



HAL
open science

Thermal design methodology for hybrid manufacturing process of High Performance Thermoplastics Composites.

Enrique Reyes Rodriguez

► **To cite this version:**

Enrique Reyes Rodriguez. Thermal design methodology for hybrid manufacturing process of High Performance Thermoplastics Composites.. Thermics [physics.class-ph]. Nantes Université, 2022. English. NNT: . tel-03946615v1

HAL Id: tel-03946615

<https://hal.science/tel-03946615v1>

Submitted on 10 Jan 2023 (v1), last revised 19 Jan 2023 (v2)

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

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

THESE DE DOCTORAT DE

NANTES UNIVERSITE

ECOLE DOCTORALE N° 602

Sciences pour l'Ingénieur

Spécialité : Thermique et énergétique

Par

Enrique REYES RODRIGUEZ

**Méthodologie de conception thermique d'outillage :
Application aux composites hautes performances**

Thèse présentée et soutenue à Nantes, le 20 Octobre 2022

Unité de recherche : CNRS UMR 6607

Rapporteurs avant soutenance :

Chung Hae PARK Professeur des universités IMT Nord Europe
Sylvain DRAPIER Professeur des universités IMT Mines Saint-Etienne

Composition du Jury :

Président :	Muriel CARIN	Professeur des universités, Université Bretagne Sud
Examineurs :	Arthur CANTAREL Alban AGAZZI	Maitre de conférences, Université de Toulouse- Paul Sabatier Docteur-Ingénieur, IPC Centre Industriel de la Plasturgie et des Composites

Dir. de thèse :	Vincent SOBOTKA	Professeur des universités, Nantes Université (Polytech Nantes)
Co-dir. de thèse :	Jean-Luc BAILLEUL	Professeur des universités, Nantes Université (IUT Nantes)
Co-dir. de thèse :	Nadine ALLANIC	Professeur des universités, Nantes Université (IUT Nantes)

à mon épouse, Luisa Villafranca

Remerciements

Je tiens à remercier Vincent Sobotka, qui m'a encadré de près tout au long de cette thèse et qui m'a fait partager son savoir-faire. Je remercie également, mes co-directeurs de thèse Jean-Luc Bailleul et Nadine Allanic pour leur encadrement et leur direction. Je vous remercie tous de votre soutien, votre gentillesse et disponibilité permanente mais également je vous remercie pour les nombreux encouragements.

Je remercie ensuite l'ensemble des membres du jury, qui m'ont fait l'honneur de bien vouloir étudier avec attention mon travail.

Je tiens également à remercier l'IRT Jules Verne pour avoir financé ce projet de thèse, à mon référent IRT Xavier TARDIF pendant presque 3 ans pour les nombreux partages au niveau scientifique qui ont enrichi ces travaux et à Philippe Le bot pour son soutien.

Je tiens ensuite à exprimer toute ma gratitude envers mes collègues doctorants pour les moments partagés. Arthur, Julien, Rima, Rawad, Jeremy, Rodrigo, Ziad et tous les autres que j'ai pu oublier, et également personnel du laboratoire qui m'a aidé tant au niveau technique qu'administratif. Merci tout particulièrement à Nathalie de s'être toujours rendu disponible.

Table des matières

Introduction	1
1 Conception Thermique pour la mise en forme de composites Haute Performance	4
1.1 Composites Haute Performance	4
1.2 Procédés de mise en forme : application aux composites haute performance	6
1.3 Importance de la maîtrise de la thermique	10
1.3.1 Rôle de l'adhésion des polymères dans la conception thermique des procédés multi-matériaux	13
1.4 Variables de conception thermique et objectifs d'optimisation	15
1.5 Optimisation thermique	19
1.5.1 Algorithmes d'optimisation	19
1.5.2 Méthodologies de conception thermique	24
1.6 Conclusions	37
2 Méthodologie de conception thermique : procédés multi-étapes et multi-matériaux	38
2.1 Description de la méthodologie	38
2.1.1 Création de la géométrie	41
2.1.2 Variable de conception	42
2.1.3 Fonction objectif	43
2.1.4 Mise en place de l'algorithme d'optimisation	44
2.2 Application à un problème 2D axisymétrique	52
2.2.1 Présentation du problème	52
2.2.2 Création de la géométrie	54
2.2.3 Identification des modes de transfert	56
2.2.4 Variables de conception et fonction coût	59
2.2.5 Simulation numérique	61
2.2.6 Analyse des sensibilités	66
2.2.7 Résultats d'optimisation	68
2.3 Conclusions	84

3	Validation expérimentale de la méthodologie dans un cas 1D	86
3.1	Présentation du problème	86
3.2	Soudage expérimental des pièces composites sur le banc d'essai TACOMA	87
3.2.1	Matériaux et instrumentation	87
3.2.2	Paramètres du procédé	89
3.2.3	Évolution thermique de température	90
3.3	Validation de la méthodologie	91
3.3.1	Création de la géométrie	91
3.3.2	Identification des modes de transferts	92
3.3.3	Variable de conception et fonction coût	93
3.3.4	Simulation Numérique	95
3.3.5	Résultats d'optimisation	97
3.3.6	Optimisation par essaim de particules	99
3.4	Réduction du profil de température dans l'épaisseur du composite à partir de l'application de la méthodologie soumise à contraintes	103
3.4.1	Résultats d'optimisation sous contraintes	105
3.5	Conclusions	106
4	Conception thermique pour la fabrication d'un volant 3D : Application industrielle	108
4.1	Présentation de la pièce	108
4.2	Description du procédé de fabrication du volant 3D	110
4.2.1	Banc d'essai	110
4.2.2	Préparation et chauffage de la préforme	111
4.2.3	Transfert	112
4.2.4	Estampage et surmoulage	114
4.3	Conditions thermiques dans le procédé pour l'élaboration du volant 3D	116
4.4	Tests expérimentaux	117
4.4.1	Profil thermique à partir d'une caméra infrarouge	118
4.5	Conception thermique pour la réalisation du volant 3D	127
4.5.1	Création de la géométrie	127
4.5.2	Modes de transfert : hypothèses	129
4.5.3	Variables de conception et objectifs d'optimisation pour la conception thermique du volant 3D	132
4.5.4	Simulation de la thermique dans la fabrication du volant 3D	132
4.5.5	Sensibilité et gradient	133
4.5.6	Résultats d'optimisation	134
4.6	Conclusions	140

5 Conclusion générale et perspectives	142
5.1 Conclusions	142
5.2 Perspectives	145
Bibliographie	147
A Analyse de sensibilité	154
B Équations du problème adjoint	158
C Emissivité par spectrométrie	166
D Mesure de la Conductivité Thermique	167

Nomenclature

\mathcal{L}	Lagrangien
α, β, γ	Facteurs de pondération de la fonction objectif
Δt	Intervalle de temps d'une étape du procédé (s)
Γ_{erode}	Frontière à 1mm de profondeur de la surface de la pièce en étude
Γ_{ext}	Frontière extérieure de la géométrie en analyse avec ou sans dilaté
Γ_p	Interface entre le composite injecté et la préforme
Γ_{surf}	Frontière extérieure de la pièce à fabriquer
λ	Conductivité ($W/(m.K)$)
Ω	Domaine
Ψ	Variable adjointe. On notera Ψ_1 , pour la variable adjointe à chaque domaine
ρ	Masse volumique. ($kg.m^3$)
τ	Constante de temps (s)
C_p	Capacité thermique spécifique. ($J/(kg.K)$)
D_h	Degré de cicatrisation
E_a	Énergie d'activation (J/mol)
h	Coefficient d'échange convectif ($W/(m^2.K)$)
h_{global}	Coefficient d'échange convectif + radiatif ($W/(K.m^2)$)
h_{ray}	Coefficient d'échange radiatif linéarisé ($W/(K.m^2)$)
J	Fonction objectif
k	Numéro d'itération

- nd Nombre de domaines
- R Constante universelle de gases 8,31 ($J/(K.mol)$)
- RTC Résistance Thermique de Contact ($K.m^2/W$)
- t Temps. On notera t_o pour le temps initial et t_f et pour le temps final. Le sous-indice indique l'instant. (s)
- T_∞ Température aux alentours du modèle analysé. On utilisera un sous-indice supplémentaire pour faire référence à une étape du procédé. Par exemple, $T_{\infty 1}$ est la température aux alentours pendant la première étape du procédé. (K)

Table des figures

1.1	Classification des polymères thermoplastiques. [1]	5
1.2	Classification des Procédés. Images : AFP [2], Estampage, Impression 3D [3], Injection	6
1.3	Fabrication de préformes par : a) Automated Fiber Placement [2, 4]. b) Imprégnation de fibres [5]	7
1.4	Procédé d'injection de thermoplastique renforcé [6]	8
1.5	Procédé d'estampage avec surmoulage d'insert métallique : a) Préchauffage, b) Transfert, c) Formage, d) Refroidissement	9
1.6	Facteurs affectant le temps de refroidissement[7]	11
1.7	Incidence de la vitesse de refroidissement sur l'intégrité de la pièce. [8]	12
1.8	Illustration des étapes d'un procédé d'adhésion par fusion [9]	13
1.9	Mouvement de reptation. La chaîne polymère sort du tube original au temps de reptation t_r [9]	14
1.10	(a) Définition des variables de conception. Isothermes pour un système avec 11 canaux : (b) avant optimisation, (c) après optimisation [10]	17
1.11	Étapes d'un problème d'optimisation [11]	20
1.12	Classification des algorithmes d'optimisation stochastiques. Adaptation de [12]	21
1.13	Étapes d'un algorithme génétique [13]	22
1.14	Deux configurations d'étude pour la conception thermique de pièces multi-matériaux dans un procédé multi-étapes	24
1.15	Optimisation des sources de chaleur d'un four radiatif[14] a) analyse des transferts de chaleur b) Conditions aux limites, c) et d) Profil thermique optimisé	25
1.16	Variation du profil de température en fonction du temps : a) Cas non optimisé, b) Cas optimisé [15]	26
1.17	Schématisation de la technique de chauffage en deux étapes [16]	27
1.18	Schématisation de la méthode de conception à travers polylines [17]	29
1.19	Schématisation de la méthode de conception conventionnelle par segmentation [18]	30
1.20	"Conformal cooling" ou méthodologie de refroidissement conforme proposé par Xiaorong [19]	31

1.21	Génération des canaux de refroidissement conformes par la méthode de décomposition de Voronoï[20]	31
1.22	Comparaison des réseaux des canaux conformes . Gauche : Décomposition de voroni. Droite : spirale [20]	32
1.23	Comparaison des réseaux des canaux conformes [21]	33
1.24	Représentation des zones dilatée et érodée dans la pièce et le moule [22]	33
1.25	Application de la méthodologie MCOOL pour la construction de canaux conformes : a) création des zones dilaté et érodé; b) profil thermique optimisé sur le dilaté. c) canaux conformes [22]	34
1.26	Application de la méthodologie pour la construction de canaux : En haut : création des zones dilaté et érodé;En bas à gauche, profil thermique optimisé sur le dilaté. En bas à droite : canaux conformes [22]	35
1.27	Méthodologie pour la construction des canaux conformes[23]	35
2.1	Vue globale sur la méthodologie de conception thermique proposée	39
2.2	Création de la géométrie : a) Préforme; b) préforme + dilaté (outillage); c) préforme + dilatée + zone surmoulée	41
2.3	Emplacement de la variable de conception dans une configuration sans outillage (a) et avec outillage (b)	43
2.4	Frontières utilisées pour l'évaluation de la fonction objectif : exemple du surmoulage	44
2.5	Synoptique de l'algorithme du gradient conjugué	45
2.6	Pièce 2D : matériaux et dimensions de la préforme	52
2.7	Procédé de thermo-estampage avec surmoulage d'insert métallique : 1 Préchauffage, 2.Transfert, 3.Estampage, 4. Surmoulage, 5. Mise en température	53
2.8	Représentation géométrique du cas d'étude sur COMSOL Multiphysics [®]	54
2.9	Numérotation des domaines et frontières	55
2.10	Construction de la géométrie sur COMSOL Multiphysics [®] insert (gauche) et pièce finale multi-matériaux (droite)	55
2.11	Conditions aux limites : a) Préchauffage, b) transfert, c) estampage, d) surmoulage .	58
2.12	Maillage automatique (gauche). Maillage raffiné (droite)	63
2.13	Profil de température sur la zone érodée à la fin de chaque étape	65
2.14	Sensibilité de la température δT_2 sur l'érodé du polymère pendant le transfert par rapport à $\delta T_{\infty 1}$ pendant le préchauffage.	66
2.15	Sensibilités obtenues dans le polymère et le composite pour une perturbation de la variable $\delta T_{\infty 3}$ pendant l'estampage	67
2.16	Sensibilités obtenues à $t = t_{fs}$ dans le composite injecté et dans la préforme pour une perturbation de la variable de conception $\delta T_{\infty 4} = 1$	68
2.17	Zones de discrétisation de la variable de conception $T_{\infty 1}$ sur Γ_{ext}	69
2.18	Convergence de la fonction coût $J(T_{\infty 2})$ en fonction du nombre d'itérations pour l'optimisation de $T_{\infty 1}$	70

2.19	Profil de température optimisé et non optimisé sur l'érodé de la pièce à la fin du transfert ($t = t_{ft}$)	71
2.20	Profil de température optimisé et non optimisé sur les surfaces supérieur et inférieur de la pièce à la fin du transfert ($t = t_{ft}$).	72
2.21	Flux de chaleur aux interfaces du composite et de l'insert métallique au cours du préchauffage.	72
2.22	Profil de température optimisé et non optimisé sur les surfaces supérieure et inférieure de la pièce à la fin du préchauffage ($t = t_{fc}$).	73
2.23	Profil de température optimisé et non optimisé sur l'érodé à la fin du préchauffage ($t = t_{fc}$).	74
2.24	Comparaison des résultats d'optimisation de la variable de conception $T_{\infty 4}$ sur la surface dilate Γ_{ext} , pour les deux discrétisations temporelles définies	76
2.25	Profils des température optimisés et non optimisés sur l'érodé à la fin du surmoulage	76
2.26	Profil de température non optimisé (a) et optimisé (b) dans le dilaté à la fin du surmoulage ($t = t_{fs}$).	77
2.27	Évolution spatio-temporelle optimisée de la variable de conception $T_{\infty 4}$ sur la frontière Γ_{ext}	78
2.28	Degré de cicatrisation (D_h) à l'interface composite-polymère au temps final du surmoulage (t_{fs})	79
2.29	Convergence de la fonction coût $J(T_{\infty 4})$ en fonction du nombre d'itérations pour l'optimisation du surmoulage	79
2.30	Profil de température optimisé et non optimisé sur l'érodé à la fin de l'estampage ($t = t_{fe}$).	80
2.31	Variable de conception optimisé $T_{\infty 5}$ en fonction de l'espace sur le bord dilaté	81
2.32	Profils de températures optimisées et non optimisés pendant l'estampage : a) non optimisé $t = t_{ft}$ b) optimisé $t = t_{ft}$ c) non optimisé $t = t_{fe}$ d) optimisé $t = t_{fe}$	82
2.33	Évolution spatio-temporelle de la variable de conception $T_{\infty 4}$ pour le deuxième cycle d'optimisation.	83
2.34	Profils de températures optimisés et non optimisé sur l'érodé à la fin du surmoulage ($t = t_{fs}$) pour le deuxième cycle d'optimisation.	83
2.35	Degré de cicatrisation à l'interface du polymère et du composite au temps ($t = t_{fs}$) pour le deuxième cycle du surmoulage.	84
3.1	Procédé de soudage des deux éprouvettes : a) Préchauffage, b) Transfert, c) Positionnement, d) Soudage et, e) Refroidissement.	87
3.2	Schématisation des éprouvettes instrumentées :a) vue d'une éprouvette en 3D ; b) vue transversale des deux éprouvettes superposées	88
3.3	Banc d'essai TOCOMA : a) Vue de l'ensemble du système b) Vue transversale et description des éléments constitutants [24].	89

3.4	Évolution du niveau de température relevé du thermocouple T4 placé à la surface d'une éprouvette : a) Préchauffage, b) Transfert c) Positionnement d) Soudage e) Refroidissement	90
3.5	Représentation 1D de la géométrie	91
3.6	Variables de conception : a) $T_{\infty 1}$ (préchauffage) et b) $T_{\infty 3}$ (soudage)	93
3.7	Procédé de soudage des deux éprouvettes : (1) préchauffage (2) transfert (3) positionnement (4) soudage (5) refroidissement	95
3.8	Courbes de sensibilité de la variable observée δT_2 dans le composite par rapport à la variable de conception $\delta T_{\infty 1}$ (gauche) et $T_{\infty 3}$ (droite) selon le bloc d'optimisation	96
3.9	Évolution de la variable de conception à $T_{\infty 3}$ obtenue expérimentalement et avec la méthodologie (Optimisée)	99
3.10	Schématisation de la boucle d'itération par PSO	100
3.11	Comparaison des courbes de convergence de la variable de conception à travers la méthode PSO : $T_{\infty 3}(\Gamma_{ext}, t_1)$ (a), $T_{\infty 3}(\Gamma_{ext}, t_2)$ (b), $T_{\infty 3}(\Gamma_{ext}, t_3)$ (c) ; et la méthode proposé basée en gradient(d)	102
3.12	Comparaison des résultats pour le problème sans contraintes : Profil de température dans l'épaisseur pour le code du gradient (a) et le PSO (c) ; et variable de conception $T_{\infty 3}$ optimisée avec le code en gradient (b) et le PSO (d)	104
3.13	Variable de conception pour le problème d'optimisation avec les bornes 3.11 et 3.12	106
4.1	Volant : a) Face avant b) Face arrière du volant	108
4.2	Volant : composition du volant	109
4.3	a) Dimensions du volant b) Dimensions de l'insert métallique	110
4.4	Disposition des éléments technologiques du procédé	110
4.5	Découpage de la préforme	111
4.6	Description du four infrarouge	111
4.7	Bras robotisé	112
4.8	Préhenseurs : a) Par aspiration (Préforme après chauffage) ; b) Par aiguilles (Préforme avant chauffage)	113
4.9	Préhenseurs surmoulage	113
4.10	Outillage pour la réalisation de l'estampage (a), premier surmoulage (b) et, deuxième surmoulage(c)	114
4.11	Système de régulation thermique de l'outillage. (a) Crayons chauffants dans le bloc d'estampage (orange), Canaux conventionnels sur le reste de l'outillage (rouge). (b) Canaux conventionnels sur les empreintes de surmoulage.	115
4.12	Volant : a) Préforme découpée ; b) Préforme estampée : c) Préforme surmoulée d) Deuxième surmoulage sur la poignée du volant	115
4.13	Étapes du procédé à étudier : a) Préchauffage de la préforme ; b) Transfert vers la cavité d'estampage ; c) Estampage ; d) Transfert vers l'empreinte de surmoulage e) surmoulage et éjection de la pièce	116

4.14	Emplacement de la caméra infrarouge pour l'obtention des profils thermiques pendant les étapes de estampage et surmoulage	118
4.15	Création du masque : (a) image thermique en échelle de gris ; (b) image segmentée . .	119
4.16	Masques pour l'obtention des valeurs de température : a) après préchauffage ; b) avant estampage ; c) après estampage ;) avant surmoulage ; e) après surmoulage	120
4.17	Coupes longitudinale (A-B) et transversale (C-O-D) pour l'obtention des profils thermiques unidimensionnels	120
4.18	Profil thermique de la préforme après chauffage	121
4.19	Profil thermique sur la ligne longitudinale A-B de la préforme après préchauffage . .	121
4.20	Profil thermique de la partie avant de la pièce avant estampage	122
4.21	Profil thermique au temps final de chauffage sur la ligne (a) A-B et (b) D-C	122
4.22	Profil thermique de la partie avant de la pièce après estampage	123
4.23	Profil thermique de la partie avant de la pièce, dans l'outillage, avant surmoulage . .	124
4.24	Profil thermique de la partie avant de la pièce, dans l'outillage, après surmoulage . .	124
4.25	Profil thermique sur la ligne 0-B pour les instants (a) après positionnement de la préforme sur la cavité de surmoulage, et (b) après ouverture complète de l'outillage (fin du surmoulage).	125
4.26	Moyenne de température par étapes	125
4.27	Température moyenne par test au début et fin de l'estampage	126
4.28	Identification des domaines de la géométrie importée sur Comsol Multiphysics : a) Vue dans le plan b) Vue 3D	127
4.29	Schémas montrant les frontières Γ_{surf} et Γ_{ext} dans les configurations avec (a) et sans (b) outillage	128
4.30	Intégration des nervures dans le modèle 3D	128
4.31	Discretisation de la géométrie : a) Ensemble, b) préforme surmoulée avec insert métallique, c) Préforme	129
4.32	Résultats de sensibilité δT par rapport à δT_{∞} (a) au temps final de transfert $t = t_{ft} = 62s$; (b) au temps final d'estampage $t = t_{fe} = 122s$	133
4.33	Courbe de convergence pour l'optimisation du bloc 1	134
4.34	Profil thermique de la surface avant du volant après optimisation à la fin du transfert	135
4.35	Variable de conception $T_{\infty 1}$ sur la surface avant du volant après optimisation à la fin du préchauffage	136
4.36	Courbe de convergence	137
4.37	Profil thermique de la surface (a) avant et (b) arrière du volant après optimisation à la fin de l'estampage (t=122s)	137
4.38	Profil thermique de la surface avant du volant : (a) après optimisation et (b) expérimentale à la fin de l'estampage	138
4.39	Résultat optimisé de la variable de conception $T_{\infty 3}$ sur la ligne A (a) pour chaque tranche de 20s (b)	139
4.40	Profil thermique optimisé dans le dilaté au temps final d'estampage t=122s	139

4.41	Vue 3D moule après estampage	140
D.1	Schéma de principe d'une plaque chaude gardée	167

Liste des tableaux

1.1	Différents approches de conception thermique pour le préchauffage de préformes par rayonnement	27
1.2	Évolution de méthodologies de conception thermique pour la construction de canaux conformes	36
2.1	Évolution des frontières Γ_{erode} , Γ_{surf} et Γ_{ext} par étape dans le procédé	44
2.2	Temps fixés pour les étapes du procédé d'estampage avec surmoulage d'insert	53
2.3	Paramètres thermiques par étapes	58
2.4	Variables de conception et objectifs définis par étapes	61
2.5	Propriétés thermiques des matériaux considérés dans l'étude.	62
2.6	Conditions initiales par étape	62
2.7	Paramètres thermiques utilisés dans la résolution du modèle direct pour les étapes de préchauffage et transfert	64
2.8	Valeurs de paramètres pour le calcul du modèle direct : cas non optimisé	64
2.9	Résultats d'optimisation de la variable de conception $T_{\infty 1}$ par zone	70
2.10	Comparaison de résultats thermiques au final de l'étape de préchauffage et transfert pour les cas optimisé et non optimisé	74
3.1	Réglages thermiques du procédé	90
3.2	Paramètres thermiques identifiés	93
3.3	Résumé des variables de conception et objectifs définis par étapes	94
3.4	Propriétés thermiques des matériaux	95
3.5	Comparaison des valeurs optimisées et expérimentales de la variable de conception $T_{\infty 1}$ sur la frontière Γ_{ext}	98
3.6	Comparaison des valeurs optimisées et expérimentales pour l'étape de soudage	98
3.7	Comparaison des valeurs optimisées de la variable de conception $T_{\infty 3}(t)$ à partir de la méthodologie proposée et l'algorithme PSO	101
3.8	Degré de cicatrisation et température au surface des éprouvettes pour différents paramètres d'optimisation	102

3.9	Variable de conception et objectif d'optimisation pour le problème de soudage	103
3.10	Comparaison des valeurs optimisées et non optimisées pour le problème sous contraintes	105
3.11	Comparaison des résultats d'optimisation pour un problème sans et sous contraintes	106
4.1	Consignes de temps et température dans le procédé	117
4.2	Nombre total de tests réalisés	117
4.3	Cas de tests	117
4.4	Variables du procédé par étape	130
4.5	Conditions aux limites prises en compte en fonction des étapes sur la frontière exté- rieure de la géométrie $\Gamma_{ext}(t)$	131
4.6	Variables de conception et objectifs définis par étapes	132
4.7	Propriétés thermiques des matériaux considérés dans l'étude.	133
4.8	Comparaison des résultats thermiques au temps final de l'étape de préchauffage et transfert pour les cas optimisé et non optimisé.	136
4.9	Comparaison des résultats sur les modèles optimisé et expérimental à la fin de l'es- tampage	138
C.1	Valeurs d'émissivité pour la préforme avant et après chauffage et pour le polymère injecté	166
D.1	Conductivité thermique de la préforme en composite PP30%FV après estampage . .	168
D.2	Conductivité thermique de la préforme en composite PP-30% FV avant estampage .	168

Introduction

Depuis les années 80 les composites à matrice thermoplastique sont considérés comme une alternative potentielle pour la fabrication d'éléments structuraux. En 1988, par exemple, Bradbury [25] montra qu'il était possible d'atteindre avec les thermoplastiques des caractéristiques semblables à celles des thermodurcissables, déjà utilisés comme éléments structuraux, mais avec l'avantage de la recyclabilité et la facilité de soudure. Ces caractéristiques positionnent les matériaux thermoplastiques comme des candidats idéaux pour des applications industrielles, dans un marché en constante évolution.

Parmi les matériaux thermoplastiques qui font actuellement l'objet de nombreuses recherches se trouvent les matrices thermoplastiques "Haute Performance". Cette famille de matériau comme le PAEK, est capable de résister à des températures élevées tout en conservant une très grande résistance. De plus, ces matériaux offrent une certaine légèreté, ce qui aiderait à réduire les émissions de CO_2 en comparaison avec des solutions en métal.

Cette évolution du marché et l'apparition de nouveaux matériaux composites "Haute Performance" permettant de mieux répondre aux exigences des secteurs industriels comme l'aéronautique et l'automobile, favorise l'amélioration continue des procédés de fabrication. Ce besoin d'amélioration trouve sa racine, entre autres, en la difficulté d'obtenir des pièces conformes aux critères de qualité et de temps de fabrication, aspects dépendants de la complexité des formes de la pièce et de la nature des matériaux traités. Dans ce sens, différentes technologies sont employées pour la mise en forme des matériaux composites en fonction de la pièce à obtenir. Parmi ces technologies, se trouve le procédé de surmoulage, basé sur l'injection de composites thermoplastiques sur des inserts. Ces composites sont créés à partir d'une combinaison de résine et de fibres en forme de granulés. On trouve aussi le procédé d'estampage des composites "Haute Performance" sous forme de préformes ou organoshets, qui sont des feuilles de pré-imprégnés superposées.

Aujourd'hui, les procédés d'estampage et de surmoulage d'insert peuvent être combinés de forme presque simultanée dans un seul procédé, appelé procédé hybride. L'avantage d'un procédé hybride est la prise en compte des avantages en termes de qualité et productivité de chaque procédé. Cependant, des problématiques liées à l'interaction des deux procédés vont apparaître. Ces défis sont

le plus souvent de nature thermique, comme par exemple, assurer une adhésion entre la préforme et le matériau surmoulé tout en conservant une maîtrise de la thermique et des propriétés mécaniques. Ce contrôle vise à réduire les contraintes thermiques excessives qui sont à l'origine de plusieurs défauts pendant la fabrication des pièces thermoplastiques. Ces objectifs peuvent être complexifiés en fonction de la géométrie et des éléments intervenants.

Ainsi, la fabrication de pièces en thermoplastique est un procédé complexe, avec de multiples variables qui jouent dans la réduction du temps de fabrication de la pièce et donc de la productivité. Il a été démontré au cours du temps[26] que pour trouver la meilleure configuration, du point de vue thermique, plusieurs simulations doivent être faites, ce qui souligne l'importance de la réalisation d'une optimisation basée sur la thermique d'outillages. Des méthodologies de conception thermique ont été proposées au cours des années pour aider à la définition des paramètres thermiques durant le procédé mais aussi au choix d'une technologie la plus adaptée. Ces méthodologies s'appuient sur des approches différentes selon quelles sont appliquées au chauffage ou au refroidissement des pièces. Des algorithmes d'optimisation de nature déterministe ou stochastique sont utilisés en fonction des objectifs à atteindre. Cependant, les méthodologies existantes sont appliquées aux procédés mono-matériau ou pour une seule étape du procédé de fabrication. Or, en considérant le potentiel des procédés hybrides, cette thèse propose une méthodologie de conception thermique appliquée aux composites thermoplastiques Haute Performance adaptable à un procédé multi-étapes et multi-matériaux.

Cette thèse fait partie du programme PERFORM mené par l'IRT JULES VERNES. Le programme PERFORM (Programme de Recherche Fondamentale et de Ressourcement sur le Manufacturing) est un programme de soutien à l'industrie en levant des verrous scientifiques à travers le financement des thèses de doctorats. L'objectif de ce programme est de renforcer les effectifs de recherche et le nombre de thèses dans le domaine de l'industrie du futur et d'apporter une contribution au renforcement de cette thématique. Cette thèse est structurée en 4 chapitres :

Dans le chapitre 1, une revue bibliographique reprenant l'importance du contrôle thermique dans la mise en forme des composites thermoplastiques, abordée par plusieurs auteurs, est présentée. Cette connaissance de la thermique aide à la définition des fonctions objectif dans les différentes étapes de fabrication, ainsi qu'au choix de la méthodologie de conception. Le rôle des algorithmes d'optimisation dans la construction de la méthodologie y est décrit. De plus, le phénomène d'adhésion des polymères, propre à un procédé hybride d'estampage avec surmoulage d'insert, est abordé en vue de l'inclure comme objectif d'optimisation dans un procédé multi-matériaux. À la fin de ce chapitre, l'approche de conception thermique est choisie.

Dans le chapitre 2, une description globale de la méthodologie est présentée. Les généralités concernant la façon d'aborder le problème, le choix et la forme des variables de conception, des fonctions objectif y sont décrites. De la même façon, les équations nécessaires à la résolution du problème d'optimisation sont écrites. Dans une deuxième partie de ce chapitre, l'application de la

méthodologie à un cas d'étude représentatif d'un cas industriel 2D est présentée. Cet exemple permet d'aborder l'optimisation séquentielle des différentes étapes de fabrication ainsi que l'intégration du critère basé dans l'adhésion de la matrice de surmoulage sur la feuille composite, critères propres d'un procédé multi-matériaux.

En vue de démontrer la pertinence de la méthodologie dans les applications industrielles, dans le chapitre 3, la méthodologie d'optimisation est appliquée à un cas d'étude expérimental simple. Le but étant de démontrer une application de la méthodologie proposée.

Dans le chapitre 4, l'application de la méthodologie à un cas réel, à l'échelle semi-industrielle, de thermo-estampage avec surmoulage d'insert métallique est réalisée. Le problème est traité en 3D. Dans une première partie, le but est de montrer que la méthodologie est capable de trouver des variables de conception pour un cas plus complexe en 3D mais aussi les différentes étapes de l'application de la méthodologie. L'estampage avec surmoulage d'insert métallique sur un banc d'essai est réalisé. Dans ce chapitre, on aborde la caractérisation des matériaux, la réalisation des tests expérimentaux, et on applique l'optimisation dans une étape de chauffage et refroidissement. Ces travaux constituent une contribution à l'optimisation thermique dans les procédés multi-étapes et multi-matériaux. Le manuscrit se termine par une conclusion générale et s'ouvre sur plusieurs perspectives.

Conception Thermique pour la mise en forme de composites Haute Performance

La thermique joue un rôle prépondérant dans la mise en forme de composites à matrices polymères haute performance (HP). Dans une première partie, ce chapitre décrit les généralités de ces matériaux. Ensuite, les conditions thermiques telles que les consignes en température ou les vitesses de chauffage ou de refroidissement qui ont lieu lors de leurs transformations y sont abordées, afin de comprendre l'impact sur la qualité finale de la pièce. Cette compréhension de la thermique dans les procédés de transformation de pièces polymères permet de les concevoir convenablement. Au cours du temps, la conception de procédés pour la transformation de pièces polymères a été portée vers le pilotage des conditions en température capables de créer une évolution thermique plus ou moins contrôlée dans la pièce et, de cette façon, obtenir l'aspect et les qualités recherchées. Ainsi, dans une deuxième partie, ce chapitre décrit une série de méthodologies de conception thermique des pièces à matrice polymère qui pourront être appliquées à la mise en forme de pièces composites haute performance. Ces méthodologies sont basées sur des algorithmes d'optimisation. Une introduction des principaux algorithmes d'optimisation est de la même façon abordée.

1.1 Composites Haute Performance

Les matériaux composites haute performance font l'objet de nombreuses recherches depuis leur apparition dans les années 80. Ils peuvent être définis comme matériaux composites ayant des propriétés physiques leur permettant d'être utilisés comme éléments structuraux. Ces matériaux sont caractérisés par une bonne résistance à la déformation, à la corrosion et aux températures élevées, mais aussi par leur légèreté et leur durabilité. Il existe des matrices haute performance à résine thermoplastique ou thermodurcissable. Les renforts, quant à eux, peuvent être en fibres de verre ou de carbone. Des recherches sur d'autres matières de renfort, sont aussi en cours de développement [27, 28].

Les matrices thermodurcissables, présentent une viscosité faible en comparaison des matrices thermoplastiques, ce qui leur confère une bonne versatilité pour leur mise en forme. Ces résines sont utilisées pour leur stabilité thermique [29]. Cependant, la durée du cycle de fabrication est inférieure pour les composites à résine thermoplastique. Un cycle de transformation de ces dernières peut durer 1h ou plus, tandis que pour les thermodurcissables un cycle peut aller jusqu'à 6h [29, 30]. Cela constitue un des premiers avantages des matrices thermoplastiques sur les thermodurcissables, et à cela s'ajoute la possibilité de soudure sans apport de matériau [25]. Grâce à ces points forts, mais aussi au potentiel de ce type de matériaux, ce projet va être dirigé vers les composites haute performance à matrice thermoplastique.

Les matrices thermoplastiques haute performance peuvent être classifiées selon leur état amorphe ou semi-cristallin tels que pour les polymères standards. Dans la figure 1.1, on trouve une classification des différents types de polymères thermoplastiques, les standards ayant des plages de température de travail plus basses.

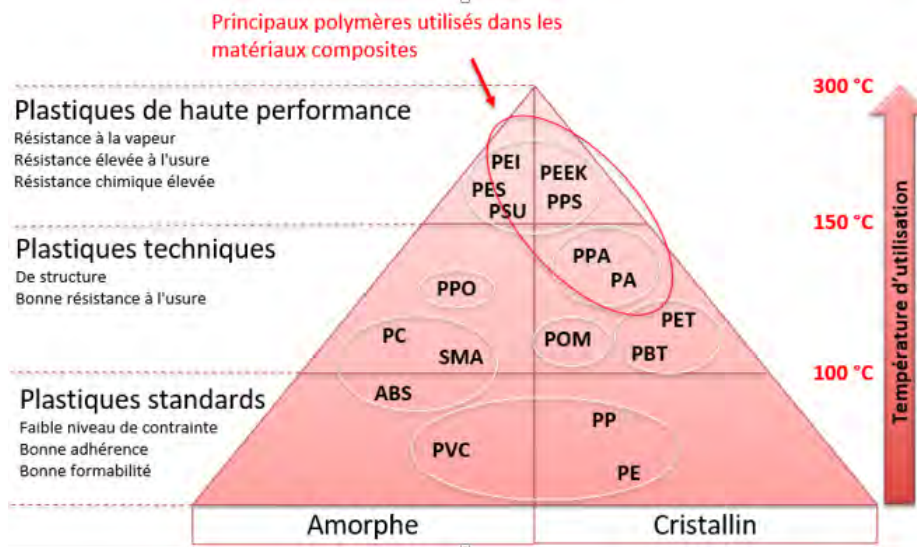


FIGURE 1.1 – Classification des polymères thermoplastiques. [1]

Parmi les résines thermoplastiques HP les plus courantes, on retrouve les polyaryléthercétone (PAEK), une famille de plastiques semi-cristallins capables de résister à des températures élevées tout en conservant une très grande résistance [31]. Le PAEK est principalement utilisé sous forme de polyétheréthercétone (PEEK) et de polyéthercétonecétone cétone (PEKK), deux matériaux qui présentent une rigidité élevée. Une caractéristique importante pour avoir un maximum de propriété mécanique de ce type de matériaux est le taux de cristallinité [32]. Cette propriété est dépendante de la température du matériau pendant sa mise en forme [33].

Ainsi, bien que les composites haute performance présentent de nombreux avantages, un des inconvénients de leur mise en forme est lié à leur point de fusion élevé ainsi qu'à leur viscosité

importante par rapport aux autres polymères. De plus, un contrôle de la thermique est essentiel pour obtenir un bon taux de cristallinité. Ces aspects, propres aux composites HP, et d'origine thermique, sont importants pour garantir la bonne santé de la pièce, mais complexifient leur mise en forme. Dans ce sens, l'application d'une méthodologie de conception thermique d'outillages pendant leur mise en forme devient essentiel. Dans cette thèse, une méthodologie de conception thermique potentiellement extrapolable à d'autres procédés est proposée. Dans la section suivante, sont décrits différents procédés utilisés pour leur mise en forme. Par la suite, un seul procédé représentatif sera l'objet d'étude de cette thèse.

1.2 Procédés de mise en forme : application aux composites haute performance

De nombreuses recherches ont été orientées vers la processabilité des pièces composites haute performance, notamment dans les applications à moyenne et haute cadence, en raison de facteurs écologiques et économiques. En principe pour la fabrication de pièces composites haute performance, on retrouve les mêmes procédés que pour les polymères classiques ou standards à savoir le thermo-estampage, le roto-moulage, la cuisson et l'impression 3D, entre autres. Cependant, les applications HP ont besoin de conditions en température plus élevées que les procédés classiques. Dans la figure 1.2, divers procédés de mise en forme adaptés au composites HP sont présentés.

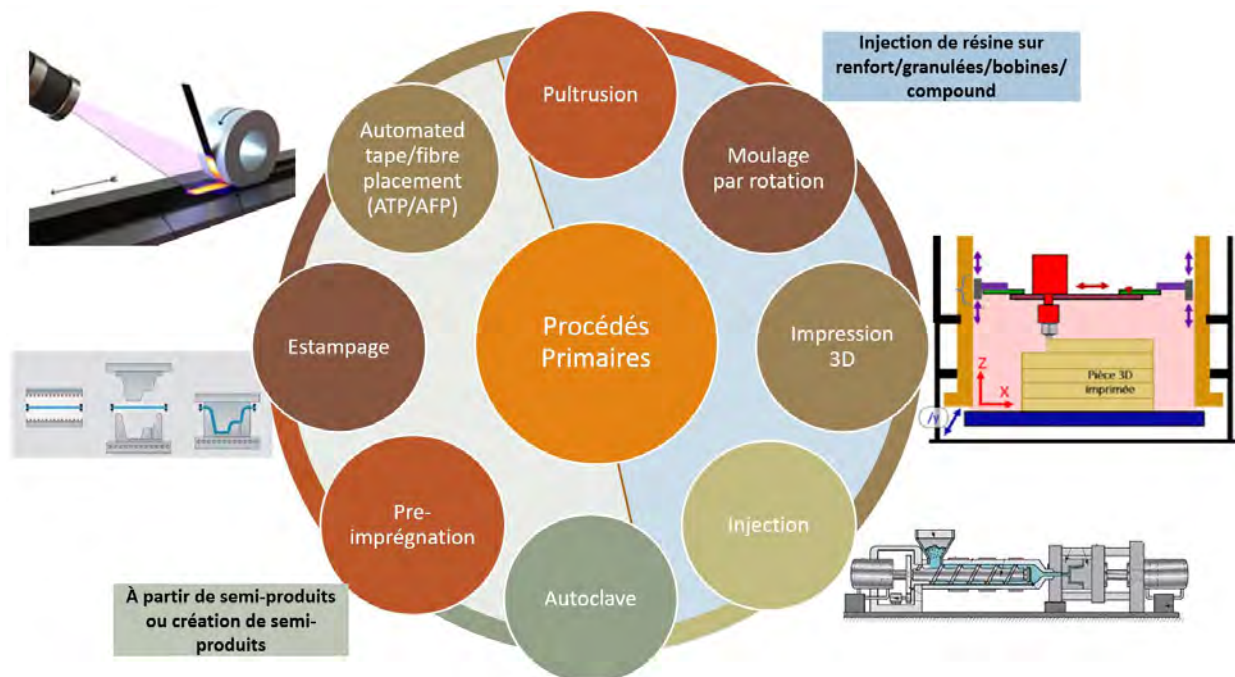


FIGURE 1.2 – Classification des Procédés. Images : AFP [2], Estampage, Impression 3D [3], Injection

Parmi les procédés les plus répandus pour la fabrication haute cadence, on trouve les procédés d'estampage et d'injection.

Estampage : L'estampage des pièces composites HP est en soit le même procédé que pour les pièces en polymère standard. Il consiste en plusieurs étapes : chauffage d'une préforme, conformation et refroidissement. Cependant, il requiert des consignes en température plus élevées dans le chauffage et la consolidation de la préforme. Les préformes sont aussi connues sous le nom d'Organosheets. Fabriquées à partir d'une plaque, elles sont formées par une combinaison de multiples plis de pré-imprégnés empilés, lesquels sont ensuite consolidés pour former une plaque allant jusqu'à 5mm d'épaisseur [34]. Ces pré-imprégnés sont constitués par la matrice HP et les fibres. Les préformes peuvent être créées par le procédé AFP (Automated Fiber Placement) comme montré dans la figure 1.3a. Cependant, le procédé AFP est aussi utilisé pour la fabrication des pièces, le plus souvent de moyenne et grande taille. La figure 1.3b, schématise le procédé de fabrication des préformes pre-imprégnés.

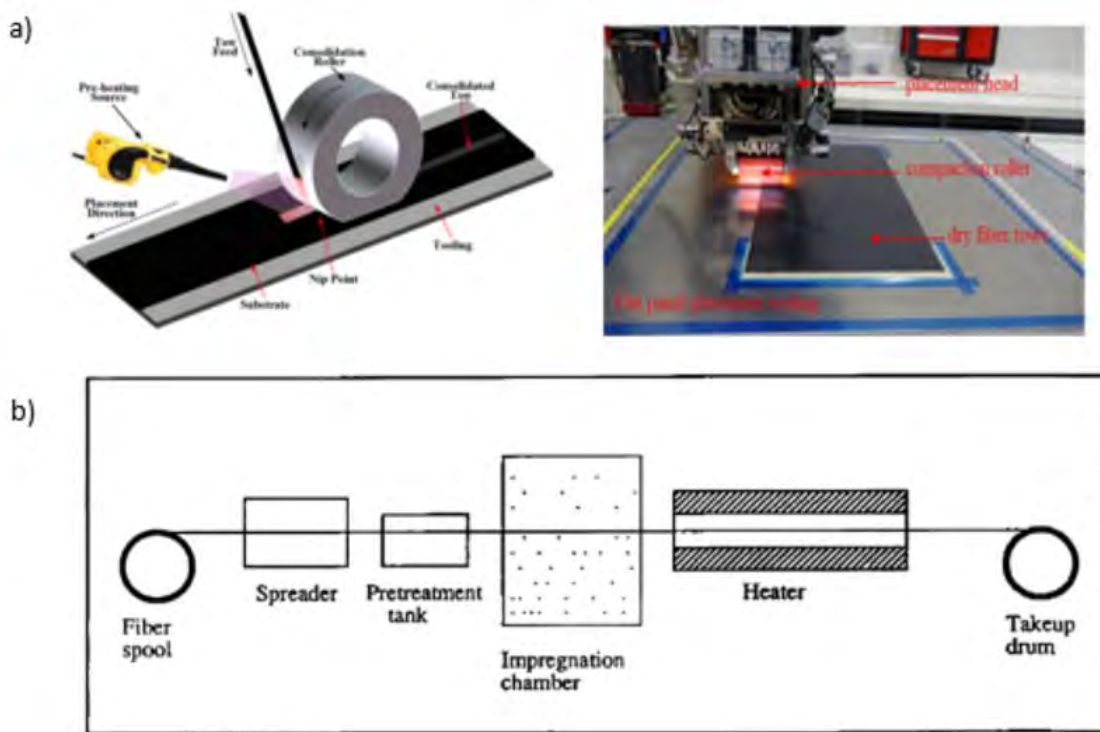


FIGURE 1.3 – Fabrication de préformes par : a) Automated Fiber Placement [2, 4]. b) Imprégnation de fibres [5]

Injection : Le procédé d'injection utilise des matières en forme de granulés, pour la matrice et les fibres (figure 1.4). La température de plastification est comprise entre 200 et 350°C selon la nature des granulés utilisés [6]. La température du moule, elle, varie de 20°C à 120°C. La pression

d'injection tient également compte de la matière utilisée et du taux de renfort ainsi que de la quantité de matière à injecter.

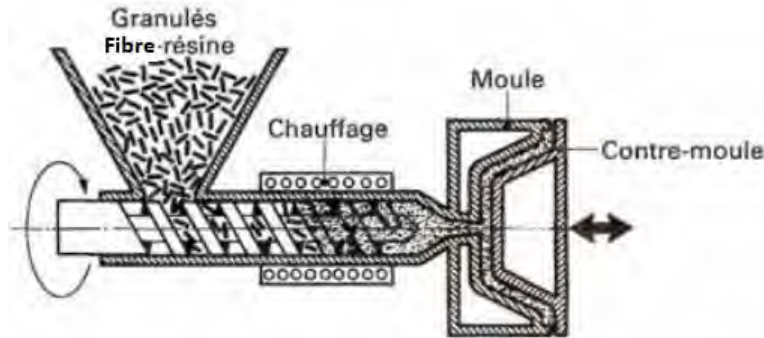


FIGURE 1.4 – Procédé d'injection de thermoplastique renforcé [6]

Une variante de ce procédé est le procédé de surmoulage ou sur-injection des pièces. Cette méthode de transformation permet, en une ou deux étapes, de fabriquer des pièces avec inserts qui, très souvent, ne pourraient être réalisées avec les méthodes classiques [35]. Cette technique est très couramment utilisée dans le domaine de la connectique et de l'électronique, les circuits et/ou contacts étant directement surmoulés pour obtenir des produits finis ou semi-finis. Dans ce procédé, des moules et des presses classiques sont normalement utilisées. À l'ouverture du moule, les inserts sont introduits dans l'empreinte avec précision à l'aide de robots. Puis, une fois le moule refermé, le polymère est surmoulé sur les inserts. La pièce est alors refroidie puis éjectée et/ou récupérée par un robot.

Le surmoulage peut être plastique sur plastique ou plastique sur métal. Dans le cas du surmoulage plastique sur plastique, la première phase est similaire à un moulage classique. Il faudra adapter au mieux la thermique du moule afin de limiter les déformations de l'insert pour une mise en place facile dans la deuxième empreinte de surmoulage. La phase de surmoulage proprement dite est plus délicate thermiquement, car il faut prendre en compte l'inertie thermique de l'insert métallique ou plastique [35]. Dans le cas où une même carcasse est utilisée pour les deux empreintes, il faudra gérer la régulation thermique en mettant si possible des canaux de régulation spécifiques pour chaque empreinte, afin d'obtenir une régulation adaptée à chaque moulage.

Aujourd'hui, la réalisation du thermo-estampage et du surmoulage de forme presque simultanée représente une alternative pour la fabrication des pièces légères avec fonctionnalités intégrées. Ce type de configuration hybride permet d'exploiter les avantages de chacune des technologies dans un seul procédé. Dans ce cas, le surmoulage aide à obtenir un bon état de surface sur une structure estampée. De la même façon, il est possible d'éviter des opérations secondaires comme le fraisage ou la soudure, ce qui constitue un avantage pour les industries automobiles et aéronautiques, où des pièces de haute qualité réalisées en un minimum de temps de production sont requises.

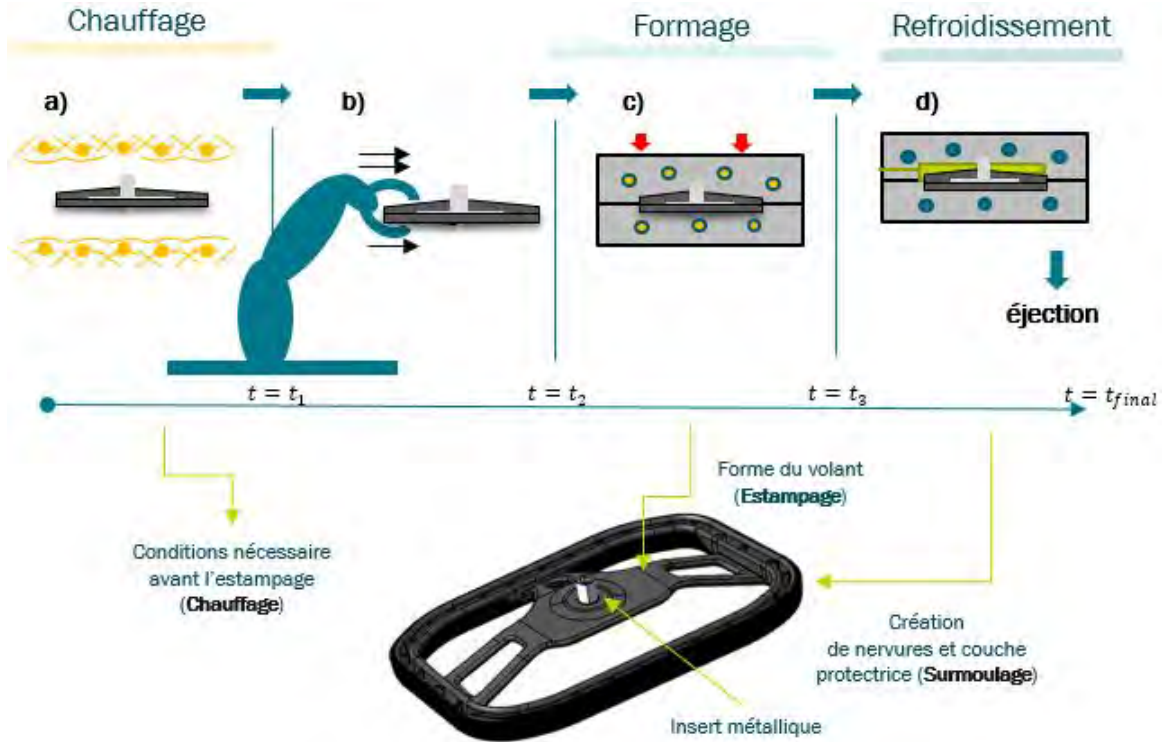


FIGURE 1.5 – Procédé d'estampage avec surmoulage d'insert métallique : a) Préchauffage, b) Transfert, c) Formage, d) Refroidissement

La figure 1.5 détaille la séquence d'un procédé hybride de thermo-estampage avec surmoulage d'insert métallique. Sur cet exemple, les organosheets sont chauffés avec l'insert métallique avant d'être transférés au moule d'estampage par un robot. Ensuite, la pièce estampée est surmoulée avec un polymère renforcé haute performance. Ce type de procédé aide à fabriquer des pièces multi-matériaux comme illustré sur le bas de la figure 1.5 ; il s'agit d'un volant créé à partir d'un organosheet estampé et surmoulé avec un insert métallique au centre.

Or, intégrer le thermo-estampage avec le surmoulage dans un seul procédé suscite les mêmes problèmes que ceux rencontrés pour chacune des technologies employées de façon indépendante. A cela on ajoute les défis propres à l'interaction des deux procédés, comme par exemple les phénomènes physiques à l'interface des éléments constitutifs de la pièce finale : composite, polymère, insert métallique. La plupart de ces défis sont a minima liés à la thermique. Dans la section suivante, on détaille comment la non maîtrise du champ de température au cours de la fabrication des pièces composites à matrice polymère peut créer des défauts dans les pièces. Maîtriser la thermique dans la pièce devient une tâche d'autant plus complexe que des matériaux de différentes natures sont présents dans la pièce (polymère, composite, metal). En effet, l'aspect multi-matériaux mais également multi-étapes d'un procédé hybride nécessite une conception thermique adaptée du début à la fin du procédé.

1.3 Importance de la maîtrise de la thermique

La thermique constitue un élément clé dans la mise en forme des pièces polymères. Elle a été amplement étudiée dans les procédés d'injection et d'estampage des matières polymères thermoplastiques standards. Dans ces investigations, il a été montré que la non maîtrise du champ de température est à l'origine des défauts internes et superficiels qui impactent directement l'état final de la pièce, ce qui détermine leur qualité mais aussi la productivité du procédé. Dans cette thèse l'incidence de la température sur la pièce est abordée pour chacun de ces procédés. Cela constitue en même temps une introduction au choix des objectifs d'optimisation de la méthodologie de conception thermique appliquée à un procédé hybride d'estampage avec surmoulage (injection sur matière), incluant des composites HP.

Concernant les investigations faites sur la thermique dans les moules d'injection, partie intégrante du procédé hybride, un état de l'art sur l'influence de la thermique dans l'état final de la pièce a été fait par Agazzi *et al* [36]. Ces auteurs listent une série de phénomènes qui affectent la qualité et la productivité du procédé. Dans leurs travaux, une amélioration de la productivité est marquée, en principe, par une diminution du temps de refroidissement, laquelle est considérée comme l'étape la plus longue dans ce type de procédés par divers auteurs [7, 37]. En conséquence, une réduction du temps de refroidissement est significative sur le temps de production. Cet aspect peut être atteint avec un bon établissement des consignes en température. L'importance de la réduction du temps de refroidissement a été aussi abordée par Lin [7]. Cet auteur liste plusieurs paramètres qui affectent le temps de refroidissement dans les moules d'injection. Il les classe selon les propriétés des matériaux, les facteurs géométriques et les conditions d'opération. Ensuite, il remonte aux paramètres plus spécifiques comme la position et la forme des canaux du système de refroidissement. Dans la figure 1.6 un diagramme détaillant les différents paramètres identifiées par Lin [7] est présenté.

Selon Agazzi *et al* [36], la qualité est conditionnée par plusieurs phénomènes, comme par exemple : le retrait, les contraintes résiduelles et la déformation localisée. Tous ces défauts sont liés aux différences de température localisées entre le moule et la pièce, plus susceptible d'apparaître avec des formes géométriques complexes notamment avec variations d'épaisseur. Ces dernières créent un refroidissement non uniforme et génèrent des gradients différents dans la pièce. De la même façon, la qualité passe par un contrôle adéquat des températures de travail des matériaux et notamment des températures maximales afin d'éviter une dégradation du matériau. Toutes ces problématiques peuvent plus facilement avoir lieu dans les applications hybrides multi-matériaux impliquant des thermoplastiques hautes performances, d'un côté dû aux niveaux plus élevés de température de travail auxquels sont soumis les matériaux mais aussi à l'interaction entre les différents matériaux composant la pièce. La température de l'outillage a, de la même manière, un rôle important pour garantir la qualité de la pièce et la productivité du procédé. Pandelis [38], constate qu'une température élevée dans le moule augmente le temps de refroidissement, ce qui, comme évoqué précédemment, a un impact sur la productivité du procédé, mais aussi peut influencer la qualité de l'état superficiel de la pièce.

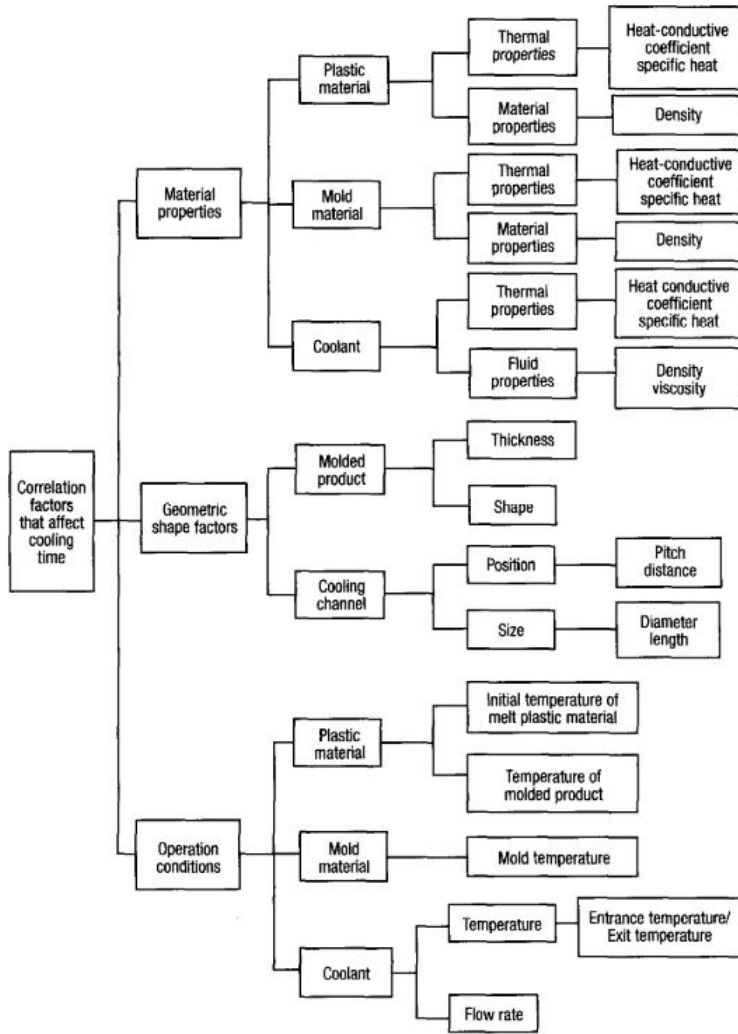


FIGURE 1.6 – Facteurs affectant le temps de refroidissement[7]

Entre le chauffage et le refroidissement des pièces polymères, les différences de température sont inévitables et peuvent générer des contraintes résiduelles excessives dans la pièce, à l’origine des défauts de qualité évoqués précédemment, indépendamment du type de procédé étudié. Dans une revue bibliographique concernant les composites hautes performances, P. Parlevliet [39] note 3 aspects importants dans le procédé pour garantir la santé de la matière : **le niveau de température, l’homogénéité de température autour de la pièce et la vitesse de refroidissement**. Concernant ce dernier, Anders E. Manson [8], dans une étude sur l’influence des paramètres du procédé, notamment la pression et la vitesse de refroidissement, sur la morphologie du PEEK-CF (composite thermoplastique haute performance constitué d’une matrice en polyétheréthercétone et fibres de carbone) a trouvé qu’une vitesse de refroidissement élevée entraîne une faible cristallisation du matériau et par conséquent une diminution de ses propriétés mécaniques [8, 32, 40]. Dans la figure 1.7, il peut être observé l’apparition de fractures entre les plis d’un composite haute performance en fibre de carbone pour deux vitesses de refroidissement différentes.

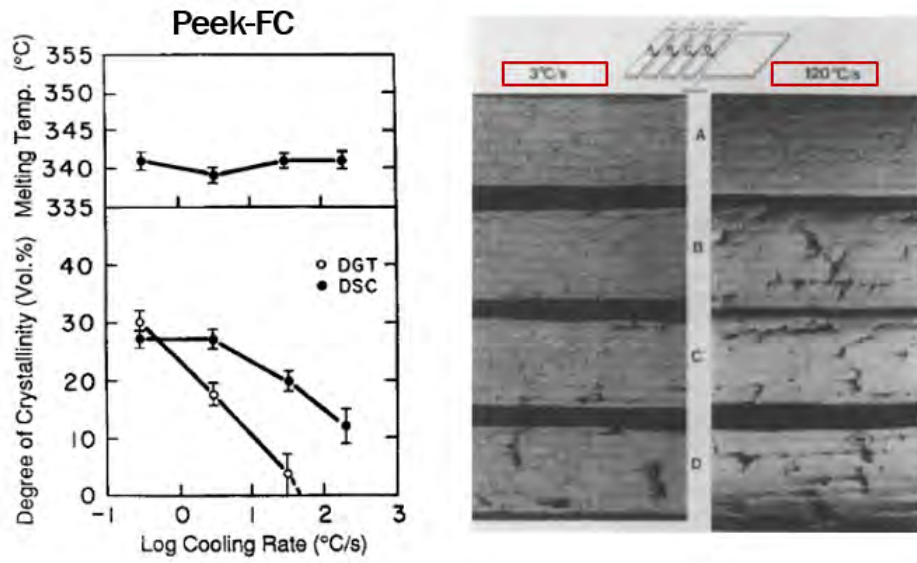


FIGURE 1.7 – Incidence de la vitesse de refroidissement sur l’intégrité de la pièce. [8]

Toute ou partie de ces aspects ont été évoqués par d’autres auteurs [41, 42], et sont de grande importance pour la conception thermique des procédés. Dans la méthodologie proposée, ces aspects seront considérés à chacune des étapes de fabrication, à savoir le chauffage, la conformation et le refroidissement. En même temps, la thermique résultante de l’interaction des matériaux constituant la pièce sera prise en compte.

Dans le cas d’un procédé de thermo-estampage, deuxième partie intégrante du procédé hybride étudié, d’autres aspects sont importants à prendre en compte pour garantir la santé de la matière, tout en restant productifs du point de vue du procédé. Par exemple, pendant le chauffage ou pré-chauffage des préformes, une puissance adéquate de sources chauffantes est importante. Le mode de chauffage mais aussi son évolution dans le temps déterminent la distribution de température dans l’épaisseur [15]. Une distribution de température uniforme dans l’épaisseur aide à éviter les contraintes résiduelles excessives de type thermique. Même si ce constat a été fait pour l’estampage des feuilles polymère standard, cela est valable pour les matériaux hautes performances où une conductivité faible peut engendrer, de la même façon, un gradient de température important dans l’épaisseur de la pièce. De la même façon, un chauffage avec des niveaux de température non contrôlés, en amont de la phase de formage, peut jouer sur la qualité des pièces. GJ Swenney [43] remarque cette importance en prenant la définition donnée par Cogswell [44] pour expliquer que la transformation des composites au-delà de la plage de température de mise en oeuvre peut endommager les matériaux, et qu’un chauffage non uniforme pourrait générer des zones dégradées ou non fondues, ce qui réduit fortement la qualité finale de la pièce.

La plupart de la bibliographie consultée se focalise sur une technologie en particulier, notamment l’estampage ou l’injection de polymères. Cette thèse étudie plus en détail le procédé hybride d’estampage avec surmoulage d’insert métallique. Dans ce procédé s’ajoutent d’autres défis du point de vue

thermique, comme par exemple, l'interaction des plusieurs matériaux avec des diffusivités thermiques différentes. Dans le cas de préchauffage infrarouge, une différence d'émissivité, peut créer des points de concentration thermique qui endommageraient localement la pièce. En plus, la compatibilité des matières doit être prévue. Dans le cas de surmoulage sur une préforme, garantir une bonne adhésion entre les matériaux devient un paramètre important pour garantir la qualité globale de la pièce.

1.3.1 Rôle de l'adhésion des polymères dans la conception thermique des procédés multi-matériaux

L'adhésion est un phénomène thermo-dépendant. Pour l'obtenir les surfaces doivent être chauffées au-delà du point de fusion de la matière, pour le cas des polymères semi-cristallins (figure 1.8). Cela diminue la viscosité à la surface et aide à la mobilité des chaînes moléculaires. Une pression est ensuite appliquée afin de les mettre en contact. Cette étape est appelée contact intime. Une interdiffusion des chaînes polymères à travers l'interface est alors possible jusqu'à obtenir l'adhésion, cette étape est appelée cicatrisation. Le contact intime et la cicatrisation sont donc les deux mécanismes physiques nécessaires à l'adhésion des polymères.

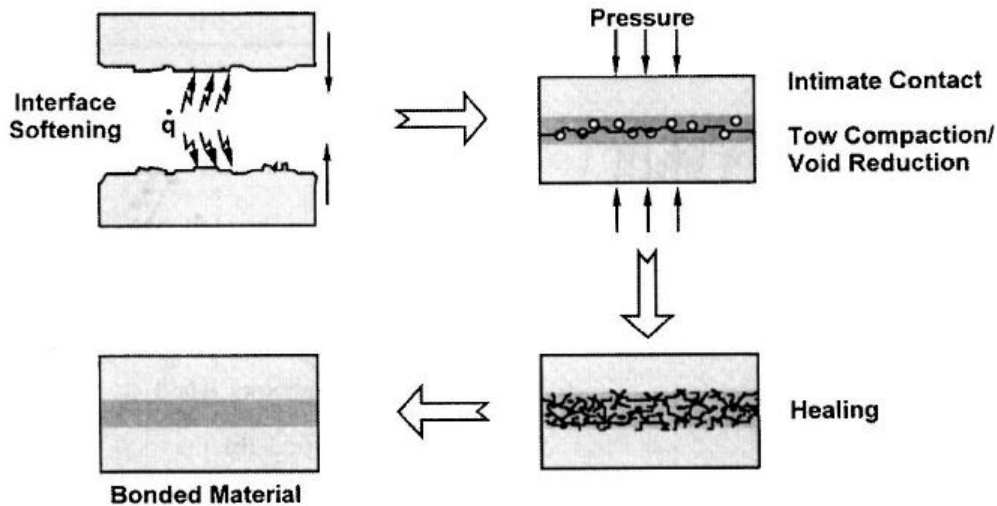


FIGURE 1.8 – Illustration des étapes d'un procédé d'adhésion par fusion [9]

L'adhésion a été définie formellement comme le processus où l'interface des matériaux en contact est éliminée par interdiffusion des chaînes de polymère créant une structure monolithique. Ce phénomène est modélisé en suivant la théorie de reptation [45] décrit dans l'équation 1.1

$$D_h(t) = \frac{\sigma(t)}{\sigma_\infty} = \frac{\chi(t)}{\chi_\infty} = \left(\frac{t}{t_R} \right)^{1/4} \quad (1.1)$$

Dans cette équation le degré de cicatrisation $D_h(t)$ est le ratio de la résistance mécanique à l'interface des matériaux soudés $\sigma(t)$ pendant un certain temps t , sur la résistance mécanique du matériau soudé pendant un temps infini σ_∞ , χ est la profondeur de pénétration des chaînes polymères et χ_∞ sa valeur maximale. Le temps de reptation est le temps dans lequel les chaînes polymères sortent du tube où elles se trouvaient au temps initial $t = 0$ (figure 1.9).

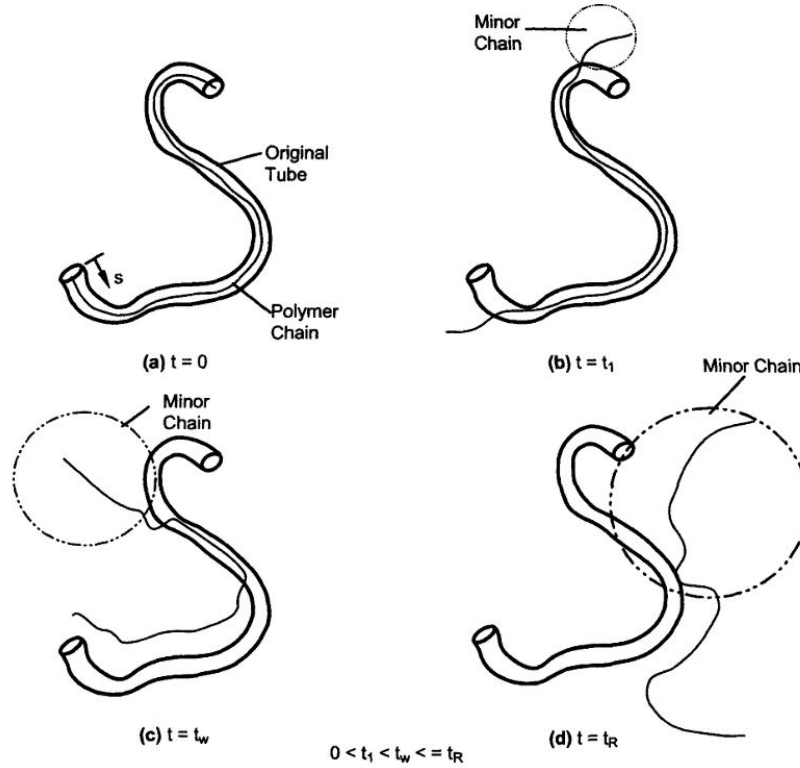


FIGURE 1.9 – Mouvement de reptation. La chaîne polymère sort du tube original au temps de reptation t_r [9]

Cependant, ce modèle est normalement valide pour les polymères à bas poids moléculaire, ce qui n'est pas le cas des PAEK. Pour les polymères à haut poids moléculaire la profondeur de pénétration des chaînes polymères est atteinte avant χ_∞ cela permet d'obtenir une force de liaison maximale au temps de soudure t_w [46]. De cette façon, le temps de reptation est remplacé par un temps de soudage sur l'expression du degré de cicatrisation, comme détaillé dans l'équation 1.2.

$$D_h(t) = \frac{\sigma}{\sigma_\infty} = \frac{\chi}{\chi_w} = \left(\frac{t}{t_w} \right)^{1/4} \quad (1.2)$$

Ce modèle a également été utilisé par Avenet *et al* [24] dans le soudage de composites thermostoplastiques haute performance. Il peut être exprimé sous la forme différentielle [24, 46] comme :

$$(dD_h)^4(t) = 1/(t_w(T))dt \quad (1.3)$$

Où $t_w(T)$ est le temps de soudage dépendant de la température modélisé classiquement à l'aide de la loi d'Arrhenius :

$$t_w(T) = ke^{(E_a/RT)} \quad (1.4)$$

k , E_a , R et T sont respectivement une constante de matériau, l'énergie d'activation, la constante universelle des gaz parfaits et la température. Le degré de cicatrisation est calculé numériquement sur la base de l'historique thermique obtenue à partir du modèle thermique direct.

Les aspects thermiques mentionnés et l'importance de leur maîtrise dans la qualité d'une pièce vont être essentiels dans la conception thermique d'un procédé de fabrication hybride multi-matériaux. Ces aspects sont : **l'homogénéité de température, la vitesse de refroidissement, la prise en compte de l'interaction multi-matériaux et l'adhésion entre matières polymères**. Ces objectifs de conception peuvent être atteints en pilotant les variables du système ou variables de conception, telles que les températures de l'outillage, l'évolution temporelle lors du chauffage et/ou refroidissement, qui dépend du fluide caloporteur ou du moyen de chauffage choisi selon le cas. On trouve aussi d'autres variables de conception comme décrit par Pandelis [38], comme par exemple, la forme, la taille ou le positionnement des canaux des refroidissement listés sur la figure 1.6. Dans la section suivante, les objectifs considérés par plusieurs auteurs lors de l'optimisation thermique de pièces polymères sont présentés sous forme mathématique en détaillant la variable de conception utilisée. Ces investigations ont aidé au choix des critères d'optimisation et également au positionnement de cette thèse par rapport aux recherches précédentes.

