



**Titre:** Simulation numérique de la formation des défauts dans la région  
Title: des inserts de panneaux sandwich

**Auteur:** Hubert Courteau-Godmaire  
Author:

**Date:** 2017

**Type:** Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

**Référence:** Courteau-Godmaire, H. (2017). Simulation numérique de la formation des défauts  
Citation: dans la région des inserts de panneaux sandwich [Mémoire de maîtrise, École  
Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/2560/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**  
Open Access document in PolyPublie

**URL de PolyPublie:** <https://publications.polymtl.ca/2560/>  
PolyPublie URL:

**Directeurs de  
recherche:** Martin Lévesque, & Edu Ruiz  
Advisors:

**Programme:** Génie mécanique  
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

SIMULATION NUMÉRIQUE DE LA FORMATION DES DÉFAUTS DANS LA RÉGION  
DES INSERTS DE PANNEAUX SANDWICH

HUBERT COURTEAU-GODMAIRE  
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE  
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION  
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES  
(GÉNIE MÉCANIQUE)  
MAI 2017

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

SIMULATION NUMÉRIQUE DE LA FORMATION DES DÉFAUTS DANS LA RÉGION  
DES INSERTS DE PANNEAUX SANDWICH

présenté par : COURTEAU-GODMAIRE Hubert

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

Mme VILLEMURE Isabelle, Ph. D., présidente

M. LÉVESQUE Martin, Ph. D., membre et directeur de recherche

M. RUIZ Eduardo Antonio Julian, Ph. D., membre et codirecteur de recherche

M. LABERGE LEBEL Louis, Ph. D., membre

## RÉSUMÉ

Les panneaux sandwich à cœur en nid d'abeille sont utilisés dans les avions d'affaires pour leur bon rapport rigidité/masse. Ces panneaux sont recouverts d'un placage de bois, puis posés comme comptoirs, tables, cabinets et cloisons de toutes sortes. Pour assembler ces panneaux, des inserts borgnes sont fixés dans une cavité préalablement percée au cœur du panneau. Un adhésif époxyde est utilisé pour coller l'insert et transférer la charge mécanique entre le point d'attache et le panneau. La polymérisation de la résine époxyde est accompagnée d'un retrait chimique qui occasionne des déformations résiduelles sur la surface visible du panneau. Ces défauts ternissent le cachet luxueux de la cabine des avions d'affaires et occasionnent des réparations onéreuses.

La problématique de cette recherche a dans un premier lieu été abordée d'un point de vue expérimental par une évaluation des méthodes de fabrication, la caractérisation des matériaux et l'étude d'une variété de configurations de panneaux et d'inserts. En se basant sur ces travaux et en s'inspirant des recherches sur les contraintes résiduelles, un modèle numérique de la formation des défauts a été créé dans le cadre de ce mémoire. Ce modèle prend en compte les phénomènes thermiques, chimiques et mécaniques de la résine et du panneau composite. Le modèle a été paramétré et peut générer différentes géométries et conditions de simulations.

Les configurations étudiées expérimentalement ont été simulées et ont permis de confirmer l'effet positif d'inserts plus long sur la gravité des défauts. Laisser une épaisseur de nid d'abeille au fond de la cavité a également permis de rigidifier la peau, mais gêne le remplissage complet de la cavité. Le remplissage partiel a aussi permis de diminuer la gravité des défauts en éliminant le contact direct de la résine avec la surface affectée.

Les observations expérimentales proviennent d'une méthode de déflectométrie dans laquelle les courbures de la surface du panneau ont été relevées. Les résultats du modèle numérique ont fidèlement reproduit les observations expérimentales. Cependant, ces dernières sont de nature qualitative. En conséquence, une méthode de profilométrie a été utilisée pour quantifier quelques défauts. Une correspondance semi-quantitative a pu être établie entre ces relevés topographiques de la surface et les simulations. La forme des défauts était similaire, toutefois le modèle numérique en surestimait l'envergure. La sensibilité du modèle du retrait chimique et de la rigidification de la résine pourrait être en cause.

Finalement, des configurations et des méthodes originales ont été simulées. La principale piste de solution a été la polymérisation séquentielle de la résine dans le but de rediriger



les effets du retrait vers la face cachée du panneau. Dans un premier temps, le chauffage a été accentué sur la face visible, y entraînant l'accélération de la réaction chimique. L'autre situation simulée a été le remplissage en deux temps de la cavité pour permettre au fond de la cavité de polymériser indépendamment.

**Mots clés :** Panneaux sandwich, Insert, Polymérisation, Défaut de surface, Modélisation.

## ABSTRACT

Sandwich panels with honeycomb core are widely used in business jet for their good stiffness to weight ratio. Those panels are covered with a thin wood veneer and are installed to serve as counters, tables, furniture and dividers of any types. To assemble the panels, blind inserts are fixed in a hole drilled beforehand in the core of the panel. An epoxy adhesive is used to glue the insert and transfer the mechanical load between the fastener and the panel. The curing of the epoxy resin induces chemical shrinkage, leading to residual deformations on the visible side of the panel. These defects tarnish the luxurious cachet of the interior of the business aircraft and cause expensive repairs.

First, the problem was addressed with an experimental approach by evaluating the manufacturing methods, the material characteristic and by studying the response of a variety of configurations. Based on this work, and inspired by residual stress literature, a numerical model of the defect formation was developed. The model takes into account thermal, chemical and mechanical aspects, based mainly on resin properties. The model is parametric and can generate many different geometry and simulation conditions.

Configurations studied experimentally were simulated and confirmed the positive effect of longer inserts on the defect appearance. Leaving part of the honeycomb at the bottom of the cavity also allowed the stiffening of the skin, yet it dampers the full filling of the cavity. Partial filling also decreased the defect severity by eliminating the direct contact between the resin and the surface of interest.

Experimental observations came from a deflectometry method by which local curvatures of the surface were obtained. Results from the numerical model reproduced accurately the experimental trends. However, this type of experimental data was mainly qualitative. Consequently, a profilometer method was used to quantify the defects. A semi-quantitative match was established between surface topography and simulations. Defect shape were similar, however the numerical model overestimated the magnitude. The sensitivity of the chemical shrinkage and stiffening model could be involved.

Finally, new configurations and original methods were simulated. The principal solution investigated here was the sequential curing of the resin in order to redirect the effects of cure shrinkage towards the hidden side of the panel. To do so, increasing heating on the visible side locally accelerated the chemical reaction. The other simulation was a two stage filling of the cavity, to allow the bottom to cure independently.

**Keywords:** Sandwich panels, Insert, Curing, Surface defect, Modelling

## TABLE DES MATIÈRES

RÉSUMÉ . . . . .	iii
ABSTRACT . . . . .	v
TABLE DES MATIÈRES . . . . .	vii
LISTE DES TABLEAUX . . . . .	x
LISTE DES FIGURES . . . . .	xi
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS . . . . .	xiii
CHAPITRE 1 INTRODUCTION . . . . .	1
1.1 Contexte des travaux . . . . .	3
1.2 Objectif . . . . .	3
1.3 Organisation . . . . .	4
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE . . . . .	5
2.1 Résultats de la première phase du projet . . . . .	5
2.2 Étude du développement des contraintes résiduelles dans les pièces composites . . . . .	5
2.3 Applications similaires . . . . .	7
2.4 Caractérisation des matériaux . . . . .	8
2.5 Panneau sandwich et inserts . . . . .	9
2.6 Caractérisation de surface . . . . .	12
CHAPITRE 3 SYNTHÈSE DE LA LITTÉRATURE ET DÉFINITION DES OBJECTIFS . . . . .	13
CHAPITRE 4 CONTRIBUTIONS À L'ARTICLE . . . . .	15
CHAPITRE 5 ARTICLE 1 : EXPERIMENTS AND MODELLING OF SURFACE DEFECT FORMATION DURING ADHESIVE CURING OF BONDED BLIND INSERTS IN SANDWICH PANELS . . . . .	16
5.1 Introduction . . . . .	16
5.2 Background . . . . .	17
5.3 Experimental methodology . . . . .	19

5.3.1	Panel manufacturing . . . . .	19
5.3.2	Surface defects characterization . . . . .	21
5.3.3	Material Characterization . . . . .	21
5.4	Experimental results . . . . .	22
5.4.1	Surface defects characterization . . . . .	22
5.4.2	Material characterization . . . . .	22
5.5	Simulation Methodology . . . . .	27
5.5.1	General Methodology . . . . .	27
5.5.2	Model . . . . .	28
5.5.3	Defect Quantification . . . . .	29
5.5.4	Simulation campaign . . . . .	29
5.6	Numerical Results . . . . .	31
5.6.1	Effect of drilling position . . . . .	31
5.6.2	Effect of partial filling . . . . .	33
5.6.3	Experimental panel simulation . . . . .	33
5.6.4	Sensitivity analysis . . . . .	36
5.7	Discussion . . . . .	36
5.8	Conclusion . . . . .	37
CHAPITRE 6 SUPPLÉMENTS MÉTHODOLOGIQUES LIÉS AU MODÈLE NUMÉ-		
	RIQUE . . . . .	40
6.1	Structure du code . . . . .	40
6.2	Génération de la géométrie . . . . .	41
6.3	Maillage de la géométrie . . . . .	46
6.3.1	Génération du maillage . . . . .	46
6.4	Simulation Thermique . . . . .	46
6.4.1	Conditions aux limites . . . . .	48
6.4.2	Sorties du modèle et transfert vers la simulation mécanique . . . . .	48
6.5	Simulation mécanique . . . . .	48
6.5.1	Conditions aux limites . . . . .	49
6.5.2	Modèle mécanique . . . . .	49
6.5.3	Résultats . . . . .	49
6.6	Convergence et taille du maillage . . . . .	50
CHAPITRE 7 MÉTROLOGIE . . . . .		52
7.1	Méthodologie . . . . .	52
7.2	Résultats . . . . .	53

CHAPITRE 8	SIMULATIONS SUPPLÉMENTAIRES . . . . .	57
8.1	Chauffage différentiel . . . . .	57
8.1.1	Résultats . . . . .	57
8.2	Remplissage séquencé . . . . .	58
8.2.1	Simplification du modèle . . . . .	59
8.2.2	Résultats . . . . .	59
CHAPITRE 9	Essais de traction . . . . .	63
9.1	Méthodologie . . . . .	63
9.2	Résultats . . . . .	63
CHAPITRE 10	DISCUSSION GÉNÉRALE . . . . .	66
CHAPITRE 11	CONCLUSION . . . . .	68
11.1	Recommandations . . . . .	68
RÉFÉRENCES	. . . . .	70

**LISTE DES TABLEAUX**

Tableau 5.1	Autocatalytic model parameters . . . . .	23
Tableau 5.2	Epoxy model parameters . . . . .	26
Tableau 5.3	Fiberglass and Nomex <sup>®</sup> parameters . . . . .	28

## LISTE DES FIGURES

Figure 1.1	Classes d'inserts . . . . .	2
Figure 1.2	Défaut typique apparaissant sur un panneau . . . . .	2
Figure 2.1	Composants de l'assemblage . . . . .	10
Figure 2.2	Modèle mésoscopique d'un panneau sandwich avec insert pour la simulation d'essais de traction [Roy et al. (2014a)] . . . . .	11
Figure 2.3	Flambement dans les parois du nid d'abeille durant un chargement en traction, capturé grâce à la modélisation mésoscopique [Roy et al. (2014b)] . . . . .	11
Figure 5.1	Sandwich panel characteristics . . . . .	20
Figure 5.2	Assembly configuration combinations from three insert lengths ( <b>Small</b> (-07), <b>Medium</b> (-10), <b>Large</b> (-12)) and three cavity type ( <b>no</b> , <b>flush</b> , <b>midway</b> ) . . . . .	20
Figure 5.3	Defects curvature map . . . . .	23
Figure 5.4	Cross-section of inserts . . . . .	24
Figure 5.5	DSC experimental degree of cure with fitted model . . . . .	24
Figure 5.6	Linear Shrinkage Model Against Experimental Data . . . . .	26
Figure 5.7	Offset drilling positions layout within an honeycomb REG . . . . .	30
Figure 5.8	Honeycomb filling geometry based on Figure 5.7 drilling centers layout	30
Figure 5.9	Partial filling model generation . . . . .	32
Figure 5.10	Defect score against resin volume of variable drilling position models	34
Figure 5.11	Defect score against resin volume for partial filling configurations . .	34
Figure 5.12	Experimental panel simulation, deformed output. (magnified 50x) . .	35
Figure 5.13	Simulations of experimental configurations defect scores . . . . .	35
Figure 5.14	Effect of cavity type comparison between Ondulo and simulations . .	37
Figure 5.15	Sensitivity analysis score with fixed cavity radius . . . . .	38
Figure 6.1	Schéma synthèse du modèle numérique . . . . .	41
Figure 6.2	Vue schématique du modèle géométrique . . . . .	42
Figure 6.3	Géométrie élémentaire du nid d'abeille . . . . .	42
Figure 6.4	Modèle géométrique du nid d'abeille . . . . .	42
Figure 6.5	Perçage numérique du nid d'abeille . . . . .	44
Figure 6.6	Exemple de transition non structurée d'un maillage d'éléments finis d'une zone raffiné (haut) vers une zone au maillage régulier (bas) . .	44



Figure 6.7	Modélisation des peaux du panneau sandwich, posées sur le modèle du nid d'abeille . . . . .	45
Figure 6.8	Modèle géométrique de la résine et de l'insert métallique . . . . .	45
Figure 6.9	Observation expérimentale du remplissage partiel du nid d'abeille . .	46
Figure 6.10	Modélisation géométrique du remplissage partiel du nid d'abeille . . .	46
Figure 6.11	Génération du maillage du nid d'abeille . . . . .	47
Figure 6.12	Génération du maillage de la résine . . . . .	47
Figure 6.13	Transfert du maillage de la résine vers les peaux . . . . .	47
Figure 6.14	Génération du maillage des peaux . . . . .	47
Figure 6.15	Effet de l'ancrage de l'insert sur le plan de référence du panneau déformé	49
Figure 6.16	Vue de coupe pour le calcul de l'erreur de l'analyse de convergence . .	50
Figure 6.17	Progression de l'erreur pour l'analyse de convergence du maillage . .	51
Figure 7.1	Schéma du profilomètre . . . . .	53
Figure 7.2	Données brutes du profilomètre . . . . .	54
Figure 7.3	Interpolation des données . . . . .	54
Figure 7.4	Lissage des relevés de surface expérimentaux pour trois défauts différents de configuration <b>S.no</b> . . . . .	54
Figure 7.5	Simulation de la configuration <b>S.No</b> . . . . .	56
Figure 7.6	Vue de coupe de la configuration <b>S.No</b> . . . . .	56
Figure 7.7	Ondulo des trois défauts étudiés . . . . .	56
Figure 8.1	Chauffage différentiel des peaux : Pointage en fonction de l'écart de température pour une température médiane de 40 °C . . . . .	58
Figure 8.2	Comparaison entre le modèle simplifié et le modèle avec transfert de chaleur : Déformation de la peau . . . . .	60
Figure 8.3	Remplissage séquencé : Pointage en fonction de la proportion du premier remplissage . . . . .	60
Figure 8.4	Évolution du remplissage séquentiel . . . . .	62
Figure 9.1	Montage expérimental pour les essais de traction . . . . .	64
Figure 9.2	Support du panneau en traction . . . . .	64
Figure 9.3	Courbe force/déplacement pour les différentes configurations . . . . .	64

## LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

$A_1$	Paramètre du modèle cinétique (F, $\alpha_f$ )
$A_2$	Paramètre du modèle cinétique (F, $\alpha_f$ )
$B$	Paramètre du modèle cinétique (F)
$B_1$	Paramètre du modèle cinétique (F, $B$ )
$B_2$	Paramètre du modèle cinétique (F, $B$ )
<b>C</b>	Matrice de rigidité
$C$	Paramètre du modèle cinétique (Arrhenius)
$c_p$	Chaleur massique
CCS	Coefficient du retrait chimique
CTE	Coefficient d'expansion thermique
DSC	Calorimètre différentiel à balayage
DMA	Analyseur dynamique à balayage
E	Module de Young
F	Terme de diffusion du modèle cinétique
$H_t$	Chaleur de réaction
$k$	Conductivité thermique
$K_1$	Paramètre du modèle cinétique
M-DSC	Calorimètre différentiel à balayage (modulé)
$m$	Paramètre du modèle cinétique (autocatalytique)
$n$	Paramètre du modèle cinétique (autocatalytique)
$\dot{q}$	Flux de chaleur
REG	Géométrie élémentaire représentative
T	Température
$T_g$	Température de transition vitreuse
$z$	Profondeur des points de la grille du calcul du pointage des défauts
$\alpha$	Degré de polymérisation
$\alpha_c$	Point de gel ( $\alpha$ critique)
$\alpha_f$	Paramètre du modèle cinétique (F)
$\varepsilon$	Déformation
$\lambda$	Facteur de DiBenedetto
$\nu$	Coefficient de Poisson
$\rho$	Masse volumique
$\sigma$	Contrainte mécanique

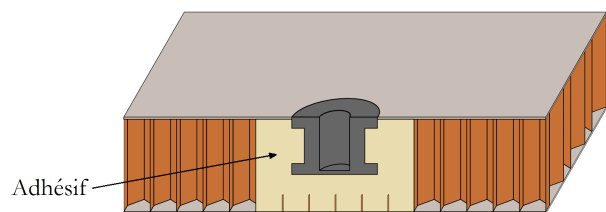
## CHAPITRE 1 INTRODUCTION

Les panneaux sandwich à cœur en nid d'abeille sont largement utilisés en aéronautique. L'espacement des peaux en composites leur confère un bon rapport rigidité/masse, faisant d'eux une solution de choix pour la finition intérieure des avions. Par exemple, la majorité des planchers de cabine sont fabriqués avec de tels panneaux. Dans les avions privés, les panneaux sont utilisés pour l'ameublement intérieur, tels les armoires, comptoirs et cloisons. Ces panneaux sont recouverts d'un plaqué de bois noble pour reproduire le charme du bois massif.

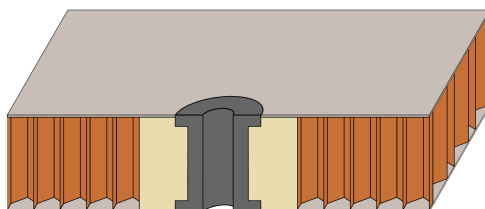
La faible densité du cœur des panneaux requiert l'utilisation d'inserts métalliques lors de l'assemblage. Pour préserver l'uniformité du panneau, et dans un souci d'esthétisme, les inserts utilisés sont non traversants. La Figure 1.1 présente la différence entre les deux grandes classes d'inserts. Le type non traversant, aussi appelé borgne, de la Figure 1.1(a) nécessite l'utilisation d'un adhésif permettant de retenir l'insert et de transférer les efforts mécaniques vers le panneau. Ces adhésifs sont souvent des résines époxyde. La polymérisation d'un tel polymère s'accompagne d'un retrait chimique pouvant occasionner des distorsions aux éléments adjacents. Dans le cas des panneaux, des cratères de quelques dizaines de micromètres de profondeur apparaissent sur la surface visible dans la région de l'insert. Le retrait chimique, en plus d'efforts mécaniques excessifs, sont mis de l'avant comme principaux responsables.

Bien que les distorsions induites puissent sembler de faible importance, elles sont facilement repérables, car elles perturbent la réflexion de la lumière sur les panneaux, comme le montre la Figure 1.2. Plusieurs défauts alignés peuvent facilement trahir l'utilisation d'un substitut au bois, en plus d'altérer l'apparence générale de la finition et ainsi diminuer le cachet luxueux de la cabine. Ces défauts peuvent apparaître plusieurs mois après la mise en service des appareils et ne peuvent pas être repérés à la sortie de la chaîne de montage. La sensibilité de l'adhésif aux hautes températures, combinée à une potentielle polymérisation incomplète de l'adhésif, sont probablement responsables de ce délai. Ainsi, les corrections et le rappel tardif des appareils occasionnent des pertes.

Malgré des méthodes de réparation efficaces, il existe un réel intérêt pour la prévention des défauts. Celle-ci passe par une approche scientifique permettant la compréhension des phénomènes impliqués.



(a) Borgne



(b) Traversant

Figure 1.1 Classes d'inserts



Figure 1.2 Défaut typique apparaissant sur un panneau

## 1.1 Contexte des travaux

Ce problème qui semble a priori plutôt simple à corriger est de nature complexe dans le contexte de l'industrie aéronautique. D'abord, un autre choix de matériau tel des époxydes à très faible retrait peut devenir compliqué lorsque les certifications doivent être prises en compte. En effet, les matériaux de la cabine doivent respecter des normes strictes de résistance au feu (FAR 25.853). Ensuite, le changement radical du design mécanique nécessiterait une nouvelle certification, ce qui impliquerait d'importantes dépenses. Finalement, dans une moindre mesure, des changements aux étapes d'assemblage pourraient modifier la chaîne de montage ou demander de nouveaux équipements.

Étant donné la complexité des implications relatives à ces solutions, il est primordial de comprendre et de maîtriser le problème en question avant de proposer des modifications d'envergure. L'approche choisie consiste donc à s'intéresser à l'assemblage actuel, d'en évaluer le potentiel et les limitations, puis de proposer des correctifs appropriés.

Le projet INTD-502 a été mis sur pied en 2011 par le professeur Edu Ruiz et par l'entremise du Consortium de Recherche et d'Innovation en Aérospatiale au Québec (CRIAQ). Les partenaires impliqués étaient alors Bombardier Aéronautique, 3M Canada, le Centre de Recherche Industrielle du Québec (CRIQ) et Polytechnique Montréal.

La première phase des travaux de recherche était alors orientée sur la compréhension des procédures de fabrication et la caractérisation des résines. Ensuite, des panneaux expérimentaux ont été fabriqués pour étudier l'effet de différents paramètres tels que la température et l'humidité. Compte tenu du temps et des coûts élevés liés à la fabrication, la simulation numérique s'est avérée une option intéressante pour explorer davantage de configurations et isoler certains phénomènes clés afin d'aider à la compréhension du problème. Le développement de ce modèle numérique et sa validation font l'objet de ce mémoire.

## 1.2 Objectif

L'objectif primaire de ce projet est le développement d'un modèle numérique simulant l'apparition des défauts de surface durant la polymérisation de l'adhésif. Ce modèle doit considérer les aspects thermiques, chimiques et mécaniques à la fois dans l'adhésif et dans tous les autres matériaux constitutifs de l'assemblage. En second lieu, le modèle doit valider les tendances observées expérimentalement et accroître la compréhension des phénomènes qui entrent en jeu. Pour y arriver, les résultats numériques ont été comparés à une caractérisation optique des défauts. Quelques défauts ont également été caractérisés en métrologie pour relever un profil expérimental plus précis.

Par la suite, le modèle vérifié doit permettre de faire avancer le projet global en proposant de nouvelles configurations et en étudiant l'effet d'une multitude de paramètres.

Ultimement, dans le but d'atteindre les objectifs des partenaires industriels, des recommandations devraient être formulées pour limiter la formation des défauts.

### **1.3 Organisation**

Ce mémoire est divisé de la manière suivante. Le chapitre 2 présente un brève revue de littérature. Le chapitre 3 synthétise la revue de littérature et clarifie le contexte du projet et les objectifs. Le chapitre 5, sous forme d'un article scientifique, met l'accent sur les résultats du modèle numérique, en comparaison aux résultats expérimentaux. Le chapitre 6 présente en détails le modèle numérique. Il décrit les différentes étapes de la génération du modèle ainsi que les conditions et les hypothèses de simulation. Le chapitre 7 expose des travaux menés en parallèle qui ont permis de caractériser plus précisément la forme des défauts sur les panneaux défectueux. Finalement, le chapitre 8 présente des simulations de solutions originales au-delà des configurations expérimentales étudiées.

## CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

### 2.1 Résultats de la première phase du projet

Débuté en 2011, le projet CRIAQ INTD-502 s'est d'abord intéressé de manière expérimentale à l'apparition des défauts. Cette étude a fait l'objet des travaux de maîtrise de Charette (2013) et de plusieurs rapports internes transmis aux partenaires industriels. Les méthodes de fabrication ont été caractérisées pour ensuite établir leur impact sur les panneaux fabriqués. Par exemple, les températures et les taux d'humidité des ateliers de fabrication ont été relevés. Une attention particulière a également été portée au mélange des adhésifs durant leur préparation. Ceci a permis de limiter la variabilité associée à la fabrication.

Pour mieux comprendre le rôle de chaque constituant de l'assemblage, le panneau et la peau ont été analysés mécaniquement. De manière plus approfondie, deux résines disponibles ont été caractérisées en rhéologie, calorimétrie et testées mécaniquement. Compte tenu du délai d'apparition des défauts pouvant atteindre parfois quelques mois, les différentes propriétés ont été caractérisées à nouveau par Charette et al. (2013) par des essais de vieillissement accélérés sous différentes conditions de température et d'humidité. Les principaux résultats ont montré qu'à température ambiante (25 °C) la polymérisation était partielle (80%), tandis que les essais à haute température (60 °C) menaient à une polymérisation complète. Les essais à haut taux d'humidité ont occasionné une diminution du module de Young de la résine pouvant atteindre 20%.

Les panneaux avec inserts ont ensuite eux-mêmes été vieillis et examinés grâce à une méthode de déflectométrie présentée par Fotsing et al. (2014). Les résultats ainsi obtenus ont montré les risques de dégradation des défauts liés à la reprise d'une polymérisation incomplète de l'adhésif. Il a également été conclu que le retrait chimique était l'un des principaux responsables de la formation des défauts.

### 2.2 Étude du développement des contraintes résiduelles dans les pièces composées

Un intérêt a été porté sur l'étude du gauchissement des pièces en composites résultant de la présence de contraintes résiduelles, car ce phénomène s'apparente à celui étudié dans ce mémoire. Ce sujet s'intéresse aux déformations de pièces en matériaux composites en étudiant les interactions moule/pièce, les différences d'expansion thermique des constituants et finalement le retrait chimique.

Un des objectifs principaux est de limiter les distorsions des pièces. Nawab et al. (2014) ont comparé la déformation de renforts en C d'un modèle analytique à celles de simulations numériques. Pour de telles pièces, la méthode par éléments finis a été nécessaire pour capturer les gradients de température et de polymérisation, ainsi que le développement des contraintes et déformations. La simulation a été réalisée avec le logiciel *COMSOL Multiphysics* où les simulations thermocinétiques et thermomécaniques ont été résolues simultanément. Cette approche a été justifiée par l'interconnexion des différents phénomènes impliqués. Par exemple, en premier lieu, la température influence le taux de polymérisation. Ensuite, le degré de polymérisation et la température dictent les propriétés mécaniques de la résine, le retrait chimique et l'expansion thermique. Des approximations supplémentaires ont également été nécessaires lorsque les propriétés étudiées de la résine ont été jumelées à celles des fibres pour former le composite. On parle alors d'homogénéisation des propriétés mécaniques.

Les conclusions de cette étude ont montré une bonne correspondance entre les modèles analytiques et numériques. Il a également été démontré que les pièces minces étaient peu susceptibles aux effets thermiques lors de la polymérisation, car les gradients de température étaient négligeables.

Patham (2013) s'est également intéressé à la modélisation multi-physique des contraintes et des déformations résiduelles. L'effet du modèle viscoélastique de la résine a été étudié. La nature viscoélastique de la résine, accentuée par les hautes températures, est susceptible de relaxer une portion des contraintes développées dans les pièces en composites.

L'étude a comparé un modèle où le module était purement élastique et dépendant seulement du degré de polymérisation à un modèle intégrant les effets viscoélastiques. Ce dernier a développé des niveaux de contraintes plus bas fortement régis par l'évolution du profil thermique.

Msalleem et al. (2008, 2010) ont approfondi la caractérisation des matériaux menant à la modélisation des contraintes résiduelles. Les auteurs ont mis l'accent sur la nécessité d'une modélisation précise des propriétés ainsi que sur les liens entre elles. Parmi elles, on retrouve la chaleur massique ( $c_p$ ), le coefficient d'expansion thermique (CTE), le retrait chimique, la température de transition vitreuse ( $T_g$ ), le point de gel, le modèle de cuisson ainsi que l'évolution des propriétés mécaniques. La modélisation du module de la résine a particulièrement été difficile puisqu'elle requiert la caractérisation d'un matériau d'abord très mou qui évolue rapidement vers une résine solide. Le modèle devait également prendre en compte l'effet de la température, et particulièrement celui autour de la température de transition vitreuse. Un nouveau modèle mécanique a donc été développé, accompagné d'une caractérisation appro-



fondie des propriétés thermiques.

Ruiz and Trochu (2005a,b) ont étudié l'effet de différentes stratégies de polymérisation sur des pièces minces et épaisses fabriquées en *Resin Transfer Molding* (RTM). Les différents cycles ont influencé les gradients de température et de polymérisation à travers la pièce. Un algorithme d'optimisation a identifié des conditions optimales de chauffage pour minimiser le développement de contraintes résiduelles.

Finalement, Schubel et al. (2007) ont utilisé l'approche de l'étude des contraintes résiduelle pour prédire la formation de défauts de surface de pièces en composites. La structure du tissage, le coefficient d'expansion thermique et le retrait chimique ont montré un effet significatif sur la formation des défauts. Malgré des simplifications au modèle, les simulations numériques et les résultats expérimentaux ont montré une importante réduction des défauts avec l'utilisation de résine à faible retrait.

## 2.3 Applications similaires

Contrairement aux études présentées à la section précédente, les résines époxyde sont aussi utilisées sans être jumelées à des renforts fibreux. Des problèmes de distorsions et de contraintes résiduelles peuvent aussi être présents. L'effet du retrait inhérent doit être considéré et simulé. On retrouve ce type de travaux, entre autres, lors de l'étude de joints collés. Mergheim et al. (2013) ont observé que le retrait des adhésifs polymère peut générer des fissures ou des décollements. Cela devient particulièrement crucial lors de l'assemblage précis de structures telles des radiotélescopes [Hu and Chen (2014)]. Rudolph et al. (2014) se sont intéressés au retrait pouvant mener à la déformation de circuits et nuire à leur fonctionnement, comme dans le cas de composantes sensibles de type piézoélectrique.

Ces simulations intègrent le même type de modélisation multi-physique décrite à la section précédente. L'effet de l'écart entre les coefficients d'expansion thermique de la résine et des composants collés a particulièrement été significatif. En plus des modèles d'évolution des propriétés de la résine, des modèles d'évolution du dommage et de décohésion ont été intégrés.

Les résines époxyde sont également utilisées pour l'encapsulation de composantes électroniques. Le retrait peut mener à la fissuration du polymère et alors compromettre la protection du composant. Nishimura and Nakagawa (2002) ont identifié le retrait chimique comme une des principales causes de déformation. Le durcissement de la résine, responsable du développement des contraintes, a été mesuré à l'aide de jauges de déformation plongées dans un échantillon de résine en cours de polymérisation. Ces analyses ont mené au développe-

ment d'un modèle analytique. Sousa et al. (2013) ont étudié le comportement d'un bilame Cu/époxyde afin d'observer les effets thermiques et le retrait chimique sur la déformation globale. Cela a permis de calibrer leur modèle numérique et de prédire les contraintes dans leurs assemblages, prévenant ainsi les risques de décohésion et de fissure.

Finalement, dans le domaine de la médecine dentaire, des polymères sont utilisés pour effectuer des réparations sur des dents. La polymérisation, activée par des rayons UV, s'accompagne toujours d'un retrait. Chen et al. (2014) ont simulé le retrait du polymère pour prédire la force appliquée à l'interface avec la dent et ainsi prévenir la décohésion. Différents cycles d'activation UV ont été investigués. Une validation expérimentale a été effectuée sur de vraies dents où le champ de déformation a été suivi grâce à une méthode de corrélation d'images. Cette étude a permis d'identifier un cycle favorisant la polymérisation plus uniforme du polymère, limitant alors les contraintes à l'interface avec la dent. Ces résultats ont mis de l'avant l'impact de la progression et des gradients du degré de polymérisation.

## 2.4 Caractérisation des matériaux

La simulation des contraintes résiduelles nécessite une caractérisation approfondie des matériaux, spécialement celle du comportement de la résine au cours de la polymérisation. La plupart des simulations prennent en compte les phénomènes thermique, mécanique et chimique inhérents à la résine [Bilyeu et al. (2001)].

Du point de vue thermique, la méthode de *Differential Scanning Analysis* (DSC) permet de quantifier le dégagement de chaleur de la réaction chimique. On associe ensuite la chaleur produite au degré de polymérisation.

La caractérisation mécanique se fait d'abord en rhéologie où la viscosité de la résine est étudiée durant la polymérisation. Les modèles de polymérisation issus du DSC permettent d'associer la viscosité mesurée à un degré de polymérisation. Ainsi, le point de gel peut être identifié. Ce point joue un rôle important dans la modélisation puisqu'il marque l'instant où le déplacement du fluide ne peut plus combler le retrait chimique. Conséquemment, c'est le moment où le retrait chimique commence à appliquer une force sur les matériaux avoisinants auxquels la résine est collée. Dans le contexte de ce travail, le retrait n'est donc d'intérêt qu'après le point de gel. Dans d'autres contextes, comme celui des défauts de surface de pièces injectées, le retrait antécédent au point de gel sera influent. Ces différentes considérations du retrait chimique ont mené à plusieurs définitions et méthodes de mesure. Par exemple, une méthode simple est la mesure de densité par gravimétrie de Khoun and Hubert (2010). Cette méthode a considéré le retrait durant la phase liquide, mais n'a pu découpler le retrait chimique

de l'expansion thermique liée à l'augmentation de température de la résine. Schumann and Geiss (2015) ont utilisé la réfractométrie en associant les propriétés optiques de la résine à la densité. Des méthodes plus adaptées ont été proposées, telle la méthode de rhéologie modifiée de Khoun and Hubert (2010). La résine liquide a été placée entre les plaques parallèles du rhéomètre sous une force constante. À partir du point de gel, le mouvement de résine a été figé et le retrait a occasionné un rapprochement des plaques permettant de le quantifier. De manière similaire, la force de retrait a pu être captée par un capteur de force dans une cavité d'épaisseur constante [Schumann and Geiss (2015)].

Le retrait chimique parvient à générer une force, car la résine se rigidifie. Cette rigidification n'est cependant pas instantanée. La force finale appliquée par une résine sur son environnement ne dépend donc pas seulement de l'évolution du retrait, mais aussi de celle du module de la résine. Par exemple, 1% de retrait volumique dans la phase liquide n'occasionne aucun effort. Juste au-delà du point de gel, le retrait est principalement repris par la résine sans effort significatif sur l'enceinte alors que, en fin de polymérisation, l'enceinte doit céder davantage sous la force de contraction.

La caractérisation de l'évolution du module durant la polymérisation se fait habituellement par la méthode de *Dynamical Mechanical Analysis* (DMA). Ruiz and Trochu (2005c) ont analysé mécaniquement des échantillons entièrement polymérisés durant une rampe de température pour caractériser l'évolution du module élastique et des effets viscoélastiques avec la température. Ensuite des échantillons polymérisés à différents degrés ont été testés. La prise de données à des températures près de la transition vitreuse a également été contrôlée pour demeurer dans le domaine vitreux.

Des appareils plus sophistiqués comme la DMA *Metravib*<sup>®</sup> permettent de caractériser les propriétés mécaniques de la résine sur toute la plage de polymérisation. On y place la résine fraîchement mélangée entre deux plaques parallèles. Les plaques oscillent de manière à mesurer les modules élastiques et visqueux. Les plaques sont également munies de capteurs de flux thermique mesurant le dégagement de chaleur. Ce dégagement est associé au degré de polymérisation grâce aux analyses en DSC. Finalement, un capteur de position sur les plaques parallèles permet de quantifier le retrait alors que la galette formée diminue en épaisseur [Billotte et al. (2013)].

## 2.5 Panneau sandwich et inserts

Les applications similaires de la section 2.3 ont généralement des géométries simples, à la différence de l'assemblage d'un insert dans un panneau sandwich à cœur en nid d'abeille. Un

tel assemblage réunit différents composants aux propriétés et structures variées. La Figure 2.1 présente les principaux composants. La nature cellulaire du nid d'abeille, lié aux peaux, donne des propriétés spécifiques au panneau ; la peau n'est pas supportée uniformément et les parois du nid d'abeille sont susceptibles à des effets locaux comme la flexion et le flambement.

L'analyse des propriétés mécaniques de l'assemblage a largement été couverte par la littérature. Généralement, de manière expérimentale, l'effet de différents paramètres sur la réponse à des chargements a été étudié, tels la torsion, le cisaillement dans le plan (*bearing load*) et la traction normale au plan (*pull out*). Song et al. (2008); Heimbs and Pein (2009); Bunyawanichakul et al. (2005) ont étudié expérimentalement l'effet sur la résistance mécanique de certains traits caractéristiques, tels la qualité du remplissage de la cavité par l'adhésif, les défauts géométriques du nid d'abeille et la qualité du collage entre le nid d'abeille et les peaux.

Ces observations expérimentales ont été à la base de modélisations numériques. Dans certains cas, le nid d'abeille a été homogénéisé pour simplifier le modèle numérique. Cette stratégie a souvent été utilisée pour la modélisation de structures de grande taille. Cette approche peut également s'avérer efficace lors de l'analyse de la rigidité d'un panneau ou d'un assemblage avec insert, sans s'intéresser à la résistance.

Pour bien prédire la rupture et les effets non linéaires, la modélisation des parois de chaque cellule s'est par contre avérée nécessaire, comme le montre la Figure 2.2 [Smith and Banerjee (2012); Bunyawanichakul et al. (2008)]. Ceci a permis de capturer, par exemple, le flambement des parois du nid d'abeille [Seemann and Krause (2014); Roy et al. (2014b)], tel que présenté à la Figure 2.3. Cette modélisation à l'échelle mésoscopique a demandé des travaux de caractérisation plus poussés. Le comportement du nid d'abeille seul selon différents chargements a été étudié par Gibson (1988); Gornet et al. (2007); Roy et al. (2014c), tout comme les propriétés des feuilles utilisées pour sa fabrication [Roy et al. (2014a); Foo et al. (2007)].

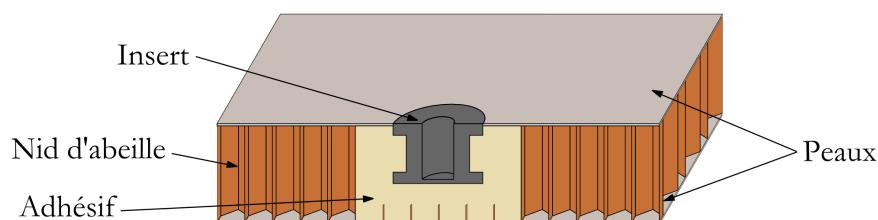


Figure 2.1 Composants de l'assemblage

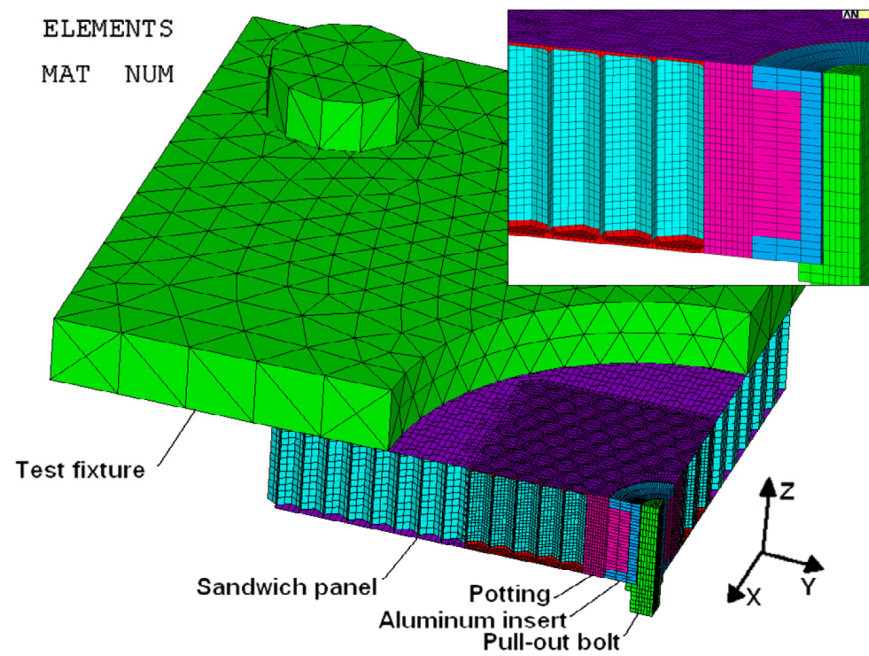


Figure 2.2 Modèle mésoscopique d'un panneau sandwich avec insert pour la simulation d'essais de traction [Roy et al. (2014a)]

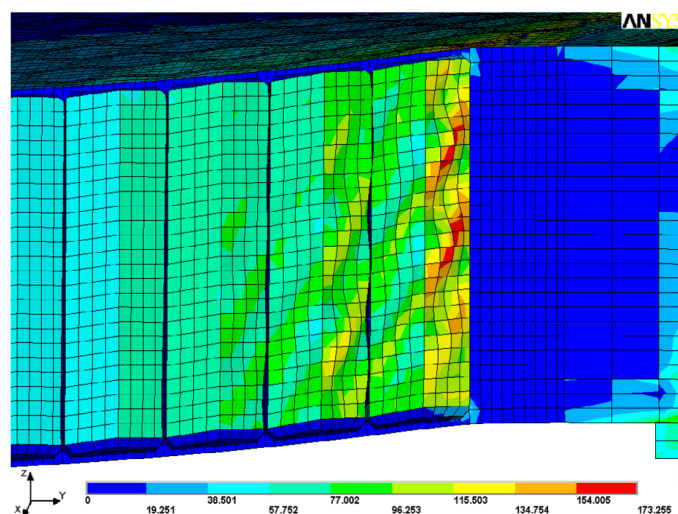


Figure 2.3 Flambement dans les parois du nid d'abeille durant un chargement en traction, capturé grâce à la modélisation mésoscopique [Roy et al. (2014b)]

## 2.6 Caractérisation de surface

Le document de Miyoshi (2002) présente une vue d'ensemble des méthodes de caractérisation de surface. On y différencie les irrégularités de surface en 3 catégories : la rugosité, les ondulations et les erreurs. Dans le contexte de ce projet, les ondulations sont le type de défaut d'intérêt. Pour observer celles-ci, le document propose différentes techniques pour obtenir la topographie de la surface à différents niveaux de précision allant jusqu'au nanomètre. Deux méthodes se distinguent pour répondre aux besoins de la présente étude soit la profilométrie mécanique (stylet) et la profilométrie optique qui elle se divise en plusieurs sous-catégories comme l'interférométrie laser et l'analyse de franges lumineuses (déflectométrie). Cette dernière méthode est celle qui a été utilisée dans les premières phases du projet et est décrite par Fotsing et al. (2014). Cette méthode est avantageuse puisqu'elle est sans contact et qu'elle produit facilement une analyse globale de la surface. En contrepartie, la reconstruction de la topographie à partir des images n'est pas garantie, en fonction de la nature de la surface et des paramètres de mesure. La reconstruction de la surface peut parfois nécessiter plusieurs prises de données à différents angles.

La profilométrie mécanique vient combler ces limitations en mesurant directement la topographie le long d'une trajectoire rectiligne. Cependant, cette mesure est locale. Pour obtenir une topographie 3D, plusieurs passages parallèles sont nécessaires. Cette méthodologie peut rapidement devenir longue.

## CHAPITRE 3 SYNTHÈSE DE LA LITTÉRATURE ET DÉFINITION DES OBJECTIFS

La revue de littérature a mené à l'identification des points suivants :

- La résine époxyde utilisée dans ce projet ne polymérise pas entièrement à température ambiante.
- Le retrait chimique est la principale cause de formation des défauts de surface sur les panneaux suivis de la reprise d'humidité par le nid d'abeille.
- L'étude du développement des contraintes résiduelles dans les composites requiert une approche de simulation multi-physique intégrant les effets chimiques, thermiques et mécaniques.
- Les simulations multi-physiques requièrent la modélisation d'une multitude de propriétés de la résine, tels la chaleur massique ( $c_p$ ), le coefficient d'expansion thermique (CTE), le retrait chimique, la température de transition vitreuse ( $T_g$ ), le point de gel, le modèle de cuisson ainsi que l'évolution des propriétés mécaniques.
- La caractérisation et la modélisation de l'évolution des propriétés mécaniques de la résine est une étape complexe puisqu'elle couvre différentes phases du matériau, ainsi que plusieurs ordres de grandeur du module de la résine. Ses propriétés dépendent à la fois du degré de polymérisation, de la température et de la température de transition vitreuse.
- Pour plus de précision, les effets viscoélastiques peuvent être intégrés au modèle mécanique.
- L'évolution en parallèle de la rigidification et du retrait de la résine sont les responsables du développement de contraintes résiduelles. Ainsi, leur progression relative peut affecter la formation du défaut.
- Le retrait n'a pas de définition universelle, il est donc nécessaire d'utiliser un modèle cohérent au contexte étudié.
- Dans certains contextes, le retrait chimique peut mener à la fissuration et la décohésion de l'adhésif.
- La progression et le gradient de polymérisation influencent les efforts développés dans la résine et à l'interface.
- Les caractéristiques géométriques de l'assemblage d'inserts sont étudiées expérimentalement et numériquement pour prédire la résistance mécanique.
- La modélisation de chaque paroi du nid d'abeille est une approche habituelle pour y capturer les effets locaux.

- La profilométrie optique (déflectométrie) est une méthode d’analyse de surface globale qui ne permet pas toujours de caractériser la topographie de la surface.
- La profilométrie mécanique est une méthode d’analyse locale de la topographie et devient couteuse en temps pour l’analyse d’une région étendue.

Cette revue de littérature soulève la question suivante :

- Est-il possible de simuler la formation des défauts de surface en utilisant une approche inspirée de l’étude des contraintes résiduelles dans le contexte plus complexe de l’assemblage d’un insert pour panneau sandwich à cœur en nid d’abeille ?

L’objectif principal du projet est le suivant :

- Comprendre les phénomènes et interactions menant à la formation des défauts de surfaces.

Pour y arriver les objectifs spécifiques suivant sont définis :

- Modéliser la formation des défauts en incluant les phénomènes thermiques, chimiques et mécanique.
- Valider le modèle en le comparant aux observations expérimentales.

Un modèle numérique fidèle peut également répondre à certains objectifs plus globaux :

- Explorer des nouvelles configurations et méthodes de fabrications.
- Formuler des recommandations pour la diminution des défauts.

Pour atteindre ces objectifs, une approche en plusieurs étapes est proposée. Tout d’abord, les propriétés de la résine sont modélisées à partir de la caractérisation réalisée dans les premières phases du projet. Ensuite, ces propriétés sont intégrées à une simulation thermocinétique et thermomécanique de l’assemblage de l’insert. Les résultats de cette simulation peuvent être comparés aux mesures expérimentales des surfaces des panneaux préalablement fabriqués. En complément, des configurations et des méthodes de fabrication différentes peuvent être simulées.



