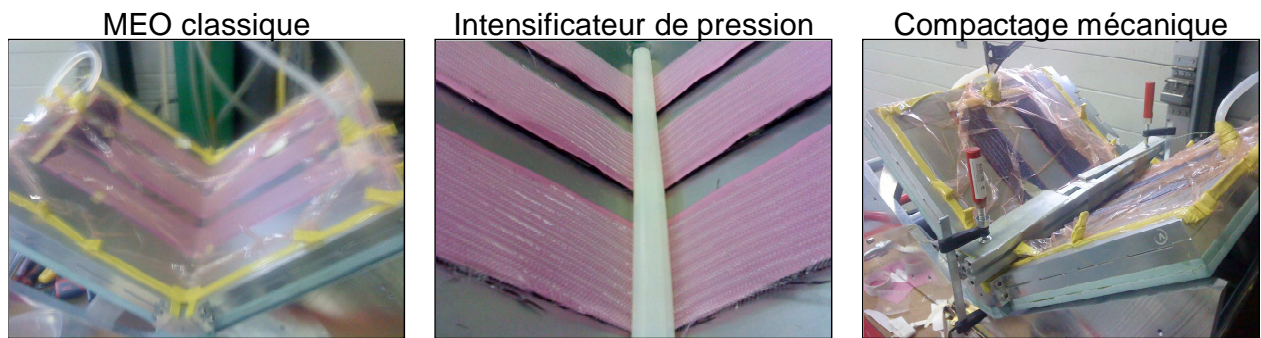


Figure 75: Variations de mise en œuvre pour le compactage du rayon de raccordement

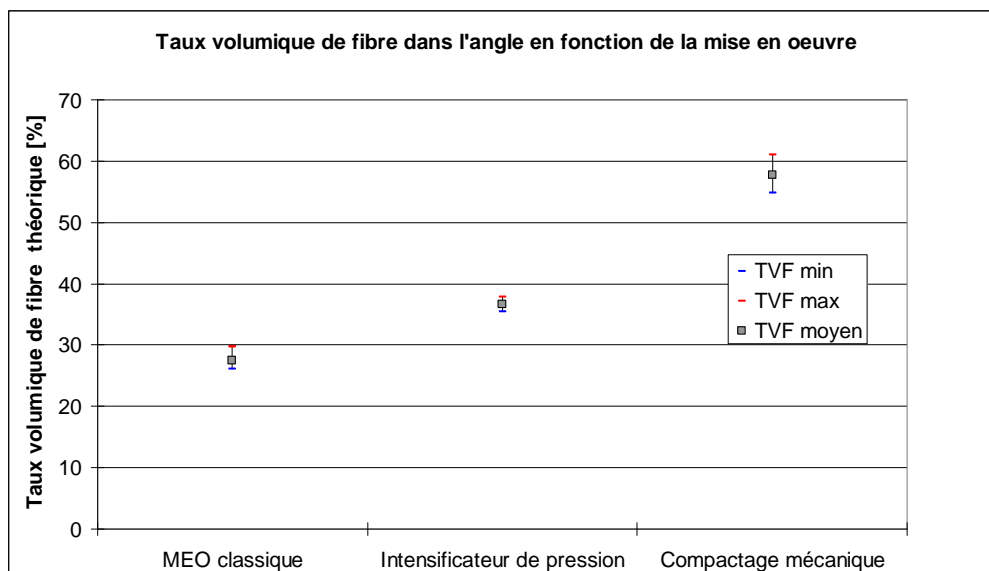


Figure 76: TVF dans le rayon en fonction de la mise en œuvre du compactage

V.2.2.4 Principe de mesure du renfermement d'angle

L'état de l'art montre les difficultés et les approximations de la mesure d'un angle de fermeture (Cf. V.1.3.1). Nous avons fait le choix pour des raisons de faisabilité techniques, de mesurer l'angle de fermeture à partir des panes de la pièce. Ces dernières sont elles-mêmes déformées. Elles subissent un gauchissement caractéristique tel qu'étudié dans les chapitres précédents (Cf. Figure 77).

L'angle mesuré est l'angle entre les plans moyens de chaque panne (Cf. Figure 78). Ainsi, cet angle résulte de deux composantes distinctes : la première, liée au méca-

nisme de renfermement d'angle, la seconde induite par le gauchissement des pan-

nes.