1.4 Variables de conception thermique et objectifs d'optimisation

Le premier pas dans une méthodologie d'optimisation, selon Nocedal [47], est de créer un modèle mathématique du problème. Cela nécessite de la formulation d'une fonction à minimiser ou maximiser (appelée fonction-objectif), laquelle peut être soumise à des contraintes (fonctions à satisfaire) sur des variables de conception (paramètre à trouver) qui peuvent être bornées. Dans l'optimisation thermique d'outillages, la variable de conception la plus souvent choisie correspond au positionnement des canaux de refroidissement, puisqu'ils garantissent une température adéquate autour de la pièce. Comme détaillé précédemment, différentes variables jouent sur le comportement thermique de la pièce au cours de sa fabrication. Ainsi, différents auteurs privilégient d'autres paramètres du procédé, notamment la température initiale du moule ou du fluide caloporteur. Ici sont listés quelques exemples de variables de conception et fonctionnelles étudiées dans la conception thermique d'outillages. Un état de l'art plus détaillé a été réalisé par Fernandes *et al* [48] concernant les moules d'injection de polymères.

- Dans le but d'optimiser le champ de température à l'interface moule-pièce dans le procédé d'injection, Pandelidis *et al*[38] ont choisi comme variables de conception la pression d'injection,

la température de fusion du matériau, la température initiale du moule, le temps d'injection, la différence entre la température initiale et la température finale de la pièce en phase d'injection, ainsi que les points d'injection. Leurs travaux suggèrent un choix d'objectif en fonction des besoins du concepteur. L'optimisation est proposée indépendamment du type de polymère et de la géométrie de la pièce, restant de cette façon assez généraliste dans cet aspect. Un exemple de fonction objectif proposé par Pantelions *et al*[49] consiste à minimiser :

$$J(X) = \alpha T_d + N_{ovp} + \gamma N_{fh} \quad (1.5)$$

où α et γ sont les poids de pondération de la fonction. T_d est la différence de température dans la pièce à la fin du temps d'injection, N_{ovp} est défini comme le pourcentage d'éléments surchargés dans la pièce et N_{fh} le pourcentage d'éléments surchauffés par friction. Dans le cadre de son investigation, dans un modèle par éléments finis, un élément à 3 noeuds est considéré surchargé si la pression aux noeuds est supérieure à une valeur maximale, et le gradient de pression dans l'élément est près de zéro. cette condition est représentée par élément comme suit :

$$P_{n1} \approx P_{n2} \approx P_{n3} \quad (1.6)$$

$$P_{n1}, P_{n2}, P_{n3} \geq \frac{P_{max}}{2} \quad (1.7)$$

où P_{n1} , P_{n2} et P_{n3} sont les trois pressions nodales associées à l'élément n et P_{max} est la pression maximale à la fin de la phase d'injection. Pandelidis *et al* [49] expliquent que dans les zones de surcharge la densité sera beaucoup plus élevée créant des différences de densité dans la pièce, ces différences vont créer un retrait différentiel qui provoquera donc un gauchissement de la pièce. Concernant le troisième critère, un élément est considéré surchauffé par friction en fonction des contraintes par cisaillement dans la pièce, plus ces contraintes seront importantes plus il y aura des déformations. Finalement, $X = [X_1, X_2, X_3]$ sont les variables de conception : température de l'outillage, température de fusion du matériaux et temps d'injection respectivement.

- Tang[10] considère que les variables de conception doivent être choisies en fonction de la température et du temps. Selon cet auteur, l'objectif à atteindre est une distribution uniforme de la température. Pour cela, il suggère la minimisation de deux objectifs : l'effet de la température moyenne et l'effet de la différence de température. Ce critère est appliqué dans l'optimisation d'un moule avec 3 cavités. La fonction d'optimisation employée est de la forme :

$$J(X) = \alpha \left[\int_{\Gamma} \frac{(\bar{T}(X) - T(X))^2}{F_1} d\Gamma \right]^{(1/2)} + (1 - \alpha) \frac{(T_{max} - T_{min})}{F_2} \quad (1.8)$$

où $\bar{T}(X)$ est la moyenne de la température sur la frontière Γ , T_{max} et T_{min} , les températures maximale et minimale respectivement sur Γ , et α est un terme de pondération afin de jouer avec les critères selon leur importance. F_1 et F_2 sont les valeurs de $(\bar{T}(X) - T(X))$ et $(T_{max} - T_{min})$ à la première itération. X est le vecteur avec les variables de conception. Sur la figure 1.10, on trouve les lignes d'isovaleur en température pour les cas optimisé et non optimisé. Sur cette figure une homogénéité de température à l'interface moule-pièce est atteinte avec un positionnement optimal des canaux.

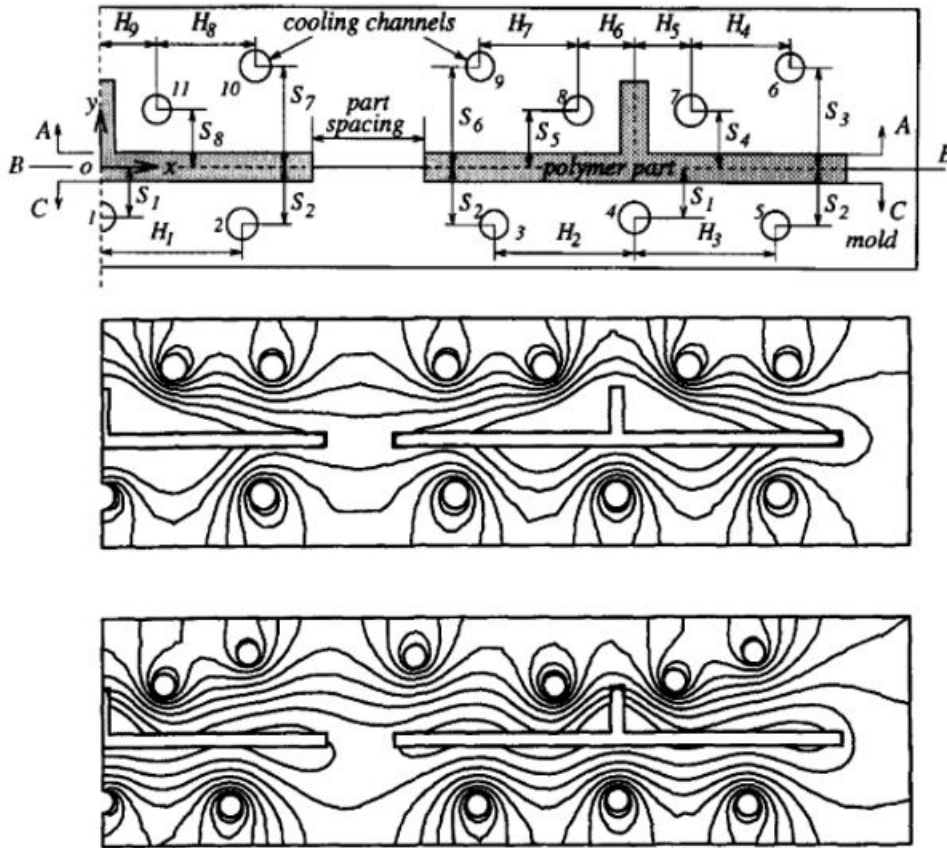


FIGURE 1.10 – (a) Définition des variables de conception. Isothermes pour un système avec 11 canaux : (b) avant optimisation, (c) après optimisation [10]

Le terme de pondération dans l'équation 1.8 a été aussi utilisé par Park[50] pour l'optimisation des canaux de refroidissement à l'aide de la méthode des éléments frontière BEM (Boundary Element method). Cependant, au lieu de l'écart en température, il propose de minimiser le temps de refroidissement. La fonction proposée par Park[50] a la forme suivante :

$$J(X) = \frac{\alpha}{F_1} \left[\int_{\Gamma} (\bar{T}(X) - T(X))^2 d\Gamma \right]^{(1/2)} + \frac{(1 - \alpha)}{F_2} tc \quad (1.9)$$

où t_c est le temps de refroidissement, et F_1 et F_2 sont utilisés pour normaliser les termes.

- Qiao [51], utilise comme variables de conception le nombre et le positionnement des canaux de refroidissement. Il cherche à minimiser l'écart de température sur la surface de la cavité moulante S proposant une fonction coût non linéaire soumise aux contraintes qui sont l'espacement entre canaux et la distance entre les canaux et la cavité moulante.

$$J(X) = \frac{1}{S} \int_S (\bar{T}(X) - T(X))^2 dS \quad (1.10)$$

- Agazzi[36] cherche à minimiser une fonctionnelle qui emploie comme critères une température cible dans la pièce ainsi qu'un écart de moyenne minimal. Ces deux critères dépendent des propriétés des matériaux (moule et pièce) et, des variables du procédé.

$$J(T_\infty) = \int_0^t \int_\Omega \left(\frac{T_{ejec} - T(T_\infty)}{T_{ejec} - T_{injec}} \right)^2 d\Omega dt + \int_0^t \int_\Gamma \left(\frac{T(T_\infty) - \bar{T}(T_\infty)}{\Delta T_{ref}} \right)^2 d\Gamma dt \quad (1.11)$$

où T est la variable à résoudre dans le problème direct. T_{ejec} est la température cible. T_{injec} est la température d'injection du polymère et, T_{ref} est une température de référence, pris comme l'écart entre la température maximale et minimale sur la frontière érodée. T_∞ es la variable de conception du problème d'optimisation.

- Hopmann [23] considère de la même manière qu'il faut obtenir une profil homogène de température et réduire le temps de production. Pour cela il propose une fonction objectif basée sur l'uniformité de la masse volumique sur une frontière et d'une température cible. Cependant, le choix de l'algorithme d'optimisation reste le même que celui utilisé par Agazzi[36].

$$J(T_{KK0}) = \sum_{i=1}^m \int_0^{t_{cool}} \left(\frac{T_{ejec} - T_F(x_i, t, T_{KK0})}{\omega_i} \right)^2 dt + \sum_{j=1}^k \int_0^{t_{cool}} \left(\frac{\bar{\rho}_f - \rho_F(x_j, t, T_{KK0})}{\omega_j} \right)^2 dt \quad (1.12)$$

où T_{KK0} sont les températures cherchées ou variable de conception. La fonction objectif est ainsi constituée de deux termes : vitesse de solidification pour la productivité et homogénéité pour la qualité. La température d'éjection T_F est la température sur la surface de la pièce. Le deuxième terme correspond à la différence entre la moyenne de la masse volumique totale $\bar{\rho}_f$ dans la pièce et la masse volumique locale ρ_F à chaque point de discrétisation. Une pondération des deux termes est faite grâce aux poids ω_i et ω_j .

Les variables de conception font référence à des paramètres du système tandis que les objectifs se trouvent plus couramment dans la pièce. Dans les cas présentés, il peut être constaté une cohérence des objectifs d'optimisation étudiés. Même si ces fonctions objectif font référence au refroidissement de polymères, elles font également partie des critères nécessaires au chauffage de pièces. Cette thèse se focalise sur l'uniformité de température mais aussi sur le temps de production exprimé en forme de température cible comme fait par Agazzi [36] et Hopmann [23]. Cependant, les critères trouvés dans la littérature peuvent ne pas être suffisants pour garantir une pièce de qualité dans un procédé hybride multi-matériaux. Pour cette raison, l'incorporation d'un terme dans la fonction objectif basé sur l'adhésion des matériaux estampés et surmoulés sera étudié. Une fois les fonctions objectif établies, elles seront minimisées à l'aide d'algorithmes d'optimisation. La section suivante propose une synthèse des algorithmes les plus amplement trouvés dans la littérature, que cela soit pour le chauffage ou refroidissement des pièces polymères.

1.5 Optimisation thermique

La thermique des outillages étant un levier important permettant d'assurer le meilleur compromis entre la qualité et la productivité, de nombreux travaux se sont orientés vers l'optimisation sur les procédés. Parmi la bibliographie consultée, la plupart des recherches se focalisent sur la conception du système de refroidissement, mais on trouve aussi des méthodologies d'optimisation focalisées sur la conception du moyen de chauffage, la technologie de régulation thermique ou bien le choix des matériaux. Toutes ces améliorations passent par des algorithmes d'optimisation, lesquels sont divisés selon certaines caractéristiques. Dans la partie suivante, on présente l'état de l'art concernant les algorithmes d'optimisation et finalement, leurs applications dans la conception thermique d'outillages.

1.5.1 Algorithmes d'optimisation

Un algorithme d'optimisation est une procédure qui est exécutée de manière itérative en comparant différentes solutions jusqu'à ce qu'une solution optimale ou satisfaisante soit trouvée [11]. La figure 1.11 montre les grandes lignes des étapes qui sont généralement nécessaires à une formulation d'un problème d'optimisation.

Les caractéristiques de ces différentes étapes dépendent de type du problème et des solutions envisagées. Ainsi les variables peuvent être continues ou discrètes, linéaires ou non linéaires ; dans la formulation de contraintes, on peut avoir un problème sans contraintes ou avec contraintes et la fonction à minimiser peut être mono-objectif ou multi-objectifs.

Concernant le choix de l'algorithme, il existe une grande diversité d'options qui, comme évoqué précédemment, dépendent du type de problème et de solutions envisagées, mais de façon générale, les algorithmes d'optimisation peuvent être classifiés entre ceux qui recherchent un minimum local et ceux

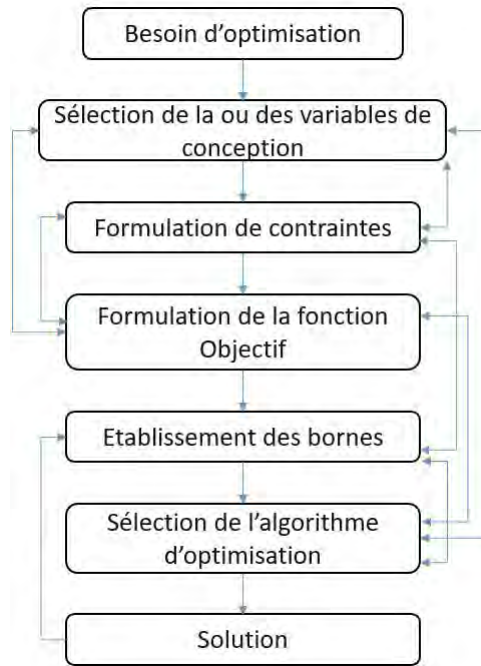


FIGURE 1.11 – Étapes d'un problème d'optimisation [11]

qui recherchent un minimum global. Les premiers donnent de bons résultats pour les problèmes linéaires ou convexes, tandis que les deuxièmes sont privilégiés pour les problèmes avec plusieurs minima/ maxima locaux comme les problèmes non linéaires. Une autre classification possible d'algorithmes est déterministes ou stochastiques. Ces derniers utilisent des variables aléatoires dans sa construction, ce qui implique une solution en fonction d'une probabilité, tandis que les déterministes obtiennent une solution unique à partir d'une entrée connue. Les algorithmes doivent avoir 3 caractéristiques importantes : robustesse, efficacité et précision.

Les algorithmes déterministes plus amplement rencontrés dans la bibliographie sont les algorithmes de premier ordre ou méthodes de gradient mais on trouve aussi d'autres méthodes comme la méthode du simplex. Les algorithmes basés en gradient peuvent être adaptés pour résoudre des problèmes non linéaires ou pour intégrer des contraintes comme par exemple à travers la méthode du Lagrangien augmenté, laquelle est utilisée pour transformer un problème sous contraintes en un problème d'optimisation sans contraintes. L'idée de base est de créer une pseudo fonction objectif qui prend en compte les contraintes du problème. Pandelis [38], dans l'optimisation thermique d'un procédé pour la mise en forme d'un polymère PA6, un thermoplastique technique, emploie cette méthodologie pour optimiser certaines conditions de l'outillage dans un procédé d'injection, telles que la pression pendant la consolidation et la position des points d'injection. D'autres algorithmes basés en gradient comme Davidon-Fletcher-Powell[51] ont été notamment employés dans la conception thermique des procédés de mise en forme des pièces polymères.

En ce qui concerne les algorithmes stochastiques, on trouve dans la littérature un grand nombre de variantes. Sasmita Behera [12], fait une synthèse sur différents types d'algorithmes d'optimisation

en trois sections (biologique, topologique et physique), chacune avec des sous classifications, comme présenté dans la figure 1.12.

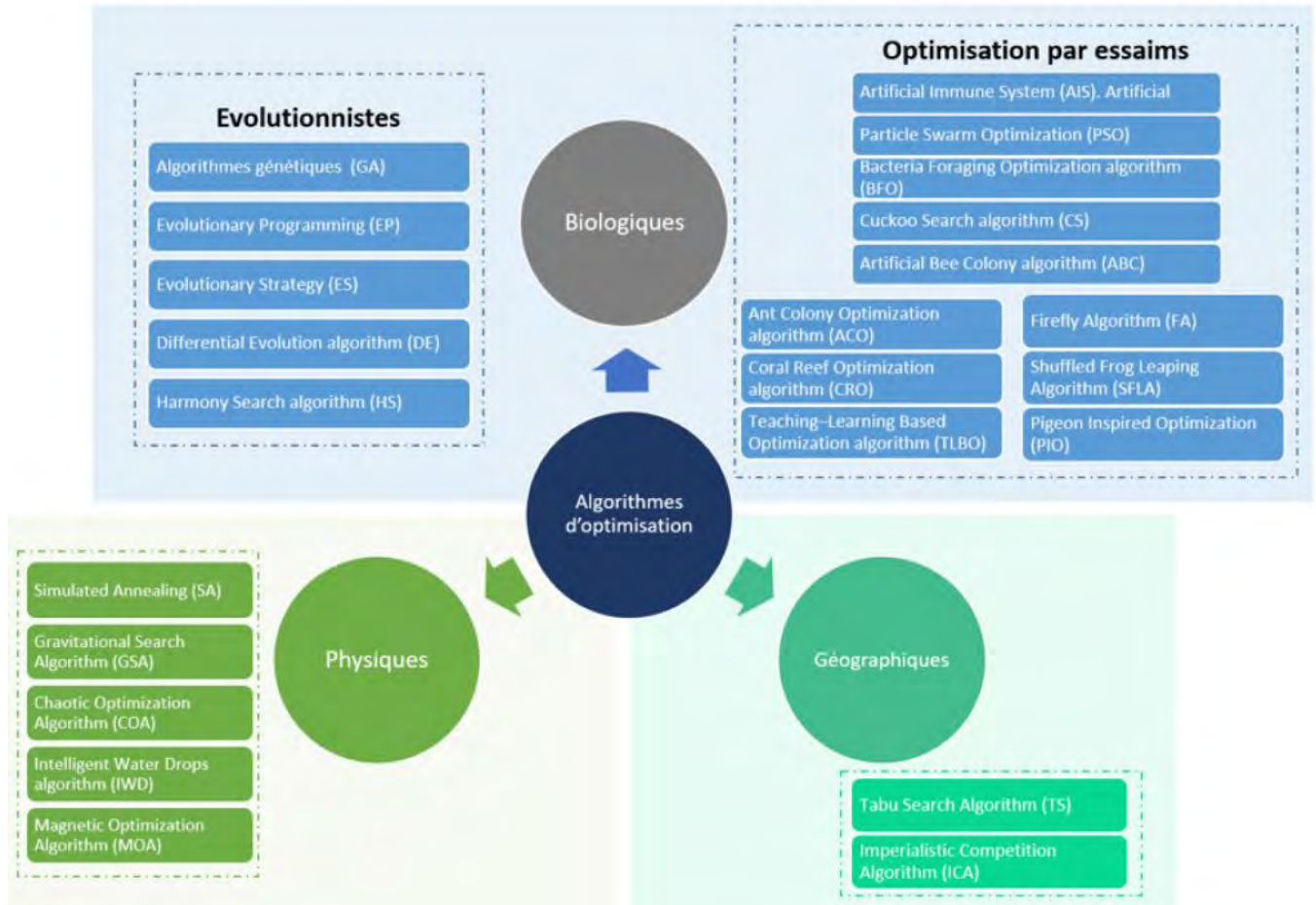


FIGURE 1.12 – Classification des algorithmes d’optimisation stochastiques. Adaptation de [12]

Parmi ces algorithmes stochastiques les plus communément rencontrés dans l’optimisation des procédés de mise en forme de pièces polymères, on retrouve :

- **Algorithmes génétiques** : ces algorithmes recherchent le ou les extrema d’une fonction définie sur un espace de données [13]. La figure 1.13 présente un schéma des étapes d’un algorithme génétique. Le principe de base repose sur la simulation de l’évolution d’une population de solutions en vue d’obtenir une solution, ou un ensemble de solutions les plus adaptées au problème [52]. Les étapes sont les suivantes :

- Étape 1 : Identifier la population initiale et évaluer chacun de ses individus (Génération).
- Étape 2 : Sélectionner les individus à utiliser pour construire la population fille. (Évaluation-Sélection)

- Étape 3 : Effectuer une recombinaison des individus sélectionnés à l'aide des opérateurs de croisement et de mutation (Reproduction).
- Étape 4 : Évaluer les nouveaux individus et établir la population fille (génération $K+1$).
- Étape 5 : Recommencer à l'étape 2 tant que la condition d'arrêt n'est pas remplie (Évaluation-Sélection).

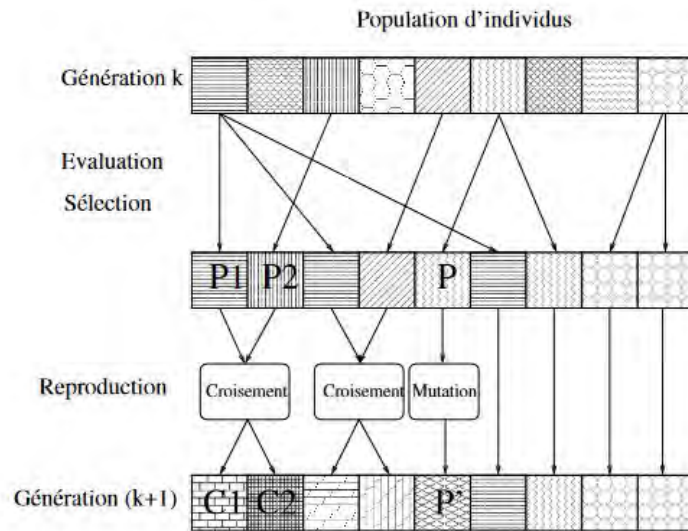


FIGURE 1.13 – Étapes d'un algorithme génétique [13]

Ce type d'algorithme a été utilisé pour l'optimisation des transferts thermiques au sein des polymères [53–56]. Garcia [57] explique que ces algorithmes, libres des dérivées, ne sont limités par aucun pré-requis. Ils peuvent traiter tout type de fonction objectif et contraintes, linéaires et non-linéaires, définis dans des espaces continus, discrets ou mixtes. En plus, ces algorithmes peuvent être facilement parallélisables et combinés avec d'autres techniques. Cependant, ils présentent aussi quelques désavantages. Ces algorithmes doivent être adaptés au problème de façon manuelle, leurs performances étant très spécifiques à l'application traitée [58]. En plus, à cause d'une partie incluant le hasard, il n'est pas toujours aisé de prédire sa performance, son succès peut être donc défini uniquement par expérimentation [57]. En dernier lieu, un désavantage majeur concerne le coût de calcul.

- **Essaim de particules** : L'algorithme d'optimisation de l'essaim de particules ou PSO par ses sigles en anglais (Particle Swarm Optimisation) se compose d'un essaim de « n » particules. La position de chaque particule représente une solution possible de la fonction objectif dans l'espace de recherche de dimension D [59]. Chaque particule a un vecteur de position de mise à jour et un vecteur de vitesse de mise à jour en se déplaçant dans l'espace des solutions [60]. A chaque itération de l'algorithme la position et la vitesse sont mises à jour comme suit :

$$V_i^{k+1} = \omega_i V_i^k + \left[b_1 rand1 * (P_i^k - X_i^k) \right] + \left[b_2 rand2 * (P_g^k - X_i^k) \right] \quad (1.13)$$

$$x_i^{k+1} = x_i^k + V_i^{k+1} \quad (1.14)$$

où V_i^{k+1} est la vitesse de la particule i à l'itération k ; x_i^k est la position actuelle de la particule à l'itération k ; b_1 et b_2 sont des constantes positives, et $rand1$ et $rand2$ sont des variables aléatoires uniformément distribuées dans $[0,1]$. Dans la mise à jour de la vitesse, les termes de l'équation (1.13) qui créent une nouvelle vitesse sont :

1. Le terme d'inertie ω_i : cette variable force la particule à se déplacer dans la même direction qu'auparavant en ajustant l'ancienne vitesse.
2. Le terme cognitif P_i : correspond à la meilleure position de la particule i et force la particule à revenir à la meilleure position obtenue dans l'itération précédente.
3. Le terme d'apprentissage social P_g : force la particule à se déplacer vers la meilleure position de ses voisins obtenue dans l'itération précédente.

Un des avantages des algorithmes d'essaim de particules réside dans la facilité de mise en ouvre par rapport aux algorithmes génétiques ou évolutionnistes en général. En effet, le PSO présente un nombre inférieur d'opérations par rapport aux algorithmes génétiques, lesquels nécessitent de sélectionner, combiner, muter et ré-sélectionner les individus d'une population dans une seule itération. L'algorithme PSO présente les limitations propres d'un algorithme stochastique, comme par exemple le fait d'avoir besoin d'un grand nombre d'itérations pour trouver une solution optimale.

Les algorithmes présentés sont connus aussi sous le nom d'algorithmes méta-heuristiques. Les algorithmes méta-heuristiques visent à résoudre des problèmes d'optimisation sophistiqués [61]. Ils émulent généralement des procédés de la nature pour créer de nouveaux codes et sont le plus souvent stochastiques.

Les algorithmes stochastiques et déterministes sont utilisés de manière indépendante ou combinée pour résoudre des problèmes d'optimisation dans la conception thermique des procédés de mise en forme des polymères. Ils sont partie intégrante des méthodologies d'optimisation. Les méthodologies décrivent la manière d'aborder un problème d'optimisation, tandis que l'algorithme est la méthode de minimisation de la fonction établie dans le problème. Dans certains cas, une méthodologie peut être appliquée avec différents codes d'optimisation, dans d'autres cas, les deux sont interdépendants, ce qui signifie que la méthodologie ne peut être appliqué qu'avec un algorithme en particulier. Dans la section suivante, les deux grandes approches de conception thermique et les algorithmes qui emploient différentes méthodologies d'optimisation seront détaillés.

1.5.2 Méthodologies de conception thermique

Une méthodologie de conception thermique est constituée d'une série d'études séquentielles destinées à trouver les variables du procédé ou plus précisément les variables de conception qui garantissent les besoins thermiques de la pièce pendant sa fabrication. Dans cette thèse, on propose une méthodologie de conception thermique qui prend en compte les différentes étapes de transformation d'un procédé multi-matériau : préchauffage, formage et refroidissement. Ces étapes se retrouvent dans la plupart des procédés de mise en forme de composites à matrice thermoplastique (Figure 1.2). Comme évoqué précédemment, les méthodologies de conception thermique trouvées dans la littérature sont plus amplement focalisées sur l'étape de refroidissement du procédé d'injection des matières polymères standards.

Dans le cas d'un procédé hybride d'estampage avec surmoulage d'insert , deux configurations au niveau du procédé sont identifiées : une configuration sans élément de contact autour de la pièce correspondant aux étapes de préchauffage et transfert dans le cas du thermo-estampage, où les échanges par convection et rayonnement sont, le plus souvent, prépondérants ; et une configuration avec éléments de contact autour de la pièce, représentée par l'existence d'un outillage faisant apparaître des échanges par conduction entre la pièce et son environnement, c'est le cas du formage et refroidissement (figure 1.14). Chaque configuration marque une distinction dans la méthodologie de conception thermique dûs aux différents éléments intervenants. Dans la partie suivante, un état de l'art concernant les différentes méthodologies d'optimisation pour ces deux types de configuration est proposée : sans élément autour pour le préchauffage et, avec outillage pour le refroidissement, dans le cas de l'estampage et l'injection.

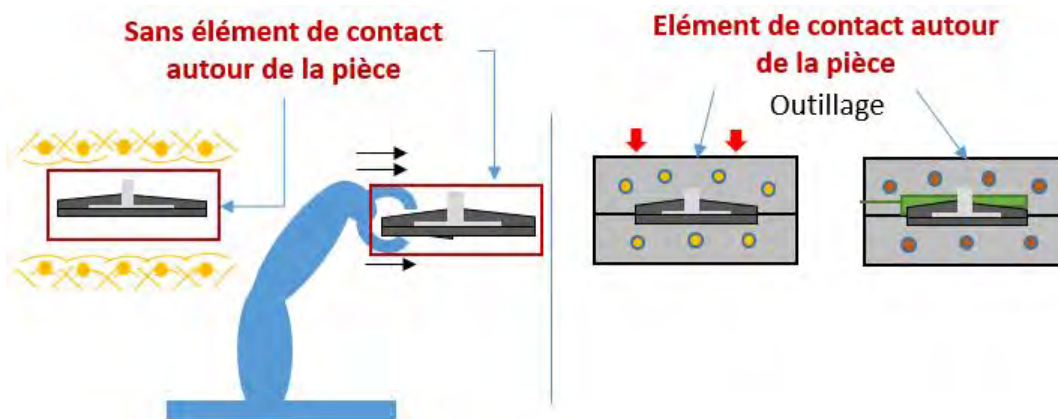


FIGURE 1.14 – Deux configurations d'étude pour la conception thermique de pièces multi-matériaux dans un procédé multi-étapes

Méthodologies de conception thermique appliquées au préchauffage de préformes

Dépendamment du procédé, le chauffage de composites à matrice polymère est réalisé avec les 3 modes de transfert de la chaleur. Cependant le préchauffage des préformes haute performance est fait le plus souvent par rayonnement dans des fours infrarouges. Diverses méthodologies de conception se sont focalisées sur la distribution de flux de chaleur par chauffage infrarouge, notamment dans le préchauffage des préformes en matière polymère.

Avant d’aborder les recherches destinées au préchauffage par rayonnement de préformes à matrice polymère, on aborde une première investigation réalisé par Federov *et al*, [14], dans cette investigation ces auteurs proposent une approche généraliste pour l’optimisation de la température des sources de chaleur d’un four radiatif. Le but est de minimiser un critère basé sur la performance globale du chauffage. Ce critère est choisi par l’utilisateur entre différentes options, telles que : la température cible de la pièce, l’homogénéité sur sa surface et la consommation énergétique. Dans ce système, la pièce est en mouvement dans le four à vitesse constante. Les systèmes de chauffage par mouvement dans des four infrarouges sont plus souvent utilisés pour le séchage de matières ou les traitement de surface cependant, cette méthodologie s’avère intéressante dans le choix d’une méthodologie de conception pour le préchauffage des composites à matrice polymère. Dans cette méthodologie, des échanges convectifs et radiatifs sont pris en compte autour de la pièce (figure 1.15a) pour l’analyse thermique. Les sources chauffantes du four sont représentées par des cellules (figure 1.15b). Pour obtenir la température optimale de chaque source chauffante du four, Fedorov [14] emploie une méthode inverse de conditions aux frontières basée sur un algorithme modifié de Levenberg-Marquardt. Cet algorithme déterministe utilise un gradient dans sa construction, et permet d’obtenir une solution numérique du problème de minimisation d’une fonction, souvent non linéaire et dépendant de plusieurs variables [62]. Le résultat final permet d’obtenir le profil de température des sources de chaleur comme montré dans la figure 1.15c et 1.15d [14].

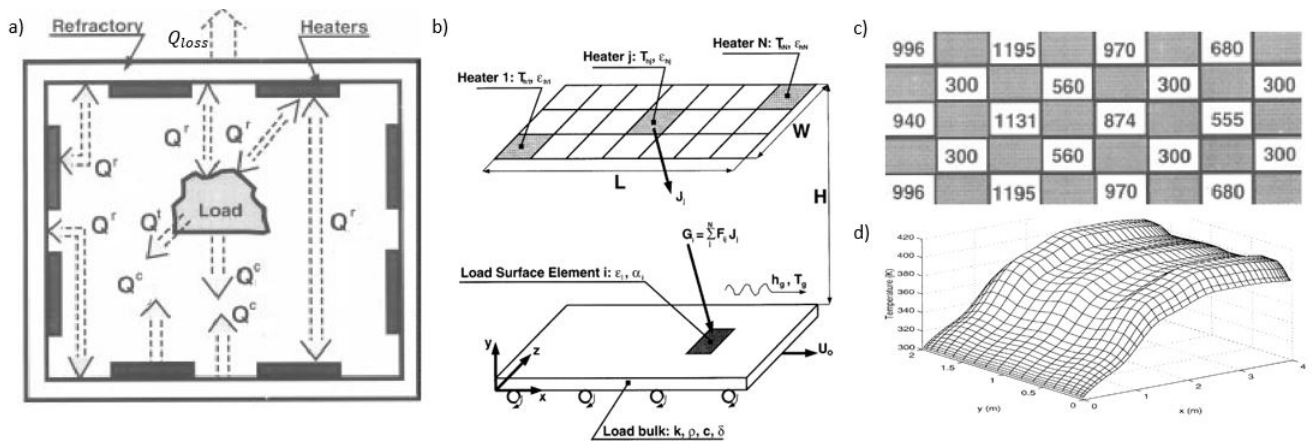


FIGURE 1.15 – Optimisation des sources de chaleur d’un four radiatif[14] a) analyse des transferts de chaleur b) Conditions aux limites, c) et d) Profil thermique optimisé

Dans les applications de chauffage des préformes, F. Erchiqui [63], propose une méthodologie pour l'optimisation du chauffage par rayonnement d'un four infrarouge, cette fois dans un procédé de thermo-estampage. De façon similaire à Federov [14], la température des cellules de chauffage est définie comme la variable de conception. L'objectif dans ses travaux est de minimiser l'écart type de l'énergie reçue par feuille polymère sur toute sa surface. Pour cela, la préforme est décomposée en cellules. Pour résoudre le problème de minimisation, cet auteur combine deux algorithmes méta-heuristiques, un algorithme génétique et un algorithme de recuit simulé. Avec les méthodologies de F. Erchiqui [63] et Federov [14], il peut être constaté la versatilité des algorithmes déterministes et stochastiques pour obtenir une homogénéité de température sur la surface des pièces chauffées par rayonnement.

Pour sa part, Li [64] se focalise sur un autre aspect du préchauffage radiatif et propose une méthodologie de chauffage des feuilles thermoplastiques ABS, dont l'objectif est de réduire les gradients de température dans l'épaisseur de la pièce. La variable de conception est un ratio de la puissance de chauffe, bornée entre 0.8 et 1.2. Le temps de chauffage est partitionné en 3 morceaux, ce qui équivaut à une discrétisation temporelle de la variable de conception. La fonction objectif inclue la température moyenne dans la face inférieure de la feuille, la température moyenne au centre et la moyenne de la différence de température dans l'épaisseur. Pour construire la fonction à minimiser, la méthode RSM (Response Surface Méthode) est utilisée. Celle-ci permet d'obtenir une courbe d'approximation des valeurs expérimentales ou numériques d'un problème direct. L'évolution de température dans l'épaisseur du polymère pour les cas non optimisé et optimisé sont représentées dans les figures 1.16a et 1.16b. Sur la deuxième, il peut être observé la réduction des écarts de température entre la surface inférieure et supérieure de la préforme. Cette investigation conclue qu'une variation temporelle de la puissance de chauffe permet d'avoir une distribution de température dans la plage de processabilité du matériau au final du préchauffage.

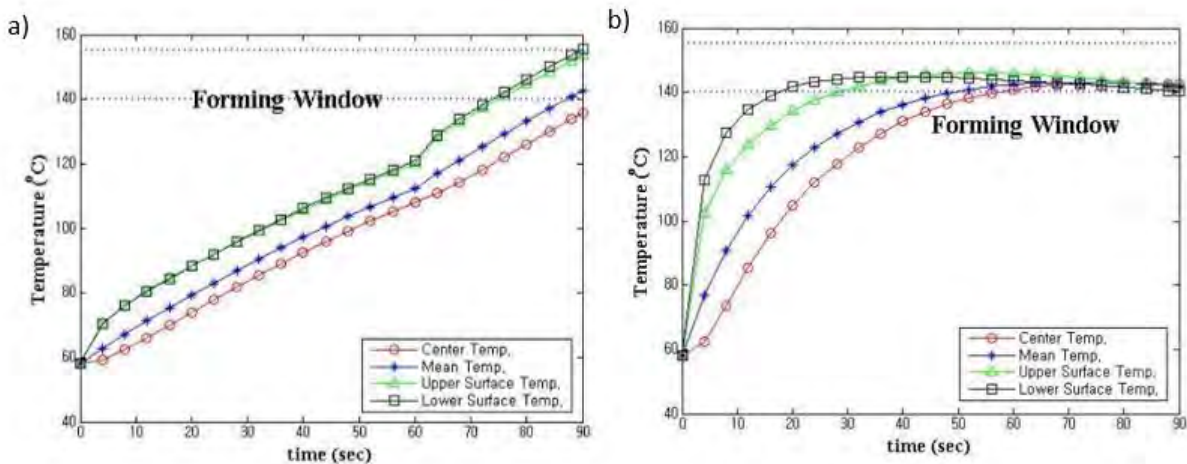


FIGURE 1.16 – Variation du profil de température en fonction du temps : a) Cas non optimisé, b) Cas optimisé [15]

Un chauffage avec des puissances variables dans le temps a été aussi étudié par O Rozant [16] pour le chauffage d'un composite type sandwich en PEI, composite thermoplastique amorphe haute performance. Il propose un chauffage en deux étapes, ce qui revient à changer les flux de chaleur au cours de temps (figure 1.17). Le flux de chaleur est trouvé en utilisant une méthode d'optimisation basée sur un problème inverse des conditions aux limites. Avec cette méthodologie, il arrive à montrer que chauffer en deux étapes permet d'obtenir un profil de température contrôlé dans l'épaisseur de la pièce.

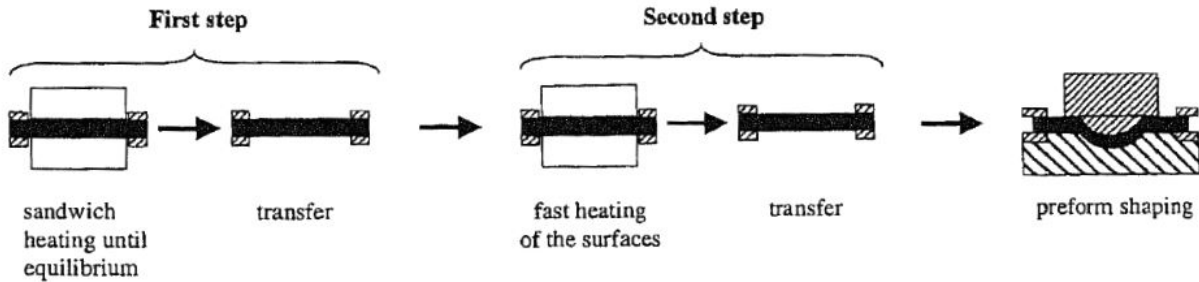


FIGURE 1.17 – Schématisation de la technique de chauffage en deux étapes [16]

Dans le tableau 1.1 les différentes stratégies d'optimisation abordées sont résumées. On détaille les variables de conception, l'objectif d'optimisation et les algorithmes employés. Parmi ces méthodologies on retiendra plus particulièrement celle basée sur la méthode inverse.

Tableau 1.1 – Différents approches de conception thermiques pour le préchauffage de préformes para rayonnement

Auteur	Méthodologie de conception	Variable de conception	Objectif	Algorithme
Federov [14]	Décomposition du modèle en cellules	Température des cellules	Température cible Homogénéité de température Consommation énergétique	Méthode Inverse : algorithme de Levenber-Marquand
F. Erchiqui [63]	Décomposition du modèle en cellules	Température des cellules	Homogénéité de température	Algorithme Génétique Algorithme de recuit simulé [63]
Zhen[64] , Shen [15]	Mise en oeuvre de la méthode RSM [64] Théorème de Duhamel[15]	Coef de la fonction exponentiel obtenue par RSM Pondération de la puissance de chauffage	Réduction du gradient de température dans l'épaisseur	Régression [64] Optimisations quadratiques successives [15]

Les méthodes inverses ont été également utilisées dans d'autres méthodologies de chauffage, notamment par rayonnement et par induction. Favennec [65], utilise une technique inverse pour obtenir la fréquence et l'amplitude de la densité de courant des inducteurs pendant le préchauffage de préformes. La fonction à minimiser est l'écart entre la température cible ou optimale et la température

calculée dans la pièce. Cette méthodologie a été décrite de façon générale car focalisée sur les aspects numériques. Cependant, elle détaille le traitement d'un problème non linéaire en ajoutant les échanges par rayonnement, ainsi que l'intégration de contraintes supplémentaires dans le problème d'optimisation.

Les différentes méthodologies d'optimisation sont basées sur des méthodes inverses des conditions aux limites. Même si ces investigations sont le plus souvent appliquées aux polymères classiques et procédés mono-matériaux, elles restent toujours valables dans le cas de composites thermoplastiques haute performance, la différence provenant du niveau de température à atteindre. Il peut être constaté de la même manière, qu'une variable de conception dépendante du temps est essentielle pour réduire les gradients de température dans l'épaisseur. **Cette thèse se focalisera par la suite sur les méthodes inverses pour traiter le cas de préchauffage des préformes dans un procédé hybride d'estampage avec surmoulage.**

Méthodologies de conception thermique dans le refroidissement des polymères dans les procédés d'injection et thermo-stampage

La deuxième configuration correspond à l'existence d'un élément de contact ou outillage destiné au formage de la pièce. L'outillage est un massif, normalement solide dans lequel interagissent plusieurs composants en fonction du type de procédé. Dans un moule d'injection se trouvent par exemple, les mécanismes d'éjection de pièces, les buses d'injection, les éléments de contrôle et d'ancrage mais aussi le système de refroidissement et/ou de chauffage. Ce dernier est celui qui contrôle l'évolution thermique de la pièce lors de son cycle de mise en forme et donc l'élément sur lequel se focalise cette thèse pour l'optimisation des transferts thermiques dans cette étape. Il est important de préciser que dans la littérature consultée, d'autres auteurs se focalisent sur l'optimisation des matériaux de l'outillage ou les éléments de régulation [66]. D'un autre côté, les aspects numériques du système, comme par exemple, le type d'algorithme utilisé, la modélisation des échanges thermiques ou la réduction du temps de calcul à travers une réduction numérique du modèle [67] sont également trouvés dans la littérature comme domaines d'optimisation thermique. Ces aspects ne font pas partie de la présente étude.

Dans la conception thermique d'outillages, il existe deux approches : "le conventional cooling" ou refroidissement conventionnel et "le conformal cooling" ou refroidissement conforme :

Refroidissement conventionnel : Cette approche a été très étudiée dans le domaine d'injection des pièces polymères. Il consiste en la création d'un réseau de canaux de refroidissement conçus par des techniques d'usinage conventionnel, ce qui implique des canaux de forme normalement droite et limités par les techniques d'usinage et de maintenance. La conception de ce type de systèmes se faisait initialement en fonction de l'expérience des dessinateurs [17, 18, 51]. Cependant, l'évolution de la thermique n'étant toujours pas intuitive, l'utilisation des algorithmes d'optimisation devient important. En effet, Tang *et al*, [10] considèrent qu'afin de trouver la meilleure disposition des canaux

de refroidissement et, par conséquent du profil thermique, plusieurs tests doivent être faits, ce qui souligne l'importance de la réalisation d'une méthode itérative d'optimisation basée sur la thermique de l'outillage.

Des codes stochastiques et déterministes, ainsi qu'une combinaison des deux a été employée pour l'optimisation des canaux conventionnels au fil des années. Les méthodologies de conception conventionnelle trouvées dans la littérature sont très variées. Concernant l'optimisation géométrique des canaux de refroidissement, certaines études partent d'une configuration initiale ayant comme variables de conception le diamètre des canaux de refroidissement, la séparation entre canaux ou la distance entre les canaux et la pièce, pour les géométries relativement simples.

Pour les géométries plus complexes, des méthodologies comme la méthode jackstraw , polyline ou segmentation sont proposées [17]. Dans la figure 1.18 un exemple de la méthode polyline est présenté. Elle consiste en l'optimisation d'une série de cylindres inter-connectés. Les cylindres correspondent aux canaux de refroidissement usinés. Cette optimisation se fait à partir de la position optimale des points d'inter-connection (P1, P2, P3...) (figure 1.18). De la même façon, dans la figure 1.19 un schéma de la méthode de segmentation est présenté, cette méthode essaye de s'approcher le plus possible de la géométrie de la pièce avec les limitations d'usinage des canaux. Dans cette méthodologie, une décomposition de la pièce en sous-parties est faite. Ensuite, un système de refroidissement est conçu pour chaque sous-partie. Au final, les sous-systèmes sont assemblés pour obtenir le réseaux de refroidissent entier.

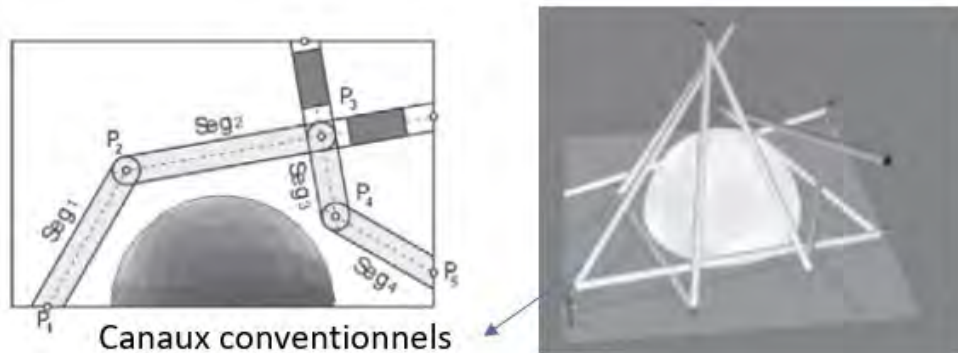


FIGURE 1.18 – Schématisation de la méthode de conception à travers polylines [17]

L'étude de la thermique dans ces méthodologies a permis de comprendre que plus le système de chauffage/refroidissement s'approche de la géométrie de la pièce plus le profil thermique autour d'elle sera uniforme. Cependant, le refroidissement conventionnel est limité par les technologies d'usinage. Des pièces ayant des formes complexes risquent de développer des gradients thermiques très importantes, même après optimisation. La création de canaux conformes mieux adaptés à la géométrie devient donc une solution à cette limitation. Cette intégration des canaux conformes est possible

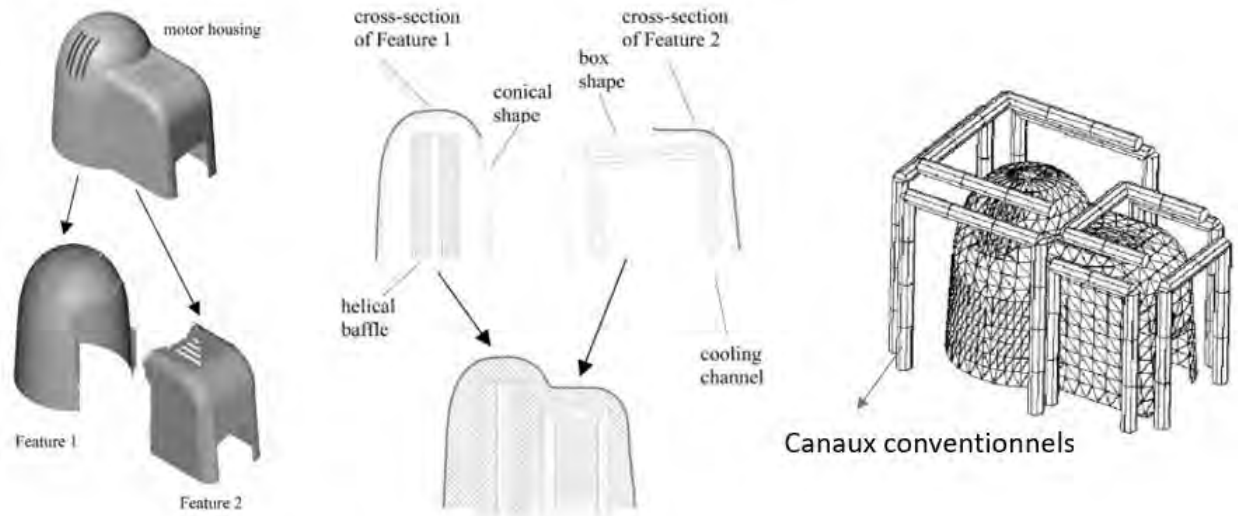


FIGURE 1.19 – Schématisation de la méthode de conception conventionnelle par segmentation [18]

grâce à l'impression 3D qui rend envisageable l'usinage des canaux avec des formes plus complexes. La conception des canaux conformes devient un élément important pour un contrôle maîtrisé de la thermique des outillages. Au regard de cette analyse, cette thèse privilégie les méthodologies orientées vers une approche conforme au lieu d'une méthode conventionnelle.

Refroidissement Conforme : Cette approche a été proposée initialement par Xiaorong et Xu [19]. La méthodologie proposée est basée sur la décomposition de la pièce en sous parties moins complexes, tel que fait par Li [18], chaque partie étant postérieurement subdivisée en cellules représentatives de la topologie de la pièce, comme montré dans la figure 1.20 [19].

Ces cellules sont utilisées pour réaliser l'étude physique en fonction de la thermique, de la perte de pression, de l'uniformité de température, de la température d'éjection, de la température du fluide caloporteur et des contraintes induites dans le moule. Ensuite, la fonction objectif prend en compte deux critères : la température d'éjection et le temps de refroidissement. Dans le modèle proposé par Xiaorong *et al*, un régime stationnaire en température moyenne est atteint à partir du premier cycle, ce qui est dû à la masse confinée de matière entre la pièce et les canaux. De plus, l'auteur constate que même si les propriétés du matériau du moule ont une incidence dans la thermique, la distance entre les canaux et la surface de la cavité est encore plus importante. Cette étude permet de connaître l'influence des paramètres lors du moulage de pièces et donne une nouvelle approche pour l'optimisation des moules.

Ainsi, l'approche proposée par Xiaorong *et al* [19], donne lieu à la proposition de plusieurs méthodologies basées sur la conception des canaux conformes. Ces méthodologies peuvent être très variées en termes de construction du problème. Wang[20] proposent une méthode automatique pour la construction de canaux de refroidissement en 3D pour géométries de forme complexe, ce qui était

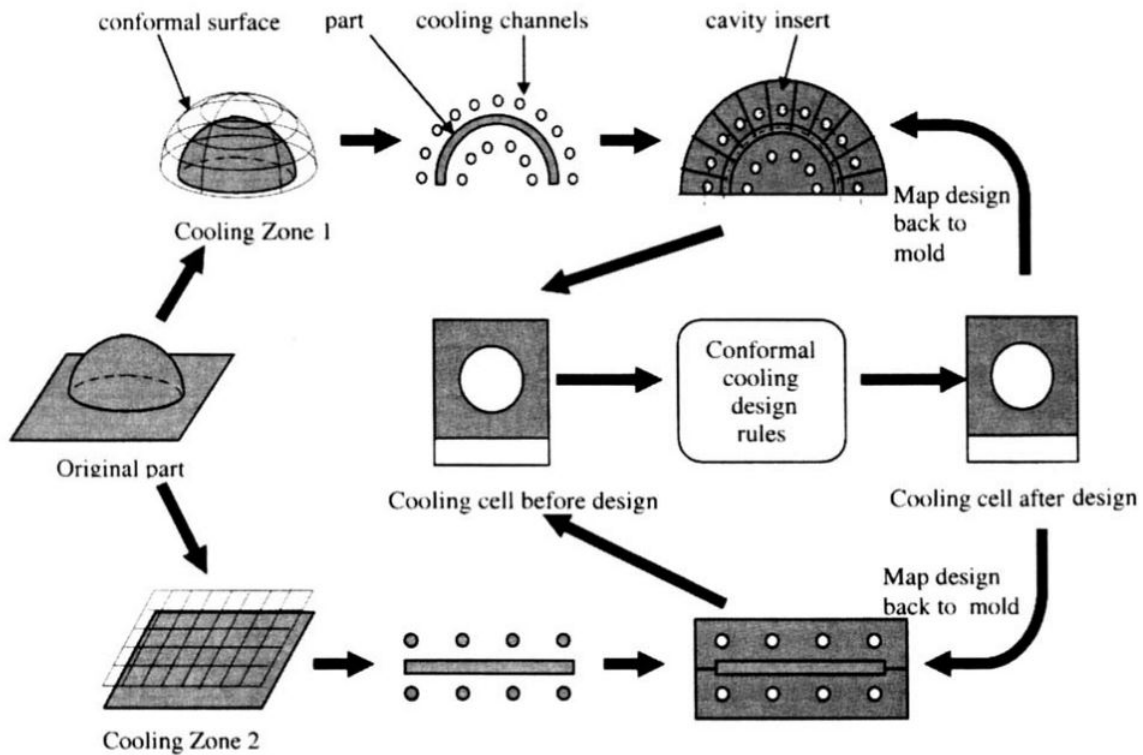


FIGURE 1.20 – "Conformal cooling" ou méthodologie de refroidissement conforme proposé par Xiaorong [19]

une limitation dans la méthodologie proposé par Xiaorong *et al* [19]. Pour cela, l'auteur crée une surface de refroidissement à une distance fixe de la surface extérieure de la pièce (figure 1.21a). Sur cette surface, il réalise une décomposition de Voronoï, laquelle consiste en un découpage de la surface en plusieurs régions (figure 1.21d). Les frontières de ces régions sont utilisées comme lignes centrales des canaux de refroidissement (figure 1.21e).



FIGURE 1.21 – Génération des canaux de refroidissement conformes par la méthode de décomposition de Voronoï[20]

Les variables thermiques de ce réseau sont calculées en prenant une cellule thermique tel que fait par Xiaorong *et al* [19]. Dans la figure 1.21, on détaille la méthodologie propose par Wang [20]. L'objectif dans cette étude est de garantir une distribution uniforme de température autour

de la pièce. Cependant, cette méthodologie peut générer des formes de canaux qui limiterait le flux convectif. Pour cette raison, les mêmes auteurs proposent postérieurement la création de canaux en spirale. Cette configuration donne une amélioration du profil thermique (figure 1.22).

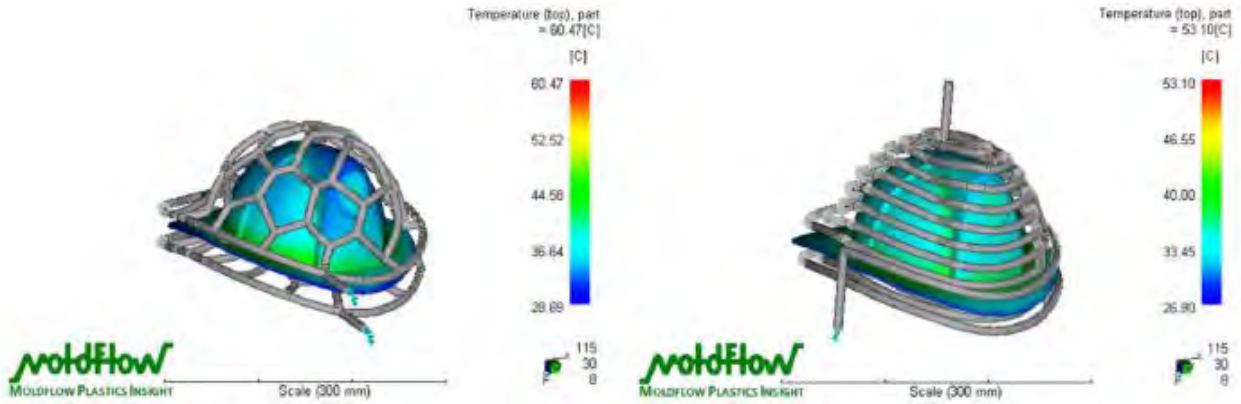


FIGURE 1.22 – Comparaison des réseaux des canaux conformes . Gauche : Décomposition de voroni. Droite : spirale [20]

Même si les canaux conformes réduisent les gradients de température dans la pièce en comparaison avec une approche de refroidissement conventionnel, il a pu être constaté que le chemin de construction a un impact sur le profil thermique final. Dans ce sens, He [21] étudie pour une géométrie l'impact sur le choix du chemin des canaux de refroidissement. Dans cette étude, les profils thermiques sont analysés dans des canaux conformes de forme longitudinale (Figure 1.23b), transversale (figure 1.23c), parallèle (figure 1.23d) et en serpentín (figure 1.23e). Des indicateurs tels que la température maximale, la température moyenne, l'uniformité de la température, la vitesse dans les canaux et la variation de pression sont utilisés pour évaluer les performances du refroidissement. Il emploie une méthodologie de surface de réponse (RSM) pour réaliser une optimisation multi-objectifs. Il conclut que la configuration en serpentín est meilleure que les autres conceptions à faible nombre de Reynolds, tandis que la configuration des canaux longitudinaux est la meilleure conception à haut nombre de Reynolds. De cette façon, l'établissement d'un type de canaux conformes joue sur la qualité de la thermique dans la pièce.

Il peut être remarqué que la construction des canaux à partir de ces méthodologies dépend principalement de la forme de la pièce, et ensuite des échanges thermiques entre elle et l'outillage. Effectivement, la plupart des méthodologies d'optimisation trouvées dans la littérature, partent d'une configuration initiale des canaux de refroidissement, le défi étant de choisir la meilleure configuration initiale du réseau. Cette configuration est utilisée pour calculer le profil thermique dans la pièce et, postérieurement pour évaluer la fonction objectif à minimiser dans le problème d'optimisation. Afin de contourner cette limitation Agazzi, [36] propose une méthodologie d'optimisation à travers un système appelé « Mcool » [68] car basé sur le principe de morphologie mathématique. Cette méthodologie prend en compte la forme de la pièce mais, à la différence des méthodologies précédentes,

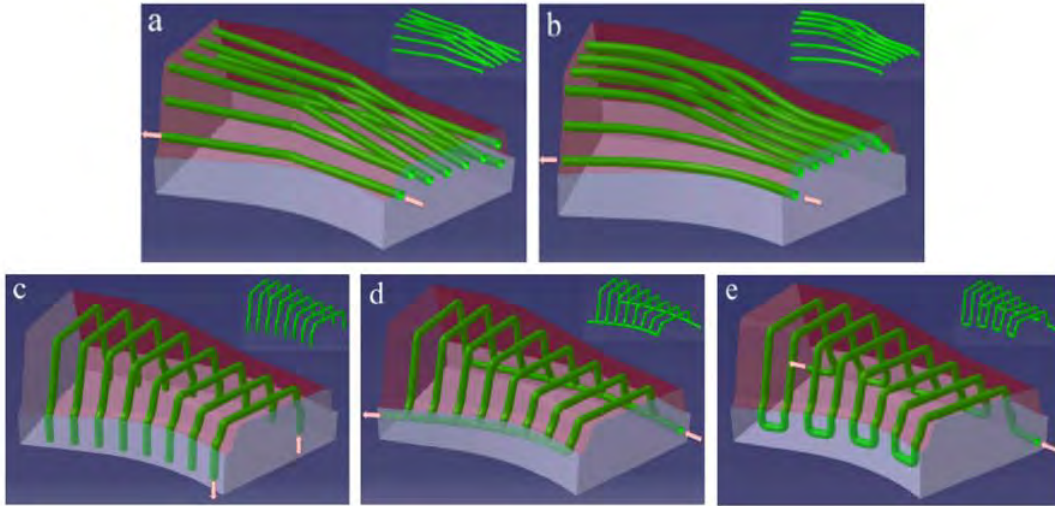


FIGURE 1.23 – Comparaison des réseaux des canaux conformes [21]

elle permet de construire des canaux de refroidissement conformes sans connaître a priori leur forme, spirale, ou longitudinale, par exemple.

La méthode proposée par Agazzi [36], consiste à analyser le système à partir de la création de deux zones appelées "érodée" et "dilatée", l'une représentant la surface de la pièce où l'on souhaite atteindre une température de consigne servant à garantir une gaine solide à certaine profondeur de la ligne délimitant le contact moule-pièce et, l'autre assurant l'intégrité mécanique du moule. Ces zones sont construites grâce un élément structurant, comme détaillé dans la figure 1.24.

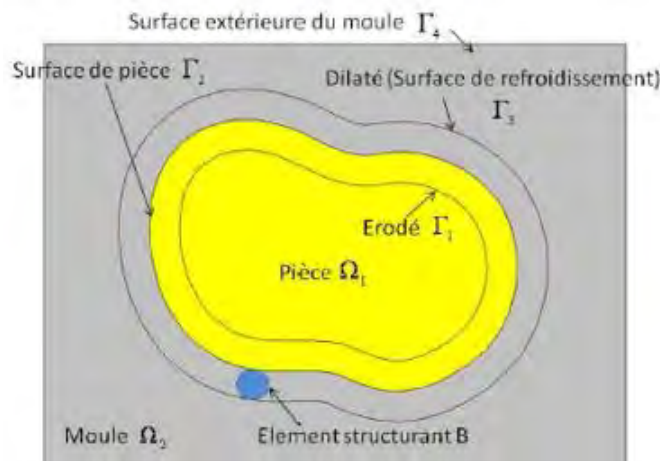


FIGURE 1.24 – Représentation des zones dilatée et érodée dans la pièce et le moule [22]

Une fois l'érodé et le dilaté construits autour de la pièce, Agazzi [36] cherche à minimiser une fonctionnelle qui emploie comme critères une température cible dans la zone érodée de la pièce ainsi qu'une distribution de température uniforme, telle que détaillé dans l'équation 1.7. Ces deux critères

dépendent des propriétés des matériaux (moule et pièce) et des variables du procédé. Le problème d'optimisation non-linéaire est abordé à travers une méthode inverse, comme décrit pour le cas de préchauffage. Agazzi [36], de cette façon, propose une nouvelle approche dans laquelle on sépare la physique de la technologie. En même temps, la versatilité de la méthode inverse dans l'optimisation des différentes étapes de fabrication est mise en évidence.

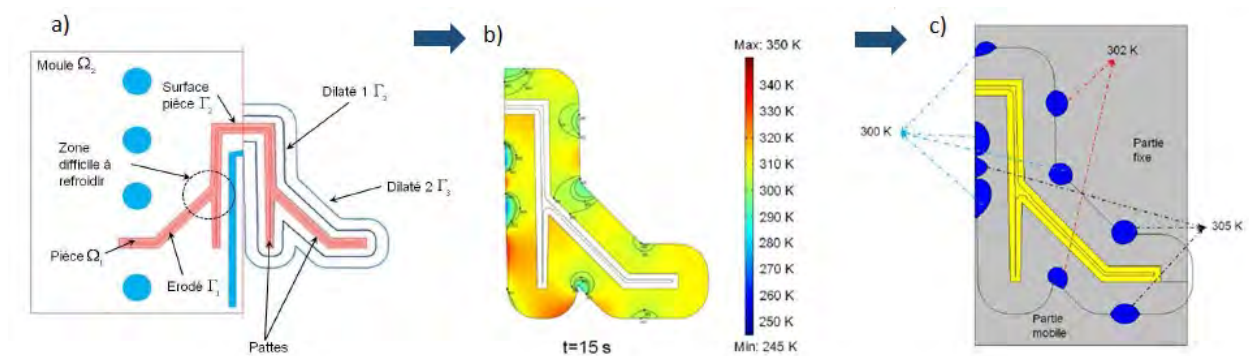


FIGURE 1.25 – Application de la méthodologie MCOOL pour la construction de canaux conformes : a) création des zones dilaté et érodé ; b) profil thermique optimisé sur le dilaté. c) canaux conformes [22]

La méthodologie proposé par Agazzi [36], a été testée dans un cas en 2D et 3D pour des formes relativement simples. Dans la figure 1.25, une schématisation de la méthodologie est présentée, en commençant par la création des zones correspondantes au "dilaté" et à l'"érodé" pour remplacer l'outillage (figure 1.25a). Ensuite, le profil thermique optimal est obtenu à travers une méthode inverse de conduction de chaleur (Figure 1.25b). Finalement, les canaux sont construits en identifiant les zones de stationnarité thermique dans la pièce (figure 1.25c). De la même manière, dans la figure 1.26, il peut être observé le profil de température obtenu après optimisation. Ce profil est ensuite utilisé pour la construction des canaux dans un cas 3D.

Par la suite, Hopmann [23, 69] a élargi la méthodologie proposée par Agazzi [36] (figure 1.27) , en prenant en compte les temps d'éjection, d'ouverture et de fermeture du moule, ainsi qu'une analyse multi-cycles. Dans cette analyse, il a considéré une distribution de température uniforme dans le moule à la première itération. Le champ de température sera postérieurement ajusté en fonction des cycles. Il a également réalisé un changement de la fonction objectif en proposant une uniformité de la masse volumique sur une frontière et d'une température cible, tel que présenté dans l'équation 1.8. Cependant, le choix de l'algorithme d'optimisation reste le même que celui utilisé par Agazzi [36].

Le tableau 1.2 résume des méthodologies d'optimisation thermique basées sur la construction des canaux conformes. Le tableau est organisé de façon chronologique des premiers travaux des canaux

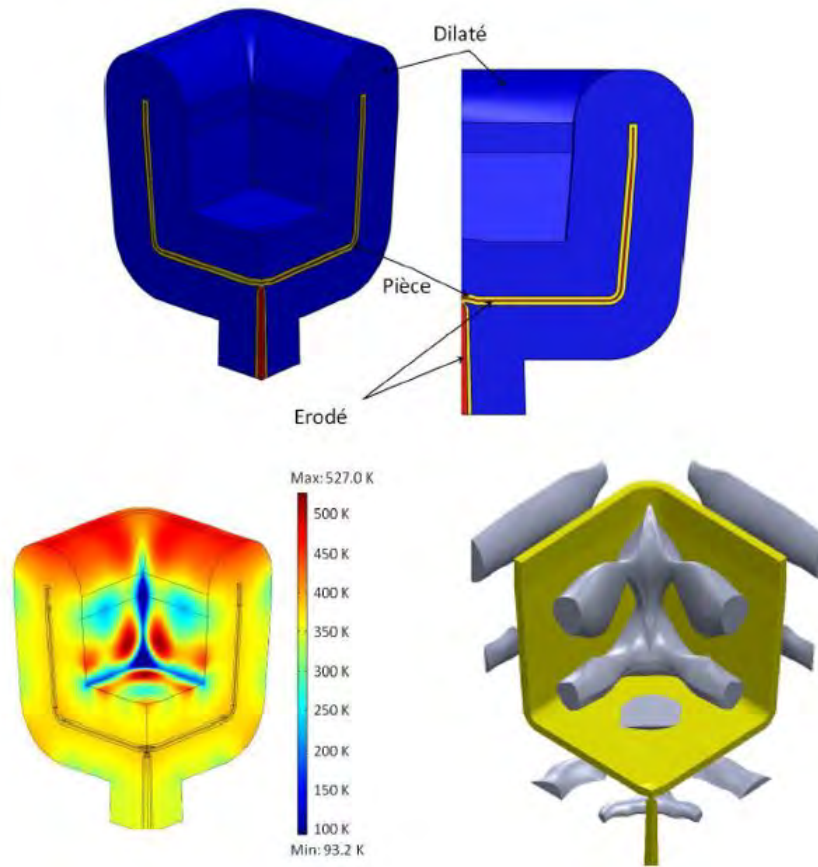


FIGURE 1.26 – Application de la méthodologie pour la construction de canaux : En haut : création des zones dilaté et érodé ; En bas à gauche, profil thermique optimisé sur le dilaté. En bas à droite : canaux conformes [22]

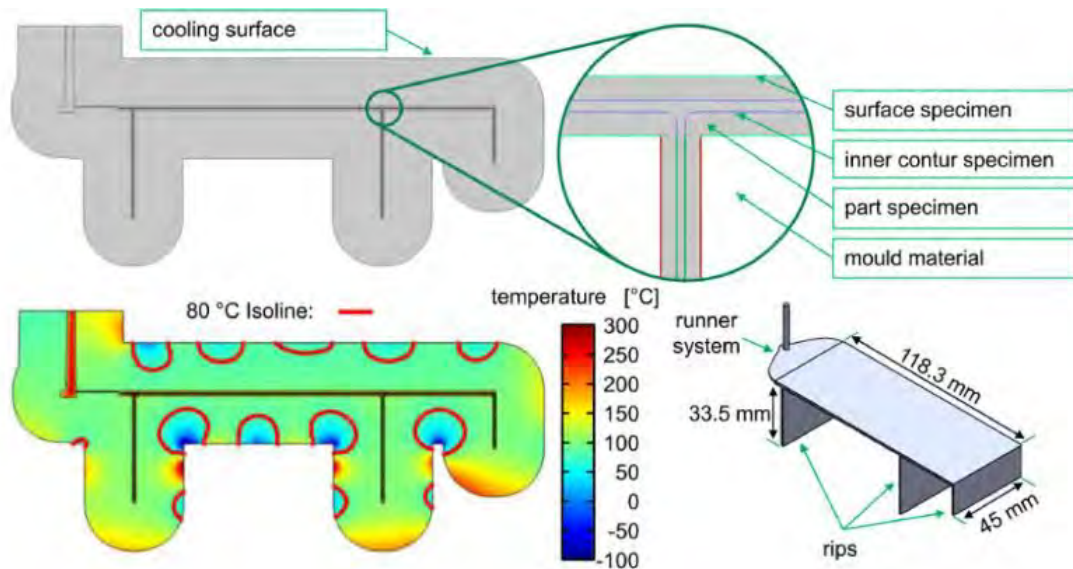


FIGURE 1.27 – Méthodologie pour la construction des canaux conformes [23]

conformes jusqu'à la dernière source consultée (Hopmann [23, 69]). Or, l'information concernant l'optimisation générale de procédés de mise en forme des matériaux thermoplastiques haute performance pour les procédés hybrides multi-matériaux n'est pas encore très développée. De bonnes méthodologies d'optimisation se sont focalisées sur l'uniformité thermique de la pièce, sans prendre en compte l'évolution dans le temps des phénomènes de contact entre les différents matériaux intervenants.