## CHAPITRE 4 CONTRIBUTIONS À L'ARTICLE

Ce chapitre clarifie les contributions des différents auteurs à l'article présenté au chapitre 5. Tout d'abord, M. Levesque et E. Ruiz ont principalement agi à titre de superviseurs. E. Ruiz a également mis au point le modèle cinétique de polymérisation de la résine à partir des courbes expérimentales de DSC.

Ces courbes expérimentales et le reste des résultats de caractérisation de la résine ont été réalisés avant les travaux de modélisation numérique durant la maîtrise d'Émilie Charette et subséquemment par E.R. Fotsing. Trois essais isothermes supplémentaires en DSC réalisés par H. Courteau-Godmaire ont cependant été nécessaires pour valider les modèles préalablement développés.

Les panneaux expérimentaux ont été fabriqués et caractérisés par déflectométrie par E.R. Fotsing. Les résultats bruts ont ensuite été analysés par H. Courteau-Godmaire. Parallèlement, la caractérisation par profilométrie découle entièrement des travaux de H. Courteau-Godmaire.

La formulation des modèles mathématique de l'évolution du module d'Young (Équation 5.6) et du coefficient d'expansion thermique (Équation 5.7) de la résine proviennent de l'ajustement d'une fonction empirique proposée par Causse et al. (2013).

## CHAPITRE 5    ARTICLE 1 : EXPERIMENTS AND MODELLING OF SURFACE DEFECT FORMATION DURING ADHESIVE CURING OF BONDED BLIND INSERTS IN SANDWICH PANELS

H. Courteau-Godmaire, E.R. Fotsing, M. Levesque, E. Ruiz.

Paper submitted on March 15<sup>th</sup> 2017 to *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*.

### Abstract

Some business jet interior furniture is made of glass/honeycomb sandwich structures held together by moulded-in blind inserts. The curing of the adhesive in the insert assembly leads to small crater like deformation on the panel visible side, which decreases the aesthetic aspect of such luxurious environment. This paper presents a coupled numerical-experimental study aimed at better predicting and eluding such defects. The paper presents first an experimental study where the effect of insert length, honeycomb cavity depth and type (partial or full filling) on the defect formation is investigated. A numerical study is also carried out where the resin curing and shrinkage is explicitly accounted for to predict the apparition and severity of such defects. Both simulation and experiments suggest that the use of partially potted inserts reduces the defects. Further simulations suggest that the use of longer inserts and smaller potting cavity radius could also reduce the defects severity.

*Keywords* : Blind Insert, Surface Defect, Cure Shrinkage, Sandwich Panels

### 5.1 Introduction

Business airplane interior furniture is usually made of sandwich composite panels because of their high specific stiffness. Their assembly with other components relies on metallic inserts since their core cannot support mechanical fasteners. A blind metallic insert is typically bonded into an existing blind cavity with a thermoset adhesive. This configuration is suitable for business jet furniture such as dividers, cabinets and counters, where the exposed surface is usually covered with a thin wood veneer.

Under certain service conditions and mechanical loadings, crater-like distortions appear on the panel's visible side (i.e, on the veneer). These local deformations may become visible weeks, or even months, after the panel is installed. Surface defects tarnish the aesthetic

environment of a business jet, affecting the satisfaction of customers and lead to costly recalls.

Controlling the production environment (temperature and humidity) and the applied torque during assembly [Charette (2013)] has been attempted to alleviate these distortions. Further investigations revealed that the formation of such local deformations stems from a combination of mechanical and chemical phenomena. Amongst those, resin shrinkage was early identified as a key driving factor [Charette et al. (2013)].

Different insert assembly configurations were manufactured in a follow-up study to further understand the significance and interactions of these phenomena. Panels surfaces were analyzed with an optical method based on deflectometry [Fotsing et al. (2014)]. The defects time-dependent evolution under hygrothermal conditions (temperature and humidity) was also investigated. However, in addition to being time consuming, these experiments could not capture, nor uncouple, all parameter interactions.

This work proposes a coupled experimental-numerical approach to systematically analyse the impact of different geometric parameters, such as depth of the blind hole and insert length, on the formation of local surface defects. Section 5.2 presents material characterization background. Sections 5.3 and 5.4 present respectively experimental methodology and results. Sections 5.5 and 5.6 detail the numerical methodology and results respectively, where a variety of scenarios was simulated to validate the model and explore virtually the effectiveness of certain configurations. Finally, section 5.7 compares and discusses the numerical and experimental results.

## 5.2 Background

Authors have predicted the warping of composite parts by accounting for the residual stresses resulting from phenomena like cure shrinkage, thermal expansion coefficient mismatch between the constituents and the mechanical properties evolution occurring over the manufacturing process [Nawab et al. (2014); Msallem et al. (2010, 2008); Schubel et al. (2007); Patham (2013); Mohan and Grentzer (1995)]. Authors have developed specific models to predict epoxy cure shrinkage and applied them to dental polymer UV curing [Chen et al. (2014)], adhesive bonding [Hu and Chen (2014); Mergheim et al. (2013)] or encapsulation of electronic components and printed circuit boards [Sousa et al. (2013); Rudolph et al. (2014); Nishimura and Nakagawa (2002)]. Those models combined thermal, mechanical and chemical phenomena and required extensive polymer characterization to accurately capture cure kinetics, exothermic release, shrinkage, coefficient of thermal expansion (CTE), stiffness, and

glass transition temperature ( $T_g$ ) (i.e., the threshold temperature above which the polymer evolves from a stiff glass state to a compliant and ductile rubber state).

Cure kinetics model parameters are usually obtained by fitting a sequence of Differential Scanning Calorimetry (DSC) experiments. Epoxy curing rate can be described by an auto-catalytic curing model [Bilyeu et al. (2001)] as

$$\frac{d\alpha}{dt} = K_1 \cdot e^{\frac{-C}{T}} \cdot \alpha^m \cdot (1 - \alpha)^n \cdot F(\alpha, T) \quad (5.1)$$

where  $\alpha$  is the degree of cure,  $t$  the time,  $T$  the temperature,  $K_1$ ,  $C$ ,  $m$  and  $n$  are adjustable parameters.  $F$  is the diffusion term that deals with the change of curing mechanism towards the end of the curing process and is expressed as

$$F(\alpha, T) = \frac{1}{1 + e^{B(\alpha - \alpha_f)}} \quad (5.2)$$

where  $B$  and  $\alpha_f$  are linear functions of temperature expressed as

$$\alpha_f = A_1 + A_2 \cdot T \quad (5.3a)$$

$$B = B_1 + B_2 \cdot T \quad (5.3b)$$

where  $A_1$ ,  $A_2$ ,  $B_1$  and  $B_2$  are fitting parameters.

Heat release  $\dot{q}$  can be related to curing rate from DSC experiments as

$$\dot{q} = \rho_r \cdot H_t \cdot \frac{d\alpha}{dt} \quad (5.4)$$

where  $\rho_r$  is the density and  $H_t$  is the total heat released per unit mass.

DSC test campaigns can also be used to identify a polymer's  $T_g$  [Bilyeu et al. (2001)]. Shifting from the glass to the rubber state triggers a modulus softening and an increase in the polymer's CTE. DiBenedetto's law [DiBenedetto (1987)] has been used to relate the  $T_g$  to the degree of cure as

$$T_g = \lambda \alpha \frac{T_g^{inf} - T_g^0}{1 - \alpha(1 - \lambda)} + T_g^0 \quad (5.5)$$

where  $T_g^0$  and  $T_g^{inf}$  are the glass transition temperatures of uncured and fully cured polymers, respectively.  $\lambda$  is a fitted parameter.

Khoun and Hubert [Khoun and Hubert (2010)] proposed two characterization techniques to evaluate cure shrinkage based on modified rheology and gravimetric methods. Schumann and Geiß [Schumann and Geiss (2015)] used a refractometer and a sensitive force transducer to capture the shrinkage and the intrinsic pulling force and stress. Billotte & al. [Billotte et al. (2013)] used a Dynamic Mechanical Analyzer (DMA) equipped with heat transfer cells and monitored the change in thickness during a compression test. This last approach yields shrinkage in one direction, as opposed to volumetric shrinkage obtained in [Khoun and Hubert (2010); Schumann and Geiss (2015)].

Finally, numerous studies focused experimentally on honeycomb properties and insert assembly strength [Heimbs and Pein (2009); Song et al. (2008); Bunyawanchakul et al. (2005)]. Many of them also combined experimental work with simulations to develop predictive models Smith and Banerjee (2012); Seemann and Krause (2014); Roy et al. (2014b); Bunyawanchakul et al. (2008). In some modelling cases, a meso-scale representation of the honeycomb core was required to account for local effects such as cell wall buckling [Foo et al. (2007); Roy et al. (2014a); Gibson (1988); Gornet et al. (2007)].

### 5.3 Experimental methodology

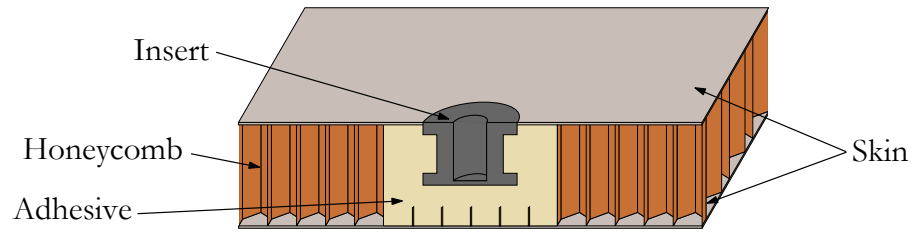
#### 5.3.1 Panel manufacturing

Figure 5.1(a) shows the main components of the assembly studied in this work. The panel was a sandwich structure made of 12.2 mm thick honeycomb core with skins made of two plies of woven bidirectional glass/epoxy composite. Each ply had a nominal thickness of 0.2 mm to 0.25 mm. The core was made of PN2-1/8-3.0 Nomex<sup>®</sup> corrugated honeycomb. Inserts were typical metallic moulded-in blind inserts of the NAS1836-08 family with -07 -10 -12 types, where the last two digits stand for the insert's length in  $1/32^{nd}$  of an inch [Nat (2012)]. The panel was assembled according to a proprietary industrial procedure.

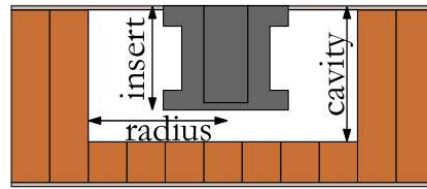
Three inserts lengths and three cavity types (Figure 5.1(b)) were studied, for a total of 9 combinations. The cavity types were set so as :

1. The cavity reached the opposite skin. (**no**)
2. The honeycomb was flush with the insert's bottom. (**flush**)
3. The honeycomb was midway between the insert's bottom and the opposite skin. (**mid**)

The nine combinations are depicted in Figure 5.2 and identified by : insert length (**Small** (-07 type), **Medium** (-10 type), **Large** (-12 type)) and cavity type (**no**, **flush**, **midway**)

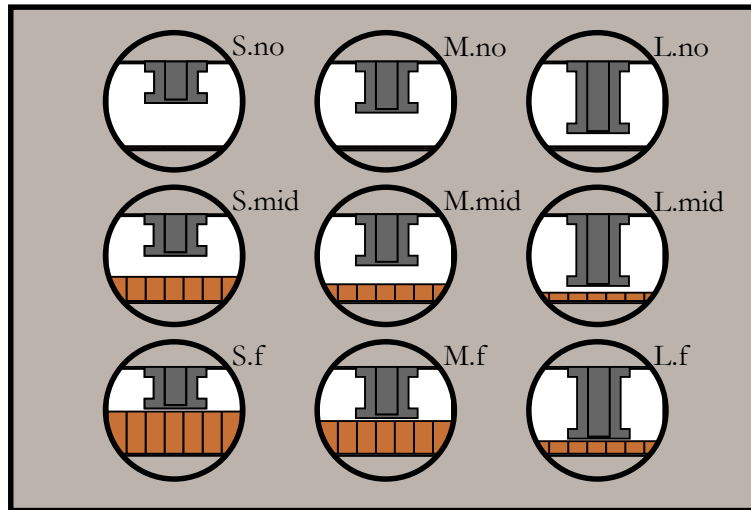


(a) Components assembly



(b) Components dimension definition

Figure 5.1 Sandwich panel characteristics

Figure 5.2 Assembly configuration combinations from three insert lengths (**S**mall (-07), **M**edium (-10), **L**arge (-12)) and three cavity type (**no**, flush, **mid**way)

### 5.3.2 Surface defects characterization

Deflectometry based Ondulo system from VisuolTechnologies was used to characterize the defects. A thin layer of black sealer and a layer of polyester finish were applied on the visible side of the panel to create a reflective surface. A camera processed structured light reflections and returned a gray level map of curvatures. Lighter areas corresponded to concave shapes, darker areas to convex shapes and the midrange gray level corresponded to a flat surface.

To quantify the defects, a constant radius circular area was set to encompass the defect and it was positioned over every defect approximate centre. The flat mean gray level of the annulus around the circular regions was set as local baselines. Lighter and darker areas were attributed positive and negative values respectively. Each pixel's gray level was squared and those values were summed within the defect area to obtain a defect score. Details of the deflectometry methodology and principles are described in [Fotsing et al. (2014)].

The panel was cut through the inserts' centre after visual characterization to obtain a better overview of the assembly. The cross-sections enabled to measure the cavity dimensions and provided an assessment of the filling quality.

### 5.3.3 Material Characterization

A series of experimental procedures was put in place to obtain the epoxy resin cure kinetics and its influence on the mechanical properties and shrinkage.

*TA instrument Q2000* DSC was used to measure heat release during samples curing. Three isothermal dwells (30°C, 40°C and 50°C) and three ramps (1.75°C/min, 2.5°C/min and 4°C/min) were carried out. Dwells were followed by ramps to 200°C to capture the residual cure reaction. DSC was also used to measure specific heat  $c_p$ .

*Metravib*<sup>®</sup> DMA was used to measure the stiffness evolution and shrinkage of a 20mm diameter and 2mm thick circular sample submitted to compression loadings during curing at 70°C. The resin was submitted to a low amplitude high frequency compression loads between two parallel circular plates equipped with heat flux sensors. Force, position, temperature and heat flux were recorded throughout the whole curing process. The free surrounding edges let the resin form a meniscus or a bulge. As a result, no shrinkage was captured until the resin reached its gel point. Once the gel point was reached, the position sensor registered the sample thickness evolution. The procedures and demonstrations for a similar resin system were described by Billotte & al. [Billotte et al. (2013)].

*TA instrument Q800* DMA was used to measure the stiffness of a fully cured sample during a three point bending load oscillating at 1Hz. The sample was heated up to 140°C at 1°C/min

to capture  $T_g$ .

DMA was also used to measure thermal expansion as a compression loading of 0.1N was applied while measuring the thickness change during a step-by-step temperature change from 40°C to 100°C and reversely back to 40°C.

## 5.4 Experimental results

### 5.4.1 Surface defects characterization

Figure 5.3 shows the curvature maps for the nine insert configurations shown in Figure 5.2. An unwanted shading effect can be observed as the background of the figure darkens from the right to the left. This has been emphasized on the figure by artificially flipping a given strip. Since the flat midrange gray level was not constant, the gray level acting as the scoring baseline had to be evaluated locally for each defect. Normalized experimental defect scores are reported on Figure 5.14 in the discussion as they are compared with numerical results. Because of the shading effect, only the effect of cavity type is to be analysed.

Figure 5.4 shows the nine actual inserts cross sections. The figure shows that configurations with the honeycomb flush with the inserts (.f) exhibited some macro porosities, which is typical of improper cavity filling. This could result from two possible causes, namely :

1. The inserts seemed to act as a plug to adjacent honeycomb cells and prevented complete filling underneath the insert.
2. Slender and narrow honeycomb cells along with the viscous resin clog the cells and entrap air.

### 5.4.2 Material characterization

Figure 5.5(a) shows the degree of cure evolution for the three tested isotherms. Those results suggest that curing at a typical room temperature is not sufficient to reach high levels of curing. On the other hand, curing at 50° leads to a degree of cure of 95%. The total heat of reaction was 210 J/g.

Equation 5.1 to 5.3 were fitted simultaneously to Figure 5.5(a) and 5.5(b) DSC results with *CureKinetics*® software. The parameters are listed in Table 5.1.

The Young's modulus evolution as a function of temperature and degree of cure was expressed as



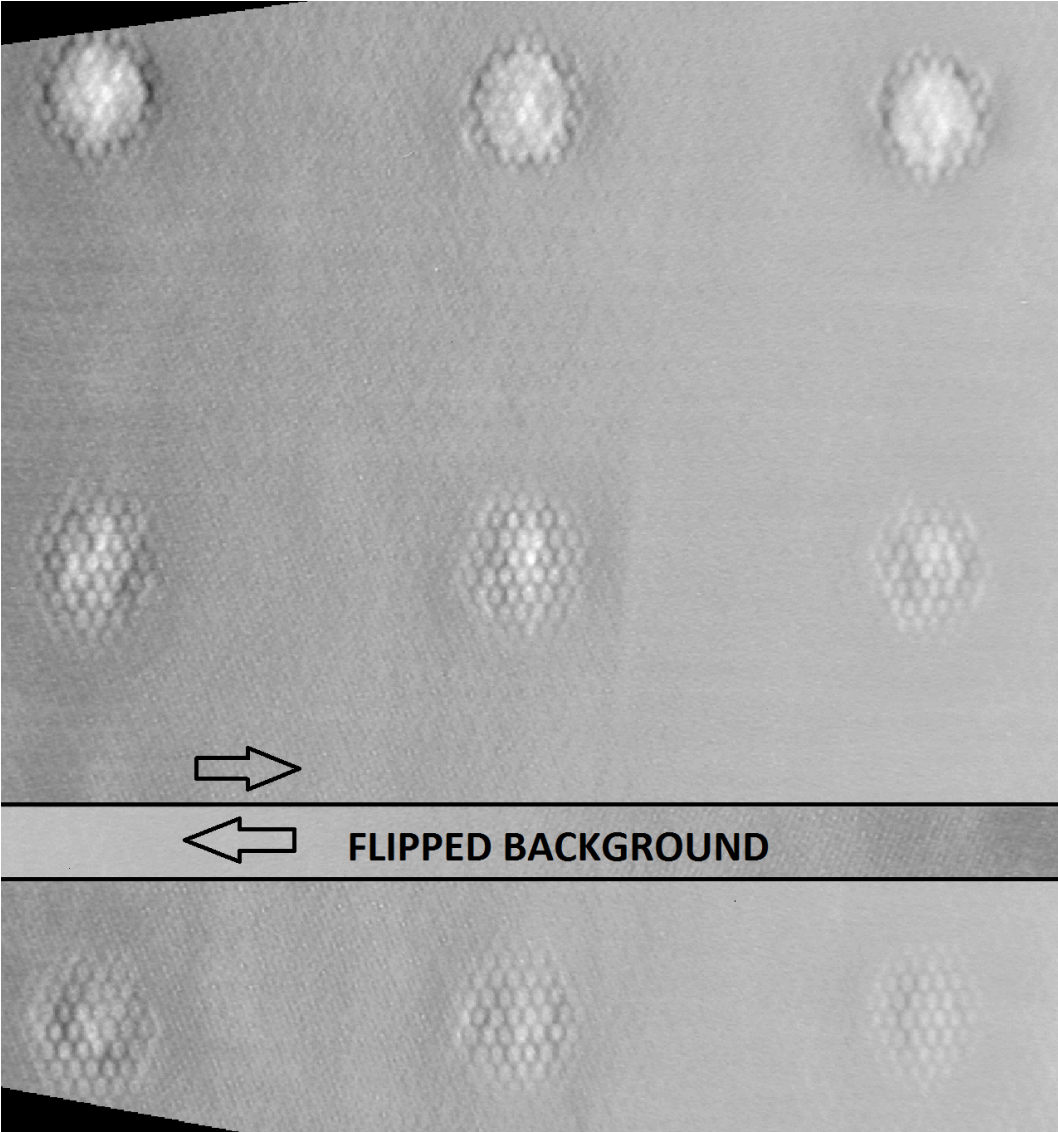


Figure 5.3 Defects curvature map

Tableau 5.1 Autocatalytic model parameters

Main parameters	
$K_1$	$62.6 \cdot 10^3 s^{-1}$
$C$	$6.04 \cdot 10^3$
$m$	0.214
$n$	1.644
Diffusion parameters	
$A_1$	-2.54
$A_2$	$1.083 \cdot 10^{-2}$
$B_1$	$-11.76 \cdot 10^3$
$B_2$	40

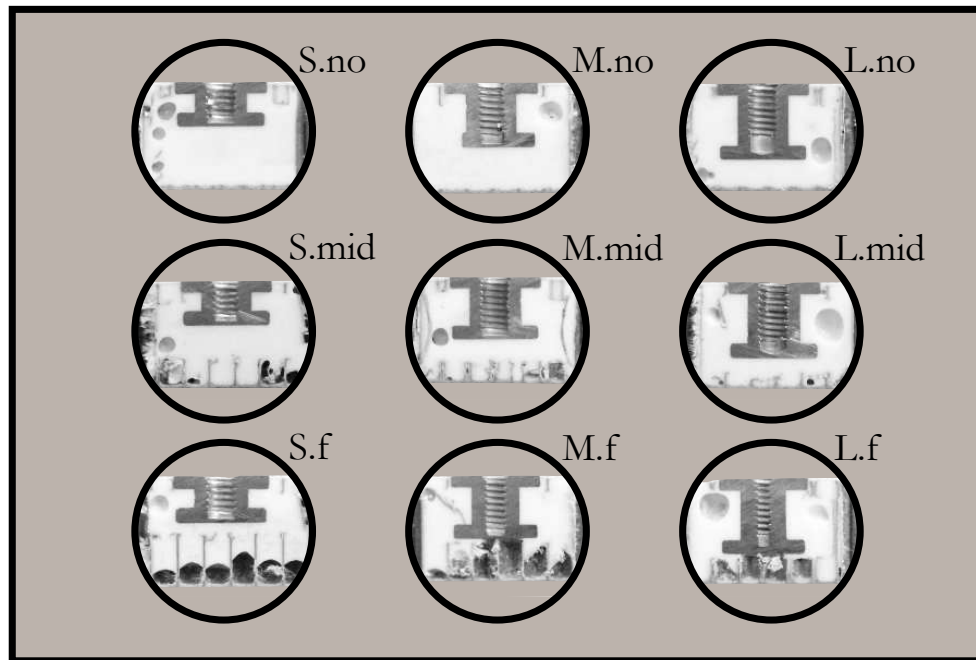


Figure 5.4 Cross-section of inserts

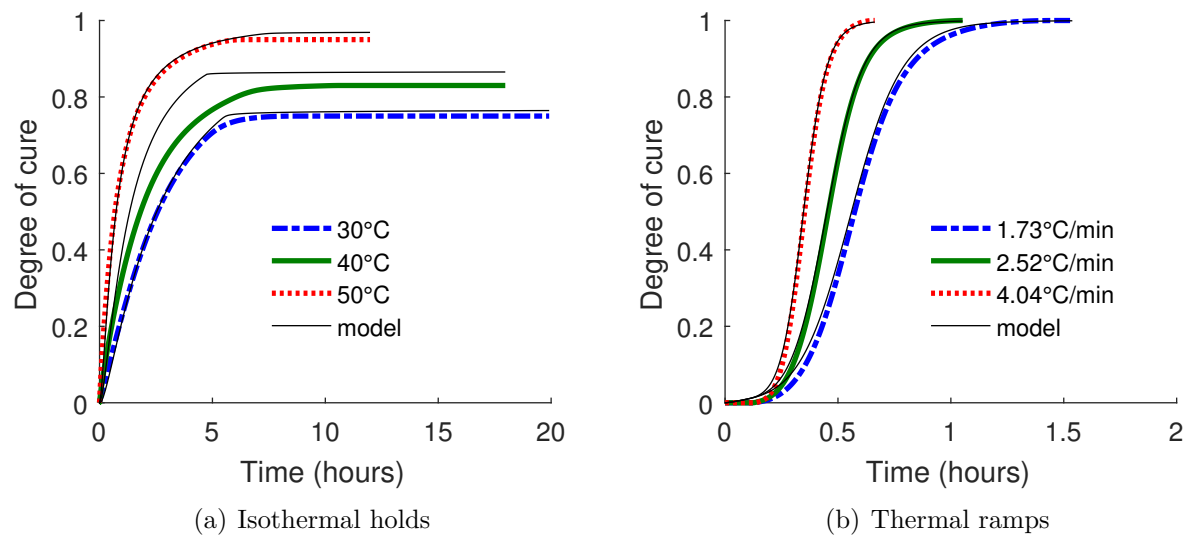


Figure 5.5 DSC experimental degree of cure with fitted model

$$E(T, \alpha) = E_{rubber} + \frac{E_{glass} - E_{rubber}}{1 + e^{\frac{T - T_g(\alpha)}{\Delta T}}} \quad (5.6)$$

where  $E_{glass}$  and  $E_{rubber}$ , listed in Table 5.2, are the glass and rubber states resin Young's modulus measured during DMA experiments using the heat flux cell described in [Billotte et al. (2013)]. Classical DMA experiments also showed good thermal stability of the  $E_{glass}$  modulus until 55°C. Regarding  $E_{rubber}$ , an approximate value was set, as it is not significant in the onset of the defect.

