

Développement de solutions de chauffage par conduction électrique pour l'emboutissage des aciers trempants : approche numérique et expérimentale

Nathan Demazel

► To cite this version:

Nathan Demazel. Développement de solutions de chauffage par conduction électrique pour l'emboutissage des aciers trempants : approche numérique et expérimentale. Matériaux. Université de Bretagne Sud, 2018. Français. NNT : 2018LORIS511 . tel-03130538

HAL Id: tel-03130538 https://theses.hal.science/tel-03130538

Submitted on 3 Feb 2021

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.



THÈSE DE DOCTORAT DE

L'UNIVERSITÉ BRETAGNE SUD

COMUE UNIVERSITÉ BRETAGNE LOIRE

ÉCOLE DOCTORALE N° 602 Sciences pour l'Ingénieur Spécialité : Énergétique, thermique, combustion

Par Nathan DEMAZEL

Développement de solutions de chauffage par conduction électrique pour l'emboutissage des aciers trempants : Approche numérique et expérimentale

Thèse présentée et soutenue à Lorient le 10 décembre 2018 Unité de recherche : IRDL, UMR CNRS 6027 Thèse N° 511

Rapporteurs avant soutenance :

Pr. Christophe Le Niliot	Professeur des Universités,	Aix-Marseille Université
Pr. François Bay	Professeur des Universités,	Mines Paristech'

Composition du Jury :

Dr. Romain Canivenc

Président : Examinateurs :	Pr. Pascal Paillard Pr. Christophe Le Niliot Pr. François Bay Dr. Luc Penazzi	Professeur des Universités, Université de Nantes Professeur des Universités, Aix-Marseille Université Professeur des Universités, Mines Paristech' Maître assistant (HDR), Université de Toulouse
Directeur de thèse :	Dr. Hervé Laurent	Maître de conférences (HDR), Université Bretagne Sud
Co-directeurs de thèse :	Dr. Muriel Carin Pr. Philippe Le Masson	Maître de conférences (HDR), Université Bretagne Sud Professeur des Universités, Université Bretagne Sud
Invité(s) :		

Docteur-Ingénieur R&D, ArcelorMittal

Développement de solutions de chauffage par conduction électrique pour l'emboutissage des aciers trempants Nathan Demazel 2018

Remerciements

Cette thèse a été réalisée dans le cadre du projet ANR PRICECAT, soutenu par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR) et référencé ANR-13-RMNP-0009-03.

Je tiens à remercier toutes les personnes qui ont contribué de près ou de loin aux travaux qui ont été menés et en particulier :

Hervé Laurent, Muriel Carin et Philippe Le Masson qui ont encadré ma thèse et guidé mon travail. Ils ont su se rendre disponibles et être à l'écoute. Ils m'ont accordé leur confiance et je les en remercie, tant sur le plan professionnel que sur le plan personnel.

Je remercie aussi Jérémy Coër, un des acteurs majeurs de la réalisation du dispositif d'expansion biaxiale à haute température issu des travaux associés à cette thèse, ainsi qu' Adrien Boyer, qui a participé à la mise au point de ce dispositif et qui en est actuellement l'heureux utilisateur dans le cadre de sa thèse.

Je souhaite remercier Joël Broine, William Berckmanns et plus particulièrement Anthony Jegat, ingénieurs d'étude qui m'ont aidé sur la partie expérimentale et m'ont transmis une part de leurs compétences.

Je remercie également l'ensemble de mes collègues de l'IRDL pour leur soutien, leurs conseils et surtout pour les moments de partage et convivialité. De même pour mes collègues de l'IUT GTE qui m'ont soutenu dans la dernière ligne droite et merci Adrien Fuentes d'avoir résolu le Tetris version EDT!

Merci à Christophe Le Niliot et François Bay d'avoir accepté de rapporter ma thèse. Merci également à Pascal Paillard et Luc Penazzi pour leur participation au jury.

Je remercie aussi les partenaires du projet ANR PRICECAT, soient ArcelorMittal à Montataire, la SREM Technologies à La Flèche, l'ICA à Albi et la SMP à Flers. Et plus particulièrement Romain Canivenc, Jérôme Favero et Hubert Salmon-Legagneur d'ArcelorMittal, ainsi que Stéphane Graveleau, Erwin Jafredo et Bruno Pouvreau de la SREM Technologies, pour leur implication dans le projet et la synergie résultante du partenariat.

Je tiens aussi à remercier mes amis à qui je dois des moments de présence mis de côté au cours de cette thèse.

Enfin, je remercie ma famille pour son soutien moral, et ce, quel que soit le nom porté : Demazel, Leroy ou Cotivy. Merci Maman, Papa, pour votre confiance qui m'a toujours été accordée. Merci Marion, ma compagne, de m'avoir supporté lors de la rédaction de ce manuscrit, de m'avoir soutenu moralement et d'avoir géré la logistique de notre ménage.