Tableau 1.2 – Évolution de méthodologies de conception thermique pour la construction de canaux conformes

Auteur	Méthodologie de conception	Variable de conception	Objectif	Algorithme
Xiaorong [19]	Création de cellules conformes	-Température moyenne de l'outillage	- Température cible -Homogénéité de température -Consommation énergétique	Méthode itérative avec facteur de relaxation
Wang [70]	Génération homothétique de surfaces	Distance entre les canaux de refroidissement	-Homogénéité de température	Intersection-free contouring
Agazzi [36]	M-Cool : Création de zones érodées et dilatée	Température au bord extérieur d'une zone dilatée entourant la pièce	- Température cible -Homogénéité de température	Gradient conjugué
C Hopmann [23, 69]	M-Cool : Création de zones érodées et dilatée	Température au bord extérieur d'une zone dilatée entourant la pièce	- Température cible - -Homogénéité de température	Gradient conjugué

Cette thèse prend comme point de départ les travaux réalisés par Agazzi [36]. Une méthodologie d'optimisation basée sur une surface de refroidissement conforme sera donc utilisée pour les étapes où un outillage est présent. L'utilisation d'un algorithme déterministe basé en gradient pour le calcul de l'expression du gradient à travers un état adjoint sera de la même façon abordé. A la différence de la méthodologie proposée par Agazzi [36], on ajoute plusieurs éléments d'étude, une évolution temporelle de la variable de conception, la prise en compte de différentes étapes, l'interaction des différents matériaux, et l'incorporation d'un terme dans la fonctionnelle basé sur le degré d'adhésion. Cette méthodologie sera développée en prenant un cas d'étude représentatif de la réalité et qui sera détaillé dans le chapitre suivant.

1.6 Conclusions

Il existe diverses méthodologies de conception thermique appliquées aux procédés de mise en forme et plus particulièrement d'injection et d'estampage de polymères et composites. Cette thèse se focalise sur l'union des deux procédés de fabrication, pour faire un procédé hybride multi-matériaux. Dans ces procédés, des aspects thermiques, autres que ceux connus pour les procédés d'injection et d'estampage traités séparément, doivent être pris en compte, notamment l'adhésion entre les polymères et l'interaction entre les matériaux intervenants. Il en est de même pour le haut point de fusion, propre des polymères composites haute performance.

Dans cette étude bibliographique, les différents leviers thermiques, objectif d'optimisation et algorithmes d'optimisation employés dans les recherches précédentes ont été abordés afin de choisir la meilleure stratégie d'optimisation. Comme résultat, cette méthodologie, divisée selon l'étape du procédé à cause de son caractère multi-étapes et multi-matériaux, sera abordé à travers une méthode d'optimisation inverse en utilisant un algorithme basé en gradient. Cet algorithme permettra de trouver des flux de chaleur autour de la pièce dans toutes les étapes et la potentielle utilisation pour la construction des canaux de refroidissement dans les outillages, tel que proposé par Ronzat [16] et Favennec [65] dans le chauffage de préformes et Agazzi *et al.* [22] et Hopmann *et al.* [23], dans le refroidissement des outillages. L'originalité de cette thèse provient du fait de leur application à un procédé multi-étapes et multi-matériaux. Cela implique l'étude d'une fonctionnelle adaptée à travers la prise en compte des différentes étapes du procédé et du degré de cicatrisation à l'interface entre les polymères. La méthodologie est également appliquée dans un cas réel avec une validation expérimentale et un cas 3D industriel.

Méthodologie de conception thermique : procédés multi-étapes et multi-matériaux

Au regard de l'importance de la thermique dans chacune des étapes du procédé de fabrication et en considérant le potentiel du procédé de thermo-estampage avec surmoulage, une méthodologie de conception thermique d'outillage est proposée. Cette méthodologie permet d'identifier les sources et/ou les puits de chaleur, requis pour la bonne mise en oeuvre de la pièce du début jusqu'à la fin du procédé. Dans cette étude, l'interaction de divers matériaux et la modification de la géométrie due à l'ajout de matière durant la phase de surmoulage de la matière sont prises en compte. L'objectif est d'obtenir une variable de conception dépendant du temps et/ou de l'espace, tel que proposé par Zheng [71] pour le préchauffage des pièces polymères. Dans ce chapitre sont donc décrites les étapes de la méthodologie et leur application à un cas en 2D axisymétrique.

2.1 Description de la méthodologie

La méthodologie de conception thermique proposée est constituée de 8 phases principales. La Figure 2.1 les détaille. Pour la première phase, une décomposition séquentielle du procédé en étapes est réalisée. Chaque étape est identifiée selon deux façons : soit en fonction des instants correspondants à un changement de géométrie, soit en fonction du changement des variables thermiques, comme par exemple le préchauffage et le transfert, où on trouve la même géométrie avec un changement des conditions thermiques aux limites de la pièce. Ces changements sont, le plus souvent, bien définis dans le procédé. Dans le cas de l'estampage avec surmoulage d'insert, avec un seul outillage, on retrouve 5 étapes principales : préchauffage, transfert, estampage, surmoulage et refroidissement.

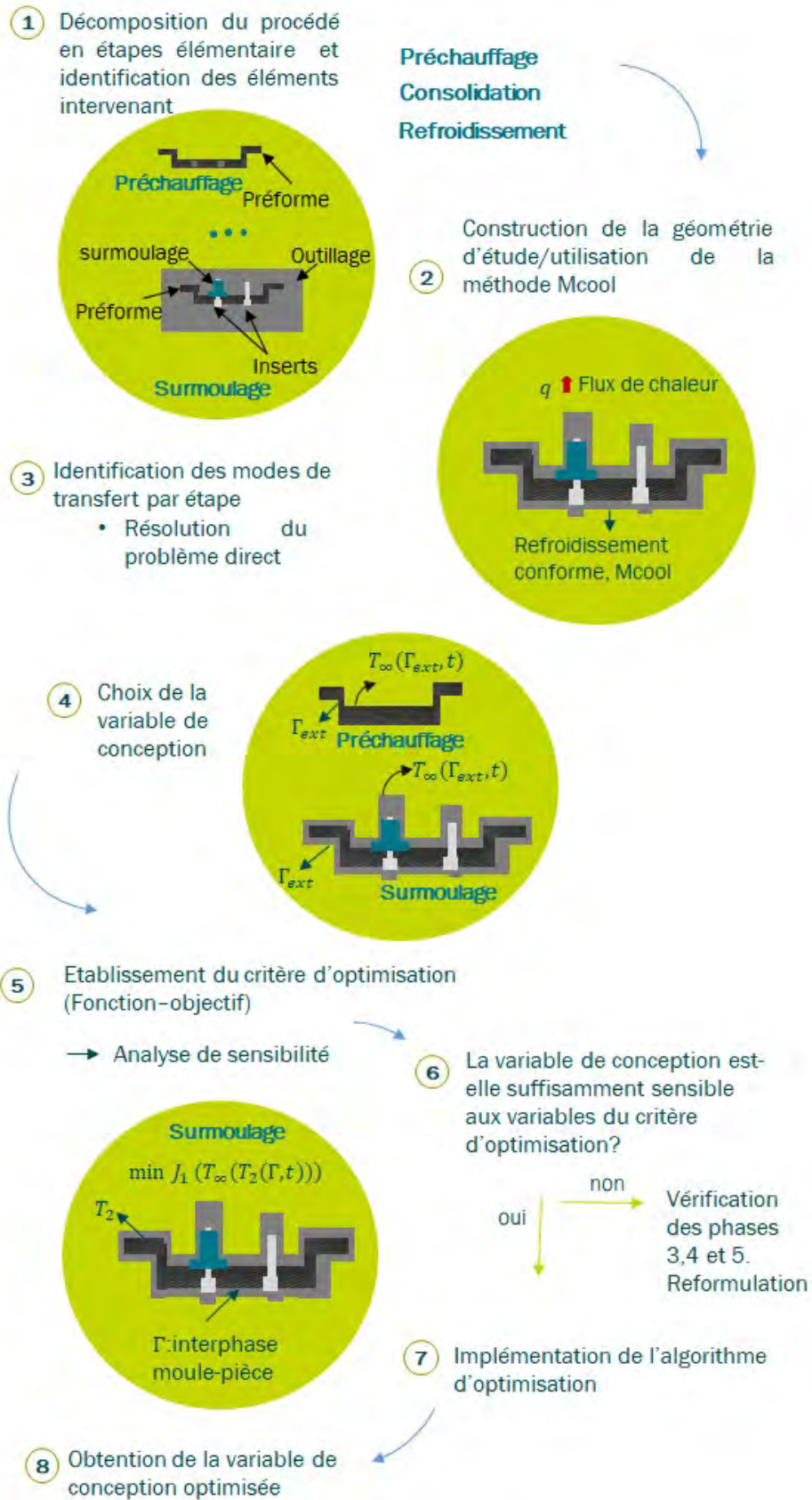


FIGURE 2.1 – Vue globale sur la méthodologie de conception thermique proposée

Pour chacune des étapes principales du procédé, une identification des matériaux constituant la pièce et de son environnement est essentielle. Cela constitue la première phase de la méthodologie. Pour certaines étapes, il y aura un élément de contact autour de la pièce (outillage), normalement destiné à la réalisation du formage, comme dans le cas de l'estampage et du surmoulage. Pour ces cas, l'outillage sera remplacé par un dilaté en suivant la méthodologie "MCool" proposée par Agazzi [22], mais avec une adaptation de la méthodologie pour l'appliquer aux procédés multi-étapes. Cette partie sera abordée plus en détail dans la section suivante.

Pour les étapes, pour lesquelles aucun outillage n'est présent, comme dans le cas du préchauffage ou pendant le transfert, la présence d'un dilaté ne sera pas nécessaire. Pour l'étape de préchauffage, dans un procédé de thermo-estampage avec surmoulage d'insert métallique, diverses stratégies peuvent être envisagées. Le préchauffage des préformes peut être réalisé avec l'insert métallique de façon simultanée ou de façon séparée. L'insert métallique peut être aussi incorporé dans une autre étape du procédé, généralement à l'étape du surmoulage. Cependant, le choix d'une stratégie de chauffage des éléments constituant la pièce peut ne pas être intuitif et nécessite, dans ces cas, une étude supplémentaire. La figure 2.1 illustre un exemple du préchauffage réalisé seulement sur la préforme.

La deuxième phase consiste à créer la géométrie à étudier sur un logiciel de calcul. Dans cette partie de la méthodologie, les différents domaines sont identifiés, les matériaux et différentes propriétés sont attribuées à la géométrie, la forme du dilaté est définie.

La troisième phase consiste à modéliser les transferts de chaleur sur chaque étape du procédé. Dans tous les exemples proposés dans cette méthodologie, on se focalise uniquement sur les transferts thermiques, sans prendre en compte la cinétique de transformation de la matière. Dans les quatrième et cinquième phases, les variables de conception et la fonction objectif sont choisies en fonction des besoins thermiques et des conditions aux limites imposées sur la géométrie. La pertinence du choix de ces variables est vérifiée à travers une analyse de sensibilité. Finalement, l'algorithme d'optimisation est implémenté pour chacune des étapes du procédé, afin de déterminer une distribution des sources et puits de chaleur permettant d'atteindre l'objectif fixé. Ces résultats constitueront une aide au choix de la technologie à employer dans la conception des canaux de refroidissement dans le cas des outillages. Cette dernière partie n'est pas développée dans ce travail, mais elle constitue une prolongation envisageable de la méthodologie.

Chacune des étapes de la méthodologie est supposée être transposable à plusieurs procédés de mise en forme de matériaux composites à matrice polymère et adaptable selon la géométrie à réaliser. Dans cette étude, la conception d'un procédé multi-étapes et multi-matériaux est appliquée au cas du procédé de thermo-estampage avec surmoulage d'insert métallique. La méthodologie étant entièrement numérique, un logiciel pour le calcul des transferts thermiques et l'élaboration du code d'optimisation est donc requis. Dans les sections suivantes, chacune de 8 phases principales est abordée plus en détail.

2.1.1 Création de la géométrie

Dans une première étape, tous les éléments intervenants sont identifiés et mis en évidence : préforme, zone injectée, insert métallique, moule (voir étape 1, figure 2.1). La géométrie finale doit prendre en compte, de préférence, l'ensemble des éléments constituant la pièce ainsi que toutes les étapes du procédé à optimiser. Chaque matériau (préforme, polymère surmoulé, moule et éventuellement un insert métallique) représente un domaine de la géométrie d'étude (figure 2.2 c). Ces domaines sont pris en compte selon l'étape correspondante, comme détaillé sur la figure 2.2. Pour les étapes de préchauffage et de transfert, seul le domaine (Ω_1) est analysé. Durant l'estampage, le problème est résolu pour les domaines correspondant à la préforme (Ω_1) et au dilaté (Ω_2).

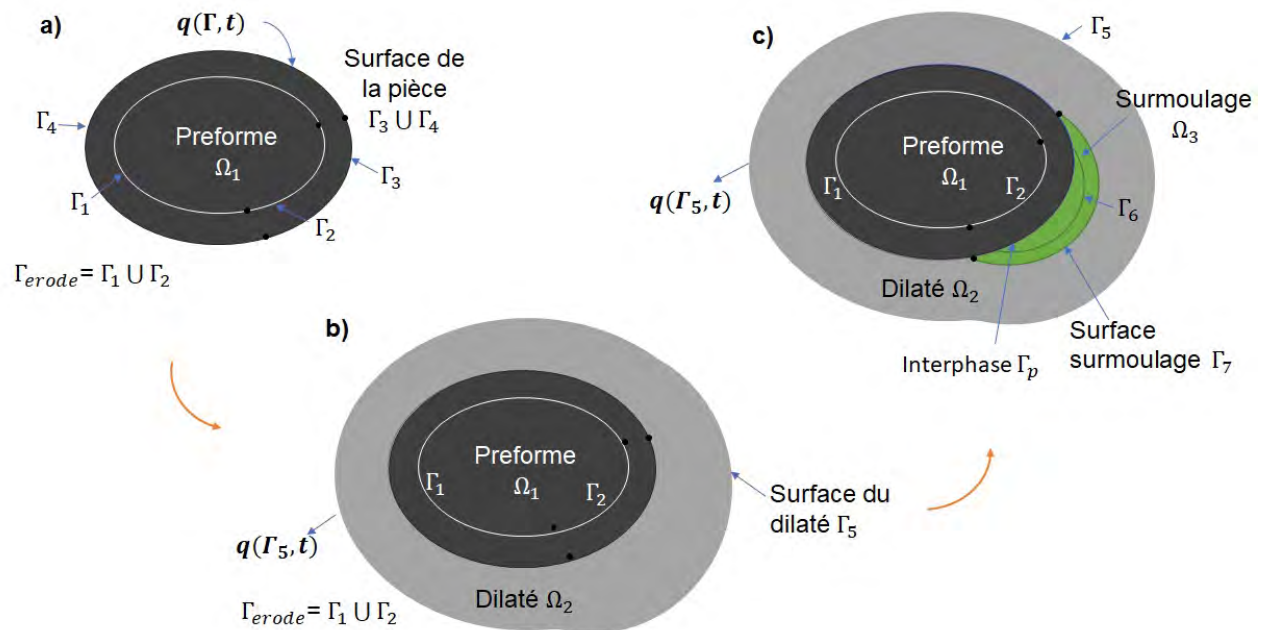


FIGURE 2.2 – Création de la géométrie : a) Préforme ; b) préforme + dilaté (outillage) ; c) préforme + dilaté + zone surmoulée

Comme proposé par Agazzi *et al.* [36] la génération de la géométrie inclue des zones érodées et dilatées nécessaires au calcul d'optimisation. Comme expliqué dans la bibliographie, la zone dilatée remplace l'outillage et entoure la pièce quand il est présent (Fig. 1.24). L'épaisseur de la zone dilatée est à une distance constante de la surface extérieure de la pièce à obtenir. Cette distance doit être suffisamment grande pour supporter les efforts mécaniques. Des distances entre 10mm et 15mm d'épaisseur de la zone dilatée ont été employées dans d'autres travaux, appliqués à l'injection de polymère [23, 36, 69].

Dans la méthodologie proposée appliquée aux procédés hybrides, on choisit d'utiliser comme référence pour la construction du dilaté, la configuration finale de la pièce, c'est-à-dire, la géométrie de la pièce à la fin du surmoulage, figure 2.2c. Ce dilaté est utilisé pour les étapes précédentes. De

cette façon, la frontière externe du dilaté est la même sur les figures 2.2b et 2.2c. Cela signifie que la zone dilatée n'est pas nécessairement une représentation homothétique de la pièce dans toutes les étapes, comme c'est le cas de l'estampage sur la figure 2.2b. Dans ce cas, des précautions particulières doivent être prises pour éviter des différences de géométrie excessives entre la géométrie de la pièce et la forme de la zone dilatée.

Concernant les segments érodés, ils sont présents dans chaque domaine polymère de la géométrie. Suivant la méthode proposée par Agazzi *et al.* [36], les segments érodés sont positionnés à une certaine profondeur de la surface de la pièce. Sur ces segments seront postérieurement évalués le ou les objectifs d'optimisation. Dans le cas des procédés multi-matériaux, la surface de la pièce change à cause de l'ajout de matière pendant sa fabrication. Pour cette raison, le segment érodé à l'intérieur de la géométrie initiale est partitionné, comme illustré dans la figure 2.2a par les surfaces Γ_1 et Γ_2 . Cela permet d'avoir un érodé à une profondeur constante de la surface de la pièce en fonction de l'étape en étude. Pour l'étape de surmoulage, par exemple, seulement une partie de l'érodé de la préforme est prise en compte pour évaluer la fonction objectif. L'érodé dans l'étape de surmoulage est formé, de cette manière, par les segments Γ_1 et Γ_6 , figure 2.2c. Le segment érodé est noté Γ_{erode} .

En conséquence, une seule géométrie est utilisée pour effectuer la procédure d'optimisation globale d'un procédé multi-étapes et multi-matériaux. C'est sur cette géométrie que les variables de conception et les zones pour évaluer la fonction objectif doivent être définies.

2.1.2 Variable de conception

La variable de conception est cherchée en fonction du temps et/ou de l'espace selon le cas étudié. Elle correspond aux sources et puits de chaleur $q(\Gamma_{ext}, t)$ nécessaires pour atteindre les critères d'optimisation visés. Γ_{ext} est la frontière extérieure de la géométrie étudiée, différente selon l'étape. Dans les procédés de fabrication hybrides, les conditions thermiques autour de la pièce changent en fonction de l'étape analysée, telle que la géométrie de la pièce, comme décrit précédemment. Pour la première configuration, lorsqu'aucun moule n'est présent, la thermique dans la pièce est pilotée par les échanges thermiques entre la pièce et son environnement. Pour cette raison, les variables de conception sont définies sur la surface externe de la pièce Γ_{surf} , comme illustrée sur la figure 2.3a par les surfaces Γ_3 et Γ_4 . Pour cette configuration, $\Gamma_{ext} = \Gamma_{surf}$. Dans la deuxième configuration, comme pour le cas de l'estampage ou du surmoulage, où un outillage est présent, la variable de conception Γ_{ext} est définie sur la surface externe du dilaté représentée par la frontière Γ_5 sur la figure 2.3b comme fait par d'autres auteurs [22, 23, 36, 69].

Dans la suite de l'étude, nous considérons que le flux q sur Γ_{ext} s'exprime par une condition de 3^{me} espèce $q = h(T_\Gamma - T_\infty)$ dont la variable de conception sera T_∞ . De plus, dans cette méthodologie, la variable de conception pourrait être recherchée dans une étape différente de celle où le critère d'optimisation est évalué. À titre d'exemple, les flux de chaleur optimisés pourraient être déterminés

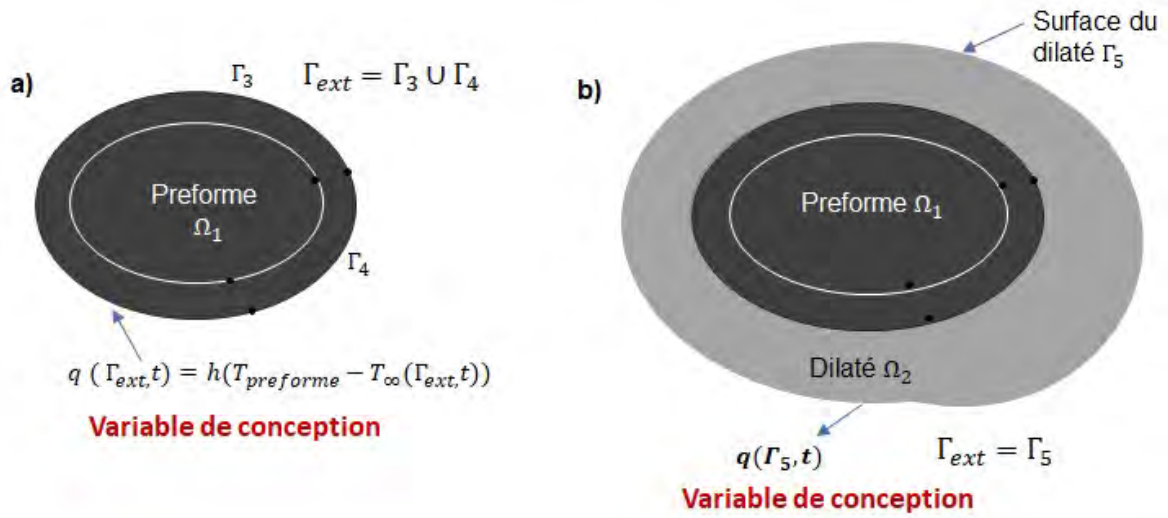


FIGURE 2.3 – Emplacement de la variable de conception dans une configuration sans outillage (a) et avec outillage (b)

sur l'étape de préchauffage (étape a sur la figure 1.5) pour atteindre une condition cible sur l'étape de transfert (étape b sur la figure 1.5).

2.1.3 Fonction objectif

Dans cette étude, on cherche à prendre en compte les caractéristiques de qualité et productivité propres au procédé étudié. Plus spécifiquement, trois termes sont pris en compte dans la fonction coût : la température cible, le degré maximal de cicatrisation et l'homogénéité de la température, comme indiqué par les termes de l'équation 2.1. Les deuxième et troisième termes correspondent à des critères de qualité tandis que le premier terme est associé à un critère de productivité.

$$\begin{aligned}
 J(T_{\infty}) = & \alpha \int_{t_f - \tau}^{t_f} \int_{\Gamma_{erode}} \|T_{cible} - T(T_{\infty})\|^2 d\Gamma dt + \beta \int_{t_f - \tau}^{t_f} \int_{\Gamma_p} \|1 - D_h\|^2 d\Gamma \dots \\
 & + \gamma \int_{t_f - \tau}^{t_f} \int_{\Gamma_{surf}} \|\bar{T}(T_{\infty}) - T(T_{\infty})\|^2 d\Gamma dt
 \end{aligned} \tag{2.1}$$

Dans l'équation 2.1, α , β et γ sont des facteurs de pondération. Ces facteurs aident à fixer les taux de convergence entre les termes de la fonction coût [69]. Plus le terme est grand, plus la fonction coût converge vers ce critère. t_f est le temps final de l'étape où la fonction coût est évaluée. τ est une constante de temps utilisée pour évaluer la fonction objectif sur un petit horizon de temps, selon le terme de la fonction. T_{cible} est la température cible de consigne. Γ_{erode} est le segment érodé. Γ_p , est l'interface entre la préforme et le polymère surmoulé. $D_h(T)$ [24], est le degré de cicatrisation. $T(T_{\infty})$, est le champ de température dans la pièce et $\bar{T}(T_{\infty})$ sa valeur moyenne.

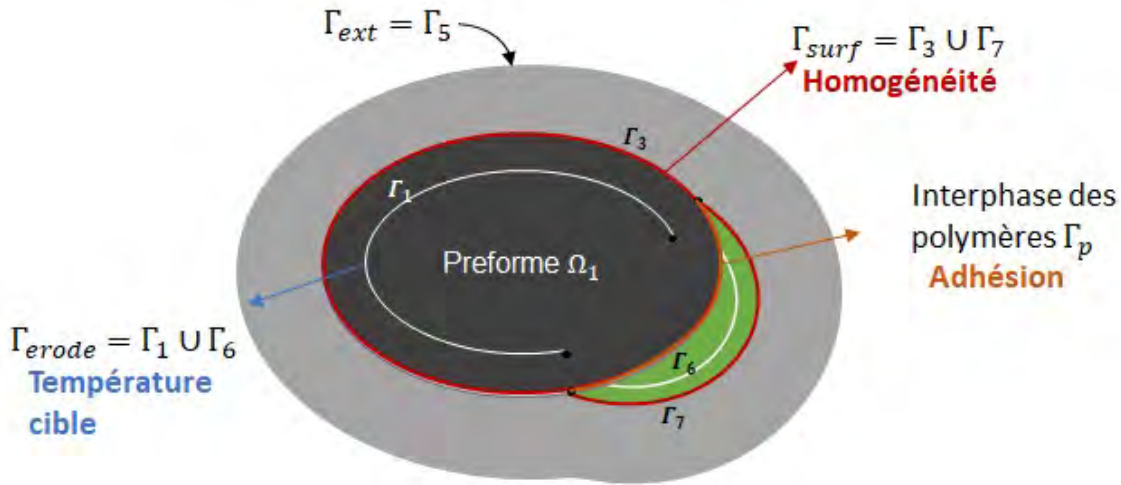


FIGURE 2.4 – Frontières utilisées pour l'évaluation de la fonction objectif : exemple du surmoulage

Le tableau 2.1 résume les différentes frontières définies selon les étapes en étude. Les frontières Γ_{erode} et Γ_{surf} sont utilisées pour l'évaluation des objectifs d'optimisation. Γ_{ext} , est la frontière où la variable de conception est cherchée.

Tableau 2.1 – Évolution des frontières Γ_{erode} , Γ_{surf} et Γ_{ext} par étape dans le procédé

Frontière	Préchauffage	Transfert	Estampage	Surmoulage
Γ_{erode}	$\Gamma_1 \cup \Gamma_2$	$\Gamma_1 \cup \Gamma_2$	$\Gamma_1 \cup \Gamma_2$	$\Gamma_1 \cup \Gamma_6$
Γ_{surf}	$\Gamma_3 \cup \Gamma_4$	$\Gamma_3 \cup \Gamma_4$	$\Gamma_3 \cup \Gamma_4$	$\Gamma_3 \cup \Gamma_7$
Γ_{ext}	Γ_{surf}	Γ_{surf}	Γ_5	Γ_5

2.1.4 Mise en place de l'algorithme d'optimisation

Le problème d'optimisation est résolu sur la base d'un algorithme déterministe du premier ordre connu sous le nom de gradient conjugué [23, 36](voir Fig. 2.5). Pour commencer la boucle d'optimisation, une valeur initiale des variables de conception $q(\Gamma_{ext}, t) = h(T - T_\infty)$ est supposée à l'itération $k = 0$. Cette valeur d'initialisation sera prise constante dans le temps et dans l'espace.

Ensuite, le problème direct est traité, il rassemble le calcul du champ de température et du degré de cicatrisation. Ce dernier est considéré comme l'indicateur de l'adhésion entre le composite estampé et le polymère surmoulé. Les solutions obtenues permettent d'évaluer la fonction coût. L'expression du gradient est ensuite obtenue grâce à une formulation Lagrangienne appelée état adjoint et résolue à rebours dans le temps. Par la suite, la profondeur de descente la plus grande est calculée à chaque étape d'itération sur la base d'une analyse de sensibilité. La boucle d'optimisation est effectuée et itérée pour chaque variable de conception du procédé jusqu'à convergence. Sauf cas spécifié la variable sera borné entre 20°C et 1000°C.

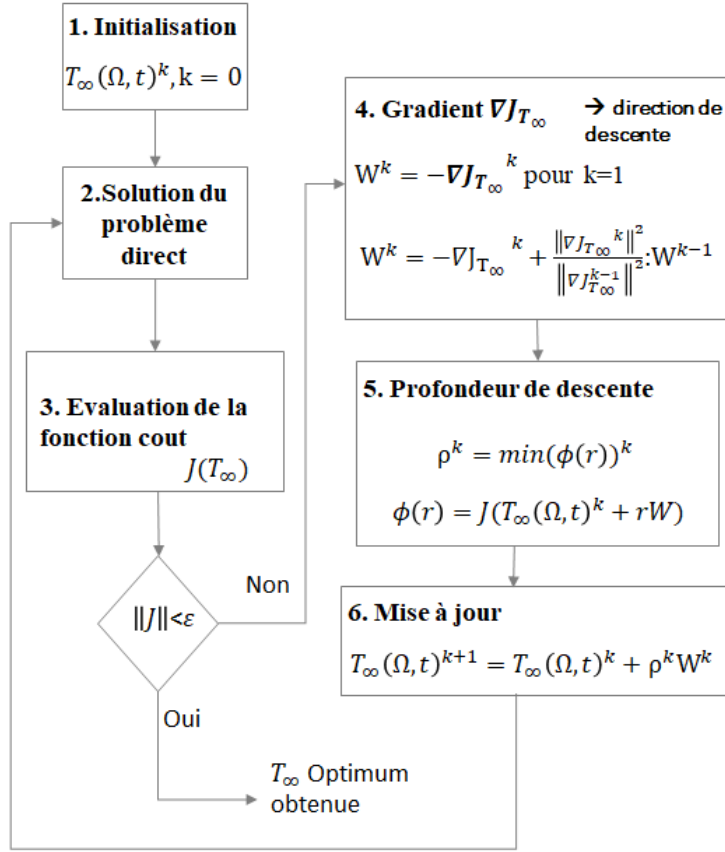


FIGURE 2.5 – Synoptique de l’algorithme du gradient conjugué

Modèle direct

Pour la résolution du problème direct, l’équation de la chaleur pour un système incompressible, indéformable et sans génération de puissance est employée :

$$\rho_i(T)Cp_i(T)\frac{\partial T_i(\Omega_i, t)}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda_i(T)\nabla T_i(\Omega_i, t)) \quad \forall t > 0 \quad \text{sur } \Omega_i \quad i = 1 \dots nd. \quad (2.2)$$

où i , correspond à chaque domaine : partie composite, dilaté, partie surmoulée. $\rho_i(T)$, $Cp_i(T)$ et $\lambda_i(T)$ sont les propriétés dépendantes de la température et $T_i(\cdot, t)$ le champ de température correspondant dans chaque domaine. Le nombre de domaines "nd" dépend des éléments constitutifs de la pièce finale plus le domaine dilaté. Cette équation est résolue par la méthode des éléments finis.

Concernant les conditions aux limites, des résistances thermiques de contact (RTC) sont supposées à l’interface entre chaque matériau : composite-polymère, composite-outillage et polymère-outillage. Cela équivaut à imposer une condition sur ces frontières comme décrit l’équation 2.3.

Dans cette équation, on prend l'exemple des deux matériaux "a" et "b", Γ étant la frontière entre les matériaux et n le vecteur normal à la surface. Une condition limite de troisième espèce, avec des coefficients de transferts convectifs, est considérée autour du dilaté quand il est présent, et autour de la pièce dans le cas contraire, tel que décrit dans l'équation 2.4. Ensuite, dans tous les cas d'étude traités, une condition initiale constante est imposée dans toute la pièce, pour la première étape de fabrication. Pour les étapes successives, la condition initiale de la pièce correspond à la condition finale de l'étape précédente.

$$-n.\lambda(T_a)\nabla.T_a|_{\Gamma} = \frac{T_a(\Omega, t)|_{\Gamma} - T_b(\Omega, t)|_{\Gamma}}{R\Gamma C_{ab}} = -n.\lambda(T_b)\nabla.T_b|_{\Gamma} \quad (2.3)$$

$$-n.\lambda(T)\nabla.T|_{\Gamma_{ext}} = h(T - T_{\infty})|_{\Gamma_{ext}} \quad (2.4)$$

Pour le modèle de cicatrisation, les équations 1.3 et 1.4 sont employées. Dans ces équations, la température T correspond au profil thermique obtenu à partir du modèle direct thermique résolu avec l'équation 2.2 et les conditions aux limites 2.3 et 2.4 imposées aux frontières correspondantes. Le jeu d'équations du problème direct est résolu en utilisant COMSOL Multiphysics[®]. Une fois le profil thermique du modèle direct obtenu, la fonction coût est évaluée. Tant que la norme de la fonction objectif est supérieure à une valeur critique ϵ , le calcul du gradient est itéré.

Problème de sensibilité

Le problème de sensibilité joue un rôle important dans la mise en œuvre de la méthodologie. Il permet de savoir si les variables de la fonction coût sont suffisamment sensibles à la variable de conception. Sinon, la variable de conception ou son emplacement doivent être modifiés. Le problème revient à écrire un nouveau système d'équations aux dérivées partielles pour chaque domaine. Rehafı [72] décrit le problème de sensibilité pour une fonction inconnue Z avec une variation de la forme $Z + \epsilon\delta Z$ de la façon suivante :

Soit $\epsilon\delta Z$ une variation de Z , la variation de température résultante δT est définie par :

$$\delta T = \lim_{\epsilon \rightarrow 0} \frac{T(Z + \epsilon\delta Z) - T(Z)}{\epsilon} \quad (2.5)$$

δT est la fonction de sensibilité, c'est à dire la sensibilité du champ de température aux variations δZ des fonctions inconnues [72]. Dans notre cas $Z = T_{\infty}$. Pour la simplicité, on note :

$$T^+ = T(T_{\infty} + \epsilon\delta T_{\infty}) \quad \text{et} \quad T = T(T_{\infty}) \quad (2.6)$$

On rappelle que si f est une fonction dérivable dépendant de la température, on peut écrire :

$$\lim_{\epsilon \rightarrow 0} \frac{f(T^+) - f(T)}{\epsilon} = \frac{\partial f}{\partial T} \delta T \quad (2.7)$$

Suite à cette description les équations du problème direct sont écrites d'une part pour T et d'autre part pour T^+ . La soustraction des deux systèmes d'équations, comme montré dans l'équation 2.8, nous donne le système d'équations de sensibilité.

$$\rho_i(T^+)Cp_i(T^+) \frac{\partial T_i^+}{\partial t} - \rho_i(T)Cp_i(T) \frac{\partial T_i}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda_i(T^+) \nabla T_i^+) - \nabla \cdot (\lambda_i(T) \nabla T_i) \quad \text{sur } \Omega_i \quad (2.8)$$

A cette équation, on ajoute et retranche les termes $\rho_i(T^+)Cp_i(T^+) \frac{\partial T}{\partial t}$ et $\nabla \cdot \lambda(T^+) \nabla T$ et qu'on divise par ϵ pour obtenir les termes capacitifs et conductifs exprimés dans les équations 2.9 et 2.10.

$$\rho_i(T^+)Cp_i(T^+) \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{T_i^+ - T_i}{\epsilon} \right) + \frac{\partial T_i}{\partial t} \left(\frac{\rho_i(T^+)Cp_i(T^+) - \rho_i(T)Cp_i(T)}{\epsilon} \right) \quad (2.9)$$

$$\nabla \cdot \lambda_i(T^+) \nabla \left(\frac{T^+ - T}{\epsilon} \right) + \nabla \cdot \left(\frac{\lambda_i(T^+) - \lambda_i(T)}{\epsilon} \right) \nabla T \quad (2.10)$$

Si on considère les expressions 2.9 et 2.10 différentiables par rapport à la température T et on fait le calcul selon l'équation 2.7, on obtient l'équation parabolique du problème de sensibilité :

$$\frac{\partial(\rho_i(T^+)Cp_i(T^+)\delta T_i)}{\partial t} = \Delta(\lambda_i(T^+)\delta T_i) \quad \text{sur } \Omega_i \quad i = 1 \dots nd. \quad (2.11)$$

Dans les cas des conditions aux limites 2.3 et 2.4 du problème direct, le problème de sensibilité s'écrit :

$$n \cdot \lambda(T) \nabla \cdot \delta T = \frac{(\delta T_b - \delta T_a)}{RTC_{ab}} \quad \text{sur } \Gamma \quad (2.12)$$

$$n \cdot \lambda(T) \nabla \cdot \delta T = h(\delta T_\infty - \delta T) \quad \text{sur } \Gamma_{ext} \quad (2.13)$$

Pour le problème de cicatrisation, on cherche à connaître la variation de D_h par rapport à T_∞ . Dans ce sens, on obtient :

$$\frac{\delta D_h}{\delta T_\infty} = \left(\frac{t}{A}\right)^{1/4} \cdot \frac{e^{-\frac{E_a}{4RT}}}{4} \frac{E_a}{RT^2} \frac{\delta T}{\delta T_\infty} \quad (2.14)$$

Résolution de l'état adjoint : expression du gradient

Après avoir établi la fonction coût (eq 2.1), selon l'étape à optimiser, on passe à l'obtention du gradient à travers l'état adjoint. Comme évoqué précédemment, **l'état adjoint sert à résoudre un problème quand la relation entre la variable de conception et la variable du critère d'optimisation T_∞ n'est pas explicite**. Cette méthode est basée sur l'introduction d'un multiplicateur Lagrangien appelé variable adjointe Ψ . Grâce à cette méthode, nous pouvons trouver une expression du gradient ∇J par rapport à la variable T_∞ . Cette variable est choisie car elle est censée donner plus de stabilité au problème. Mathématiquement, le Lagrangien est mis sous la forme :

$$\mathcal{L}(\beta, \eta, \Psi) = ||J(\beta)||^2 - \langle \Psi, R(\eta, \beta) \rangle \quad (2.15)$$

où $J(\beta)$ correspond à la fonction objectif, (β) la fonction paramètre et η la variable d'observation. Dans le cas de notre problème d'optimisation inverse de conduction de la chaleur, avec 4 domaines "nd", le lagrangien se met sous la forme :

$$\mathcal{L}(T_i, T_\infty, \Psi_i) = J(T_\infty) - \left(\sum_{i=1}^{nd} \int_{t_0}^{t_{fs}} \langle \rho_i(T) C p_i(T) \frac{\partial T_i}{\partial t} - \nabla \cdot \lambda_i \nabla T_i, \Psi_i \rangle_{\Omega_i} \right) \quad (2.16)$$

Avec,

$$\langle \Psi, \Delta T \rangle_{\Omega} = \int_{\Omega} \Psi \Delta T d\Omega = \left[\Psi \frac{\partial T}{\partial n} - T \frac{\partial \Psi}{\partial n} \right]_{\Gamma} + \int_{\Omega} \frac{\partial^2 \Psi}{\partial n^2} d\Omega \quad (2.17)$$

$$\int_0^t \langle \Psi, T, t \rangle_{\Omega} dt = \int_{\Omega} \left(\langle \Psi, T \rangle_0^t - \int_0^t \langle \frac{\partial \Psi}{\partial t}, T \rangle dt \right) d\Omega \quad (2.18)$$

où Ψ est la variable adjointe ; t_0 et t_{fs} les instants initial et final auxquels chaque domaine i est activé. L'ensemble des équations adjointes et l'expression du gradient est alors obtenu en considérant un Ψ fixe tel que $\delta \mathcal{L}(\mathbf{T}_\infty, \Psi_i) = \delta J(T_\infty)$. Lorsque la variable adjointe est fixe, le lagrangien satisfait :

$$\delta\mathcal{L}(T_i, T_\infty, \Psi_i) = \frac{\partial\mathcal{L}}{\partial T_i} \delta T_i + \frac{\partial\mathcal{L}}{\partial T_\infty} \delta T_\infty \quad \forall i = 1 : nd \quad (2.19)$$

La différentielle de l'équation 2.16 est calculée à l'aide de l'équation 2.19 après avoir utilisé les relations 2.17 et 2.18. Le nombre de domaines "nd" est égale à 4. L'expression du $\delta\mathcal{L}(T_i, T_\infty, \Psi_i)$ est comme suit :

$$\begin{aligned} \delta\mathcal{L}(T_i, T_\infty, \Psi_i) = & 2\alpha \int_{t-\tau}^t \int_{\Gamma_{erode}} (T - T_{cible}) \delta T d\Gamma dt \\ & + 2\beta \int_{t-\tau}^t \int_{\Gamma_p} D_h(1 - D_h) \left(\frac{E_a}{4RT^2} \right) \delta T d\Gamma dt - 2\gamma \int_{t-\tau}^t \int_{\Gamma_{surf}} (\bar{T} - T) (\delta\bar{T} - \delta T) d\Gamma dt \\ & + \sum_{i=1}^{nd} \left(\int_{t_0}^{t_f} \int_{\Omega_i} \rho_i(T) C p_i(T) \frac{\partial\Psi_i}{\partial t} \delta T_i > dt d\Omega + \int_{t_0}^{t_f} \int_{\Omega_i} \lambda_i(T) \Delta\Psi_i \delta T_i d\Omega dt \right) \end{aligned} \quad (2.20)$$

Le choix de Ψ étant libre, on le choisit tel que :

$$\frac{\partial\mathcal{L}}{\partial T_i} \delta T_i = 0 \quad \forall i = 1 : nd \quad (2.21)$$

L'équation 2.21 est donc appliquée pour obtenir l'ensemble des équations du problème adjoint et l'expression du gradient. Ainsi, le problème adjoint sous forme parabolique est de la forme :

$$\rho_i(T) C p_i(T) \frac{\partial\Psi_i}{\partial t} = -\lambda_i(T) \Delta\Psi_i \quad \forall i = 1 : nd \quad (2.22)$$

Le jeu d'équations par domaine et par étape correspondant au problème adjoint est listé dans l'annexe B. Les conditions aux limites de l'état adjoint pour les équations 2.3 et 2.4 du problème direct sont exprimées comme suit :

$$-\lambda(T_a) \frac{\partial\Psi_a(\Omega, t)}{\partial n} \Big|_{\Gamma} = \frac{\Psi_a(\Omega, t)|_{\Gamma} - \Psi_b(\Omega, t)|_{\Gamma}}{R T C_{ab}} \quad (2.23)$$

$$-n \cdot \lambda(T) \nabla \cdot \Psi|_{\Gamma_{ext}} = -h \Psi|_{\Gamma_{ext}} \quad (2.24)$$

Le champ adjoint au temps final $t = t_f$ est égale $\Psi = 0$ dans le domaine Ω . Quand Ψ est solution des équations du problème adjoint et T la solution du problème direct, on a :

$$\delta \mathcal{L} = \nabla_{T_\infty} J \delta T_\infty \quad (2.25)$$

L'expression du gradient obtenue dépendant de la condition limite de troisième espèce sur la surface où la variable de conception est recherchée est la suivante :

$$\nabla J(T_\infty) = \int_{t_o}^{t_f} \int_{\Gamma_{ext}} -h \Psi d\Gamma dt \quad (2.26)$$

laquelle s'écrit sous forme discrétisée :

$$\nabla J(T_\infty)_{mn} = \sum_{m=1}^p \sum_{n=1}^q -h \Psi_{nm}(\Gamma_{ext}, t) \quad (2.27)$$

où q et p sont le nombre de composantes spatiales et temporelles maximales du gradient. Le nombre de composantes temporelles (p) de l'expression du gradient est choisi en fonction de l'analyse de sensibilité. Pour un nombre donné de composantes temporelles, la sensibilité l'intervalle de temps choisi doit être suffisamment élevée pour permettre l'optimisation. Les composantes spatiales correspondent aux points de discrétisation du maillage.

Profondeur de descente

À chaque itération, la variable inconnue T_∞ est mise à jour selon l'expression $T_\infty^{k+1} = T_\infty^k + rw$, où rw est un paramètre de correction calculé également à chaque itération. Dans les méthodes du gradient, le paramètre rw est choisi de façon à faire décroître la fonction $J(T_\infty)$. L'approximation linéaire de la variation de $J(T_\infty)$, s'écrit [73] :

$$J(T_\infty^{k+1}) = J(T_\infty^k) + r^k w^k \nabla_{T_\infty} J^k \quad (2.28)$$

Si on considère $w = \delta T_\infty$ l'expression devient :

$$J(T_\infty^k + rw) = J(T_\infty^{k+1}) \approx J(T_\infty^k) + r^k \delta J^k \quad (2.29)$$

Il en va de même pour la température [36] et le degré de cicatrisation :

$$T(T_\infty^k + r\delta T_\infty) = T(T_\infty^k) + r^k \delta T(T_\infty) \quad (2.30)$$

$$D_h(T_\infty^k + r\delta T_\infty) = D_h(T_\infty^k) + r^k \delta D_h(T_\infty) \quad (2.31)$$

Dans l'expression 2.29, w étant choisi, il reste à déterminer r . Le meilleur choix local consiste à prendre la valeur de r qui minimise la fonction 2.32 [36, 73] :

$$\phi_r = J(T_\infty + r\delta T_\infty) \quad (2.32)$$

En développant la fonction 2.32 à partir des relations 2.30 et 2.31, on trouve l'expression de ϕ_r suivante :

$$\begin{aligned} \phi_r = & \alpha \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_{erode}} \|T_{cible} - (T(T_\infty) + r\delta T(T_\infty))\|^2 d\Gamma dt + \beta \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_p} \|1 - (D_h(T_\infty) + r\delta D_h(T_\infty))\|^2 d\Gamma \\ & + \gamma \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_{surf}} \|(\bar{T}(T_\infty) + r\delta \bar{T}) - (T(T_\infty) + r\delta T)\|^2 d\Gamma dt \end{aligned} \quad (2.33)$$

où T est la température dans la préforme, domaine Ω_2 . En dérivant par rapport à r et en cherchant r tel que $\frac{\partial \phi}{\partial r} = 0$, on obtient :

$$r = \frac{I_1}{I_2} \quad (2.34)$$

Avec,

$$\begin{aligned} I_1 = & 2\alpha \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma} \delta T (T_{ejec} - T(T_\infty)) d\Gamma dt + 2\beta \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_p} \delta D_h (1 - D_h(T_\infty)) d\Gamma dt \\ & 2\gamma \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_{surf}} (\bar{T}(T_\infty) - T(T_\infty)) (\delta \bar{T} - \delta T) d\Gamma dt \end{aligned} \quad (2.35)$$

$$I_2 = 2\alpha \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_{erode}} (\delta T_2)^2 d\Gamma dt + 2\beta \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_p} (\delta D_h)^2 d\Gamma dt + 2\gamma \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_{surf}} (\delta \bar{T} - \delta T)^2 d\Gamma dt \quad (2.36)$$

2.2 Application à un problème 2D axisymétrique

2.2.1 Présentation du problème

Comme déjà évoqué précédemment, le procédé d'estampage avec surmoulage d'un insert a été choisi comme cas d'étude, d'une part en raison de son importance au niveau industriel (réduction du nombre d'étapes dans la fabrication de pièces et donc diminution du temps de production) mais également à cause de l'importance scientifique (exploration de méthodologies d'optimisation adaptées à la mise en œuvre des composites haute performance tout au long de la transformation de pièces). La pièce que nous avons retenue est constituée de deux feuilles d'organosheet et d'un insert métallique ayant une forme en "T", comme montré sur la figure 2.6. La partie supérieure de la pièce sera surmoulée. Notons ici que la géométrie de cette pièce est 2D axisymétrique. Cette pièce est représentative du procédé industriel choisi. L'aspect multi-étapes permet également d'introduire toutes les complexités possibles.

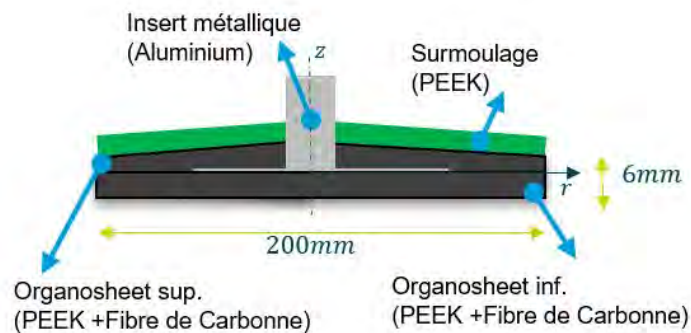


FIGURE 2.6 – Pièce 2D : matériaux et dimensions de la préforme

Le procédé pour la fabrication de la pièce se divise en 5 étapes principales : (1) préchauffage, (2) transfert de la pièce dans le moule, (3) estampage puis (4) surmoulage avec un polymère haute performance sur la partie supérieure de la pièce (figure 2.7) suivi du refroidissement de la pièce jusqu'à son éjection et finalement une étape de mise en température (5) pour permettre à l'outillage de revenir à la température d'estampage après son refroidissement. Tout d'abord, nous avons considéré le chauffage de feuilles de pré-imprégnés avec l'insert métallique (figure 2.7, section 1). Le préchauffage de la préforme peut être réalisé dans un four par rayonnement ou avec une autre méthode. Ensuite, un robot prend l'ensemble et le transporte vers le moule (figure 2.7, section 2). Pendant le trajet, la pièce échange avec l'environnement générant des pertes de chaleur convectives et radiatives. Le robot dépose l'ensemble dans le moule. La phase entre le positionnement des pièces dans le moule et la fermeture de celui-ci n'est pas prise en compte car elle a une courte durée. Le moule est ensuite fermé pour réaliser le formage par estampage, les échanges thermiques se font alors par conduction (figure

2.7, section 3). Ensuite, durant le surmoulage on injecte un polymère thermoplastique compatible avec celui constituant l'organosheet dans le moule sur la pièce déjà formée (figure 2.7, section 4). On refroidit enfin l'ensemble à une température cible avant son éjection. Finalement, le moule est remis à la température nécessaire pour réaliser l'estampage afin de démarrer un nouveau cycle. De cette façon, la thermique du moule est considérée comme dynamique.

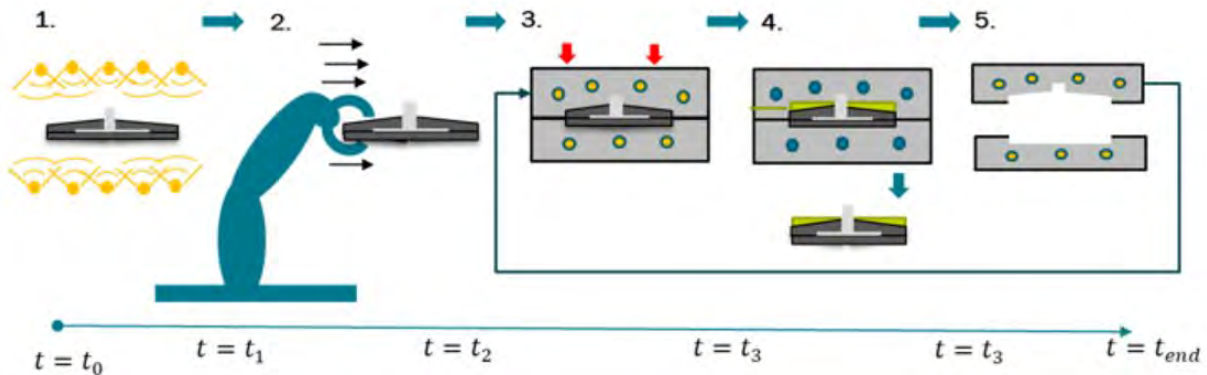


FIGURE 2.7 – Procédé de thermo-estampage avec surmoulage d'insert métallique : 1 Préchauffage, 2. Transfert, 3. Estampage, 4. Surmoulage, 5. Mise en température

Afin de rester cohérent avec un procédé industriel, les temps par étapes ont été choisis comme indiqué dans le tableau 2.2.

Tableau 2.2 – Temps fixés pour les étapes du procédé d'estampage avec surmoulage d'insert

Étape	Préchauffage	Transfert	Estampage	Surmoulage	Mise en Température
Temps (s)	90	6	6	25	65

Les hypothèses prises en compte pour traiter le cas d'étude sont :

1. Problème 2D axi-symétrique.
2. Résistances thermiques de contact constantes entre le polymère et ses éléments aux frontières (insert, polymère, outillage).
3. Non prise en compte des étapes de déformation lors de l'estampage et de l'écoulement lors du surmoulage, ces étapes étant de courte durée par rapport aux cycles thermiques.
4. Propriétés thermiques constantes.
5. Pas de couplages liés à la transformation du matériau l'enthalpie de transformation est faible et le taux de fibres est important pour les composites thermoplastiques HP.

Après introduction du problème, où les différentes étapes du procédé et matériaux constitutifs de la pièce sont détaillés, le reste des étapes de la méthodologie proposée dans la section 2.1 est appliqué.

2.2.2 Création de la géométrie

Pour la résolution du problème 2D axi-symétrique, nous partons d'une seule géométrie représentant les différents domaines à étudier (figure 2.8) tels que décrits dans la méthodologie. Ces domaines sont numérotés de 1 à 4 comme suit :

1. Insert métallique (Ω_1)
2. Préimprégné à matrice thermoplastique haute performance (Ω_2)
3. Zone dilatée-moule (Ω_3)
4. Zone surmoulée avec un polymère haute performance (Ω_4)

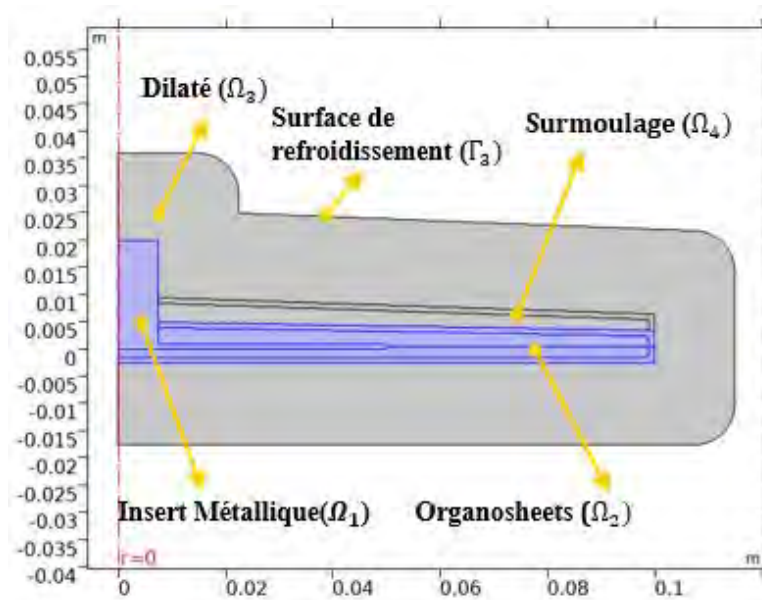


FIGURE 2.8 – Représentation géométrique du cas d'étude sur COMSOL Multiphysics[®]

Suivant la méthodologie présentée, la zone dilatée est celle entourant la pièce à fabriquer. Cette zone sert à simuler l'outillage pendant les phases d'estampage et de surmoulage. Le dilaté possède une épaisseur de 15mm. Les domaines listés seront activés en fonction de l'étape étudiée. Ainsi, les domaines 1 (Ω_1 -insert) et 2 (Ω_2 -Composite) seront les seuls domaines actifs pendant les phases de préchauffage et transfert. Ensuite, le domaine 3 (Ω_3 -Dilaté) sera activé pour étudier l'étape d'estampage. Finalement, l'activation de l'ensemble des domaines sera nécessaire pour la dernière étape du procédé.

Les frontières, quant à elles, sont identifiées selon les domaines en contact (figure 2.9). Ainsi, Γ_{1-2} est la frontière qui sépare le domaine 1 (Ω_1 -insert) et le domaine 2 (Ω_2 -Composite). La frontière représentant l'érodé Γ_2 à l'intérieur du pré-imprégné est éloignée d'une distance fixe de 1mm

de l'interface. Cela garantit que le matériau aura une couche solide suffisamment épaisse pour permettre l'éjection de la pièce pendant les étapes d'estampage et surmoulage. Cette zone érodée est utilisée pendant le transfert pour fixer un niveau de température légèrement supérieur à la température de fusion.

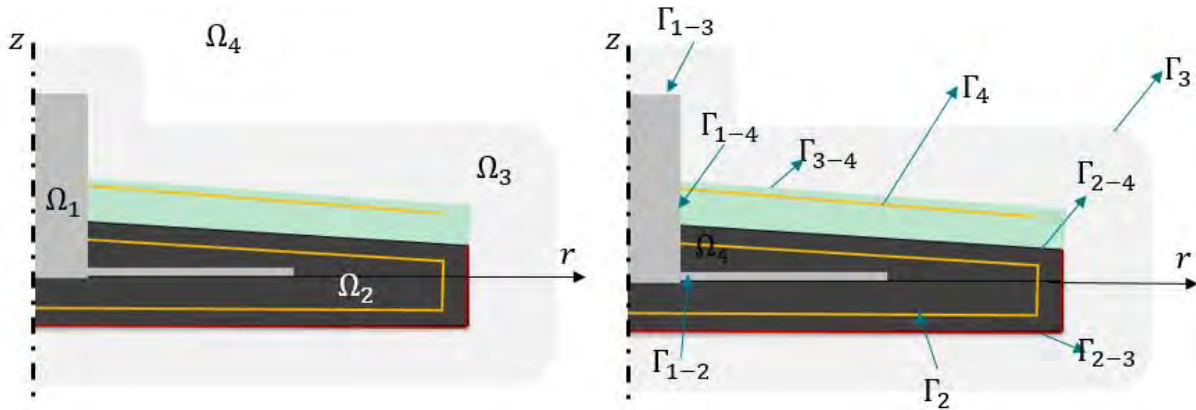


FIGURE 2.9 – Numérotation des domaines et frontières

Concernant les dimensions de la pièce, l'insert métallique possède un diamètre de 15mm , une hauteur de 20mm , une base de 10cm de diamètre et 1mm d'épaisseur, comme montré dans la figure 2.10. Chaque préforme possède une épaisseur de 3mm et un diamètre de 200mm (figure 2.6). La zone surmoulée a également une épaisseur de 3mm , avec un angle d'inclinaison de 15° .

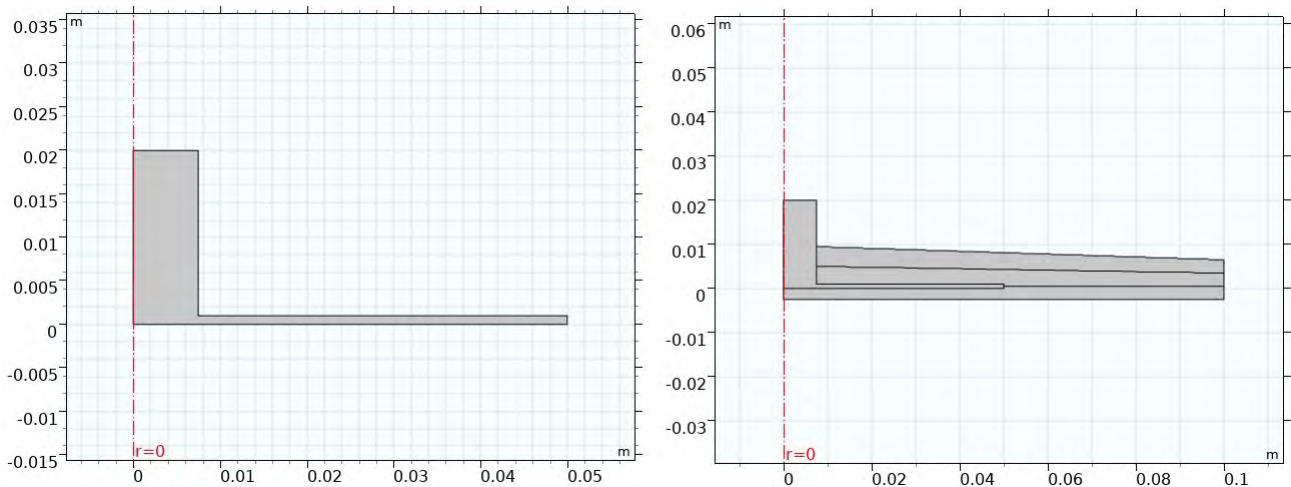


FIGURE 2.10 – Construction de la géométrie sur COMSOL Multiphysics[®] insert (gauche) et pièce finale multi-matériaux (droite)

La pièce est créée sur COMSOL Multiphysics[®] suivant la géométrie présentée dans la figure 2.8. Cette géométrie sera utilisée pour résoudre le problème de conduction de la chaleur. Dans la section suivante sont présentées les conditions aux limites imposées sur la géométrie pour chacune des étapes.

2.2.3 Identification des modes de transfert

La définition des modes de transfert thermique permet la mise en équation du problème. Comme indiqué dans la section 2.2.1, les domaines sont activés en fonction de l'étape étudiée. Les transferts thermiques sont donc dépendants du temps. Dans la figure 2.11 les domaines activés par étapes sont présentés. Les conditions aux limites prises en compte à chacune des étapes sont :

- Préchauffage : on considère des échanges par rayonnement et par convection forcée sur les frontières Γ_{1-3} , Γ_{1-4} , Γ_{2-3} et Γ_{2-4} (tout le bord de l'ensemble composite-insert). Le coefficient d'échange sur les surfaces de l'insert est noté h_1 et sur les surfaces du composite h_1^* (figure 2.11a). Ces coefficients sont globaux, ils prennent en compte les échanges par convection et par rayonnement. L'estimation du coefficient d'échange globale h_{global} nécessaire pour arriver à une température T_{cible} dans la préforme se fait à partir de l'équation de chaleur sans production interne d'énergie :

$$mC_p \frac{dT}{dt} = \varphi \quad (2.37)$$

où m est la masse du composite, φ le flux convectif régi par la loi de Newton en prenant en compte le coefficient d'échange radiatif linéarisé h_{ray} et le coefficient d'échange convectif h_{cv} :

$$\varphi = h_{cv}S(T - T_{cv}) + h_{ray}S(T - T_{ray}) \quad (2.38)$$

Si on considère :

$$h_{global} = h_{cv} + h_{ray} \quad (2.39)$$

$$T_{car} = \frac{h_{cv}T_{cv} + h_{ray}T_{ray}}{h_{cv} + h_{ray}} \quad (2.40)$$

On obtient [74],

$$\varphi = h_{global}S(T - T_{car}) \quad (2.41)$$

La température caractéristique T_{car} sera considérée comme la température de l'environnement T_∞ . Pour le calcul de h_{global} , on fait un simplification 1D du problème en direction de l'épaisseur de la préforme. Après substitution de l'équation 2.41 en 2.37 et intégration, on obtient l'expression :

$$h_{global} = \frac{\rho CpL}{\Delta t} \ln \frac{T_{ini} - T_\infty}{T_f - T_\infty} \quad (2.42)$$

où, T_{ini} est la température de la préforme à $t = t_0$; L est la longueur caractéristique, dans notre cas l'épaisseur de la préforme; Δt est l'intervalle de temps considéré dans l'étape en étude ($t_f - t_0$). Pour obtenir la valeur de $h_1^* = h_{global}$, on suppose que la température de l'environnement $T_\infty = T_{\infty 1}$, pour la première étape, se trouve entre la température de dégradation et le point de fusion du matériau. On considère également que la température à la surface de la préforme composite est proche de la température de l'environnement à $t = t_f$. Les propriétés ρ et C_p sont considérées constantes. Bien que cette approche considère une température uniforme dans le matériau, ce qui n'est pas le cas à cause de sa faible conductivité, cela constitue une approximation simple pour l'obtention de la valeur h_{global} .

Concernant le flux de chaleur autour dans l'insert métallique, nous l'avons considéré comme étant 60% du flux de chaleur global calculé pour la préforme avec l'équation 2.42. Cette simplification est due au fait que la plupart des échanges thermiques pendant le préchauffage se font par rayonnement, compte tenu qu'il est communément réalisé dans un four infrarouge. Ainsi, la valeur de l'émissivité d'un insert métallique en aluminium, proche de 0.6 représente un pourcentage de flux de chaleur autour de 60% en comparaison avec la préforme, laquelle possède une valeur d'émissivité proche de l'unité. Bien que le flux de chaleur de l'insert ne dépende que de cet aspect, cela constitue également une première approximation au calcul du flux qui sera optimisé.

Dans toutes les étapes, une résistance thermique de contact (RTC) est imposée à la frontière Γ_p entre le composite et l'insert métallique noté Γ_{1-2} sur la figure 2.9.

- Transfert : on considère comme condition initiale dans chacun des domaines, le profil de température final de l'étape du préchauffage. Les échanges thermiques considérés se font par rayonnement et convection forcée avec l'air ambiant, ils sont pris en compte dans deux coefficients d'échange globaux notés h_2 et h_2^* sur l'insert et le composite respectivement et calculés à partir de l'équation 2.42. La température de l'environnement est notée $T_{\infty 2}$ pendant cette étape (figure 2.11b).
- Estampage : nous supposons des échanges conductifs entre l'outillage (Ω_3 -Dilaté) et les domaines (Ω_1 -insert) et (Ω_2 -Composite). Nous considérons ensuite une condition de 3^{eme} espèce à l'extérieur du dilaté (Γ_{ext}) avec une température $T_{\infty 3}$ et un coefficient d'échange h_3 . Ce coefficient est choisi de sorte que le flux de chaleur ne dépende pas de cette valeur [36]. Une résistance de contact est considérée entre la pièce et l'outillage.
- Surmoulage : dans cette étape, les échanges conductifs entre l'outillage et la pièce sont toujours présents, mais il existe aussi des échanges conductifs entre l'insert, le composite et la zone surmoulée. Dans cette étape, la température environnante dans la condition de 3^{eme} espèce est notée $T_{\infty 4}$ et le coefficient d'échange h_3 .

- Mise en température : finalement, après l'éjection, l'outillage relativement froid doit revenir à la température d'estampage. La température au bord du dilaté est notée $T_{\infty 5}$ et le coefficient d'échange h_3 . Sur tout le bord de l'empreinte, une condition adiabatique est supposée. Seul le domaine (Ω_3 -Dilaté) est étudié dans cette étape.

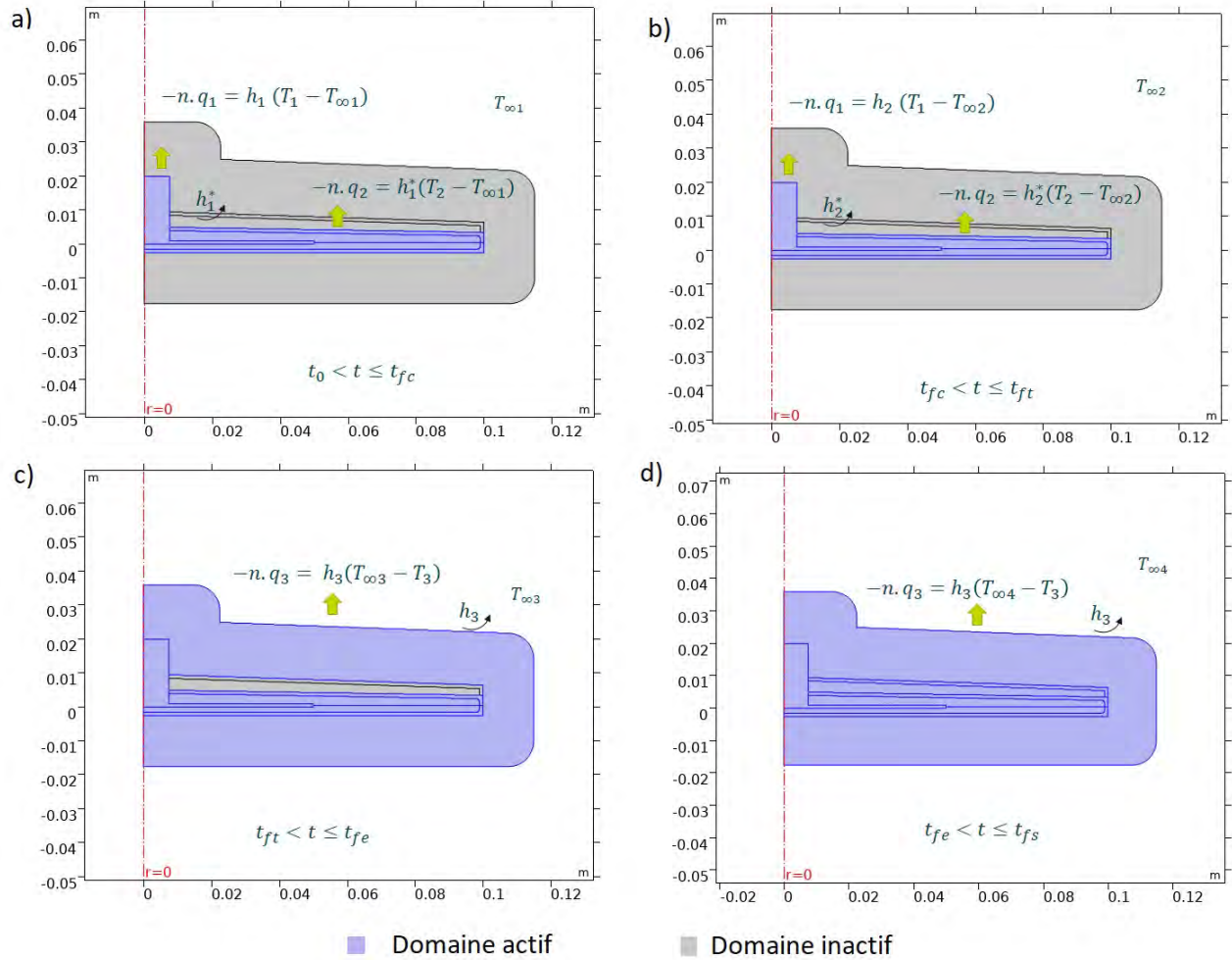


FIGURE 2.11 – Conditions aux limites : a) Préchauffage, b) transfert, c) estampage, d) surmoulage

En fonction des modes de transfert identifiés, les paramètres pris en compte dans le procédé sont listés dans le tableau 2.3.

Tableau 2.3 – Paramètres thermiques par étapes

Étape	Préchauffage	Transfert	Estampage	Surmoulage	Mise en Température
Paramètre	h_1, h_1^*	h_2, h_2^*	h_3	h_3	h_3
	$T_{\infty 1}$	$T_{\infty 2}$	$T_{\infty 3}$	$T_{\infty 4}$	$T_{\infty 5}$

2.2.4 Variables de conception et fonction coût

Pour définir les critères d'optimisation, on considère les consignes à respecter du point de vue thermique, comme par exemple le respect de la plage de travail des matériaux. Cette plage se trouve entre la température de fusion et la température de dégradation du matériau. Dans notre exemple, on prend une plage de travail entre 320 et 380 °C pour un composite en poly-éther-éther-ketone renforcé en fibre de carbone (PEEK-FC). Pour la mise en oeuvre de ce matériau, des considérations préliminaires sont prises en compte :

- Au début de l'estampage : le matériau, avec un point de fusion autour de 340°C, doit être fondu pour permettre la déformation contrôlée de la pièce dans l'outillage sans endommager le renfort. Dans ce sens, la température cible au début de l'estampage (fin du transfert) est fixé à 347°C. Cela correspond au premier objectif d'optimisation.