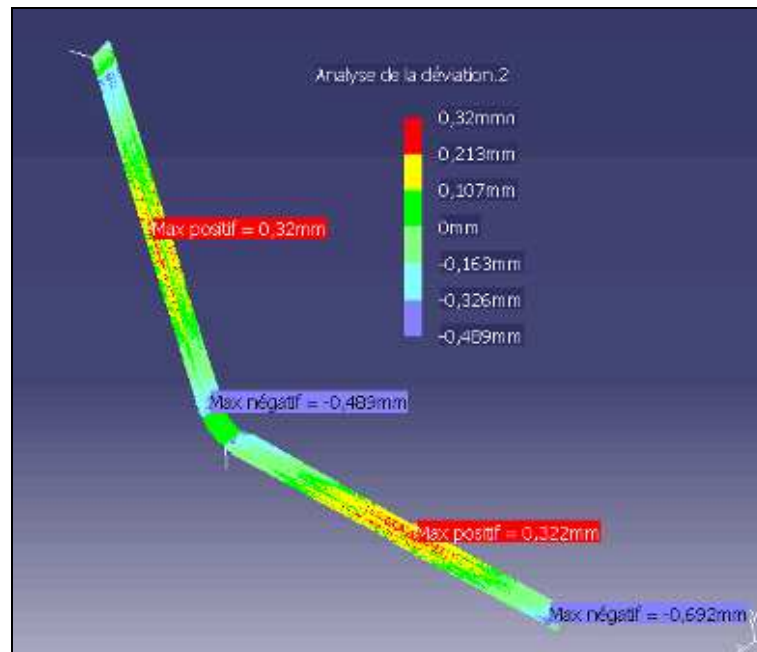


Figure 77: Déviation géométrique d'une pièce en angle par rapport au théorique

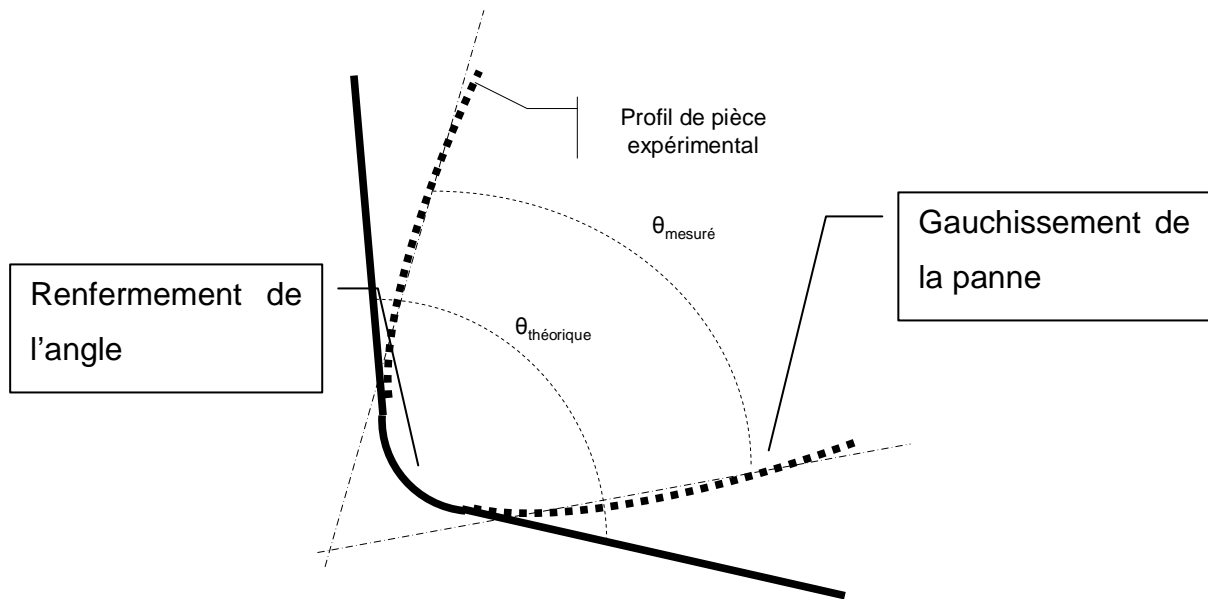


Figure 78: Définition de l'angle mesuré

La Figure 79 présente, pour une série de valeurs expérimentales, la décomposition selon la source : composante issue du mécanisme de fermeture d'angle ou composante issue du gauchissement des pannes (Cf.

Équation 36).

$$\theta_{mesuré} = 2 \cdot (\theta_{fermeture} + \theta_{gauchissement})$$

Équation 36

La composante de gauchissement $\theta_{gauchissement}$ est calculée à partir des équations déterminées à partir des résultats expérimentaux sur pièce plane (Cf.II.4). Ces équations sont du type polynomiales du second ordre. La composante de gauchissement peut être calculée comme la tangente de la fonction au point de jonction entre la panne et le rayon de la pièce (Cf.

Équation 37).

$$\theta_{\text{gauchissement}} = f'(x_a) = 2 \cdot a \cdot x_a + b$$

Équation 37

La Figure 79 présente la valeur d'angle de fermeture mesuré pour des pièces réalisées à différentes cinétiques de montée en température. Conformément aux attentes, cet angle croît avec une rampe de chauffe croissante. En effet, sur cette plage, le retrait de polymérisation de la résine croît avec la rampe de chauffe. Ceci permet d'expliquer un accroissement de l'anisotropie des propriétés de retrait dans le plan par rapport à celles dans l'épaisseur.

La composante issue du gauchissement est calculée à partir des résultats expérimentaux obtenus au chapitre II.4.2.1 , croît également avec l'augmentation de la cinétique de chauffe.

A partir de ces informations, il est possible de recalculer l'angle issu de la fermeture de l'angle de la pièce. Cette composante tend à décroître fortement avec une cinétique de chauffe croissante. Ceci est en contradiction avec les résultats attendus, puisque l'anisotropie des propriétés de retrait de polymérisation est renforcée avec une cinétique de chauffe croissante.

La méthode de calcul de la composante de gauchissement exprimé par [38] semble ne pas être transposable à nos travaux. La différence de rayon de raccordement des pièces étudiées pourrait l'expliquer. Afin de mettre en lumière l'influence réelle du gauchissement des pannes sur la fermeture de pièce en angle, d'autres investigations doivent être menées.

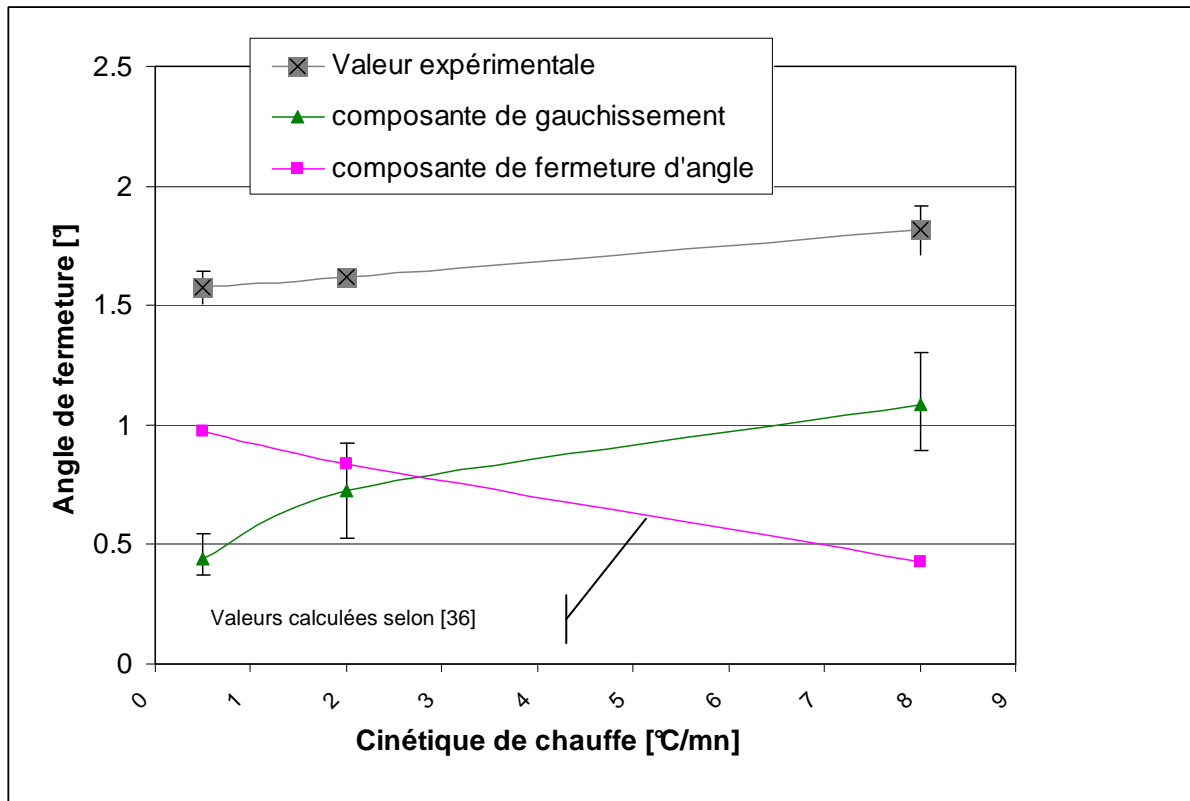


Figure 79 : Décomposition des valeurs expérimentales en fonction de leurs sources selon [38]

Afin d'évaluer l'influence du gauchissement des pannes sur l'angle de fermeture, une comparaison entre le gauchissement de plaques planes et l'angle de fermeture est représentée sur la Figure 80. Cette comparaison est réalisée pour des pièces réalisées à diverses cinétiques de chauffe ainsi qu'avec et sans l'interaction équipement d'infusion-pièce. Ce dernier paramètre permet de faire varier fortement le gauchissement des pièces planes et donc des pannes de pièces en angle.

Il en ressort que malgré une composante de gauchissement variant fortement, plus de 300%, le renfermement d'angle mesuré diminue près de 0.1°. La relation entre le gauchissement et l'angle mesuré apparaît comme étant bien existante, mais elle est faible comparée au mécanisme de fermeture d'angle.

Cette spécificité de nos résultats par rapport à l'état de l'art peut s'expliquer par la géométrie des pièces caractérisées, avec dans notre cas des rayons relativement importants (20mm).