Développement de solutions de chauffage par conduction électrique pour l'emboutissage des aciers trempants Nathan Demazel 2018

Table des matières

Introduction

Ι	\mathbf{Mis}	e en fo	orme à chaud et méthodes de chauffe des aciers trempants	13				
1 Généralités sur l'emboutissage à chaud de l'Usibor [®] 1500								
1.1 Principales caractéristiques de l'Usibor [®] 1500 $\dots \dots $								
		1.2	Traitement thermique	14				
		1.3	Éléments d'alliage	16				
		1.4	Revêtement	16				
		1.5	Propriétés thermophysiques	17				
		1.6	Procédé d'emboutissage à chaud	19				
	2	Les te	chnologies de chauffage	20				
		2.1	Chauffage par rayonnement et convection	21				
		2.2	Chauffage par contact	22				
		2.3	Chauffage par induction	23				
		2.4	Chauffage par conduction (électrique)	24				
		2.5	Synthèse des différentes technologies de chauffage	25				
	3	Chauf	fage par conduction de flans de forme	26				
		3.1	Chauffage avec électrodes mobiles	26				
		3.2	Chauffage avec compensation de sections	27				
		3.3	Chauffage de flan avec extensions	28				
		3.4	Chauffage multi-électrodes séquentiel	29				
		3.5	Chauffage de flans complémentaires par conversion en rectangles	31				
		3.6	Conclusion sur le chauffage par conduction de flans de formes	32				
	4	Soluti	ons numériques pour le chauffage par conduction de flan de forme	32				
	5	Cahier	r des charges du chauffage de flan de forme	34				
	6	Conclu	usion du chapitre	36				
II	Mo	délisat	ion numérique du chauffage par conduction	37				
	1	Formu	llation du problème thermoélectrique	38				
		1.1	Modèle thermique	38				
			1.1.1 Conditions aux limites thermiques	39				
			1.1.2 Conditions aux interfaces pour le problème thermique	40				
		1.2	Modèle électrique	40				
			1.2.1 Conditions aux limites électriques	41				
			1.2.2 Conditions aux interfaces pour le problème électrique	41				
		1.3 Couplage thermoélectrique						

9

	1.4	Propriétés thermophysiques
2	Chau	ffage de flans rectangulaires
	2.1	Modèle thermoélectrique du chauffage d'un flan rectangulaire 45
		2.1.1 Influence des pertes par échanges convectifs et radiatifs 46
		2.1.2 Influence des conditions de contact électrode/flan
	2.2	Conclusion sur le chauffage de flan rectangulaire \ldots ' \ldots ' \ldots
3	Chau	ffage de flans à section variable
	3.1	Chauffage avec une paire d'électrodes
		3.1.1 Section variable avec des bords elliptiques
		3.1.2 Section variable avec des bords définis par une courbe de Bézier 55
		3.1.3 Essais d'optimisation de la forme
	3.2	Chauffage multi-électrodes séquentiel d'un flan de forme en croix
	0.2	3.2.1 Influence du ravon des congés
		3.2.2 Influence des paramètres d'application du courant Jame et tame 63
		3.2.3 Évaluation de l'influence des paramètres $R = I$ et t 65
		3.2.5 Evaluation des conditions de chauffage 60
1	Concl	usion du chapitro
Т	Conci	
IIIDis	spositif	d'expansion biaxiale à chaud 75
1	Intérê	ets et principe du dispositif d'expansion équibiaxiale
	1.1	Principe des essais d'expansion
	1.2	Quelques dispositifs de chargement biaxial à haute température
	1.3	Principe du dispositif d'expansion
2	Étude	e numérique du chauffage pour la conception du dispositif d'expansion 80
	2.1	Influence du nombre d'électrodes
		2.1.1 Avec une paire d'électrodes
		2.1.2 Avec trois paires électrodes
		2.1.3 Influence de contacts électrode/flan séquentiels
	2.2	Influence des outils
		2.2.1 Configuration avec les électrodes situées à l'extérieur des outils 87
		2.2.2 Configuration avec les électrodes situées à l'intérieur du serre-flan 88
	2.3	Influence des résistances de contact
	2.4	Bilan sur l'étude de la configuration des électrodes
	2.5	Étude sur l'application de la densité de courant
	2.6	Bilan de l'étude numérique du chauffage par conduction intégré au dis-
		positif d'expansion biaxiale
3	Dispo	sitif expérimental
	3.1	Présentation
	3.2	Movens de mesures utilisés
		3.2.1 Mesure de température par thermocouple
		3.2.2 Mesure de température par pyrométrie
		3.2.3 Mesure de l'intensité et de la tension électrique
		3.2.4 Mesure de la pression d'argon
		3.2.5 Mesure de profil par scanner laser
		3.2.6 Mesure des déformations par stéréo-corrélation d'images 101
	3.3	Difficultés rencontrées