La température obtenue dans la préforme au début de l'estampage va être déterminée par la puissance de chauffe pendant le préchauffage, mais également par les pertes de chaleur pendant le transfert.

Pendant le transfert : dans le cadre de notre étude, les échanges thermiques entre la pièce et son environnement sont considérés subis par la pièce, et donc aucun contrôle des pertes de chaleur n'est réalisé durant cette étape. Le coefficient d'échange thermique de la pièce avec son environnement est calculé à l'aide de l'équation 2.42, avec une température environnante $T_{\infty 2}$ supposée connue et fixée à une valeur de 20 °C (environnement thermique de l'atelier), et avec une température finale de 347°C (température cible à la fin du transfert). Le calcul de ces échanges thermiques peut également être réalisé à l'aide d'une corrélation en supposant la trajectoire et une vitesse du bras robotisé. Les échanges thermiques pendant le transfert étant subis, la seule façon d'obtenir le premier objectif d'optimisation est à travers un pilotage des conditions thermiques pendant le préchauffage.

- Pendant le préchauffage : avec un temps de préchauffage fixé à 90s, la température autour de la pièce $T_{\infty 1}$ doit être trouvée de sorte à avoir un matériaux suffisamment fondu avant l'estampage, en même temps que la santé de matière est préservée (la préforme ne doit pas dépasser les 380°C). Dans ce sens, la variable $T_{\infty 1}$ est définie comme la première variable de conception.

Pour les étapes où un outillage est présent, la variable permettant de piloter la température dans l'outillage correspond à la température environnante $T_{\infty 3}$, $T_{\infty 4}$ et $T_{\infty 5}$ dans la condition limite de 3ème espèce (eq. 2.4), selon l'étape en étude. Les considérations prises en compte dans cette deuxième configuration sont les suivantes :

- Pendant l'estampage : dans cette étape, la température initiale du moule est dans un premier temps imposée homogène sur tout le domaine. Ensuite cette température sera celle obtenue après la mise en température de l'outillage suite au cycle précédent.

Pour un procédé hybride, la température à la fin de l'estampage doit être proche du point de fusion du matériaux pour accroître le phénomène d'adhésion durant l'étape de surmoulage. Pour cette raison, un objectif d'optimisation consiste à obtenir une température cible à la fin de l'estampage, cette valeur de température cible est fixée à 340°C , température de fusion du matériau.

Pour obtenir cet objectif, la variable $T_{\infty 5}$, qui pilote la thermique de l'outillage pendant la mise en température, est choisie comme variable de conception. Cela s'explique par la présence d'un dilaté avec une distance de 15mm et un temps d'estampage fixé à 6s. Cette combinaison entraîne une faible sensibilité de la température dans la préforme par rapport à la température $T_{\infty 3}$ utilisée pour piloter la thermique de l'outillage durant l'estampage. Ce point sera démontré postérieurement avec l'analyse de sensibilité. Comme résultat, aucun pilotage de la thermique à l'interface moule-pièce n'est possible à partir de la variable $T_{\infty 3}$ à la fin de l'estampage. Cependant, en considérant le procédé comme un procédé cyclique, la variable $T_{\infty 5}$, qui pilote la thermique de l'outillage pendant la mise en température peut avoir une incidence sur la thermique de la pièce à la fin de l'estampage.

- Pendant le surmoulage : l'injection du matériau (PEEK) se réalisera à 360°C . La phase de remplissage sera négligée. Celle-ci ne représente que 5% du temps de l'étape de surmoulage et n'est pas prépondérante dans les transferts de chaleur [75]. Après injection de la matière, la pièce est refroidie. A la fin de cette étape, le matériau doit être au-dessus de la température de transition vitreuse pour son éjection. La température de 230°C est choisie comme température cible et constitue un objectif d'optimisation. Pour obtenir cet objectif, la variable $T_{\infty 4}$ est choisie comme variable de conception.

En résumé, en fonction de ces conditions aux limites et des variables thermiques du procédé, les températures aux alentours $T_{\infty 1}, T_{\infty 4}, T_{\infty 5}$ ont été choisies comme variables de conception. Pour chaque variable de conception, l'exécution d'un algorithme d'optimisation est nécessaire. Dans ce sens, pour notre problème, 3 blocs d'optimisation sont à exécuter :

- Le premier bloc prend en compte le préchauffage et le transfert. Dans ce premier bloc, le but est de trouver $T_{\infty 1}$ qui minimise la fonctionnelle établie à la fin du transfert. Dans cette optimisation, les deux étapes, préchauffage et transfert, du procédé sont considérées comme étant une seule. $T_{\infty 1}$ est constante dans le temps et variable dans l'espace.
- Le deuxième bloc correspond à l'optimisation de la variable $T_{\infty 4}$ pendant le surmoulage nécessaire pour atteindre les objectif d'optimisation fixés à la fin de cette étape. Cette variable est considérée dépendante du temps et de l'espace. Cette étape constitue le deuxième bloc d'optimisation car on suppose que les transferts thermiques dans la pièce pendant l'estampage sont subis par la température homogène imposée dans le dilaté au premier cycle. Une première

optimisation du surmoulage donnerait les conditions initiales pour l'optimisation mise en régime - estampage. Cependant, à cause du caractère cyclique du procédé, ce bloc d'optimisation peut être exécuté en dernier.

- Le troisième bloc d'optimisation choisi prend en compte la mise en température et l'estampage. La variable est considérée dépendante de l'espace mais constante dans le temps. Les valeurs de $T_{\infty 5}$ trouvées à partir de ce bloc d'optimisation sont considérées les mêmes pour $T_{\infty 3}$ pendant l'estampage.

Concernant les fonctionnelles, les critères établis dans l'équation 2.1 seront employés, à savoir température cible, homogénéité de température et, à la différence des travaux précédents (tableau 1.1) un critère basé sur l'adhésion des polymères est inclus à l'interface entre la préforme estampée et le polymère surmoulé. C'est le terme de la fonctionnelle dans l'équation cherchant un degré de cicatrisation maximal. Le tableau 2.4 résume, par étape, les variables de conception et les objectifs.

Tableau 2.4 – Variables de conception et objectifs définis par étapes

Bloc d'optimisation	Étape	Objectif	Variable de conception
1	Préchauffage	-	$T_{\infty 1}(r, z)$
	Transfert	Homogénéité de température sur Γ_{surf} Température cible $T_{cible} = 347^{\circ}\text{C}$ sur Γ_{erode}	
2	Surmoulage	Homogénéité de température Γ_{surf} Température cible $T_{cible} = 230^{\circ}\text{C}$ sur Γ_{erode} Degré de cicatrisation maximal sur Γ_p	$T_{\infty 4}(r, z, t)$
3	Mise en Température	-	$T_{\infty 5}(r, z)$
	Estampage	Homogénéité de température sur Γ_{surf} Température cible $T_{cible} = 340^{\circ}\text{C}$ sur Γ_{erode}	

2.2.5 Simulation numérique

Matériaux

Comme décrit précédemment, dans cette étude un composite haute performance de type PEEK associé à un renfort carbone est considéré pour les préformes et le polymère injecté. L'insert métallique est en aluminium et le dilaté en acier. Leurs propriétés thermiques sont considérées constantes et sont détaillées dans la tableau 2.5.

Tableau 2.5 – Propriétés thermiques des matériaux considérés dans l'étude.

Élément	Matériau	Conductivité Thermique ($W/m.K$)	Masse volumique (kg/m^3)	Chaleur Spécifique ($J/kg.K$)
Insert	Aluminium	238	2700	900
Organosheet	PEEK+ Renfort carbone	longitudinale : 3.0 transverse : 0.7	1464	1148
Dilaté	Acier	44.5	7850	475
Résine	PEEK	0.25	1320	1340

Les conditions initiales sont listées dans le tableau 2.6, où T_1 correspond à la température dans le domaine 1 (Ω_1 -insert) ; $T_{1,2}$ est la température dans les domaines 1 (Ω_1 -insert) et 2 (Ω_2 -Composite) ; T_3 correspond à la température dans le domaine 3 (Ω_3 -dilaté) ; T_4 correspond à la température dans le domaine 4 (Ω_4 -surmoulage). Les intervalles de temps correspondant à la fin de chaque phase du procédé sont notés comme suit :

- t_0 : temps initial, $t_0 = 0$.
- t_{fc} : temps à la fin du préchauffage $\rightarrow t_{fc} =$ temps de préchauffage (t_c)
- t_{ft} : temps à la fin du transfert $\rightarrow t_{ft} = t_{fc} +$ temps du transfert (t_t)
- t_{fe} : temps à la fin de l'estampage $\rightarrow t_{fe} = t_{ft} +$ temps d'estampage (t_e)
- t_{fs} : temps à la fin du refroidissement $\rightarrow t_{fs} = t_{fe} +$ temps de surmoulage (t_s)

Tableau 2.6 – Conditions initiales par étape

Étape	Température initiale
Préchauffage	$T_1 = 20^\circ C$ sur Ω_1 à $t = t_0$ $T_2 = 20^\circ C$ sur Ω_2 à $t = t_0$
Transfert	$T_{1,2}$ à $t = t_{fc}$
Estampage	$T_{1,2}$ à $t = t_{ft}$ $T_3 = 340^\circ C$
Surmoulage	$T_{1,2,3}$ à $t = t_{fe}$ $T_4 = 360^\circ C$

Maillage

Une discrétisation de la géométrie en prenant des éléments triangulaires avec des fonctions de base quadratiques de Lagrange est réalisée. Une analyse de la convergence en maillage est menée en paramétrant la longueur des éléments aux zones de contact, 6 maillages différents ont ainsi été testés. Les aspects pris en compte pour la sélection du maillage ont été le résidu minimal et la

qualité du maillage en termes de régularité. La discrétisation retenue est montrée sur la figure 2.12 (Maillage raffiné à droite). Le solveur choisi est BDF (Backward Différentiation Formula), lequel est inconditionnellement stable pour des problèmes de type parabolique. Le pas de temps choisi est égale à 0.1s.

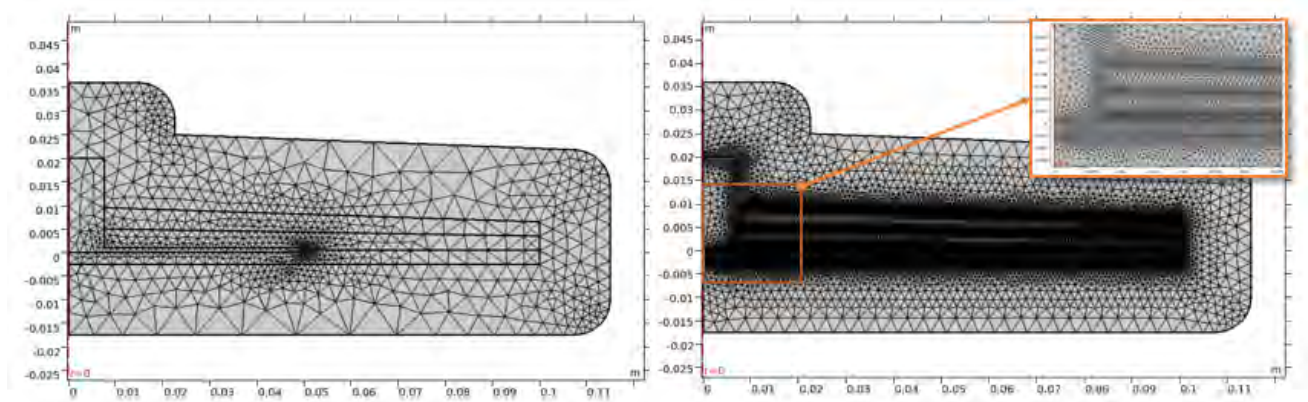


FIGURE 2.12 – Maillage automatique (gauche). Maillage raffiné (droite)

Le maillage final comprend 8027 éléments dans la zone composite, 11735 éléments dans l’outillage, 6231 éléments dans la zone surmoulée et 1002 éléments dans l’insert métallique, soit un total de 26995 éléments. La frontière extérieure Γ_{ext} est discrétisée en 93 éléments.

Résolution du problème direct

Pour la résolution numérique du problème direct, il est nécessaire de connaître les valeurs des coefficients d’échange thermique sur Γ_{ext} et les valeurs de température environnante T_{∞_i} , ces valeurs étant obtenues en fonction des objectifs d’optimisation définis.

Premièrement, les coefficients globaux d’échange de la préforme avec son environnement pendant le préchauffage $h_{global} = h_1^*$ et pendant le transfert $h_{global} = h_2^*$, sont calculés à partir de l’équation 2.42. Dans ce calcul, on prend une température T_{∞} suffisamment élevée pour faire face aux pertes de chaleur qui ont lieu durant le transfert, mais en veillant à ne pas dépasser la plage de travail maximale établie à 380°C. Une valeur de 377°C est choisie pour la température $T_{\infty} = T_{\infty 1}$. Ensuite, la température finale au transfert est fixée à 347°C (objectif d’optimisation). Les restes des valeurs prises en compte et le résultats du calcul de h_{global} pendant les étapes de préchauffage et transfert sont montrés dans le tableau 2.9.

Dans un deuxième temps, la pièce est placée sur l’outillage. La phase de dépôt n’est pas prise en compte dans la simulation. On suppose un contact pièce/outillage instantané. Le moule est supposé fermé au début de la phase d’estampage. Les temps de fermeture et d’ouverture de l’outillage pendant l’estampage ne sont pas donc pris en compte. Dans toutes les étapes où l’outillage est présent, la

Tableau 2.7 – Paramètres thermiques utilisés dans la résolution du modèle direct pour les étapes de préchauffage et transfert

Paramètre	Préchauffage	Transfert
T_{∞} (°C)	377	27
T_{ini} (°C)	20	376
T_f (°C)	377	347
Δt (s)	90	6
h_{global} (W/(K.m ²))	330	50

nature les éléments technologiques de régulation n'est pas connue. Pour cette raison, on choisit de prendre un coefficient de convection suffisamment élevé pour qu'il n'ait plus d'influence sur les transferts thermiques sur le bord extérieur du dilaté [36]. Dans ce sens, le coefficient de convection sur la frontière Γ_3 est de $10000\text{W}/(\text{K.m}^2)$.

Ensuite, on passe à l'injection de la matière. On injecte un polymère PEEK à 360°C . Le contact imparfait entre les différents domaines est modélisé via une résistance thermique de contact (RTC) d'une valeur de $10^{-3} (\text{m}^2\text{K})/\text{W}$ [36]. Pour arriver à l'objectif d'optimisation au final de l'étape de surmoulage établi à 230°C , les variables $T_{\infty 3}$ et $T_{\infty 4}$ sont fixées à 140°C . Finalement, pour l'étape de mise en température, le temps de mise en température étant 3 fois plus important que le temps de diffusion, la variable $T_{\infty 5}$ est fixée à 340°C pour obtenir une température dans la pièce proche de cette valeur à la fin de l'estampage. Le temps total des étapes du procédé est de 125s, selon le tableau 2.2.

Les résultats qui découlent du calcul du modèle direct à partir des valeurs des paramètres présentés décrivent le cas considéré dorénavant non optimisé. Ces valeurs sont résumées dans le tableau 2.8.

Tableau 2.8 – Valeurs de paramètres pour le calcul du modèle direct : cas non optimisé

Étape	Coeff d'échange sur Γ_{ext}	Température	Temps (s)
Préchauffage	$h_1^* = 330(\text{W}/(\text{K.m}^2))$	$T_{\infty 1} = 377^\circ\text{C}$	90
	$h_1 = 198 (\text{W}/(\text{K.m}^2))$		
Transfert	$h_2^* = 50(\text{W}/(\text{K.m}^2))$	$T_{\infty 2} = 20^\circ\text{C}$	6
	$h_2 = 30 (\text{W}/(\text{K.m}^2))$		
Estampage	$h_3 = 10000(\text{W}/(\text{K.m}^2))$	$T_{\infty 2} = 140^\circ\text{C}$	6
Surmoulage		$T_{\infty 4} = 140^\circ\text{C}$	25
Mise en température		$T_{\infty 5} = 340^\circ\text{C}$	65

Après le calcul, on présente sur la figure 2.13 les températures sur différentes zones d'intérêt de

la pièce issues du problème direct non optimisé au temps final pour chacune des étapes. Cela nous permet de faire les remarques suivantes :

- Pour le préchauffage et le transfert : il existe des écarts maximums de température d'environ 14°C sur la ligne érodée, le profil de température varie différemment selon que la zone soit en contact avec l'insert métallique ou pas. Un écart de température est plus marqué au milieu de la courbe ; cela correspond à l'extrémité de la pièce.
- La distribution de température est plus uniforme pendant la phase d'estampage, cela étant dû à la température initiale du moule considérée homogène. Cependant, il existe un écart maximum de 20°C.
- L'injection de la matière sur la surface supérieure de la pièce pendant le surmoulage génère deux niveaux de températures différents, aux surfaces supérieure et inférieure avec un écart d'environ 80°C entre les deux si la température proche des points E et D (bord de la pièce) n'est pas prise en compte. Ces différences de température peuvent créer des contraintes résiduelles, ou des défauts au niveau surfacique donnant une faible qualité de la pièce.
- L'optimisation vise à minima à générer un profil de température plus uniforme dans chacune des étapes.

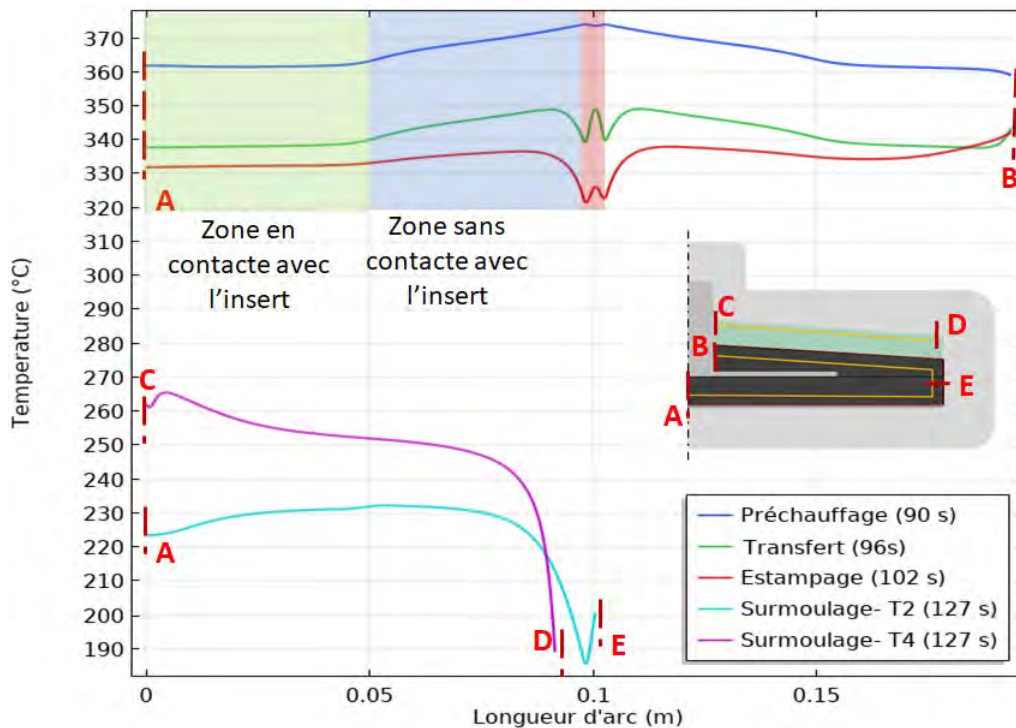


FIGURE 2.13 – Profil de température sur la zone érodée à la fin de chaque étape

2.2.6 Analyse des sensibilités

A partir de la résolution des équations du problème de sensibilité on étudie l'influence des variables de conception sur la variable observée (température dans la pièce).

Préchauffage-transfert

Dans le premier bloc d'optimisation, on souhaite piloter la température $T_{\infty 1}$ pendant le préchauffage pour obtenir une température cible sur l'érodé de la pièce à la fin du transfert. Pour décider sur la pertinence du choix des variables observées et pilotées, les jeux d'équations listés dans l'annexe A sont utilisés, le calcul se faisant sur COMSOL Multiphysics®

Dans cette étude, une perturbation unitaire $\delta T_{\infty 1} = 1$ est imposée sur Γ_{ext} pendant le transfert, le reste des variables, comme la condition initiale au préchauffage et la température $\delta T_{\infty 2}$ sur le bord extérieur de la pièce pendant le transfert étant fixé à une valeur nulle. La condition finale du préchauffage est postérieurement établie comme condition initiale au transfert. Ensuite les variations de température résultantes sur l'érodé pendant le transfert sont obtenues. Sur la figure 2.14, l'évolution relative de la température δT_2 sur la zone érodée est présentée. Les valeurs proches de la perturbation imposée montrent une bonne sensibilité et donc la possibilité de réaliser une optimisation en prenant en compte les deux étapes, préchauffage et transfert.

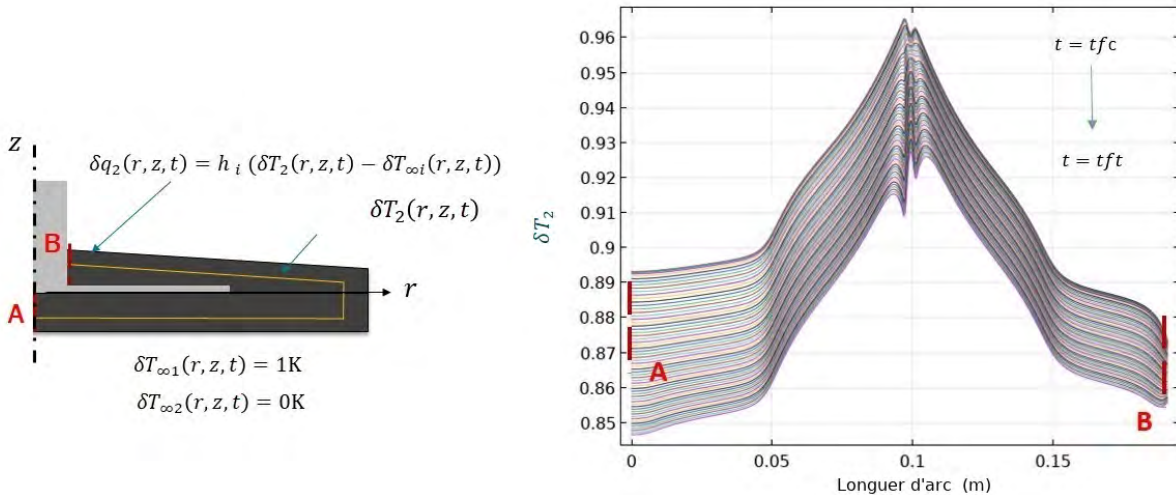


FIGURE 2.14 – Sensibilité de la température δT_2 sur l'érodé du polymère pendant le transfert par rapport à $\delta T_{\infty 1}$ pendant le préchauffage.

Pendant l'estampage, la sensibilité de la température dans le composite T_2 sur la zone érodée Γ_{erode} par rapport à la variable de conception $T_{\infty 3}$ se montre inférieure par rapport aux étapes précédentes (figure 2.15). La présence du dilaté entraîne un temps de diffusion supplémentaire avant

d'arriver à la zone érodée. Le temps de 6s pendant l'estampage ne suffit alors pas à diffuser dans l'épaisseur du dilaté la puissance imposée. On constate de cette façon la remarque faite dans la section 2.2.4. Une sensibilité autour du 5% de la perturbation imposée est obtenue dans cette étape. Dans un code d'optimisation présenté dans cette étude, une sensibilité de l'ordre 10^{-2} par rapport à la variable de conception a prouvé générer une paramètre de correction (ρw eq 2.8) petit lors des itérations. La variable de conception ne présente donc aucune variation par rapport à sa valeur définie à la première itération. Cela veut dire que l'évolution de température de la pièce au final de l'estampage dépend, dans ce cas, du profil thermique dans l'outillage au moment du contact pièce/outillage. Ce résultat valide le fait de choisir comme variable de conception la température $T_{\infty 5}$ pendant la mise en température pour pouvoir atteindre l'objectif d'optimisation fixé à la fin du transfert.

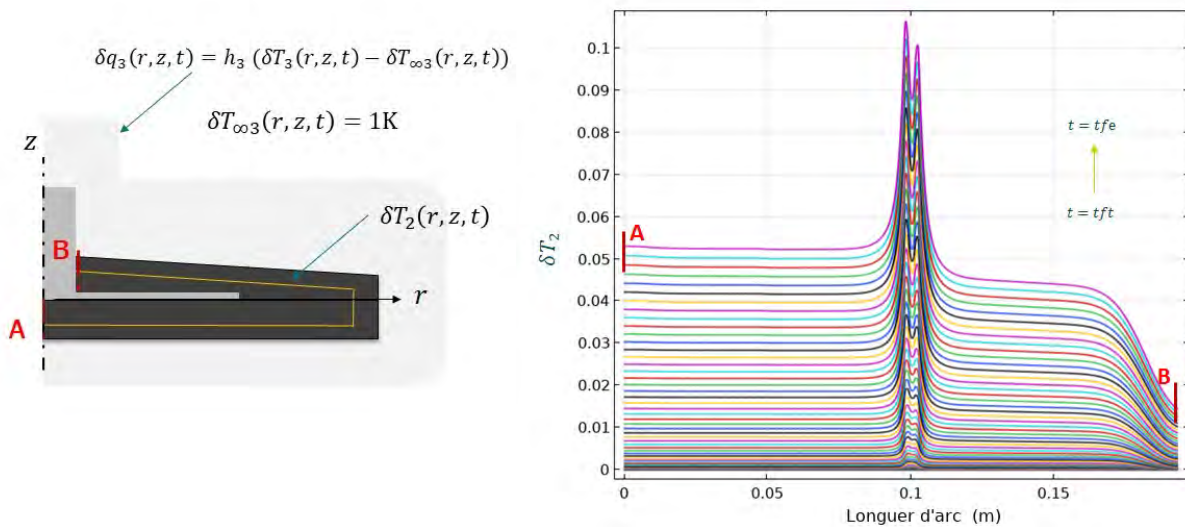


FIGURE 2.15 – Sensibilités obtenues dans le polymère et le composite pour une perturbation de la variable $\delta T_{\infty 3}$ pendant l'estampage

Pendant l'étape de surmoulage (figure 2.16) la sensibilité augmente. Cela est dû à la durée plus importante de cette étape qui permet la diffusion de la chaleur. Nous remarquons également que la partie supérieure de la zone érodée est moins sensible. Cette diminution de la sensibilité au bord supérieur de la pièce pendant le surmoulage est due au rajout de la matière injectée laquelle possède une conductivité plus faible dans la direction de l'épaisseur par rapport à la préforme. Cela occasionne un accroissement de la barrière thermique entre l'érodé et la variable de conception.

Cette analyse de sensibilité montre que la distance entre la zone érodée et la frontière sur laquelle la variable de conception est cherchée est essentielle. Une épaisseur plus importante du dilaté donnerait des valeurs de sensibilité inférieures, et par conséquent, l'optimisation à travers la méthode inverse ne pourrait pas être réalisée. De la même façon, le temps joue un rôle important, un temps suffisant

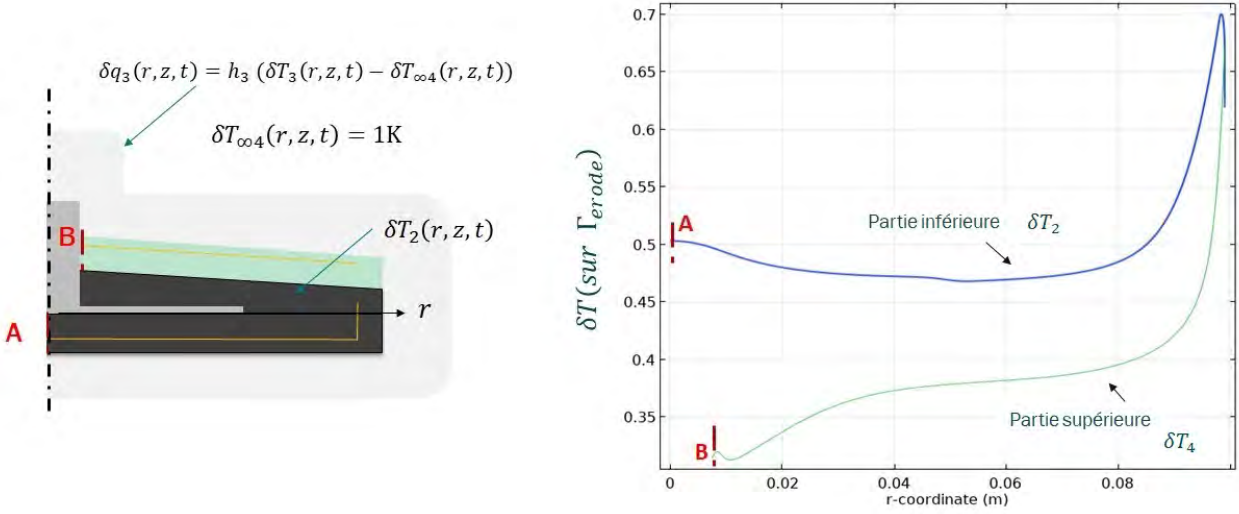


FIGURE 2.16 – Sensibilités obtenues à $t = t_{fs}$ dans le composite injecté et dans la préforme pour une perturbation de la variable de conception $\delta T_{\infty 4} = 1$

doit être considéré. Dans le cadre de notre étude, l'analyse de sensibilité a montré que le choix des variables de conception $T_{\infty 1}$, $T_{\infty 2}$ et $T_{\infty 3}$ par rapport à la température dans la pièce est pertinent, l'optimisation est donc possible.

2.2.7 Résultats d'optimisation

Étape du préchauffage et du transfert

Dans ce premier bloc d'optimisation, l'objectif est de trouver le flux de chaleur nécessaire au préchauffage pour atteindre une température cible de 347°C à la fin du transfert, en gardant l'uniformité de température à la surface de la pièce. Pour cela, la température $T_{\infty 1}$ a été choisie comme variable de conception ; elle est supposée constante dans le temps et variable dans l'espace. L'équation 2.43 est la fonction objectif utilisée lors de l'optimisation.

$$J(T_{\infty 2}) = \alpha \int_{t_{ft}-1}^{t_{fc}} \int_{\Gamma_{rod}} \|T_{cible} - T(T_{\infty 2})\|^2 d\Gamma dt + \gamma \int_{t_f-2}^{t_f} \int_{\Gamma_{ext}} \|\bar{T}(T_{\infty 2}) - T(T_{\infty 2})\|^2 d\Gamma dt \quad (2.43)$$

Dans cette équation, α et γ sont égales à 1. Ces coefficients de pondération attribuent un poids à chaque terme de la fonction objectif comme décrit par Hopmann *et al* [23]. Dans une étude précédente faite par Agazzi *et al* [36] la valeur du coefficient de pondération, appelée ΔT_{ref} dans leur fonction objectif, est trouvée en faisant un front de pareto. Le diagramme de pareto aide à la décision du poids de ces coefficients avec inconvénient de devoir résoudre plusieurs fois le problème

d'optimisation, ce que peut devenir couteux en temps en fonction des applications. Cette étude, centrée sur dans la méthodologie tout au long du procédé, fixe les valeurs de α et γ à l'unité parce qu'ils aident à la minimisation de la fonctionnelle avec un même ordre de grandeur, cela grâce aux valeurs de τ choisies pour chaque terme. La faisabilité et la possibilité d'analyse avec ces termes est ainsi justifiée. Cependant, un front de pareto peut également être utilisé pour trouver potentiellement une combinaison plus adaptée. En même temps, les valeurs de τ de 1 et 2 secondes ont été choisies pour donner de la stabilité au problème.

Dans cette optimisation, la variable de conception $T_{\infty 1}$ est initialisée à 377°C (tableau 2.8). Cette valeur est appliquée sur toutes les frontières qui décrivent le bord extérieur de la pièce, comme montré dans la figure 2.17. Dans cet exemple, la fonction $T_{\infty 1}$ a été discrétisée spatialement en 7 zones, 5 sur la surface de la préforme et 2 sur la surface de l'insert.

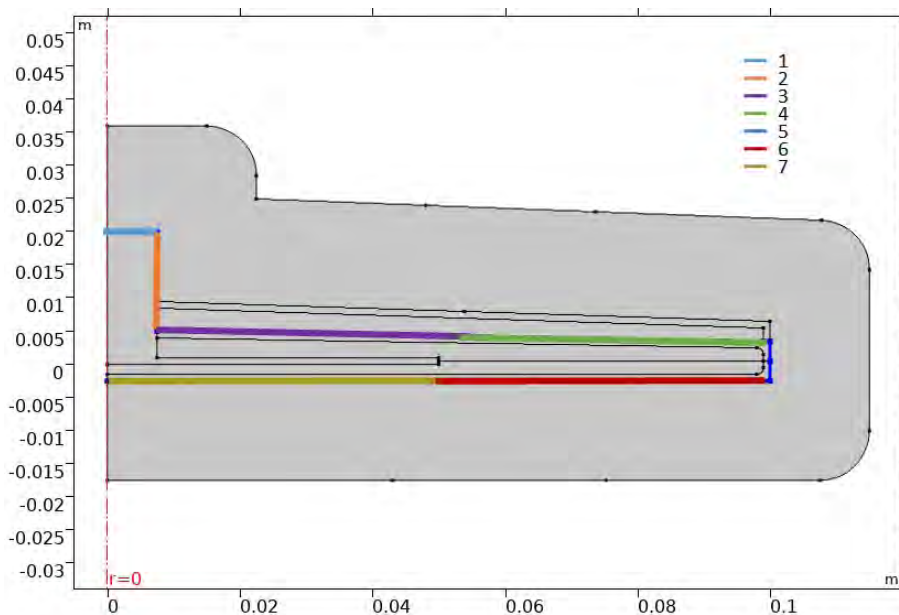


FIGURE 2.17 – Zones de discrétisation de la variable de conception $T_{\infty 1}$ sur Γ_{ext}

Le nombre d'itérations nécessaires pour que la fonctionnelle $J(T_{\infty 1})$ converge vers une valeur stable est de 50 itérations, le point minimal de la courbe est obtenu à l'itération 37. Chaque itération prends 11min Cependant, le nombre d'itérations et donc, le temps de calcul, va dépendre de la valeur avec laquelle la variable de conception est initialisée. La figure 2.18 montre l'évolution au cours des itérations de chacun des termes de la fonctionnelle.

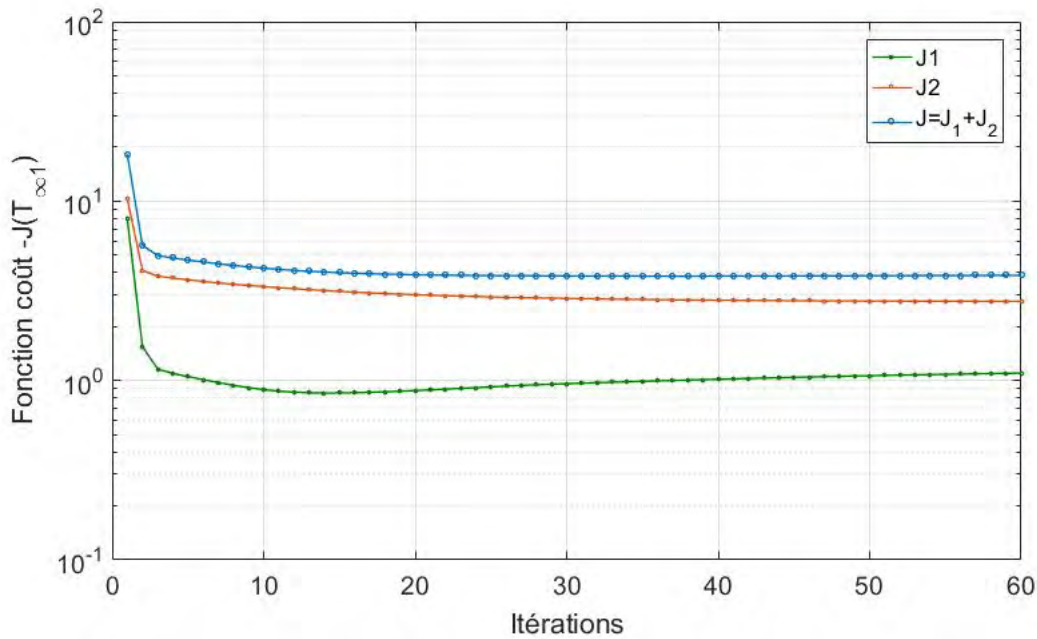


FIGURE 2.18 – Convergence de la fonction coût $J(T_{\infty 2})$ en fonction du nombre d'itérations pour l'optimisation de $T_{\infty 1}$

Les valeurs de la variable de conception optimales sont présentées dans le tableau 2.9.

Tableau 2.9 – Résultats d'optimisation de la variable de conception $T_{\infty 1}$ par zone

Zone	T_{∞} (°C) (k=37)	T_{∞} (°C) (k=50)
1	421,5	399,3
2	385,6	382,9
3	385,0	386,2
4	374,9	375,9
5	384,4	385,3
6	375,5	374,9
7	374,3	374,3

Sur la figure 2.19, il peut être observé les profils de température sur la ligne érodée pour le cas non optimisé (ligne continue) et optimisé (ligne pointillée). Nous constatons que le profil de température sur le cas optimisé est amélioré. La valeur moyenne de la température sur l'érodé au temps final de transfert est de 346.6 °C avec un écart type de 0.2 °C, par rapport à une moyenne de 342°C avec un écart type de 5.6°C pour le cas non optimisé. Cela veut dire qu'un profil de température plus proche de la température $T_{cible} = 347^{\circ}\text{C}$ est obtenu, ce qui correspond au premier objectif d'optimisation. La zone hachurée sur la figure 2.19 correspond à la partie de l'érodé parallèle à la frontière n° 5 (fig 2.17). Sur cette zone, aucune amélioration n'est obtenue. Si on ne prend pas en compte les valeurs

de température dans la zone hachurée, une réduction de la différence maximale de température sur la ligne érodée de 14°C à 3°C est obtenue.

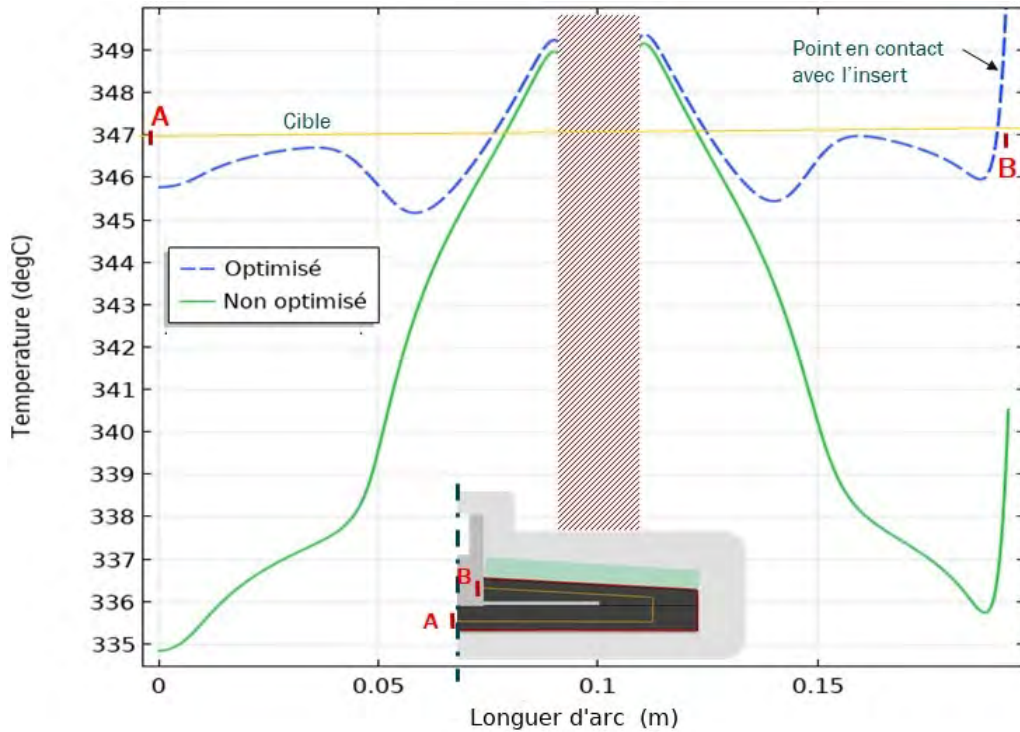


FIGURE 2.19 – Profil de température optimisé et non optimisé sur l'érodé de la pièce à la fin du transfert ($t = t_{ft}$)

Concernant le deuxième objectif d'optimisation sur l'homogénéité de température à la surface du composite, sur la figure 2.20, on peut constater qu'après optimisation le profil de température devient plus uniforme sur les surfaces supérieure et inférieure de la surface de la pièce. Les zones 1 et 2 correspondent respectivement à la partie de la pièce en contact avec l'insert métallique et sans contact avec l'insert métallique. L'écart maximal de température dans la pièce sur les surface après optimisation est de 3°C contre 13°C avant optimisation, ces résultats ne prennent pas en compte les valeurs de température du point au contact avec l'insert ni dans la zone hachurée. La moyenne des températures optimisées à la surface de la pièce est 328.6°C de avec un écart type de 2.6°C contre une moyenne de 324°C et un écart type de 5°C pour le cas non optimisé.

Le flux de chaleur qui conduit à aux résultats précédents est présenté sur la figure 2.21. Sur cette figure, on représente l'évolution temporelle du flux de chaleur pour différents points du matériaux composite et de l'insert. On observe que la chaleur est transférée plus rapidement aux frontières entre l'insert et le composite. De cette façon, l'insert métallique reçoit la chaleur de la préforme pour refroidir localement cette dernière. Pour cette raison, afin d'obtenir une distribution de température plus uniforme, l'insert métallique est chauffé à une température plus élevée que la préforme.

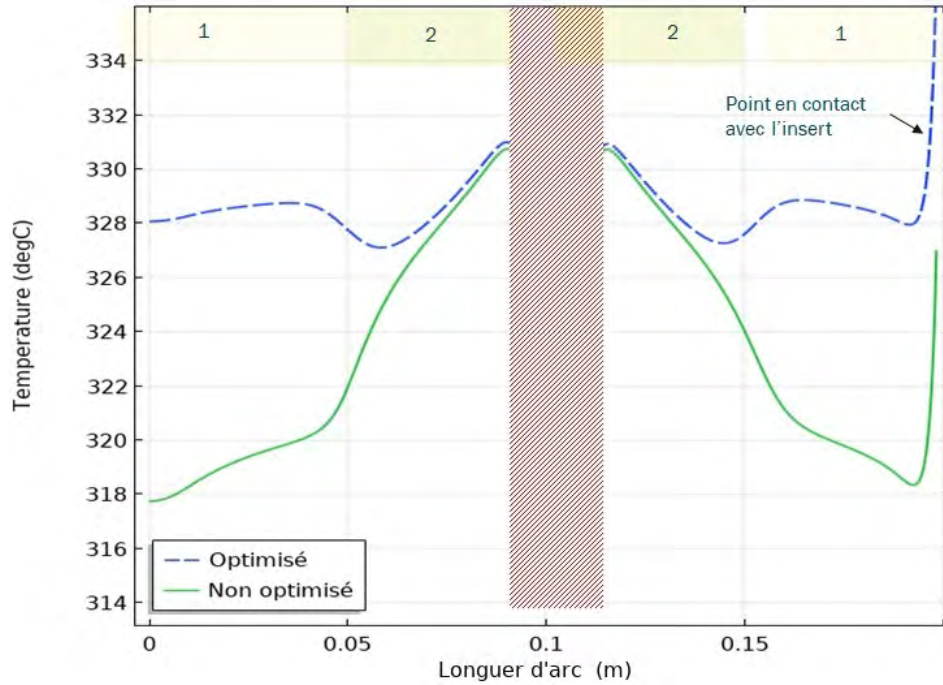


FIGURE 2.20 – Profil de température optimisé et non optimisé sur les surfaces supérieur et inférieur de la pièce à la fin du transfert ($t = t_{ft}$).

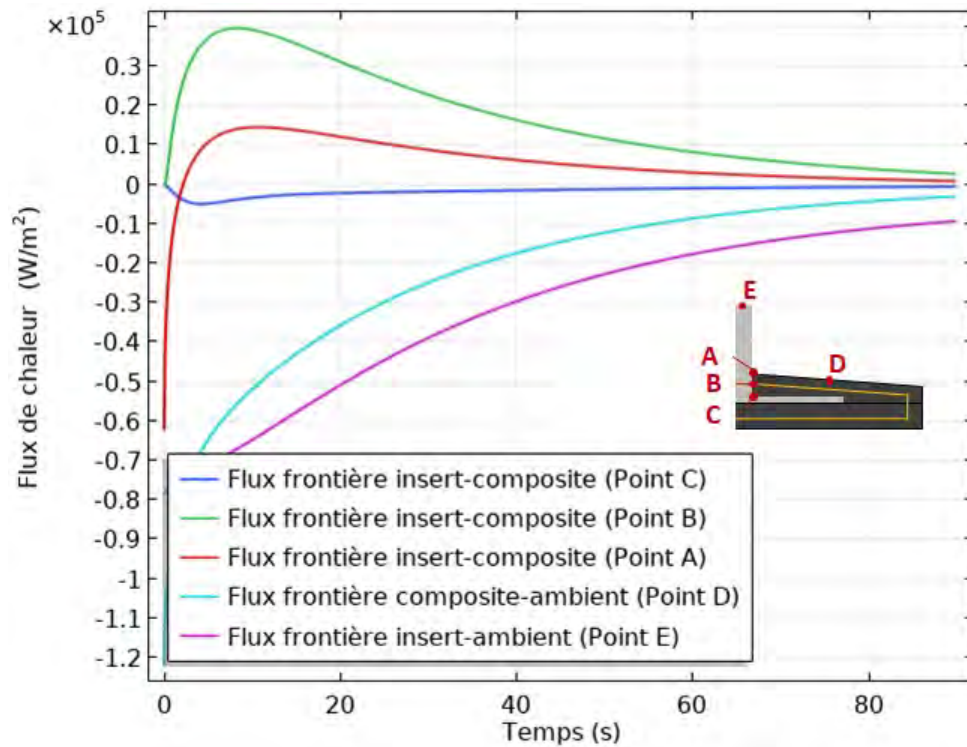


FIGURE 2.21 – Flux de chaleur aux interfaces du composite et de l'insert métallique au cours du préchauffage.

Imposer un critère d'optimisation à la fin du transfert permet également d'obtenir une optimisation du profil de température de la pièce pendant le préchauffage, comme montré dans les figures 2.22 et 2.23. Il peut être constaté une diminution de l'écart de température sur la surface érodée inférieure, de 15°C à 6.5°C et de 18°C à 7°C pour la partie supérieure au final du préchauffage. Sur la surface de la préforme (figure 2.22), la moyenne de température optimisée est de 374°C avec un écart type de 4°C, contre une moyenne de 369°C et un écart type de 6.2°C pour le cas non optimisé. La moyenne de température sur l'érodé de la pièce (figure 2.23) est de 370.5°C avec un écart type de 1.5°C contre une moyenne de 365°C et un écart type de 5°C pour le cas non optimisé.

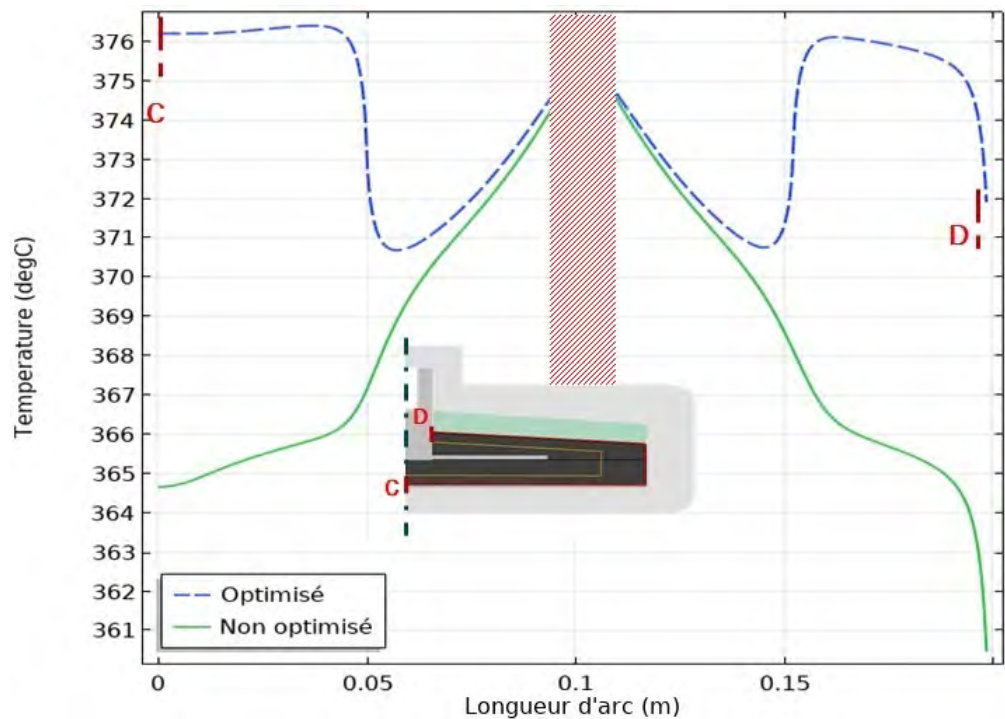


FIGURE 2.22 – Profil de température optimisé et non optimisé sur les surfaces supérieure et inférieure de la pièce à la fin du préchauffage ($t = t_{fc}$).

Dans le tableau 2.10, on résume les résultats de la moyenne de température (\bar{T}), l'écart type (σ) et la différence de température maximale (ΔT), sur la ligne érodée Γ_{erode} et sur les surfaces Γ_{ext} pour le premier bloc d'optimisation.

Surmoulage

L'étape de surmoulage correspond au deuxième bloc d'optimisation. Pour l'optimisation de cette étape, les valeurs optimisées du champ thermique dans le composite et dans l'insert métallique après le transfert sont considérées comme conditions initiales pour une première étape d'estampage.

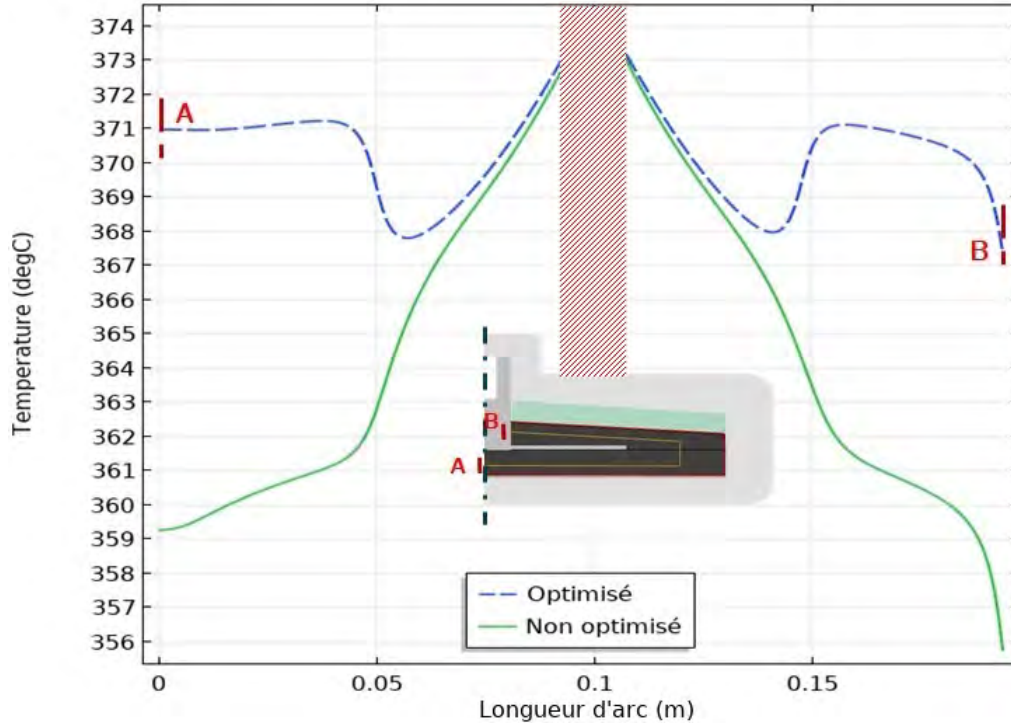


FIGURE 2.23 – Profil de température optimisé et non optimisé sur l'érodé à la fin du préchauffage ($t = t_{fc}$).

Tableau 2.10 – Comparaison de résultats thermiques au final de l'étape de préchauffage et transfert pour les cas optimisé et non optimisé

		Préchauffage		Transfert	
		Optimisé	Non optimisé	Optimisé	Non Optimisé
Γ_{rod}	\bar{T} (°C)	370.5	365	346.7	342
	σ (°C)	1.51	5	0.2	5.6
	ΔT (°C)	6.5	15	3	14
Γ_{ext}	\bar{T} (°C)	374	369	328.6	324
	σ (°C)	2	3.5	2.6	5
	ΔT (°C)	7	18	3	13

Durant ce premier estampage, aucune optimisation n'est faite à cause de la faible sensibilité à la variable de conception $T_{\infty 3}$ sur la température $T_2(\Gamma_{erode,t})$, comme nous l'avons démontré (section 2.2.6). L'estampage est donc résolu avec une température homogène de l'outillage de 340°C au temps initial et une température $T_{\infty 3}=340^\circ\text{C}$, comme spécifié dans la section 2.2.1. Après résolution du problème direct d'estampage, les profils thermiques dans la pièce et dans l'outillage sont pris comme conditions initiales pour l'étape de surmoulage. Le nombre d'inconnues spatiales sur la frontière extérieure Γ_{ext} est égale à 94, correspondant aux noeuds de discrétisation de la géométrie.

Dans ce deuxième bloc d'optimisation, les valeurs de α et γ de la fonctionnelle à minimiser (équation 2.1) sont considérées égales à l'unité. On considère par ailleurs un coefficient de pondération $\beta = 1000$ pour le terme de la fonctionnelle correspondant à la maximisation du degré de cicatrisation,

cette valeur est due à la sensibilité inférieure du degré de cicatrisation par rapport à la variable de conception $T_{\infty 4}$. L'uniformité de température peut être cherchée dans l'intervalle $[t_{fe}, t_{fs}]$ car c'est un critère cible qui change à chaque itération, cependant les valeurs de température cible et du degré de cicatrisation maximale doivent être cherchées aux derniers instants pour préserver la stabilité du problème. Ainsi, les valeurs de τ dans la fonctionnelle sont considérées égales à 1s, 0.1s et 2s pour le premier, deuxième et troisième termes respectivement. La valeur de τ est choisie dans chaque terme de la fonctionnelle de sorte à éviter des résultats avec un ordre de grandeur très différentes entre les termes. **L'objectif T_{cible} est de 230°**. La fonctionnelle pour ce bloc d'optimisation s'écrit alors comme suit :

$$\begin{aligned}
 J(T_{\infty 4}) = & \alpha \int_{t_f-1}^{t_f} \int_{\Gamma_{erode}} \|T_{cible} - T(T_{\infty 4})\|^2 d\Gamma dt + \beta \int_{t_f-0.1}^{t_f} \int_{\Gamma_p} \|1 - D_h\|^2 d\Gamma \\
 & + \int_{t_f-2}^{t_f} \int_{\Gamma_{ext}} \|\bar{T}(T_{\infty 4}) - T(T_{\infty 4})\|^2 d\Gamma dt \quad (2.44)
 \end{aligned}$$

Ici, la variable de conception $T_{\infty 4}$ est optimisée en fonction du temps et de l'espace. Le temps est discrétisé en 3 intervalles. La variable $T_{\infty 4}$ est considérée constante par morceaux dans les intervalles de temps, ce qui implique trois composantes "p" du gradient (équation 2.13), ce nombre a été choisi à partir de l'analyse de sensibilité.

Pour garantir une sensibilité suffisante à l'application de la méthodologie, chaque composante temporelle du gradient ne doit pas être inférieure à 5 secondes. Cette valeur est obtenue à partir de l'analyse de sensibilité. Le temps de surmoulage est de 25 secondes. Dans le cadre de notre étude, deux formes de discrétisations ont été testées. La première forme, avec les intervalles [102s ; 117s], [117s ; 122s], [122s ; 127s] et la deuxième avec les intervalles [102s ; 107s], [107s ; 117s], [117s ; 127s]. L'objectif est donc de montrer l'influence du choix de composante temporelles du gradient.

La figure 2.24 montre la comparaison des deux distributions optimisées de température $T_{\infty 4}$ en fonction du temps et de l'espace. Ces résultats sont obtenus à partir l'optimisation avec les deux termes de la fonctionnelle : la température cible et l'uniformité de température.

Dans la figure 2.24a, il peut être constaté que le fait d'avoir des pas de temps minimaux égaux à 5 secondes dans les deux derniers intervalles de la composante temporelle donne un profil de température qui tend vers la variable d'initialisation $T_{\infty 4}^{k=0} = 200$ °C, cela à cause de la faible valeur du gradient pour ces composantes. En effet, le gradient, dépendant de la variable adjointe, a une faible sensibilité aux derniers intervalles, chacun de 5 secondes. Cela rend la solution proche de la variable d'initialisation. Dans la figure 2.24b, la distribution de température est moins dépendante de la variable d'initialisation. La distribution de température dans l'espace est plus proche entre les différents intervalles de temps, ce qui donne des vitesses de chauffage/refroidissent inférieurs par rapport au cas précédent. Les résultats peuvent être différents en termes de distribution dans l'espace

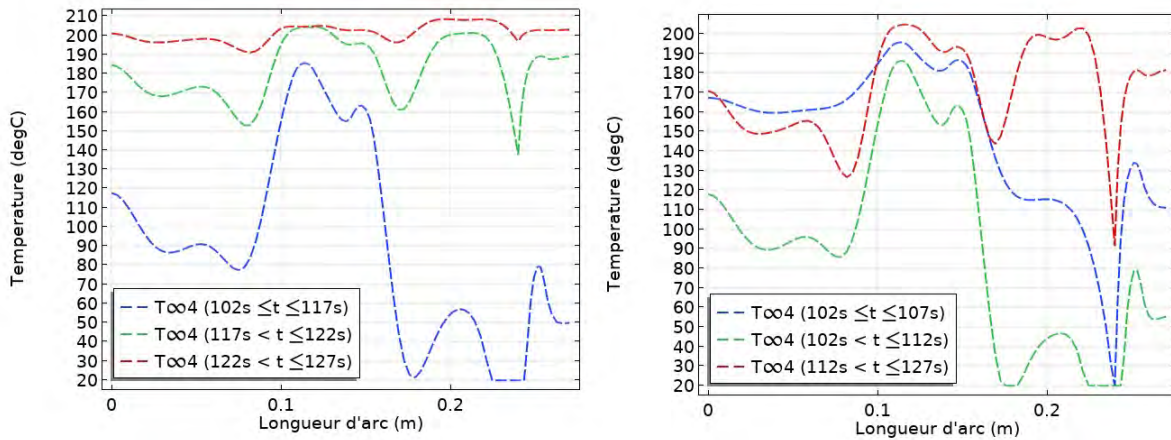


FIGURE 2.24 – Comparaison des résultats d’optimisation de la variable de conception $T_{\infty 4}$ sur la surface dilate Γ_{ext} , pour les deux discrétisations temporelles définies

et dans le temps pour un même problème d’optimisation. Cela signifie qu’un bon compromis de la discrétisation temporelle doit être trouvé. Dans notre cas, c’est la première discrétisation qui est retenue, car elle donne des valeurs de fonctionnelle inférieures, $J_1(T_{\infty 4}) = 12.2K.s$ par rapport à la deuxième $J_2(T_{\infty 4}) = 16.7K.s$. Cela veut dire que les temps choisis pour le vecteur de discrétisation temporelle pendant le surmoulage sont [102s ; 117s ; 122s ; 127s].

Après avoir établi les intervalles de temps, l’optimisation est réalisée pour la fonctionnelle prenant en compte la température cible, l’homogénéité à la surface de la pièce et le degré de cicatrisation à l’interface polymère-composite.

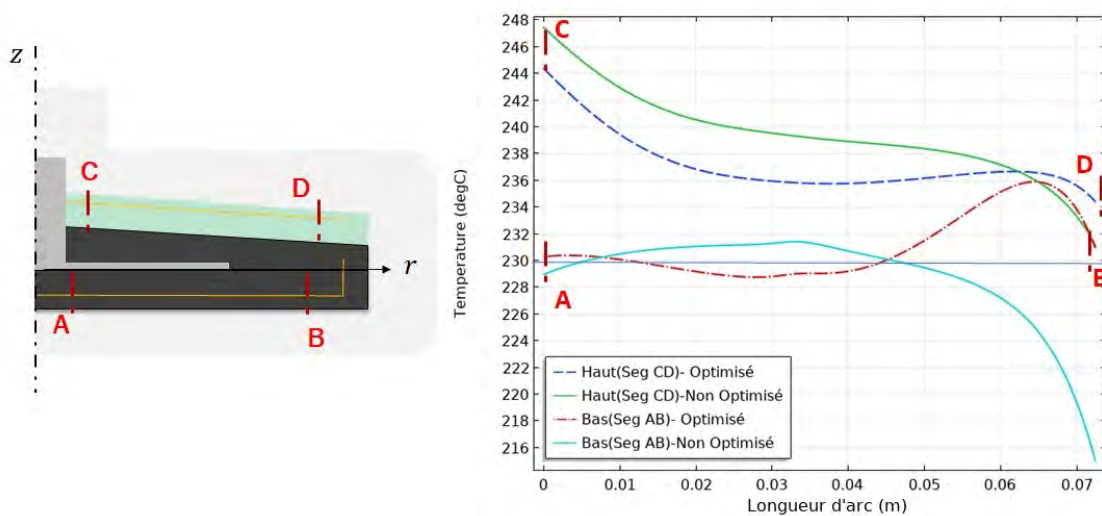


FIGURE 2.25 – Profils des température optimisés et non optimisés sur l’érodé à la fin du surmoulage

Dans la figure 2.25 sont montrés les profils de température dans la pièce, à la fin du surmoulage,

sur les lignes A-B et C-D pour un cas optimisé et non optimisé. Dans cette figure, une réduction des écarts de température est constatée pour le cas optimisé par rapport au cas non optimisé. Dans la zone érodée supérieure CD, par exemple, la diminution de l'écart maximal de température est de 6°C . Dans la zone érodée inférieure une réduction de 9°C de l'écart de température $\Delta T = T_{max} - T_{min}$ est obtenue. Dans les deux cas, la température obtenue est plus proche de la cible.

La figure 2.26 représente les champs de température dans le dilaté pour les cas non optimisé (figure 2.26a) et optimisé (figure 2.26b). Dans cette dernière figure on constate que le profil thermique s'adapte aux besoins thermiques de la pièce. La comparaison de ces deux profils montre qu'une température uniforme au bord du dilaté ne permet pas d'obtenir une distribution homogène autour de la pièce à cause de la géométrie mais également de l'aspect multi-matériaux.

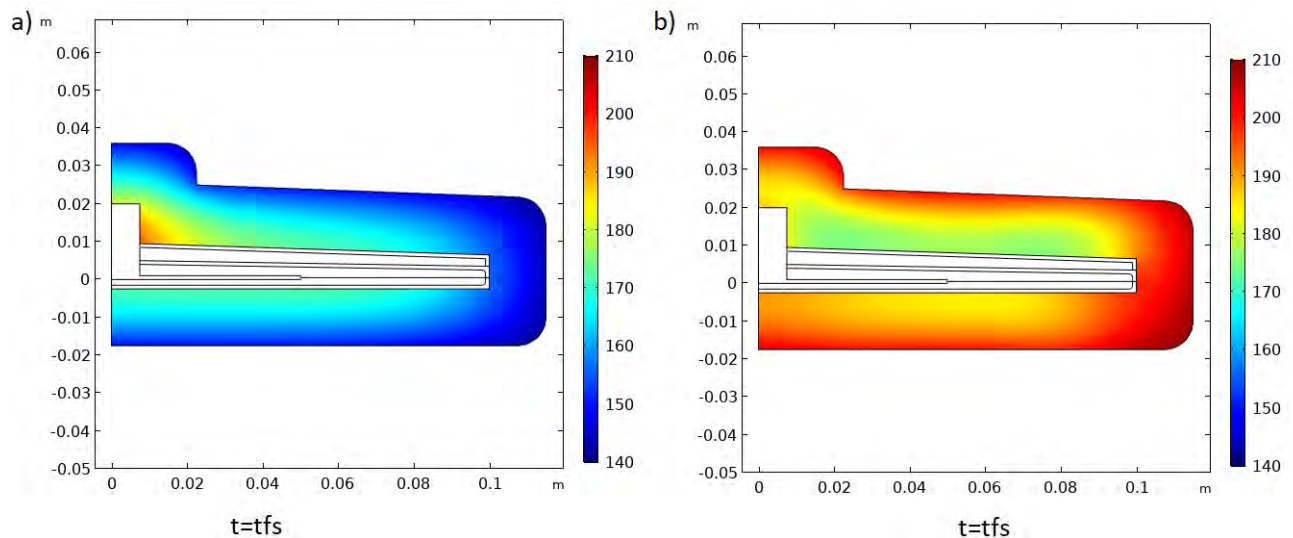


FIGURE 2.26 – Profil de température non optimisé (a) et optimisé (b) dans le dilaté à la fin du surmoulage ($t = tfs$).

Sur la figure 2.27, il peut être observé la variable de conception $T_{\infty 4}$ en fonction du temps et de l'espace sur la surface dilaté Γ_{ext} , qui permet d'obtenir le profil optimisé montré dans la figure 2.25. Dans l'évolution de cette variable, on observe une diminution progressive de la température au cours de temps, plus marquée dans les zones de variation de géométrie et particulièrement aux coins du dilaté.

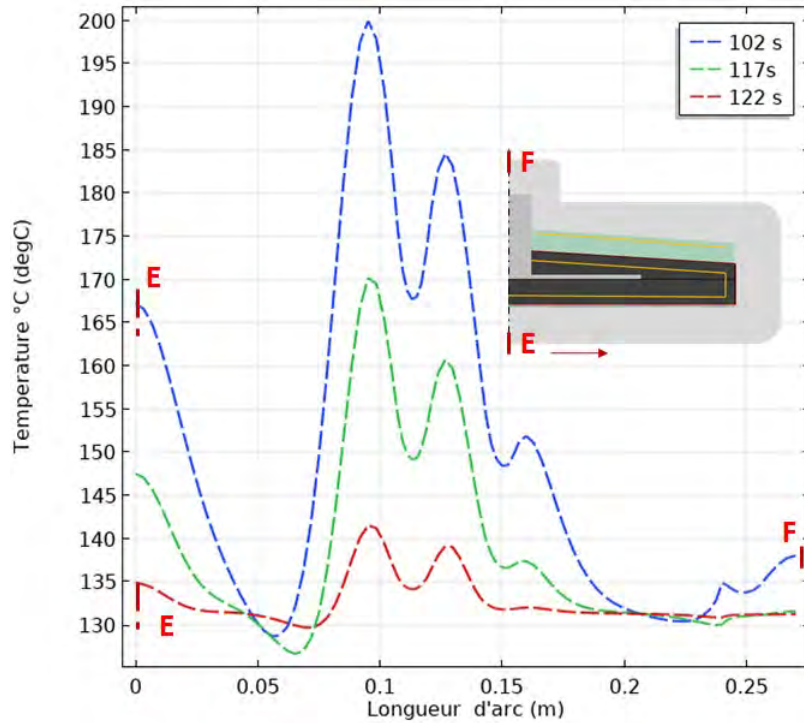


FIGURE 2.27 – Évolution spatio-temporelle optimisée de la variable de conception $T_{\infty 4}$ sur la frontière Γ_{ext}

Concitant l'influence du terme de la fonctionnelle (eq 2.1) prenant en compte le degré de cicatrisation, trois cas on été comparés :

- Un cas non optimisé ;
- Un cas avec une optimisation avec les 3 termes de la fonction objectif (eq 2.1) ;
- Un cas d'optimisation ne prenant en compte que les termes de la fonctionnelle correspondant à la température cible et l'homogénéité de température (eq 2.1).

Dans les deux cas optimisés, une faible amélioration du degré de cicatrisation D_h à l'interface des deux polymères $\Gamma_p = \Gamma_{2-4}$ du point de vue numérique est atteinte par rapport au cas non optimisé. Dans l'optimisation faite avec deux termes de la fonction objectif, correspondant à l'homogénéité de la température et la température cible, la figure 2.28 révèle un degré de cicatrisation inférieur par rapport au cas non optimisé. En effet, en cherchant à atteindre les critères de température cible et homogénéité, le code trouve des valeurs de $T_{\infty 4}$ permettant de refroidir plus vite la pièce par rapport au cas non optimisé, en diminuant par conséquent le degré de cicatrisation. L'incorporation du terme supplémentaire basé sur le degré de cicatrisation permet d'obtenir les mêmes critères de productivité (température cible) et qualité (homogénéité) sans compromettre le degré de cicatrisation comme constaté sur la figure 2.28.