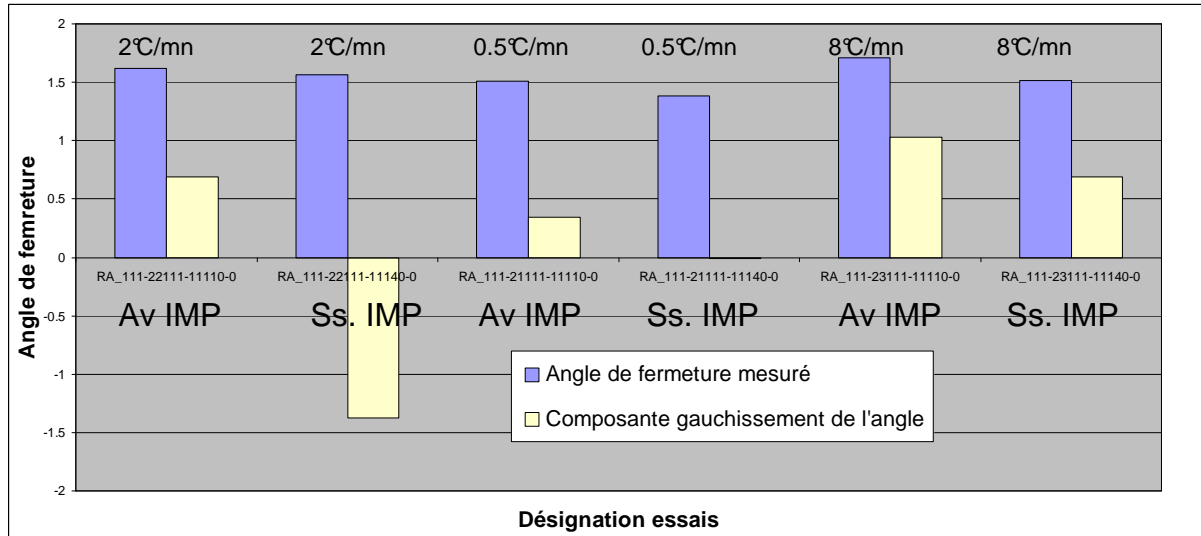


Figure 80: Comparaison entre l'angle de fermeture mesuré et la composante issue du gauchissement selon [38]

→ L'angle mesuré entre les plans moyens des pannes est considéré dans notre étude comme l'angle de fermeture strictement issu de l'anisotropie des propriétés dans le plan et dans l'épaisseur.

V.2.3 Influence de paramètres du produit

V.2.3.1 Variation du rayon

Le mécanisme de fermeture d'angle est, par définition, purement intrinsèque. La valeur du rayon de l'angle n'a, par définition, pas d'incidences sur l'angle de fermeture. La Figure 81 présente les valeurs des angles de fermeture obtenues expérimentalement pour deux rayons différents. Un angle de fermeture moyen de plus de 15% est observé pour un rayon de 100mm par rapport à un rayon de 20mm.

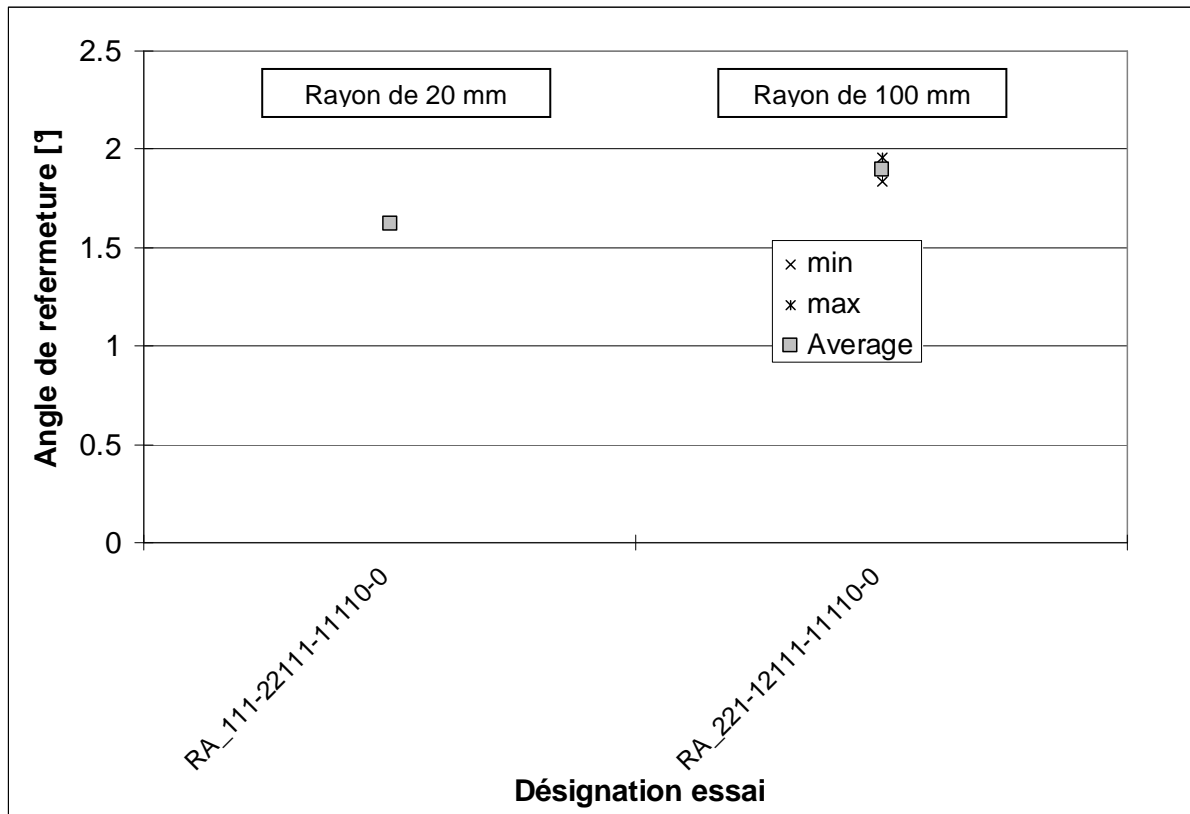


Figure 81: Influence du rayon de raccordement

La fermeture de l'angle peut, en fonction de la valeur du rayon de l'angle être induite par au moins un mécanisme supplémentaire. Le fait que l'angle de fermeture dépende du rayon de l'angle, c'est-à-dire de la longueur de l'arc laisse penser que cette contribution peut trouver son origine dans le gauchissement de cette zone soumise à diverses interactions.

V.2.3.2 Tissu métallique fonctionnalisant

Nombre de structures aéronautiques sont composées de tissus métalliques fonctionnalisant en peau extérieure. Ce tissu permet d'assurer une protection contre la foudre de la pièce. L'intégration d'un tissu métallique rend le stratifié non-symétrique. Ainsi lors du refroidissement, il résulte des déformations induites par le différentiel de coefficient de dilatation du composite carbone-époxy et du composite tissu métallique-époxy. La Figure 82 montre bien l'influence de la présence d'un tissu métallique

sur l'angle de fermeture. Celui-ci décroît significativement, de près de 1 degré, par rapport à une pièce composite symétrique et équilibrée.