	3.3.1 Vitesse de montée en température et temps de chauffage	101
	3.3.2 Formation des plis lors du formage du jonc	101
	3.3.3 Synchronisation de la circulation du courant lors de la permu-	
	tation des électrodes	102
	3.3.4 Détérioration des tresses de contact	103
	3.3.5 Régulation de la pression	103
	3 3 6 Perte d'informations lors du suivi par stéréo-corrélation d'images	103
	3.4 Résultats d'un essai d'expansion biaxiale à chaud	104
	3.5 Validation du modèle thermoélectrique	106
4	Conclusion du chapitre	109
IV Sol	tion de chauffage rapide de flan de forme	111
1 1	Vers la solution de chauffage rapide	119
T	1.1 Chauffago multi électrodes séguentiel	112
	1.1 Chauffage avec ajout de régistances adaptées	112
	1.2 Chaunage avec ajour de resistances adaptees	115
	1.2.1 fillipe	110
	1.2.2 Étude amérimentale	102
9	Solution rotonuo : discrétisation roctongulaire de flan de forme	120
2	2.1 Principa de la colution de chauffage	120
	2.1 I fincipe de la solution de chaunage	$120 \\ 197$
	2.2 Minimisation de la sufface de name \dots	127
	2.2.1 Methode basee sur un algorithme genetique	129
	2.2.2 Methode par essain particulare	130
	2.2.5 Resultats de la minimisation de surface	126
	2.5 Etudes numeriques de la solution de chaune par bandes rectangulaires 2.3.1 Modélisation 2D	130
	2.5.1 Modelisation 2D	120
3	2.5.2 Modelisation 5D	139
0	3.1 Présentation du démonstratour	140
	3.2 Essais de chauffage	140
	3.2 Confrontation expérience/simulation	$140 \\ 1/7$
	3.4 Bilan	147
4	Conclusion du chapitre	$149 \\ 149$
Conch	sion et perspectives	153
		100
Annex	S	159
1	Formulation électromagnétique	160
2	Propriétés des matériaux	162
3	Calcul des coefficients d'échange convectif	166
4	Chauffe multi-électrodes d'un montant de baie	167
Biblio	raphie	171

8

Introduction

Contexte de l'étude

Dans l'objectif de réduire les émissions de CO_2 , les constructeurs automobiles cherchent des solutions innovantes pour alléger les véhicules. L'utilisation des aciers trempants est prometteuse vis-à-vis de l'allègement des véhicules. En effet, ces aciers permettent la réduction des épaisseurs des pièces de la caisse en blanc, tout en garantissant les performances de sécurité grâce à des propriétés mécaniques élevées. Aujourd'hui la majorité des constructeurs automobiles intègrent l'utilisation de ces aciers pour les pièces de structure (figure 1a), et la demande ne fait qu'augmenter (figure 1b).



FIGURE 1 – (a) Pièces de structure de la caisse en blanc proposées en Usibor[®]1500 par Arcelor-Mittal; (b) Évolution de la demande en kt d'Usibor[®]1500 revêtu Al-Si (données ArcelorMittal).

La mise en forme des pièces s'effectue à l'aide du procédé d'emboutissage à chaud où le flan (tôle) est mis en forme à haute température et trempé rapidement sous les outils contrôlés en température. La formabilité du flan est améliorée par la température élevée de formage et la trempe confère des caractéristiques mécaniques finales élevées à la pièce grâce à une structure entièrement martensitique. Ce procédé combine donc une bonne formabilité des flans et l'obtention de pièces aux propriétés mécaniques élevées.

Cependant, l'utilisation de ces aciers est limitée par les capacités du procédé actuel. La complexité des formes de pièce est limitée par le fait que la pièce ne peut être à nouveau formée suite à l'étape de trempe. De plus, du fait de l'utilisation de four pour chauffer les flans, les cadences de production sont réduites et ne permettent pas un retour sur investissement rapide sur des lignes de mise en forme nécessitant des investissements élevés.

Afin de répondre aux points limitants dans l'utilisation des aciers trempants, le projet [ANR PRICECAT, 2013] (PRocédé Industriel Compact pour l'Emboutissage à Chaud des Aciers Trempants) a été proposé. Il réunit les partenaires suivants : ArcelorMittal (Montataire) producteur d'aciers, SMP (Flers) fabricant d'outils de mise en forme, la SREM Technologies (La Flèche) spécialisée dans la fabrication d'instrumentation scientifique et technique, et les laboratoires ICA (Albi) et IRDL (Lorient).

Objectifs du projet PRICECAT

L'objectif du projet PRICECAT est d'améliorer le procédé actuel d'emboutissage à chaud. Ceci passe par le développement d'un procédé novateur compact dans lequel la mise en forme se fait en multi-passes dans une unique presse comme le montre la figure 2. De nouvelles technologies, comme la chauffe rapide pour assurer une cadence élevée et la découpe à chaud, doivent pouvoir s'intégrer à ce nouveau procédé multi-étapes.



FIGURE 2 – Ligne d'emboutissage actuelle et ligne d'emboutissage multi-passes proposée dans le cadre de l'ANR PRICECAT (étape 1 : chauffe, étape 2 : transfert, étapes 3 et 4 : mise en forme et trempe, étape 5 : découpe).

Pour répondre aux objectifs du projet, ce dernier a été divisé en quatre "Work-Packages" confiés aux différents partenaires.