Finalement, sur la figure 2.29, la courbe de convergence du problème d'optimisation du surmoulage prenant en compte le degré de cicatrisation est présentée. Le problème converge et se stabilise

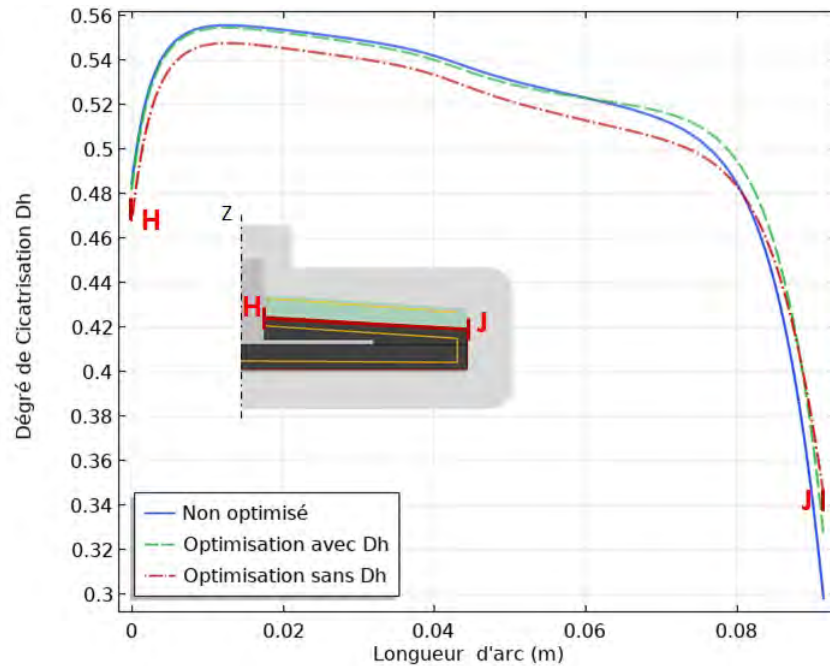


FIGURE 2.28 – Degré de cicatrisation (D_h) à l'interface composite-polymère au temps final du surmoulage (t_{fs})

au bout de 15 itérations. Chaque itération nécessite un temps de calcul de 15min.

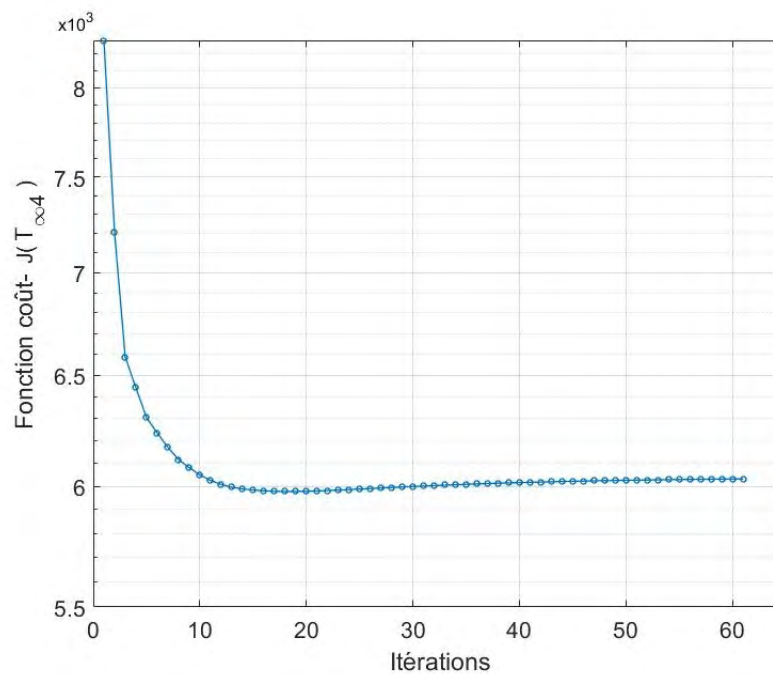


FIGURE 2.29 – Convergence de la fonction coût $J(T_{\infty 4})$ en fonction du nombre d'itérations pour l'optimisation du surmoulage

Mise en température-Estampage

En raison de la faible sensibilité de la température sur la zone érodé par rapport à la variable $T_{\infty 4}$ obtenue durant la phase d'estampage, les étapes de mise en température et d'estampage sont traitées dans un seul problème. Cela correspond au troisième bloc d'optimisation. Dans ce problème, la condition initiale en température sur le dilaté $T_3(\Omega_3, t = t_{fs})$ correspond au profil de température optimisé sur le dilaté à la fin de l'étape de surmoulage. La variable de conception $T_{\infty 5}$ est considérée constante dans le temps et variable dans l'espace. Tel que pour le cas du surmoulage, le nombre d'inconnues spatiales est de 94, ce qui correspond aux noeuds de discrétisation de la géométrie sur la frontière Γ_{ext} . Les valeurs de α et γ sont considérées égales à l'unité, comme pour le cas du préchauffage- transfert. La fonction objectif générale présentée dans la section 2.1 reste de la forme :

$$J(T_{\infty 3}) = \alpha \int_{t_{fe}-1}^{t_{fe}} \int_{\Gamma_{erode}} \|T_{cible} - T(T_{\infty 3})\|^2 d\Gamma dt + \gamma \int_{t_{fe}-2}^{t_{fe}} \int_{\Gamma_{ext}} \|\bar{T}(T_{\infty 3}) - T(T_{\infty 3})\|^2 d\Gamma dt \quad (2.45)$$

Sur la figure 2.30 sont montrés les profils de température sur la surface érodée Γ_{rod} du composite pour les cas optimisé et non optimisé à la fin de l'estampage ($t = t_{fe}$). Après optimisation, une uniformisation de la température est atteinte sur cette surface. Si le point B correspondant à l'interface composite-insert métallique n'est pas pris en compte, l'écart maximal de température sur la zone érodée A-B est inférieur à 2°C.

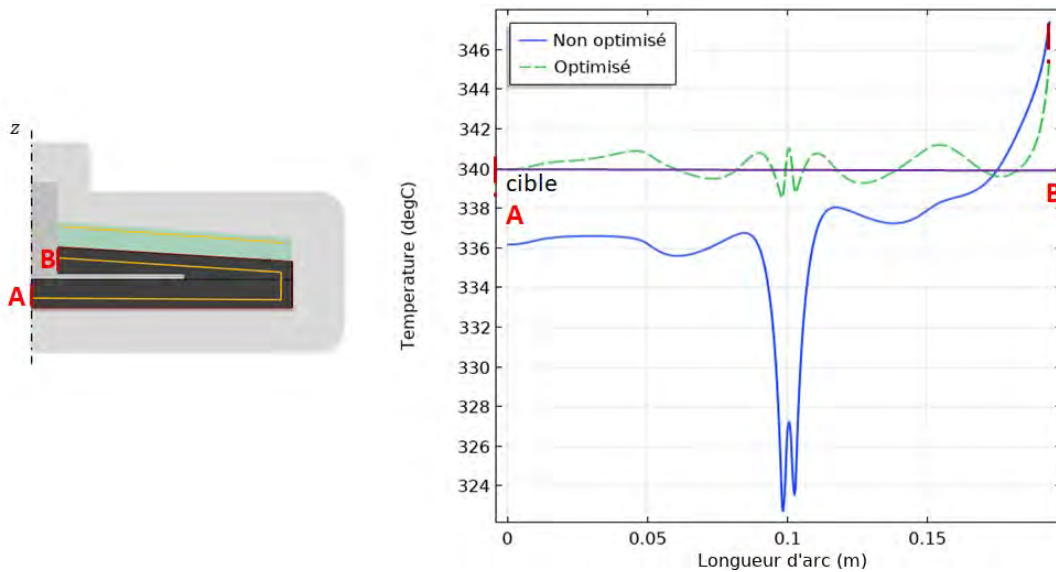


FIGURE 2.30 – Profil de température optimisé et non optimisé sur l'érodé à la fin de l'estampage ($t = t_{fe}$).

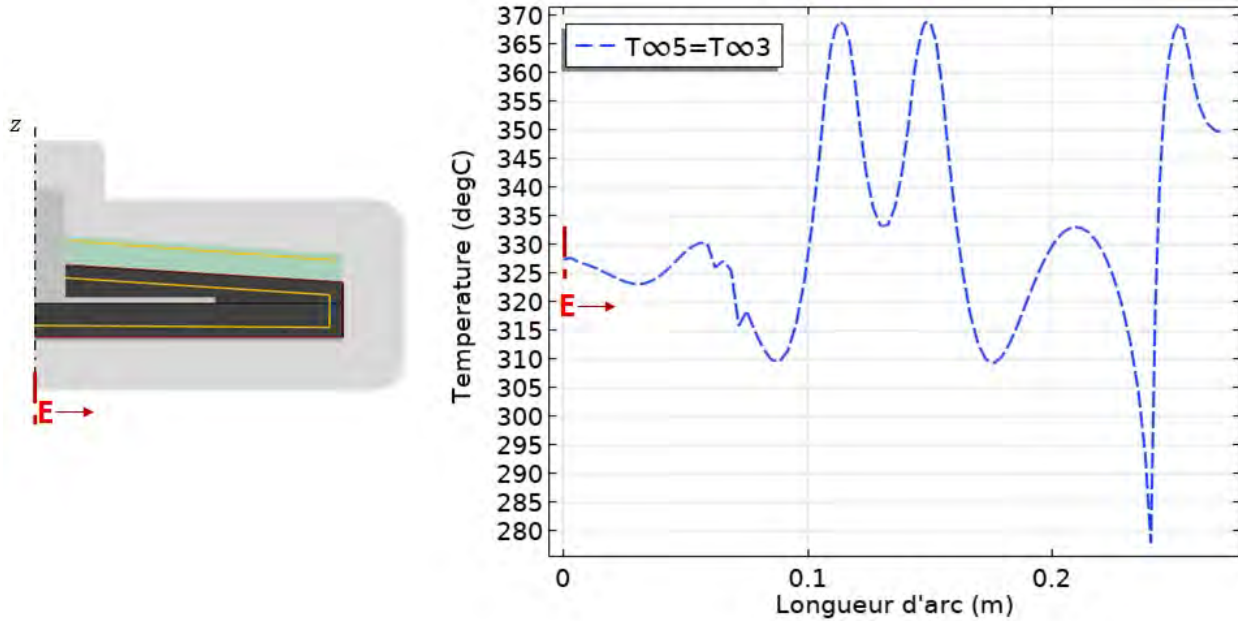


FIGURE 2.31 – Variable de conception optimisée $T_{\infty 5}$ en fonction de l'espace sur le bord dilaté

Les valeurs de la variable de conception qui permettront de trouver ces résultats dans le composite sont présentées dans la figure 2.31. Cette optimisation permet de trouver le champ thermique optimisé du dilaté à $t = t_{ft}$ (figure 2.32b). Comme évoqué dans la section 2.2, l'évolution de température dans la pièce pendant l'estampage dépend plus du profil de température imposé dans l'outillage au temps initial d'estampage que de la variable de $T_{\infty 3}$ sur la surface extérieure du dilaté Γ_{ext} .

Dans la figure 2.32 les champs de température obtenus dans le dilaté pour les cas optimisé et non optimisé sont comparés, au temps initial et final d'estampage. Dans le cas non optimisé, la température initiale de l'outillage est homogène est égale à 340°C (fig 2.32a), au bout de 6s (fig 2.32b) une répartition uniforme sur le dilaté est observée, comme précisé précédemment, une distribution uniforme sur le dilaté ne garantie pas une distribution de température uniforme dans la pièce. Après optimisation, le profil de température montre des zones de température stationnaires, des puits et des sources de chaleur positionnés en fonction des échanges thermiques entre la pièce et l'outillage. Avec ces conditions, il est possible d'obtenir une distribution plus homogène de température dans la pièce tout en atteignant la température de cible.

Optimisation de la thermique de l'outillage au deuxième cycle de surmoulage

L'optimisation du surmoulage est faite une deuxième fois à partir des conditions initiales optimisées pendant l'estampage. Sur la figure 2.33, l'évolution de la variable de conception optimisée au cours du temps et de l'espace est présentée. Par rapport à l'optimisation du premier cycle du surmoulage (figure 2.27), la variable de conception $T_{\infty 3}$ dans ce deuxième cycle est moins homogène sur

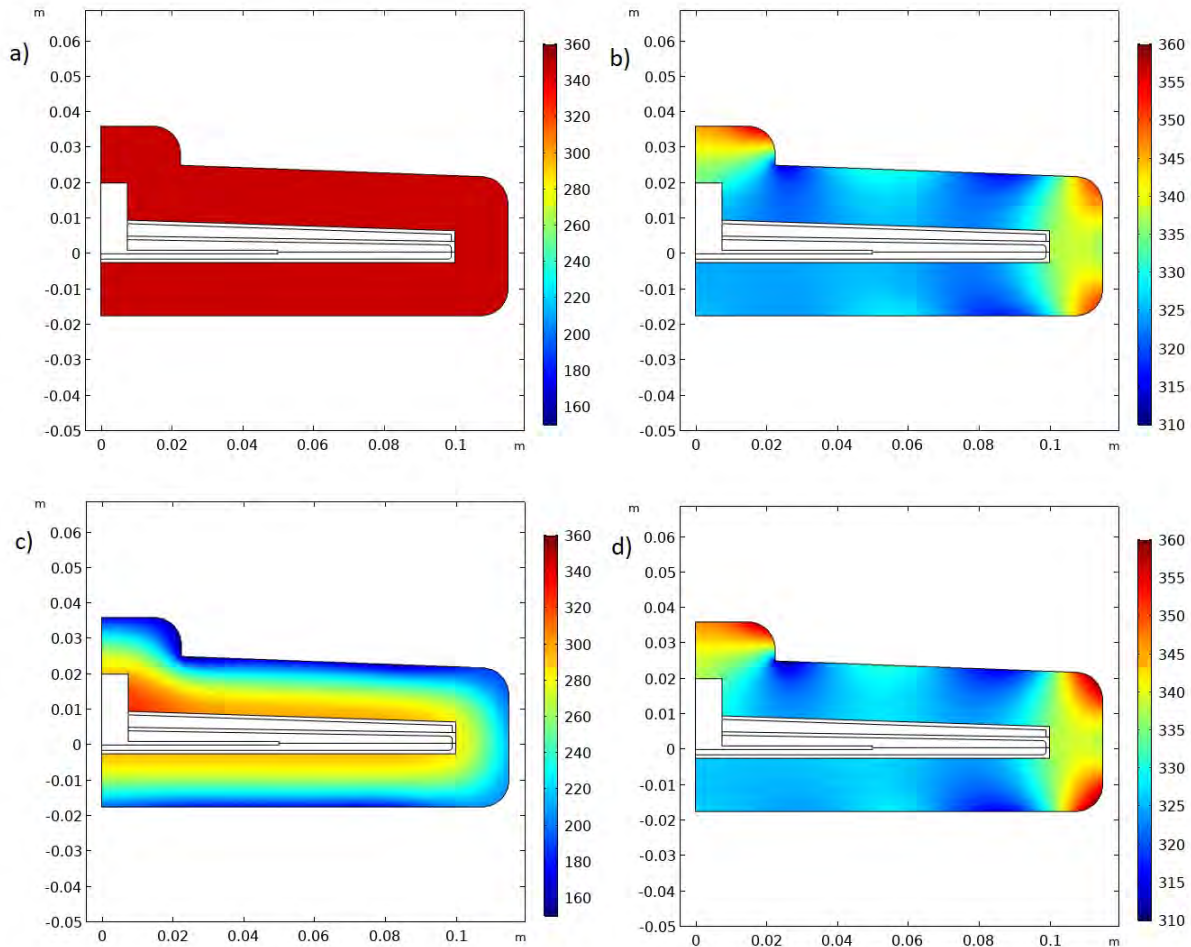


FIGURE 2.32 – Profils de températures optimisées et non optimisées pendant l’estampage : a) non optimisé $t = t_{ft}$ b) optimisé $t = t_{ft}$ c) non optimisé $t = t_{fe}$ d) optimisé $t = t_{fe}$

le bord dilaté Γ_{ext} , ce qui correspond à des différences de températures plus marquées. Cela est dû au fait que pour le premier cycle la température dans l’outillage au temps initial $T_3(\Omega_3, t = t_{fs} + 0.1)$ était considérée uniforme dans tout le domaine. Dans l’optimisation du deuxième cycle, la variable de conception $T_{\infty 4}$ a un écart type sur Γ_{ext} de 41°C , 36°C et 19°C contre 17°C , 12°C et 1°C au premier cycle aux intervalles de temps respectifs, à savoir $[102\text{s}; 117\text{s}]$, $[117\text{s}; 122\text{s}]$, $[122\text{s}; 127\text{s}]$. Concernant l’évolution temporelle, les valeurs de température, sur certaines zones (figure 2.31) descendent au deuxième intervalle de temps, puis remontent encore au troisième intervalle, démontrant la nécessité d’un pilotage de la variable de conception pour atteindre les critères d’optimisation.

La figure 2.34 montre les profils de températures optimisés et non optimisés. Il peut être constaté une amélioration de l’écart de température entre les parties hautes et basses de l’érodé. Un troisième cycle d’optimisation est réalisé avec un changement de température négligeable par rapport au cycle précédent. En effet, le deuxième cycle donne un profil stationnaire. Comme l’explique Xiaorong [19] l’approche par refroidissement conforme permet d’atteindre la stationnarité des cycles plus

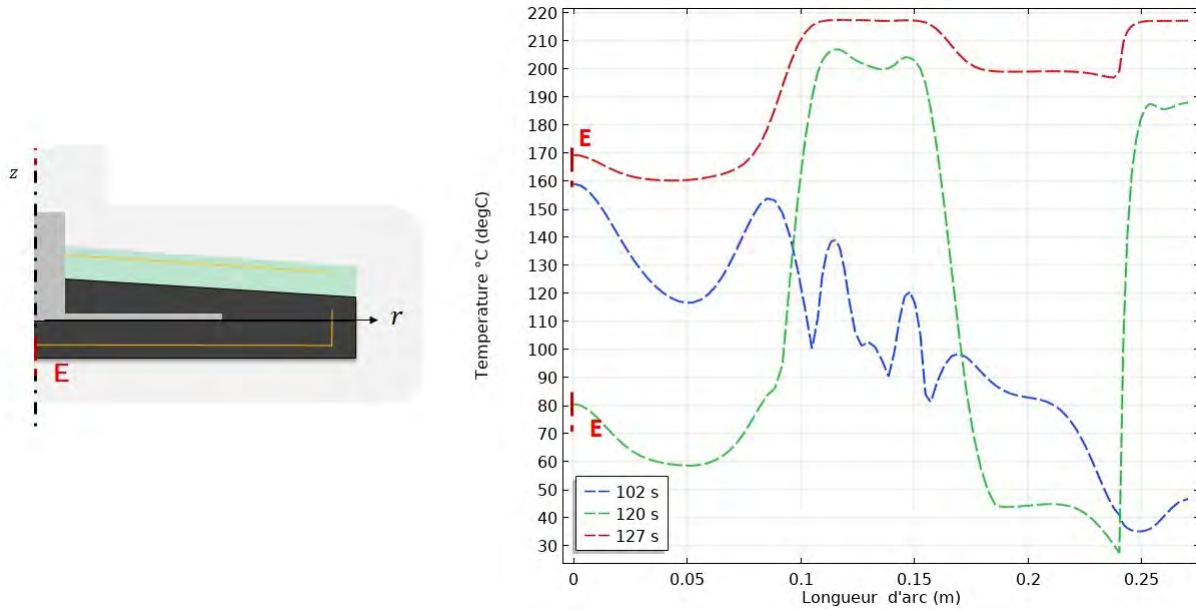


FIGURE 2.33 – Évolution spatio-temporelle de la variable de conception $T_{\infty 4}$ pour le deuxième cycle d’optimisation.

rapidement.

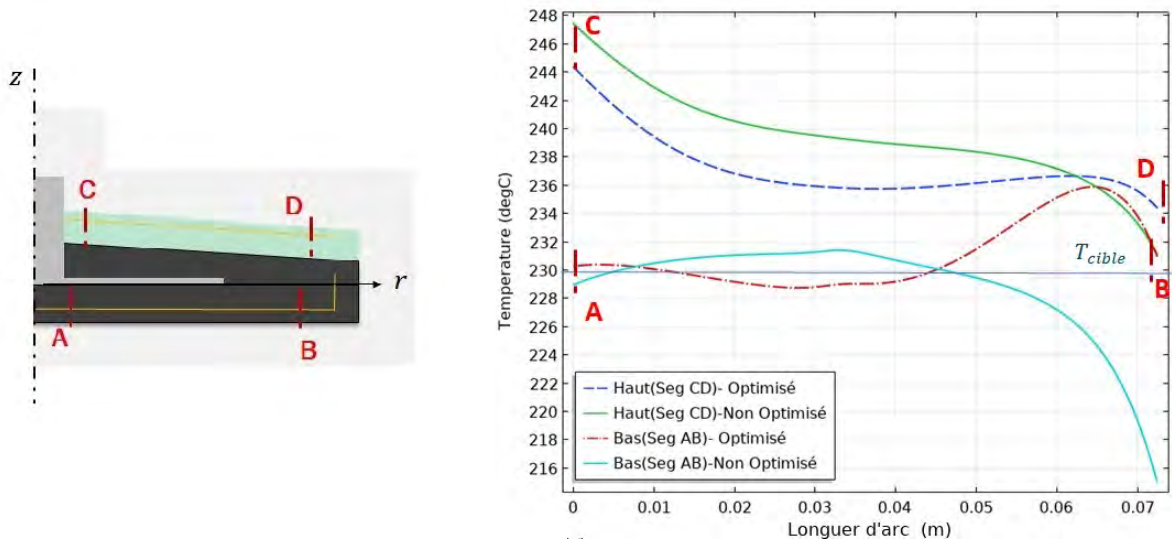


FIGURE 2.34 – Profils de températures optimisés et non optimisés sur l’érodé à la fin du surmoulage ($t = t_{fs}$) pour le deuxième cycle d’optimisation.

Le degré de cicatrisation dans ce deuxième cycle augmente par rapport au cas non optimisé tout en diminuant l’écart de température par rapport à la consigne, comme montré dans la figure 2.35. En effet, les niveaux de températures dans ce deuxième cycle sont plus élevés améliorant de cette façon l’adhésion à l’interface entre le polymère et le composite.

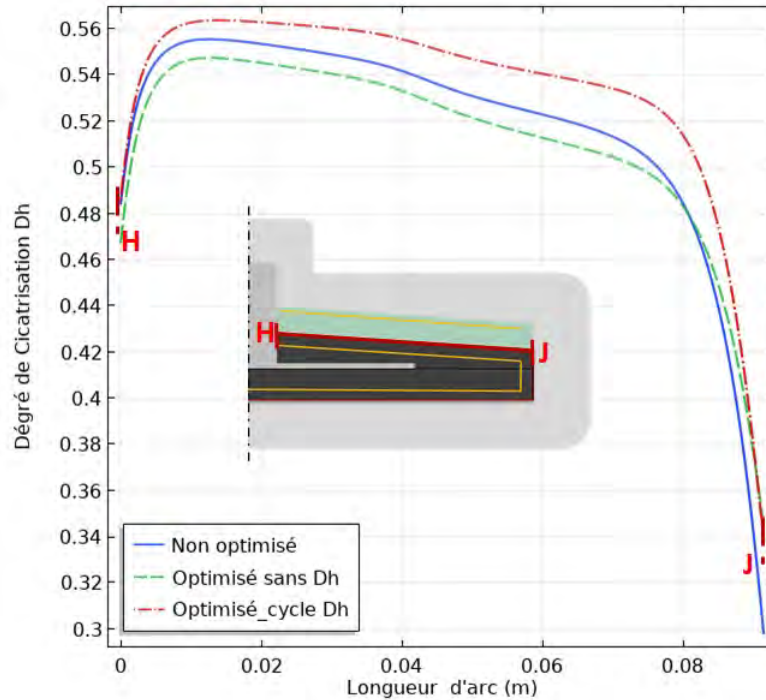


FIGURE 2.35 – Degré de cicatrisation à l’interface du polymère et du composite au temps ($t = t_{fs}$) pour le deuxième cycle du surmoulage.

2.3 Conclusions

Une méthodologie d’optimisation adaptée aux procédés multi-étapes et multi-matériaux est proposée. Dans ce chapitre, les différentes étapes de la méthodologie et la façon d’aborder le problème sont décrites. Après identification des échanges thermiques par étapes, il a été montré à travers le problème direct qu’imposer une condition de 3^{ème} espèce avec une température homogène aux alentours de la pièce ne suffit pas pour avoir une uniformité de température à l’intérieur de celle-ci, en raison de la présence de différents matériaux et à la configuration géométrique de la pièce. L’optimisation est donc nécessaire pour contrôler le niveau de température, son uniformité et l’atteinte d’une bonne adhésion entre matériaux.

L’algorithme est constitué de trois blocs d’optimisation. Le premier bloc sert à l’optimisation simultanée des étapes de préchauffage et du transfert. Il permet d’obtenir le flux de chaleur à imposer autour de la pièce pendant l’étape du préchauffage qui minimise la fonctionnelle établie à la fin du transfert. Cela garantit les conditions nécessaires à l’estampage. Le calcul du flux de chaleur est fait à partir d’une température $T_{\infty 1}$ considérée constante dans le temps et variable spatialement. D’autre part, le gradient dans l’épaisseur ne présente pas d’améliorations remarquables par rapport au profil non optimisé. Le deuxième bloc d’optimisation prend une variable de conception dépendante du temps et de l’espace. Après optimisation, les écarts de températures dans la zone érodée ont diminué tout en conservant un degré de cicatrisation correct. Un troisième bloc d’optimisation permet d’obtenir les conditions nécessaires pour l’estampage de la préforme de composite haute performance

de forme homogène sur toute la zone érodée.

Finalement, l'optimisation dans des conditions de régime périodique établi est réalisée. Après optimisation, les écarts de température autour de la cible ont diminué tout en augmentant le degré de cicatrisation par rapport au cas non optimisé. De cette façon, la pertinence des trois termes de la fonction coût est démontrée.

Validation expérimentale de la méthodologie dans un cas 1D

Dans ce chapitre, la méthodologie proposée est utilisée dans un cas de laboratoire appliqué au soudage d'éprouvettes composites haute performance. Le chapitre se compose de deux parties principales. La première partie s'attache à vérifier la pertinence de la méthodologie dans des applications industrielles. Cette étude n'a pas pour but une conception thermique d'outillage mais la comparaison des résultats optimisés avec ceux obtenus dans un cas réel permettant de cette façon de valider l'application de la méthodologie. Dans une deuxième partie, une optimisation ayant pour but la réduction du gradient de température dans l'épaisseur des éprouvettes pendant la phase de soudage est réalisée. Cette optimisation intègre les contraintes du procédé, telles que les températures et les puissances de régulation maximales. Dans ce chapitre, sont présentés le procédé expérimental et sa modélisation à travers une simplification 1D non linéaire. Une comparaison avec la méthode stochastique d'essaim de particules est également étudiée afin de constater l'écart entre les minima locaux et globaux du problème d'optimisation.

3.1 Présentation du problème

Le procédé a pour but de souder deux éprouvettes de composite thermoplastique HP. Il est divisé en cinq étapes comme illustré par la figure 3.1. Dans la première étape, deux éprouvettes de feuilles composites PEEK renforcées en fibre de carbone sont préchauffées dans un four à convection forcée, figure 3.1a. Les échantillons sont ensuite transférés manuellement à l'aide d'une pince (figure 3.1b), et positionnés dans la cavité moulante (figure 3.1c). Dans l'étape suivante, le moule est fermé pour consolider l'ensemble (figure 3.1d). Les pièces sont refroidies jusqu'à température ambiante dans la dernière étape (figure 3.1e). Le procédé permet donc d'avoir des étapes représentatives d'un cas réel d'estampage de préformes et aborde l'aspect multi-étapes de la méthodologie.

Dans cette étude, l'étape de positionnement n'est pas prise en compte. En effet, le transfert

manuel des échantillons composites provoque un positionnement non contrôlé dans le moule. En conséquence, des zones de contact imprévisibles créant un transfert de chaleur conductif et convectif se produit pendant cette étape. Pour cette raison, les valeurs de température obtenues dans le test expérimental à la fin de l'étape de positionnement, sont directement fixées comme condition initiale pour l'étape de soudage. Malgré cela, la procédure de validation de la méthodologie n'est pas affectée. Dans la section suivante, la procédure expérimentale est décrite.

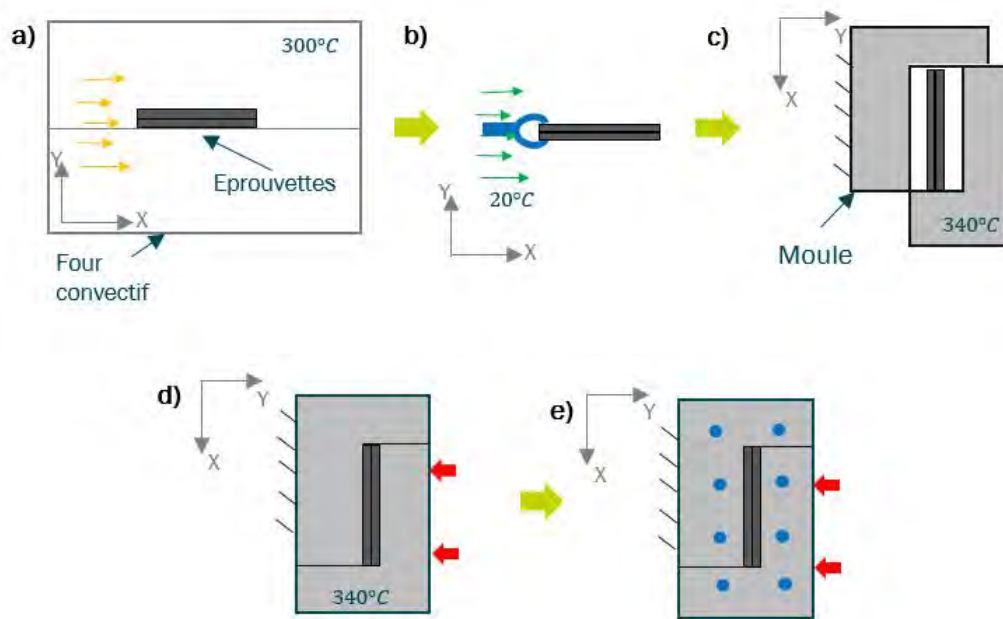


FIGURE 3.1 – Procédé de soudage des deux éprovettes : a) Préchauffage, b) Transfert, c) Positionnement, d) Soudage et, e) Refroidissement.

3.2 Soudage expérimental des pièces composites sur le banc d'essai TACOMA

3.2.1 Matériaux et instrumentation

Les échantillons ont été obtenus à partir d'une feuille organique en thermoplastique Arkema PEKK 7002 de qualité aéronautique avec 12 plis unidirectionnels de $[0^\circ/90^\circ]$ de 2,5mm d'épaisseur. Des échantillons identiques ont été utilisés dans une étude précédente sur l'adhésion de composites thermoplastiques haute performance réalisées par Avenet *et al* [24]. Dans notre étude, les échantillons ont été instrumentés avec des thermocouples de type K de $80\mu m$ placés au milieu de chaque échantillon à mi-épaisseur et sur les surfaces supérieure et inférieure des éprovettes, donnant un total de 4 thermocouples nommés (T1, T2, T3 et T4) comme indiqué sur la figure 3.2 Les thermocouples T2 et T3 servent à vérifier les valeurs de température à l'interface entre les deux échantillons.

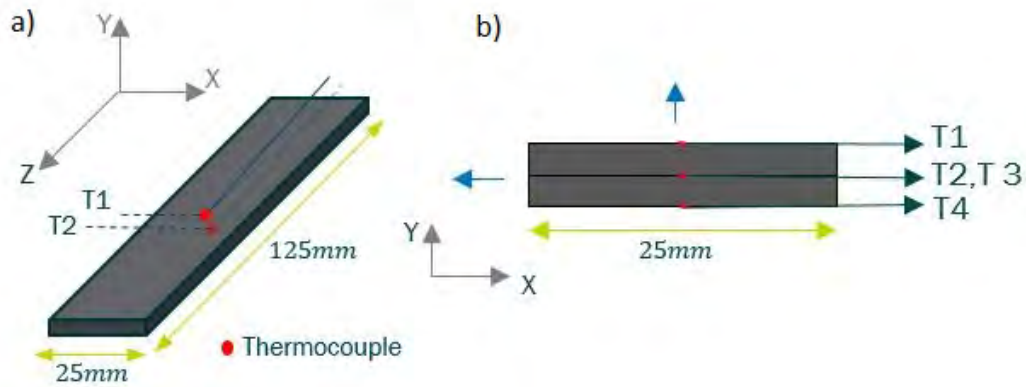


FIGURE 3.2 – Schématisation des éprouvettes instrumentées :a) vue d'une éprouvette en 3D ; b) vue transversale des deux éprouvettes superposées

Un four convectif a été utilisé pour le préchauffage des échantillons. Le four est un four universel commercial XU032 dont la température maximale de chauffe est de 300°C. Pour les étapes de soudage et de refroidissement, un banc d'essai développé en laboratoire a été utilisé (fig.3.3). Il a été conçu à l'origine pour le soudage dans des conditions isothermes. Ce banc se nomme TACOMA, pour Thermo-Adhesion by COnductive Heating of Composite Materials, illustrée dans la figure 3.3. Les éléments suivants référents à la conception du banc d'essai ont été décrits par Avenet *et al* [24] :

- **Conception** : Le moule comprend deux plateaux symétriques en cuivre en forme de "L". L'un est statique et l'autre en mouvement. Leur dimension est la même que celle des échantillons, c'est-à-dire que la largeur b est de 25 mm et la longueur "L" 125 mm. Ainsi, sur toute leur longueur les échantillons sont chauffés et pressés ensemble. Afin d'éviter les problèmes de maintien des échantillons, la configuration a été conçue avec un plateau mobile coulissant horizontalement. Ainsi, les échantillons sont simplement positionnés verticalement. Le plateau statique agit comme une matrice et le plateau mobile comme un poinçon. Les crayons chauffants sont placés à 10 mm de la surface du moule. Les canaux de refroidissement sont de type conventionnel.
- **Contrôle de la température** : Les thermocouples de contrôle sont intégrés à l'intérieur des plaques de cuivre près des surfaces de l'échantillon (1 mm de la surface). Les plateaux sont chauffés par des cartouches chauffantes. De plus, des canaux internes ont été usinés dans chaque plateau afin de permettre un refroidissement à l'eau rapide et spatialement homogène du moule en cuivre, permettant de tremper les échantillons et ainsi de décider le moment d'arrêter l'expérience.
- **Contrôle de la pression** : Le plateau mobile est fixé en série à un piston pneumatique, une cellule de charge et un matériau isolant pour protéger la cellule de charge des hautes températures et limiter les pertes de chaleur. Le piston pneumatique de 80 mm de diamètre utilise de l'air comprimé avec une pression d'entrée maximale de 6 bars, ce qui se traduit par

une force maximale de 5 kN correspondant à une pression effective maximale sur les échantillons d'environ 10 bars. La force est enregistrée grâce à une cellule de charge de 10 kN.

- **Synchronisation** : Le régulateur de température PID, la pression du piston, le soudage et la trempe à l'eau sont tous contrôlés automatiquement via une interface Labview conçue au laboratoire. Les températures et les forces sont également acquises dans Labview toutes les 0,5s.

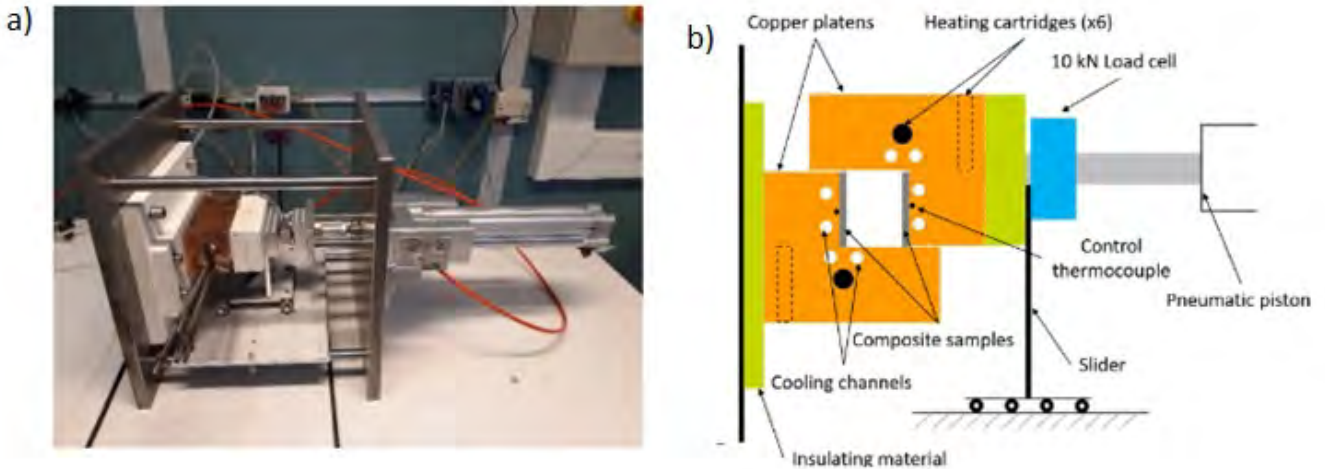


FIGURE 3.3 – Banc d'essai TOCOMA : a) Vue de l'ensemble du système b) Vue transversale et description des éléments constitutifs [24].

3.2.2 Paramètres du procédé

Pendant la phase de préchauffage, le four est réglé à la température maximale de 300°C. Pendant l'étape de soudage, la température du moule est fixée à 340°C. Cette température est supérieure à la température de fusion du matériau, laquelle se trouve autour de 330°C [76] avec une $T_g = 151,8 \pm 3,5^\circ\text{C}$. Enfin, l'étape de refroidissement est réalisée en utilisant de l'eau à température ambiante jusqu'à ce que une évolution stationnaire de la température soit atteinte.

Les paramètres thermiques du procédé de soudage sont spécifiés dans le tableau 3.1. Le temps de préchauffage est le temps requis pour atteindre la température de consigne dans le four ; le temps de transfert est la durée comprise entre la sortie du four et le positionnement des éprouvettes dans le moule. Ce temps est variable pour chaque expérience, puisque le transfert est fait manuellement. Le temps de soudage est fixé à 10s pour reproduire des temps d'estampage d'un procédé de production réel. Enfin, le temps pris par le refroidissement est de 10s, ce qui est suffisant pour atteindre la température ambiante.

Tableau 3.1 – Réglages thermiques du procédé

Étape	Temps (s)	Température (°C)	Variable associée
Préchauffage	586	300	$T_{\infty 1}$
Transfert	28	22	$T_{\infty 2}$
Soudage	10	340	$T_{\infty 3}$
Refroidissement	>10	≈ 18.5	$T_{\infty 4}$

3.2.3 Évolution thermique de température

Le soudage des éprouvettes est réalisé à partir des paramètres du procédés listés dans le tableau 3.1. Les résultats des niveaux de température relevés sur la surface de l'échantillon (thermocouple T4) sont présentés dans la figure 3.4. Sur cette figure, dans la phase de préchauffage (fig 3.4a) peut être constaté un augmentation progressive de la température de l'éprouvette jusqu'à 300°C. Après 586s, les deux éprouvettes sont transférées en même temps dans le moule de soudage à l'aide une pince. À la fin de cette phase de transfert (fig 3.4b) une diminution de température de plus de 50°C en 28s est observée, ce qui peut être considérable en fonction des procédés. Pendant le positionnement cette température augmente à cause du contact avec la cavité du moule (fig 3.4c). Ensuite le moule impose sa température à la surface de l'éprouvette (fig 3.4d), pour la refroidir rapidement après (fig 3.4e).

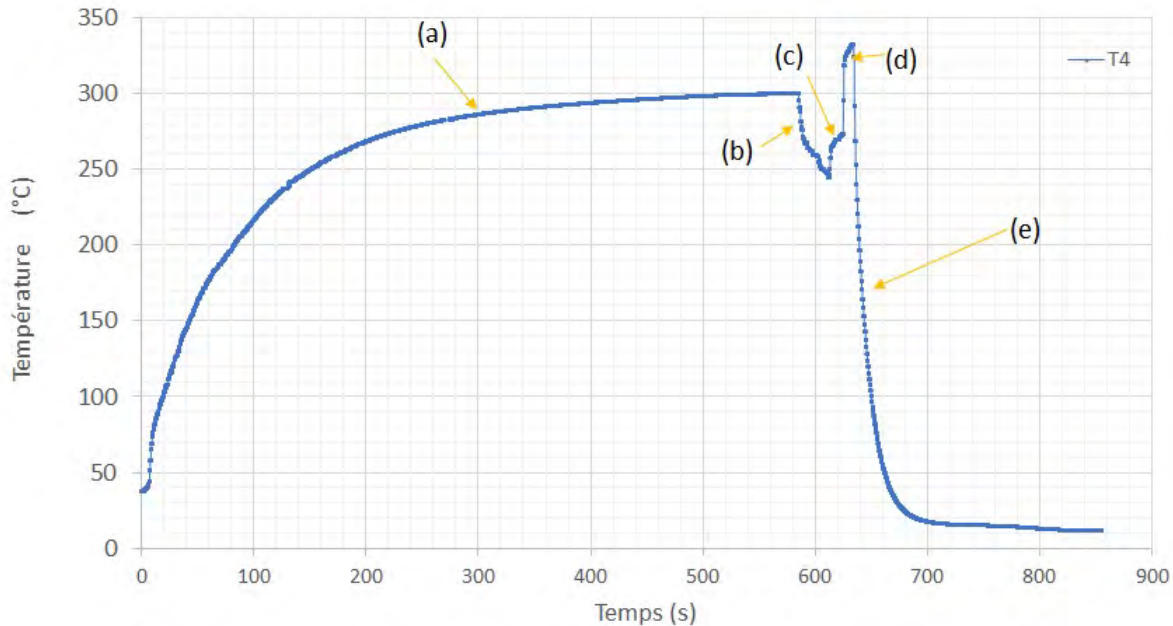


FIGURE 3.4 – Évolution du niveau de température relevé du thermocouple T4 placé à la surface d'une éprouvette : a) Préchauffage, b) Transfert c) Positionnement d) Soudage e) Refroidissement

Les valeurs de température relevées sont postérieurement comparées avec le modèle numérique utilisé pour l'optimisation. Ce modèle fait partie de la méthodologie de conception thermique et il

sera détaillé dans la section suivante. De la même façon, les niveaux de température obtenus dans la figure 3.4 à la fin de chaque étape seront établis comme les objectifs d'optimisation.

3.3 Validation de la méthodologie

3.3.1 Création de la géométrie

Compte tenu de la symétrie transversale et longitudinale de la cavité du moule et des échantillons (figs. 3.1 et 3.2), le procédé est analysé dans une seule dimension, comme illustré à la figure 3.5, en direction de l'épaisseur des éprouvettes. Dans cette étude on considère également les transferts de chaleur de la pièce avec son environnement symétriques pendant les étapes de préchauffage et transfert pour pouvoir tester la méthodologie dans un cas non linéaire simplifié avec une seule géométrie et une activation séquentielle des étapes. Cependant, il peut être remarqué que cette simplification peut n'être pas le cas dans la réalité compte tenu du transfert manuel de la pièce et de sa localisation dans le four. Une analyse 2D et 3D peut être considéré, toujours en prenant en compte une activation séquentielle des domaines.

Suite à la description précédente de la méthodologie (section 2.1), une géométrie unique est créée pour résoudre toutes les étapes du procédé. L'interface Γ_p entre les deux échantillons est représentée par un point placé à $y = 0$ c'est-à-dire au milieu de l'assemblage composite. La frontière Γ_{ext} est placée au noeud 6 de la géométrie (fig 3.5) pendant le préchauffage et le transfert, et au noeud 7 pendant le soudage et le refroidissement. Dans ce cas d'étude aucune surface érodée n'a été définie.

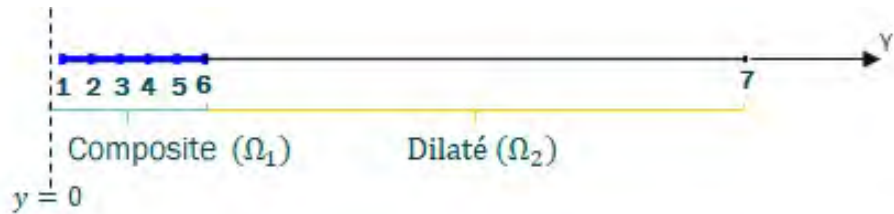


FIGURE 3.5 – Représentation 1D de la géométrie

Les domaines de la géométrie sont définis en fonction de l'étape étudiée. Pour les étapes de préchauffage et de transfert, seul le premier domaine (Ω_1) est activé. Pour les autres étapes, les domaines Ω_1 et Ω_2 sont activés. La longueur de la zone dilatée correspond à la distance entre la cavité du moule et les crayons chauffants dans le banc d'essai.

3.3.2 Identification des modes de transferts

Le modèle thermique direct est résolu en utilisant l'équation de la chaleur (eq 2.2). Des conditions aux limites de troisième espèce sont définies en fonction des hypothèses de transfert de chaleur pour chaque étape. Pendant les étapes de préchauffage et de transfert, les échanges de chaleur convectifs et radiatifs, détaillés dans l'équation 3.1, ont été fixés à la limite externe Γ_{ext} du premier domaine (6ème nœud sur la figure 3.5).

$$-n.\lambda_1(T)\nabla.T_1|_{\Gamma_{ext}} = h_i(T_1|_{\Gamma_{ext}} - T_{\infty i}) + \varepsilon\sigma(T_1^4|_{\Gamma_{ext}} - T_{\infty i}^4) \quad \forall i = 1, 2. \quad (3.1)$$

Dans l'équation ci-dessus, ε est l'émissivité supposée égale à 1 et σ la constante de Stefan, qui vaut $5,670.10^{-8}W/(m^2K^4)$, i correspond à chaque étape du procédé listée dans le tableau 3.1, en commençant par le préchauffage. Par conséquent, $T_{\infty 1}$ correspond à la température du four, fixée à $300^\circ C$. Pendant le transfert, la température ambiante $T_{\infty 2}$ est fixée à $22^\circ C$, cela correspond à la température dans l'atelier.

Ensuite, lors de l'étape de soudage, la température initiale du moule est considérée homogène, et fixée à $340^\circ C$. Dans cette étape, une condition limite de troisième espèce est imposée, comme détaillée dans l'équation 3.2, sur la limite externe de la zone dilatée, 7ème nœud sur la figure 3.5. Dans cette équation T2, est la température sur le domaine Ω_2 . La température $T_{\infty 3}$ est fixée à $340^\circ C$. Cette température correspond à la température utilisée pour chauffer le banc expérimental. Pendant le refroidissement, l'équation 3.2 est également utilisée. Le coefficient de transfert de chaleur convectif h_3 a été fixé à $10000 W/(m^2K)$ comme pour le cas 2D détaillé dans la section 2.2.5 (modèle direct).

$$-n.\lambda_2(T)\nabla.T_2|_{\Gamma_{ext}} = h_3(T_2|_{\Gamma_{ext}} - T_{\infty i}) \quad \forall i = 3, 4 \quad (3.2)$$

L'identification des coefficients d'échange convectifs h_1 et h_2 ainsi que la RTC est ensuite réalisée. Pour le calcul des coefficients d'échange convectifs, un coefficient d'échange global a été calculé selon l'équation 2.42, T_{ini} étant la température initiale des éprouvettes, et T_f la température à la surface des éprouvettes relevée par les thermocouples au temps final de l'étape i . Ensuite, le coefficient d'échange représentatif du transfert radiatif est calculé à l'aide de l'équation 3.3. Finalement, le coefficient par convection est obtenu en utilisant l'équation 2.39.

$$h_{ray} = \sigma\epsilon(T - T_{\infty i})(T^2 + T_{\infty i}^2) \quad \forall i = 1, 2 \quad (3.3)$$

La résistance de contact thermique (RTC) imposée entre la cavité du moule et la surface de l'échantillon composite a été trouvée manuellement de façon itérative. Les valeurs trouvées ont été définies pour s'adapter à l'évolution de la température expérimentale au fil du temps. Le tableau 3.2 résume les valeurs de coefficients d'échange et RTC trouvées.

Tableau 3.2 – Paramètres thermiques identifiés

Étape	Paramètre	Valeur identifiée
Préchauffage	h_1	$22 \text{ W/m}^2\text{K}$
Transfert	h_2	$14 \text{ W/m}^2\text{K}$
Soudage	RTC	$10^{-3} \text{ m}^2\text{K/W}$
Refroidissement	RTC	$6.10^{-4} \text{ m}^2\text{K/W}$

3.3.3 Variable de conception et fonction coût

Pour la procédure de validation, deux variables de conception sont définies : la température du four $T_{\infty 1}$ correspondant à l'étape de préchauffage ; et la température du moule $T_{\infty 3}$ correspondant à l'étape de soudage, cela afin de résoudre le problème avec la même approche que pour le cas 2D. Ainsi, deux blocs d'optimisation doivent être exécutés. Les variables de conception sont cherchées sur la frontière Γ_{ext} en fonction de l'étape étudiée, tel que présenté sur la figure 3.6.

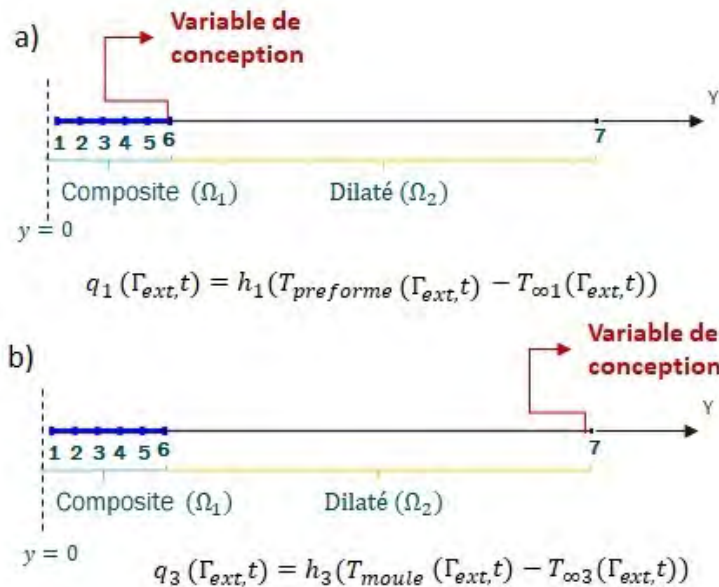


FIGURE 3.6 – Variables de conception : a) $T_{\infty 1}$ (préchauffage) et b) $T_{\infty 3}$ (soudage)

Le premier bloc d'optimisation considère les étapes de préchauffage et de transfert comme un seul problème d'optimisation. Un deuxième bloc d'optimisation est exécuté sur l'étape de soudage. A

cette étape, la variable recherchée $T_{\infty 3}$ est supposée dépendante du temps, comme pour le problème de surmoulage en 2D. En rappelant que le but, dans ce cas d'étude, est de tester les hypothèses considérées dans la description de la méthodologie, à savoir : **1. Une variable de conception peut être considérée variable dans le temps dans le problème d'optimisation et 2. Une variable de conception peut être recherchée dans une étape différente de celle où le critère d'optimisation est évalué** (paragraphe 2.1.2).

Ensuite, la fonction coût est définie. Pour la première optimisation, seul le premier terme de l'équation 2.1 est utilisé, cela correspond à la température cible. Pour le second cas, la fonction coût comprend le premier et deuxième termes de l'équation 2.1, c'est à dire, seront pris comme objectif la température cible et le degré de cicatrisation. Le degré de cicatrisation est recherché au point de contact des deux éprouvettes (nœud 1 sur la figure 3.6) au temps final de soudage ($t = t_{fs}$) tandis que la température cible est requise à la surface de la pièce ou interface moule-pièce dans le cas de la phase de soudage (nœud 6 sur la figure 3.6).

Dans les deux cas d'optimisation, la température cible est la température expérimentale recueillie au moment final de l'étape du transfert $T(\Gamma_{ext}, t_{ft}) = 247.8^\circ\text{C}$ et du soudage $T(\Gamma_{ext}, t_{fs}) = 337^\circ\text{C}$ (fig. 3.4). De cette façon, on cherche à obtenir la température $T_{\infty 1}$ imposée dans le préchauffage et la température $T_{\infty 3}$ imposée pendant le soudage, comme pour le cas d'étude 2D. Le degré optimal de cicatrisation sera calculé à partir de l'historique thermique expérimentale, sa valeur au temps final de soudage correspondra à l'objectif d'optimisation. Dans le tableau 3.9 sont résumés les objectifs d'optimisation et les variables de conception associées.

Dans ce tableau il y a une variable de conception constante dans le temps, pour le cas où la variable de conception est recherchée dans une étape différente de celle où le critère d'optimisation est évalué et, une variable de conception variable dans le temps, pour le cas du soudage des éprouvettes, ce qui peut être utilisé pour réduire les écarts de température dans l'épaisseur de la pièce.

Tableau 3.3 – Résumé des variables de conception et objectifs définis par étapes

Bloc d'optimisation	Étape	Objectif	Variable de conception
1	Préchauffage	-	$T_{\infty 1}(\Gamma_{ext})$
	Transfert	Température cible $T_{cible} = 247.8^\circ\text{C}$ sur Γ_{ext}	
2	Soudage	Température cible $T_{cible} = 337^\circ\text{C}$ sur Γ_{ext} Degré de cicatrisation cible $D_h(T, t = t_{fs})$ sur Γ_p	$T_{\infty 3}(\Gamma_{ext}, t)$

3.3.4 Simulation Numérique

Concernant la simulation numérique, une conductivité et une masse volumique thermo-dépendantes ont été considérées dans cette étude. Leurs valeurs sont listées dans le tableau 3.4. Sauf indication la température montrée dans le tableau est en degrés Kelvin.

Tableau 3.4 – Propriétés thermiques des matériaux

	Éprouvette	Moule
Matériau	PEEK-FC ($T_g = 151.8^\circ\text{C}$)	Cuivre
Capacité thermique (C_p)	1148 J/Kg K	385 J/kg K
Masse Volumique (ρ)	$1576(1 - .1 \times 10^{-5}(T - 20))$	8960 kg/m ³
	$1563(1 - 2.2 \times 10^{-4}(T - T_g))$ si $T > T_g$	
Conductivité (W/mK)	Transversale : $1.6 \times 10^{-3}T + 0.61$	400m W/mK
	Longitudinale : $1.29 \times 10^{-2}T + 3.75$	

Le degré de cicatrisation est calculé numériquement en utilisant les équations 1.3 et 1.4. Dans cette dernière équation, T correspond aux valeurs collectées à partir de l'étape expérimentale de soudage des éprouvettes. Les équations 1.3 et 1.4 sont résolues sur COMSOL Multiphysics[®], comme pour le cas 2D.

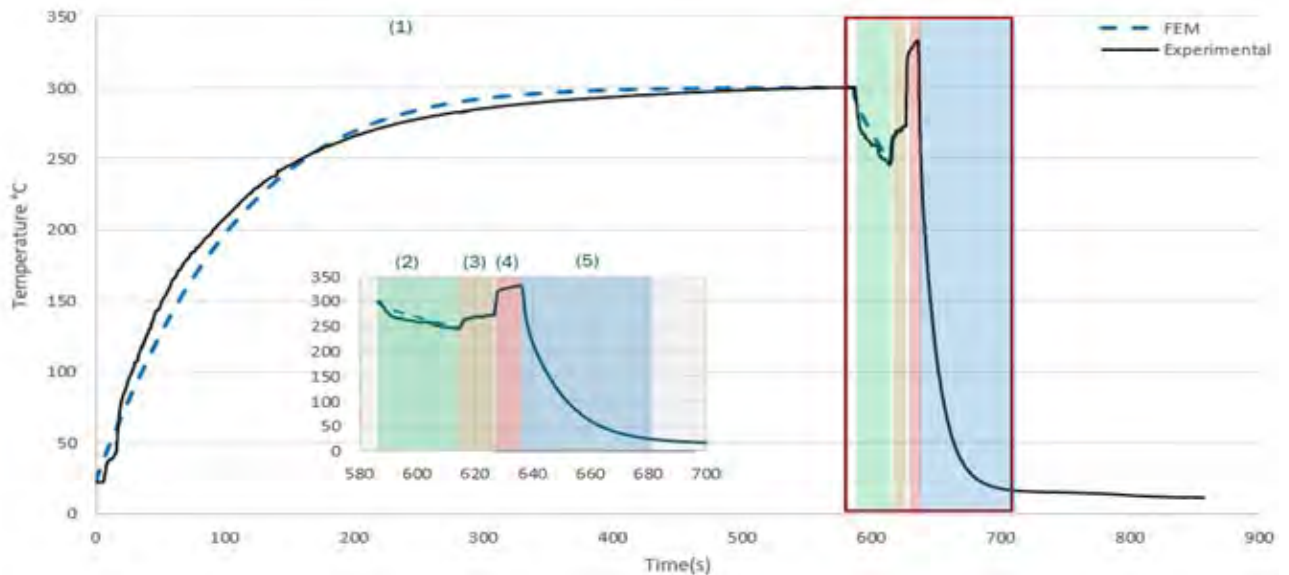


FIGURE 3.7 – Procédé de soudage des deux éprouvettes : (1) préchauffage (2) transfert (3) positionnement (4) soudage (5) refroidissement

Dans la figure 3.7 son comparés les niveaux de température sur la surface des éprouvettes à partir des tests expérimentaux et de la simulation à partir du modèle numérique. La différence maximale entre l'évolution de la température expérimentale et numérique était d'environ 15°C pendant le

premier quart de l'étape de préchauffage. La différence au moment final de l'étape de préchauffage était inférieure à 1°C. Pour l'étape de transfert, une différence de température maximale de 5,1°C a été obtenue. Ces résultats, reflètent que le modèle numérique présenté décrit bien l'évolution de température dans le procédé et les relevés des thermocouples sur la surface des éprouvettes.

Analyse de sensibilité

Les équations 2.21 à 2.14 introduites dans la section de sensibilité (paragraphe 2.2.4) ont été utilisées pour la résolution du problème de sensibilité. Cependant, dans ce cas d'étude une condition de troisième espèce prenant en compte le échange radiatifs non linéarisés est utilisée. Pour cette raison, la condition au limite pour le problème de sensibilité correspondant aux échanges radiatifs est ajoutée, elle est de la forme :

$$n \cdot \lambda(T) \nabla \cdot \delta T|_{\Gamma_{ext}} = \varepsilon \sigma (\delta T_{\infty 1}^4 - \delta T^4) \quad \forall \quad i = 1, 2 \quad (3.4)$$

Le développement d'équations pour les échanges radiatif non linéaires facilite son incorporation dans les cas 2D et 3D. Le problème de sensibilité a été résolu pour les deux blocs d'optimisation. Dans la figure 3.8, l'évolution de la sensibilité est montrée au temps final du transfert et au temps final l'étape de soudage pour une perturbation des variables de conception $\delta T_{\infty 1}$ et $T_{\infty 3}$ égale à 1.

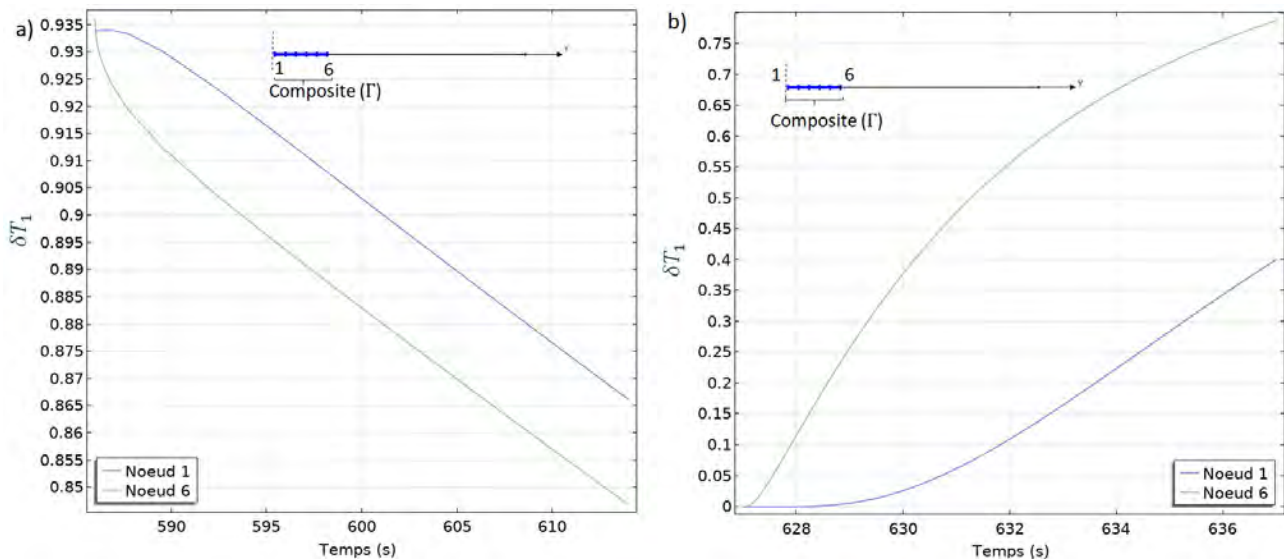


FIGURE 3.8 – Courbes de sensibilité de la variable observée δT_2 dans le composite par rapport à la variable de conception $\delta T_{\infty 1}$ (gauche) et $T_{\infty 3}$ (droite) selon le bloc d'optimisation

Ces niveaux de sensibilité en température ont montré être suffisants pour la mise en place du code d'optimisation. Dans le cas du transfert la sensibilité diminue au cours du temps, ce décroissement des niveaux de δT est le même que pour le cas 2D.

Gradient

Comme évoqué dans la section 2.2, le gradient dépend des conditions aux limites imposées sur la frontière Γ_{ext} . Pour une condition de troisième espèce prenant en compte le rayonnement et la convection le gradient devient :

$$\nabla J(T_\infty) = \int_{t_o}^{t_f} \int_{\Gamma_{ext}} -(h + 4\varepsilon\sigma T_{\infty_1}^3)\Psi d\Gamma dt \quad (3.5)$$

laquelle s'écrit sous forme discrétisée :

$$\nabla J(T_\infty)_{mn} = \sum_{m=1}^p \sum_{n=1}^q -h\Psi_{nm}(\Gamma_{ext}, t) - \sum_{m=1}^p \sum_{n=1}^q \varepsilon\sigma T_{\infty_{nm}}^3 \Psi_{nm}(\Gamma_{ext}, t) \quad (3.6)$$

3.3.5 Résultats d'optimisation

Dans cette section, la capacité de la méthodologie à retrouver les points de consigne expérimentaux des températures du four et du moule est évaluée. Comme détaillé précédemment, la validation de la méthodologie est divisée en deux parties. Tout d'abord, la procédure d'optimisation est appliquée aux étapes de préchauffage et de transfert. La deuxième optimisation est calculée sur l'étape de soudage.

Étapes de préchauffage et de transfert

Cette optimisation a été réalisée en utilisant uniquement le premier terme de la fonction coût introduite dans le chapitre 2 (eq 2.1). Ainsi la fonctionnelle à minimiser est présentée dans l'équation 3.7. La température cible T_{cible} correspond à la température expérimentale collectée sur la surface supérieure de l'échantillon composite et présentée dans le tableau 3.3. La variable de conception sur la frontière Γ_{ext} a été initialisée à $T_{\infty_1}(t)^{k=0} = 356.85$ °C et considérée constante en temps, comme pour le cas d'étude 2D, α est fixée à l'unité.

$$J(T_{\infty_1}) = \alpha \int_{t_f-1}^{t_f} \int_{\Gamma_{ext}} \|T_{cible} - T(T_{\infty_1})\|^2 d\Gamma dt \quad (3.7)$$

Le problème converge et se stabilise vers l'itération numéro 60. Le temps par itération est de 50s. Comme le montre le tableau 3.5, les températures expérimentales et optimisées à la fin de l'étape de préchauffage sont en très bon accord. Ce résultat implique la possibilité d'appliquer la méthodologie en prenant en compte les étapes de chauffage et transfert dans un seul problème d'optimisation avec les conditions limites respectives.

Tableau 3.5 – Comparaison des valeurs optimisées et expérimentales de la variable de conception $T_{\infty 1}$ sur la frontière Γ_{ext}

	Expérimentale	Optimisée	Étape
Variable de conception ($T_{\infty 1}$)	300 °C	299 °C	Préchauffage

Étapes de soudage

Dans cette optimisation, on cherche à minimiser la fonctionnelle 3.8. La variable de conception $T_{\infty 3}$ est considérée variable dans le temps, comme pour le surmoulage du problème 2D. La sélection des points de discrétisation temporelle est limitée par le problème de sensibilité. Les temps choisis, en secondes, ont été de [629,5 ; 632 ; 634,5]. Une interpolation linéaire est réalisée entre les points de discrétisation. Ces variables ont été initialisées pour tous les points à $T_{\infty 3}(t)^k = 486,9$ °C à l'itération $k=0$. Quant aux coefficients de pondération de la fonctionnelle, la valeur de β correspondant au terme prenant en compte le degré de cicatrisation à l'interface des deux polymères est supérieure à α . Cela à cause de la différence de sensibilité entre les deux critères. Dans l'équation 3.8 $\alpha = 1$ et $\beta = 1000$.

$$J(T_{\infty 3}) = \alpha \int_{t_f-1}^{t_f} \int_{\Gamma_{ext}} ||T_{cible} - T(T_{\infty 3})||^2 d\Gamma dt + \beta \int_{t_f-0.1}^{t_f} \int_{\Gamma_p} ||1 - D_h||^2 d\Gamma dt \quad (3.8)$$

Après la procédure d'optimisation, on peut observer à partir du tableau 3.6 que les valeurs expérimentales à la fin du soudage sont retrouvées avec une différence de 5.1°C. Dans ce tableau T_1 correspond à la température sur la surface Γ_{surf} (6 noeud de la figure 3.4) au temps final de soudage $t = t_{fs}$. 30 itérations ont été nécessaires, le temps de calcul par itération est de 12s.

Tableau 3.6 – Comparaison des valeurs optimisées et expérimentales pour l'étape de soudage

	D_h	$T_1(t=t_f)$ °C
Optimisée	0.43	331.9
Expérimentale	0.43	337 (cible)

Les valeurs de $T_{\infty 3}$ permettant de trouver les résultats présentés dans le tableau 3.6 sont montrés dans la figure 3.9. Sur cette figure on retrouve une évolution de température qui augmente progressivement au cours du temps, contrairement à la valeur constante qui a été imposée .

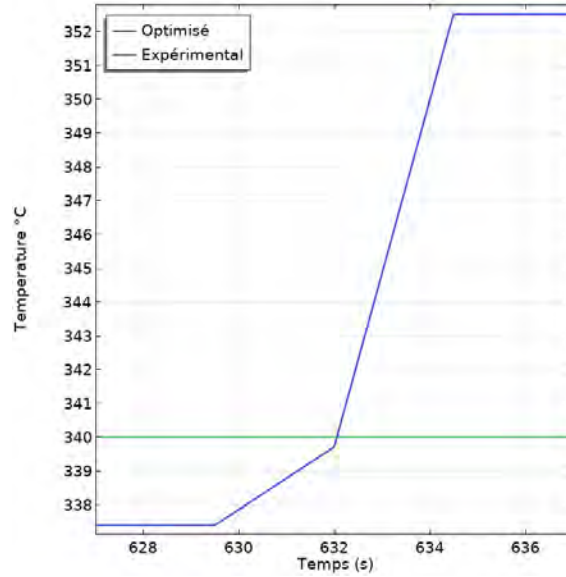


FIGURE 3.9 – Évolution de la variable de conception à $T_{\infty 3}$ obtenue expérimentalement et avec la méthodologie (Optimisée)

Le fait d'imposer une variable de conception variable dans le temps limite la possibilité de la méthodologie à retrouver la valeur constante imposée dans les expériences. Cependant, tel que pour le cas précédent, la méthodologie est capable de converger à une erreur près de la valeur de consigne. **Cela suggère qu'en réalité, pour atteindre la cible fixée, plusieurs évolutions de température peuvent être retrouvées.** Les résultats obtenus pour une configuration en particulier vont dépendre des termes de la fonction objectif employée et du nombre de composantes temporelle cherchées.

Dans la section suivante on utilise un code PSO pour comparer les minima globaux et locaux du problème d'optimisation à partir d'une variable de conception $T_{\infty 3}$ dépendante du temps.

3.3.6 Optimisation par essaim de particules

Dans cette partie, un code PSO a été implémenté. Dans la figure 3.10, on trouve les différentes étapes de l'algorithme. Dans ce problème, les inconnues sont les composantes temporelles de la variable de conception. Le nombre de composantes temporelles est égale à 3, comme pour le cas abordé précédemment, une interpolation linéaire est faite entre ses points.

À chaque itération, le problème direct est résolu autant de fois que le nombre des particules fixes dans le problème. Chaque particule possède un vecteur position avec la variable de conception $[T_{\infty 3}(t = t_1); T_{\infty 3}(t = t_2); T_{\infty 3}(t = t_3)]$. La position des particules est initialisée aux valeurs fixes comprises entre 200°C et 400°C. 64 particules sont générées entre ces limites. Cette population a été établie empiriquement, cela veut dire que différentes tailles de population ont été testées. Tel

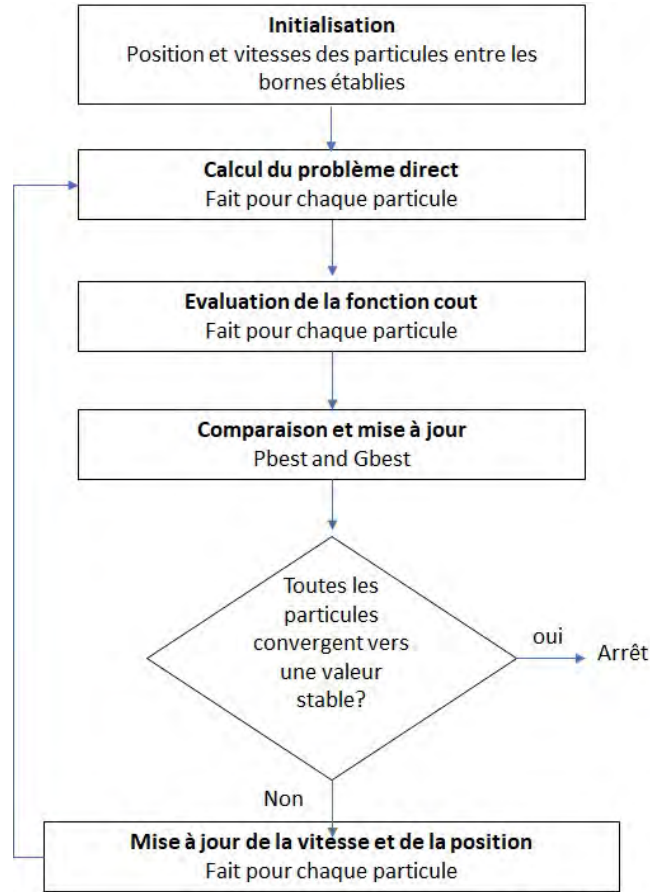


FIGURE 3.10 – Schématisation de la boucle d’itération par PSO

qu’exprimé par Juneja [59], la taille de l’essaim varie d’une application à l’autre et dépend donc de chaque application. Finalement, la meilleure position individuelle P_{best} et globale G_{best} des particules est sélectionnée pour mettre à jour les vitesses et les positions.