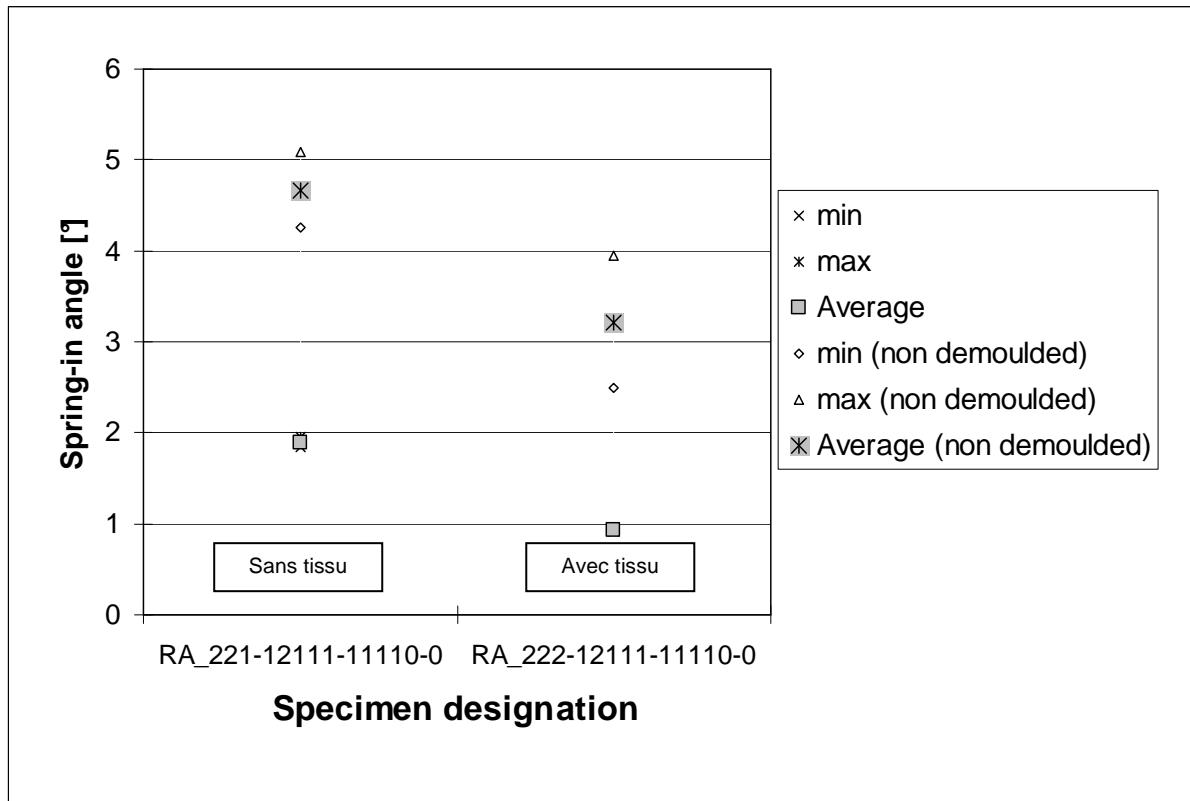


Figure 82: influence de l'intégration d'un tissu métallique en peau

→ Ce paramètre, au vue de son influence significative, doit être pris en compte dans un modèle de prédiction de la fermeture d'angle.

V.2.4 Influence de paramètres du procédé

V.2.4.1 Influence du cycle de polymérisation

Plusieurs auteurs ont montré l'influence du cycle de polymérisation sur l'angle de fermeture (Cf. Chapitre V.1). Afin de valider des résultats dans notre configuration, des échantillons ont été réalisés soumis à deux cycles thermiques différents :

- C1 : 15mn à 120°C + 2h à 150°C

- C2 : 1h à 80°C + 2h à 150°C

Les résultats sont présentés sur la Figure 83. Il apparaît clairement que l'angle de fermeture croît avec une hauteur de palier. Ceci s'explique par le couplage de deux phénomènes :

- Un phénomène chimique, correspondant à l'évolution de l'état de la matière soumis à un cycle de température.
- Un phénomène physique, liés à la dilatation de la matière en fonction de l'évolution du cycle.

Ce couplage rend la compréhension du mécanisme de déformation complexe. Au vu des résultats, et des connaissances préalables du comportement de la résine, il apparaît que la majorité des contraintes se transmette à partir de la gélification de la résine. Ainsi, le différentiel de température entre la gélification et le palier final est proportionnel au niveau de contraintes transmises dans la pièce. Cette hypothèse devra être évaluée par un modèle ad hoc

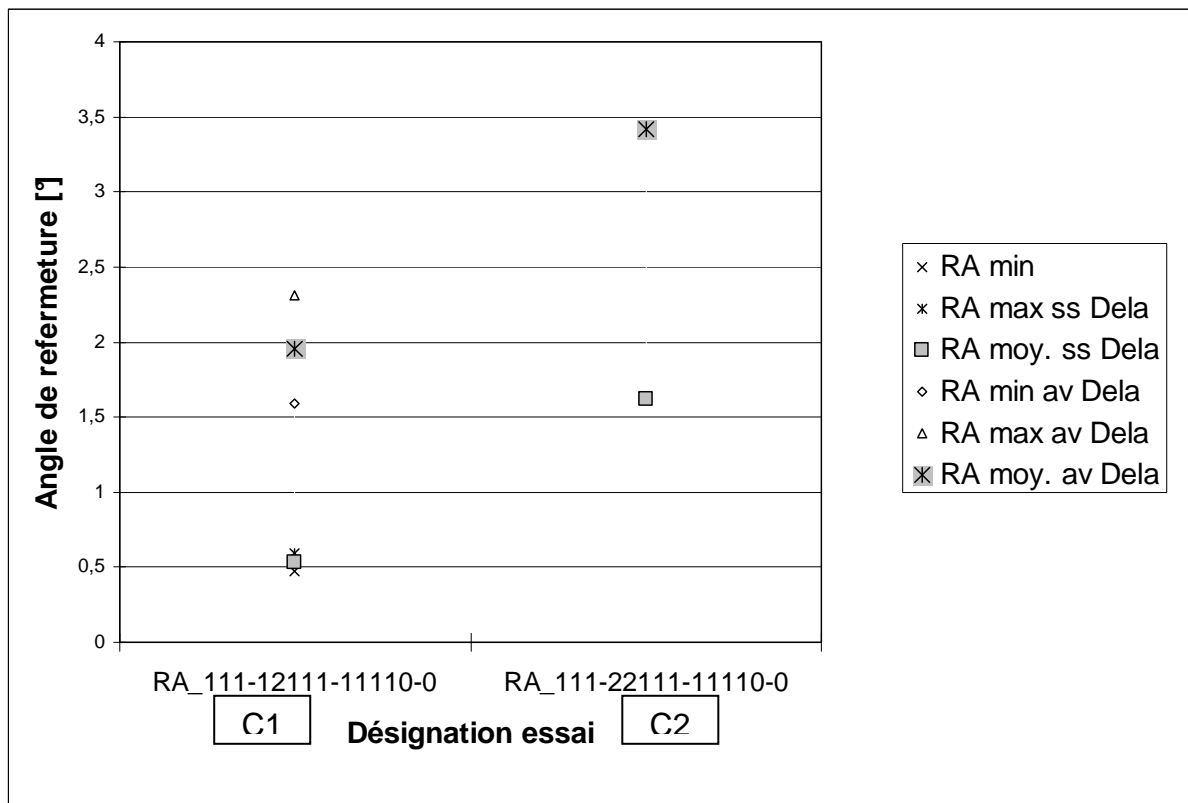


Figure 83: Influence de cycle de cuisson

V.2.4.2 Influence des rampes de montée en température

La variation des vitesses de montée en température entraîne une série de modifications des conditions de mise en œuvre de la pièce :

- Modification des contraintes transmises à la pièce par l'outillage et les équipements d'infusion ;
- Modification de la cinétique de polymérisation et par conséquent de l'évolution du retrait de polymérisation ;
- Modification des contraintes thermique internes.