Le premier porte sur le développement d'une solution de chauffage rapide via la technologie de chauffage par conduction électrique et implique principalement la SREM Technologies, l'IRDL et ArcelorMittal. Cette technologie doit permettre le chauffage rapide et uniforme de flan de formes diverses.

Le deuxième point concerne la compatibilité du matériau avec le procédé envisagé (IRDL et ArcelorMittal). En effet, étant donné que les cycles thermo-mécaniques de mise en forme à chaud conventionnels sont modifiés, il est nécessaire d'étudier la métallurgie de l'acier au cours du procédé. Une méthode permettant de simuler ces cycles à l'aide d'une machine d'essai thermomécanique Gleeble 3500 a été développé par l'IRDL [Demazel et al., 2018].

La découpe à chaud fait l'objet du troisième point (ICA et ArcelorMittal). Cette solution de détourage fait l'objet d'un brevet déposé par Benteler Automobiltechnik [Hielscher, 2015]. L'objectif de ce point est de déterminer les mécanismes de détérioration des lames de découpe (lames neuves ou rechargées) et de donner des pistes d'améliorations.

Enfin, le dernier point concerne le développement numérique d'un concept de ligne d'emboutissage à chaud (SMP et ArcelorMittal). Ce concept intègre notamment la chauffe par conduction électrique, la mise en forme multi-passes et la découpe à chaud.

Objectifs de la thèse

Sur les quatre "Work-Packages" du projet ANR PRICECAT, la thèse s'inscrit dans le premier, le développement d'une solution de chauffage par conduction électrique. Cette technologie permet de chauffer très rapidement des flans rectangulaires à l'aide d'une paire d'électrodes (de l'ordre de la seconde contre quelques minutes pour la technologie conventionnelle). De plus, l'efficacité énergétique est élevée et l'investissement est raisonnable. Cependant, lorsque la pièce à chauffer présente une forme à section variable, elle ne chauffe pas de manière homogène, des zones froides ou surchauffées apparaissent, ne permettant pas l'obtention de pièces entièrement martensitiques.

L'objectif de la thèse est de définir de nouvelles techniques de chauffe par conduction électrique pour ne plus avoir de problème d'hétérogénéité en température pour des flans à section variable. La méthode de chauffage proposée doit aussi pouvoir s'adapter facilement à toutes les formes de flan.

Afin de répondre à l'objectif, des simulations numériques ont été réalisées sous COMSOL Multiphysics[®] pour étudier les comportements thermoélectriques pendant le chauffage et trouver les bons jeux de paramètres tels que le nombre d'électrodes, leur placement, les temps d'application du courant et les densités de courant, permettant d'arriver à une chauffe homogène. Parmi ces simulations numériques, certaines sont à l'origine du développement de prototypes permettant de valider les modèles numériques et de mieux appréhender la technologie de chauffe par conduction. On retrouve en particulier le développement d'un dispositif d'expansion biaxiale à chaud et le développement d'un démonstrateur de chauffe à l'échelle 1.

Ce manuscrit de thèse est composé de quatre chapitres.

Dans le chapitre I, basé principalement sur la littérature, le matériau de l'étude, l'Usibor[®]1500 revêtu Al-Si et le procédé d'emboutissage à chaud sont d'abord décrits. Une attention particulière est ensuite portée sur les technologies de chauffage, notamment sur la chauffe par conduction électrique. Le cahier des charges concernant la chauffe par conduction électrique de l'Usibor[®]1500 de flans de forme est finalement présenté.

Le chapitre II expose le modèle thermoélectrique utilisé. Il est validé par confrontation avec des expériences dans le cas simple du chauffage de flan rectangulaire à l'aide d'une paire d'électrodes. Ensuite, ce modèle est utilisé pour étudier l'influence de variations de sections et de courbure dans un flan. Le chapitre se poursuit avec l'étude d'une chauffe multi-électrodes sur un flan en forme de croix (forme permettant de s'affranchir de la position des électrodes). L'influence de la géométrie y est analysée, ainsi que les paramètres d'application du courant électrique (les temps d'application du courant et les densités de courant).

Ensuite, dans le chapitre III, la chauffe multi-électrodes est appliquée au cas d'un flan circulaire. Le travail réalisé constitue une part du développement d'un dispositif d'expansion biaxiale à haute température. À partir d'un cahier des charges concernant la partie mécanique, réalisé par [Coër, 2015], un modèle numérique thermoélectrique est développé. Le nombre d'électrodes nécessaire à la chauffe d'un flan circulaire, l'influence de l'application du courant et de la présence d'outils en contact avec le flan y sont étudiés. À partir des analyses réalisées, les choix concernant l'intégration de la chauffe par conduction ont été effectués. Le dispositif d'expansion biaxiale à haute température, fabriqué par la SREM Technologies, est ensuite présenté. Ce chapitre se termine par une confrontation expérience/simulation permettant de valider le modèle thermoélectrique.