Equation 5.6 is a generic "S" shape function that sets the current stiffness between  $E_{rubber}$  and  $E_{glass}$  depending on the temperature ( $T$ ) and the glass transition temperature evolution function ( $T_g(\alpha)$ ) obtained from Equation 5.5. When  $T > T_g$ , the second term in the denominator increases, thus canceling the  $E_{glass} - E_{rubber}$  contribution. On the opposite, when  $T < T_g$  the denominator reaches 1 leaving only  $E_{glass}$ . A  $\Delta T$  factor comes in play to smoothen the transition across  $T_g$ .

CTE evolution relied on a similar approach and was predicted as

$$CTE(T, \alpha) = CTE_{rubber} + \frac{CTE_{glass} - CTE_{rubber}}{1 + e^{\frac{T - T_g(\alpha)}{\Delta T}}} \quad (5.7)$$

where  $CTE_{glass}$  and  $CTE_{rubber}$  are the glass and rubber states resin coefficient of thermal expansion obtained during compressive DMA test.  $CTE_{glass}$  and  $CTE_{rubber}$  are listed in Table 5.2.

Figure 5.6 shows experimental values for the linear shrinkage extracted from the DMA *Me-travib*<sup>®</sup> plates position sensors. Shrinkage evolution was approximated by a linear progression from the gel point,  $\alpha_c = 57\%$ , to the fully developed cured state, where it reached 1.05% of shrinkage. The slope of this progression, named as the Coefficient of Cure Shrinkage (CCS) was calculated as

$$CCS = \frac{\text{Total Shrinkage}}{1 - \alpha_c} \quad (5.8)$$

Since the temperature variations in the system were limited between 30 and 50°C, changes in heat capacity  $c_p$  and thermal conductivity  $k$  of the resin were not accounted for to simplify the computations.  $c_p$  was measured through a temperature increasing step function on the M-DSC. An approximate value was used for  $k$  as it is showed low sensitivity on the model output. The mean values for  $c_p$  and  $k$  are reported in Table 5.2.

Tableau 5.2 Epoxy model parameters

DiBenedetto	
$T_g^0$	259°K
$T_g^{inf}$	353°K
$\lambda$	0.45
Young's modulus model parameters	
$E_{rubber}$	2 MPa
$E_{glass}$	2.5 GPa
$\Delta T$	5°C
CTE model parameters	
$CTE_{rubber}$	$150 \cdot 10^{-6}$ m/m K
$CTE_{glass}$	$50 \cdot 10^{-6}$ m/m K
$\Delta T$	5°C
$\nu$	0.34
Constant properties	
$k$	0.13 W/m K
$c_p$	1300 J/kg K
$\rho$	$1.42 \cdot 10^3$ kg/m <sup>3</sup>

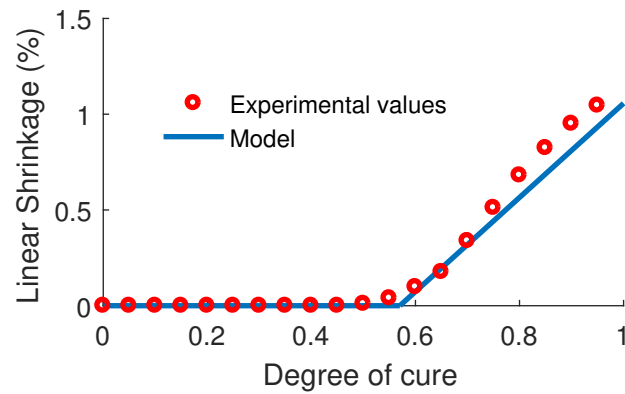


Figure 5.6 Linear Shrinkage Model Against Experimental Data

## 5.5 Simulation Methodology

### 5.5.1 General Methodology

The general simulation methodology consisted first in generating a model where the panels, honeycomb, insert and resin were explicitly meshed. This was achieved by a parametric Python script coupled to ABAQUS 6.14 pre-processor. Steel inserts properties were based on standard properties and were considered isotropic. Fibreglass face sheets properties were based on previous work [Charette (2013)] and were also considered isotropic. The properties of the Nomex<sup>®</sup> paper were taken from Roy et al. (2014a). The typical double thickness of corrugated honeycomb was considered. These properties are reported in Table 5.3

A heat transfer analysis was conducted first to predict the temperature field induced by the exothermic curing reaction. This was accomplished by implementing the curing and heat release models described by equations 5.1 and 5.4 within ABAQUS subroutine HETVAL. This analysis yielded the temperature and curing histories at every node and element in the model. This information was transferred next to a thermo-mechanical simulation where the thermal expansion and resin shrinkage described by Equations 5.7 and 5.8 were accounted for through subroutine UEXPAN. Last, the resin's mechanical behaviour was modelled through a UMAT subroutine. The subroutine computed the new stress state  $\boldsymbol{\sigma}^{n+1}$  by incrementing over the previous stress,  $\boldsymbol{\sigma}^n$  as

$$\boldsymbol{\sigma}^{n+1} = \boldsymbol{\sigma}^n + \Delta\boldsymbol{\sigma} \quad (5.9)$$

where  $\Delta\boldsymbol{\sigma}$ , the stress increment, is calculated from the strain tensor increment  $\Delta\boldsymbol{\epsilon}$  and the tangent stiffness matrix  $\mathbf{C}_{\text{tan}}$  as

$$\Delta\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}_{\text{tan}} : \Delta\boldsymbol{\epsilon} \quad (5.10)$$

where  $\mathbf{C}_{\text{tan}}$  can be expressed as

$$\mathbf{C}_{\text{tan}} = \frac{\partial\Delta\boldsymbol{\sigma}}{\partial\Delta\boldsymbol{\epsilon}} \quad (5.11)$$

The studied material was assumed to be linear with respect to  $\boldsymbol{\epsilon}$ , which led to

$$\frac{\partial\Delta\boldsymbol{\sigma}}{\partial\Delta\boldsymbol{\epsilon}} = \frac{\Delta\boldsymbol{\sigma}}{\Delta\boldsymbol{\epsilon}} = \mathbf{C} \quad (5.12)$$

where  $\mathbf{C}$  is the isotropic stiffness matrix defined as

Tableau 5.3 Fiberglass and Nomex<sup>®</sup> parameters

Fiberglass properties	
$E$	10 GPa
$\nu$	0.34
CTE	$30 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$
$\rho$	$2.0 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$
$k$	0.5 W/m-K
$c_p$	1000 J/kg-K
Nomex <sup>®</sup> properties	
$E_1$	5.2 GPa
$E_2$	3.6 GPa
$\nu$	0.24
CTE	$20 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$
$\rho$	$1.38 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$
$k$	0.13 W/m-K
$c_p$	1200 J/kg-K

$$\frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1-2\nu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1-2\nu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1-2\nu \end{bmatrix} \quad (5.13)$$

where  $\nu$  is the constant Poisson's ration of Table 5.2 and  $E$  the Young's modulus defined by Equation 5.6.

### 5.5.2 Model

The proposed model explicitly accounted for the insert, the epoxy adhesive, the skins, as well as a number of honeycomb cells. Perfect adhesion between the constituents was achieved by matching the nodes at their interfaces. Honeycomb and skins were modelled with shell elements (DS4, S4R) while the resin and insert were meshed with solid tetrahedron elements (DC3D4, C3D4).

A sensitivity study on the mesh revealed that elements 0.4 mm long yielded stabilized results and offered a good accuracy/computational time trade-off. At a macroscopic scale, it was found that accounting for 18 honeycomb cells or more in both in-plane directions yielded similar results, thus simulating a large panel.

### 5.5.3 Defect Quantification

A scoring method was developed to rank the defects. Deformed nodes always ended up under the initial pristine plane as they formed a concave crater (e.g. the grey surfaces of Figure 5.12). A regular finer grid (0.1 mm) was interpolated through the irregular and variable node mesh to alleviate mesh dependency. New grid points depth  $z$  served to calculate the score across the whole surface as

$$\text{Defect Score} = \sum_i z_i^2 \quad (5.14)$$

Because of the squared power, the score is highly sensitive to deep and narrow defects and less to flat and out-spread defects. This is consistent with experimental observations wherein the visual aspect is deteriorated on defects with higher surface curvature and steep level change. Basically, high scores correlate to a bad appearance. Scores ranged from zero to ten, zero being a perfect plane.

### 5.5.4 Simulation campaign

Four distinct simulation campaigns were conducted in order to identify the most influential parameters and assess the model's robustness.

#### Drilling position

The honeycomb cellular structure is only symmetric through planes crossing the centre of the hexagonal cells. The cavity's centre position, relatively to the honeycomb pattern, influences the filled region geometry, which in turn influenced the defect build up. This concern of variability has already been noticed in mechanical strength analysis [Raghu et al. (2009); Smith and Banerjee (2012)].

Seven models of constant drilling radius were generated with slightly different drilling centres. These positions, shown in Figure 5.7, were scattered within a Representative Elementary Geometry (REG) of the honeycomb, represented by the shaded area. Position 1 was the nominal symmetric configuration while position 4 was also symmetric about both transverse planes.

Figure 5.8 presents four of the seven corresponding filling geometries. Figure 5.8(a) is the nominal symmetric configuration where the centre of the hole laid on the origin of the coordinate system. Subsequent configurations are slightly off centered with respect to the origin and demonstrate non-symmetric filled regions.

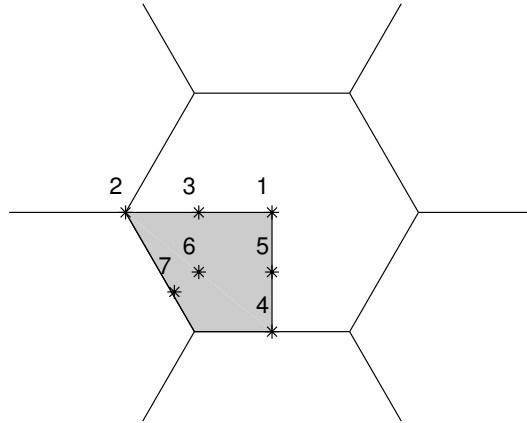


Figure 5.7 Offset drilling positions layout within an honeycomb REG

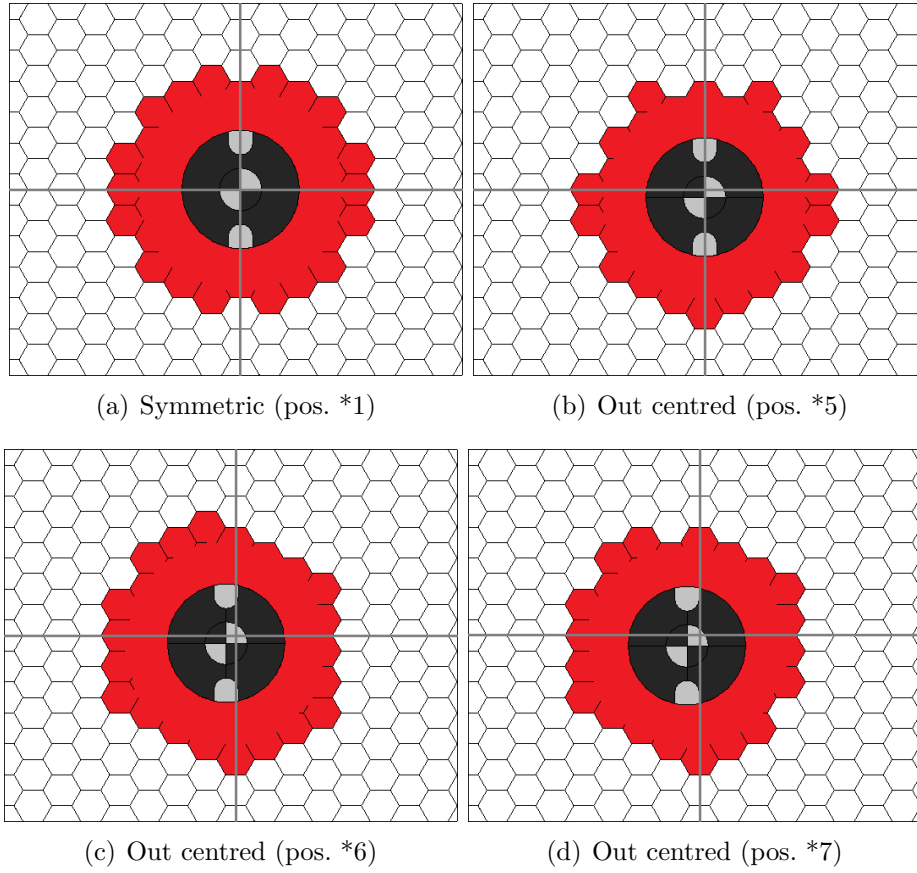


Figure 5.8 Honeycomb filling geometry based on Figure 5.7 drilling centers layout



## Partial Filling

Different filling scenarios, like those experimentally observed on Figure 5.4, were simulated. The partially filled border was approximated by shapes spanning from a flat to a narrow dome-like surface. The filling was numerically generated by setting approximately the summit's height and the profile of the dome. Four of seven filling models generated are displayed in Figure 5.9. Figure 5.9(a) shows an empty cavity. The insert is to be bonded from underneath. Figure 5.9(b) shows a perfectly filled cavity. To ease visualization, skins were hidden and the resin's geometry was superimposed over the honeycomb. Otherwise, the resin would have been hidden inside every alveolus of the honeycomb. Subsequent figures are examples of partially filled geometries. Similarities can be observed between Figures 5.9(c) and **S.f** in Figure 5.4 and Figure 5.9(e) and **M.f** in Figure 5.4.

## Experimentally Measured Panel

The nine configurations of section 5.3.1 were meshed and simulated. Insert length, cavity type and hole radius were taken from the manufacturing procedure and actual measurements.

## Sensitivity Analysis

A wider range of insert configurations was simulated in order to study the sensibility of the defect score with respect to the studied parameters. The insert length, cavity radius and depth were varied simultaneously over 4 linearly spaced values. New honeycomb cavity configurations had to be introduced whereas :

1. The honeycomb covered **one third** of the gap between the skin and the insert's bottom. (**midway low**)
2. The honeycomb covered **two thirds** of the gap between the skin and the insert's bottom. (**midway high**)

Along with those two new configurations, **.f** and **.no** were maintained to complete a four-value linearly spaced scale.

## 5.6 Numerical Results

### 5.6.1 Effect of drilling position

The resin volume was used to discriminate the different configurations, since the drilling position is not represented by a scalar. Moreover, resin shrinkage, strongly related to the

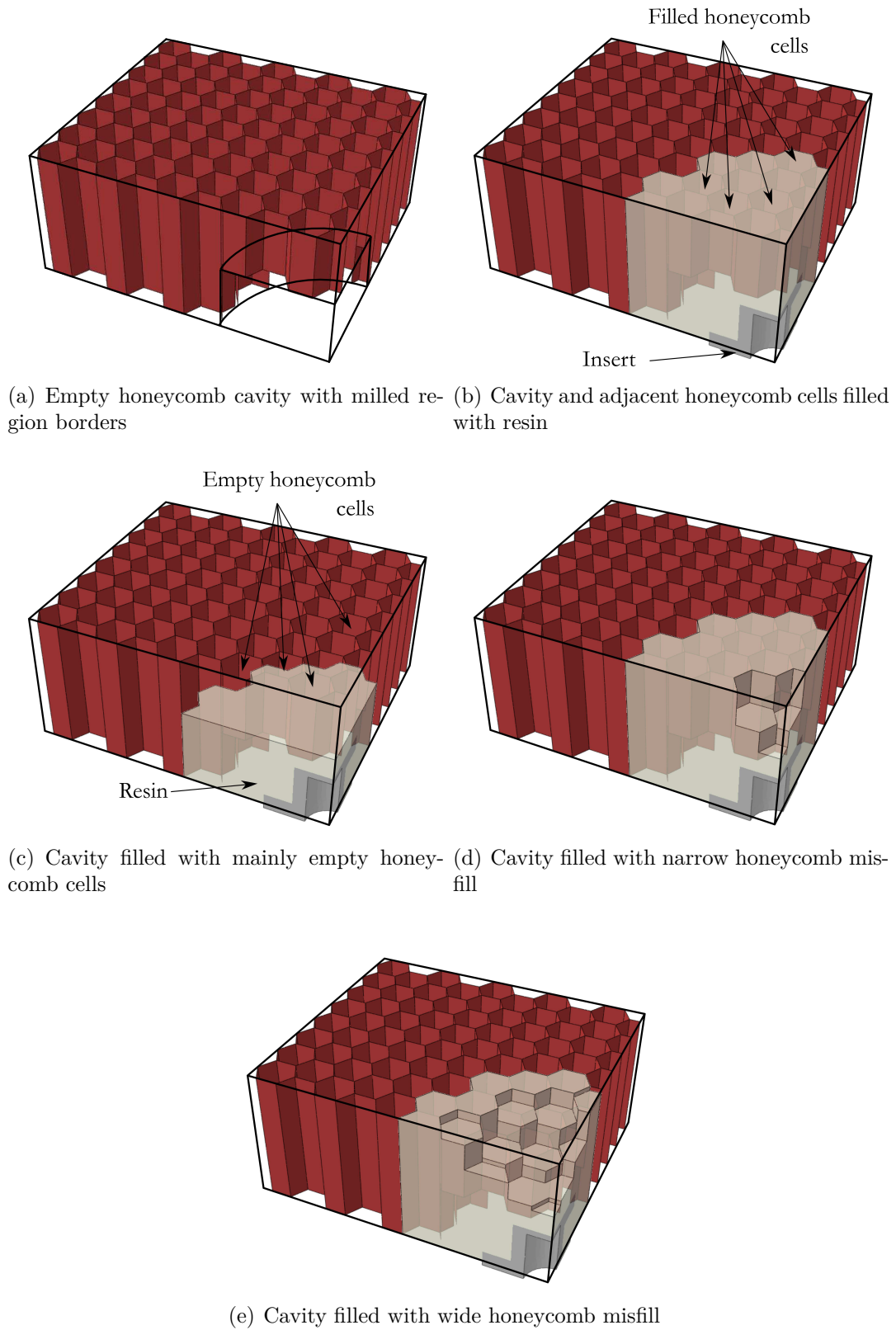


Figure 5.9 Partial filling model generation

resin's volume, is believed to be critical during defect formation. Scores obtained from those configurations are plotted on Figure 5.10.

The figure suggests that there is a correlation between the defect score and the resin volume. Figure 5.10 also shows that the results are within 0.5 score points. Considering that results presented in sections 5.6.2, 5.6.3 and 5.6.4 span over 5 score points, every following simulation therefore relied on the symmetrical configuration of Figure 5.8(a). These results suggest that the drilling position effect on the score defect is less important than the other parameters.

### 5.6.2 Effect of partial filling

Figure 5.11 shows the defect score as a function of the resin volume for partially filled configurations. The figure shows a strong correlation between the defect score and the volume of resin. Furthermore, Figure 5.11 suggests that simulating a fully filled cavity leads to the worst defect score. However, from an experimental stand point, filling is hardly predictable. Consequently, subsequent simulations assumed a complete filling, which will lead to more severe defects and conservative predictions.

### 5.6.3 Experimental panel simulation

The simulation results for **S.no**, **L.no**, **S.f** and **L.f** are presented in Figure 5.12. Note that the deformations are magnified 50 times. The scores of the nine models are reported on Figure 5.13 where the columns, related to insert length, match those of the Figure 5.2. Conveniently, the rows, related to honeycomb configurations, also match the experimental layout.

Figure 5.13 demonstrates the positive effect of leaving more honeycomb at the bottom of the cavity. Indeed, for every insert length, flush honeycomb (**.f**) cases exhibited the lowest defect score. The figure also shows that when the **insert length increased** :

1. The defect score was reduced
2. The honeycomb cavity configuration influence was reduced.

Figure 5.14 shows the predicted and experimentally measured effect of honeycomb configuration on the defect score for given insert lengths. Note that the defect score was normalized by the highest score within their own insert length series. For every experiment and simulation, the maximum defect score was observed for the **.no** configuration.