Dans cet algorithme, le coefficient d’inertie ω utilisé dans le calcul de la vitesse de la particule, et introduit dans la section 1.2.2, aide à contrôler l’effet de la nouvelle vitesse d’itération sur la vitesse actuelle (éq 1.13). Une valeur plus grande de ω améliore la capacité de recherche globale et une valeur plus petite de ω améliore la capacité de recherche locale de l’algorithme PSO. Généralement, l’inertie est égale à 1 mais dans ce cas, la capacité de recherche diminue et la particule risque d’être bloquée à un emplacement non optimale[59]. Différentes recherches ont été orientées à l’étude des poids pour diverses applications. Dans ces travaux de thèse, l’inertie proposée par Eberhart[77, 78] a été choisie. Cette expression de l’inertie ajoute une composante aléatoire et est exprimée comme suit :

$$\omega_i = 0.5 + \frac{0.5}{rand()} \quad (3.9)$$

La fonction objectif employé dans l’optimisation est celle utilisé dans le cas précédent, équation 3.8. Les objectifs d’optimisation sont listées dans le tableau 3.6. Ensuite, dans le tableau 3.7, sont comparés les résultats de la variable de conception aux temps respectifs de la variable de conception $T_{\infty 3}$.

Tableau 3.7 – Comparaison des valeurs optimisées de la variable de conception $T_{\infty 3}(t)$ à partir de la méthodologie proposée et l’algorithme PSO

	Gradient	PSO
$T_{\infty 3}(t = t_1)$ °C	337	359
$T_{\infty 3}(t = t_2)$ °C	339	324
$T_{\infty 3}(t = t_3)$ °C	352	340
J	180×10^{-3}	2.2×10^{-3}

Dans la figure 3.11 est présenté le déplacement des particules en fonction des itérations. Elles convergent et commencent à tendre vers une valeur stable au-delà de 400 itérations. Dans la figure 3.11d se trouve la courbe d’évolution de la variable de conception $T_{\infty 3}(t)$ pour le code basé en gradient. Il peut être constaté que le code de gradient prend moins d’itérations pour la convergence des 3 variables. Cela équivaut à un gain de temps. Pour le calcul à travers l’algorithme du PSO, 4 coeurs ont été utilisés en parallèle, chaque itération prend 8 minutes alors que le gradient conjugué fait une itération tous les 1.5s.

De manière similaire, du fait du caractère déterministe de l’algorithme de gradient, ce qui implique une convergence vers des minimums locaux, le paramètre recherché $T_{\infty 3}(t)$ a été initialisé à deux températures différentes comme présenté dans le tableau 3.8. Les résultats sont comparés avec l’algorithme d’optimisation de l’essaim de particules (PSO). De la même manière l’algorithme basé en gradient est utilisé pour trouver la variable de consigne discrétisée en 4 temps. Les temps choisis, en secondes, ont été de [629,5 ; 632 ; 634,5 ; 637].

Après la procédure d’optimisation, il peut être observé à partir des résultats de la fonction de coût, répertoriés dans le tableau 3.8, que **la précision de l’algorithme proposé dépend du nombre de composantes temporelles du gradient et des valeurs d’initialisation de la variable de conception considérées**. Il est évident qu’à même nombre de composantes temporelles, une amélioration est apportée si la température d’initialisation $T_{\infty 3}(\Gamma_{ext}, t_p)^{k=0}$ est proche du paramètre expérimental imposé $T_{\infty 3}(\Gamma_{ext}, t)$. Cependant, une initialisation appropriée ne peut pas toujours être garantie car cette valeur est en principe inconnue. D’un autre coté, changer les intervalles de temps des composantes temporelles pourrait aider à améliorer le résultat final, comme le prouvent, les cas 2 et 4 du tableau 3.8. Dans ce cas, avoir 3 au lieu de 4 composantes temporelles, en éliminant le point de discrétisation au temps final permet d’obtenir un meilleur minimum. Avoir une composante

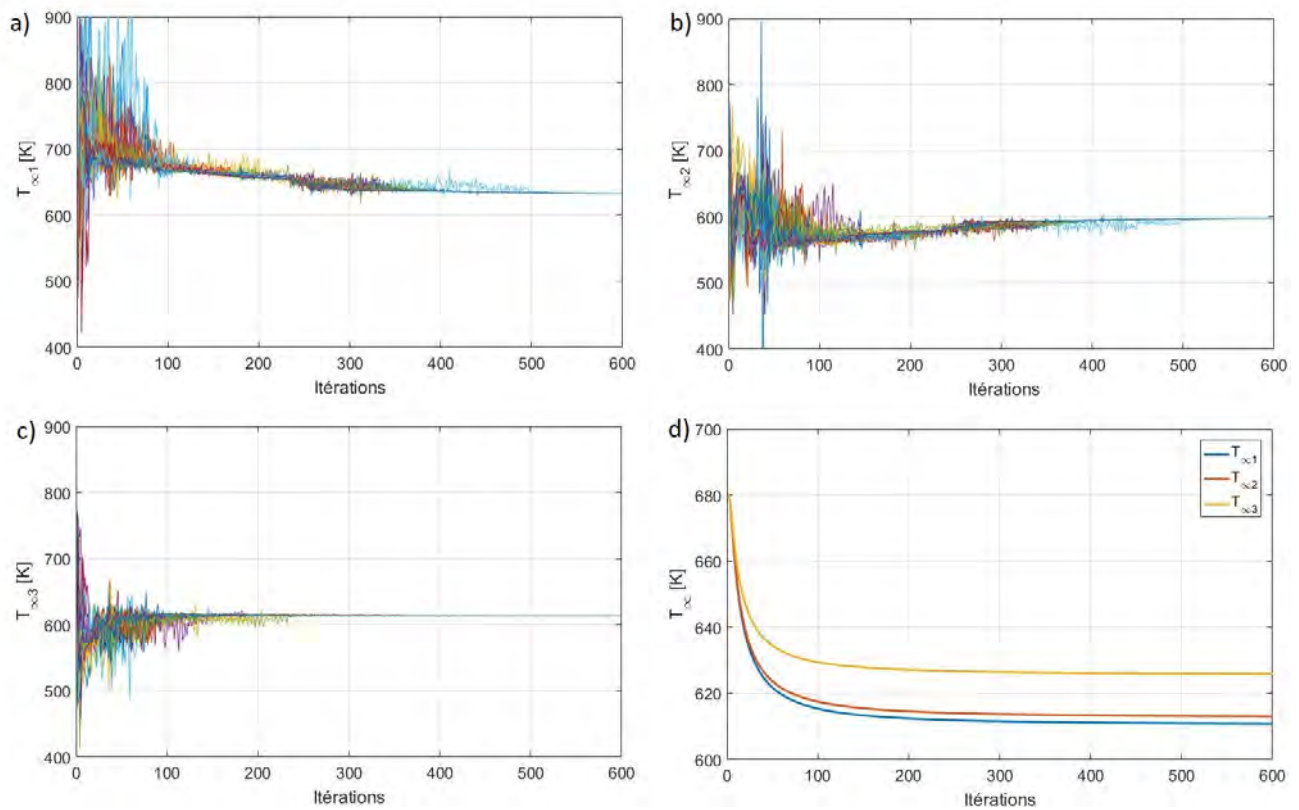


FIGURE 3.11 – Comparaison des courbes de convergence de la variable de conception à travers la méthode PSO : $T_{\infty 3}(\Gamma_{ext}, t_1)$ (a), $T_{\infty 3}(\Gamma_{ext}, t_2)$ (b), $T_{\infty 3}(\Gamma_{ext}, t_3)$ (c) ; et la méthode proposé basée en gradient(d)

Tableau 3.8 – Degré de cicatrisation et température au surface des éprouvettes pour différents paramètres d’optimisation

Cas	Code	Composantes temporelles du gradient (p)	$D_h(T)$	$T1(t_f)$	Erreur relative %	J(s)	$T_{\infty 3}^{k=0}$ °K
1	Gradient Conjugué	Constante	0.43	332.2	0.06	2.1×10^{-3}	680
2	Gradient Conjugué	4	0.43	345.9	2.29	12×10^{-1}	680
3	Gradient Conjugué	4	0.43	335.7	1.13	7.6×10^{-2}	630
4	Gradient Conjugué	3	0.43	337.0	1.5	18×10^{-2}	680
5	PSO	3	0.44	332.0	0.04	2.2×10^{-3}	680

temporelle au temps final de soudage (637s) n’est pas toujours nécessaire car, le temps de diffusion dans la zone dilatée, ne permet pas d’avoir un impact sur le polymère composite. L’erreur relative sur le tableau est calculé par rapport à la valeur de $Dh(T)$ et $T(t_f)$ cibles, 0.43 et 331.9°C respectivement.

Compte tenu de ces résultats, on peut conclure toutefois qu'il est possible de trouver une variable de conception $T_{\infty 3}$ dépendante du temps avec le code en gradient avec des résultats proches des les valeurs expérimentales. De plus, la méthodologie basée en gradient offre un gain de temps de calcul par rapport à l'algorithme PSO. Le degré de précision apporté pour l'algorithme PSO n'est pas systématiquement synonyme d'une démarche optimisée.

3.4 Réduction du profil de température dans l'épaisseur du composite à partir de l'application de la méthodologie soumise à contraintes

Dans cette section, les conditions de simulation, les propriétés des matériaux et la géométrie utilisées pour la validation de la méthodologie restent inchangées pour cette application. L'objectif est de trouver une variable de conception dépendante du temps pour obtenir un **degré de cicatrisation maximum avec un gradient de température minimum dans l'épaisseur**, entre les noeuds 1-6 de la figure 3.4. Pour cette raison, les deuxième et troisième termes de la fonction de coût présentée dans l'équation 2.1 sont utilisés. Néanmoins, pour le dernier terme, une homogénéité de température est requise sur l'épaisseur au lieu de la surface externe, comme spécifié dans l'équation 3.10. La valeur de $\beta = 1000$ et $\gamma = 1$.

$$J(T_{\infty 3}) = \beta * \int_{t_f-0.1}^{t_f} \int_{\Gamma_p} \|1 - D_h(T_{\infty 3})\|^2 d\Gamma + \gamma \int_{t_f-1}^{t_f} \sum_{noeud=1}^6 \|\bar{T}(T_{\infty 3}) - T(T_{\infty 3})\|^2 dt \quad (3.10)$$

Trois composantes temporelles de la variable de conception sont recherchées avec les temps choisis pour le bloc d'optimisation 2 de la validation de la méthodologie, à savoir : [629,5 ; 632 ; 634,5]. Une interpolation linéaire entre les composantes de la variable de conception est effectuée tandis qu'une extrapolation constante est effectuée en dehors des temps sélectionnés. Dans le tableau 3.9 sont résumées les consignes du problème en termes de variable de conception et objectif d'optimisation.

Tableau 3.9 – Variable de conception et objectif d'optimisation pour le problème de soudage

Bloc d'optimisation	Étape	Objectif	Variable de conception
2	Soudage	Homogénéité de température sur l'épaisseur Degré de cicatrisation maximale sur Γ_p	$T_{\infty 3}(\Gamma_{ext}, t)$

Intégration de Contraintes

L'importance de l'intégration des contraintes dans la méthodologie est mise en évidence dans la figure 3.12. Cette figure montre les résultats d'optimisation pour un cas sans contrainte avec la méthodologie proposée et avec le code PSO.

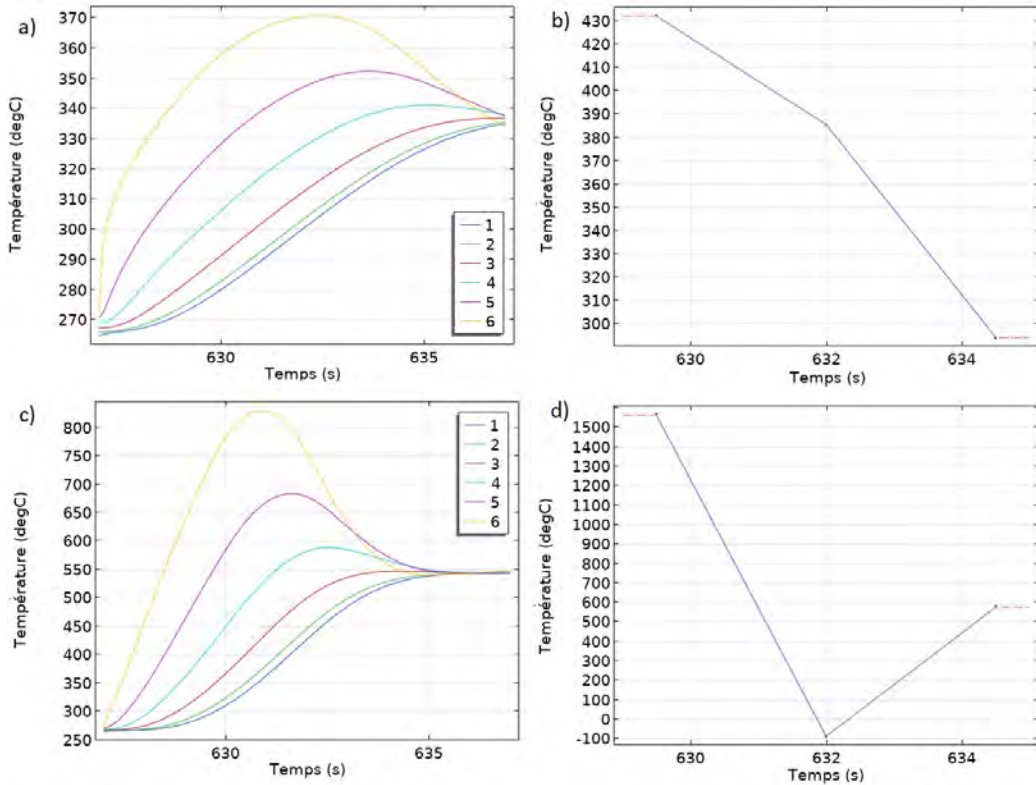


FIGURE 3.12 – Comparaison des résultats pour le problème sans contraintes : Profil de température dans l'épaisseur pour le code du gradient (a) et le PSO (c) ; et variable de conception $T_{\infty 3}$ optimisée avec le code en gradient (b) et le PSO (d)

Sur cet exemple la différence de température entre la surface et l'interface des éprouvettes est de 2.2°C avec le PSO et 4°C avec la méthodologie proposée après 10s de soudage, en comparaison avec 20.6°C, pour le cas expérimental. Même si le PSO apporte une diminution considérable de température en comparaison avec le cas expérimental, les vitesses de chauffage/refroidissement à imposer pour obtenir ces résultats sont assez importantes (figure 3.12c), de même les niveaux de températures sont assez élevés. Cela implique que **les résultats obtenus pour le problème sans contraintes ne sont pas ré-productibles physiquement**. Avec le code en gradient les vitesses et bornes de températures sont inférieures à celles obtenus avec le PSO, cependant les résultats restent difficilement ré-productibles physiquement. Pour cette raison, on impose des bornes de température et vitesse de chauffage de l'outillage (équations 3.11 et 3.12), les résultats avec l'intégration de ces contraintes sont présentés dans la section suivante.

Le problème d’optimisation est soumis à deux contraintes : Les limites de température supérieure et inférieure et la vitesse maximale de refroidissement et de chauffage. Ces contraintes sont décrites comme suit :

$$20 \text{ °C} < T_{\infty 3} < 500 \text{ °C} \tag{3.11}$$

$$- 1.4 \text{ °C/s} < \frac{dT_{\infty 3}}{dt} < 1.4 \text{ °C/s} \tag{3.12}$$

Ces limites ont été fixées en fonction des capacités à les établir en termes de température maximale et de puissance maximale du système expérimental. Les contraintes sont imposées après la mise à jour de la variable de conception (étape 6, figure 2.5).

3.4.1 Résultats d’optimisation sous contraintes

Les résultats obtenus après optimisation sont présentés dans le tableau 3.10, l’utilisation de la méthodologie conduit à une réduction de la différence de température dans l’épaisseur sans compromettre le degré de cicatrization D_h au temps final t_f . La différence de température ΔT est obtenue entre le 1^{er} et le 6^{ème} nœud (fig 3.4), ce qui correspond à l’interface des deux éprouvettes et à l’interface moule-pièce respectivement. Les paramètres trouvés $T_{\infty 3}(t)$ en degré Celsius sont [343,5 340 336,5] comme montré dans la figure 3.13, aux temps correspondants [629,5 632 634,5]. Des contraintes plus flexibles ou des temps accrus pourraient conduire à un gradient de température réduit sur l’épaisseur et à un degré de cicatrization plus élevé.

Tableau 3.10 – Comparaison des valeurs optimisées et non optimisées pour le problème sous contraintes

	D_h	ΔT	J (s)
Optimisée	0.43	19.0	6.4×10^{-2}
Non optimisé	0.43	20.6	

Le code parvient à converger vers une valeur au-delà de 50 itérations avec un temps de calcul de 13s par itération. Dans le tableau 3.11, un résumé du cas d’optimisation pour ce cas d’étude est présenté. Sur ce tableau il peut être constaté que la valeur la plus minimale de la fonction objectif J est trouvée avec l’algorithme PSO. Cependant, les valeurs de la variable de conception $T_{\infty 3}$ identifiées avec le PSO ne peuvent pas être reproduites physiquement. Pour cette raison, les résultats obtenus à partir du code basé en gradient avec un minimum local restent une bonne option notamment à cause du gain de temps.

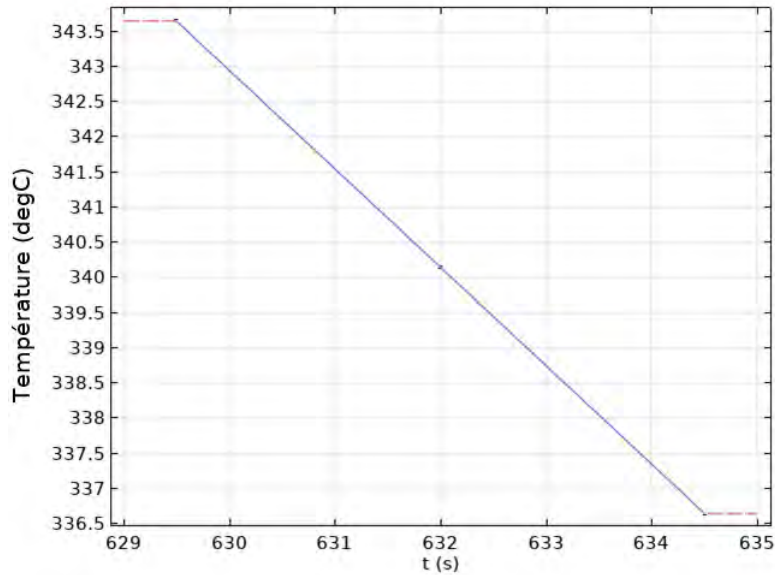


FIGURE 3.13 – Variable de conception pour le problème d’optimisation avec les bornes 3.11 et 3.12

Tableau 3.11 – Comparaison des résultats d’optimisation pour un problème sans et sous contraintes

	Sans Contraintes		Sous Contraintes
	PSO	Gradient	Gradient
$T_{\infty 3}(t = t_1) \text{ [}^\circ \text{C]}$	1564.2	432.3	343.5
$T_{\infty 3}(t = t_2) \text{ [}^\circ \text{C]}$	-87.5	385.6	340
$T_{\infty 3}(t = t_3) \text{ [}^\circ \text{C]}$	576.7	294.2	336.5
$\Delta T \text{ [}^\circ \text{C]}$	2.2	4	19
D_h	1	0.49	0.43
J	5.2×10^{-6}	5.3×10^{-3}	6.4×10^{-2}

3.5 Conclusions

Dans ce chapitre 4 points ont été abordés. Même si la méthodologie est appliquée à une technologie déjà existante pour sa validation, les résultats obtenus permettent d’analyser différents aspects de la méthodologie pour son application dans la conception thermique d’un procédé multi-étapes et multi-matériaux. Ainsi dans ce chapitre on conclut par rapport aux points traités :

1. Concernant la mise en place d’une physique non linéaire pour la description du problème : les équations obtenues dans l’analyse de sensibilité et l’expression du gradient peuvent être extrapolées de façon relativement simple vers des cas 2D et 3D.
2. Dans ce chapitre deux aspects clés de la méthodologie ont été testés. a) la variable de conception pu être définie variable dans le temps pour un algorithme basé en gradient. b) Il est possible d’avoir un objectif d’optimisation dans une étape du procédé différente de celle où la variable de conception a été imposée. Les résultats obtenus ont montré la pertinence de la méthodologie d’optimisation en retrouvant des valeurs optimisées proches des valeurs expérimentales. En

effet, plusieurs chemins parcourus sur la température du dilaté peuvent donner lieu à la même cible expérimentale (température de l'éprouvette), en jouant avec le nombre des composantes temporelles cherchées et les termes de la fonction objectif, aspects essentiels dans la mise en place de la méthodologie.

3. Pour la comparaison avec un algorithme stochastique : Même si les valeurs obtenues avec le gradient convergent vers des minima locaux, la méthodologie proposée avec un algorithme basé en gradient donne des bonnes solutions avec un gain de temps par rapport à la quantité d'itérations nécessaires pour un algorithme stochastique.
4. Concernant le cas d'étude visant à réduire les différences de température dans l'épaisseur de la pièce tout en maximisant le degré de cicatrisation : Après optimisation, il a été montré que la méthodologie permet d'accroître l'homogénéité thermique dans l'épaisseur sans compromettre le degré de cicatrisation tel que envisagé dans le chapitre précédent.

De cette façon, des consignes par rapport au choix du nombre de composantes temporelles du gradient, à l'intégration de contraintes et à la réponse de l'algorithme à d'autres paramètres comme la variable d'initialisation peuvent être utilisées pour valider la méthodologie et élargir son application dans des cas en 2D et 3D.

Conception thermique pour la fabrication d'un volant 3D : Application industrielle

Dans ce chapitre, la méthodologie est appliquée à un cas industriel dont la pièce à fabriquer et le procédé à étudier sont la propriété de l'IRT Jules Verne. Le but est de mettre en pratique la méthodologie dans un cas 3D à caractère industriel. Dans un premier temps, des mesures de température sont relevées entre chaque étape du procédé d'estampage avec surmoulage d'un insert métallique, à l'aide d'une caméra infrarouge. Une représentation géométrique de la pièce 3D étudiée est créée sur COMSOL Multiphysics[®]. L'optimisation est réalisée sur le modèle numérique. Une comparaison entre le profil de température réel et optimisé est finalement réalisée.

4.1 Présentation de la pièce

La pièce à étudier est un volant de véhicule. Il se compose d'un coeur principal auquel sont ajoutées des couches de matériaux différents pour obtenir un rendu ergonomique et solide. Une pièce métallique est ajoutée dans la partie arrière, comme détaillé sur la figure 4.1. Dans cette image peuvent être observées également des nervures localisées dans la partie interne des arceaux du volant.



FIGURE 4.1 – Volant : a) Face avant b) Face arrière du volant

Concernant les éléments de la pièce, le coeur est constitué d'une préforme de matériaux composite de PolyPropylène avec 30% de fibre de verre. Cette préforme est estampée pour obtenir la forme 3D souhaitée et apporte de la raideur à la structure. Le coeur est recouvert dans la totalité par un composite en Polyéthylène avec 30% de fibre de verre. Ce dernier agit comme une couche protectrice du coeur de la pièce et sert à cacher les irrégularités surfaciques obtenues après estampage. Cette opération se fait par surmoulage. Cette étape sert également pour créer des nervures à l'intérieur des arceaux du volant pour le renforcer localement comme indiqué précédemment. Pendant ce surmoulage, l'insert métallique est ajouté au centre du volant, celui-ci sert d'élément d'ancrage à un support extérieur. Finalement, une autre couche de matériau en élastomère ("TPE" pour Thermoplastic elastomers en anglais) est ajoutée sur les poignées du volant. Le dernier surmoulage aide à créer une protection supplémentaire en même temps qu'elle offre un rendu plus ergonomique au volant. Dans la figure 4.2 une vue coupée de la pièce laisse découvrir les différentes couches dont elle se compose.

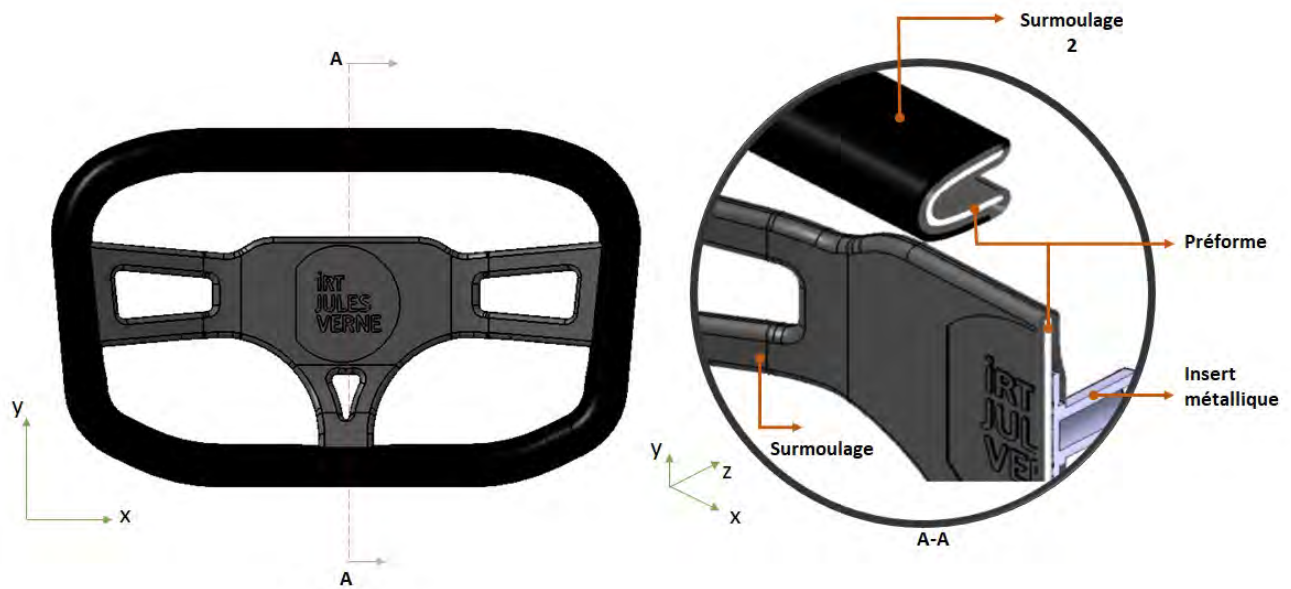


FIGURE 4.2 – Volant : composition du volant

Les dimensions de la pièce sont présentées dans la figure 4.3. La longueur du volant est de 320mm et 180mm de large. L'épaisseur de la préforme est de 2mm. L'épaisseur des deux surmoulages est également de 2mm chacun. L'insert métallique au milieu du volant a un diamètre de 10 mm et une hauteur de 30 mm. Cet insert possède une base de 40mm de diamètre, comme montré dans la figure 4.3, laquelle est d'une épaisseur de 2mm. Les moules sont montés sur une presse de bi-injection de thermoplastique de 1300 tonnes.

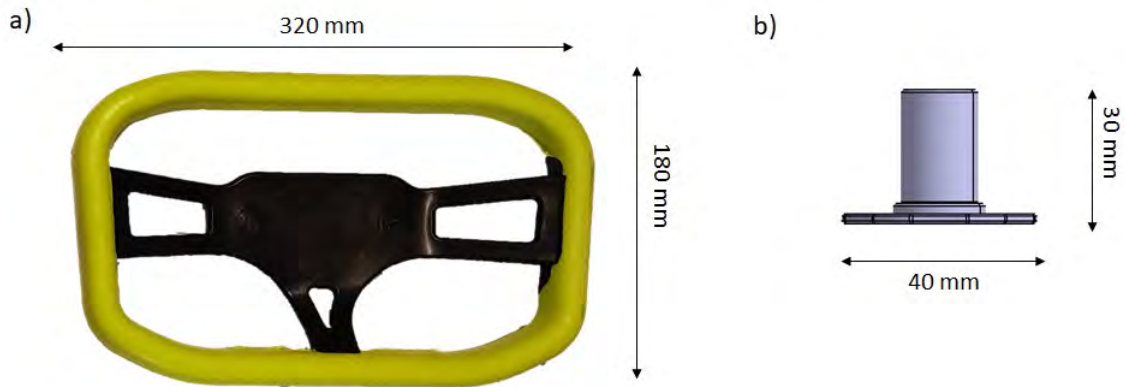


FIGURE 4.3 – a) Dimensions du volant b) Dimensions de l'insert métallique

4.2 Description du procédé de fabrication du volant 3D

4.2.1 Banc d'essai

Pour la fabrication de la pièce, plusieurs étapes sont requises, à savoir : un préchauffage, un estampage et deux surmoulages successifs. Pour cela, le banc d'essai est constitué d'un four infrarouge, un bras robotisé, et un outillage avec 3 cavités : une cavité destinée à l'estampage, et les deux autres à chacun des surmoulages, les vis d'injection sont requises pour l'injection des granulés fondus. La disposition dans l'espace de ces éléments se trouve sur la figure 4.4.

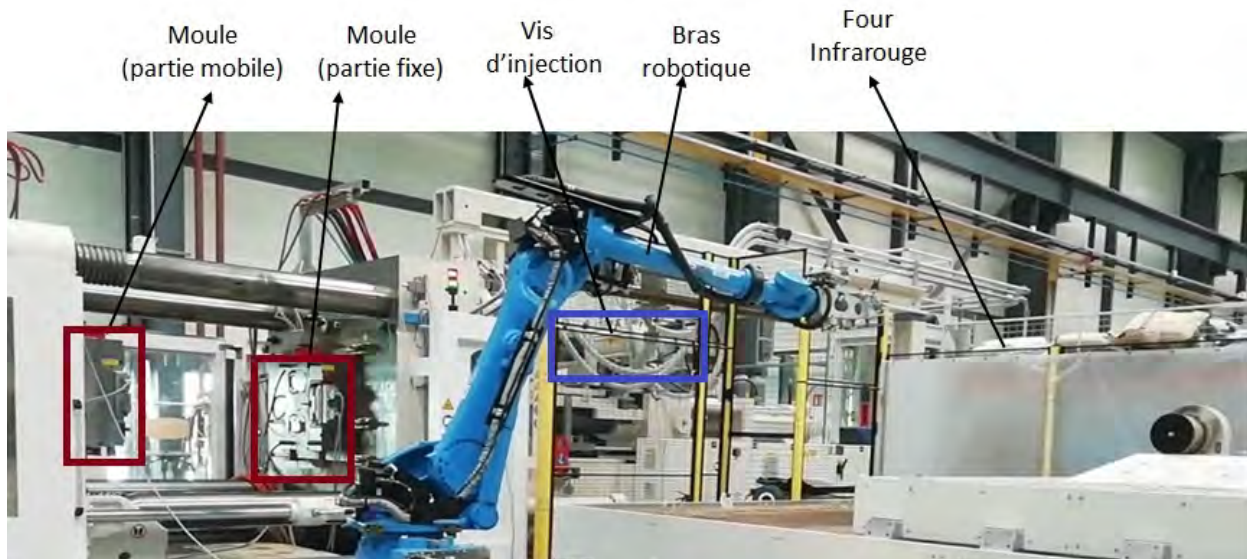


FIGURE 4.4 – Disposition des éléments technologiques du procédé

La description de chacune des étapes de fabrication est présentée dans les sections suivantes.

4.2.2 Préparation et chauffage de la préforme

Premièrement, la préforme de forme rectangulaire est coupée pour obtenir la forme du volant en 2D, comme montré dans la figure 4.5. La découpe se fait à l'aide d'un couteau dans une machine contrôlée numériquement. L'outil de découpe augmente la profondeur de coupe à chaque passage. Trois passages doivent être faits avant d'obtenir un coupage complet.

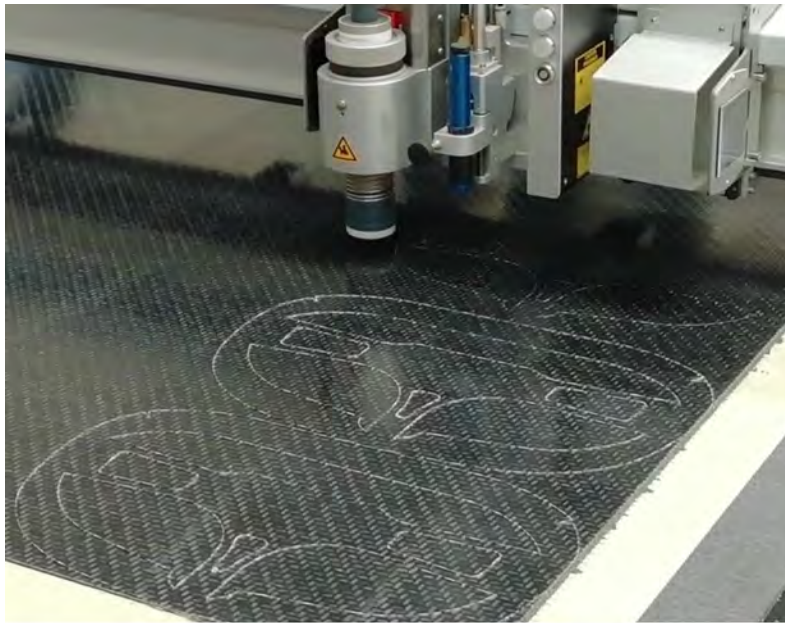


FIGURE 4.5 – Découpage de la préforme



FIGURE 4.6 – Description du four infrarouge

Ensuite, les préformes découpées sont empilées dans la position de départ (position initiale dans la figure 4.6) pour être prises une par une, à chaque test, par le bras robotisé. Ce dernier, la dépose toujours au même endroit dans le four infrarouge. Une fois dans le four, la préforme est supportée par une grille métallique. Une porte coulissante ferme le four après positionnement de la préforme. Le four infrarouge est d'une puissance de 370kW, cette puissance est pilotable à travers l'interface utilisateur éloignée du banc d'essai. Une fois la température de consigne atteinte, le bras robotique prend la pièce pour la positionner dans l'outillage, cette étape est l'étape du transfert.

4.2.3 Transfert

Le transfert se fait par un bras robotisé à 6 axes. Il est composé d'une tête giratoire intégrée de 4 systèmes de préhenseurs différents qui sont utilisés en fonction de l'étape de fabrication. Pour un essai, le bras robotisé effectue 3 trajets à vitesse constante : un trajet vers le four infrarouge, un deuxième entre le four et la cavité d'estampage et, un troisième trajet entre la cavité d'estampage et le premier surmoulage. Un quatrième trajet est réalisé de l'outillage vers la position initiale, dans le cas d'une production en cadence. Dans la figure 4.7 le bras robotisé est présenté dans sa totalité.



FIGURE 4.7 – Bras robotisé

Pour le premier trajet vers le four infrarouge 7 préhenseurs, comme montré dans la figure 4.8b, vont prendre la préforme pour la positionner sur la grille métallique du four infrarouge. Pendant le chauffage, le bras robotisé est positionné au dessus du four en attendant de prendre la pièce (Figure 4.7). Après chauffage, la pièce proche de l'état fondu, mais à une température inférieure, est prise par le système de 6 préhenseurs montrés dans la figure 4.8a. Ce système offre un meilleur accrochage de la pièce. À la moitié du déplacement vers l'outillage, la tête du bras robotisé tourne de 180 degrés, cela afin d'éviter que le poids de la préforme provoque son décrochage du système des préhenseurs.

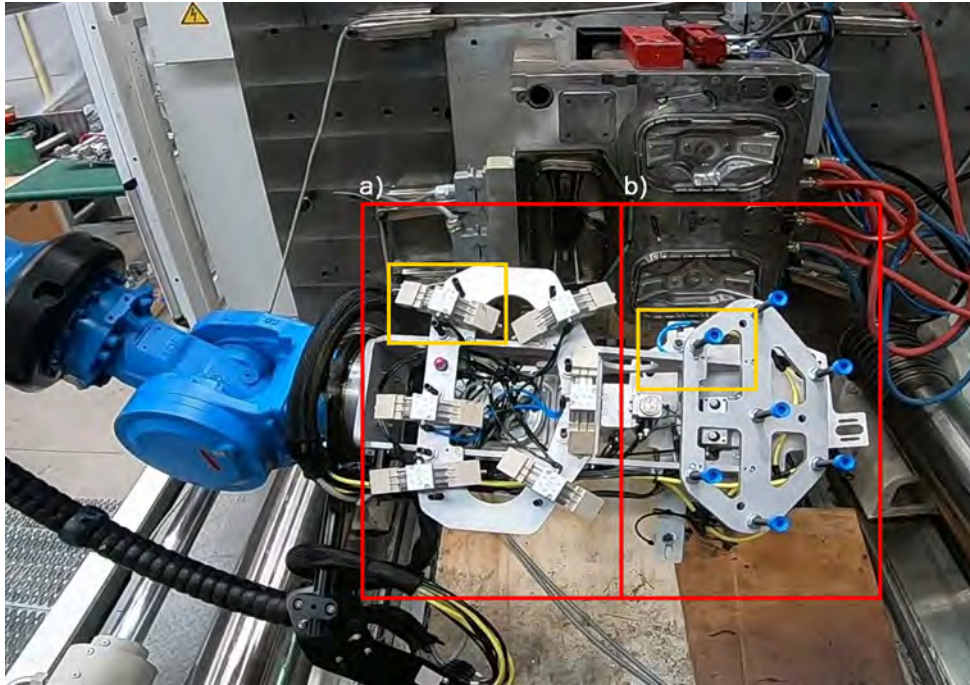


FIGURE 4.8 – Préhenseurs : a) Par aspiration (Préforme après chauffage) ; b) Par aiguilles (Préforme avant chauffage)

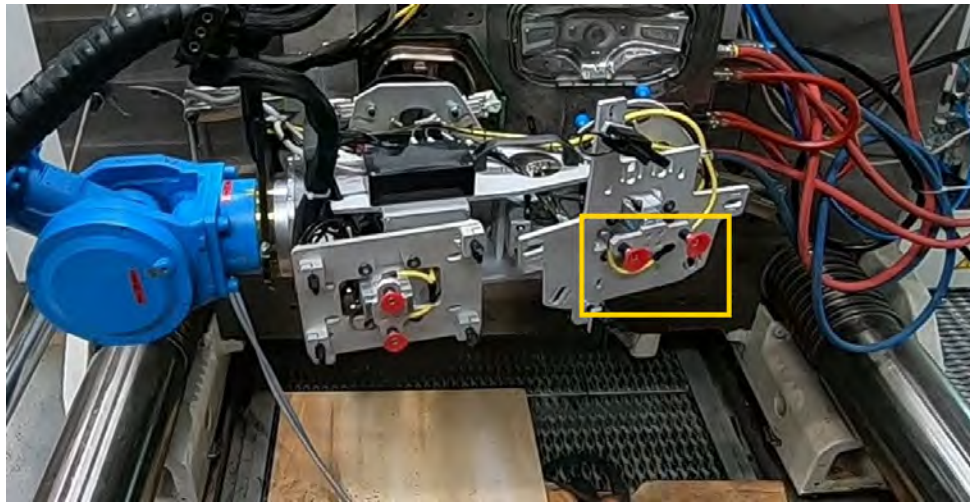


FIGURE 4.9 – Préhenseurs surmoulage

Pour le troisième trajet, deux préhenseurs, comme détaillé dans le rectangle de la figure 4.9, sont utilisés pour récupérer la pièce après estampage et la positionner dans la cavité du premier surmoulage. Les autres préhenseurs sont utilisés pour prendre la pièce après le deuxième surmoulage. Ces préhenseurs sont positionnés à 90 degrés par rapport aux préhenseurs du premier surmoulage. Toutes les trajectoires décrites pour le bras robotisé dans un cycle complet sont constantes.

4.2.4 Estampage et surmoulage

Après chauffage, la préforme est transférée et positionnée d'abord sur la cavité d'estampage. L'estampage et le surmoulage se font dans le même outillage. Cet outillage intègre 3 cavités : une destinée à l'estampage, et les deux autres à chacun des surmoulages (fig 4.10). Les empreintes utilisées pour le surmoulage font partie d'un même sous-bloc en métal. Ce bloc possède un axe central giratoire entre les deux empreintes. L'empreinte destinée à l'estampage est isolée des empreintes de surmoulage. La presse utilisée est de 1300 tonnes.

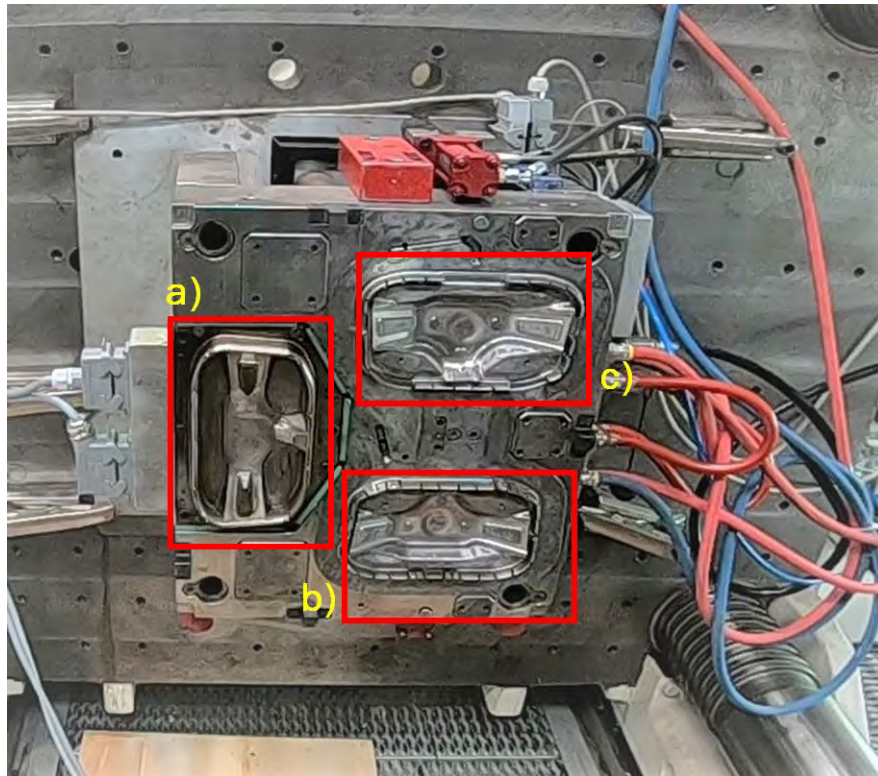


FIGURE 4.10 – Outillage pour la réalisation de l'estampage (a), premier surmoulage (b) et, deuxième surmoulage(c)

Concernant le système de régulation thermique à l'intérieur de l'outillage, il est formé par une série de canaux conventionnels. Dans la section destinée à l'estampage, 4 crayons chauffants sont repartis de façon transversale (figure 4.11a). Ensuite, deux réseaux de canaux sont utilisés. Un premier système pour l'outillage et un deuxième pour la régulation thermique du bloc giratoire utilisé pour les surmoulages (fig 4.11b).

Dans la figure 4.12, l'évolution de la forme de la pièce selon chacune des étapes est présentée. La préforme découpée (fig 4.12a) maintiendra cette configuration jusqu'à son estampage, où elle obtiendra une forme tridimensionnelle comme montré dans la figure 4.12b. Sur cette figure, peut être observé les bords irréguliers de la pièce occasionnés par la pression reçue. Ensuite, ces bords

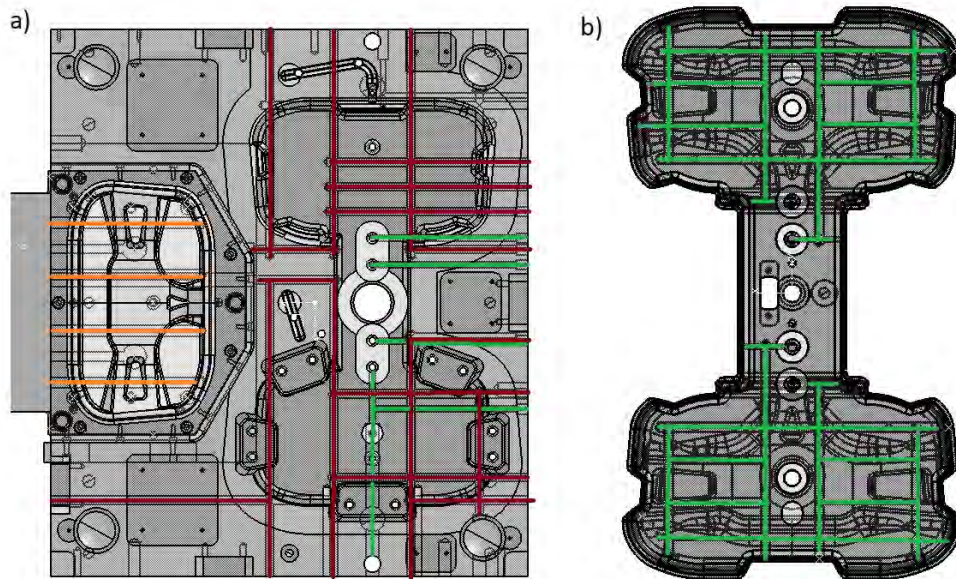


FIGURE 4.11 – Système de régulation thermique de l’outillage. (a) Crayons chauffants dans le bloc d’estampage (orange), Canaux conventionnels sur le reste de l’outillage (rouge). (b) Canaux conventionnels sur les empreintes de surmoulage.

sont cachés grâce au premier surmoulage (figure 4.12c), le logo de l’entreprise figure sur la partie centrale de la pièce avec une profondeur de 0.5 mm. Finalement, le deuxième surmoulage recouvrant le bord du volant laisse découvrir le résultat final. Avec ce procédé, une pièce complète est créée sans recourir aux opérations supplémentaires comme par exemple le fraisage des zones irrégulières.

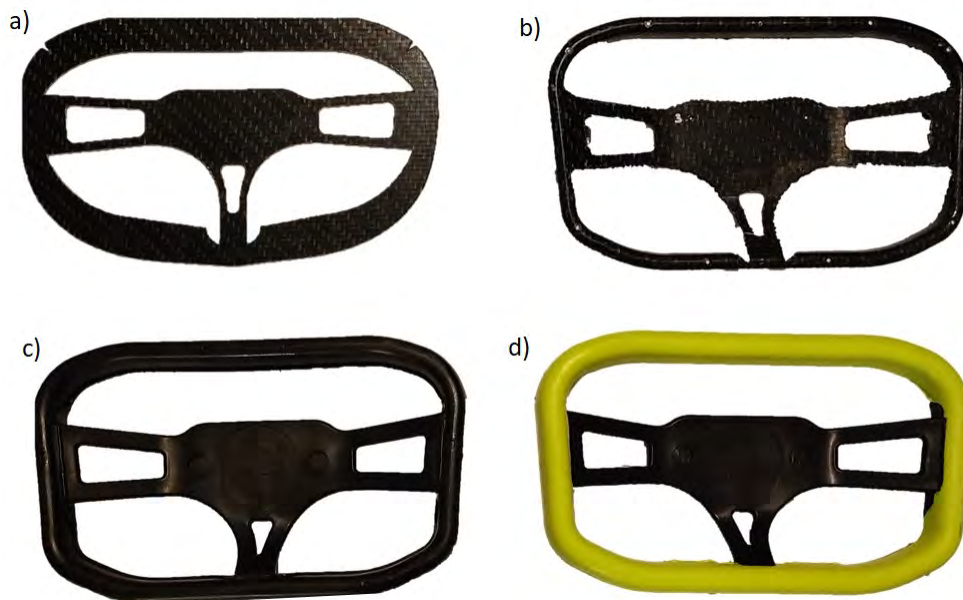


FIGURE 4.12 – Volant : a) Préforme découpée ; b) Préforme estampée ; c) Préforme surmoulée d) Deuxième surmoulage sur la poignée du volant

A cause de la similitude, au niveau du procédé, des opérations de surmoulage, le deuxième surmoulage ne sera pas pris en compte pour démontrer l'application de la méthodologie à un cas 3D. Ainsi, les étapes pour l'élaboration de la pièce, sont schématisées dans la figure 4.13. Ensuite, dans la section suivante seront présentées les conditions thermiques imposées dans chacune des étapes.

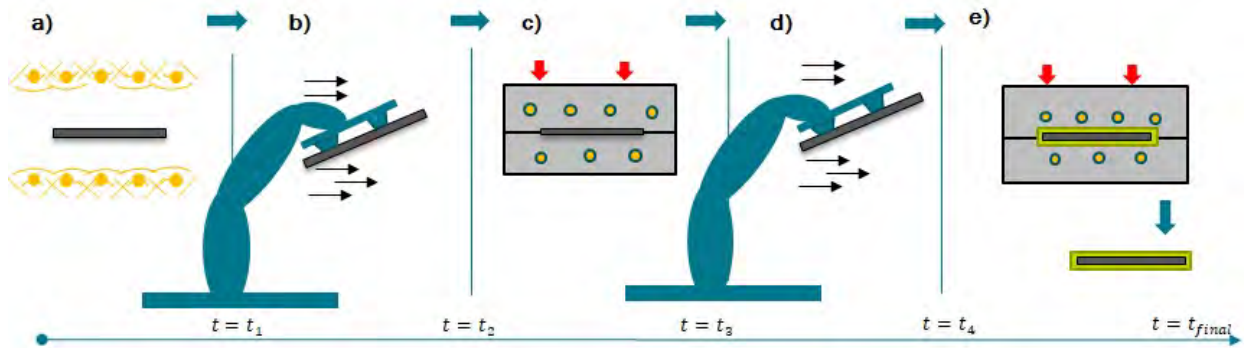


FIGURE 4.13 – Étapes du procédé à étudier : a) Préchauffage de la préforme ; b) Transfert vers la cavité d'estampage ; c) Estampage ; d) Transfert vers l'empreinte de surmoulage e) surmoulage et éjection de la pièce

4.3 Conditions thermiques dans le procédé pour l'élaboration du volant 3D

Les conditions de température et temps pour l'élaboration de la pièce ont été obtenues de façon expérimentale par l'IRT Jules Verne. Dans ce procédé, la préforme est chauffée jusqu'à 200°C dans un temps de 49 secondes. La température pendant le préchauffage est mesurée à l'aide d'un pyromètre placé dans le four et aligné avec le centre de volant. La préforme est donc positionnée au même endroit pour chaque test. Le bras robotisé employé pour le transfert entre chacune des étapes décrit une trajectoire constante pour chaque test, il prend la pièce à l'aide des préhenseurs respectifs pour réaliser un déplacement d'une durée de 13s. Au moment du contact de la préforme avec l'outillage, le moule d'estampage se trouve à une température constante de 90°C. Le temps de refroidissement peut être varié mais il est fixé à 60s.

Une fois terminé l'estampage, le robot prend la pièce, avec des préhenseurs différents, pour la transférer au moule de surmoulage, celui-ci se trouve à une température de 50°C. La température d'injection est fixée à 210°C. Les temps de refroidissement dans l'outillage pour les étapes d'estampage et surmoulage sont les mêmes du fait que les empreintes partagent le même bloc. La force de maintien dans le moule pendant l'estampage et le surmoulage est de 6000 KN. Les temps du procédé dans chacune des étapes sont détaillés dans le tableau 4.1

Tableau 4.1 – Consignes de temps et température dans le procédé

Étape	Temps (sec)	Température
Préchauffage	49	Consigne : 200°C
Transfert 1	13	Ambiante
Estampage	60	Outillage : 90°C
Transfert 2	20	Ambiante
Surmoulage	60	Outillage 2 : 50°C

4.4 Tests expérimentaux

Comme pour le cas 1D des profils de température sur la surface de la pièce pendant sa fabrication seront obtenus, cette fois à partir d'une caméra infrarouge, cela permet de déterminer la température moyenne à la surface exposée du volant (face avant, fig 4.1) entre chacune des étapes. Ensuite, la température servira pour l'estimation des coefficients thermiques à travers l'équation 2.42. Le but des expériences est de prouver la pertinence de la méthodologie de conception dans un cas industriel 3D. Différents tests ont été effectués afin de constater la reproductibilité de l'évolution du profil thermique à la surface de la pièce. La table 4.2 détaille la quantité des tests réalisés par étapes.

Tableau 4.2 – Nombre total de tests réalisés

Étape	Nombre de Tests
Préchauffage	3
Estampage	20
Surmoulage	14

Parmi les tests listés dans le tableau 4.2, des cas ont été réalisés avec des temps de refroidissement différents et un surmoulage avec et sans insert métallique ont été réalisés pour connaître l'influence de l'insert métallique sur l'ensemble. Ces tests sont détaillés dans le tableau 4.3.

Tableau 4.3 – Cas de tests

Cas de Test estampage et surmoulage	Temps de refroidissement(s)	Nombre de tests (Estampage)	Nombre de tests (Surmoulage)
Avec Insert Métallique	60	9	6
	40	4	4
	20	1	1
Sans insert Métallique	60	5	2
	40	1	1
	20	-	-
		20	14

4.4.1 Profil thermique à partir d'une caméra infrarouge

Instrumentation

La caméra utilisée est du type Flir A65. La gamme spectrale de la caméra est de 7,5 à 13 μm . Les valeurs utilisées d'émissivité pour la configuration de l'interface de post-traitement de la caméra ont été déterminées par spectrométrie, procédure décrite dans l'annexe C. La caméra infrarouge est fixée à deux endroits différents pendant la réalisation des tests. Le premier emplacement est situé au-dessus de la partie fixe du moule et orientée autour de 60° par rapport à la verticale (fig 4.14). Ce positionnement permet d'obtenir le profil thermique avant estampage, après estampage, avant surmoulage et après surmoulage.

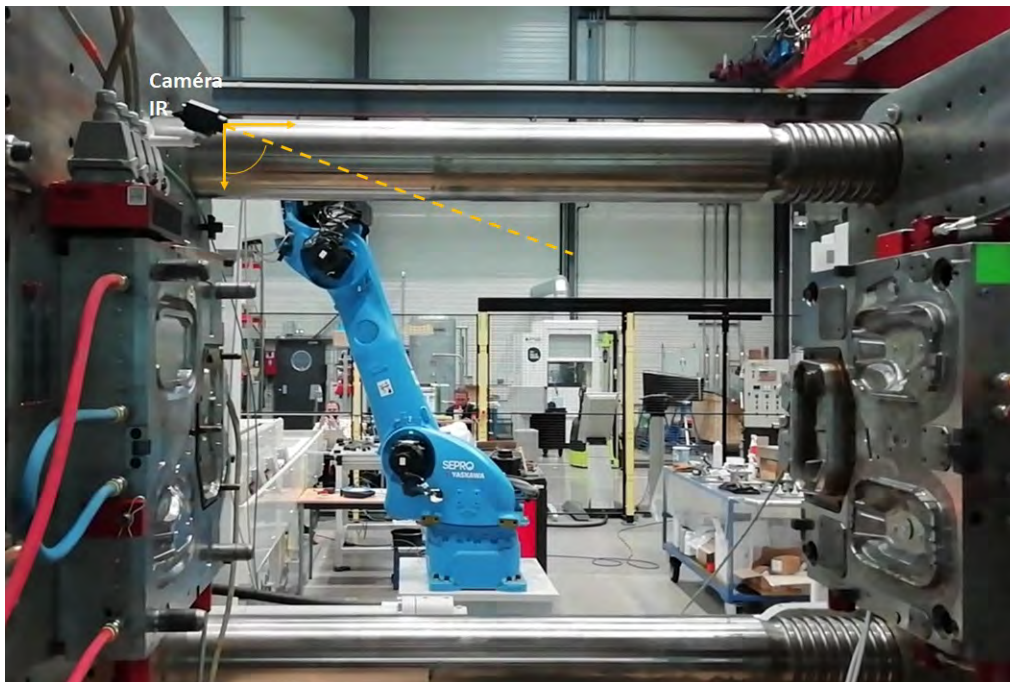


FIGURE 4.14 – Emplacement de la caméra infrarouge pour l'obtention des profils thermiques pendant les étapes de estampage et surmoulage

Le deuxième emplacement de la caméra infrarouge se trouve en face du four infrarouge. A partir de cette position, les valeurs de température après le chauffage peuvent être relevées. La température ambiante est en moyenne de 27 °C. Cette température est obtenue à l'aide d'un thermomètre placé dans l'atelier. Les images sont capturées à l'instant juste après ouverture totale du four pour le préchauffage, après retrait du bras robotisé pour le début de l'estampage et le début du surmoulage, et après l'ouverture totale du moule pour la fin de l'estampage et la fin du surmoulage.

Pour comparer les profils thermiques obtenus avec la caméra IR une série de masques a été créée. La moyenne de température par test entre chaque étape est mesurée avec les niveaux de température à l'intérieur du masque.

Création des masques

Les masques utilisés pour le post-traitement des données ont été créés par segmentation. Pour cela, l'image thermique est transformée dans une échelle de gris (fig4.15a). Sur cette image la segmentation par seuillage est réalisée, cela permet de filtrer l'image en gardant les valeurs de température dans un intervalle choisi en fonction des niveaux de température dans la pièce dans chacune des étapes. Dans le cas de la préforme avant estampage le seuillage a été réalisé entre 138.1°C et 200°C (fig 4.15b). Ensuite, les points de température localisée comme par exemple le positionnement des éjecteurs et l'endroit correspondant aux points de contact avec les préhenseurs sont effacés. Il en est de même pour certains bords de la pièce estampée et surmoulée.

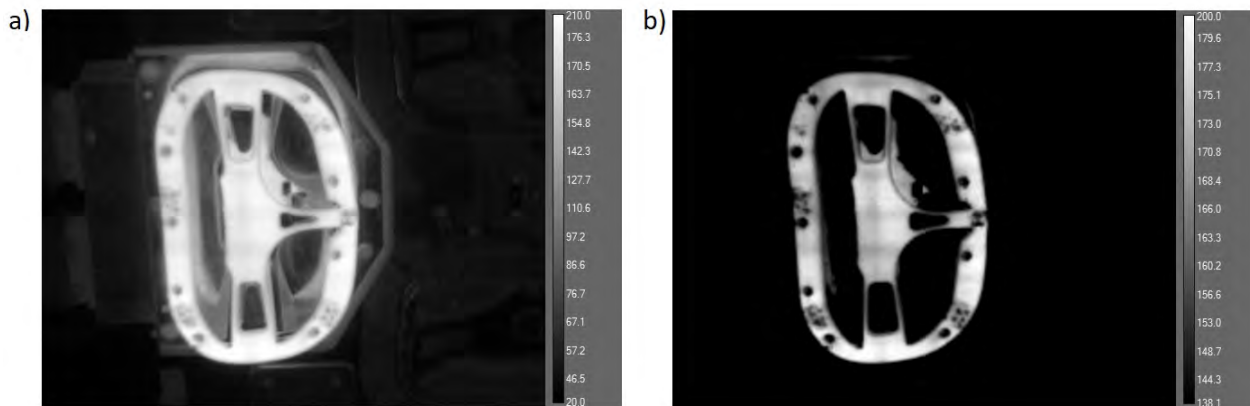


FIGURE 4.15 – Création du masque : (a) image thermique en échelle de gris ; (b) image segmentée

Les différents masques utilisés sont montrés dans la figure 4.16. Comme détaillé précédemment, les points correspondant aux points de contact avec les préhenseurs ont été effacés ainsi que les zones ne faisant pas partie la pièce (comparer les fig 4.15b et fig 4.16b). La résolution des images est de 512×640 pixels.

Pour l'obtention de la moyenne ainsi que les niveaux de température à l'intérieur du masque un code de post-traitement sur Matlab a été implémenté. L'algorithme créé utilise le masque (image en format bmp) pour construire une matrice avec des 0 et 1, où 0 correspond aux pixels noirs dans l'image. Cette matrice est multipliée par l'image thermique avec les valeurs de température, sauvegardées également sous forme matricielle. Les valeurs maximales, minimales, moyennes ainsi que l'écart type sont calculés à partir des valeurs non nulles résultant du double produit contracté du masque et de l'image thermique.

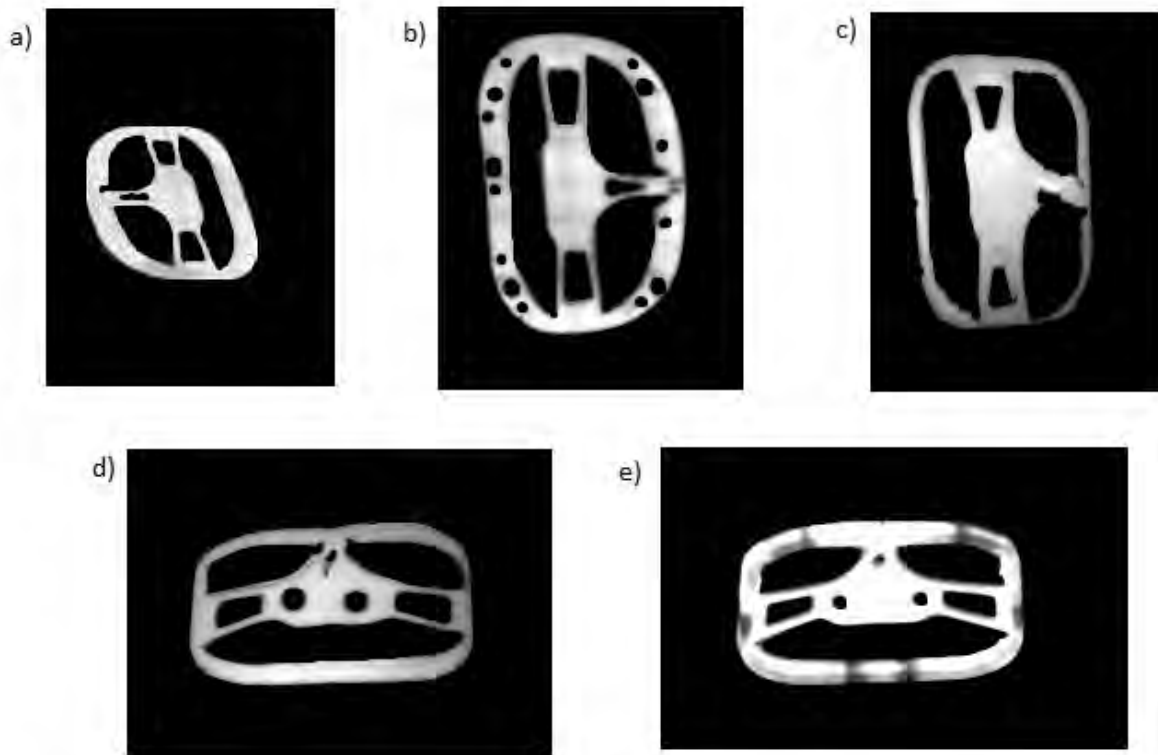


FIGURE 4.16 – Masques pour l’obtention des valeurs de température : a) après préchauffage ; b) avant estampage ; c) après estampage ; d) avant surmoulage ; e) après surmoulage

Dépouillement des profils thermiques

Dans les figures 4.18 à 4.24 sont montrées les images thermiques obtenues à partir de la caméra infrarouge entre chacune des étapes. Dans ces figures, la barre à droite montre les niveaux de température en °C pour chaque profil obtenu. Le profil thermique sur un segment tracé de façon longitudinale et un segment tracé de façon transversale, comme montré dans la figure 4.17, est également présenté.

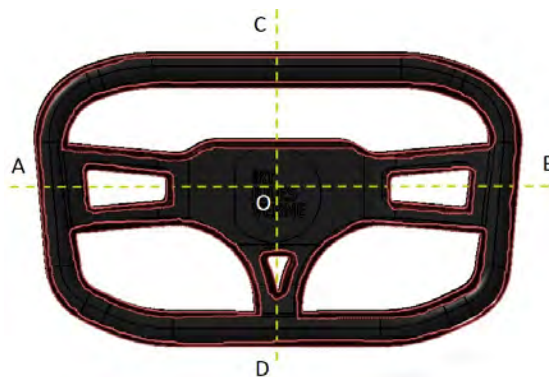


FIGURE 4.17 – Coupes longitudinale (A-B) et transversale (C-O-D) pour l’obtention des profils thermiques unidimensionnels

Préchauffage : le profil thermique obtenu à partir de la caméra infrarouge à la fin du préchauffage (instant d'ouverture totale du four) est présenté dans la figure 4.18. Sur cette image, des points à une température inférieure sont reparties de façon uniforme sur toute la surface de la préforme, possiblement à cause des fibres du composite. Les fibres présentes dans le matériau ont des propriétés thermiques différentes de celles du polymère, certaines de ces fibres sont exposées sur la surface à la fin du préchauffage, créant de cette façon cet aspect moucheté. Dans cette figure, peuvent être observés également, des points chauds sur la grille support avec un reflet de la préforme découpée en bas de celle-ci. La moyenne de température pour ce cas, obtenue à partir du masque présenté dans la figure 4.16a, est de 191.1°C avec un écart type de 11.6°C.

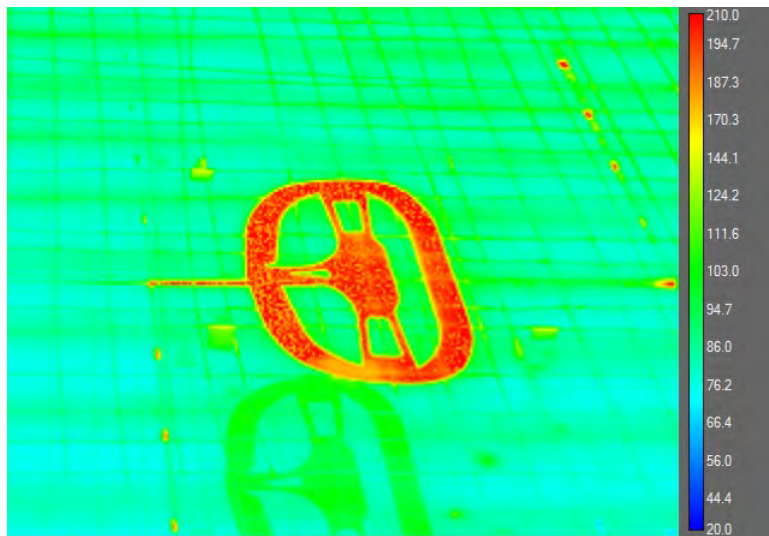


FIGURE 4.18 – Profil thermique de la préforme après chauffage

Le profil de température sur la ligne transversale de la préforme est présenté dans la figure 4.19. Sur la ligne AB, on constate les pics et les vallées de température observés dans la figure 4.18.



FIGURE 4.19 – Profil thermique sur la ligne longitudinale A-B de la préforme après préchauffage

Au centre du volant (entre les pixels 34 et 68), la moyenne de température est de 192°C avec un écart type de 3.0°C et une valeur maximale de 198°C et minimale de 182°C. Les pics de température montrent que le matériau arrive bien à la température de consigne fixée à 200°C.

Estampage : Après positionnement de la préforme dans la cavité d'estampage le profil thermique fait apparaître des zones à basse température sur les bords du volant, comme montré dans la figure 4.20. Ces points correspondent au système d'ancrage de la préforme dans le moule et, également au points de contact des préhenseurs du bras robotique, montrés dans la figure 4.8a. Le système de préhenseurs étant à la température de l'atelier, ils font refroidir plus rapidement la pièce de façon localisée.

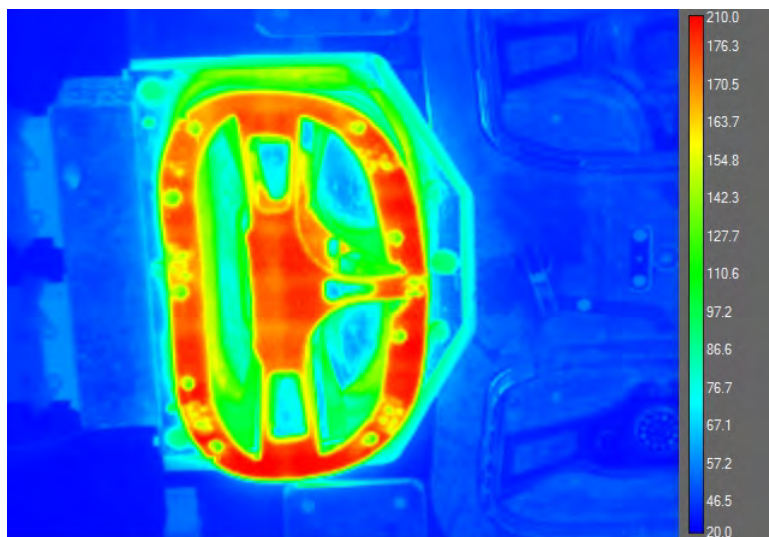


FIGURE 4.20 – Profil thermique de la partie avant de la pièce avant estampage

La moyenne de température obtenue avec le masque est de 169.6°C avec un écart type de 10.5°C. Concernant le profil 1D, sur la coupe A-B, les valeurs de température au centre du volant sans prendre en compte les bords (pixels 48-114), est de 172.7°C avec un écart type de 2.7°C.