Enfin, dans le chapitre IV, le chauffage d'un montant de baie (pièce structurelle d'une caisse en blanc présentée sur la figure 1a) est étudié. Dans un premier temps, la solution multiélectrodes est appliquée puis écartée du fait de la difficulté d'obtention d'une chauffe rapide et homogène. Cela a conduit au développement d'une nouvelle technique de chauffe ramenant le problème à un cas similaire au chauffage de flan rectangulaire. Cette solution a été retenue et fait l'objet d'un démonstrateur à l'échelle réalisé par la SREM Technologies. Ce dernier est présenté avec les premières expériences effectuées. Les confrontations expériences/modélisations sont finalement décrites montrant l'intérêt de la solution proposée.

Chapitre I

Mise en forme à chaud et méthodes de chauffe des aciers trempants

Ce chapitre présente, tout d'abord, l'acier trempant Usibor[®]1500 utilisé au cours de cette thèse. Ce matériau, pour être mis en forme et obtenir ses caractéristiques mécaniques élevées, nécessite d'être chauffé à haute température suivi par une phase de trempe sous les outils. Ses propriétés mécaniques et sa métallurgie ainsi que ses caractéristiques thermophysiques sont d'abord présentées. Les différentes étapes du procédé d'emboutissage à chaud sont également expliquées. Les différentes technologies utilisées lors de l'étape de chauffage sont ensuite décrites. Une attention particulière est apportée pour décrire les méthodes rencontrées dans la littérature pour le chauffage par conduction. Enfin, le cahier des charges, élaboré par Arcelor-Mittal, présentant les exigences des constructeurs automobiles et les contraintes de chauffe par conduction de flan de forme en acier trempant est donné.

1.1 Principales caractéristiques de l'Usibor[®]1500

Parmi les aciers trempants, le plus utilisé est l'acier au bore 22MnB5. Cet acier, faiblement allié, est produit par ArcelorMittal sous le nom Usibor[®]1500. Sa composition chimique est donnée dans le tableau I.1.

С	Mn	В	Si	Р	Cu	Ni	Cr	Al	Ti	Mo
0,22	1,23	0,004	0,25	0,008	0,03	0,022	0,20	0,03	0,037	< 0,02

TABLE I.1 – Composition chimique de l'Usibor[®]1500 (en % massique) [Bardelcik et al., 2014].

Ces aciers sont destinés aux pièces de structure et de sécurité pour l'industrie automobile, ceci grâce à leur résistance mécanique très élevée après leur mise en forme. Les valeurs typiques de limite élastique R_e , de résistance mécanique R_m et d'allongement A% de l'Usibor[®]1500, à l'état de livraison et après mise en forme, sont données dans le tableau I.2.

	R_{e} (MPa)	R_m (MPa)	A%
État de livraison	350-550	500-700	≤10
Après mise en forme	1100	1500	6

TABLE I.2 – Propriétés mécaniques de l'Usibor[®]1500 pour une éprouvette de longueur initiale $L_0 = 80 \ mm$ et d'épaisseur $e < 3 \ mm$ [ArcelorMittal, 2017].

Comme évoqué en introduction, pour obtenir leurs caractéristiques mécaniques très élevées en utilisation, il est nécessaire de passer par le procédé d'emboutissage à chaud. La figure I.1 donne l'évolution de la formabilité de l'acier 22MnB5 au cours du procédé d'emboutissage à chaud. Initialement le matériau présente une microstructure ferrito-perlitique avec une faible aptitude à la mise en forme. Après une étape d'austénitisation l'aptitude à la mise en forme est fortement améliorée. Enfin le matériau est simultanément embouti et trempé au sein des outils contrôlés en température, pour obtenir une microstructure entièrement martensitique avec une très haute résistance mécanique [Karbasian and Tekkaya, 2010, Abdulhay et al., 2011, Mori, 2012, Mori et al., 2017].

1.2 Traitement thermique

Afin d'obtenir une microstructure martensitique, le matériau doit suivre un traitement thermique spécifique. La figure I.2 donne un exemple de cycle thermique que l'on peut retrouver dans le procédé d'emboutissage à chaud direct conventionnel.

Le traitement débute par une phase d'austénitisation au-delà de la température supérieure de transformation Ac3, aux environs de 900 °C, suivie d'une phase de trempe avec une vitesse de refroidissement suffisamment élevée pour éviter les formations de bainite (B), ferrite (F) et perlite (P). D'après le diagramme TRC de l'acier 22MnB5 de la figure I.3, une vitesse de



FIGURE I.1 – Évolution des propriétés d'allongement en fonction de la résistance maximale pour l'acier 22MnB5 et lien avec l'évolution de sa microstructure au cours du procédé d'emboutissage à chaud direct (adapté de [Gharbi, 2017] avec les micrographies provenant de [Garcia-Aranda, 2004]).



FIGURE I.2 – Exemple de cycle thermique lors du procédé d'emboutissage à chaud conventionnel.

refroidissement critique supérieure à 27 $K.s^{-1}$ est préconisée lorsqu'il n'y a pas de déformation [Karbasian and Tekkaya, 2010].