D'un point de vue compréhension du mécanisme, il paraît difficile de conclure au vue du nombre de modifications de paramètres induits. Ces informations pourront être corrélés avec des calculs numériques afin de déterminer les paramètres influents majeurs.

D'un point de vue industrialisation, le degré de dépendance du mécanisme de déformation est une donnée essentielle pour l'optimisation des paramètres produit processus ressources (cycles, variation d'épaisseur...)

Les résultats des mesures d'angle de fermeture pour différentes rampes de montée (Cf. Figure 84) en température sont présentés sur la Figure 85.

L'angle de fermeture croît avec la rampe de montée en température. Cependant, on remarque le faible écart (environ 10%) entre un cycle à 0.5°C/min et un à 8°C/min.

On remarque également, que l'angle de fermeture avant démoulage ne présente pas de dépendance significative en fonction de la rampe de montée en température. La présence des équipements d'infusion tend à accentuer significativement (facteur 2) l'angle de fermeture de la pièce de part l'augmentation significative de l'anisotropie du complexe.

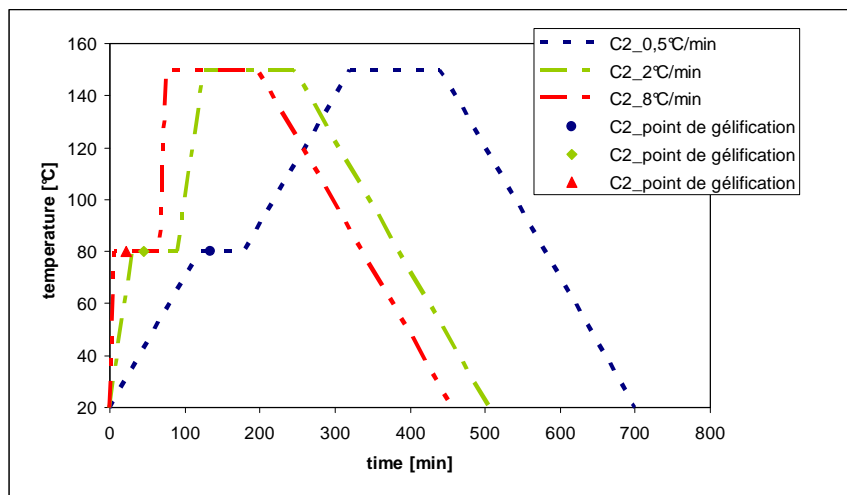


Figure 84: Cycles de température en fonction de la rampe

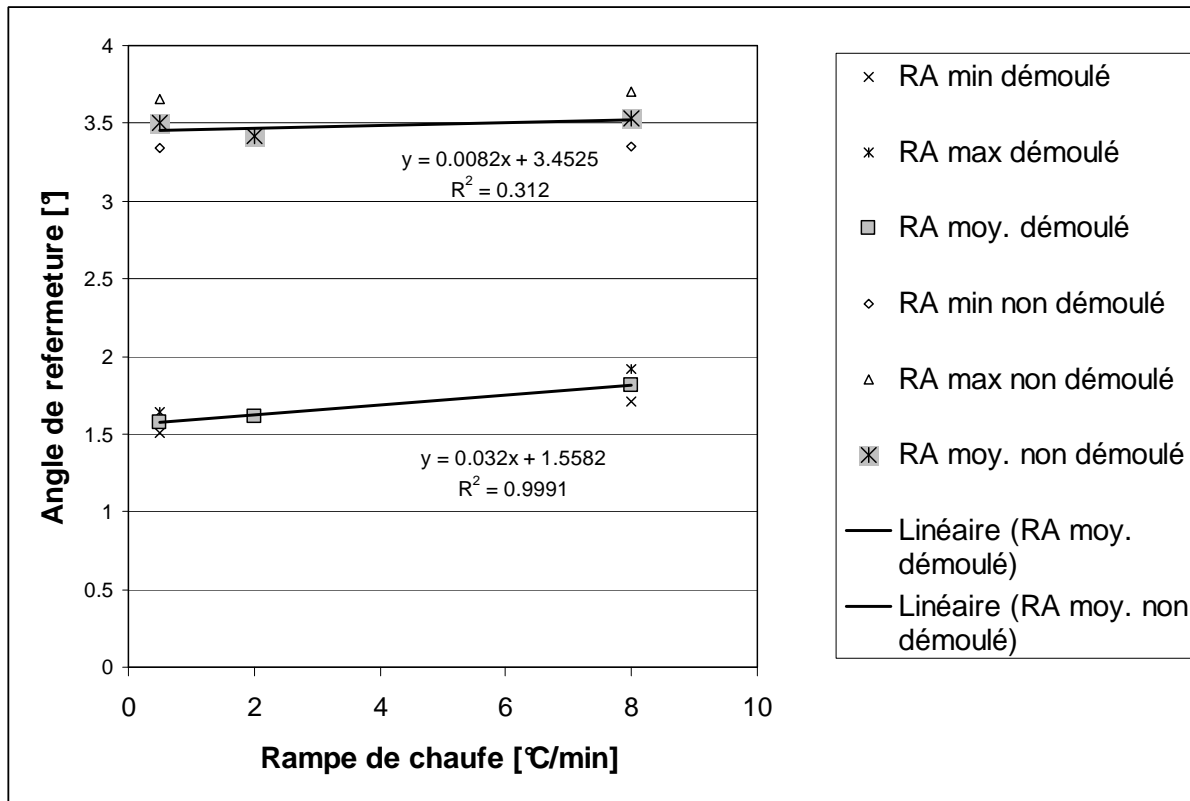


Figure 85: Influence des rampes de montée en température

La différence de tendance entre les angles avant et après démoulage laisse supposer la présence de mécanisme de déformation additionnel. Le rôle des équipements d'infusion sur l'angle de fermeture doit être clarifié au vue de l'impact qu'ils ont sur l'angle de fermeture avant démoulage.

V.2.5 Influences de paramètres ressources

V.2.5.1 Influence de l'interaction pièce-outillage

L'outillage et, en particulier, le matériau d'outillage peut être responsable de transfert de contraintes important. La déformation de pièce plane a été étudiée au chapitre précédent. L'impact que pourrait avoir ce mécanisme sur l'angle de fermeture doit être évalué.

L'influence de l'interaction pièce-outillage peut être évaluée expérimentalement en modifiant les conditions de la surface de moulage. Un film démoulant a été intercalé entre la pièce et la face de moulage de l'outillage. Ainsi, les transferts de contraintes de l'outillage vers la pièce sont fortement minimisés. La comparaison expérimentale

des angles de fermeture avec et sans film démoulant est présentée sur la Figure 86. On remarque que l'angle de fermeture, que ce soit avant ou après démoulage, ne présente pas de dépendance remarquable à la présence ou non de film démoulant à l'interface de moulage.