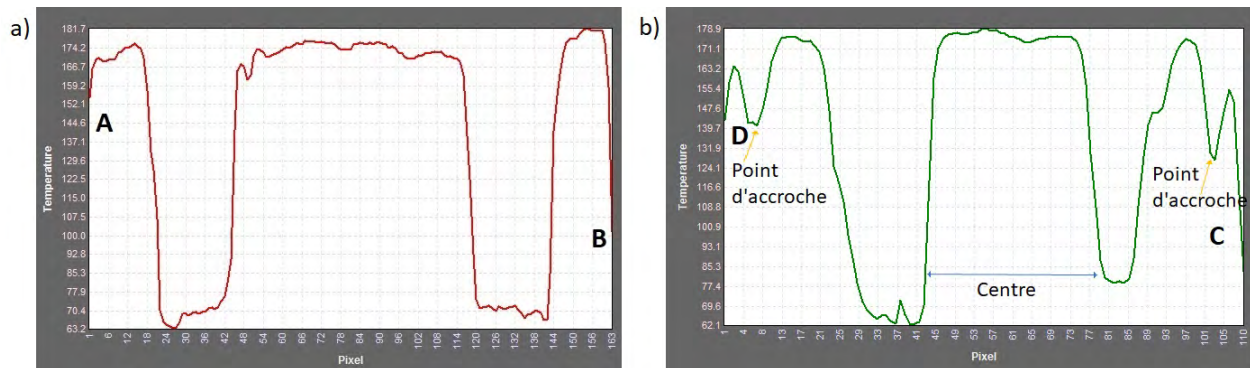


FIGURE 4.21 – Profil thermique au temps final de chauffage sur la ligne (a) A-B et (b) D-C

Le profil de température sur la coupe CD montre la température des systèmes d'accroche. La température à l'endroit de fixation des préhenseurs est de 130°C créant des différences de température surfaciques sur la préforme.

Après estampage, le profil thermique montre une température plus élevée au centre du volant qu'aux extrémités supérieure et inférieure de celui-ci. Cela est possiblement dû à l'angle de capture de la caméra infrarouge mais aussi à la configuration des cartouches chauffantes, ce qui ne permettrait pas une distribution uniforme de la température sur toute la surface de la cavité d'estampage. La préforme atteint la température de l'outillage au bout de 60s.

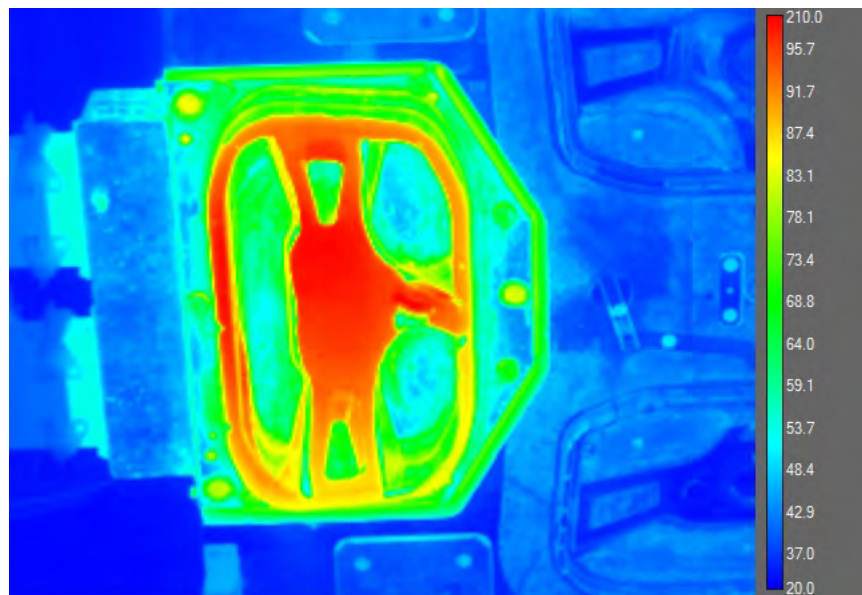


FIGURE 4.22 – Profil thermique de la partie avant de la pièce après estampage

Surmoulage : Après estampage, le bras robotisé prend la pièce. Durant cette étape de transfert, les échanges avec l'air ambiant font refroidir la pièce. La température moyenne après positionnement de la préforme estampée dans la cavité de surmoulage descend à 79.8 °C avec un écart type de 9.7°C. Le profil obtenu est présenté dans la figure 4.23. Sur cette figure, on constate les deux zones à basse température produites par les préhenseurs du bras robotisé. On constate également dans la figure 4.23 les différences de température sur les arceaux de volant.

Finalement, après 60 secondes de surmoulage et ouverture complète de l'outillage, le profil thermique sur la surface de la pièce montre un écart de température plus marqué, dans les différentes zones du volant (centre et arceaux), par rapport aux étapes précédentes. Au centre, on constate 3 zones circulaires à une température autour de 65°C. La zone centrale correspond à la localisation de l'insert métallique, lequel était positionné manuellement dans l'outillage avant le début du test. Les deux autres correspondent aux points du positionnement des préhenseurs évoqués précédemment

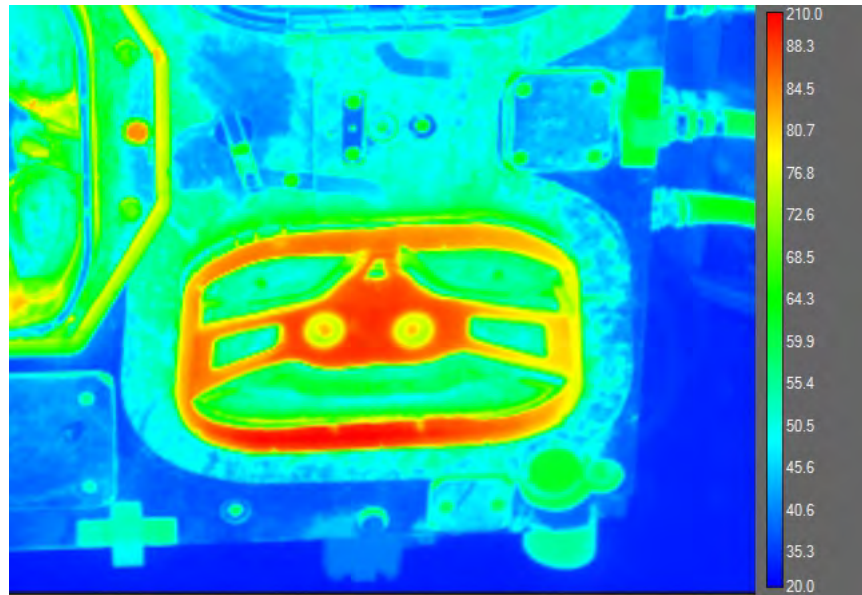


FIGURE 4.23 – Profil thermique de la partie avant de la pièce, dans l’outillage, avant surmoulage

et montrés dans la figure 4.9. Au bord du volant on constate une distribution de température non homogène. La pièce obtenue présente des zones non couvertes par le polymère injecté qui coïncident avec les endroits de température plus faible obtenus avec la caméra infrarouge.

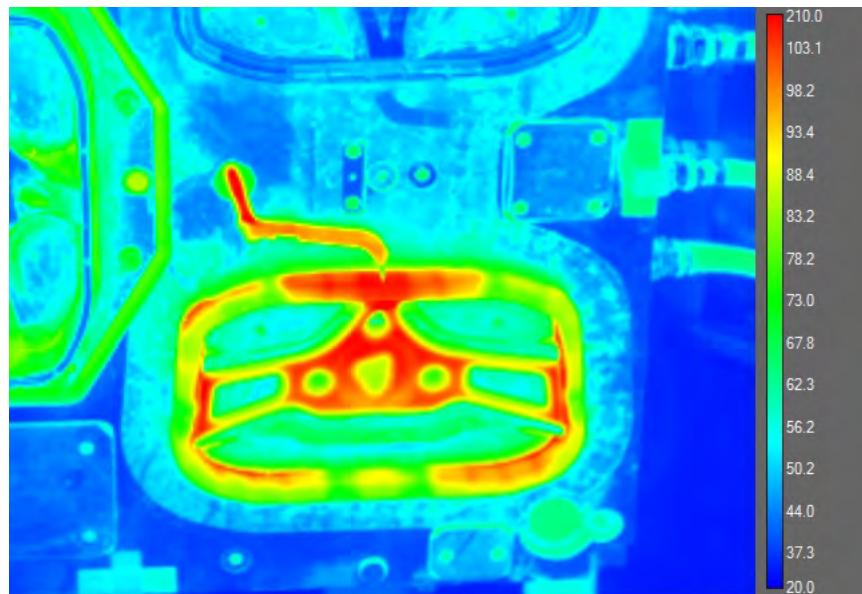


FIGURE 4.24 – Profil thermique de la partie avant de la pièce, dans l’outillage, après surmoulage

Dans la figure 4.25 on trouve les coupes 0-B pour les profils thermiques présentées dans les figures 4.23 et 4.24

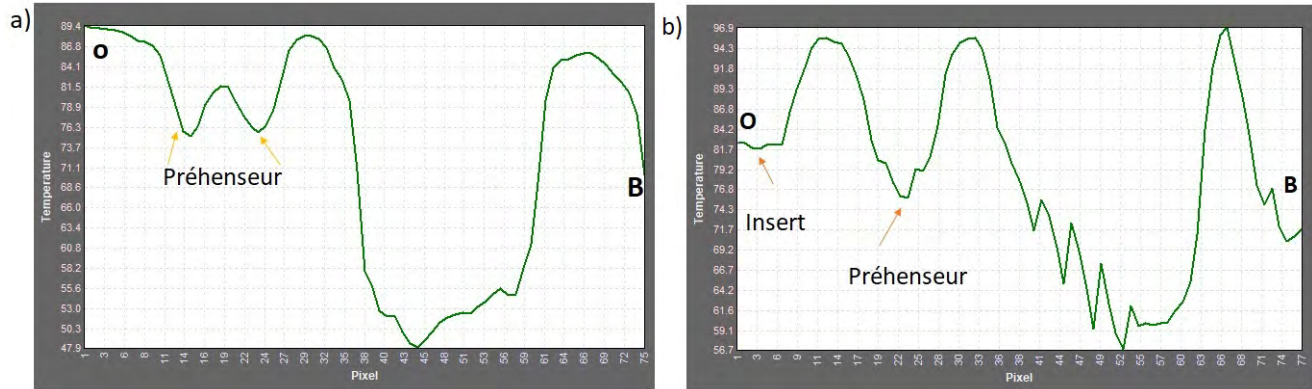


FIGURE 4.25 – Profil thermique sur la ligne 0-B pour les instants (a) après positionnement de la préforme sur la cavité de surmoulage, et (b) après ouverture complète de l’outillage (fin du surmoulage).

Sur la figure 4.26 se trouvent les niveaux de température atteints par étape avec des barres erreur pour tous les tests réalisés. Pour l’image thermique, prise après ouverture complète de la porte coulissante du four infrarouge, la température moyenne des tests réalisés est de 191,4°C, l’écart type obtenu est de 0,8 degrés. Pour les images thermiques prises après le positionnement de la préforme dans la cavité d’estampage, la moyenne obtenue est de 90,6°C après ouverture complète de l’outillage. Pour le surmoulage, on obtient une moyenne de 80°C et 72°C avant fermeture et après ouverture complète de l’outillage respectivement.

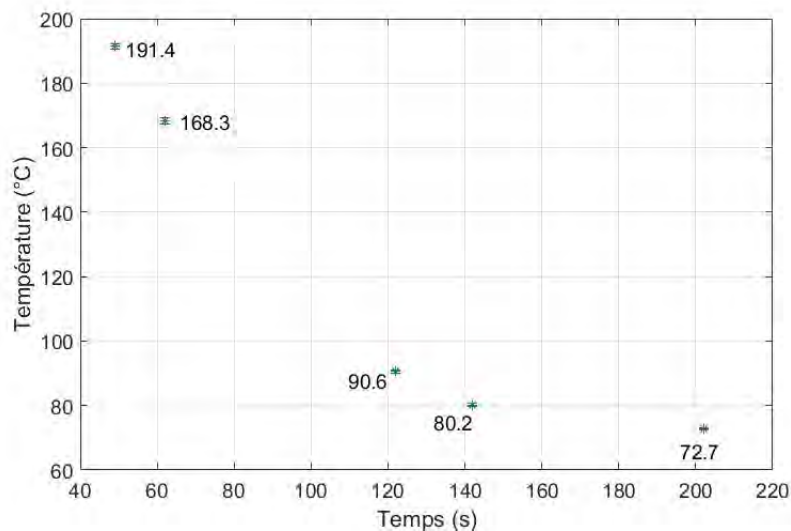


FIGURE 4.26 – Moyenne de température par étapes

Les valeurs de la moyenne de température pour tous les tests d’estampage réalisés sont montrés dans la figure 4.27. Ces valeurs sont obtenues avec les masques des figures 4.16b et 4.16c. Les valeurs "avant estampage" sont obtenues après positionnement de la préforme dans la cavité du moule,

pour un temps de refroidissement de 60s. Les valeurs "après estampage" correspondent à l'image thermique prise après ouverture complète de l'outillage. L'écart type est de 2.5 °C dans cette étape. Les valeurs obtenues pour les mêmes tests à la fin de l'estampage possèdent un écart type de 1°C. La pièce a donc suffisamment de temps pour parvenir à la température de l'outillage et de cette façon minimiser les variations de température obtenues entre les tests avant estampage. L'impact des souffleurs vers la fin d'estampage paraît être négligeable.

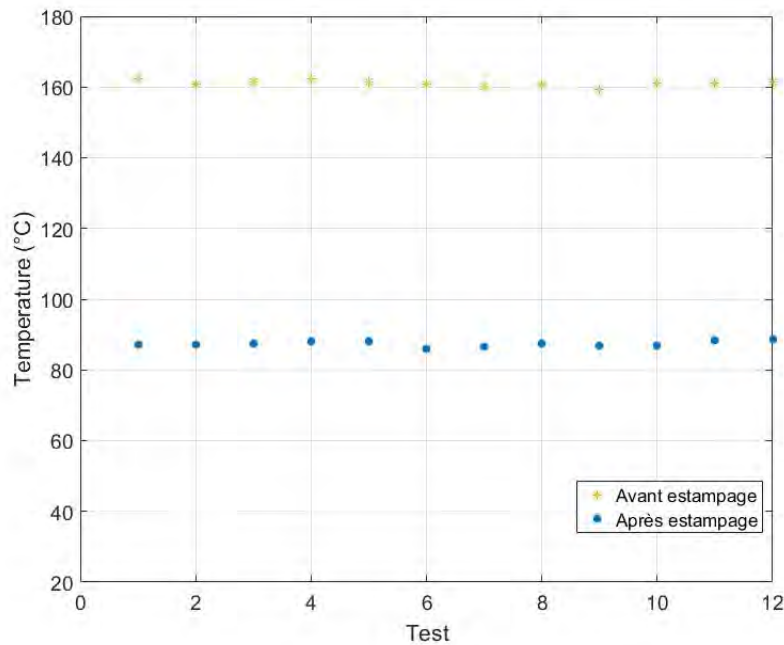


FIGURE 4.27 – Température moyenne par test au début et fin de l'estampage

Après les tests effectués pour les cas spécifiés dans le tableau 4.3 on constate qu'imposer une température uniforme dans l'outillage ne garantit pas une homogénéité du profil thermique dans la pièce. Cela à cause de la forme géométrique de la pièce mais également de l'aspect multi-matériaux. **La méthodologie de conception thermique cherchera dans ce sens à minimiser les écarts de température obtenus entre les étapes.**

Les valeurs moyennes de température relevées des expériences sont utilisées pour trouver les paramètres thermiques correspondant au transfert de la pièce entre l'estampage et le surmoulage, et entre le préchauffage et l'estampage. La valeur d'émissivité utilisée avec la caméra infrarouge pour l'obtention des profils thermiques a été obtenue par spectrométrie infrarouge pour la préforme et le polymère injecté, après injection. Les résultats concernant ces valeurs d'émissivité sont listés dans l'annexe C.

4.5 Conception thermique pour la réalisation du volant 3D

4.5.1 Création de la géométrie

Comme décrit au chapitre 2, pour l'application de la méthodologie on choisit de construire la géométrie dans la configuration déformée de la pièce, ce qui correspond au volant avec toutes les couches de matériaux. La symétrie du volant est exploitée, comme montré sur la figure 4.28. Seulement la moitié transversale du volant est prise en compte pour l'analyse. Les 4 domaines créés sont : Insert métallique (Ω_1), préforme (Ω_2), zone dilatée (Ω_3) et zone surmoulée (Ω_4). De cette façon, on retrouve les mêmes domaines que sur le cas 2D lequel se montre donc représentatif d'un cas industriel.

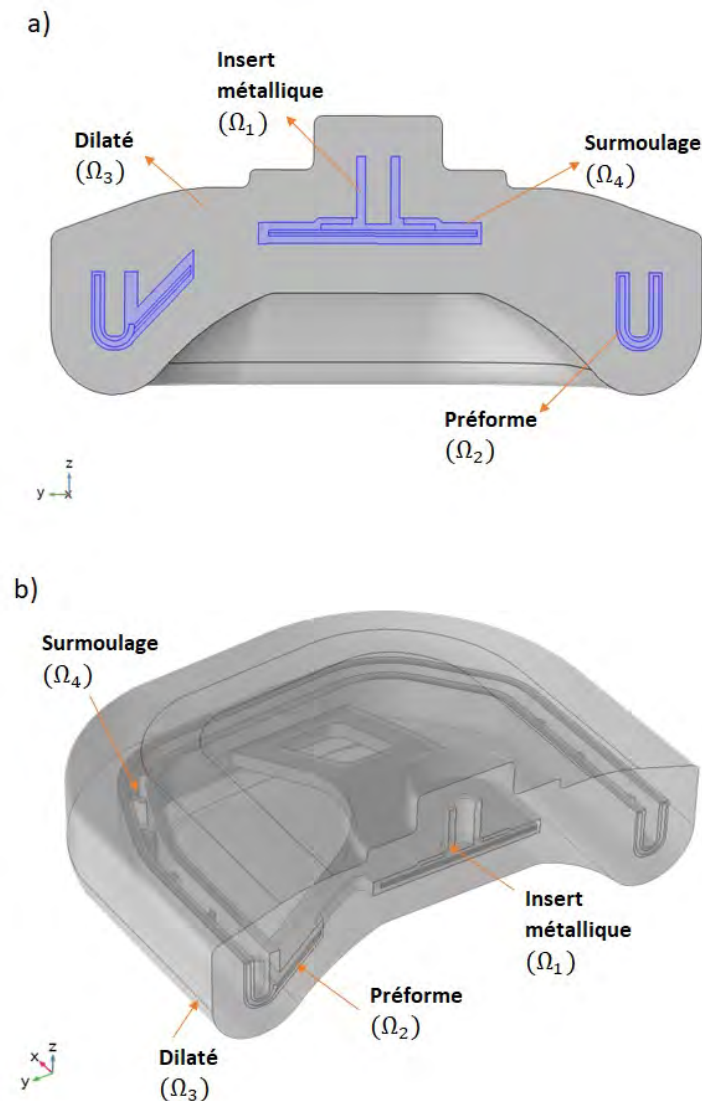


FIGURE 4.28 – Identification des domaines de la géométrie importée sur Comsol Multiphysics : a) Vue dans le plan b) Vue 3D

Concernant les frontières, Γ_{surf} est la surface de la pièce, évolutive dans le temps en fonction des étapes. Ainsi dans le cas où un outillage n'est pas présent, $\Gamma_{ext} = \Gamma_{surf}$ et, dans le cas avec dilaté Γ_{ext} est la surface extérieure de la géométrie, donc la surface externe du dilaté, comme montré dans la figure 4.29.

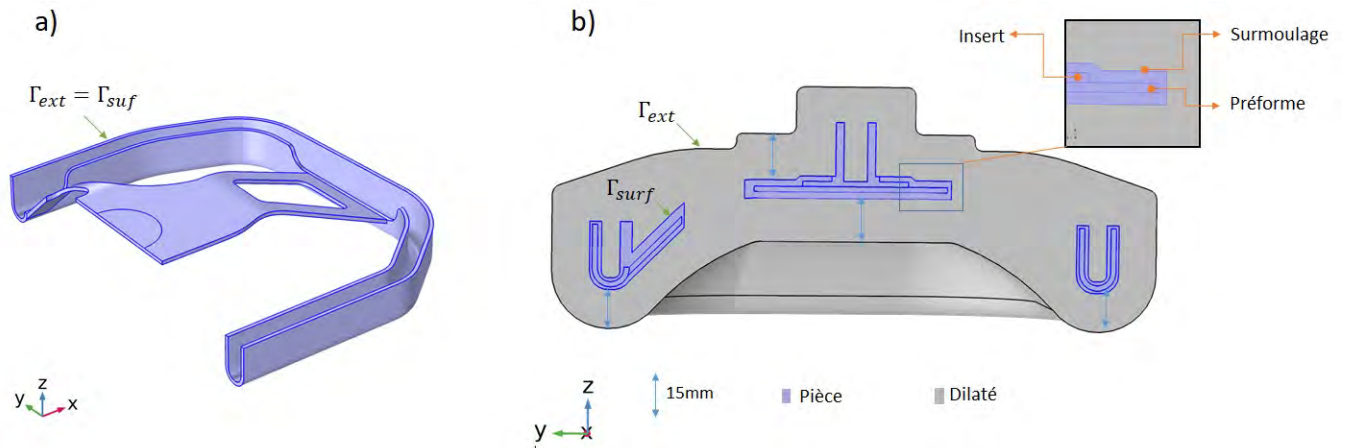


FIGURE 4.29 – Schémas montrant les frontières Γ_{surf} et Γ_{ext} dans les configurations avec (a) et sans (b) outillage

La surface dilatée enveloppant la pièce possède, dans ce cas, une distance variable entre la surface extérieure de la pièce Γ_{surf} et la surface extérieure du dilaté Γ_{ext} . Cette variation de dimension est réalisée pour éviter un changement brusque de la surface externe du dilaté mais aussi elle est une conséquence de l'élaboration manuelle du dilaté. Pour sa construction, une révolution du profil de la pièce est faite autour de l'axe z, figure 4.29b. Cette révolution va donc créer des distances non homogènes par rapport à la surface de la pièce. La distance de référence utilisée pour la construction du dilaté est de 15mm, comme montré dans la figure 4.29b. La géométrie est créée sur CATIA V5 et importée sur Comsol Multiphysics.

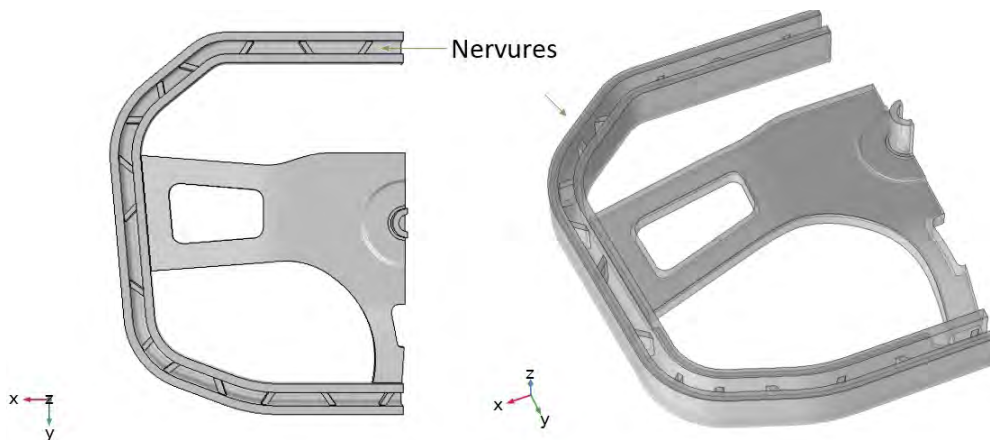


FIGURE 4.30 – Intégration des nervures dans le modèle 3D

Dans ce cas d'étude la présence des nervures impose de considérer la pièce en 3D. Dans la figure 4.30, les zones nervurées de la pièce sont présentées.

La géométrie est ensuite nettoyée pour éliminer des zones de génération de contraintes produites par l'importation du fichier. La pièce est par la suite maillée avec des éléments tétraèdres. Le maillage est raffiné plusieurs fois avec le logiciel avant de valider le maillage utilisé. Sur la figure 4.31, on montre le maillage retenu pour chacun des domaines. Au total, l'ensemble est composé de 159954 éléments : 1083 pour l'insert métallique, 46556 pour la préforme, 47663 pour le dilaté, et 64672 éléments pour le surmoulage. Cette configuration est utilisée pour l'étude séquentielle du problème direct.

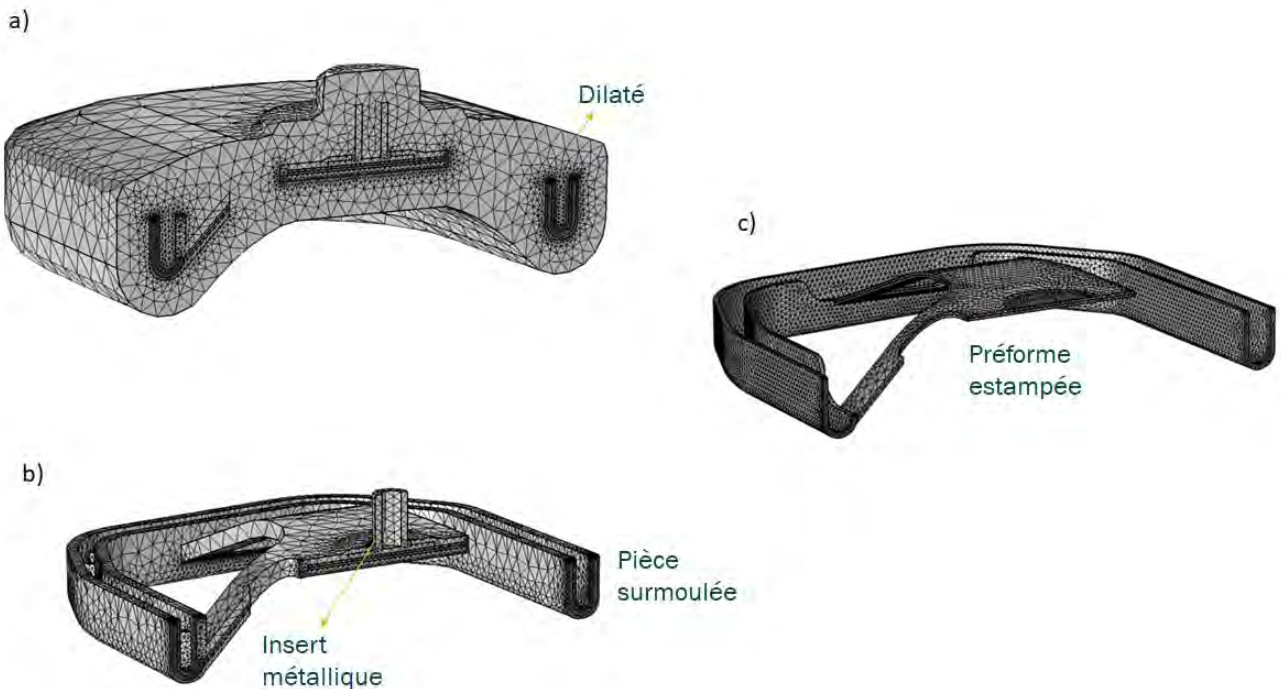


FIGURE 4.31 – Discretisation de la géométrie : a) Ensemble, b) préforme surmoulée avec insert métallique, c) Préforme

4.5.2 Modes de transfert : hypothèses

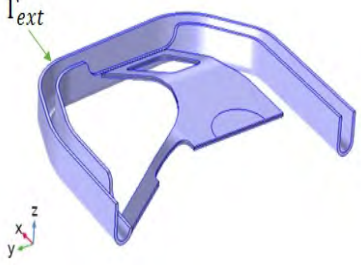
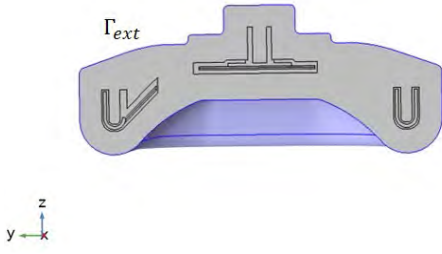
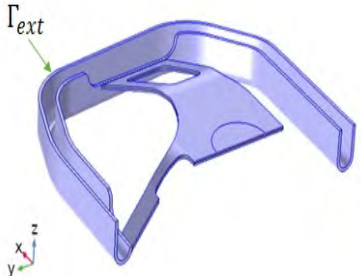
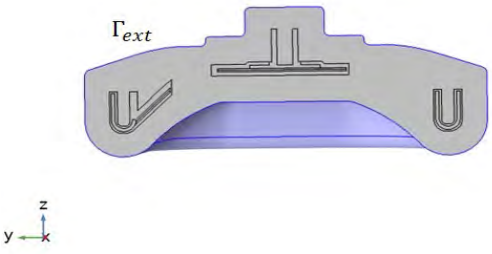
Le problème direct passe par une identification des modes de transfert présents dans le procédé et également par le choix des hypothèses au niveau physique. Une condition de troisième espèce, comme montré dans le tableau 4.4, sera imposée sur la surface externe Γ_{ext} de la pièce à analyser telle que décrit dans la méthodologie. Ensuite, les conditions suivantes sont prises en compte par étape :

- **Préchauffage et transfert** : Un coefficient d'échange global sur la surface $\Gamma_{ext} = \Gamma_{surf}$ sera pris en compte pour l'étape de préchauffage et l'étape de transfert. L'équation 2.42, introduite au chapitre 2, est utilisée pour le calcul de ce coefficient. Dans cette équation T_f correspond à la température moyenne obtenue à partir des masques présentées dans la figure 4.16a et 4.16b relatifs à l'instant d'ouverture complète du four et positionnement de la préforme dans le moule d'estampage. Les coefficients d'échange globaux seront notés h_1 et h_2 selon l'étape en étude. Les températures environnantes sont définies comme $T_{\infty 1}$, $T_{\infty 2}$. Pour réaliser l'optimisation avec une seule géométrie nous choisissons de travailler avec la configuration déformée de la pièce.
- **Estampage** : pendant cette étape une RTC d'une valeur de $10^{-3}(m^2K)/W$ est définie à l'interface moule-pièce, tel que fait pour le cas 2D (section 2.2.4). Durant l'estampage, le domaine Ω_4 correspondant à la partie surmoulée possède les mêmes propriétés que le dilaté, on impose donc une continuité de température à l'interface entre le domaine Ω_3 et Ω_4 . La température initiale dans les domaines Ω_3 et Ω_4 est fixée à 90°C . À la surface du dilaté une condition de troisième espèce est également imposée, la température aux alentours est notée $T_{\infty 3}$. La température initiale dans la préforme (Ω_2) correspond au profil de température obtenu après transfert.
- **Transfert 2** : Pendant cette étape, seul le domaine Ω_2 est activé. La condition initiale dans la préforme correspond au profil de température obtenu au temps final d'estampage t_{fe} . Le coefficient global d'échange pendant cette étape est obtenu également à l'aide de l'équation 2.42, où T_f correspond à la température moyenne obtenue à partir du masque présenté dans la figure 4.16c, relatif à l'instant après positionnement de la préforme estampée dans le moule de surmoulage.
- **Surmoulage** : Des échanges conductifs sont pris en compte entre les différents domaines. Une RTC d'une valeur de $10^{-3}(m^2K)/W$ est considérée à l'interface moule-pièce. Un coefficient d'échange $h = 10000W/m^2K$ est considéré dans l'équation de troisième espèce imposée à la surface externe du dilaté Γ_{ext} . La température environnante est définie comme $T_{\infty 5}$. En fonction des modes de transfert, les variables thermiques prises en compte dans le procédé sont listées dans le tableau 4.4 et les conditions limite sur le tableau 4.5.

Tableau 4.4 – Variables du procédé par étape

Étape	Préchauffage	Transfert	Estampage	Transfert 2	Surmoulage
	h_1	h_2	h_3	h_4	h_5
Paramètre	$T_{\infty 1}$	$T_{\infty 2}$	$T_{\infty 3}$	$T_{\infty 4}$	$T_{\infty 5}$
	$[t_0, t_{fc}]$	$[t_{fc}, t_{ft}]$	$[t_{ft}, t_{fe}]$	$[t_{fe}, t_{ft2}]$	$[t_{ft2}, t_{fs}]$

Tableau 4.5 – Conditions aux limites prises en compte en fonction des étapes sur la frontière extérieure de la géométrie $\Gamma_{ext}(t)$

Étape	Frontières	Condition aux limites sur Γ_{ext}
Préchauffage Transfert		$-n.\lambda\nabla.T = h_1(T - T_{\infty 1})$ $-n.\lambda\nabla.T = h_2(T - T_{\infty 2})$
Estampage		$-n.\lambda\nabla.T = h_3(T - T_{\infty 3})$
Transfert 2		$-n.\lambda\nabla.T = h_4(T - T_{\infty 4})$
Surmoulage		$-n.\lambda\nabla.T = h_5(T - T_{\infty 5})$

4.5.3 Variables de conception et objectifs d'optimisation pour la conception thermique du volant 3D

Les critères d'optimisation sont définis en fonction des températures de consigne définies dans les tests expérimentaux. Tel que décrit dans le chapitre 2, la définition des blocs d'optimisation va dépendre du procédé étudié. Pour ce cas d'étude, 3 blocs d'optimisation peuvent être définis afin de comparer les résultats avec les tests expérimentaux. Ces 3 blocs sont listés dans le tableau 4.6. La variable de conception par bloc est la températures infinie dans la condition à la limite sur la frontière extérieure Γ_{ext} . Elles correspondent aux $T_{\infty 1}(\Gamma)$, $T_{\infty 3}(\Gamma)$ et $T_{\infty 5}(\Gamma)$ selon le bloc d'optimisation, également spécifiées dans le tableau 4.6.

Dans le cas 3D, les objectifs seront une distribution de température uniforme et une température cible pour les deux blocs d'optimisation. Ces deux blocs comprennent le préchauffage et le transfert pour le premier bloc et l'estampage pour le deuxième bloc. Un troisième bloc d'optimisation prenant en compte le degré de cicatrisation peut être de même exécuté. Cependant, ces résultats ne sont pas traités. La fonction objectif est donc celle introduite dans le chapitre 2, les poids α , β et γ sont définis en fonction de l'étape en étude.

Tableau 4.6 – Variables de conception et objectifs définis par étapes

Bloc d'optimisation	Étape	objectif	Variable de conception
1	Préchauffage	-	$T_{\infty 1}(\Gamma_{ext})$
	Transfert	Homogénéité de température Température cible $T_{cible} = 170^{\circ}\text{C}$	-
2	Estampage	Homogénéité de température Température cible $T_{cible} = 90^{\circ}\text{C}$	$T_{\infty 3}(\Gamma_{ext}, t)$
3	Surmoulage	Homogénéité de température Température cible $T_{cible} = 70^{\circ}\text{C}$ Degré de cicatrisation maximal	$T_{\infty 5}(\Gamma_{ext}, t)$

4.5.4 Simulation de la thermique dans la fabrication du volant 3D

Dans la résolution du problème direct, les domaines sont activés en fonction de l'étape en étude. Ainsi, seul le domaine correspondant à la préforme est utilisé pour résoudre la physique pendant l'étape de préchauffage et premier transfert. Pendant l'estampage et le surmoulage tous les domaines sont activés. Cependant, pendant l'estampage, le domaine Ω_4 correspondant au surmoulage et le domaine Ω_1 correspondant à l'insert métallique sont considérés comme partie du dilaté. Ils ont donc les mêmes propriétés que ce dernier. Les propriétés considérées pour les matériaux sont détaillées dans le tableau 4.7.

Tableau 4.7 – Propriétés thermiques des matériaux considérés dans l'étude.

Élément	Matériau	Conductivité ($W/m.K$)	Masse volumique (kg/m^3)	Chaleur Spécifique ($J/kg.K$)
Insert	Aluminium	238	2700	900
Préforme	PP+ 30% FV	transv : 0.46 - long : 0.51	1680	1148
Moule	Acier	34	7850	470
Résine composite	PP+ 30% FV	0.27	1320	1340

La masse volumique et la chaleur spécifique sont les données du fabricant et sont listées dans le tableau 4.7. Les conductivités thermiques dans l'épaisseur ont été obtenues par la méthode de la plaque chaude gardée, et disponibles dans l'annexe D. Les mesures ont été faites sur le plan où les échanges sont prépondérants. La conductivité longitudinale a été calculé à partir de la loi des mélange $\lambda_{long} = \lambda_{long-fibre}V_f + (1 - V_f)\lambda_{long-matrice}$, où V_f est la fraction de fibre variable entre 0 et 1 et égale à 0.3 dans notre cas [79]. La conductivité longitudinale de la fibre est considérée à $1W/m.K$. La conductivité du composite injectée a été également obtenue à partir des fiches du fournisseur. Pour l'insert en aluminium les propriétés thermiques ont été obtenues à partir de la bibliothèque de matériaux de COMSOL Multiphysics.

4.5.5 Sensibilité et gradient

Pour l'analyse de sensibilité, les équations développées dans la sections 2.2.2 sont prises pour l'analyse 3D. Les équations sont applicables directement sur l'environnement 3D. Dans la figure 4.32, les résultats de sensibilité sur la pièce et le dilaté par rapport aux variables de conception sont présentés.

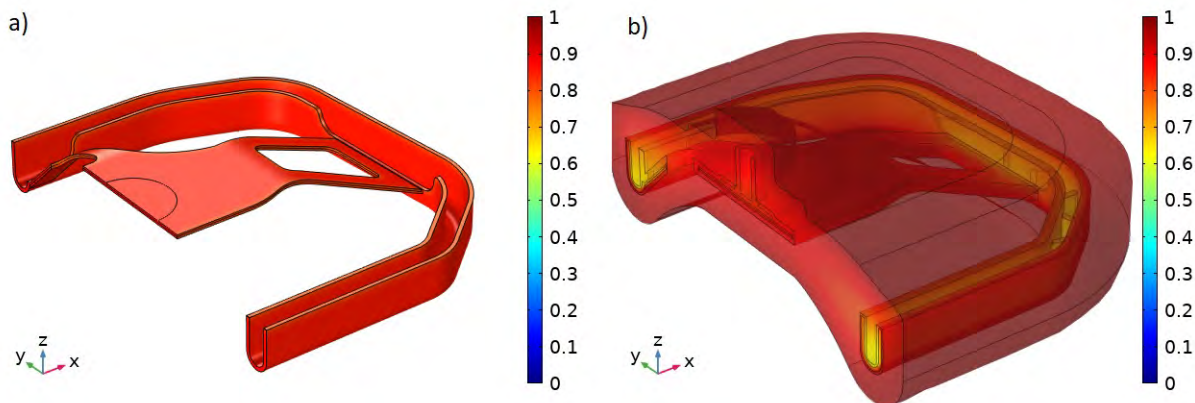


FIGURE 4.32 – Résultats de sensibilité δT par rapport à δT_∞ (a) au temps final de transfert $t = t_{ft} = 62s$; (b) au temps final d'estampage $t = t_{fe} = 122s$

Ces valeurs de sensibilité, comprises entre 0.6 et 1 au temps final, se sont montrées suffisantes pour l'utilisation de la méthodologie.

4.5.6 Résultats d'optimisation

Bloc1 : préchauffage-transfert

Dans ce premier bloc d'optimisation seuls les premier et troisième termes de l'équation 2.1 sont considérés, la fonctionnelle est donc de la forme présentée dans l'équation 4.1

$$J(T_{\infty 1}) = \alpha \int_{t_{fe}-1}^{t_{fe}} \int_{\Gamma_{rod}} \|T_{cible} - T(T_{\infty 1})\|^2 d\Gamma dt + \gamma \int_{t_{fe}-2}^{t_{fe}} \int_{\Gamma_{ext}} \|\bar{T}(T_{\infty 1}) - T(T_{\infty 1})\|^2 d\Gamma dt \quad (4.1)$$

Les valeurs de α et β sont fixées à l'unité. La variable de conception est considérée constante dans le temps et initialisée à 300°C. L'algorithme converge après 35 itérations. Chaque itération prend environ 15min. Le critère d'arrêt est établi pour des valeurs de la fonctionnelle qui évoluent au cours d'itérations à une erreur près, $\|J(T_{\infty 1}^{k=i}) - J(T_{\infty 1}^{k=i-1})\| < 10^{-2}$

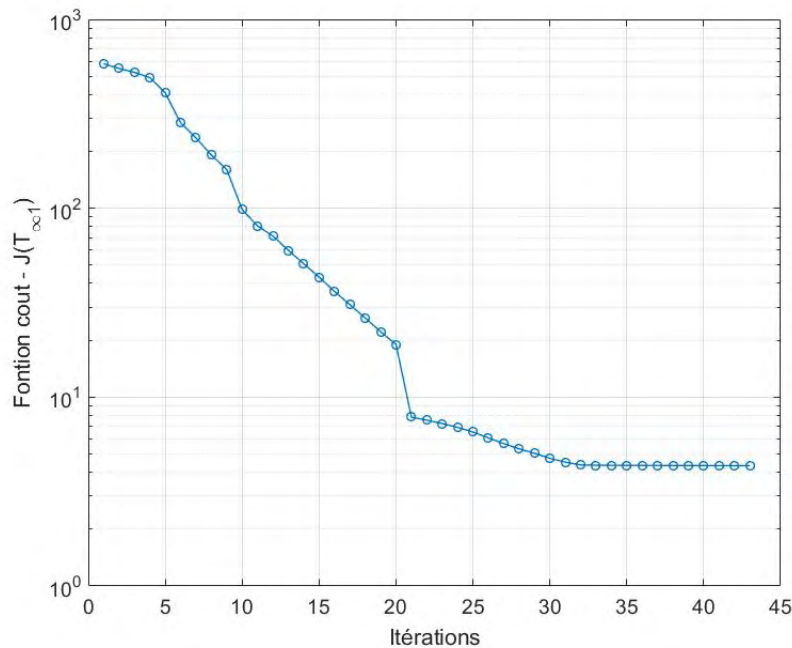


FIGURE 4.33 – Courbe de convergence pour l'optimisation du bloc 1

Le profil thermique à la fin du transfert est montré dans la figure 4.34. Ce profil a une température moyenne de $\bar{T} = 171^\circ\text{C}$ avec un écart type de $\sigma = 2,3^\circ\text{C}$ contre un écart type de $10,5^\circ\text{C}$ pour le cas

expérimental (non optimisé). Dans ce sens, le profil thermique sur la surface de la pièce se montre plus homogène après optimisation. Cependant, les différences d'homogénéité de température entre les deux modèles peut-être inférieures à celle obtenue. L'angle de capture des profils peut occasionner des différences d'émissivité, et par conséquent, de différences de lecture sur le profil expérimental.

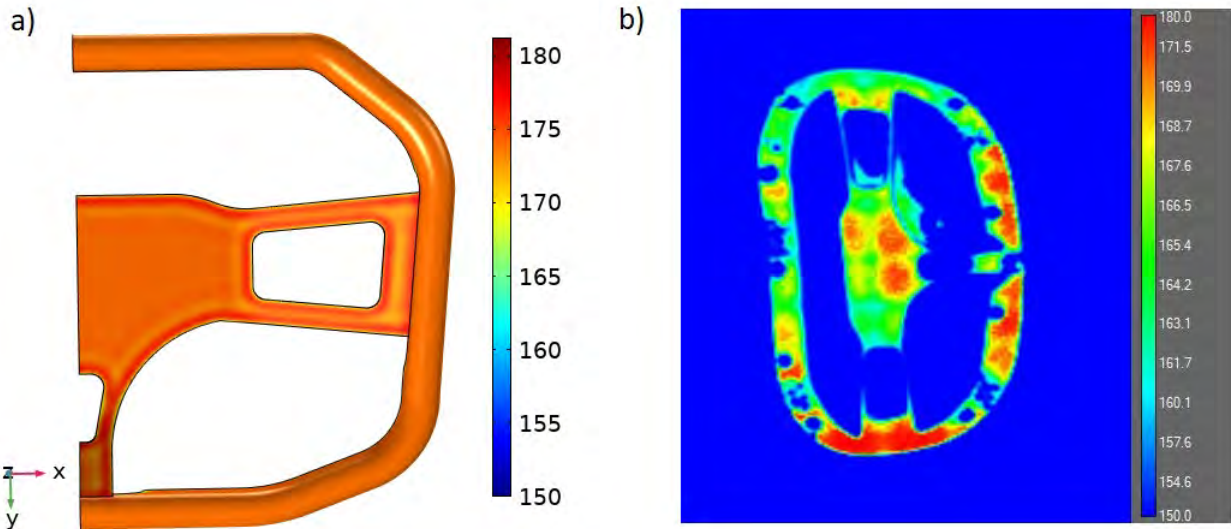


FIGURE 4.34 – Profil thermique de la surface avant du volant après optimisation à la fin du transfert

Au temps final de transfert, les températures sont de 2°C plus élevées aux bords de la pièce qu'aux frontières de la pièce (fig 4.34a). Cet écart de température est occasionné par l'optimisation de la variable de conception $T_{\infty 1}$.

Une température optimale de 192°C dans le préchauffage est trouvée dans le modèle numérique avec un écart de température ΔT entre le maximum et le minimum de 18°C . Les écarts de température ΔT entre les deux modèles est spécifié dans le tableau 4.8. Les valeurs maximale et minimale non optimisées dépendent de la qualité du masque choisi. La valeur maximale, dans le cas présenté, se trouve dans la partie inférieure de la préforme (fig 4.34b) tandis que la valeur minimale se trouve sur le contour de celle-ci.

Au temps final du préchauffage (instant d'ouverture complète de la porte coulissante du four infrarouge), Le contour de la pièce doit être chauffée plus, pour contrebalancer les pertes de chaleur pendant l'étape suivante, et de cette façon uniformiser le champ de température à la fin du transfert. Ce comportement est constaté dans les valeurs optimisées de la variable de conception $T_{\infty 1}$. Dans la figure 4.35, on met en évidence une température plus élevée aux bords de la préforme, par rapport au reste de la pièce.

Tableau 4.8 – Comparaison des résultats thermiques au temps final de l'étape de préchauffage et transfert pour les cas optimisé et non optimisé.

		Préchauffage		Transfert	
		Optimisé	Non optimisé	Optimisé	Non Optimisé
Γ_{ext}	\bar{T} (°C)	192	191.1	171	169.6
	σ (°C)	4.6	11.6	2.3	10.5
	ΔT (°C)	20	18	20,1	26,3

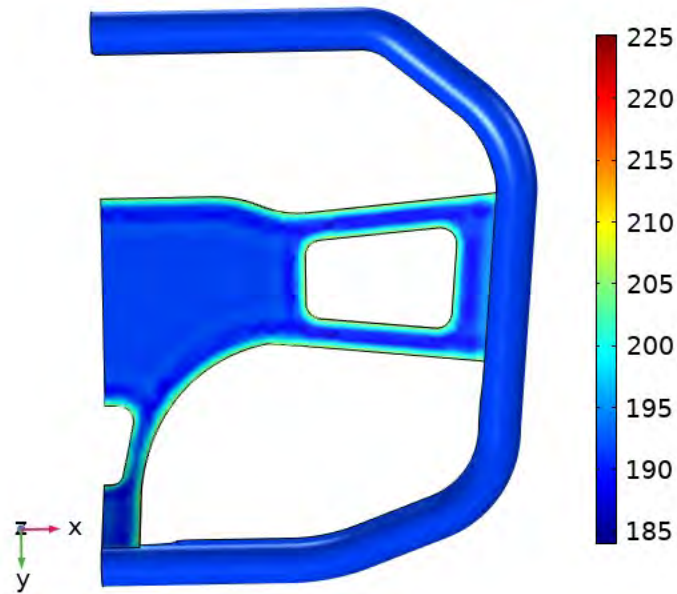


FIGURE 4.35 – Variable de conception $T_{\infty 1}$ sur la surface avant du volant après optimisation à la fin du préchauffage

Bloc2 : estampage

Pour le deuxième bloc d'optimisation, la variable de conception est cherchée en fonction du temps et de l'espace. La variable de conception $T_{\infty 3}$ est discrétisée dans le temps en 3 morceaux. Les temps choisis dans la discretisation sont à 20s 40s et 60s de refroidissement. Les valeurs de la variable de conception sont par la suite considérées constantes par morceaux. Au total 3885 inconnues sur la surface extérieure du dilaté sont recherchées. La variable est initialisée à 60°C. Le code stabilise vers l'itération 25, comme montré dans la figure 4.36. Chaque itération prend environ 15min.

$$J(T_{\infty 3}) = \alpha \int_{t_{fe-1}}^{t_{fe}} \int_{\Gamma_{erode}} \|T_{cible} - T(T_{\infty 3})\|^2 d\Gamma dt + \gamma \int_{t_{fe-2}}^{t_{fe}} \int_{\Gamma_{ext}} \|\bar{T}(T_{\infty 3}) - T(T_{\infty 3})\|^2 d\Gamma dt \quad (4.2)$$

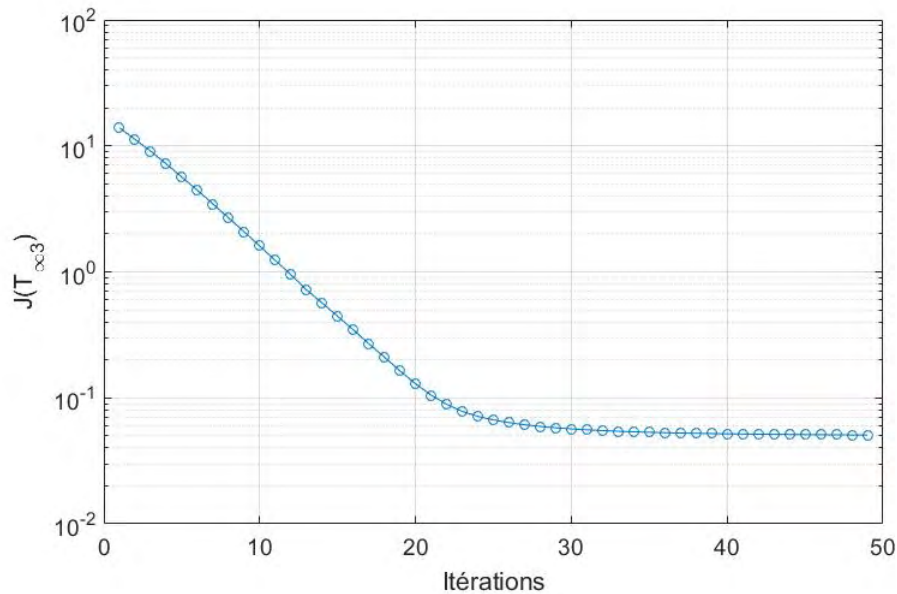


FIGURE 4.36 – Courbe de convergence

À la fin de l'estampage ($t=122s$) le profil thermique optimisé donne une moyenne de $89,1^{\circ}C$. Cela implique que l'algorithme arrive à converger vers la valeur cible fixée dans la fonction objectif, et qui vaut $90^{\circ}C$. Dans le modèle numérique, l'intérieur des arceaux ont une température de quelques degrés plus élevés, en effet cette zone est moins sensible aux variations de la variable de conception placée sur la surface externe du dilaté. Ces niveaux de température peuvent être réduits par l'élaboration d'un dilaté plus précis, prenant en compte des légers changements de géométrie comme les nervures et la partie interne des arceaux du volant. Dans la figure 4.37, sont présentés les profils thermiques optimisés des faces avant et arrière du volant.

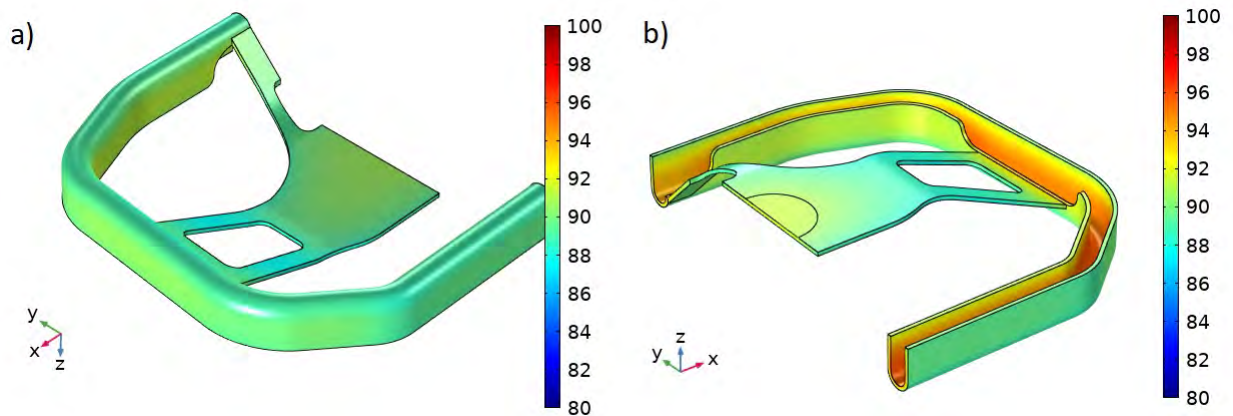


FIGURE 4.37 – Profil thermique de la surface (a) avant et (b) arrière du volant après optimisation à la fin de l'estampage ($t=122s$)

Les profils thermiques du cas optimisé et expérimental sont comparés dans la figure 4.38. L'écart

type dans le modèle optimisé est de $2,8^{\circ}\text{C}$ dans toute la surface du volant (faces avant et arrière) et de $0,5^{\circ}\text{C}$ sur la surface avant, correspondant à celle vue par la caméra infrarouge dans le modèle expérimental, laquelle présente une moyenne de $90,6^{\circ}\text{C}$ avec un écart type de $6,6^{\circ}\text{C}$. La zone centrale de la face avant du volant est légèrement plus chaude par rapport au reste de la surface avant, comme pour le cas expérimental, mais avec des gradients moins importants.

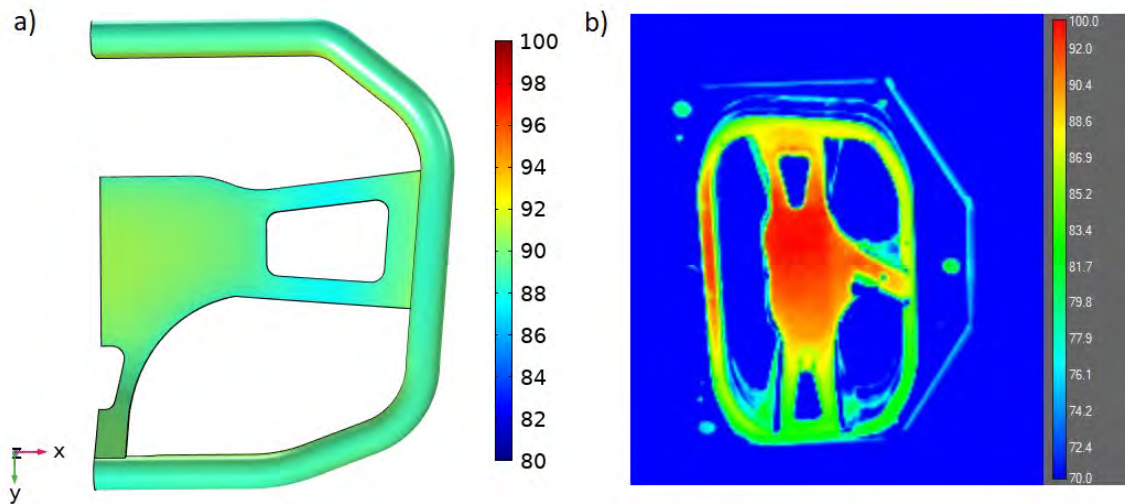


FIGURE 4.38 – Profil thermique de la surface avant du volant : (a) après optimisation et (b) expérimentale à la fin de l'estampage

Les valeurs de la moyenne et de l'écart type sont comparées dans le tableau 4.9. Ici, il peut être constaté une homogénéisation de la température à la surface, même si les écarts de température obtenus dans la préforme pour le cas expérimental peuvent être dûs en partie à l'angle de positionnement de la caméra.

Tableau 4.9 – Comparaison des résultats sur les modèles optimisé et expérimental à la fin de l'estampage

	Optimisé	Expérimental
\bar{T} ($^{\circ}\text{C}$)	89.1	90.6
σ ($^{\circ}\text{C}$)	0.5	6.6

Les valeurs de la variable de conception permettant d'obtenir le profil thermique présenté dans la figure 4.37 se trouvent sur la figure 4.39. La température sur la surface extérieure du dilaté Γ_{ext} diminue au cours du temps, ce qui permet de s'ajuster à l'évolution thermique dans la pièce.

Le profil thermique de l'outillage après optimisation est montré dans les figures 4.40 et 4.41. Dans ces figures, on peut remarquer des zones plus chaudes, à une valeur de 90°C qui décrivent la forme du volant, comme montré dans la figure 4.41b. Cette distribution de température permet de construire des canaux de refroidissement suivant cette forme.

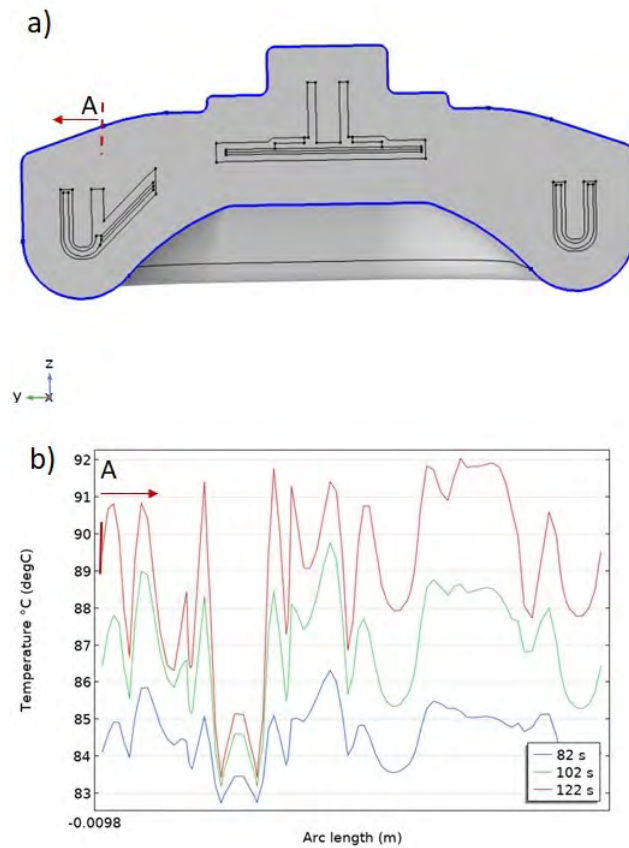


FIGURE 4.39 – Résultat optimisé de la variable de conception $T_{\infty 3}$ sur la ligne A (a) pour chaque tranche de 20s (b)

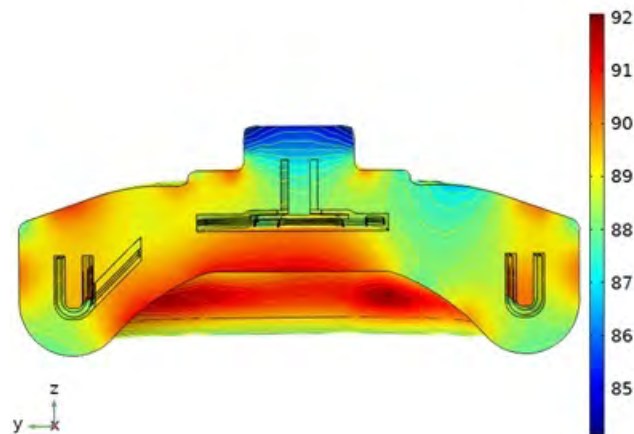


FIGURE 4.40 – Profil thermique optimisé dans le dilaté au temps final d'estampage $t=122s$

La dernière étape d'optimisation correspond à l'étape de surmoulage. Dans cette étape la fonction objectif est composée de deux critères : une augmentation du degré de cicatrisation à l'interface de la zone du polymère injecté et de la préforme et, une homogénéité de température sur la surface

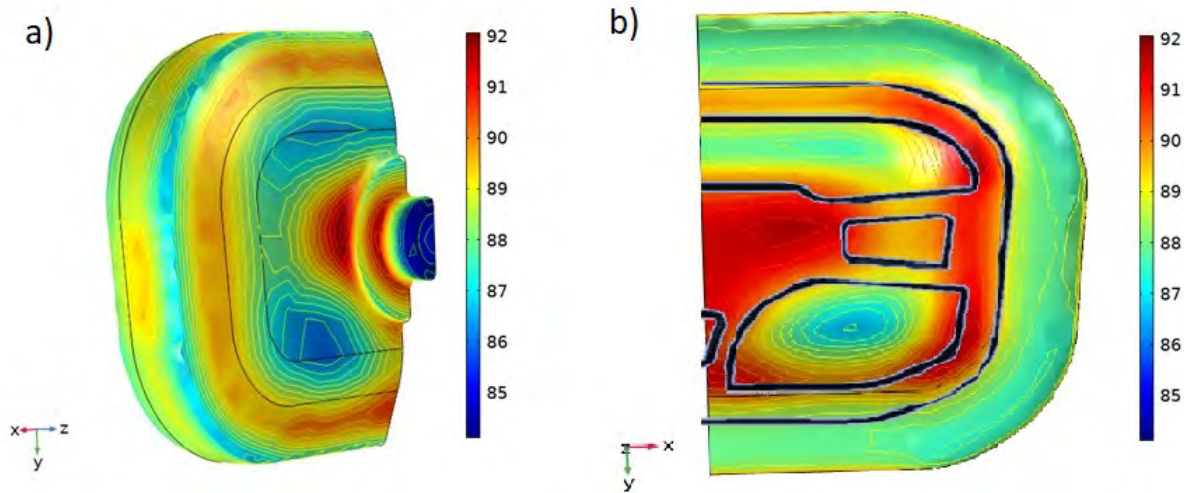


FIGURE 4.41 – Vue 3D moule après estampage

extérieure de la pièce. Cependant, le maillage actuel génère des points de discontinuité dans la résolution du problème adjoint. En effet, la vérification de la convergence du maillage a été faite pour le problème direct. Une étude de convergence devrait être menée pour chaque physique afin d'obtenir des résultats cohérents avec la physique du problème. Les nervures de la géométrie sont les points où les discontinuités sont trouvées. L'optimisation de cette dernière étape fera partie des perspectives de ce travail de thèse. L'algorithme d'optimisation et la méthodologie restent cependant inchangés.

4.6 Conclusions

Dans ce chapitre la méthodologie est appliquée à la fabrication d'un volant 3D. Le procédé pour l'élaboration intègre une étape de préchauffage, une étape d'estampage d'une préforme composite et une étape de surmoulage d'un insert métallique. Ainsi, ce procédé a permis d'aborder l'aspect multi-étapes et multi-matériaux de la méthodologie proposée. Un four infrarouge, un bras robotisé et un outillage avec 3 cavités ont été employés pour l'élaboration des pièces. Le but a été de comparer les profils thermiques obtenus sur ce banc d'essai avec les résultats optimisés.

Premièrement, les profils thermiques entre chacune des étapes de fabrication ont été obtenus à l'aide d'une caméra infrarouge. Un masque a été utilisé pour l'obtention des valeurs moyennes et écart type de température. Ensuite, pour la simulation numérique, il a été choisi d'exploiter la symétrie du problème. Après identification des domaines, une optimisation séquentielle est réalisée. Un premier bloc inclut les étapes de préchauffage et transfert et un deuxième bloc l'étape d'estampage. La variable de conception et la fonction objectif ont été choisies de façon à pouvoir comparer les résultats numériques et expérimentaux. Au final, une réduction de l'écart type sur la surface de la pièce a été obtenue dans chaque bloc d'optimisation. Des améliorations sont encore nécessaires par rapport à la

forme du dilaté et à la discrétisation de la géométrie. Une dernière étape d'application des résultats dans la sélection d'une technologie spécifique est encore à réaliser.

Conclusion générale et perspectives

5.1 Conclusions

Les matériaux composites thermoplastiques "haute performance" offrent des applications avantageuses comme éléments structuraux grâce à leur résistance et leur légèreté, aspects attractifs pour les industries aéronautique et automobile. Aujourd'hui, en fonction de la géométrie de la pièce à fabriquer, plusieurs procédés conçus pour la transformation des polymères standard ont été adaptés pour la mise en forme des composites "haute performance". Parmi ces procédés, la combinaison presque simultanée des procédé d'estampage avec surmoulage suscite un intérêt particulier dans les secteurs industriels mentionnés. D'autant plus que cette configuration hybride permet de diminuer la quantité d'opérations secondaires et gagner potentiellement en productivité.

Dans les procédés de transformation de pièces haute performance la thermique joue un rôle essentiel. Dans cette thèse, une méthodologie de conception thermique d'outillages adaptée aux procédés de fabrication hybrides des pièces composites à matrice thermoplastique haute performance a été proposée. En premier lieu, une revue bibliographique a permis de faire un état de l'art concernant l'importance et les avancements en termes de conception thermique d'outillages, à partir de cette revue, les critères à optimiser et l'approche d'optimisation à utiliser ont été choisis.

Dans le premier chapitre, il a été constaté que la qualité des pièces dépend d'une maîtrise de la thermique du procédé tout au long du procédé de fabrication de la pièce. Durant chaque étape de fabrication, une homogénéité de température dans la pièce éviterait des contraintes résiduelles excessives qui sont à l'origine de plusieurs défauts, comme le délaminage des préformes. Respecter les consignes de température dans le procédé est également essentiel pour éviter un matériau brûlé ou insuffisamment fondu. Dans le procédé hybride étudié un critère d'optimisation basé sur l'adhésion du polymère injecté et de la préforme pendant le surmoulage est intégré. L'adhésion est un phénomène dépendant de la thermique qui joue un rôle important dans la définition de la qualité finale des pièces. Plus la température est élevée jusqu'à une certaine limite, à l'interface des matériaux, plus l'adhésion se développe. Cependant, une température élevée peut augmenter le temps de cycle ou

endommager la pièce, un compromis doit alors être trouvé. De cette façon, dans cette thèse sont pris en compte les critères d'homogénéité de température, température cible pendant toutes les étapes de fabrication et, une maximisation du degré de cicatrisation entre le polymère injecté et la préforme pendant l'étape de surmoulage.

Le problème d'optimisation pour un procédé hybride est traité à partir de deux configurations : une configuration sans éléments de contact autour de la pièce à fabriquer, et une configuration avec élément de contact autour de la pièce. Dans la méthodologie proposée, la présence d'un élément de contact est remplacée par une surface dilatée, cela fait partie d'une approche d'optimisation conforme. Dans cette approche, plus on s'approche de la géométrie de la pièce, meilleure peut être la distribution de température à l'interface moule-pièce. La création d'un dilaté a été proposée par Agazzi *et al* [36] et son utilisation a été élargie par Hopmann *et al* [23]. Pour les deux configurations exposées dans cette thèse le problème d'optimisation est traité à travers une méthode inverse. Cette méthode emploie un algorithme déterministe dans sa construction, ce type d'algorithme a besoin d'un nombre inférieur d'itérations pour arriver au résultat d'optimisation par rapport aux méthodes stochastiques, mais avec l'inconvénient d'arriver potentiellement à un minimum local.

Dans un deuxième chapitre, 8 phases nécessaires pour l'application de la méthodologie ont été décrites. Ces phases sont : la décomposition du procédé par étapes, la construction du modèle numérique (géométrie à analyser, l'identification des modes de transfert, le choix de la variable de conception, l'application de la fonction-objectif par étapes) et, l'analyse de sensibilité et la mise en place de l'algorithme d'optimisation. Cette méthodologie a été focalisée purement sur les échanges thermiques.

Initialement, les étapes dont se compose le procédé incluent : le préchauffage de la préforme, le transfert vers l'outillage, l'estampage et le surmoulage de la pièce. Dans cette thèse, il a été proposé la création d'une seule géométrie pour l'optimisation de toutes les étapes. Les transferts thermiques autour de la pièce, dans la première configuration, et autour du dilaté, dans la deuxième configuration, ont été représentés avec une condition de troisième espèce, permettant une versatilité des configurations.

Pour la mise en place de l'algorithme d'optimisation, plusieurs blocs d'optimisation ont été créés. L'algorithme est appliqué à chaque bloc d'optimisation. Le résultat d'optimisation du premier bloc est pris comme condition initiale pour le deuxième bloc et ainsi de suite. Deux étapes du procédé peuvent être considérées dans un seul bloc d'optimisation si la sensibilité est suffisante pour l'application de la méthodologie. Le choix de la valeur minimale de sensibilité a été fait par essai-erreur. Pour chaque bloc d'optimisation, la variable de conception choisie a été la température environnante. Cette variable de conception a été définie variable dans l'espace dans tous les blocs d'optimisation. Pour les étapes avec des temps suffisamment longs, la variable de conception a été choisie constante dans le temps. Dans les cas contraires, le nombre de composantes temporelles de la variable de conception dépend de l'analyse de sensibilité, chaque intervalle de temps doit avoir une sensibilité suffisante permettant l'application de la méthodologie.

Ensuite, la méthodologie proposée a été appliquée à un cas 2D représentatif d'un problème industriel. Trois blocs d'optimisation ont été créés. À partir de ce problème, il a été possible de constater que pour les étapes avec un dilaté et de temps courts, l'évolution du profil thermique dans la pièce dépend plus de la température initiale de l'outillage que du système de régulation thermique au cours du temps. De plus, l'aspect multi-matériaux a montré un impact sur le profil thermique de la pièce au temps final. Pendant le préchauffage, le flux de chaleur s'est avéré plus important à l'interface insert-composite qu'au reste des frontières de la préforme, cela se traduit par un refroidissement plus rapide dans les zones en contact avec l'insert métallique. Dans ce sens, pour obtenir une distribution plus homogène de température dans la pièce avant préchauffage l'insert doit être chauffé à une température supérieure par rapport à la celle de la préforme. Pendant le surmoulage, le terme de la fonctionnelle correspondant au degré d'adhésion a été pris en compte. Cela a permis d'atteindre la température cible au temps final sans compromettre la qualité d'adhésion entre la préforme et le polymère surmoulé. Cette optimisation permet donc d'adapter la thermique du procédé en fonction des matériaux constituant de la pièce et les étapes du procédé.