Étant donné que la trempe est réalisée simultanément avec la mise en forme et que les déformations décalent les fronts des différentes phases sur le diagramme TRC, la vitesse de refroidissement critique est généralement supérieure à 50 $K.s^{-1}$ pour obtenir un acier entièrement martensitique après la phase de trempe.



FIGURE I.3 – Diagramme Transformation à Refroidissement Continu de l'acier 22MnB5 avec les courbes TRC décalées vers la gauche en rouge à partir de 10 % de déformation adaptées de [Grigorieva, 2010] et un hypothétique front bainitique en bleu montrant l'intérêt de l'ajout de bore adapté de [Rasera et al., 2016].

1.3 Éléments d'alliage

Les éléments d'alliage qui composent l'Usibor[®]1500 comme le manganèse, le chrome, le titane, l'aluminium, le bore et le molybdène jouent un rôle dans l'obtention de la microstructure souhaitée. L'utilisation seule ou combinée de ces éléments permet en effet d'améliorer les conditions d'austénitisation et les cinétiques de transformation de phase [Majta and Bator, 2002]. Dans cette composition, le bore joue un rôle prépondérant puisqu'il permet de décaler le nez bainitique pour faciliter l'obtention de martensite lors de la trempe (décalage vers la droite de la zone notée A+B sur la figure I.3)[Garcia-Aranda, 2004, Rasera et al., 2016].

1.4 Revêtement

Les températures élevées induites par la chauffe pour obtenir l'austénitisation favorisent l'oxydation en surface et la décarburation de l'acier. Afin d'éviter ces réactions, les aciers sont revêtus par des couches protectrices. L'un des revêtements les plus adaptés au procédé d'emboutissage à chaud direct est le revêtement Al-Si avec des charges d'application allant de 60 $g.m^{-2}$ à 200 $g.m^{-2}$ (application double face). Il est composé d'aluminium (87 – 93 %) et de silicium (7 – 11 %)[Krauth and Philippe, 1997].

Lorsque ce revêtement est appliqué sur un acier 22MnB5, il s'allie au cours de l'étape d'austénitisation et présente après l'emboutissage à chaud, des couches Al-Si-Fe protectrices de l'oxydation, de la décarburation, de la corrosion et adhérentes à la peinture. La figure I.4 montre les différentes couches présentes pour des tôles d'acier 22MnB5 avant et après emboutissage à chaud, avec ou sans revêtement Al-Si.



FIGURE I.4 – Coupes transversales de tôles en acier 22MnB5 avant et après emboutissage à chaud, (a) sans revêtement et (b) avec revêtement AL-Si [Mori et al., 2017].

Lors de l'étape de chauffe, ce revêtement va évoluer et son émissivité également. La figure I.5 donne les évolutions de la température en surface d'un flan en acier revêtu Al-Si et de son émissivité [Krauth and Philippe, 1997]. On voit que l'émissivité du revêtement Al-Si augmente de 0,2 à 0,3 avec la température jusqu'à environ T2 = 480 °C puis chute nettement à 0,10 avant de remonter progressivement au delà de 0,4 avec une température de maintien T1 = 600 °C. La faible émissivité atteinte s'explique par la fusion du revêtement à la température T2 où, sous forme liquide, le revêtement Al-Si présente un aspect miroir et donc une forte réflectivité. L'émissivité remonte ensuite avec le temps lors de l'alliation du revêtement avec le flan d'acier.



FIGURE I.5 – Évolutions temporelles de la température d'un flan en acier revêtu Al-Si et de son émissivité de surface [Krauth and Philippe, 1997].

1.5 Propriétés thermophysiques

Les propriétés thermophysiques de l'Usibor[®]1500 en fonction de la température ont été fournies par ArcelorMittal. Elles seront utilisées dans les modélisations sous COMSOL Multiphysics[®] présentées dans la suite de cette thèse et sont rappelées en annexe 2. Sur la figure I.6a, la masse volumique ρ a tendance à décroître avec l'augmentation de la température, mais augmente au moment de la transformation métallurgique en austénite. La conductivité thermique λ , présentée sur la figure I.6b, décroît pendant l'austénitisation puis croît avec la température à l'état austénitique. Sur la figure I.6c, la capacité thermique c_p croît avec la température puis chute soudainement après l'austénitisation, ceci est dû au fait que cette courbe inclue l'enthalpie de transformation lors de l'austénitisation. Comme pour beaucoup de métaux,



la résistivité électrique ρ_e de l'Usibor[®]1500, donnée sur la figure I.6d, croît avec l'augmentation de la température.

FIGURE I.6 – Propriétés de l'Usibor[®]1500 en fonction de la température : (a) Masse volumique ρ ; (b) Conductivité thermique λ ; (c) Capacité thermique c_p ; (d) Résistivité électrique ρ_e .