Normalization was necessary due to the shading flaws discussed in section 5.3.2. Experimental curvatures of Figure 5.3 can only be used to compare the trends in the effects of cavity configuration (i.e., within columns). Hence, curves should not be compared against each other. Moreover, normalization was needed to relate experimental measurements and simulation

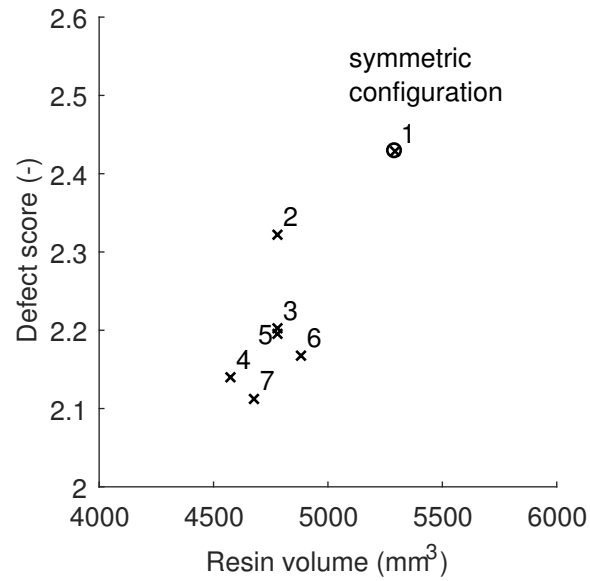


Figure 5.10 Defect score against resin volume of variable drilling position models

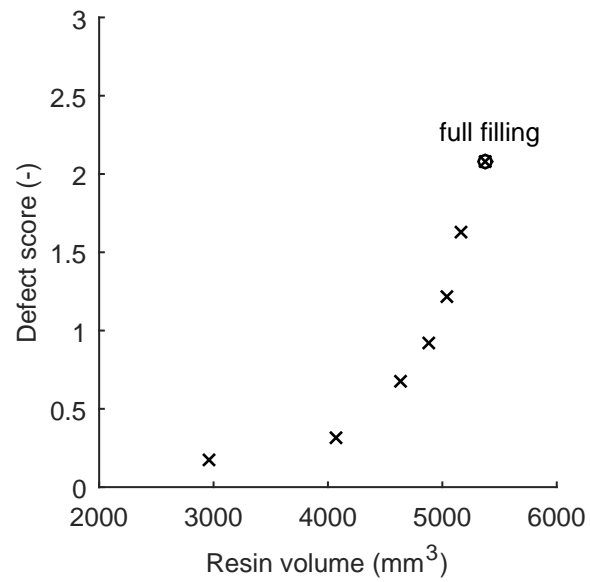


Figure 5.11 Defect score against resin volume for partial filling configurations

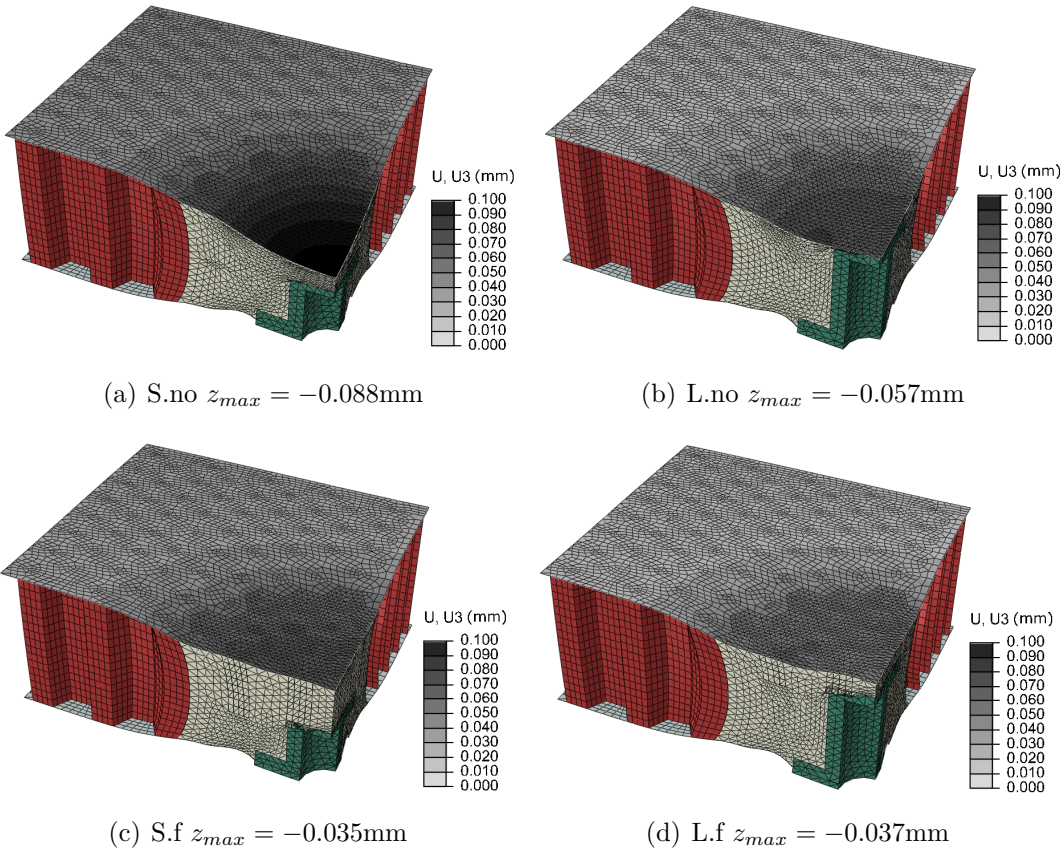


Figure 5.12 Experimental panel simulation, deformed output. (magnified 50x)

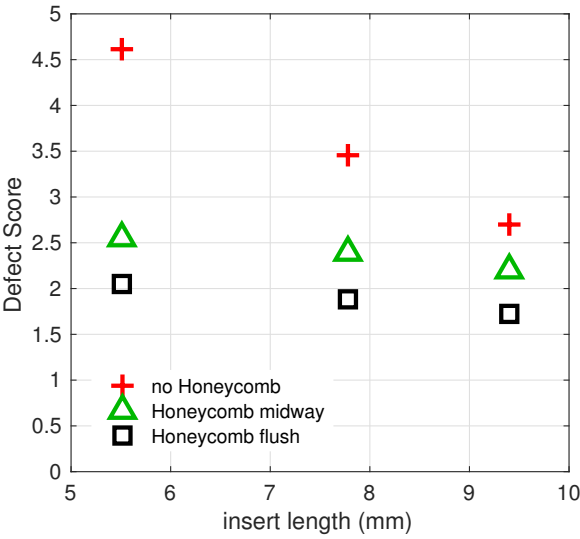


Figure 5.13 Simulations of experimental configurations defect scores

results as the experimental scoring quantified curvatures data while the simulations computed a sum of displacements.

Figure 5.14 shows a clear decreasing trend for every series and confirms the positive effect of honeycomb at the cavity's bottom (**.f**).

#### 5.6.4 Sensitivity analysis

Figures 5.15(a) and 5.15(b) present the effect of insert length and cavity depth on the defect score for cavity radius of 10 and 12 mm, respectively. The scores are displayed according to insert length and cavity type as in Figure 5.13. Figure 5.15 reveals that increasing the cavity radius increased the defect score. Also, increasing the insert length reduced the defect score. However, this effect was canceled out when the cavity depth was reduced toward flush configuration (**.f**).

### 5.7 Discussion

The previous sections revealed that the proposed model can capture and reproduce experimentally observed trends. It provides therefore a powerful tool for the initial design of the insert assembly and a potential way of minimizing aesthetic defects.

Experimental panel investigation confirmed the benefit of reducing honeycomb cavity depth. However, root causes and main phenomena could not be clearly identified because of the occurrence of partial filling, as observed in Figure 5.4. On the one hand, partial filling reduces the resin shrinkage pulling effect on the skin since the gap between the adhesive and the skin weakens the transmission of shrinking pulling forces. On the other hand, the remaining honeycomb locally stiffens the skin by supporting it. Those two factors limiting defect severity could not be isolated during the experimental investigation.

Finally, the effect of the insert length on the defect score could not be captured experimentally.

The numerical model matched the experimental trends in regards to honeycomb cavity configuration as they both suggested flush honeycomb (**.f**) to minimize the defect. Simulation also showed that longer inserts (**L.**) was proven to decrease the defect severity. Longer inserts are also limiting the effect of cavity depth and filling quality on the defect score as they occupy more space.

Results also showed that decreasing the resin volume, within the set of parameters studied, decreased the defect score. This can be explained by the fact that a smaller resin quantity will most likely reduce the amount of pulling forces by shrinkage. This observation supports

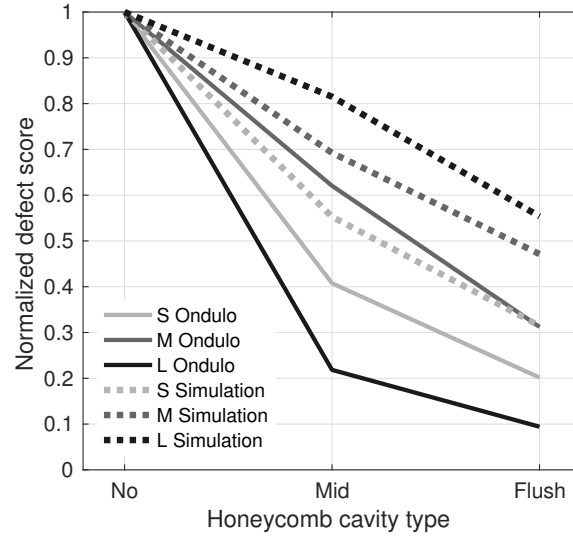


Figure 5.14 Effect of cavity type comparison between Ondulo and simulations

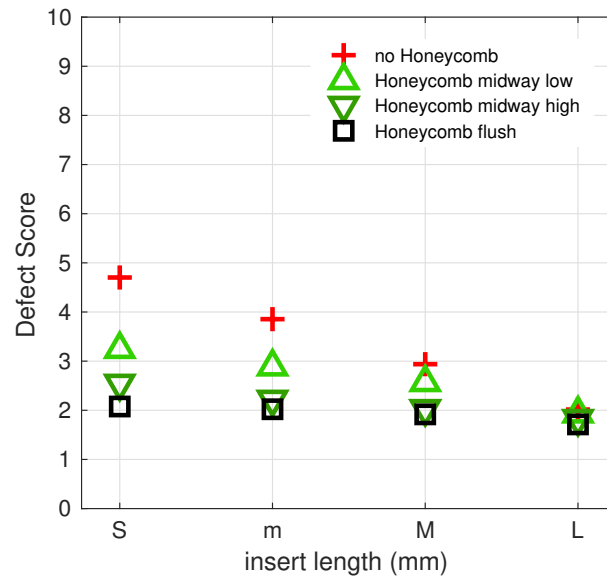
the initial statement that chemical shrinkage is the principal cause of defect build up.

The numerical study revealed that decreasing the cavity radius also decreased the defect score. However, recommendations on cavity radius are delicate, as it is one of the key parameters of the assembly mechanical strength. There is therefore a trade-off between the resulting fastening strength and the surface defect. A similar trade-off is also observed for the effect of partial filling as it reduces the defect score but also decreases the assembly's strength.

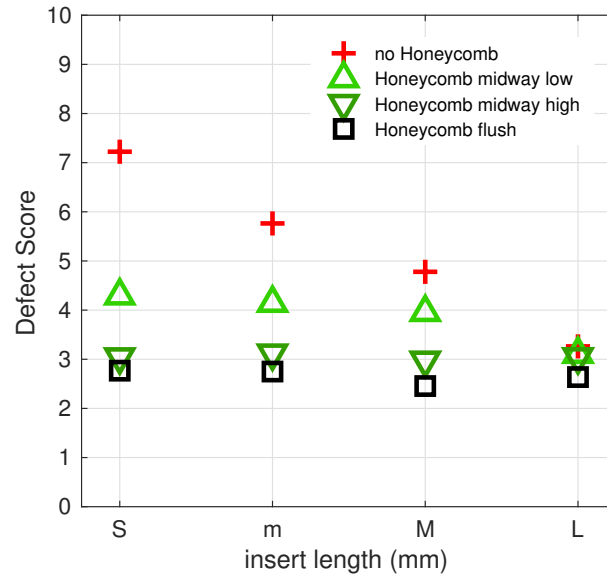
## 5.8 Conclusion

This study presented a comprehensive numerical model to analyze the impact of geometric parameters, such as the depth of the blind hole and the length of the metallic insert, on the formation of local surface defects. The model, when combined to experimental investigations, offered a new tool for surface quality estimation and assessment. The following main results were obtained :

1. A numerical model taking into account the thermo-chemical and the mechanical effects of the constitutive elements of the sandwich structure was developed.
2. Local deformation can be reduced by either reducing the depth of the cavity or increasing the length of the insert.
3. The severity of the surface defect as predicted by the model follows the same trend as the conclusions obtained from the Ondulo system [Fotsing et al. (2014)].



(a) 10 mm radius configuration



(b) 12 mm radius configuration

Figure 5.15 Sensitivity analysis score with fixed cavity radius



4. A decrease of hole radius leads to an improved surface aspect, with potential drawback on mechanical strenght.

## **Acknowledgments**

The authors would like to acknowledge Bombardier Aerospace, 3M and CRIQ for their support. As well, due mentions to CRIAQ for making this partnership possible and to NSERC for their trust and funding.

## CHAPITRE 6 SUPPLÉMENTS MÉTHODOLOGIQUES LIÉS AU MODÈLE NUMÉRIQUE

Ce chapitre est un supplément à la section 5.5 de l'article. La Figure 6.1 présente un schéma synthèse des différents éléments et interactions du modèle numérique.

### 6.1 Structure du code

L'intégralité du modèle numérique a été générée avec l'interface usager d'ABAQUS. Les différentes commandes provenaient de scripts codés dans le langage de programmation d'ABAQUS. ABAQUS offre un environnement et des bibliothèques Python propres à son logiciel. Le fonctionnement est sensiblement le même que dans un environnement Python classique.

Le modèle numérique développé dans ce mémoire est de nature paramétrique. Une quarantaine de paramètres pouvaient être définis par l'utilisateur. Ils contrôlaient les groupes de paramètres suivants :

- Géométrie
  - *cavité, insert, remplissage*
- Conditions limites thermiques
  - *cycle de température, convection, post cuisson*
- Matériaux
  - *Propriétés des matériaux, modèle cinétique, sous-routines*
- Maillage
  - *Taille du maillage, partitions des géométries*

Le code recevait en entrée une liste de paramètres à modifier pour explorer différentes régions de l'espace de design réalisable. Les paramètres non concernés conservaient une valeur nominale. Sur la Figure 6.1 les symboles de script montrent où les paramètres entrent en jeu.

Selon la combinaison de paramètres demandée, la géométrie était d'abord générée et maillée avec des éléments 2D et 3D. Les conditions aux limites de la simulation numérique étaient ensuite définies. La simulation était ensuite lancée automatiquement par le script sur le solveur d'ABAQUS. Finalement, les paramètres de sorties d'intérêt du modèle étaient exportés vers un fichier texte.

L'utilisation d'un seul logiciel a éliminé les risques d'erreur liés à de mauvaises compatibilités entre ABAQUS et d'autres logiciels qui auraient pu être des alternatives à la modélisation géométrique et au maillage.

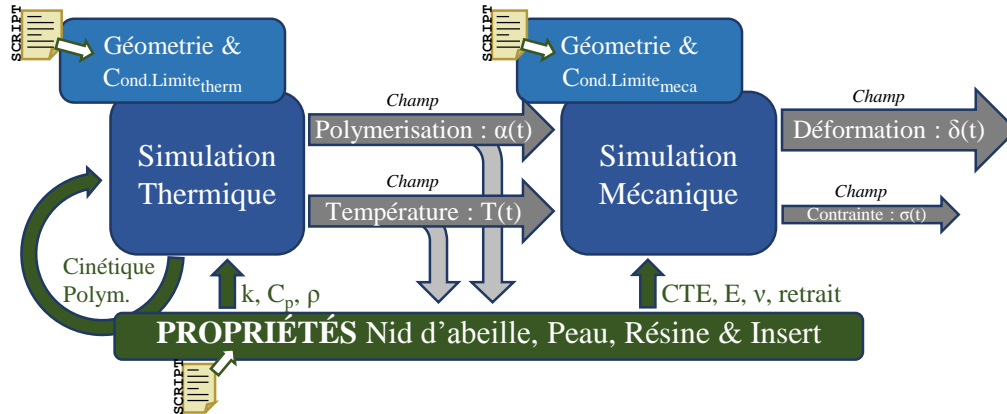


Figure 6.1 Schéma synthèse du modèle numérique

## 6.2 Génération de la géométrie

Le modèle géométrique de la pièce contenait quatre principaux éléments physiques : l'insert, le nid d'abeille, les peaux et la résine. La Figure 6.2 montre une vue schématique du modèle géométrique de l'assemblage étudié. Seul le quart de la géométrie a été modélisé en tirant profit de la double symétrie.

L'insert a été le premier élément généré par le script de création de la géométrie. Il a été modélisé en fonction d'une longueur spécifique définie par son paramètre respectif du script d'entrée. Ensuite, le nid d'abeille a été créé à partir de la symétrie et de la répétition de la géométrie élémentaire de la Figure 6.3. Le nid d'abeille assemblé est présenté à la Figure 6.4. Pour simplifier le modèle géométrique, le nid d'abeille a été modélisé par des éléments plaques 2D (DS4, S4R). Les sections doublées, typiques du nid d'abeille, ont été modélisées par des plaques de double épaisseur. La présence de la colle n'a pas non plus été considérée ici.

À l'observation d'un nid d'abeille, on pouvait relever plusieurs irrégularités habituelles de ce type de structure. Par exemple, les intersections des parois n'étaient pas aussi franches que celles du modèle. Elles étaient davantage arrondies et n'étaient pas nécessairement régulières à travers une même feuille. Toutes ces déviations n'ont pas été considérées dans le modèle géométrique de ce mémoire, car elles ont été considérées trop complexes.

Les Figures 6.4 et 6.5 montrent la subdivision de chaque paroi du nid d'abeille en six partitions verticales (minces bandes). Ces partitions ont servi à guider le fraisage virtuel de la cavité. Un volume virtuel cylindrique d'un diamètre défini par l'outil de perçage a récupéré

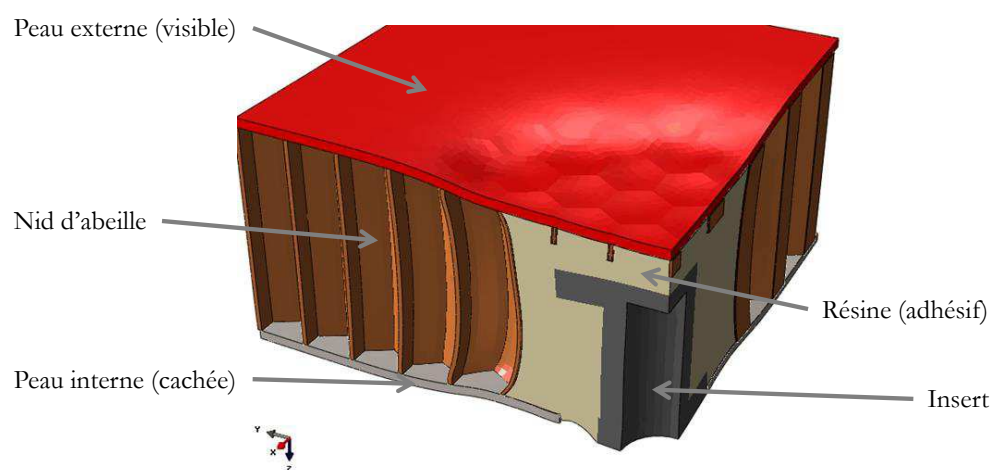


Figure 6.2 Vue schématique du modèle géométrique

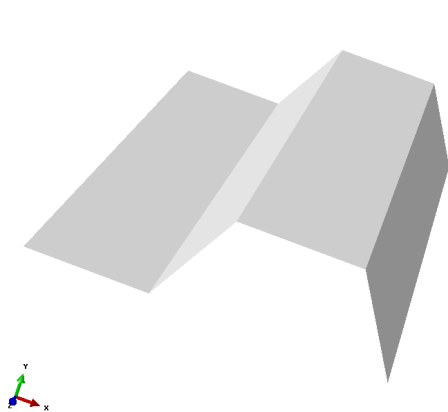


Figure 6.3 Géométrie élémentaire du nid d'abeille

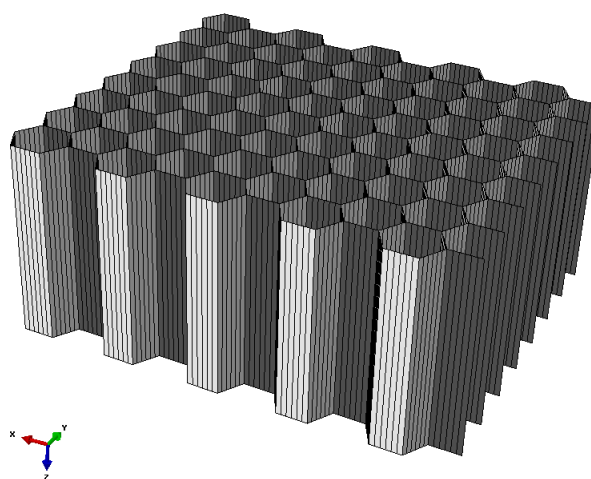


Figure 6.4 Modèle géométrique du nid d'abeille

toutes les partitions qui y étaient entièrement incluses pour les retrancher. Une subdivision supplémentaire des partitions dans le plan horizontal du panneau a permis de délimiter la profondeur du fraisage. La Figure 6.5 montre ces partitions supplémentaires ainsi que la cavité laissée par le retrait des parois.

Le traitement discret des parois consistait en une évolution de la simple opération de coupe par une fraise cylindrique. Cette dernière opération, quoique plus simple, aurait pu occasionner des erreurs dans la modélisation numérique. Dans l'éventualité où une paroi aurait été presque entièrement retirée, ou à l'inverse, une très mince bande aurait été coupée, des problèmes de maillage auraient été occasionnés. Dans le premier cas, la largeur de la paroi aurait pu être de plusieurs fois inférieure à la taille du maillage prévu. La taille du maillage aurait dû être réduite dans cette zone pour conserver des éléments relativement « carrés ». Ce raffinement aurait occasionné une transition non structurée dans les géométries avoisinantes pour s'harmoniser au reste du maillage. La Figure 6.6 présente un cas hypothétique d'une transition non structurée alors que la rangée supérieure est affectée par un raffinement indésirable.

Dans le cas où une paroi aurait été laissée presque entière, c'est plutôt le maillage de la résine passant par une fente très étroite qui se serait vu altéré par une densification. Également, le fait que la résine passe par une fente étroite n'aurait pas été représentatif de la réalité, car cette situation n'aurait pas tenu compte de sa viscosité élevée.

Le nombre de subdivisions par paroi a été régi par un paramètre défini par l'utilisateur et devait idéalement générer des partitions de largeur similaire à la taille du maillage. Cela a favorisé la génération d'éléments carrés.

La taille du nid d'abeille a conditionné la taille des peaux selon  $x$  et  $y$ . Les peaux ont été ajustées aux bords du nid d'abeille en plus d'être trouées pour laisser passer la tête de l'insert, comme le montre la Figure 6.7.

Une dizaine de cellules de nid d'abeille (hexagone) dans les deux directions ont permis d'éviter les effets de bord lors de la simulation, permettant de supposer un panneau de grande taille.