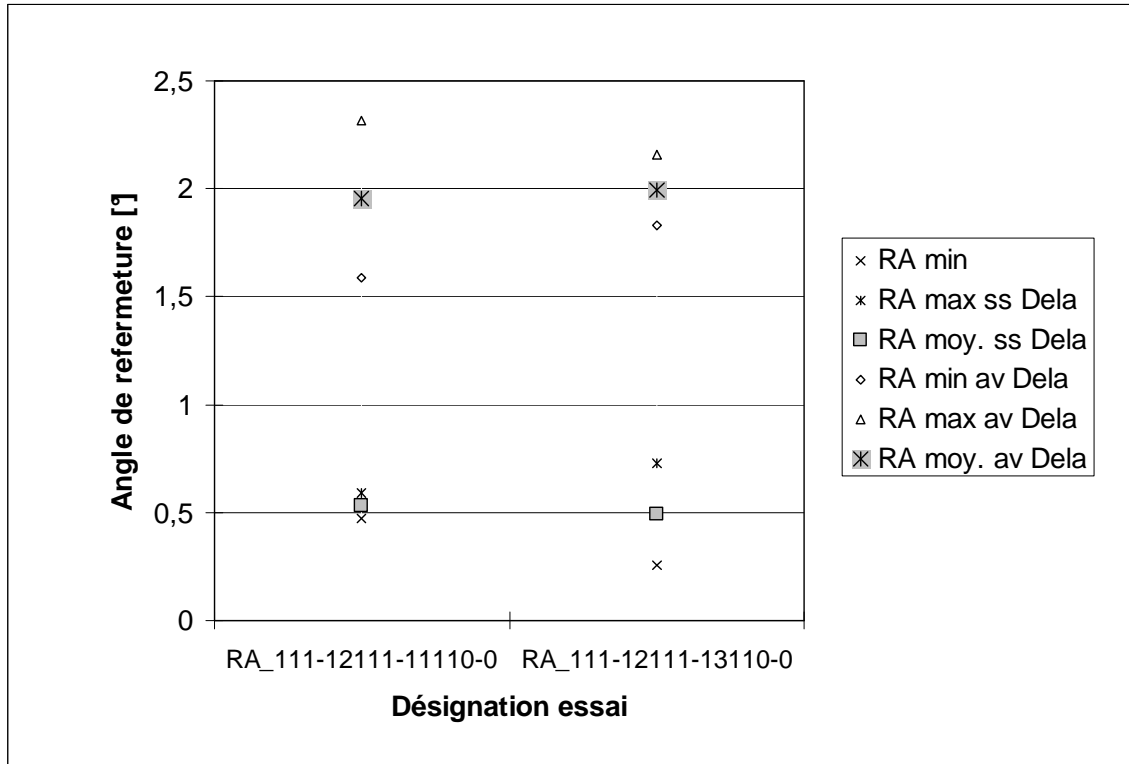


Figure 86: Influence de l'interaction pièce-outillage

L'interaction pièce-outillage n'a dans cette configuration expérimentale, pas d'influence significative.

V.2.5.2 Influences de l'interaction équipement d'infusion-pièce

Le comportement des équipements d'infusion représente une contribution majeure dans la déformée d'une pièce composite initialement plane. Afin d'évaluer expérimentalement si cette interaction peut contribuer à la fermeture d'angle, une série d'essais/mesures a été réalisée en fonction de différentes rampes de température. Celle-ci est présentée sur la Figure 87. L'interaction équipements d'infusion-pièce est fortement minimisée par l'utilisation d'un film démoulant perforé entre le média de distribution et la pièce.

On observe clairement une dépendance à l'interaction équipements d'infusion-pièce de l'angle de fermeture. L'angle de fermeture est plus important (jusqu'à près de 30%) avec que sans le transfert de contraintes issues des équipements d'infusion.

On remarque toutefois l'absence de linéarité entre les points expérimentaux obtenus en retirant les équipements d'infusion.

L'angle de fermeture mesuré n'est donc pas le résultat d'un mécanisme de déformation purement intrinsèque (lié à la pièce), il résulte de plusieurs mécanismes de déformation, dont l'interaction équipement d'infusion outillage.

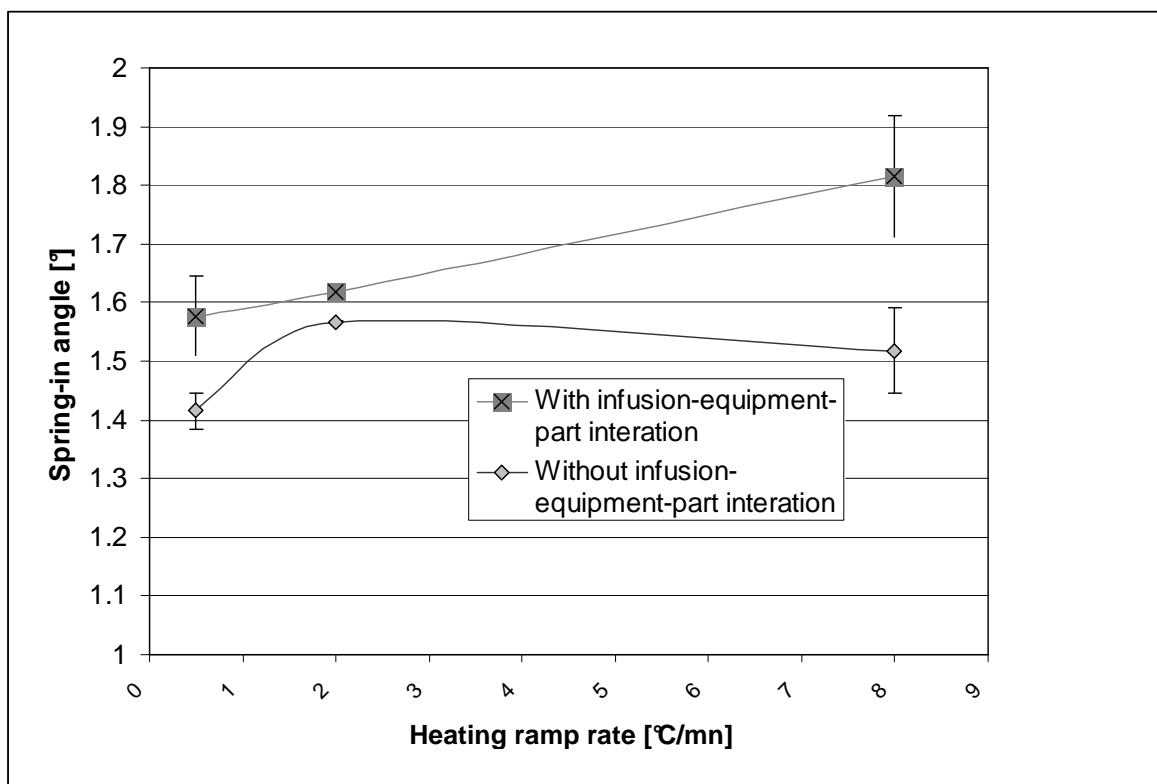


Figure 87: Influence des équipements d'infusion [40]

V.2.6 Bilan et conclusions

La littérature est riche de travaux portant sur l'étude du renfermement d'angle, notamment dans le cas de mise en œuvre par prepreg-autoclave. Nos travaux se concentrent sur l'analyse et la compréhension du renfermement d'angle dans le cas de pièces réalisées par procédé d'infusion de résine. La mise en œuvre par procédé d'infusion induit des spécificités fortes pouvant contribuer significativement à la déformation des pièces.