La figure I.7 donne l'évolution en fonction de la température de l'émissivité en surface ε_{AS} de l'Usibor[®]1500 revêtu avec une couche d'aluminium-silicium. Ces mesures ont été réalisées par ArcelorMittal lors d'un chauffage. En dessous de 500 °C, l'émissivité en surface est faible et chute entre 500 °C et 600 °C, puis remonte à partir de 750 °C. La baisse d'émissivité est liée à la fusion du revêtement (aux alentours de 600 °C). L'augmentation de l'émissivité intervient ici à partir de 750 °C, elle est liée à l'alliation du revêtement. Cette évolution de l'émissivité en fonction de la température est différente de celle présentée sur la figure I.5. En effet, cette émissivité est fortement dépendante de la cinétique de montée en température. Le cycle utilisé par ArcelorMittal pour obtenir cette évolution est différent de celui utilisé pour obtenir les données de la figure I.5.



FIGURE I.7 – Émissivité ε_{AS} du revêtement Al-Si en fonction de la température.

1.6 Procédé d'emboutissage à chaud

Comme indiqué précédemment, les aciers trempants nécessitent l'utilisation du procédé d'emboutissage à chaud pour être employés. Ce procédé se décline en deux variantes principales : l'emboutissage à chaud direct et indirect, représentées respectivement sur les figures I.8.a et I.8.b. Dans le cas de l'emboutissage à chaud direct, le flan est dans un premier temps austénitisé dans un four, puis transféré dans une presse où il est mis en forme et trempé simultanément. Pour le cas du procédé indirect, une étape de préformage (à froid) avant l'austénitisation est ajoutée. Une fois que le flan préformé est austénitisé, il est calibré (mise en forme finale) et trempé. Dans les deux cas, la pièce obtenue nécessite souvent une étape de détourage pour obtenir la géométrie finale ainsi qu'une étape de sablage pour éliminer les couches d'oxydes qui pourraient nuire à la bonne soudabilité du produit trempé [Karbasian and Tekkaya, 2010].



FIGURE I.8 – Procédé d'emboutissage (a) direct et (b) indirect [Karbasian and Tekkaya, 2010].

Le procédé d'emboutissage à chaud présente différents avantages permettant de dépasser les limites de l'emboutissage à froid. En effet, les pièces produites présentent des caractéristiques mécaniques élevées et l'absence de retour élastique permet d'augmenter la précision dimensionelle des pièces embouties [Yanagimoto et al., 2005]. De plus, la ductilité du flan à chaud facilite

20 Chapitre I

la mise en forme comme le montre la figure I.1. Cependant, le procédé actuel fait face à des inconvénients, notamment, les investissements élevés des technologies composant les différentes étapes à savoir, le four, la presse, le laser de détourage et les moyens de transfert de flan. Un autre inconvénient concerne la limitation de la cadence de production liée au maintien du flan dans la presse lors de la trempe. Enfin, la technologie de chauffage la plus utilisée, le four à rouleau, a un faible rendement énergétique et demande beaucoup d'espace comme le montre la figure I.9 (jusqu'à 60 m de longueur). De plus, à haute température, les phénomènes d'oxydation et de décarburation sont favorisés mais peuvent être évités par l'utilisation de flans revêtus. Dans le cas des produits aluminiés, l'opération de sablage et les coûts de production attenants, peuvent même être complètement supprimés.



FIGURE I.9 – Ligne d'emboutissage à chaud conçue par [Fagor-Arrasate, 2017] à gauche et par [Gestamp, 2018] à droite.

La technologie de chauffage par des fours à rouleaux présente beaucoup d'inconvénients et donc autant de points sur lesquels il est possible d'agir afin d'améliorer le procédé. Différentes technologies de chauffage ont donc été étudiées, et sont présentées dans la section suivante.

2 Les technologies de chauffage

La première étape du procédé d'emboutissage à chaud est le chauffage du flan à mettre en forme pour obtenir une structure austénitique. L'obtention d'un champ de température uniforme dans le flan et la réduction du temps de chauffe sont les principales demandes des constructeurs automobiles. Afin de répondre à ces demandes, différentes technologies plus où moins abouties ont vu le jour. Ces dernières reposent sur différents principes, avec notamment des technologies fonctionnant par transfert de chaleur (convection, rayonnement et conduction), ou par génération de chaleur interne via l'effet Joule (chauffage par induction et conduction). Ces technologies sont présentées dans la suite, avec leurs avantages et inconvénients.

2.1 Chauffage par rayonnement et convection

Comme dit précédemment, la technologie de chauffage la plus utilisée dans l'emboutissage à chaud est celle du four à rouleaux, la figure I.9 donne un exemple d'intégration de cette technologie à une ligne d'emboutissage à chaud. Les flans sont chauffés dans un long four pour avoir une cadence de production élevée (chauffe de plusieurs flans en simultané), ils sont ensuite amenés sur des rouleaux vers un robot qui les transfère sous une presse où ils sont emboutis et trempés simultanément.