Le volume de la résine a été généré par une opération de découpe où le nid d'abeille agissait comme élément coupant. La géométrie de l'insert a ensuite été fusionnée à celle de la résine. Au sens numérique, la résine et l'insert formaient alors une seule pièce qui contenait deux sections de matériaux différents. Cette approche a permis d'éviter un éventuel décalage des nœuds, les uns par rapport aux autres, et d'assurer une cohésion parfaite entre eux. Pour éviter un décalage des maillages à la jonction de la résine et du nid d'abeille, une approche différente a été nécessaire. Les arêtes des partitions du nid d'abeille ont été transférées à la

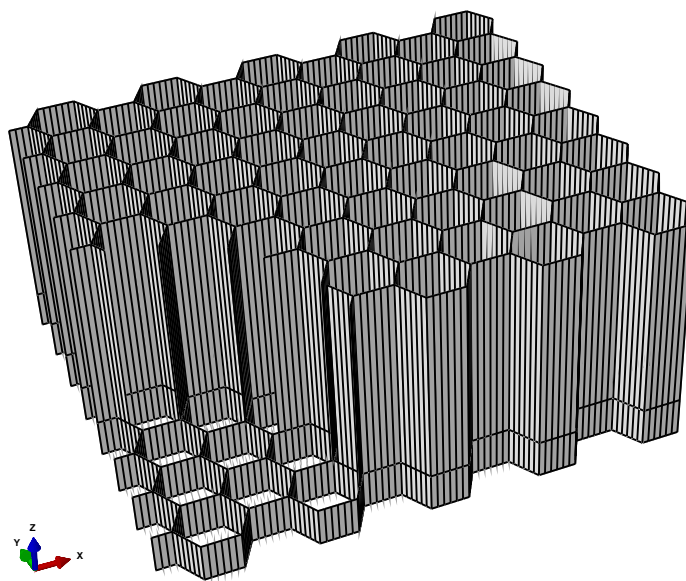


Figure 6.5 Perçage numérique du nid d'abeille

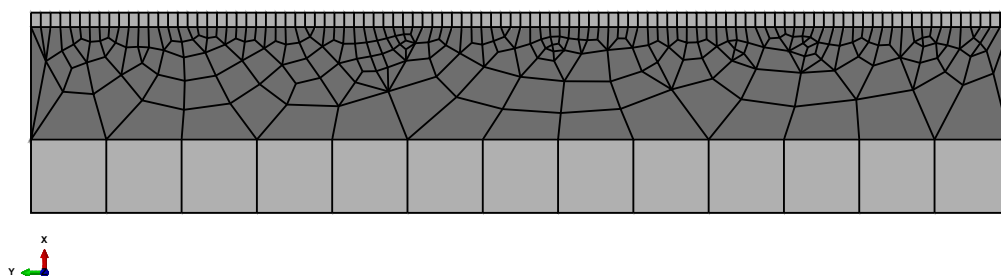


Figure 6.6 Exemple de transition non structurée d'un maillage d'éléments finis d'une zone raffiné (haut) vers une zone au maillage régulier (bas)

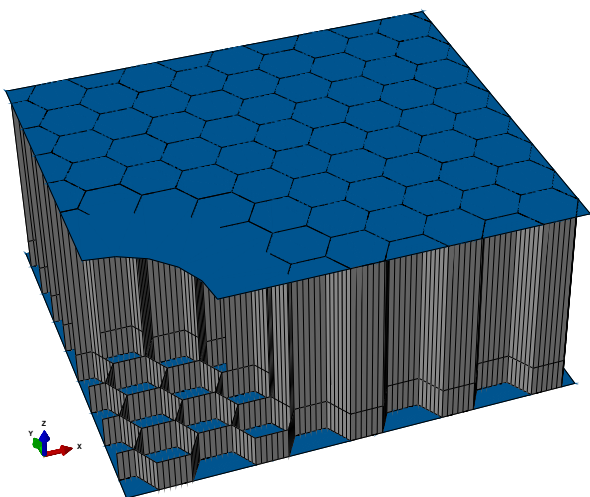


Figure 6.7 Modélisation des peaux du panneau sandwich, posées sur le modèle du nid d'abeille

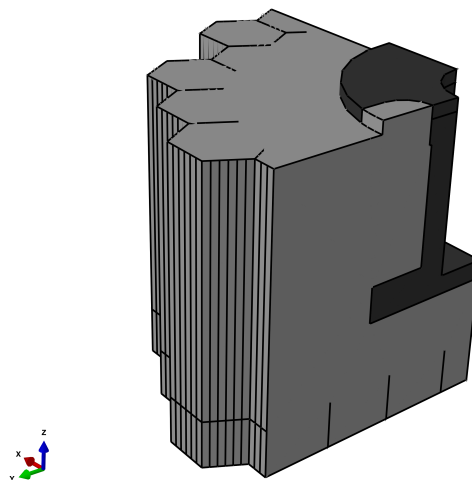


Figure 6.8 Modèle géométrique de la résine et de l'insert métallique

résine. De cette manière, si les conditions de maillage étaient les mêmes, pour une même partition de la surface, l'algorithme de maillage aurait placé les nœuds de la même façon. Sur la Figure 6.8, on observe les partitions sur les faces de la résine adjacentes au nid d'abeille ainsi que l'insert en noir.

Le cas spécifique du remplissage partiel de la cavité a requis des opérations supplémentaires. La Figure 6.9 montre un cas typique de remplissage partiel. Les alvéoles sont partiellement remplies et la partie supérieure de la bulle forme un dôme. Lors du maillage, la géométrie trop complexe aurait affecté l'organisation structurée du maillage. Pour de questions pratiques, la forme arrondie du dôme a été négligée et un fond plat a été considéré, comme le montre la Figure 6.10. On remarque plusieurs partitions dans le plan horizontal du panneau. Chaque plan de subdivision correspond au fond d'une ou plusieurs alvéoles. Chacun des niveaux a été généré par une équation qui dépendait de la position du centre des alvéoles. La valeur calculée par l'équation était ensuite arrondie pour correspondre à un multiple de la taille des mailles. Ainsi, on a évité que deux niveaux très près l'un de l'autre génèrent une mince bande qui aurait occasionné un raffinement indésirable du maillage. Encore ici, les partitions étaient les mêmes sur la résine et le nid d'abeille pour assurer la correspondance des maillages voisins.

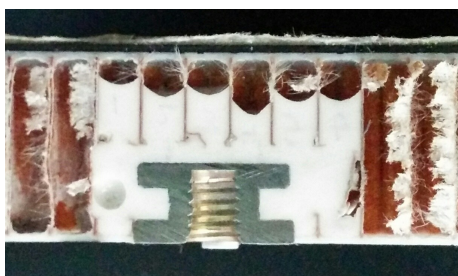


Figure 6.9 Observation expérimentale du remplissage partiel du nid d'abeille

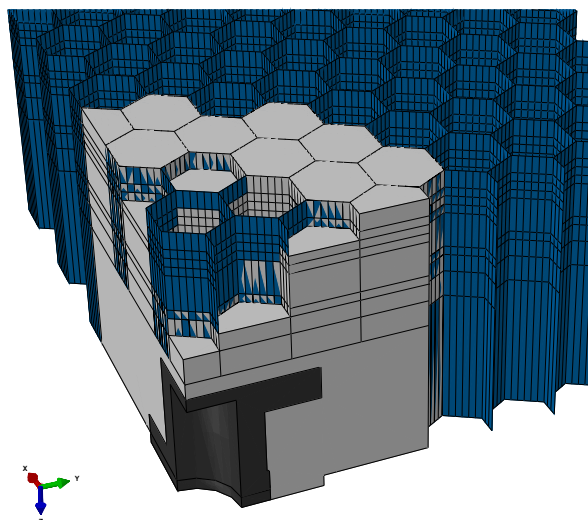


Figure 6.10 Modélisation géométrique du remplissage partiel du nid d'abeille

## 6.3 Maillage de la géométrie

### 6.3.1 Génération du maillage

Le nid d'abeille a été la première géométrie maillée. La Figure 6.11 montre les éléments qui se conforment aux arêtes des partitions préalablement définies. Ensuite, la résine et l'insert ont été maillés. La vue rapprochée de la Figure 6.12 montre les éléments solides (DC3D4, C3D4) de la résine qui coïncident avec ceux du nid d'abeille.

La dernière opération de maillage des éléments a été celle des peaux. Les nœuds des peaux devaient coïncider avec les arêtes du nid d'abeille ainsi qu'avec la résine. La Figure 6.13 montre le transfert du maillage de la résine vers les peaux composites. On note également les partitions hexagonales des peaux, basées sur la projection du nid d'abeille. Ce motif a permis de diriger le maillage restant, tel que le présente la Figure 6.14.

Les maillages d'éléments finis ont été fusionnés une fois toutes les pièces maillées pour assurer la cohésion, c'est-à-dire que les nœuds superposés, appartenant à des pièces différentes, ont été unifiés.

## 6.4 Simulation Thermique

La simulation du transfert de chaleur est la première de deux parties des calculs numériques réalisés dans cette étude. Elle correspond à la partie gauche du schéma de la Figure 6.1. Elle simulait la polymérisation de la résine ainsi que le dégagement de chaleur inhérent.



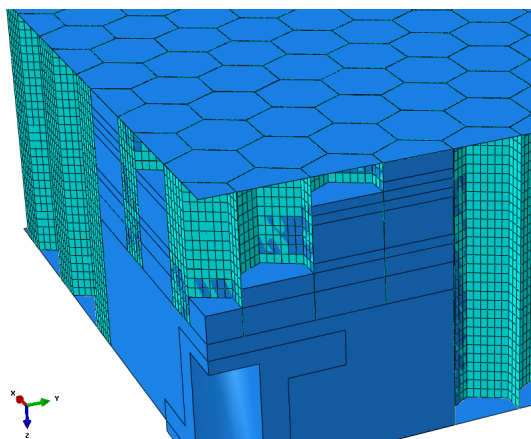


Figure 6.11 Génération du maillage du nid d'abeille

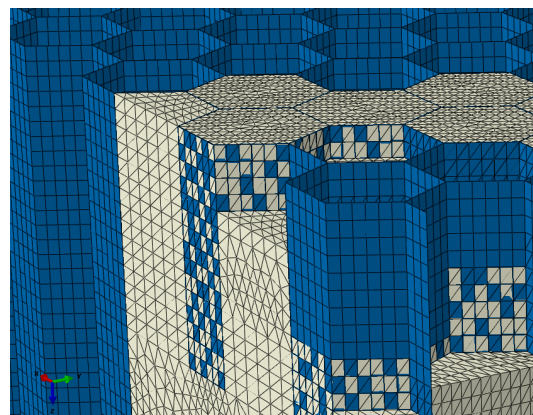


Figure 6.12 Génération du maillage de la résine

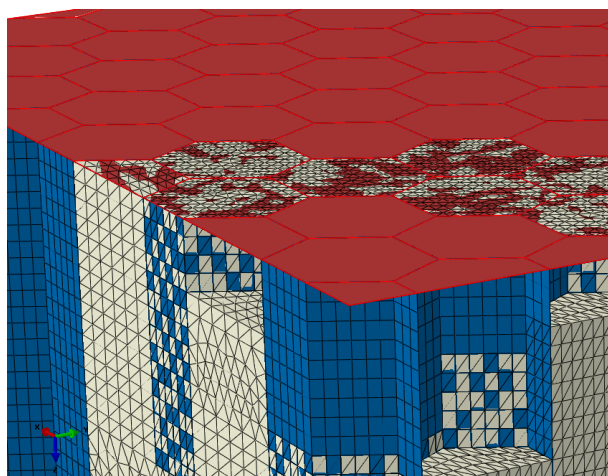


Figure 6.13 Transfert du maillage de la résine vers les peaux

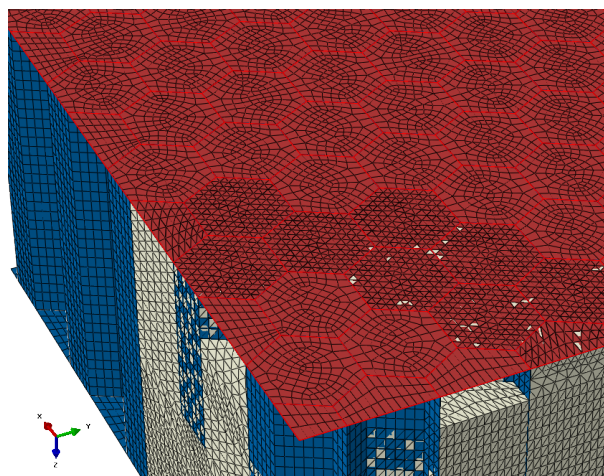


Figure 6.14 Génération du maillage des peaux

L'augmentation de température et l'évolution du degré de polymérisation affectaient alors la réaction chimique prédite par le modèle cinétique de la résine, tel que représenté par la flèche circulaire de la Figure 6.1.

#### 6.4.1 Conditions aux limites

Une température ambiante et uniforme a été définie par l'utilisateur dans le script d'entrée et a été considérée comme la température initiale du modèle numérique. Des conditions aux limites simulant des faces verticales complètement isolées ont été imposées. D'abord, parce que deux d'entre elles étaient sur des plans de symétrie et finalement parce que les deux autres faces se seraient prolongées en réalité en un panneau de grand taille. Le nid d'abeille environnant aurait été considéré comme isolant. La chaleur émise par la résine a été dissipée dans le reste du modèle par conduction seulement. Ni la radiation ni la convection à l'intérieur des alvéoles n'ont été prises en compte.

Les peaux ont été soumises à une convection de  $15 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$  à une température donnée par l'usager, typiques d'un écoulement d'air forcé. La face plane du dessus de l'insert a également été considérée. Tous les échanges de chaleur du modèle avec l'environnement se sont faits à travers ces surfaces.

#### 6.4.2 Sorties du modèle et transfert vers la simulation mécanique

La simulation thermique avait comme sorties, pour chaque pas de temps calculé, un champ de polymérisation à travers la résine et un champ de température à travers tout le modèle. Ces informations ont été conjointement sauvegardées en format ABAQUS. Elles ont dû ensuite être manipulées par une routine Fortran pour être séparées dans des fichiers individuels en vue de l'utilisation par la deuxième phase de la simulation, la simulation mécanique. Ces étapes s'imposaient puisque ABAQUS n'était pas en mesure de manipuler automatiquement des champs de polymérisation comme une variable d'état.

### 6.5 Simulation mécanique

La simulation mécanique est la seconde phase du présent travail numérique, à droite de la Figure 6.1. Elle simulait la dilatation thermique dans l'ensemble du modèle en fonction des champs de température fournis par la simulation thermique. Dans la résine, les effets du retrait chimique ont été jumelés à ceux de la dilatation thermique. Finalement, en fonction du degré de polymérisation et de la température, les propriétés mécaniques de la résine ont été modifiées alors qu'elle se rigidifiait.

### 6.5.1 Conditions aux limites

Les conditions aux limites du modèle numérique mécanique ont été appliquées principalement aux deux plans de symétrie. Ainsi, les déplacements dans le plan et toutes les rotations ont été bloqués. Seul le déplacement transverse restait libre. Pour limiter l'effet des conditions limites sur les déformations de la peau visible, les nœuds bloqués ont été ceux du trou de l'insert. Cette condition limite reproduisait la présence d'une vis.

L'utilisation de l'insert comme point fixe pour le degré de liberté transverse avait comme désavantage de ne pas limiter le déplacement global du panneau. La Figure 6.15 montre un cas où en plus du cratère qui se forme dans la région de l'insert, tout le panneau subit un déplacement vers le bas. Lors de l'analyse de la surface, une correction a été apportée pour remettre à niveau le plan de référence.

### 6.5.2 Modèle mécanique

### 6.5.3 Résultats

Les résultats de la simulation mécanique étaient les champs de contraintes et de déformations dans tout le modèle géométrique de l'assemblage. Toutefois, seules les déformations de la peau visible ont été conservées. Les déplacements des nœuds ont été extraits vers un fichier texte pour ensuite être traités par un script MATLAB. Le traitement des données de la surface est abordé à la section 5.5.3 de l'article. Les déplacements observés étaient généralement inférieurs à  $100\ \mu\text{m}$ .

Ces faibles déformations et le niveau de contrainte n'ont pas influencé ni les propriétés des matériaux, ni les conditions limites, ni la géométrie de manière significative lors de la première phase de la simulation. Cela a permis de justifier le couplage faible entre la simulation du transfert de chaleur et la simulation mécanique.

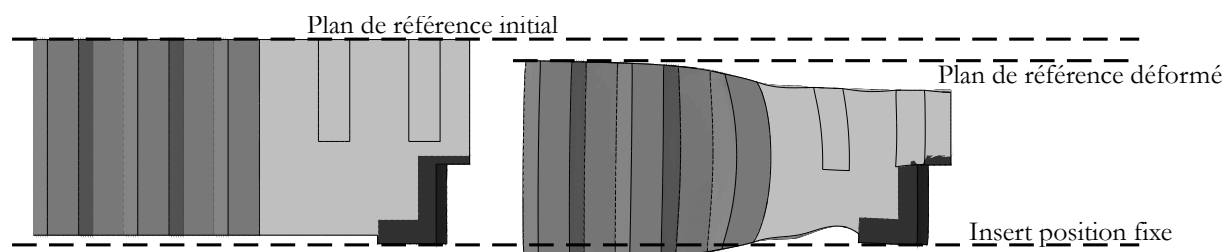


Figure 6.15 Effet de l'ancrage de l'insert sur le plan de référence du panneau déformé

## 6.6 Convergence et taille du maillage

Une analyse de convergence a été réalisée. L'espacement des points de contrôle (*seeds*) du maillage a graduellement été réduit pour augmenter le nombre de noeuds. La variable de contrôle de l'analyse provient de la position de la peau visible du panneau. Les déplacements sur un rayon de la surface déformée ont d'abord été relevés pour en extraire une coupe, comme le montre la partie gauche de la Figure 6.16. Pour les différentes tailles de maillage, chaque coupe a été discrétisée en une centaine de points. La position de chaque point, identifiée par un X sur la vue agrandie de la coupe, a été comparée avec la simulation dont le maillage est le plus fin. L'écart par rapport à cette simulation a été sommé au carré sur chacun des points pour calculer l'erreur cumulée. Cette méthode est comparable au calcul de l'erreur quadratique moyenne (RMSD). La valeur obtenue est reportée sur la Figure 6.17 en fonction du nombre de noeuds. Tout l'assemblage a été maillé avec le même *seed* de contrôle.

La Figure 6.17 montre l'évolution de l'erreur globale en fonction du nombre de noeuds. La figure montre que la solution converge à mesure que la densité du maillage augmente. De cette analyse, une taille de maillage a été sélectionnée selon un compromis entre le niveau de précision et le temps de simulation. La huitième configuration mise en évidence par un X sur la Figure 6.17 correspond à une taille de maille de 0.4 mm et demande généralement d'une à deux heures de simulation.

La convergence temporelle lors de la simulation du transfert de chaleur a été assurée par un critère limitant la différence de température à  $0.5^{\circ}\text{C}$  d'un instant à l'autre. ABAQUS ajustait automatiquement la durée de chaque incrément pour limiter les écarts alors que la polymérisation de la résine libérait de la chaleur ou que le panneau était refroidi.

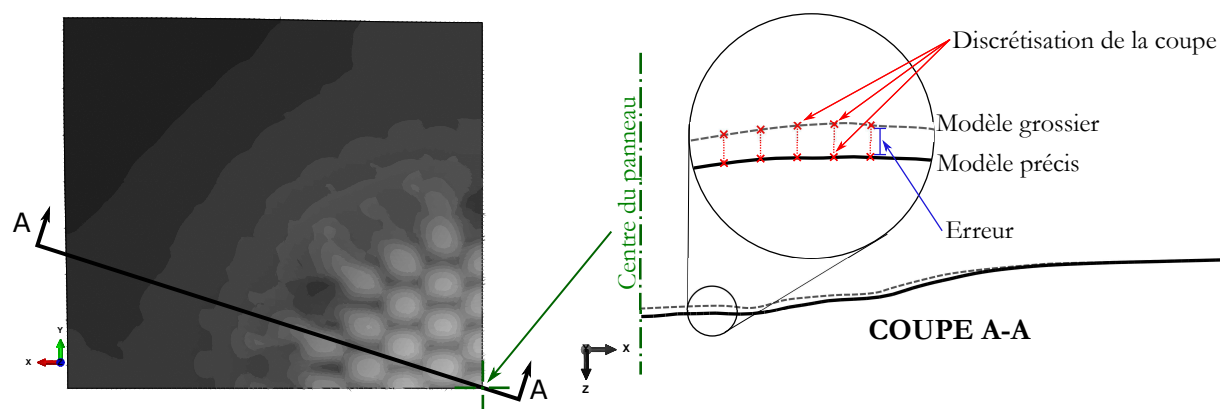


Figure 6.16 Vue de coupe pour le calcul de l'erreur de l'analyse de convergence

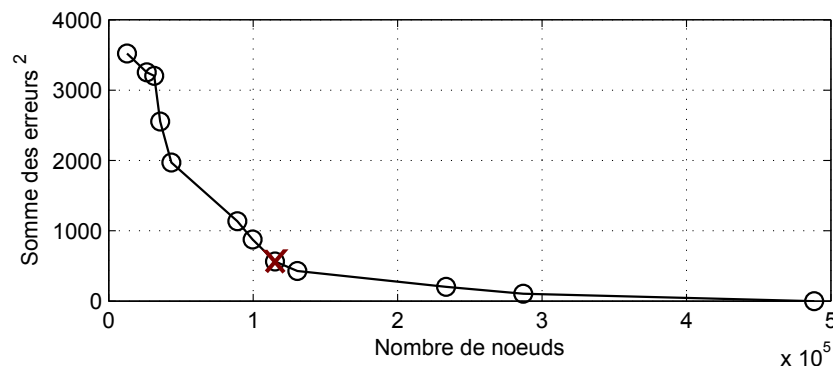


Figure 6.17 Progression de l'erreur pour l'analyse de convergence du maillage

## CHAPITRE 7 MÉTROLOGIE

Des relevés « topographiques » des panneaux ont été réalisés pour établir un meilleur lien entre les simulations numériques et les observations expérimentales. La méthode de profilométrie utilisée a permis d'obtenir la position de chaque point de la surface dans l'espace, tandis que l'Ondulo produisait une carte des courbures. Les relevés topographiques étaient plus adaptés que ceux fournis par l'Ondulo pour comparer et valider les simulations numériques.

### 7.1 Méthodologie

Les plaques à caractériser ont été posées et fixées sur un plateau à molette à deux axes dans le plan horizontal. L'appareil Mitsutoyo Profilomètre SVC4000 H4, muni d'une pointe, a parcouru la plaque selon l'axe  $x$  et a relevé les positions en  $z$  associées. Le plateau a ensuite été déplacé de 2.54 mm (0.1 pouce) selon l'axe  $y$  en vue du passage en  $x$  suivant. La Figure 7.1 présente un schéma de l'appareil où l'on peut voir en pointillé le passage de la pointe sur le panneau. Une vingtaine de passages ont été nécessaires pour couvrir la zone du défaut ayant un rayon d'environ 2 cm. D'un passage à l'autre, l'appareil se repositionnait automatiquement à l'origine en  $z$ . Tous les passages ont pu ainsi être liés l'un à l'autre grâce à un script MATLAB. La Figure 7.2 montre que les données brutes se trouvent dans un plan incliné par rapport à un plan horizontal  $xy$ . En se basant sur la région en périphérie du défaut, le script a déterminé un plan moyen (plan incliné) et a remis « à plat » les données. Une grille dans le plan horizontal a ensuite généré de nouveaux points entre les passages initiaux. La position en  $z$  des nouveaux points a été déterminée par interpolation linéaire. La Figure 7.3 présente la surface ainsi générée. Des fonctions de lissage de surfaces ont ensuite été utilisées pour atténuer les changements abrupts de part et d'autre des passages initiaux occasionnés par l'interpolation linéaire.

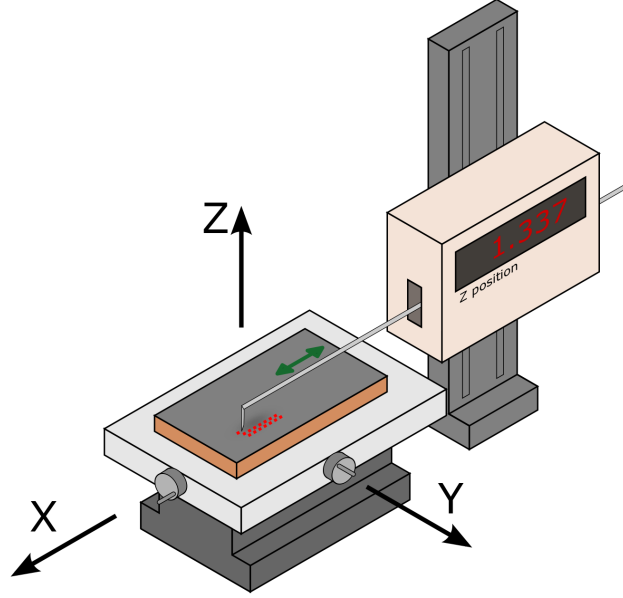


Figure 7.1 Schéma du profilomètre

## 7.2 Résultats

Compte tenu du long temps requis, dépassant une heure, pour la prise de mesures d'un défaut, seuls trois d'entre eux ont été caractérisés. La plaque expérimentale présentée dans l'article n'étant pas disponible au moment de la prise de mesure, c'est plutôt une plaque configurée différemment qui a été analysée. Cette plaque avait également neuf inserts, dont trois correspondaient à la configuration de l'insert le plus court avec la cavité sans nid d'abeille (**S.No**). Dans l'optique de vérifier la répétabilité des configurations expérimentales, ce sont ces trois mêmes configurations qui ont été mesurées.