Dans le chapitre 3, deux aspects principaux ont été traités : la capacité de la méthodologie à reproduire des résultats expérimentaux et son utilisation à un problème d'optimisation sous contraintes. Ces aspects ont été testés dans un cas expérimental simple consistant dans le soudage de deux éprouvettes de matériau composite haute performance. Dans ce cas d'étude, l'aspect multi-étapes a été mis en avant. Le problème non linéaire est étudié dans une seule dimension. Des échanges radiatifs sont pris en compte pour tester leur intégration dans la méthodologie dans un cas simple. Dans le premier cas, les valeurs relevées au temps final de chacune des étapes du procédé ont été retrouvées après application de la méthodologie. Avec une discrétisation temporelle de la variable de conception, il a été possible d'atteindre des niveaux de température à l'interface moule-composite proches des valeurs expérimentales. Cela se traduit par la possibilité de piloter la variable de conception dans le temps. Dans ce chapitre, une comparaison avec une méthode d'essaim de particules a été menée. Il a été démontré que même si l'algorithme de gradient ne converge pas vers un minimum local, il donne des résultats acceptables permettant un gain de temps, ce qui présente un avantage en termes de temps de calcul. Ensuite, une optimisation sous contraintes est faite avec deux termes de la fonction objectif : une distribution de température uniforme dans l'épaisseur et la maximisation du degré de cicatrisation à l'interface des éprouvettes. Une température et une vitesse maximales et minimales de chauffage ont été imposées comme contraintes dans le problème. Au final une diminution du gradient de température dans l'épaisseur de la pièce est atteinte sans compromettre le degré de cicatrisation. Cela met en avant qu'une variable de conception dépendant du temps aide à réduire les gradients de température dans l'épaisseur.

Dans le chapitre 4, la conception thermique d'un procédé hybride pour la fabrication d'une pièce 3D a été menée. Des profils de température entre chacune des étapes ont été relevés à l'aide d'une caméra infrarouge. L'information a permis d'obtenir les écarts type de température à partir d'un masque créé par segmentation d'images.

Après application de la méthodologie, les écarts de température se montrent inférieurs par rapport aux expériences initiales. Seules les étapes de préchauffage, transfert et estampage ont été prises en compte pendant l'application de la méthodologie. Les propriétés des matériaux ont été considérées indépendantes de la température. Le profil thermique dans le dilaté montre des puits et sources de chaleur qui peuvent être utilisées pour la reconstruction de canaux conformes. Dans la configuration sans outillage, un chauffage plus important aux bords de la géométrie pendant le préchauffage est suggéré afin de contrer la perte de chaleur pendant le transfert. La variable de conception pendant l'estampage augmente progressivement pour réduire la différence de température lors du positionnement de la pièce, cela diminue la vitesse des échanges à l'interface moule pièce. Avec l'application de la méthodologie à un cas 3D, il a été constaté que les équations développées dans le chapitre 2 sont facilement extrapolables en 3D. On conclue également avec tous les cas testés que la méthodologie proposée est capable de générer des résultats exploitables pour l'optimisation des procédés multi-étapes et multilatéraux, constituant une contribution dans la conception thermique d'outillages.

5.2 Perspectives

Des perspectives aux niveaux de l'approche méthodologique mais également des aspects numériques et expérimentaux sont nées de ce travail de thèse.

- **Par rapport à la méthodologie :** Dans un premier temps, pour les géométries complexes au niveau industriel créer un outil pour générer le dilaté de forme automatique permettrait d'avoir une distance constante du dilaté autour de la pièce et éviter des zones à très faibles sensibilités. Également, d'autres consignes en terme de fonction objectif peuvent être intégrées. Faire une optimisation basée sur la réduction des gradients de température pas seulement sur la surface de la préforme mais aussi dans l'épaisseur permettrait d'avoir une maîtrise du champs thermique au cours du temps dans ces zones et éviter ainsi les contraintes associées.

Dans un deuxième temps, inclure une méthode automatique pour trouver le coefficient de pondération qui s'adapte le mieux entre les termes de la fonctionnelle à minimiser en température et en degré de cicatrisation permettrait d'améliorer la solution. De la même façon il faudrait coupler la méthodologie avec un outil de reconstruction des canaux pour les étapes où un outillage est présent et, remonter aux aspects techniques du procédé comme par exemple le choix du fluide caloporteur. Inclure une optimisation pour décider du préchauffage simultané ou séparé de la préforme et l'insert métallique. Finalement, il faudrait tester la méthodologie dans d'autres procédés de mise en forme de composites, comme le rotomoulage, par exemple.

- **Par rapport à la simulation numérique :** La qualité du modèle numérique dépend des hypothèses prises en compte. Il serait préférable de mener une caractérisation de toutes les propriétés thermiques en fonction de la température pour tous les matériaux constituant de la pièce. De la même façon, trouver une résistance thermique de contact appropriée et dépendant

du temps en fonction des matériaux en contact et, prendre en compte le changement d'état et la compressibilité du matériau.

- Par rapport à la comparaison avec un procédé réel :** Dans un premier temps, il faudrait améliorer la géométrie afin de réaliser l'optimisation de l'étape de surmoulage prenant en compte le degré de cicatrisation à l'interface des polymères. Également il faudrait réaliser une optimisation en prenant en compte les échanges radiatifs pendant le préchauffage et le transfert pour les géométries complexes. Pour cela, l'émissivité des différents matériaux intervenants doit être caractérisée. Notamment, les propriétés radiatives de la préforme en fonction de l'angle d'orientation de la caméra infrarouge et les coefficients de transfert convectif en fonction de la trajectoire et déplacement du robot aux surfaces de la pièce, en prenant en compte les changements de direction et les points d'arrêt du bras robotisé. Finalement, une reconstruction des résultats obtenus dans l'application 3D serait intéressante afin de constater les écarts du modèle réel avec la solution numérique optimisée.

Bibliographie

- [1] J. Saba, “Matériaux composites organiques : les tendances et drivers des thermoplastiques,” 2017.
- [2] Z. Han, S. Sun, H. Fu, and Y. Fu, “Multi-scale low-entropy method for optimizing the processing parameters during automated fiber placement,” *Materials*, vol. 10, no. 9, pp. 1–18, 2017.
- [3] Arthur LEPOIVRE, *Étude des transferts thermiques et de l’adhésion à l’échelle du cordon dans le procédé de fabrication additive FFF (extrusion de filament fondu)*. PhD thesis, 2021.
- [4] Y. N. Liu, C. Yuan, C. Liu, J. Pan, and Q. Dong, “Study on the resin infusion process based on automated fiber placement fabricated dry fiber preform,” *Scientific Reports*, vol. 9, no. 1, pp. 1–12, 2019.
- [5] S. R. Iyer and L. T. Drzal, “Manufacture of Thermoplastic Composites,” *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, vol. 3, no. October, pp. 325–355, 1990.
- [6] A. CHEVALIER and F. BERBAIN, *Mise en œuvre des composites Méthodes et matériels*, vol. base docum. 2015.
- [7] Z. C. Lin and M. H. Chou, “Design of the cooling channels in nonrectangular plastic flat injection mold,” *Journal of Manufacturing Systems*, vol. 21, no. 3, pp. 167–186, 2002.
- [8] J.-A. E. Manson, T. L. Schneider, and J. C. Seferis, “Press-forming of continuous-fiber-reinforced thermoplastic composites,” *Polymer Composites*, vol. 11, pp. 114–120, apr 1990.
- [9] F. Yang and R. Pitchumani, “During Thermoplastic Fusion Bonding,” *Polymer Engineering and Science*, vol. 42, no. 2, pp. 424–438, 2002.
- [10] L. Q. Tang, C. Chassapis, and S. Manoochchri, “Optimal cooling system design for multi-cavity injection molding,” *Finite Elements in Analysis and Design*, vol. 26, pp. 229–251, jun 1997.
- [11] G. L. Institute, “Great lakes institute of management : Optimization methods.” Consulté le 6 juin 2019. <https://mech.iitm.ac.in>.

- [12] S. Behera, S. Sahoo, and B. Pati, “A review on optimization algorithms and application to wind energy integration to grid,” *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 48, pp. 214–227, aug 2015.
- [13] N. Durand, “Algorithmes Génétiques et autres méthodes d ’ optimisation appliqués à la gestion de trafic aérien To cite this version : HAL Id : tel-01293722 Algorithmes génétiques et autres outils d ’ optimisation appliqués à la gestion du trafic aérien,” 2016.
- [14] A. G. Fedorov, K. H. Lee, and R. Viskanta, “Inverse Optimal Design of the Radiant Heating in Materials Processing and Manufacturing,” *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 7, no. 6, pp. 719–726, 1998.
- [15] Z. Z. Li, R. Jiang, M. Ren, Y. D. Shen, and S. Y. Seol, “Time dependent optimal heater control using NURBS and RSM,” *2nd International Workshop on Education Technology and Computer Science, ETCS 2010*, vol. 2, no. 1, pp. 126–129, 2010.
- [16] O. Rozant, P. E. Bourban, J. A. Månson, and J. M. Drezet, “Pre-heating of thermoplastic sandwich materials for rapid thermoforming,” *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, vol. 13, no. 6, pp. 510–523, 2000.
- [17] J. Mehnen, T. Micheltisch, T. Bartz-Beielstein, and K. Schmitt, “Evolutionary optimization of mould temperature control strategies : Encoding and solving the multiobjective problem with standard evolution strategy and kit for evolution algorithms,” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture*, vol. 218, no. 6, pp. 657–665, 2004.
- [18] C. L. Li, “A feature-based approach to injection mould cooling system design,” *CAD Computer Aided Design*, vol. 33, no. 14, pp. 1073–1090, 2001.
- [19] Xiaorong and Xu, “Conformal Cooling and Rapid Thermal Cycling in Injection Molding With 3D Printed Tools,” 1999.
- [20] Y. Wang, K.-M. Yu, C. C. Wang, and Y. Zhang, “Automatic design of conformal cooling circuits for rapid tooling,” *Computer-Aided Design*, vol. 43, no. 8, pp. 1001–1010, 2011.
- [21] B. He, L. Ying, X. Li, and P. Hu, “Optimal design of longitudinal conformal cooling channels in hot stamping tools,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 106, pp. 1176–1189, 2016.
- [22] A. Agazzi, V. Sobotka, R. LeGoff, and Y. Jarny, “Optimal cooling design in injection moulding process – A new approach based on morphological surfaces,” *Applied Thermal Engineering*, vol. 52, no. 1, pp. 170–178, 2013.
- [23] C. Hopmann and P. Nikoleizig, “Inverse thermal mold design for injection molds,” *International Journal of Material Forming*, vol. 11, no. 1, pp. 113–124, 2018.

- [24] J. Avenet, A. Levy, J. L. Bailleul, S. Le Corre, and J. Delmas, “Adhesion of high performance thermoplastic composites : Development of a bench and procedure for kinetics identification,” *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 138, no. July, 2020.
- [25] E. J. Bradbury, “Performance Thermoplastic Matrix Composites,” 1988.
- [26] L. Q. Tang, K. Pochiraju, C. Chassapis, and S. Manoochchri, “Three-dimensional transient mold cooling analysis based on galerkin finite element formulation with a matrix-free conjugate gradient technique,” *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 39, no. 18, pp. 3049–3064, 1996.
- [27] Brembo SPA, “Des fibres de carbone plus performantes et moins coûteuses pour le portefeuille et la planète NEWSPEC Project Results in brief FP7 CORDIS European Commission,” 2018.
- [28] Y. Li, H. Zhu, S. Zhu, J. Wan, Z. Liu, O. Vaaland, S. Lacey, Z. Fang, H. Dai, T. Li, and L. Hu, “Hybridizing wood cellulose and graphene oxide toward high-performance fibers,” *NPG Asia Materials*, vol. 7, no. 1, p. e150, 2015.
- [29] J. D. Muzzy and A. O. Kays, “Thermoplastic vs. thermosetting structural composites,” *Polymer Composites*, vol. 5, no. 3, pp. 169–172, 1984.
- [30] J. D. Muzzy, X. Wu, and J. S. Colton, “Thermoforming of high performance thermoplastic composites,” *Polymer Composites*, vol. 11, no. 5, pp. 280–285, 1990.
- [31] Mélanie Renard, “Les thermoplastiques hautes performances : PEEK, ULTEM et autres polymères,” 2019.
- [32] D. E. Dimla, M. Camilotto, and F. Miani, “Design and optimisation of conformal cooling channels in injection moulding tools,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 164-165, pp. 1294–1300, 2005.
- [33] R. Le Goff, G. Poutot, D. Delaunay, R. Fulchiron, and E. Koscher, “Study and modeling of heat transfer during the solidification of semi-crystalline polymers,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 48, no. 25-26, pp. 5417–5430, 2005.
- [34] Ensinger, “Thermoplastic organosheet composites ensinger. site web : www.ensingerplastics.com/en/composites/composite-materials/organosheet,” Consulté, janvier 2022.
- [35] P. Sandré, “Surmoulage ou surinjection,” *Techniques de l’Ingénieur*, vol. 33, no. 0, pp. 1–12, 2006.
- [36] A. Agazzi, “Contribution à l’optimisation de la thermique des outillages dans le procédé d’injection des polymères thermoplastiques,” 2011.
- [37] L. Q. Tang, C. Chassapis, and S. Manoochchri, “Optimal cooling system design for multi-cavity injection molding,” *Finite Elements in Analysis and Design*, vol. 26, pp. 229–251, jun 1997.

- [38] I. Pandelidis and Q. Zou, “Optimization of injection molding design. Part II : Molding conditions optimization,” *Polymer Engineering and Science*, vol. 30, pp. 883–892, aug 1990.
- [39] P. P. Parlevliet, H. E. Bersee, and A. Beukers, “Residual stresses in thermoplastic composites—A study of the literature—Part I : Formation of residual stresses,” *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 37, pp. 1847–1857, nov 2006.
- [40] J. J. Tierney and J. Gillespie Jr., “Crystallization kinetics behavior of PEEK based composites exposed to high heating and cooling rates,” *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 35, pp. 547–558, may 2004.
- [41] W. Guilong, Z. Guoqun, L. Huiping, and G. Yanjin, “Analysis of thermal cycling efficiency and optimal design of heating/cooling systems for rapid heat cycle injection molding process,” *Materials & Design*, vol. 31, no. 7, pp. 3426–3441, 2010.
- [42] G. Wang, G. Zhao, H. Li, and Y. Guan, “Research on optimization design of the heating/cooling channels for rapid heat cycle molding based on response surface methodology and constrained particle swarm optimization,” *Expert Systems with Applications*, vol. 38, no. 6, pp. 6705–6719, 2011.
- [43] G. J. Sweeney, P. F. Monaghan, M. T. Brogan, and S. F. Cassidy, “Reduction of infra-red heating cycle time in processing of thermoplastic composites using computer modelling,” *Composites Manufacturing*, vol. 6, no. 3-4, pp. 255–262, 1995.
- [44] F. Cogswell, “The experience of thermoplastic structural composites during processing,” *Composites Manufacturing*, vol. 2, pp. 208–216, jan 1991.
- [45] P.-G. De Gennes, “Reptation of a polymer chain in the presence of fixed obstacles,” *The journal of chemical physics*, vol. 55, no. 2, pp. 572–579, 1971.
- [46] F. Yang and R. Pitchumani, “Nonisothermal Healing and Interlaminar Bond Strength Evolution During Thermoplastic Matrix Composites Processing,” *Polymer Composites*, vol. 24, no. 2, pp. 263–278, 2003.
- [47] J. Nocedal and S. J. Wright, *Numerical Optimization*. New York, NY, USA : Springer, second ed., 2006.
- [48] C. Fernandes, A. J. Pontes, J. C. Viana, and A. Gaspar-Cunha, “Modeling and Optimization of the Injection-Molding Process : A Review,” *Advances in Polymer Technology*, vol. 37, no. 2, pp. 429–449, 2018.
- [49] I. Pandelidis and Q. Zou, “Optimization of injection molding design. Part I : Gate location optimization,” *Polymer Engineering & Science*, vol. 30, no. 15, pp. 873–882, 1990.
- [50] S. J. Park and T. H. Kwon, “Optimal cooling system design for the injection molding process,” *Polymer Engineering and Science*, vol. 38, no. 9, pp. 1450–1462, 1998.

- [51] H. Qiao, “A systematic computer-aided approach to cooling system optimal design in plastic injection molding,” *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 48, no. 4, pp. 430–439, 2006.
- [52] parisdescartes, *Algorithmes Génétiques*. Springer, Consulté novembre 2021 <https://helios2.mi.parisdescartes.fr/latc/va/va19.html>.
- [53] Y. C. Lam, L. Y. Zhai, K. Tai, and S. C. Fok, “An evolutionary approach for cooling system optimization in plastic injection moulding,” *International Journal of Production Research*, vol. 42, no. 10, pp. 2047–2061, 2004.
- [54] N. Jansson, W. D. Wakeman, and J. E. Ma, “Optimization of hybrid thermoplastic composite structures using surrogate models and genetic algorithms,” vol. m, pp. 21–31, 2007.
- [55] X. P. Li, G. Q. Zhao, Y. J. Guan, and M. X. Ma, “Optimal design of heating channels for rapid heating cycle injection mold based on response surface and genetic algorithm,” *Materials and Design*, vol. 30, no. 10, pp. 4317–4323, 2009.
- [56] H. S. Park and T. T. Nguyen, “Optimization of injection molding process for car fender in consideration of energy efficiency and product quality,” *Journal of Computational Design and Engineering*, vol. 1, no. 4, pp. 256–265, 2014.
- [57] S. GARCIA, “Experimental Design Optimization and thermophysical parameter estimation of composite materials using genetic algorithms,” 1999.
- [58] N. Reinhold, “the utility of using the genetic algorithm approach on the problem of davis, l. (1991), handbook of genetic algorithms. van nostrand reinhold, new york.,” 1991.
- [59] M. Juneja and S. K. Nagar, “Particle swarm optimization algorithm and its parameters : A review,” *ICCCCM 2016 - 2nd IEEE International Conference on Control Computing Communication and Materials*, no. Iccccm, pp. 1–5, 2017.
- [60] V. Selvi and R. Umarani, “Comparative Analysis of Ant Colony and Particle Swarm Optimization Techniques,” Tech. Rep. 4, 2010.
- [61] M. Abdel-Basset, L. Abdel-Fatah, and A. K. Sangaiah, “Chapter 10 - metaheuristic algorithms : A comprehensive review,” in *Computational Intelligence for Multimedia Big Data on the Cloud with Engineering Applications* (A. K. Sangaiah, M. Sheng, and Z. Zhang, eds.), Intelligent Data-Centric Systems, pp. 185–231, Academic Press, 2018.
- [62] K. Levenberg, D. Marquardt, and S. Choix, “Algorithme de Levenberg-Marquardt,” 2018.
- [63] F. Erchiqui, “Application of genetic and simulated annealing algorithms for optimization of infrared heating stage in thermoforming process,” *Applied Thermal Engineering*, 2018.
- [64] Z. Z. Li, “Time-dependent optimal heater control in thermoforming preheating using Dual Optimization steps,” 2008.

- [65] Y. Favennec, V. Labbé, and F. Bay, “Induction heating processes optimization a general optimal control approach,” *Journal of Computational Physics*, vol. 187, no. 1, pp. 68–94, 2003.
- [66] M. Jebara, *Optimisation et contrôle thermique des outillages dans la mise en oeuvre des polymères. Thèse de doctorat en Sciences de l’ingénieur(Nantes), 2017*. PhD thesis.
- [67] F. Schmidt, N. Pirc, M. Mongeau, and F. Chinesta, “Efficient mold cooling optimization by using model reduction,” *International Journal of Material Forming*, vol. 4, pp. 73–82, mar 2011.
- [68] R. A. V Sobotka, D. Delaunay, “Optimisation thermique des outillages d’injection thermoplastique. techniques de l’ingénieur.10 juin 2018,” vol. 33, 2018.
- [69] C. Hopmann, J. Gerads, and T. Hohlweck, “Investigation of an inverse thermal injection mould design methodology in dependence of the part geometry,” *International Journal of Material Forming*, vol. 14, no. 2, pp. 309–321, 2021.
- [70] C. Wang and C. T. Sun, “Thermoelastic Behavior of PEEK Thermoplastic Composite during Cooling from Forming Temperatures,” *Journal of Composite Materials*, vol. 31, no. 22, pp. 3049–3064, 1996.
- [71] Z. Zheng and T. Zhang, “Design and Simulation-Based Optimization of Cooling Channels for Plastic Injection Mold,” *School of Enviromental Sciences*, 2012.
- [72] R. Khachfe and Y. Jarny, *Résolution numérique de problèmes inverses 2D non linéaires de conduction de la chaleur par la méthode des éléments finis et l’algorithme du gradient conjugué*. 2000.
- [73] Y. Jarny, “Problemes Inverses de Transfert. Laboratoire de thermique et energie de Nantes,” *Inverse Problems*, 2011.
- [74] C. SAINT-BLANQUET, “Chapitre 1 : Loi de fourier. Équations de conduction de la chaleur,” 2008.
- [75] B. Pignon, N. Boyard, V. Sobotka, and D. Delaunay, “Heat transfer analysis at high cooling rate on the surface of thermoplastic parts,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 106, pp. 253–262, 2017.
- [76] A. Levy, “Rapport de caractérisation thermique Carbone/PEKK - Partie 2 - Conductivité anisotrope. Laoratoire de thermique et energie de Nantes,” pp. 1–5, 2018.
- [77] R. C. Eberhart and Y. Shi, “Tracking and optimizing dynamic systems with particle swarms,” *Proceedings of the IEEE Conference on Evolutionary Computation, ICEC*, vol. 1, pp. 94–100, 2001.
- [78] A. Rathore and H. Sharma, *Review on Inertia Weight Strategies for Particle Swarm Optimization*, pp. 76–86. 04 2017.

- [79] E. J. Barbero, “Introduction to composite materials design, taylor francis,” 1988.
- [80] X. Tardif, “Cristallisation et transferts thermiques dans un polymère thermoplastique semi-cristallin en refroidissement rapide sous pression. École doctorale sciences de l’ingénieur, nantes,” *PhD thesis*, p. 182, 2012.

Analyse de sensibilité

On commence par écrire pour chaque domaine le jeu d'équations correspondant à la solution :

$$Z + \epsilon \delta Z$$

Où Z est la variable de conception T_∞ . Ici, les équations ont été développées pour de propriétés constantes. Premièrement, on soustrait les équations avec le jeu d'équations du problème direct, on divise par ϵ et, on fait la limite lorsque ϵ tend vers 0. à titre d'exemple on montre le cas dans l'insert métallique (Ω_1 -domaine 1)

$$\rho_1 C p_1 \frac{\partial \mathbf{T}_1^+}{\partial t} - \rho_1 C p_1 \frac{\partial \mathbf{T}_1}{\partial t} = \lambda_1 \Delta \mathbf{T}_1^+ - \lambda_1 \Delta \mathbf{T}_1 \quad \text{in } \Omega_2 \quad \text{x } [0, t_{fs}] \quad (\text{A.1})$$

$$\rho_1 C p_1 \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\mathbf{T}_1^+ - \mathbf{T}_1}{\epsilon} \right) = \lambda_1 \Delta \left(\frac{\mathbf{T}_1^+ - \mathbf{T}_1}{\epsilon} \right)$$

Si l'on considère f une fonction différentiable en fonction de la température, on peut écrire :

$$\lim_{\epsilon \rightarrow 0} \left(\frac{f(\mathbf{T}^+) - f(\mathbf{T})}{\epsilon} \right) = \frac{\partial f}{\partial \mathbf{T}} \delta \mathbf{T}$$

On obtient alors l'équation parabolique suivante :

$$\rho_1 C p_1 \frac{\partial \delta \mathbf{T}_1}{\partial t} = \lambda_1 \Delta \delta(\mathbf{T}_1) \quad \text{on } \Omega_1 \quad \text{x } [0, t_{fs}] \quad (\text{A.2})$$

En soustrayant le reste des équations correspondant à l'insert métallique avec la solution $Z + \epsilon \delta Z$ on a :

$$\mathbf{n} \cdot \mathbf{q}_1^+ + \mathbf{n} \cdot \mathbf{q}_1 = h_1(\mathbf{T}_{\infty 1} + \epsilon \delta \mathbf{T}_{\infty 1} - \mathbf{T}_1) - h_1(\mathbf{T}_{\infty 1} - \mathbf{T}_1^+) \quad \text{sur } \Gamma_{1-3/4} \times [0, t_{fc}] \quad (\text{A.3})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \mathbf{q}_1^+ + \mathbf{n} \cdot \mathbf{q}_1 = h_2(\mathbf{T}_{\infty 2} - \mathbf{T}_1^+) - h_2(\mathbf{T}_{\infty 2} - \mathbf{T}_1) \quad \text{on } \Gamma_{1-3/4} \times [t_{fc}, t_{ft}] \quad (\text{A.4})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \mathbf{q}_1^+ + \mathbf{n} \cdot \mathbf{q}_1 = h_{rtc}(\mathbf{T}_3^+ - \mathbf{T}_1^+) - h_{rtc}(\mathbf{T}_3 - \mathbf{T}_1) \quad \text{on } \Gamma_{1-3} \times [t_{ft}, t_{fe}] \quad (\text{A.5})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \mathbf{q}_1^+ + \mathbf{n} \cdot \mathbf{q}_1 = h_{rtc}(\mathbf{T}_4^+ - \mathbf{T}_1^+) - h_{rtc}(\mathbf{T}_4 - \mathbf{T}_1) \quad \text{on } \Gamma_{1-4} \times [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{A.6})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \mathbf{q}_1^+ + \mathbf{n} \cdot \mathbf{q}_1 = h_{rtc}(\mathbf{T}_2^+ - \mathbf{T}_1^+) - h_{rtc}(\mathbf{T}_2 - \mathbf{T}_1) \quad \text{on } \Gamma_{1-2} \times [0, t_{fs}] \quad (\text{A.7})$$

$$\mathbf{T}_1^+ - \mathbf{T}_1 = T_{ini-insert} - T_{ini-insert} \quad \text{in } \Omega_1 \quad \text{à } t = 0 \quad (\text{A.8})$$

Après développement, les équations deviennent :

- Dans l'insert métallique :

$$\rho_1 C p_1 \frac{\partial \delta \mathbf{T}_1}{\partial t} = \lambda_1 \frac{\partial^2 \delta \mathbf{T}_1}{\partial n^2} \quad \text{in } \Omega_1 \times [0, t_{fs}] \quad (\text{A.9})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \left(-\lambda_1 \frac{\partial \delta \mathbf{T}_1}{\partial t} \right) = h_1(\delta \mathbf{T}_{\infty 1} - \delta \mathbf{T}_1) \quad \text{on } \Gamma_{1-3} \cup \Gamma_{1-4} \times [0, t_{fc}] \quad (\text{A.10})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \left(-\lambda_1 \frac{\partial \delta \mathbf{T}_1}{\partial t} \right) = -h_2(\delta \mathbf{T}_1) \quad \text{on } \Gamma_{1-3} \cup \Gamma_{1-4} \times [t_{fc}, t_{ft}] \quad (\text{A.11})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \left(-\lambda_1 \frac{\partial \delta \mathbf{T}_1}{\partial t} \right) = h_{rtc}(\delta \mathbf{T}_3 - \delta \mathbf{T}_1) \quad \text{on } \Gamma_{1-3} \times [[t_{ft}, t_{fs}] \quad (\text{A.12})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \left(-\lambda_1 \frac{\partial \delta \mathbf{T}_1}{\partial t} \right) = h_{rtc}(\delta \mathbf{T}_4 - \delta \mathbf{T}_1) \quad \text{on } \Gamma_{1-4} \times [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{A.13})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \left(-\lambda_1 \frac{\partial \delta \mathbf{T}_1}{\partial t} \right) = h_{rtc}(\delta \mathbf{T}_2 - \delta \mathbf{T}_1) \quad \text{on } \Gamma_{1-2} \times [0, t_{fs}] \quad (\text{A.14})$$

$$\delta \mathbf{T}_1 = 0 \quad \text{in } \Omega_1 \quad \text{à } t = 0 \quad (\text{A.15})$$

- Dans le composite :

$$\rho_2 C p_2 \frac{\partial \delta \mathbf{T}_2(r, z, t)}{\partial t} = \lambda_2 \frac{\partial^2 \delta \mathbf{T}_2(r, z, t)}{\partial n^2} \quad \text{in } \Omega_2 \times [0, t_{fs}] \quad (\text{A.16})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_2 = h_1^* (\delta \mathbf{T}_{\infty 1}(r, z, t) - \delta \mathbf{T}_2(r, z, t)) \quad \text{on } \Gamma_{2-3} \cup \Gamma_{2-4} \times [0, t_{fc}] \quad (\text{A.17})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_2 = -h_2^* \delta \mathbf{T}_2(r, z, t) \quad \text{on } \Gamma_{2-3} \cup \Gamma_{2-4} \times [t_{fc}, t_{ft}] \quad (\text{A.18})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_2 = h_{rtc} (\delta \mathbf{T}_3(r, z, t) - \delta \mathbf{T}_2(r, z, t)) \quad \text{on } \Gamma_{2-3} \cup \Gamma_{2-4} \times [t_{ft}, t_{fe}] \quad (\text{A.19})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_2 = h_{rtc} (\delta \mathbf{T}_4(r, z, t) - \delta \mathbf{T}_2(r, z, t)) \quad \text{on } \Gamma_{2-4} \times [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{A.20})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_2 = h_{rtc} (\delta \mathbf{T}_3(r, z, t) - \delta \mathbf{T}_2(r, z, t)) \quad \text{on } \Gamma_{2-3} \times [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{A.21})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_2 = h_{rtc} (\delta \mathbf{T}_1(r, z, t) - \delta \mathbf{T}_2(r, z, t)) \quad \text{on } \Gamma_{1-2} \times [0, t_{fs}] \quad (\text{A.22})$$

$$\delta \mathbf{T}_2(r, z, t) = 0 \quad \text{in } \Omega_2 \quad \text{à } t = 0 \quad (\text{A.23})$$

- Dans la zone dilatée

$$\rho_3 C p_3 \frac{\partial \delta \mathbf{T}_3(r, z, t)}{\partial t} = \lambda_3 \frac{\partial^2 \delta \mathbf{T}_3(r, z, t)}{\partial n^2} \quad \text{in } \Omega_3 \times [t_{ft}, t_{fs}] \quad (\text{A.24})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_3 = h_{rtc} (\delta \mathbf{T}_1(r, z, t) - \delta \mathbf{T}_3(r, z, t)) \quad \text{on } \Gamma_{1-3} \times [t_{ft}, t_{fe}] \quad (\text{A.25})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_3 = h_{rtc} (\delta \mathbf{T}_2(r, z, t) - \delta \mathbf{T}_3(r, z, t)) \quad \text{on } \Gamma_{2-3} \cup \Gamma_{2-4} \times [t_{ft}, t_{fe}] \quad (\text{A.26})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_3 = h_3 (\delta \mathbf{T}_{\infty 3} - \delta \mathbf{T}_3) \quad \text{on } \Gamma_3 \times [t_{ft}, t_{fe}] \quad (\text{A.27})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_3 = h_{rtc} (\delta \mathbf{T}_2 - \delta \mathbf{T}_3) \quad \text{on } \Gamma_{2-3} \times [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{A.28})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_3 = h_{rtc} (\delta \mathbf{T}_4 - \delta \mathbf{T}_3) \quad \text{on } \Gamma_{3-4} \times [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{A.29})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_3 = h_4 (\delta \mathbf{T}_{\infty 4} - \delta \mathbf{T}_3) \quad \text{on } \Gamma_3 \times [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{A.30})$$

$$\delta \mathbf{T}_3 = 0 \quad \text{in } \Omega_3 \quad \text{à } t = t_{ft} \quad (\text{A.31})$$

- Dans la zone surmoulée

$$\rho_4 C p_4 \frac{\partial \delta \mathbf{T}_4}{\partial t} = \lambda_4 \frac{\partial^2 \delta \mathbf{T}_4}{\partial n^2} \quad \text{in } \Omega_4 \quad \text{x } [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{A.32})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_4 = h_{rtc} (\delta T_3 - \delta \mathbf{T}_4) \quad \text{on } \Gamma_{3-4} \quad \text{x } [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{A.33})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_4 = h_{rtc} (\delta \mathbf{T}_2 - \delta \mathbf{T}_4) \quad \text{on } \Gamma_{2-4} \quad \text{x } [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{A.34})$$

$$- \mathbf{n} \cdot \delta \mathbf{q}_4 = h_3 (\delta T_1 - \delta \mathbf{T}_4) \quad \text{on } \Gamma_{1-4} \quad \text{x } [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{A.35})$$

$$\delta \mathbf{T}_4 = 0 \quad \text{in } \Omega_4 \quad \text{à } t = t_{fe} \quad (\text{A.36})$$

$$\text{avec } \delta \mathbf{q}_i = -\lambda_i \nabla \delta \mathbf{T}_i$$

Équations du problème adjoint

Dans notre cas, la fonction objectif est définie par :

$$\begin{aligned}
 J(T_\infty) = & \alpha \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_{erode}} \|T_{cible} - T(T_\infty)\|^2 d\Gamma dt + \beta \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_p} \|1 - D_h\|^2 d\Gamma \dots \\
 & + \gamma \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_{surf}} \|\bar{T}(T_\infty) - T(T_\infty)\|^2 d\Gamma dt
 \end{aligned} \tag{B.1}$$

où α , β et γ sont les termes de pondération ; \bar{T}_2 la température moyennée sur la surface extérieure du pré-impregné ; T_{eject} la température d'éjection et T_2 le champ de température dans le domaine 2 (Pre-impregné).

Le Lagrangien \mathcal{L} s'exprime comme suit :

$$\mathcal{L}(\mathbf{T}_i, T_{\infty i}, \Psi_i) = J(T_\infty) - \left(\sum_{i=1}^4 \int_0^{t_{fs}} \langle \rho_i C p_i \frac{\partial \mathbf{T}_i}{\partial t} - \nabla \cdot \lambda \nabla \mathbf{T}_i, \Psi_i \rangle_\Omega \right) \tag{B.2}$$

où,

$$\langle \Psi, \Delta T \rangle_\Omega = \int_\Omega \Psi \Delta T d\Omega = \left[\Psi \frac{\partial T}{\partial n} - T \frac{\partial \Psi}{\partial n} \right]_\Gamma + \int_\Omega \frac{\partial^2 \Psi}{\partial n^2} d\Omega \tag{B.3}$$

$$\int_0^t \langle \Psi, T, t \rangle_\Omega dt = \int_\Omega \left(\langle \Psi, T \rangle_0^t - \int_0^t \langle \frac{\partial \Psi}{\partial t}, T \rangle dt \right) d\Omega \tag{B.4}$$

Les termes du Lagrangien sont séparés en 3 parties :

$$I_1 = \alpha \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_2} \|\mathbb{I}T_{ejec} - \mathbf{T}_2\|^2 d\Gamma + \beta \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_p} \|1 - D_h\|^2 d\Gamma \quad (\text{B.5})$$

$$I_2 = \gamma \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma} \|\mathbf{T}_2 - \bar{\mathbf{T}}_2\|^2 d\Gamma \quad (\text{B.6})$$

$$I_3 = - \left(\sum_{i=1}^4 \int_0^t \left\langle \rho_i C p_i \frac{\partial \mathbf{T}_i}{\partial t} - \nabla \cdot \lambda \nabla \mathbf{T}_i, \Psi_i \right\rangle_{\Omega_i} dt \right)$$

$$I_3 = - \sum_{i=1}^4 \left(\int_0^t \left\langle \rho_i C p_i \frac{\partial \mathbf{T}_i}{\partial t}, \Psi_i \right\rangle_{\Omega_i} dt \right) + \sum_{i=1}^4 \left(\int_0^t \left\langle \lambda_i \Delta \mathbf{T}_i, \Psi_i \right\rangle_{\Omega_i} dt \right) \quad (\text{B.7})$$

On prend les équations B.2 et B.3 et on remplace en B.6

$$- \sum_{i=1}^4 \rho_i C p_i \int_{\Omega_i} \left(\left[\langle \Psi_i, \mathbf{T}_i \rangle \right]_0^t - \int_0^t \left\langle \frac{\partial \Psi_i}{\partial t}, \mathbf{T}_i \right\rangle dt \right) d\Omega_i + \int_0^t \sum_{i=1}^4 \lambda_i \left(\left[\Psi_i \frac{\partial \mathbf{T}_i}{\partial n} - \mathbf{T}_i \frac{\partial \Psi_i}{\partial n} \right]_{\Gamma_i} + \int_{\Omega_i} \frac{\partial^2 \Psi_i}{\partial n^2} \mathbf{T}_i d\Omega_i \right) dt$$

On effectue la différentielle du Lagrangien $\mathcal{L}(\mathbf{T}_i, Z_i, \Psi_i)$ composé des intégrales de I_1, I_2 et I_3

$$\delta \mathcal{L}(\mathbf{T}_i, \mathbf{Z}_i, \Psi_i) = \frac{\partial \mathcal{L}}{\partial \mathbf{T}_i} \delta \mathbf{T}_i + \frac{\partial \mathcal{L}}{\partial \mathbf{Z}_i} \delta \mathbf{Z}_i \quad \forall i = 1 : 4 \quad (\text{B.8})$$

L'intégrale dans le domaine et dans le temps devient :

$$I_4 = \sum_{i=1}^4 \rho_i C p_i \left(\int_{\Omega_i} \int_0^t \left\langle \frac{\partial \Psi_i}{\partial t}, \delta \mathbf{T}_i \right\rangle dt d\Omega_i + \lambda_i \int_0^t \int_{\Omega_i} \frac{\partial^2 \Psi_i}{\partial n^2} \delta \mathbf{T}_i d\Omega_i dt \right) \quad (\text{B.9})$$

Aux frontières :

$$I_5 = \alpha \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_2} -2(T_{ejec} - \mathbf{T}_2) \delta \mathbf{T}_2 d\Gamma + \gamma \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma} 2(\mathbf{T}_2 - \bar{\mathbf{T}}_2) (\delta \mathbf{T}_2 - \delta \bar{\mathbf{T}}_2) d\Gamma$$

$$+ 2\beta \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_p} D_h(1 - D_h) \left(\frac{E_a}{4RT^2} \right) \delta T d\Gamma dt + \sum_{i=1}^4 \left(\int_{t_f-\tau}^{t_f} \lambda_i \left[\Psi_i \frac{\partial \mathbf{T}_i}{\partial n} - \mathbf{T}_i \frac{\partial \Psi_i}{\partial n} \right]_{\Gamma} dt \right) \quad (\text{B.10})$$

$$I_5 = \alpha \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_2} -2(T_{ejec} - \mathbf{T}_2)\delta\mathbf{T}_2 d\Gamma + 2\beta \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_p} D_h(1 - D_h) \left(\frac{E_a}{4RT^2} \right) \delta T d\Gamma dt$$

$$+ \gamma \int_0^t \int_{\Gamma} 2(\mathbf{T}_2 - \bar{\mathbf{T}}_2)(\delta\mathbf{T}_2 - \delta\bar{\mathbf{T}}_2) d\Gamma + \dots$$

$$\lambda_1 \int_0^t \left[\Psi_1 \frac{\partial \delta\mathbf{T}_1}{\partial n} - \delta\mathbf{T}_1 \frac{\partial \Psi_1}{\partial n} \right]_{\Gamma_{\Omega_1}} dt + \lambda_2 \int_0^t \left[\Psi_2 \frac{\partial \delta\mathbf{T}_2}{\partial n} - \delta\mathbf{T}_2 \frac{\partial \Psi_2}{\partial n} \right]_{\Gamma_{\Omega_2}} dt + \dots$$

$$\lambda_3 \int_0^t \left[\Psi_3 \frac{\partial \delta\mathbf{T}_3}{\partial n} - \delta\mathbf{T}_3 \frac{\partial \Psi_3}{\partial n} \right]_{\Gamma_{\Omega_3}} dt + \lambda_4 \int_0^t \left[\Psi_4 \frac{\partial \delta\mathbf{T}_4}{\partial n} - \delta\mathbf{T}_4 \frac{\partial \Psi_4}{\partial n} \right]_{\Gamma_{\Omega_4}} dt$$

$$I_5 = \alpha \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_2} -2(T_{ejec} - \mathbf{T}_2)\delta\mathbf{T}_2 d\Gamma + 2\beta \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma_p} D_h(1 - D_h) \left(\frac{E_a}{4RT^2} \right) \delta T d\Gamma dt$$

$$+ \gamma \int_{t_f-\tau}^{t_f} \int_{\Gamma} 2(\mathbf{T}_2 - \bar{\mathbf{T}}_2)(\delta\mathbf{T}_2 - \delta\bar{\mathbf{T}}_2) d\Gamma + \dots$$

$$\int_0^{t_{cf}} \left[h_1(\delta\mathbf{T}_1 - \mathbf{T}_{\infty 1})\Psi_1 - \lambda_1 \delta\mathbf{T}_1 \frac{\partial \Psi_1}{\partial n} \right]_{\Gamma_{1-3/4}} dt + \int_{t_{cf}}^{t_{tf}} \left[h_2 \delta\mathbf{T}_1 \Psi_1 - \lambda_1 \delta\mathbf{T}_1 \frac{\partial \Psi_1}{\partial n} \right]_{\Gamma_{1-3/4}} dt + \dots$$

$$\int_{t_{ft}}^{t_{fs}} \left[h(\delta\mathbf{T}_1 - \mathbf{T}_3)\Psi_1 - \lambda_1 \delta\mathbf{T}_1 \frac{\partial \Psi_1}{\partial n} \right]_{\Gamma_{1-3}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[h(\delta\mathbf{T}_1 - \delta\mathbf{T}_4)\Psi_1 - \lambda_1 \delta\mathbf{T}_1 \frac{\partial \Psi_1}{\partial n} \right]_{\Gamma_{1-4}} dt + \dots$$

$$\int_0^{t_{fs}} \left[h(\delta\mathbf{T}_1 - \mathbf{T}_2)\Psi_1 - \lambda_1 \delta\mathbf{T}_1 \frac{\partial \Psi_1}{\partial n} \right]_{\Gamma_{1-2}} dt + \int_0^{t_{fc}} \left[h_1^*(\delta\mathbf{T}_2 - \delta\mathbf{T}_{\infty 1})\Psi_2 - \lambda_2 \delta\mathbf{T}_2 \frac{\partial \Psi_2}{\partial n} \right]_{\Gamma_{2-3/4}} dt + \dots$$

$$\int_{t_{fc}}^{t_{ft}} \left[h_2^* \delta\mathbf{T}_2 \Psi_2 - \lambda_2 \delta\mathbf{T}_2 \frac{\partial \Psi_2}{\partial n} \right]_{\Gamma_{2-3/4}} dt + \int_{t_{ft}}^{t_{fe}} \left[h(\delta\mathbf{T}_2 - \delta\mathbf{T}_3)\Psi_2 - \lambda_2 \delta\mathbf{T}_2 \frac{\partial \Psi_2}{\partial n} \right]_{\Gamma_{2-3/4}} dt + \dots$$

$$\int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[h(\delta\mathbf{T}_2 - \mathbf{T}_4)\Psi_2 - \lambda_2 \delta\mathbf{T}_2 \frac{\partial \Psi_2}{\partial n} \right]_{\Gamma_{2-4}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[h(\delta\mathbf{T}_2 - \delta\mathbf{T}_3)\Psi_2 - \lambda_2 \delta\mathbf{T}_2 \frac{\partial \Psi_2}{\partial n} \right]_{\Gamma_{2-3}} dt + \dots$$

$$\int_0^{t_{fs}} \left[h(\delta\mathbf{T}_2 - \mathbf{T}_1)\Psi_2 - \lambda_2 \delta\mathbf{T}_2 \frac{\partial \Psi_2}{\partial n} \right]_{\Gamma_{1-2}} dt + \int_{t_{ft}}^{t_{fs}} \left[h(\delta\mathbf{T}_3 - \delta\mathbf{T}_1)\Psi_3 - \lambda_3 \delta\mathbf{T}_3 \frac{\partial \Psi_3}{\partial n} \right]_{\Gamma_{1-3}} dt + \dots$$

$$\begin{aligned}
& \int_{t_{ft}}^{t_{fe}} \left[h(\delta \mathbf{T}_3 - \mathbf{T}_2) \Psi_3 - \lambda_3 \delta \mathbf{T}_3 \frac{\partial \Psi_3}{\partial n} \right]_{\Gamma_{2-3/4}} dt + \int_{t_{ft}}^{t_{fs}} \left[h_3(\delta \mathbf{T}_3 - \delta \mathbf{T}_{\infty_3}) \Psi_3 - \lambda_3 \delta \mathbf{T}_3 \frac{\partial \Psi_3}{\partial n} \right]_{\Gamma_3} dt + \dots \\
& \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[h(\delta \mathbf{T}_3 - \mathbf{T}_2) \Psi_3 - \lambda_3 \delta \mathbf{T}_3 \frac{\partial \Psi_3}{\partial n} \right]_{\Gamma_{2-3}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[h_3(\delta \mathbf{T}_3 - \delta \mathbf{T}_4) \Psi_3 - \lambda_3 \delta \mathbf{T}_3 \frac{\partial \Psi_3}{\partial n} \right]_{\Gamma_{3-4}} dt + \dots \\
& \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[h(\delta \mathbf{T}_4 - \mathbf{T}_3) \Psi_4 - \lambda_4 \delta \mathbf{T}_4 \frac{\partial \Psi_4}{\partial n} \right]_{\Gamma_{3-4}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[h(\delta \mathbf{T}_4 - \delta \mathbf{T}_2) \Psi_4 - \lambda_4 \delta \mathbf{T}_4 \frac{\partial \Psi_4}{\partial n} \right]_{\Gamma_{2-4}} dt + \dots \\
& \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[h(\delta \mathbf{T}_4 - \mathbf{T}_1) \Psi_4 - \lambda_4 \delta \mathbf{T}_4 \frac{\partial \Psi_4}{\partial n} \right]_{\Gamma_{1-4}} dt \tag{B.11}
\end{aligned}$$

on replace les ensembles d'équations du problème de sensibilité dans l'intégrale I_5 (B.10).

$$\begin{aligned}
I_5 &= \alpha \int_{t_{f-\tau}}^{t_f} \int_{\Gamma_2} -2(T_{ejec} - \mathbf{T}_2) \delta \mathbf{T}_2 d\Gamma + \gamma \int_{t_{f-\tau}}^{t_f} \int_{\Gamma} 2(\mathbf{T}_2 - \bar{\mathbf{T}}_2) (\delta \mathbf{T}_2 - \delta \bar{\mathbf{T}}_2) d\Gamma + \dots \\
& \int_0^{t_{fc}} \left[(h_1 \Psi_1 - \lambda_1 \frac{\partial \Psi_1}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_1 \right]_{\Gamma_{1-3/4}} dt + \int_0^{t_{fc}} [-h_1 \Psi_1 \delta \mathbf{T}_{\infty_1}]_{\Gamma_{1-3/4}} dt + \int_{t_{fc}}^{t_{ft}} \left[\left(h_2 \Psi_2 - \lambda_1 \frac{\partial \Psi_1}{\partial n} \right) \delta \mathbf{T}_1 \right]_{\Gamma_{1-3/4}} dt + \dots \\
& \int_{t_{ft}}^{t_{fs}} \left[(h_1 \Psi_1 - \lambda_1 \frac{\partial \Psi_1}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_1 \right]_{\Gamma_{1-3}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[(h_1 \Psi_1 - \lambda_1 \frac{\partial \Psi_1}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_1 \right]_{\Gamma_{1-4}} dt + \int_0^{t_{fs}} \left[(h_1 \Psi_1 - \lambda_1 \frac{\partial \Psi_1}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_1 \right]_{\Gamma_{1-2}} dt + \dots \\
& \int_{t_{ft}}^{t_{fe}} [-h \Psi_1 \delta \mathbf{T}_3]_{\Gamma_{1-3}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} [-h \Psi_1 \delta \mathbf{T}_4]_{\Gamma_{1-4}} dt + \int_0^{t_{fs}} [-h \Psi_1 \delta \mathbf{T}_2]_{\Gamma_{1-2}} dt + \dots \\
& \int_0^{t_{fc}} \left[(h_1^* \Psi_2 - \lambda_2 \frac{\partial \Psi_2}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_2 \right]_{\Gamma_{2-3/4}} dt + \int_0^{t_{fc}} [-h_1^* \Psi_2 \delta \mathbf{T}_{\infty_1}]_{\Gamma_{2-3/4}} dt + \int_{t_{fc}}^{t_{ft}} \left[\left(h_2^* \Psi_2 - \lambda_2 \frac{\partial \Psi_2}{\partial n} \right) \delta \mathbf{T}_2 \right]_{\Gamma_{2-3/4}} dt + \dots \\
& \int_{t_{ft}}^{t_{fs}} \left[(h \Psi_2 - \lambda_2 \frac{\partial \Psi_2}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_2 \right]_{\Gamma_{2-3/4}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[(h \Psi_2 - \lambda_2 \frac{\partial \Psi_2}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_2 \right]_{\Gamma_{2-4}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[(h \Psi_2 - \lambda_2 \frac{\partial \Psi_2}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_2 \right]_{\Gamma_{2-3}} dt + \dots \\
& \int_0^{t_{fs}} \left[(h \Psi_2 - \lambda_2 \frac{\partial \Psi_2}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_2 \right]_{\Gamma_{1-2}} dt + \int_{t_{ft}}^{t_{fe}} [-h \Psi_2 \delta \mathbf{T}_3]_{\Gamma_{2-3/4}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} [-h \Psi_2 \delta \mathbf{T}_4]_{\Gamma_{2-4}} dt + \dots \\
& \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} [-h \Psi_2 \delta \mathbf{T}_3]_{\Gamma_{2-3}} dt + \int_0^{t_{fs}} [-h \Psi_2 \delta \mathbf{T}_1]_{\Gamma_{1-2}} dt + \int_{t_{ft}}^{t_{fs}} \left[(h \Psi_3 - \lambda_3 \frac{\partial \Psi_3}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_3 \right]_{\Gamma_{1-3}} dt \dots
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \int_{t_{ft}}^{t_{fe}} \left[(h\Psi_3 - \lambda_3 \frac{\partial \Psi_3}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_3 \right]_{\Gamma_{2-3/4}} dt + \int_{t_{ft}}^{t_{fe}} \left[(h_3 \Psi_3 - \lambda_3 \frac{\partial \Psi_3}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_3 \right]_{\Gamma_3} dt + \int_{t_{ft}}^{t_{fe}} [-h_3 \delta \mathbf{T}_{\infty_3} \Psi_3]_{\Gamma_3} dt + \dots \\
& \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[(h\Psi_3 - \lambda_3 \frac{\partial \Psi_3}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_3 \right]_{\Gamma_{2-3}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[(h\Psi_3 - \lambda_3 \frac{\partial \Psi_3}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_3 \right]_{\Gamma_{3-4}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[(h_3 \Psi_3 - \lambda_3 \frac{\partial \Psi_3}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_3 \right]_{\Gamma_3} dt + \dots \\
& \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} [-h\Psi_3 \delta \mathbf{T}_1]_{\Gamma_3} dt + \int_{t_{ft}}^{t_{fe}} [-h\Psi_3 \delta \mathbf{T}_1]_{\Gamma_{1-3}} dt + \int_{t_2}^{t_3} [-h\Psi_3 \delta \mathbf{T}_2]_{\Gamma_{2-3/4}} dt + \int_{t_3}^{t_4} [-h\Psi_3 \delta \mathbf{T}_2]_{\Gamma_{2-3}} dt + \dots \\
& \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} [-h\Psi_3 \delta \mathbf{T}_4]_{\Gamma_{3-4}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[(h\Psi_4 - \lambda_4 \frac{\partial \Psi_4}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_4 \right]_{\Gamma_{3-4}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[(h\Psi_4 - \lambda_4 \frac{\partial \Psi_4}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_4 \right]_{\Gamma_{2-4}} dt + \dots \\
& \text{int}_{t_{fe}}^{t_{fs}} \left[(h\Psi_4 - \lambda_4 \frac{\partial \Psi_4}{\partial n}) \delta \mathbf{T}_4 \right]_{\Gamma_{1-4}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} [-h\Psi_4 \delta \mathbf{T}_3]_{\Gamma_{3-4}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} [-h\Psi_4 \delta \mathbf{T}_2]_{\Gamma_{2-4}} dt + \int_{t_{fe}}^{t_{fs}} [-h\Psi_4 \delta \mathbf{T}_1]_{\Gamma_{1-4}} dt \\
& I_6 = \sum_{i=1}^4 \rho_i C p_i \langle \Psi_i, \delta \mathbf{T}_i \rangle_{\Omega_i} |_{t=t_f} - \rho_i C p_i \langle \Psi_i, \delta \mathbf{T}_i \rangle_{\Omega_i} |_{t=t_0}
\end{aligned}$$

Ensuite, le choix du multiplicateur de Lagrange Ψ est fait de manière à ce que l'équation suivante soit satisfaite (stationnarité) :

$$\frac{\partial L}{\partial \mathbf{T}_i} \delta \mathbf{T}_i = 0 \forall i = 1 : 4 \tag{B.12}$$

On regroupe les termes en $\delta \mathbf{T}_i$ des intégrales I_4, I_5 et, I_6 et, on applique l'équation B.11 pour obtenir le jeu d'équations du problème adjoint, pour exemple sur le premier domaine ($\Omega_{1i} = 1$) on a :

$$\rho_1 C p_1 \left(\int_{\Omega_1} \int_0^t \left\langle \frac{\partial \Psi_1}{\partial t}, \delta \mathbf{T}_1 \right\rangle dt d\Omega_i + \lambda_1 \int_0^t \int_{\Omega_1} \frac{\partial^2 \Psi_1}{\partial n^2} \delta \mathbf{T}_1 d\Omega_i dt \right) = 0$$

$$\rho_1 C p_1 \frac{\partial \Psi_1}{\partial t} = -\lambda_i \frac{\partial^2 \Psi_1}{\partial n^2}$$

Le jeu d'équations par domaine devient alors le suivant

- Pour l'insert métallique :

$$\rho_1 C p_1 \frac{\partial \Psi_1}{\partial t} = -\lambda_1 \Delta \Psi_1 \quad \text{in } \Omega_1 \quad \times \quad [0, t_{fs}] \quad (\text{B.13})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_i \nabla \delta \Psi_1) = -h_1 \Psi_1 \quad \text{on } \Gamma_{1-3/4} \quad \times \quad [0, t_{fc}] \quad (\text{B.14})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_i \nabla \delta \Psi_1) = -h_2 \Psi_1 \quad \text{on } \Gamma_{1-3/4} \quad \times \quad [t_{fc}, t_{ft}] \quad (\text{B.15})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_1 \nabla \delta \Psi_1) = h_{rtc}(\Psi_3 - \Psi_1) \quad \text{on } \Gamma_{1-3} \quad \times \quad [t_{ft}, t_{fs}] \quad (\text{B.16})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_i \nabla \delta \Psi_1) = h_{rtc}(\Psi_4 - \Psi_1) \quad \text{on } \Gamma_{1-4} \quad \times \quad [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{B.17})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_1 \nabla \delta \Psi_1) = h_{rtc}(\Psi_2 - \Psi_1) \quad \text{on } \Gamma_{1-2} \quad \times \quad [0, t_{fs}] \quad (\text{B.18})$$

$$\Psi_1 = 0 \quad \text{in } \Omega_1 \quad \text{à } t = t_{fs} \quad (\text{B.19})$$

- Pour le polymère

$$\rho_2 C p_2 \frac{\partial \Psi_2}{\partial t} = -\lambda_2 \Delta \Psi_2 + \alpha 2(T_{Cible} - T_2) \quad \text{in } \Omega_2 \quad \times \quad [0, t_{fs}] \quad (\text{B.20})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_2 \nabla \delta \Psi_2) = -h_1^* \Psi_2 \quad \text{on } \Gamma_{2-3/4} \quad \times \quad [0, t_{fc}] \quad (\text{B.21})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_2 \nabla \delta \Psi_2) = -h_2^* \Psi_2 \quad \text{on } \Gamma_{2-3/4} \quad \times \quad [t_{fc}, t_{ft}] \quad (\text{B.22})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_2 \nabla \delta \Psi_2) = h_{rtc}(\Psi_3 - \Psi_2) + \gamma 2(\bar{T}_2 - \mathbf{T}_2) \quad \text{on } \Gamma_{2-3/4} \quad \times \quad [t_{ft}, t_{fe}] \quad (\text{B.23})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_2 \nabla \delta \Psi_2) = h_{rtc}(\Psi_4 - \Psi_2) + \gamma 2(\bar{T}_2 - \mathbf{T}_2) + 2\beta(1 - D_h) \left(\frac{E_a}{4RT^2} \right) \quad \text{on } \Gamma_{2-4} \quad \times \quad [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{B.24})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_2 \nabla \delta \Psi_2) = h_{rtc}(\Psi_3 - \Psi_2) + \gamma 2(\bar{T}_2 - \mathbf{T}_2) \quad \text{on } \Gamma_{2-3} \quad \times \quad [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{B.25})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_2 \nabla \delta \Psi_2) = h_{rtc}(\Psi_1 - \Psi_2) \quad \text{on } \Gamma_{1-2} \quad \times \quad [0, t_{fs}] \quad (\text{B.26})$$

$$\Psi_2 = 0 \quad \text{in } \Omega_2 \quad \text{à } t = t_{fs} \quad (\text{B.27})$$

$$\alpha = \begin{cases} 1 & \text{on } \Gamma_2 \\ 0 & \forall \{ \mathbf{T}_2 : \mathbf{T}_2 \in \Omega_2, \sim (\mathbf{T}_2 \in \Gamma_2) \} \end{cases} \quad (\text{B.28})$$

$$\beta = \begin{cases} 1 & \text{on } \Gamma_{2-3/4} \\ 0 & \forall \{ \mathbf{T}_2 : \mathbf{T}_2 \in \Omega_2, \sim (\mathbf{T}_2 \in \Gamma_{2-3/4}) \} \end{cases} \quad (\text{B.29})$$

- Pour la zone dilatée

$$\rho_3 C p_3 \frac{\partial \Psi_3}{\partial t} = -\lambda_3 \Delta \Psi_3 \quad \text{in } \Omega_3 \times [t_{ft}, t_{fs}] \quad (\text{B.30})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_3 \nabla \delta \Psi_3) = h_{rtc}(\Psi_1 - \Psi_3) \quad \text{sur } \Gamma_{1-3} \times [t_{ft}, t_{fe}] \quad (\text{B.31})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_3 \nabla \delta \Psi_3) = h_{rtc}(\Psi_2 - \Psi_3) \quad \text{on } \Gamma_{2-3/4} \times [t_{ft}, t_{fe}] \quad (\text{B.32})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_3 \nabla \delta \Psi_3) = -h_3 \Psi_3 \quad \text{on } \Gamma_3 \times [t_{ft}, t_{fe}] \quad (\text{B.33})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_3 \nabla \delta \Psi_3) = h_{rtc}(\Psi_2 - \Psi_3) \quad \text{on } \Gamma_{2-3} \times [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{B.34})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_3 \nabla \delta \Psi_3) = h_{rtc}(\Psi_4 - \Psi_3) \quad \text{on } \Gamma_{3-4} \times [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{B.35})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_3 \nabla \delta \Psi_3) = -h_4 \Psi_3 \quad \text{on } \Gamma_3 \times [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{B.36})$$

$$\Psi_3 = 0 \quad \text{in } \Omega_3 \quad \text{à } t = t_{fs} \quad (\text{B.37})$$

- Pour la région surmoulée

$$\rho_4 C p_4 \frac{\partial \Psi_4}{\partial t} = -\lambda_4 \Delta \Psi_4 \quad \text{in } \Omega_4 \times [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{B.38})$$

$$-\mathbf{n} \cdot (-\lambda_4 \nabla \delta \Psi_4) = h_{rtc}(\Psi_3 - \Psi_4) \quad \text{on } \Gamma_{3-4} \times [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{B.39})$$

$$- \mathbf{n} \cdot (-\lambda_4 \nabla \delta \Psi_4) = h_{rtc}(\Psi_2 - \Psi_4) \quad \text{on } \Gamma_{2-4} \times [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{B.40})$$

$$- \mathbf{n} \cdot (-\lambda_4 \nabla \delta \Psi_4) = h_3(\Psi_1 - \Psi_4) \quad \text{on } \Gamma_{1-4} \times [t_{fe}, t_{fs}] \quad (\text{B.41})$$

$$\Psi_4 = 0 \quad \text{in } \Omega_4 \quad \text{à } t = t_{fs} \quad (\text{B.42})$$

Sachant que :

$$\delta \mathcal{L}(\mathbf{T}_i, Z_i, \Psi_i) = \langle J'(T, Z), \delta Z \rangle \quad (\text{B.43})$$

puis les expressions de gradient pour chacune des étapes sont formulées comme suit :

$$J_{T_{\infty 1}} = \int_0^{t_c} \int_{\Gamma_{1-3/4}} -h_1 \Psi_1 d\Gamma_{1-3/4} dt \quad (\text{B.44})$$

$$J_{T_{\infty 1}} = \int_0^{t_c} \int_{\Gamma_{2-3/4}} -h_1^* \Psi_2 d\Gamma_{2-3/4} dt \quad (\text{B.45})$$

$$J_{T(t=t_{fc})} = \rho_1 C p_1 \int_{\Omega_1} \Psi_1(t = t_{fc}) d\Omega_1 \quad (\text{B.46})$$

$$J_{T(t=t_{fc})} = \rho_2 C p_2 \int_{\Omega_2} \Psi_2(t = t_{fc}) d\Omega_2 \quad (\text{B.47})$$

$$J_{T_{\infty 3}} = \int_{t_{ft}}^{t_{fs}} \int_{\Gamma_3} -h_3 \Psi_3 d\Gamma_3 dt \quad (\text{B.48})$$

les expressions de gradient discrétisées pour la frontière de 3e espèce, les équations B.43, B.44 et B.47 deviennent :

$$\nabla J(T_{\infty})_{mn} = \sum_{m=1}^p \sum_{n=1}^q -h \psi(\Gamma_n, t_m) d\Gamma dt \quad (\text{B.49})$$

Où q et p sont le nombre de composantes spatiales et temporelles maximales du gradient, h est le coefficient de transfert thermique convectif et ψ la variable adjointe.

Emissivité par spectrométrie

La caractérisation des propriétés radiatives est effectuée pour la feuille composite de PP à 30%FV avant et après chauffage et pour le PP injecté avec 30%FV. Les matériaux sont caractérisés par spectrométrie infrarouge. L'utilisation d'une sphère intégrante permet de focaliser le rayon transmis au travers du matériau, ou réfléchi sur le matériau grâce à des réflexions multiples, comme détaillé par Lepoivre[3]. Le spectromètre infrarouge à transformée de Fourier Bruker Vertex 80V est utilisé, sur la gamme de longueur d'onde de $\lambda = 1.4\mu\text{m}$ à $\lambda=18 \mu\text{m}$ correspondant à l'infrarouge moyen. Cette dernière est choisie pour obtenir le comportement radiatif de la plage de mesure de la caméra infrarouge disponible, laquelle est comprise entre 7,5 et 13 μm . Le séparateur est en KBr. Le détecteur est de type LN MCT Mid 2x2, refroidi avec de l'azote liquide et relié à une sphère intégrante en or afin de récupérer tout le rayonnement hémisphérique après le passage par l'échantillon. Les mesures sont réalisées sans vide d'air pour être compatible avec le détecteur choisi et à température ambiante à 21°C.

Dans le tableau C.1, on trouve les valeurs d'émissivité obtenues. Les matériaux sont considérés opaques. La valeur moyenne d'émissivité pour les 3 cas est de 0.93 avec un écart type de 2×10^{-4} , $1,5 \times 10^{-4}$ et $5,9 \times 10^{-4}$ respectivement.

Tableau C.1 – Valeurs d'émissivité pour la préforme avant et après chauffage et pour le polymère injecté

Echantillon	Avant préchauffage			Après préchauffage			Surmoulage		
	1	2	3	1	2	3	1	2	3
Emissivité	0,9315	0,9312	0,9318	0,9357	0,9356	0,9359	0,9309	0,9320	0,9318

Mesure de la Conductivité Thermique

Pour la mesure de la conductivité thermique, le dispositif de la plaque chaude gardée a été employé. Le principe de la plaque chaude gardée est représenté sur la Figure D.1. Ce dispositif utilise la loi de Fourier en régime permanent. Le flux thermique est connu car donné par la puissance délivrée dans la chaufferette, permettant d'identifier la conductivité[80].

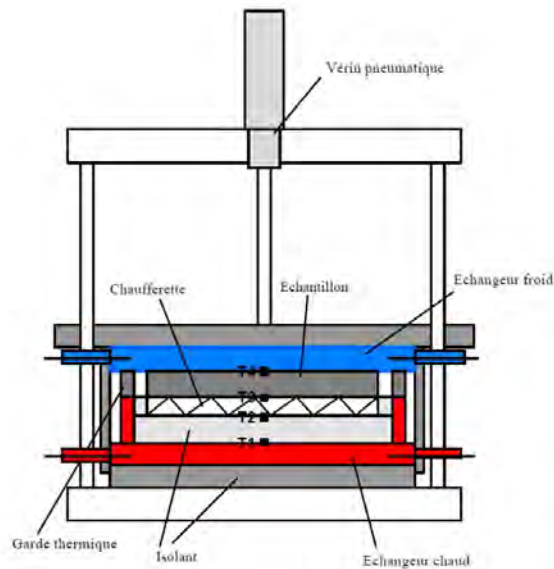


FIGURE D.1 – Schéma de principe d'une plaque chaude gardée

Les mesures sont effectuées avec une différence de température de 10°C entre la zone chaude et la zone froide. 4 mesures sont effectuées entre 30 et 100°C . Pour chaque température, les six échantillons du composite 0/90 ont été testés. L'épaisseur des échantillon est de 2mm pour les échantillons avant préchauffage et de 2.4mm pour les échantillons après préchauffage. La plaque chaude gardée du LTEN ne peut pas monter à plus de 150°C . Également de la graisse thermique a été utilisée pour assurer un bon contact plateau/échantillon. Les conductivités transverses identifiées sont présentées

Tableau D.1 – Conductivité thermique de la préforme en composite PP30%FV après estampage

Échantillon	1				2				3			
Température C	30	50	75	100	30	50	75	100	30	50	75	100
Conductivité W/mK	0,33	0,35	0,38	0,39	0,36	0,39	0,39	0,40	0,31	0,42	0,41	0,41

sur les tableaux D.1 pour les échantillons de 1 à 3 correspondants à la préforme après préchauffage et sur le D.2 pour les échantillons de 4 à 6 correspondants à la préforme avant préchauffage.

Tableau D.2 – Conductivité thermique de la préforme en composite PP-30% FV avant estampage

Échantillon	4				5				6			
Température C	30	50	75	100	30	50	75	100	30	50	75	100
Conductivité W/mK	0,45	0,46	0,47	0,48	0,44	0,47	0,46	0,43	0,44	0,44	0,46	0,49

On obtient pour le premier lot : 0.38 ± 0.05 ; et pour le deuxième : conductivité 0.46 ± 0.02 . La conductivité thermique est donc fixée à $0.46 W/mK$ pour les cas de la préforme pendant le préchauffage et pour les étapes suivantes, elle est fixée à $0.38 W/mK$ cette valeur de conductivité est considérée constante.

Titre : Méthodologie de conception thermique d'outillage: application aux composites « haute performance »

Mots clés : Conception thermique, Méthodes inverses, Procédés composites hybrides, Multi-matériaux, Refroidissement conforme, Adhésion.

Résumé: La maîtrise de transferts thermiques joue un rôle clé dans la mise en forme des matériaux composites à résine polymère « haute performance », notamment dans la fabrication des pièces multi-matériaux (composite-polymer-métal), laquelle possède des applications avantageuses dans l'industrie aéronautique et automobile. Dans ce procédé multi-étapes, l'interaction des différents matériaux, mais également la complexité de la géométrie pu engendrer des différences de température qui sont à l'origine des plusieurs défauts dans la pièce, comme la délamination ou bien le flambement de fibres. Au cours des années, diverses méthodologies de conception thermique dans la mise en forme de polymères ont été proposées, cependant ces méthodologies sont focalisées dans une seule étape du procédé ou appliquées aux procédés mono-matériaux. Ainsi, cette thèse propose une méthodologie de conception thermique prenant en compte toutes les étapes de fabrication d'une pièce multi-matériaux. Pour cela, le procédé d'estampage avec surmoulage d'insert métallique est choisi comme cas d'étude.

Ce procédé est représenté en 4 étapes principales : préchauffage, transfert, estampage et surmoulage. Les variables thermiques à optimiser, comme par exemple le flux de chaleur à imposer pendant le préchauffage, sont considérées variables dans le temps et dans l'espace. L'intégration d'un critère d'optimisation basé sur l'adhésion à l'interface des polymères est également explorée. Pour la mise en œuvre de la méthodologie, un code d'optimisation basé en gradient est développée, et appliqué à un cas d'étude 2D représentatif d'une problématique industrielle. Ensuite, une validation expérimentale de l'approche méthodologique est réalisée. Un bac d'essai conçu pour le soudage des éprouvettes composites est utilisé à cet effet. Finalement, la réalisation d'une campagne expérimentale à l'IRT Jules Verne ayant pour but l'obtention d'un profil thermique plus homogène dans la pièce au final de chacune des étapes de fabrication est abordée pour démontrer sa pertinence dans des applications industrielles.

Title: Thermal design methodology for hybrid manufacturing process of High Performance Thermoplastics Composites.

Keywords: Thermal design, Inverse methods, Hybrid composite processes, Multi-materials, Conformal cooling, Adhesion.

Abstract: Heat transfer plays a major role when designing manufacturing processes involving high-performance thermoplastic composites. Indeed, thermal parameters have a direct impact on part's quality and process productivity. Over the past decades, different optimization approaches have been proposed to overcome this challenge. Most of these investigations focused on a single stage of the process and the transformation of mono-materials. This research proposes a thermal design methodology that could be applied in all stages of the manufacturing process but also to a multi-material parts. The proposed methodology is based on an inverse optimization algorithm. The aim is to reduce defects inside manufactured pieces through the right configuration of thermal-related parameters, as temperature or heat flux distribution around the manufactured part at each stage.

A bonding criteria between polymers parts based in the degree of healing is incorporated in the objective function of the proposed methodology. A 2D axisymmetric study case is used to introduce the design methodology, the selected manufacturing process include 4 stages: preheating, transfer, stamping and overmolding. The methodology is then validated throughout a 1D study case of an experimental bench used to weld two organosheet samples. Finally, an industrial 3D case of stamping with overmolding is treated. The objective is to found the thermal parameters to optimize the thermal profile in the part at the end of each of the manufacturing steps. Results are compared with experimental tests conducted at the IRT JULES VERNE. In this way the relevance of the methodology is demonstrated in industrial applications.