Les résultats expérimentaux montrent la dépendance forte des paramètres produit-procédé-ressources sur l'angle de fermeture. Cette dépendance ne peut être négligée et doit être prise en compte dans les modèles de prédiction. Cependant, des travaux expérimentaux approfondis restent nécessaires afin d'isoler avec certitudes les phénomènes de renfermement d'angle par rapport aux gauchissements des panes.

VI. Conclusion générale

L'objectif principal au terme de ces travaux est d'anticiper l'influence des paramètres produit-procédé-ressources sur les déformations induites lors de la mise en œuvre de pièces composites par un procédé d'infusion de résine.

Nous nous sommes, dans un premier temps, attaché à comprendre expérimentalement les paramètres moteurs responsables de déformations de type gauchissement. Il a été mis en évidence la spécificité forte des procédés d'infusion de résine au regard de ce type de déformation. En effet, il apparaît que les équipements d'infusion représentent une source majeure de déformation de pièces théoriquement planes.

L'influence de paramètres issus du produit, du procédé et des ressources a été évaluée expérimentalement. Ces résultats présentent un intérêt fort dans l'optique d'une industrialisation. En effet, des paramètres tels que le type de grille ou de tissu d'arrachage ainsi que la rampe de chauffe représentent des facteurs majeurs dans la détermination de la déformation de la pièce après démoulage.

A partir de cette base de données expérimentales, un modèle simple de prédiction des déformations a été établi. Il permet la description du stratifié dans sa configuration de mise en œuvre, c'est-à-dire avec l'outillage et les équipements d'infusion. La notion d'épaisseur virtuelle a été introduite afin de prendre en compte les paramètres influents issus du procédé (rampe de montée en température, cycle) et des ressources (épaisseur, combinaison matériaux).

Sur cette base, l'étude a été prolongée à un second type de déformation : le renfermement d'angle ou « spring-in ». Ce mécanisme de déformation est, par définition, purement intrinsèque au matériau. Plusieurs résultats expérimentaux montrent que l'angle de fermeture mesuré peut être influencé par la présence d'équipements d'infusion. Le modèle existant a été complété par les effets de l'interaction pièces-équipements d'infusion. Il a été montré qu'il est possible pour des rayons de raccordement important d'améliorer la prédiction de l'angle de fermeture. Il est toutefois à noter, que contrairement au cas de pièces planes, la contribution de l'interaction pièce-équipement d'infusion n'est pas majoritaire.

L'infusion, de part la présence de média de distribution et de tissu d'arrachage présente des spécificités fortes. Leurs influences sur la déformation de la pièce sont prépondérantes. Les résultats de ces travaux contribuent à améliorer la compréhension de ce mécanisme de déformation. Ils ont permis d'identifier et de classer l'influence des différents paramètres produit-procédé-ressources.

De plus, le modèle de prédiction, introduit dans ces travaux, permet de donner une première approximation de la déformation d'une pièce en fonction de paramètres-produit-procédé-ressources. Il représente un outil supplémentaire pour assister ou justifier, lors de l'industrialisation, le choix des paramètres de mise en œuvre.

Les modèles de prédiction présentés dans cette étude s'affranchissent d'un certain nombre de phénomènes physiques importants. Les limites du modèle nous montrent l'importance de continuer ces travaux vers une meilleure description du problème. Ainsi, le comportement de la résine au cours du procédé, tant d'un point de vue thermique que physico-chimique doit être intégré dans le modèle. Nous pourrions également évoquer le point important que représente l'interface pièce-équipement d'infusion qu'il conviendrait de caractériser et de modéliser.

Cette étude expérimentale est centrée sur les aspects de déformations de pièces composites planes. Un axe de recherche complémentaire serait d'introduire le lien entre les paramètres procédé-ressources et les performances mécaniques. En effet, les niveaux de contraintes transmises à la pièce peuvent affecter sensiblement les performances globales de la pièce.

Ces travaux contribuent à l'amélioration de la compréhension des procédés d'infusion de résine, nécessaire à leurs expansions dans des applications de pointe.

VII. Bibliographie

- [1] A. K Schlarb; Skript :“Einführung in die Verbundwerkstoffe“;, IVW-TU Kaiserslautern, WS 2007
- [2] G. Fernlund, A. Poursartip, G. Twigg, and C. Albert; Residual stress, spring-in and warpage in autoclaved composite part; Report, Department of Metals and Materials Engineering, The University of British Columbia 309-6350 Stores Rd., Vancouver, V6T 1Z4, Canada
- [3] S.-C. Tseng and T. A. Osswald; Prediction of Shrinkage and Warpage of Fiber Reinforced Thermoset Composite Parts;; Journal of Reinforced Plastics and Composites 1994; 13; 698-721
- [4] D.W. Radford and R.J. Diefendorf, “Shape instabilities in composites resulting from laminate anisotropy, ”Journal of Reinforced Plastics and Composites, vol.12,no.1,pp.58–75,1993.
- [5] M. T. Cann, Daniel O. Adams and C. L. Schneider; Characterization of Fiber Volume Fraction Gradients in Composite Laminates; Journal of Composite Materials 2008; 42; 447-466
- [6] M. J. Perry; J. Xu; Y. Ma; L. J. Lee; M. J. Liou; Analysis of Thermal Characteristics of Alternative Mold Materials for Resin Transfer Molding, SAMPE Quarterly, 1992
- [7] G. Twigg, A. Poursartip, G. Fernlund; Tool–part interaction in composites processing Part I: experimental investigation and analytical model Composites: Part A 35 (2004) 121–133
- [8] K.D. Potter et al.; The generation of geometrical deformations due to tool/part interaction in the manufacture of composite components; Composites: Part A 36 (2005) 301–308

- [9] Y. K. Kim and I. M. Daniel ; Cure Cycle Effect on Composite Structures Manufactured by Resin Transfer Molding ; Journal of Composite Materials 2002; 36; 1725-1743
- [10] G. Twigg, A. Poursartip, G. Fernlund; An experimental method for quantifying tool–part shear interaction during composites processing; Composites Science and Technology 63 (2003) 1985–2002
- [11] N. Ersoy, K. Potter, M. R. Wisnom, M. J. Clegg; An experimental method to study the frictional processes during composites manufacturing ; Composites: Part A 36 (2005) 1536–1544
- [12] L. Khoun, Rui de Oliveira, V. Michaud, P. Hubert ; Investigation of process-induced strains development by fibre Bragg grating sensors in resin transfer moulded composites; Composites Part A: Applied Science and Manufacturing; Volume 42, Issue 3 (2011), Pages 274–282
- [13] N.C. Correia, F. Robitaille, A.C. Long,*, C.D. Rudd, P. Simacek, S.G. Advani; Analysis of the vacuum infusion moulding process: I. Analytical formulation; Composites: Part A 36 (2005) 1645–1656;
- [14] B. Yenilmez, M. Senan, E. M. Sozer, Variation of part thickness and compaction pressure in vacuum infusion process, Compos Sci Technol (2008), doi:10.1016/j.compscitech.2008.05.009
- [15] J. Guillemot, C. Soize, D. Konda et C. Binetruy ; Effet des fluctuations de fractions volumiques en contexte stochastique : construction d'un modèle probabilistique et stratégique de résolution ; 18ème Congrès français de la mécanique, 2007
- [16] C. Williams, J. Summerscales and S. Grove; Resin infusion under flexible tooling: Composites Part A 21A (1996) 51 I-524
- [17] Thermal expansion Resin Transfert molding ; United States Patent ; Patent Number 5,061,418, Oct. 29., 1991