Les Figures 7.4(a) à 7.4(c) montrent les surfaces lissées des trois configurations. Les axes sont en mm et l'axe  $z$  est multiplié par un facteur d'échelle de 200. Les profondeurs maximales observées sont de  $39.3 \mu\text{m}$ ,  $40.6 \mu\text{m}$  et  $42.6 \mu\text{m}$ . L'apparence générale des défauts est également très similaire en termes de diamètre et de profil. Les trois défauts présentent tous un cratère à deux niveaux. La Figure 7.4(d) montre le défaut de la Figure 7.4(c) vu de côté. On peut y observer un plateau à mi-chemin entre les bords et le fond du cratère. Il semble aussi que le plan horizontal  $z = 0$  soit légèrement sous la surface plane du panneau. Ceci a pour effet de sous-estimer la profondeur des défauts. Une plus grande région environnante aurait été nécessaire pour mieux capturer le plan horizontal autour du trou.

La simulation numérique de la configuration **S.No** est présentée à la Figure 7.5(a) avec un

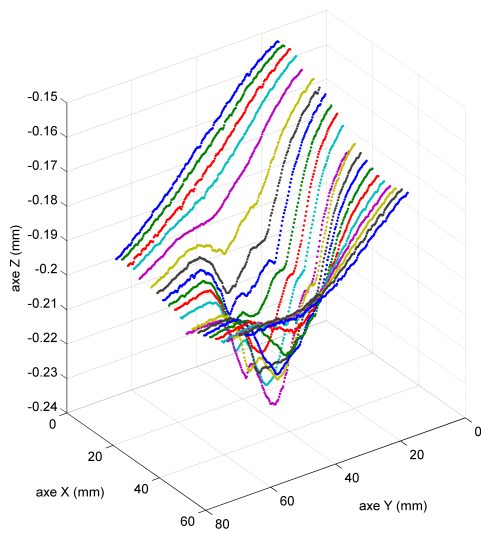


Figure 7.2 Données brutes du profilomètre

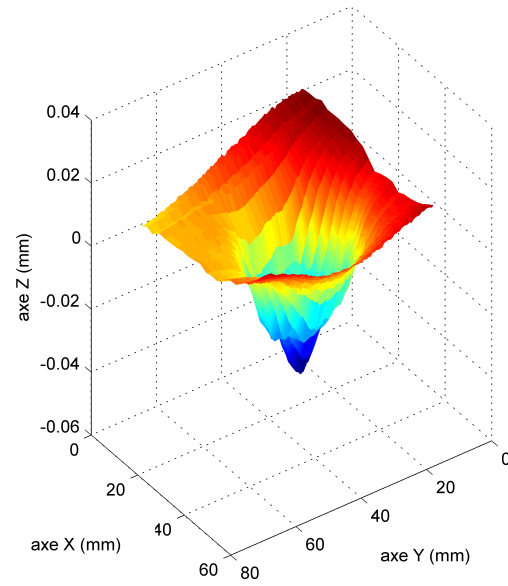
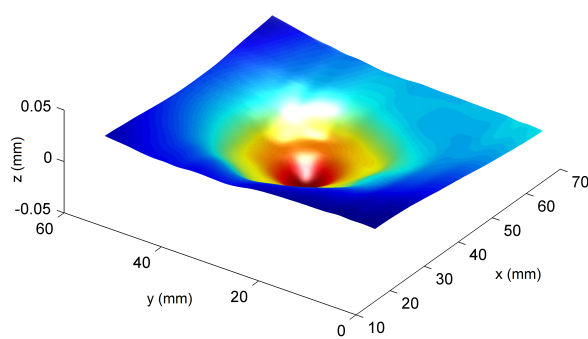
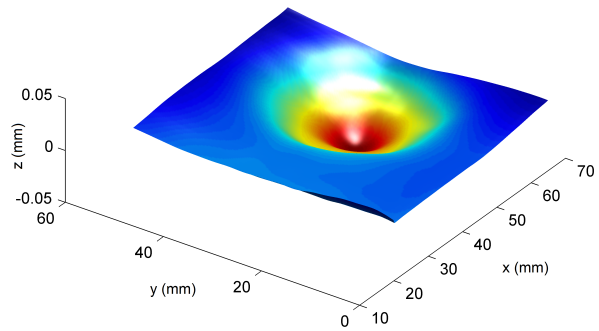


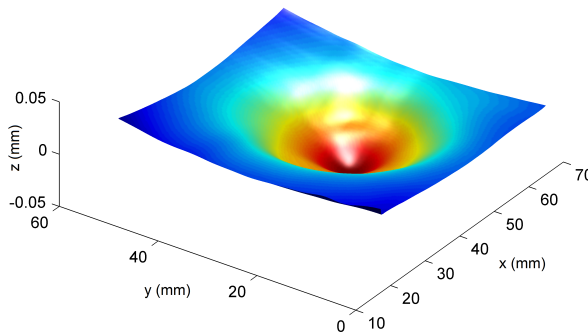
Figure 7.3 Interpolation des données



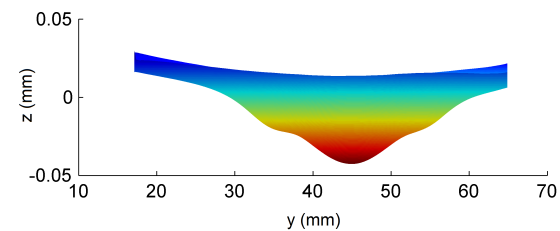
(a) Défaut 1



(b) Défaut 2



(c) Défaut 3



(d) Défaut 3, vue de côté

Figure 7.4 Lissage des relevés de surface expérimentaux pour trois défauts différents de configuration **S.no**



facteur d'échelle de 100. La simulation a reproduit qualitativement le cratère à deux niveaux et le fond arrondi et lisse. La Figure 7.6 permet d'expliquer ces traits particuliers. On y observe une vue de coupe où une cellule du nid d'abeille est remplie de résine. La présence des parois restreint le retrait et génère ainsi le niveau intermédiaire. En termes de similarité, les diamètres expérimentaux et numériques des défauts sont dans les deux cas d'environ 30  $\mu\text{m}$ . Cependant, la simulation, de manière absolue, a prédit un défaut plus profond. La profondeur maximale au fond du trou était de 86  $\mu\text{m}$ , contre environ 40  $\mu\text{m}$  pour les profils expérimentaux. La hauteur du plan horizontal des profils expérimentaux déterminée numériquement aurait pu être réévaluée en y ajoutant une dizaine de  $\mu\text{m}$  comme mentionné précédemment, mais cela n'aurait pas permis de combler complètement la disparité. Les causes possibles de ces disparités sont discutées au chapitre 10.

La Figure 7.7 présente les courbures totales issues des images d'Ondulo. Les défauts sont, de gauche à droite, associés aux Figures 7.4(a) à 7.4(c). Un effet parasite d'ombre est encore présent et nuit à l'analyse. Le défaut de droite semble aussi terni par un problème de mise au point. On parvient toutefois à discerner un halo où le nid d'abeille est toujours présent. Cette zone correspondrait au niveau intermédiaire précédemment identifié. La partie centrale du défaut est quant à elle plutôt continue suggérant une surface lisse. En conclusion, les images Ondulo donnent une bonne impression qualitative, mais sont difficilement exploitables pour la validation des simulations.

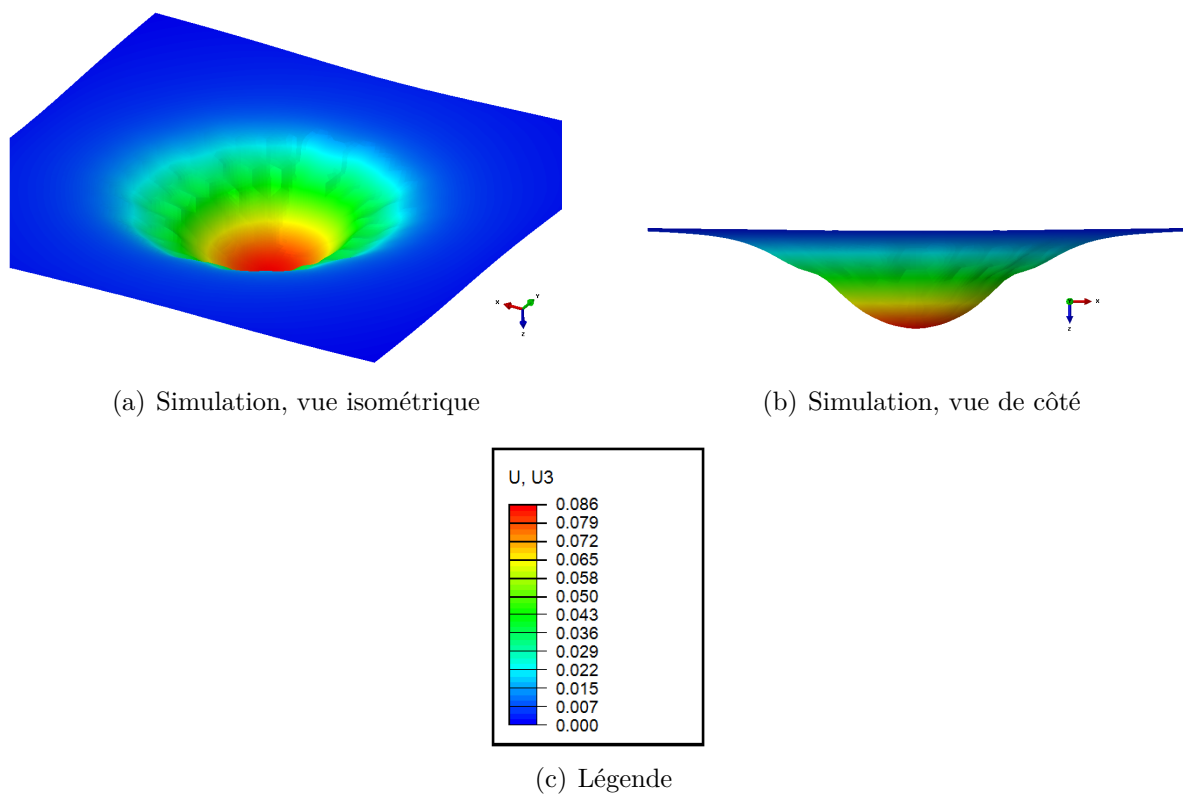


Figure 7.5 Simulation de la configuration **S.No**

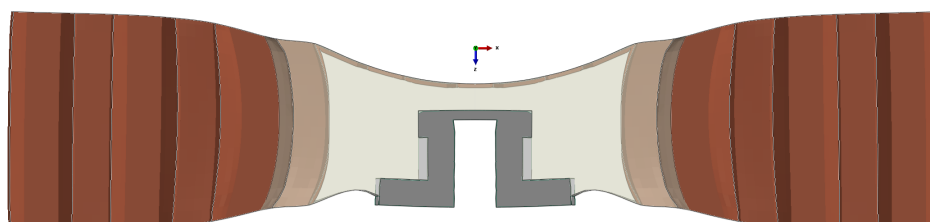


Figure 7.6 Vue de coupe de la configuration **S.No**

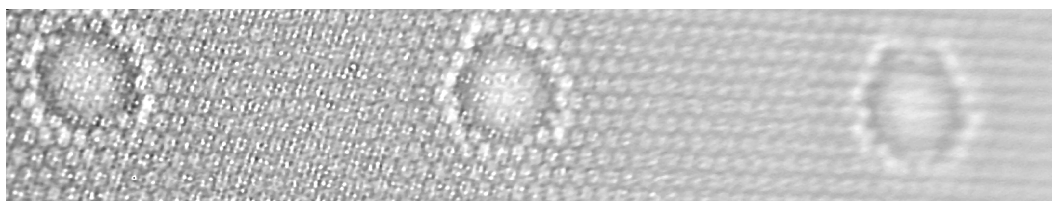


Figure 7.7 Ondulo des trois défauts étudiés

## CHAPITRE 8 SIMULATIONS SUPPLÉMENTAIRES

Le modèle développé a été utilisé pour explorer de nouvelles méthodes de fabrication pour en évaluer le potentiel de réduction des défauts.

### 8.1 Chauffage différentiel

Le premier cas simulé visait à réduire l'envergure du défaut par un chauffage différentiel des peaux. La peau visible a été chauffée pour favoriser la polymérisation tandis que la peau du côté de l'insert a été refroidie pour retarder la polymérisation. En chauffant d'abord la région de résine près de la surface visible, on a favorisé la polymérisation d'une paroi pour rigidifier la peau. Le reste de la résine, toujours liquide, devait se conformer lors de cette première phase de durcissement. Éventuellement, le reste de la résine a polymérisé alors que la peau visible était déjà soutenue par cette « croute » rigidifiée. Cette stratégie présentait des similitudes avec les méthodes de refroidissement des pièces en moulage métallique.

#### 8.1.1 Résultats

Cinq cas ont été simulés pour des écarts de température allant de 0 à 20 °C par rapport à la température moyenne. La température médiane a été fixée à 40 °C, un écart de 10 °C signifie par exemple que le côté froid sera à 30 °C et le côté chaud, soit le côté visible, sera à 50°C. La Figure 8.1 présente les pointages correspondant aux cinq cas de chauffage (la méthode de quantification des défauts est la même que celle présentée dans l'article à la section 5.5.3). On observe une amélioration de 30 % pour le dernier cas par rapport à la simulation nominale sans chauffage différentiel.

La même simulation, en considérant un échange de chaleur maximal sur les peaux (puits de chaleur), a permis de diminuer la gravité du défaut de 70%. Malgré le caractère idéalisé de cette simulation, on peut conclure que plus l'échange de chaleur est efficace sur les peaux, plus l'effet positif est présent. Bref, l'écart de température entre les deux faces doit être maintenu au maximum.

Cette piste de solution démontre un potentiel intéressant, d'autant plus que la combinaison des autres paramètres utilisés (longueur de l'insert, dimensions de la cavité) n'était pas celle qui avait donné les meilleurs résultats lors des simulations présentées dans l'article à la section 5.6.3. Ces paramètres, lors des simulations de chauffage différentiel, ont plutôt pris des valeurs nominales.

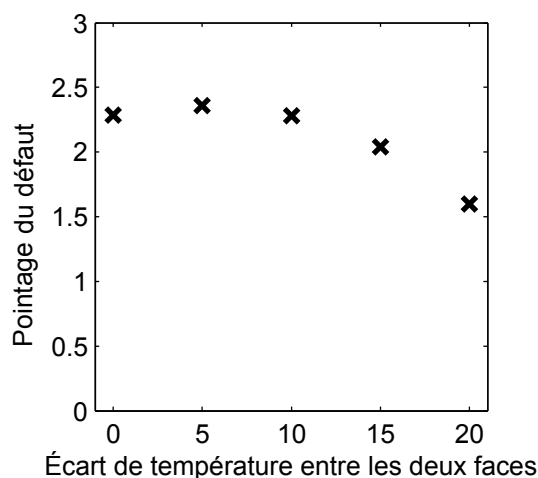


Figure 8.1 Chauffage différentiel des peaux : Pointage en fonction de l'écart de température pour une température médiane de 40 °C

## 8.2 Remplissage séquentiel

Le remplissage séquentiel pousse plus loin le principe du chauffage différentiel présenté à la section précédente. La cavité a été remplie en deux étapes. Le fond de la cavité a d'abord été rempli et polymérisé afin de créer un support pour la peau susceptible aux déflexions. Ensuite, le remplissage de la cavité a été complété, accompagné de l'insert. Cela a permis d'accentuer l'effet observé lors du chauffage différentiel et d'isoler complètement les deux phases de polymérisation et leur dégagement de chaleur respectif. L'approche séquentielle avait cependant l'inconvénient d'introduire une discontinuité dans la résine au niveau de l'interface époxyde/époxyde.

En plus de ségréger la polymérisation des deux régions de la cavité, l'approche séquentielle a permis d'offrir un contrôle sur la proportion de chacun des remplissages. Pour quantifier cette proportion, le pourcentage de la hauteur du premier remplissage a été utilisé. Par exemple, à 100%, toute la cavité est remplie lors du premier remplissage. À 25%, le quart est d'abord rempli et les trois quarts sont ensuite complétés. À 0%, toute la cavité est remplie lors du deuxième remplissage. Toutefois, on constate que les cas à 100% et 0% sont les mêmes. On pouvait donc s'attendre à la présence d'une proportion intermédiaire optimale. En pratique, la présence de l'insert limitait les possibilités, c'est-à-dire que la jonction entre les deux remplissages devait se trouver entre le fond de la cavité et la base de l'insert. Une plage de proportion de remplissage a été simulée pour une configuration où l'insert était court (Small).

### 8.2.1 Simplification du modèle

La complexité de la simulation a nécessité quelques simplifications. Considérant la structure du code ainsi que la nouvelle disposition de la résine, il devenait difficile de maintenir la simulation du transfert de chaleur. Ainsi, la résine a plutôt été polymérisée de manière uniforme. Les effets de gradients de température et de polymérisation ont par conséquent été omis.

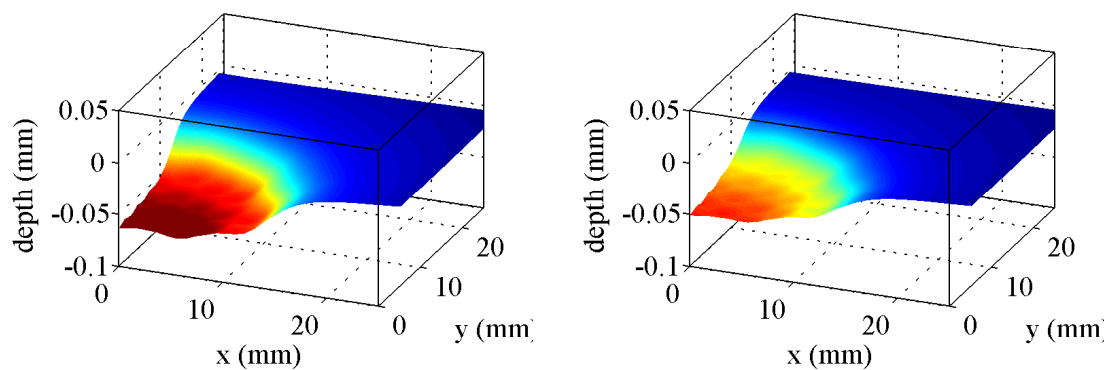
Pour vérifier l'effet de cette simplification sur le pointage du défaut, la simulation comparative d'un cas nominal a été effectuée. Les Figures 8.2(a) et 8.2(b) représentent respectivement le cas de la simulation avec un modèle simplifié et avec un modèle complet (avec transfert de chaleur). On constate une surestimation du défaut par le cas simplifié. Cet écart s'explique d'abord par la polymérisation uniforme et complète du cas simplifié, contrairement au cas complet qui pouvait atteindre une valeur maximale du degré de polymérisation entre 90% et 100%, selon la température. Ensuite, les propriétés mécaniques de la résine n'ont pas été atténuées par une augmentation de température lors du cas simplifié. Ainsi, une résine plus rigide a occasionné des défauts plus importants. Néanmoins, le profil des défauts est très similaire. Ainsi, dans un contexte comparatif, le modèle simplifié a pu être utilisé.

### 8.2.2 Résultats

La Figure 8.3 affiche le pointage des défauts en fonction de la fraction du premier remplissage. À 0% le pointage est particulièrement élevé, vu l'utilisation de la méthode simplifiée, d'un insert court et de l'absence de nid d'abeille au fond de la cavité (**S.No**). La Figure 8.3 montre que de faibles fractions sont rapidement effectives. Dès 20% de remplissage, la gravité du défaut s'est déjà réduite de plus de 75%. Ensuite, comme suggéré, il existe un remplissage optimal autour de 50%. Cette fraction optimale est bien sûr spécifique à la combinaison des paramètres choisis, telle la longueur de l'insert.

La Figure 8.4 montre la progression du défaut à travers les différentes étapes pour 32% de remplissage initial. La Figure 8.4(a) correspond à l'état initial suite à l'injection de la première phase. La Figure 8.4(b) représente l'état polymérisé de la première phase. Les déformations sont intensifiées 40 fois pour mieux apprécier la déformation de la peau du panneau. Finalement, la Figure 8.4(c) est celle de l'état final où les deux phases sont entièrement polymérisées. L'intensification est toujours de 40 fois. Cela permet de constater l'apparence très similaire des surfaces entre les étapes (b) et (c). La première phase de polymérisation semble donc effectivement consolider le profil de la surface.

La forme du défaut est inhabituelle. Plutôt qu'un cratère concave, la première phase de polymérisation a généré une bosse convexe entourée d'une dépression. La bosse a ensuite



(a) Modèle simplifié à polymérisation et température uniforme

(b) Modèle complet avec analyse de transfert de chaleur et gradients de température et de polymérisation

Figure 8.2 Comparaison entre le modèle simplifié et le modèle avec transfert de chaleur : Déformation de la peau

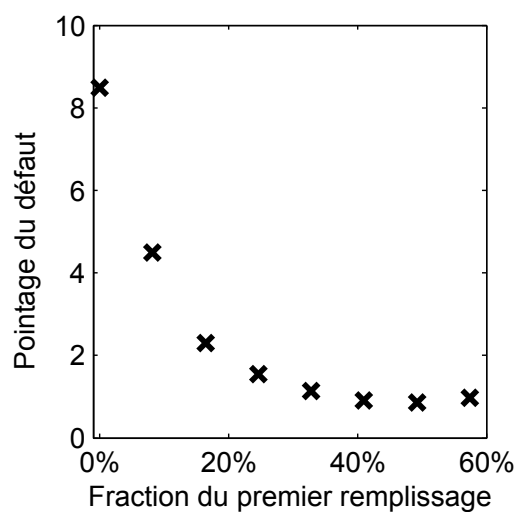


Figure 8.3 Remplissage séquentiel : Pointage en fonction de la proportion du premier remplissage

été légèrement tirée vers le bas lors de la deuxième phase permettant d'annuler les effets. Ce phénomène de déformations complémentaires supporte l'explication de l'efficacité de la méthode.

Les déformations de la Figure 8.4(b) proviennent du retrait de la surface libre du volume de résine. Alors que le fond de la résine a été fixé contre la peau supérieure, le retrait de la résine à l'opposé a généré une déviation hors plan à la manière d'un bilame.

La méthode du remplissage séquentiel pourrait également limiter la formation de bulles dans les alvéoles du nid d'abeille, typiques du remplissage partiel. Le nid d'abeille présent au fond de la cavité accentue d'ailleurs l'effet de rigidification du premier remplissage.