- [18] Filsinger, J., Lorenz, T., Stadler, F. and Utecht, S.; Vacuum-Assisted Process (VAP); (2001). Method and Device for Producing Fiber-reinforced Components Using an Injection Method, German Patent WO 01/68353 A1.
- [19] Brevet CAPSAIR™: Imprégnation mixte, n° publication 2 941 397
- [20] G. Fernlund et Al.; Process analysis and tool compensation for a complex composite panel; American Society for Composites 22nd Annual Technical Conference, Seattle, Sep. 17-20 2007
- [21] J.E.Martin, D. Adolf: Constitutive Equation for Cure-Induced Stress in a Viscoelastic Material; *Macromolecules*; Volume 23 (1990)
- [22] P.J. Flory; *Principles of Polymer Chemistry*: Cornell University Press, Ithaca, NY (1953)
- [23] W.M. Sanford, R.L. McCullough: A Free-volume-based Approach to Modeling Thermoset Cure Behavior; *Journal of Polymer Science, Part B, Polymer Physics*; Volume 28 (1990)
- [24] E. Mounif et al. : *Matériaux & Techniques* 94, 345–354 (2006)
- [25] Wacker, M.; Trawiel, P.; Ehrenstein, G. W.; Sonderdrucke: „Härtung von Reaktionsharzen Time-Temperature-Transition-Diagramm“ LKT Erlangen-Nürnberg
- [26] E.F. Oleinik: Epoxy-Aromatic Amine Networks in the Glassy State Structure and Properties; *Advances in Polymer Science* 80, Epoxy Resins and Composites IV, Springer, Berlin, Heidelberg (1986)
- [27] R.A. Venditti, J. K. Gillham, Y.C. Jean, Y. Lou: Free Volume After Cure vs. Fractional Conversion for a High-Tg Epoxy/Amine Thermosetting System; *Journal of Applied Polymer Science*; Volume 56 (1995)
- [28] T. Blumenstock, Analyse der Eigenspannungen während der Aushärtung von Epoxidharzmassen, Thèse de doctorat, IKK Universität Stuttgart, 2003

- [29] G. Twigg et al.; Tool–part interaction in composites processing. Part I: experimental investigation and analytical model ; *Composites: Part A* 35 (2004) 121–133
- [30] G. Twigg et al.; Tool–part interaction in composites processing Part II: numerical modelling ; *Composites: Part A* 35 (2004) 135–141
- [31] Johnston A, Vaziri R, Poursartip A. A plane strain model for process-induced deformation of laminated composite structures. *J Compos Mat*001;35(16):1435–69
- [32] Johnston A.; An integrated model of the development of process induced deformation in autoclave processing of composite structures. PhD Thesis, The University of British Columbia; 1997
- [33] G. Fernlund, N. Rahman, R. Courdji, M. Bresslauer, A. Poursartip, K. Wilden , K. Nelson: Experimental and numerical study of the effect of cure cycle. Tool surface, aspect ratio, and the lay-up on the dimensional stability of autoclave-processed composite parts. *Composites Part A* 2002;33:341–51
- [34] H.-F. Perrin, A. D’acunto an P. Martin; Warpage of flat composite part induced by liquid resin infusion processes, Conference ESAFORM 13th (2010)
- [35] Radford DW, Diefendorf RJ.; Shape instabilities in composites resulting from laminate anisotropy; *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 1993;12:58–75
- [36] Nelson RH, Cairns DS.; Prediction of dimensional changes in composite laminates during cure; *Proceedings of Tomorrow’s Materials: Today Society for the Advancement of Material and Process Engineering* 1989:2397–410.
- [37] G. Fernlund; Spring-in of angled sandwich panels; *Composites Science and Technology* 65 (2005) 317–323
- [38] C. Albert, G. Fernlund ; Spring-in and warpage of angled composite laminates; *Composites Science and Technology* 62 (2002) 1895–1912
- [39] Fernlund G, Rahman N, Courdji R, Bresslauer M, Poursartip A, Willden K, Nelson K. Experimental and numerical study of the effect of cure cycle, tool sur-

face, geometry, and the lay-up on the dimensional stability of autoclave-processed composite parts. *Composites Part A: Manufacturing* 2002;13(3):341–51.

Etude des déformations de pièces composites induites par le procédé d'infusion de résine

RESUME : La maîtrise dimensionnelle des pièces composites représente un frein significatif à l'expansion large des matériaux composites. Ceci entraîne une limitation de la complexité des pièces ainsi qu'une augmentation des assemblages de structure. Ces travaux s'intéressent en particulier aux déformations induites par le procédé d'infusion de résine. L'objectif étant d'améliorer la compréhension des interactions produit-procédé-ressources sur la géométrie finale de la pièce. Il a été mis en évidence, sur des pièces planes, un mécanisme de déformation spécifique au procédé d'infusion de résine résultant de l'interaction équipements d'infusion-pièce. Une analyse expérimentale a été menée afin d'identifier et de pondérer l'influence de paramètres procédé et ressources sur l'amplitude de gauchissement. A partir de ces résultats expérimentaux, un modèle de prédiction de l'amplitude de déformation a été mis en place et évalué. Au vu du caractère spécifique du procédé d'infusion, des investigations ont été menées afin d'identifier la contribution de l'interaction équipements d'infusion-pièce sur des pièces en angle. Le renferment d'angle (ou « spring-in ») reste dominé par des contributions intrinsèques. Cependant, nos travaux ont mis en évidence une part non négligeable de l'angle mesuré résultant d'interactions avec les ressources. L'infusion de résine peut engendrer un transfert de contraintes significatif dans la pièce composite. Ces travaux permettent de les estimer en fonction de divers paramètres d'industrialisation.

Mots clés : infusion de résine, gauchissement, renferment d'angle, transfert de contraintes, interaction pièce-outillage, interaction équipements d'infusion-pièce.

Study of composite parts deformations induced by Liquid Resin Infusion (LRI) process

ABSTRACT: The dimensional instability of the composite parts limits the large diffusion of composites materials. It has to effect a shape complexity limitation and the increasing of the joined part number. This works is focused on the deformation induced by liquid resin infusion process. The main purpose is the characterization of the link between the product-process-resources interactions and the final part shape. Experimental analyze on flat composite part has underlined a specific deformation mechanism, responsible of a majority of the transferred stress. The influence of industrialization parameters has been experimentally highlighted. Based on this experimental data, a prediction model has been established and his robustness has been evaluated. Than, the role of theses interactions in case of angled part has been investigated. Their contribution on the spring-in angle is minor compare to the intrinsic contribution such as the thermal and cure shrinkage anisotropies. Liquid resin infusion process can induce significant stress transfer into the part. This work represents a tool that enable a prediction of the deformation amplitude as function of number of industrialization parameters.

Keywords : Liquid resin infusion LRI, warpage, spring-in, stress transfer, tool-part interaction, infusion equipment-part interaction.