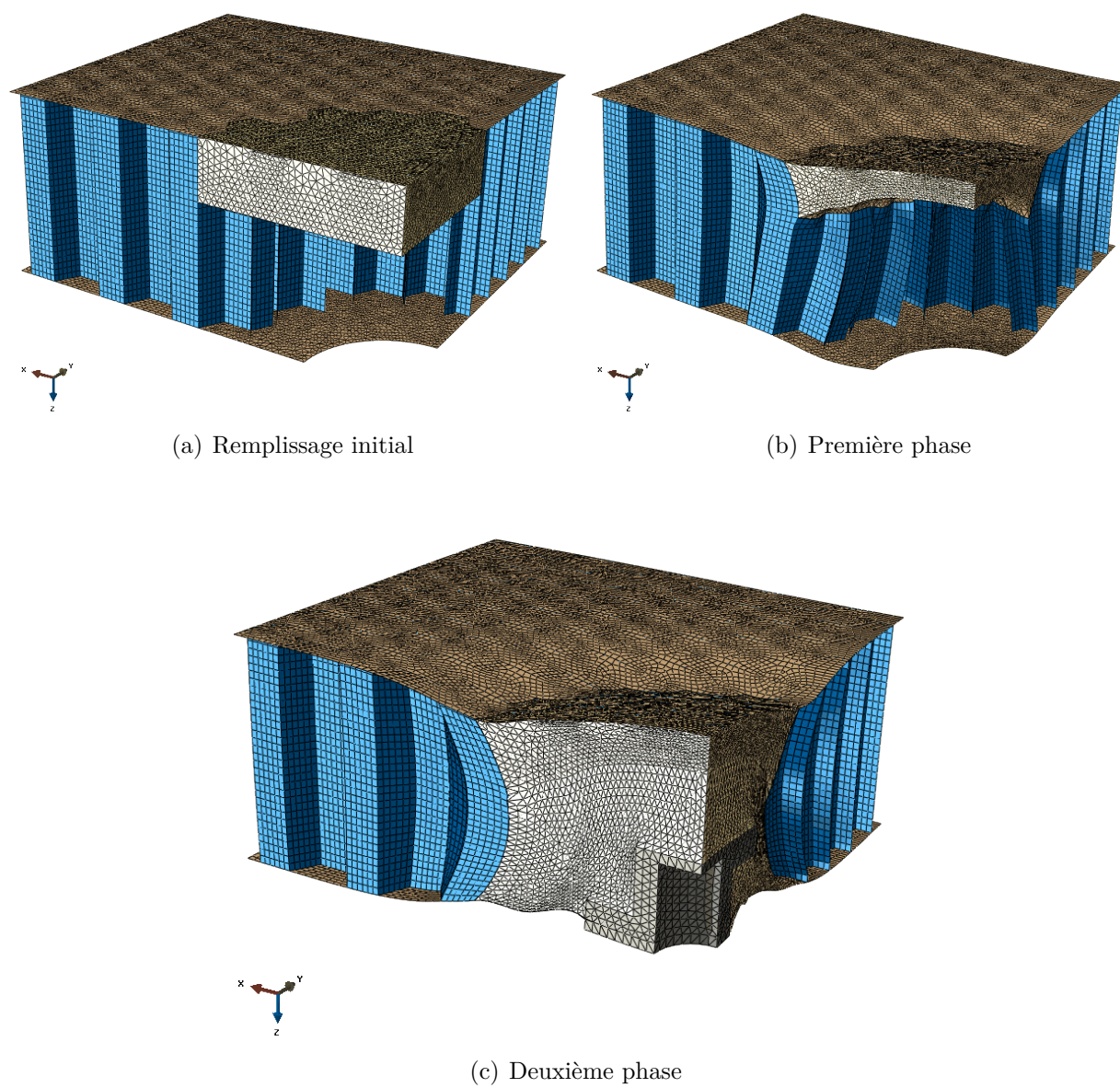


Figure 8.4 Évolution du remplissage séquentiel



## CHAPITRE 9 Essais de traction

### 9.1 Méthodologie

Le remplissage partiel de la cavité relevé à la Figure 5.4 de la section 5.4 soulève des préoccupations quant aux propriétés mécaniques de l'assemblage. Des essais en traction transverse au panneau ont été réalisés pour évaluer l'influence des configurations sur les propriétés mécaniques. Alors qu'un panneau a été coupé pour en observer les vues de coupe de la Figure 5.4, un second panneau identique au premier, possédant les mêmes neuf configurations, a été soumis aux essais de traction. Comme il est impossible de vérifier le profil du remplissage sans couper le panneau, il fut assumé que les remplissages sont similaires d'un panneau à l'autre.

La Figure 9.1 montre le montage expérimental, lui-même étant assemblé sur une machine de traction hydraulique. Vu de côté sur la Figure 9.1, un des neuf échantillons carrés de 75 mm de côté a été découpé à partir du panneau principal. à la Figure 9.2, une plaque d'acier supporte l'échantillon à travers un trou de 63.5 mm, tandis qu'une vis tire sur l'insert. Le taux de chargement imposé était de 1 mm/s.

### 9.2 Résultats

La Figure 9.3 présente les courbes force/déplacement des neuf configurations expérimentales. Les configurations ne sont pas distinguées par une légende puisqu'elles suivent approximativement toutes la même tendance. Toutes les configurations montrent une défaillance vers 1200 N alors que les courbes ne sont plus linéaires. Ce changement de pente témoigne de la présence de dommages permanents. Le chargement progresse ensuite au delà de 1.5 mm. Cependant, l'analyse de la région post défaillance n'a pas d'intérêt pour le projet, d'autant plus qu'aucune tendance n'est identifiée en terme de chargement ultime.

L'absence de distinction entre les différentes configurations suggère que la longueur de l'insert et la qualité du remplissage ne sont pas déterminant dans la résistance de l'assemblage. Le point faible pourrait alors se situer au niveau du nid d'abeille, des peaux et/ou au niveau des différentes interfaces de l'assemblage.

Cette campagne d'essais de traction suggère qu'opter pour le groupe de solutions minimisant les défauts de surfaces (.f) ne présente aucun désavantage au niveau de la résistance mécanique de l'assemblage et ce malgré la présence du remplissage partiel.



Figure 9.1 Montage expérimental pour les essais de traction

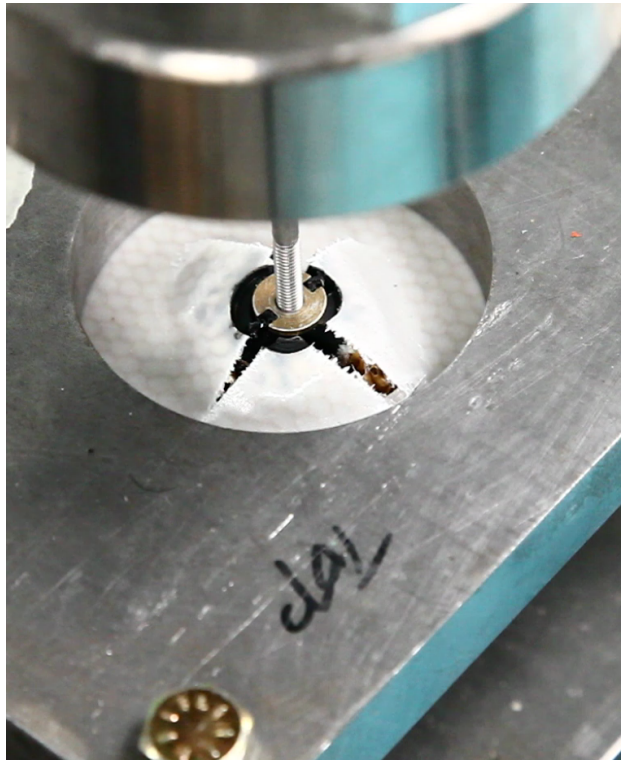


Figure 9.2 Support du panneau en traction

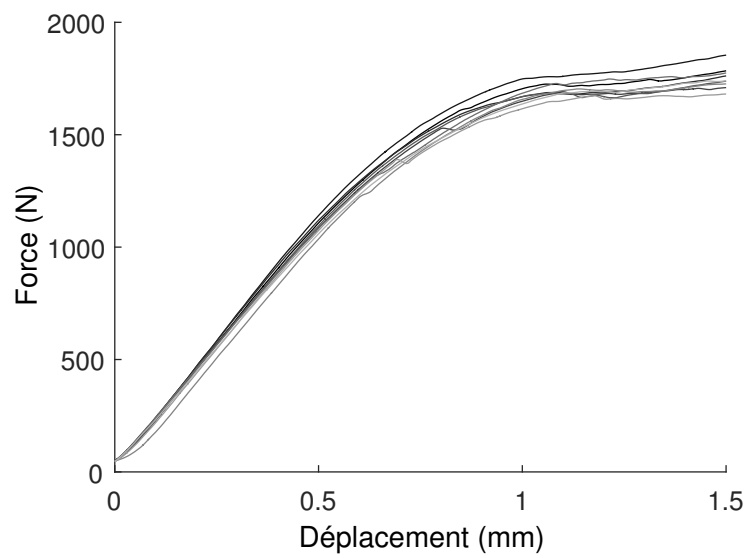


Figure 9.3 Courbe force/déplacement pour les différentes configurations

Ces conclusions ne sont cependant valables que pour le cas de traction transverse (*pull out*). Les modes de chargements en torsion et en cisaillement sont susceptibles d'être affectés par une diminution de la quantité de résine en diminuant l'efficacité du transfert des efforts mécaniques. Un compromis entre la gravité des défauts et la performance structurelle existe probablement dans ce contexte. Ce genre de compromis est abordé dans l'article à propos de l'effet du rayon de la cavité, qui en diminuant peut entraîner une diminution de la résistance. Une vérification expérimentale serait ici de mise.

Ce chapitre soulève la présence d'un compromis entre les défauts de surface et les propriétés mécaniques. Une campagne d'essais pourrait éventuellement s'appuyer sur cette prémisse et tenter de diminuer l'effet négatif de la présence de l'insert tout en conservant une résistance donnée.

## CHAPITRE 10 DISCUSSION GÉNÉRALE

Plusieurs simplifications ont été nécessaires pour mettre au point le modèle numérique proposé dans ce mémoire. La géométrie a été simplifiée en ignorant par exemple les imperfections du nid d'abeille et celles du remplissage de la résine. Les géométries minces ont également été modélisées par des éléments plaque. Au niveau de la résine, la phase liquide et la simulation du remplissage n'ont pas été considérées. De plus, les modèles du retrait et du durcissement lors de la transition de la phase liquide vers la phase gélifiée ont été difficiles à mettre au point. La simulation du transfert de chaleur a aussi été simplifiée par manque de données expérimentales pour permettre de la valider.

Malgré ces simplifications, le modèle numérique a bien reproduit les tendances observées expérimentalement par la méthode optique. Les observations visuelles ont également corroboré les résultats. La qualité des informations fournies par les observations expérimentales de l'Ondulo était cependant limitée, offrant de la sorte une validation limitée.

Les relevés en métrologie, plus adaptés pour la validation du modèle numérique, ont montré une correspondance acceptable. Toutefois, la correspondance du profil observée était principalement d'ordre qualitatif. La forme et l'apparence étaient très similaires, mais la simulation a surestimé l'envergure du défaut.

Plusieurs causes peuvent expliquer cet effet. Les modèles d'évolution du retrait et du module de la résine, au cœur de la formation des défauts, sont des paramètres sensibles, d'autant plus qu'ils évoluent en simultané. Par exemple, si le retrait se produit alors que la résine n'est pas rigidifiée, la contraction n'occasionnera que très peu d'efforts sur le reste de l'assemblage.

Avec un nombre plus élevé de profils expérimentaux, il aurait été possible de recalculer et de calibrer encore mieux les modèles numériques développés. Ultimement, un plan d'expérience capturant le retrait de la résine et la force générée par la résine dans une enceinte contrôlée aurait permis de valider avec plus de certitude les modèles mécaniques de manière isolée. De manière similaire, une caractérisation plus approfondie du module de la résine à différents degrés de polymérisation et températures aurait diminué les incertitudes sur le modèle.

Le caractère idéal du remplissage de la cavité pour le modèle numérique peut également expliquer la surestimation des défauts. Les résultats de l'étude du remplissage partiel ont montré un effet significatif sur la diminution de l'envergure des défauts.

Ainsi, la validité du modèle se limite aux tendances et à l'apparence générales. Néanmoins, ce niveau de fidélité est bien suffisant pour répondre aux objectifs donnés dans ce mémoire :

- Comprendre les phénomènes menant à la formation des défauts.
- Reproduire les tendances expérimentales
- Proposer de nouvelles pistes de solutions

En effet, il n'est pas essentiel de reproduire parfaitement les défauts, puisqu'ultimement on cherche à solutionner un problème qui est lui-même subjectif, dépendant de l'oeil de l'observateur. Le modèle a certainement permis d'évaluer l'effet relatif de différents paramètres afin de converger vers une solution optimale. De surcroît, des solutions inédites ont pu être investiguées. Sans prétendre leur exactitude, elles constituent d'intéressantes preuves de concept permettant d'envisager une mise en œuvre expérimentale.

Une multitude de possibilités demeurent inexplorées et la nature du code est propice à l'exploration, entre autres, grâce à la nature paramétrique de la génération de la géométrie.

## CHAPITRE 11 CONCLUSION

Un modèle numérique considérant les aspects chimiques, thermiques et mécaniques de la polymérisation de l'adhésif a été développé pour simuler la formation des défauts observés expérimentalement et en étudier les causes. Le modèle a été programmé de manière paramétrique et générique. Ceci a rendu l'exploration de l'espace de design rapide et simple. Une multitude de configurations a pu être explorée et comparée aux panneaux expérimentaux. L'optimisation des configurations a permis ainsi de limiter l'apparition des défauts, mais n'est pas parvenu à les éliminer complètement. Il semblerait que tant que le retrait chimique sera présent des distorsions se formeront sur la surface. Au niveau des contraintes résiduelles liées aux différences d'expansion thermique entre les éléments, les températures atteintes pendant la polymérisation ne permettent pas d'engendrer des effets significatifs.

### 11.1 Recommandations

L'exploitation des simulations a permis de démontrer que les opérations suivantes permettent de réduire l'importance des défauts :

- Augmenter l'épaisseur du nid d'abeille au fond de la cavité.
- Augmenter la rigidité du nid d'abeille.
- Favoriser le remplissage partiel de la cavité.
- Augmenter la longueur de l'insert.
- Réduire le rayon de perçage de la cavité.
- Réduire le volume de résine.
- Utiliser une résine à faible retrait.

Certaines de ces recommandations peuvent cependant avoir un effet négatif sur les propriétés mécaniques de l'assemblage ou encore augmenter la masse globale. Ces considérations devront être prises en compte lors de la conception générale des panneaux.

Deux solutions originales ont ensuite été proposées pour limiter l'effet du retrait sur la face visible. Elles suggèrent de polymériser d'abord le fond de la cavité afin de rigidifier la peau. Pour y arriver, la polymérisation peut être favorisée par une augmentation de température, ou la cavité peut être remplie en deux phases, en commençant par le fond de la cavité.

Concernant l'apparition à retardement des défauts, mentionnée en introduction, les recommandations sont focalisées sur l'importance de la post cuisson à une température suffisamment élevée. De cette manière, la résine sera entièrement polymérisée et les défauts pourront

être détectés avant la livraison du panneau.

Étant donné qu'aucun moyen d'inhiber parfaitement la formation des cratères n'a été découvert, les défauts occasionnés par le retrait pourraient être réparés de manière permanente avant la mise en service. Ultimement, la mise à niveau de la face du panneau pourrait être intégrée dans la chaîne de montage. Par exemple, les inserts seraient collés, post cuits, puis la surface serait mise à niveau avant la pose de la face de finition en bois.

## RÉFÉRENCES

- C. Billotte, F. M. Bernard, et E. Ruiz, “Chemical shrinkage and thermomechanical characterization of an epoxy resin during cure by a novel in situ measurement method”, *European Polymer Journal*, vol. 49, no. 11, pp. 3548–3560, 2013.
- B. Bilyeu, W. Brostow, et K. P. Menard, “Epoxy thermosets and their applications. iii. kinetic equations and models”, *Journal of Materials Education*, vol. 23, no. 4-6, pp. 189–204, 2001.
- P. Bunyawanchakul, B. Castanie, et J. J. Barrau, “Experimental and numerical analysis of inserts in sandwich structures”, *Applied Composite Materials*, vol. 12, no. 3-4, pp. 177–191, 2005.
- , “Non-linear finite element analysis of inserts in composite sandwich structures”, *Composites Part B : Engineering*, vol. 39, no. 7-8, pp. 1077–1092, 2008.
- P. Causse, R. Edu, et F. Trochu, “Processing warpage of asymmetric composite panels manufactured by resin transfer molding”, dans *International Conference on Composite Materials 19*. Montreal : Canadian Association for Composite Structures and Materials, 2013, pp. 400–411.
- E. Charette, “Étude des défauts apparaissant dans les aménagements intérieurs des avions d'affaires”, Thèse de doctorat, École Polytechnique de Montréal, 2013.
- E. Charette, E.-R. Fotsing, C. Billote, R. Edu, G. Julian, et G. Daniel, “Effect of humidity and temperature on the curing and aging of a room temperature epoxy adhesive”, dans *International Conference on Composite Materials 19*. Montreal : Canadian Association for Composite Structures and Materials, 2013, pp. 400–411.
- T. Y. F. Chen, P. S. Huang, et S. F. Chuang, “Modeling dental composite shrinkage by digital image correlation and finite element methods”, *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 61, pp. 23–30, 2014.
- A. T. DiBenedetto, “Prediction of the glass transition temperature of polymers : A model based on the principle of corresponding states”, *Journal of Polymer Science Part B : Polymer Physics*, vol. 25, no. 9, pp. 1949–1969, sep 1987.



- C. C. Foo, G. B. Chai, et L. K. Seah, "Mechanical properties of nomex material and nomex honeycomb structure", *Composite Structures*, vol. 80, no. 4, pp. 588–594, 2007.
- E. R. Fotsing, A. Ross, et E. Ruiz, "Characterization of surface defects on composite sandwich materials based on deflectometry", *Ndt & E International*, vol. 62, no. 0, pp. 29–39, 2014.
- L. J. Gibson, "The mechanics of honeycomb", dans *Cellular solids : structure & properties*, 1er éd., P. Press, éd. Cambridge University Press, 1988, p. 357.
- L. Gornet, S. Marguet, et G. Marckmann, "Modeling of nomex® honeycomb cores, linear and nonlinear behaviors", *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, vol. 14, no. 8, pp. 589–601, 2007.
- S. Heimbs et M. Pein, "Failure behaviour of honeycomb sandwich corner joints and inserts", *Composite Structures*, vol. 89, no. 4, pp. 575–588, 2009.
- S. Hu et Y. Chen, "A fem coupling model for properties prediction during the curing of an epoxy adhesive for a novel assembly of radio telescope panel", dans *Advances in Optical and Mechanical Technologies for Telescopes and Instrumentation, June 23, 2014 - June 27, 2014*, série Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering, vol. 9151. Montreal, QC, Canada : SPIE, 2014, pp. The Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers (SPIE).
- L. Khoun et P. Hubert, "Cure shrinkage characterization of an epoxy resin system by two in situ measurement methods", *Polymer Composites*, vol. 31, no. 9, pp. 1603–1610, 2010.
- J. Mergheim, G. Possart, et P. Steinmann, "Modeling and simulation of curing and damage in thermosetting adhesives", *Journal of Adhesion*, vol. 89, no. 2, pp. 111–127, 2013.
- K. Miyoshi, "Surface characterization techniques : An overview", NASA, Glenn Research Center, Cleveland, Ohi, Rapp. tech. NASA/TM - 2002-211497, jul 2002.
- R. Mohan et T. H. Grentzer, "Process simulation in thermoset composites for cure response and stress prediction", *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 14, no. 1, pp. 72–84, 1995.
- Y. A. Msallem, F. Jacquemin, N. Boyard, A. Poitou, D. Delaunay, et S. Chatel, "Material characterization and residual stresses simulation during the manufacturing process of epoxy matrix composites", *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 41, no. 1, pp. 108–115, 2010.

Y. A. Msallem, N. Boyard, F. Jaquemin, A. Poitou, D. Delaunay, et S. Chatel, “Identification of thermal and rheological properties of an aeronautic epoxy resin-simulation of residual stresses”, *International Journal of Material Forming*, vol. 1, no. SUPPL. 1, pp. 579–582, 2008.

*Insert, Molded In, Blind Threaded, Self-locking, Nonself-locking, Lightweight, Sandwich Panel : NAS1836*, National Aerospace Standards, jul 2012, rev. 9.

Y. Nawab, C. H. Park, A. Saouab, R. Agogue, P. Beauchene, et B. Desjoyaux, “Shape distortion of carbon/epoxy composite parts during fabrication”, dans *Rouen Symposium in Advanced Materials - Part I*, série Macromolecular Symposia, vol. 340. Wiley-VCH Verlag, 2014, pp. 59–64.

T. Nishimura et Y. Nakagawa, “Analysis of stress due to shrinkage in a hardening process of liquid epoxy resin”, *Heat Transfer-Asian Research*, vol. 31, no. 3, pp. 194–211, 2002.

B. Patham, “Multiphysics simulations of cure residual stresses and springback in a thermoset resin using a viscoelastic model with cure-temperature-time superposition”, *Journal of Applied Polymer Science*, vol. 129, no. 3, pp. 983–998, 2013.

N. Raghu, M. Battley, et T. Southward, “Strength variability of inserts in sandwich panels”, *Journal of Sandwich Structures and Materials*, vol. 11, no. 6, pp. 501–517, 2009.

R. Roy, J. H. Kweon, et J. H. Choi, “Meso-scale finite element modeling of nomex (tm) honeycomb cores”, *Advanced Composite Materials*, vol. 23, no. 1, pp. 17–29, 2014.

R. Roy, K. H. Nguyen, Y. B. Park, J. H. Kweon, et J. H. Choi, “Testing and modeling of nomex<sup>TM</sup> honeycomb sandwich panels with bolt insert”, *Composites Part B : Engineering*, vol. 56, pp. 762–769, 2014.

R. Roy, S.-J. Park, J.-H. Kweon, et J.-H. Choi, “Characterization of nomex honeycomb core constituent material mechanical properties”, *Composite Structures*, vol. 117, no. 0, pp. 255–266, 2014.

M. Rudolph, R. Landgraf, R. Scherzer, et J. Ihlemann, “Experiments, modelling and simulation of adhesive curing processes in bonded three dimensional curved piezo metal composite structures”, *Proceedings in Applied Mathematics and Mechanics*, vol. 14, no. 1, pp. 235–6, 2014.

E. Ruiz et F. Trochu, “Thermomechanical properties during cure of glass-polyester rtm

composites : Elastic and viscoelastic modeling”, *Journal of Composite Materials*, vol. 39, no. 10, pp. 881–916, 2005.

——, “Comprehensive thermal optimization of liquid composite molding to reduce cycle time and processing stresses”, *Polymer Composites*, vol. 26, no. 2, pp. 209–230, 2005.

——, “Numerical analysis of cure temperature and internal stresses in thin and thick {RTM} parts”, *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 36, no. 6, pp. 806 – 826, 2005.

P. J. Schubel, N. A. Warrior, et C. D. Rudd, “Surface quality prediction of thermoset composite structures using geometric simulation tools”, *Plastics, Rubber and Composites*, vol. 36, no. 10, pp. 428–437, 2007.

M. Schumann et P. L. Geiss, “Kinetic studies of chemical shrinkage and residual stress formation in thermoset epoxy adhesives under confined curing conditions”, *Proceedings of Pps-30 : The 30th International Conference of the Polymer Processing Society*, vol. 1664, 2015.

R. Seemann et D. Krause, “Numerical modelling of nomex honeycomb cores for detailed analyses of sandwich panel joints”, *11th World Congress on Computational Mechanics ; 5th European Conference on Computational Mechanics ; 6th European Conference on Computational Fluid Dynamics, Vols Ii - Iv*, pp. 2547–2558, 2014.

B. Smith et B. Banerjee, “Reliability of inserts in sandwich composite panels”, *Composite Structures*, vol. 94, no. 3, pp. 820–829, 2012.

K. I. Song, J. Y. Choi, J. H. Kweon, J. H. Choi, et K. S. Kim, “An experimental study of the insert joint strength of composite sandwich structures”, *Composite Structures*, vol. 86, no. 1-3, pp. 107–113, 2008.

M. F. Sousa, O. Holck, T. Braun, J. Bauer, H. Walter, O. Wittler, et K. D. Lang, “Mechanically relevant chemical shrinkage of epoxy molding compounds”, dans *2013 14th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems (EuroSimE), 14-17 April 2013*, série 2013 14th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems (EuroSimE). Piscataway, NJ, USA : IEEE, 2013, p. 6 pp.