Le chauffage des flans est réalisé par échanges convectifs et par échanges radiatifs dans le four. La génération de chaleur est assurée par combustion et/ou par effet Joule, selon les coûts du gaz et de l'électricité. Les temps de chauffe vont de 2 à 10 *min* selon les épaisseurs de flan (environ 3 *min* pour un flan en Usibor[®]1500 d'épaisseur 1,75 *mm* et une température d'austénitisation de 950 °C [Lechler and Merklein, 2008]).

Cette technologie permet de chauffer uniformément toute forme de flan et permet un transfert aisé vers l'étape de mise en forme. Cependant, le four à rouleau requiert beaucoup d'espace, aux alentours de 30 - 40 m de longueur (jusqu'à 60 m). Une disposition circulaire du four permet de s'adapter à des espaces ne possédant pas de grande longueur, un exemple de four circulaire est présenté sur la figure I.10.



FIGURE I.10 – Four circulaire [Gockel, 2012, CAN-ENG, 2018].

Afin de limiter l'encombrement, des fours multi-chambres avec une disposition verticale ont fait leur apparition comme sur la figure I.11a [Aikawa, 2015, AP&T, 2018]. Le chauffage par infrarouge long est idéal pour les systèmes compacts (longueurs d'onde comprises entre 4 et 1000 μm). Un exemple de cette configuration est donné sur la figure I.11b. Les flans sont chauffés par rayonnement infrarouge long via des émetteurs IR (Infrared Radiation) placés en dessous et au dessus de chacun des flans (un émetteur IR et un flan dans chaque chambre, et un dernier émetteur sur le haut du four). Selon le fournisseur d'équipements de traitement thermique Yac Denko [Yac-Denko, 2017], les temps de chauffe de flans d'épaisseurs 1,6 mm revêtus et 1,8 mm non revêtus sont respectivement de 170 s et 120 s pour atteindre 900 °C avec cette technique.



FIGURE I.11 – (a) Four compact à disposition verticale [AP&T, 2018]; (b) Four multi-chambres avec rayonnement infrarouge long, schéma adapté de [Aikawa, 2015].

2.2 Chauffage par contact

Dans le chauffage par contact, le flan à chauffer est maintenu entre deux plaques chaudes, la chaleur est transmise des plaques vers le flan par conduction thermique. Les sources de chaleur des plaques chaudes peuvent être générées par des serpentins de résistances électriques, ou par induction comme présenté sur la figure I.12. La source de chaleur, les plaques chaudes et le flan sont isolés thermiquement de l'environnement. Cette technologie de chauffage compacte permet d'obtenir une chauffe homogène et rapide, avec une austénitisation complète d'un flan en 15s (encombrement du flan : 210 mm par 120 mm) [Ploshikhin et al., 2011, Rasera et al., 2016].



FIGURE I.12 – Schéma de principe du chauffage par contact et photographie du dispositif développé par [Ploshikhin et al., 2011].

2.3 Chauffage par induction

Contrairement aux technologies précédentes, le chauffage par induction permet de générer la chaleur directement dans la pièce à chauffer. La chaleur est produite par effet Joule grâce au courant induit dans la pièce à chauffer. Le courant induit résulte du champ électromagnétique d'un inducteur traversé par un courant électrique dont l'intensité et la fréquence sont ajustées respectivement par un adaptateur et un convertisseur. La figure I.13 donne un schéma de principe du chauffage par induction.



FIGURE I.13 – Principe du chauffage par induction [Develey, 2000].

D'après [Kolleck et al., 2009], avec un inducteur à champ magnétique longitudinal, le chauffage d'un flan 22MnB5 non-revêtu de 1,5 mm d'épaisseur permet, jusqu'au point de Curie (entre 720 et 745 °C), d'avoir des temps de chauffe courts (8 – 10 s), une bonne homogénéité (écart inférieur à 2 °C) et un haut rendement énergétique (93 %). Une fois le point de Curie dépassé, les propriétés magnétiques du matériau sont modifiées et la chauffe est inefficace. Pour chauffer audelà du point de Curie, il est nécessaire d'utiliser un inducteur de face. Cependant, le rendement énergétique chute à 60 % et l'homogénéité est moins bonne (écart supérieur à 50 °C avec une température cible de 950 °C).

Afin d'améliorer ce procédé de chauffage, une combinaison des deux configurations est proposée (figure I.14), avec l'utilisation d'un champ magnétique longitudinal jusqu'au point de Curie, puis un inducteur de face pour atteindre des températures supérieures. Cette combinaison permet d'atteindre des temps de chauffe de 30 à 60 s pour atteindre 950 °C avec un écart de température maximum de 20 °C pour un flan 22MnB5 non-revêtu de 1,5 mm d'épaisseur.



FIGURE I.14 – Chauffage par induction en 2 étapes, schéma adapté de [Kolleck et al., 2009].

2.4 Chauffage par conduction (électrique)

Le principe du chauffage par conduction (ou chauffage direct par résistance) est simple, on fait passer un courant électrique à travers un matériau conducteur qui s'échauffe par effet Joule. Dans le cas d'un chauffage de flan rectangulaire, comme le montre le schéma de la figure I.15a, le courant d'intensité i produit par le générateur G, est amené au flan via une paire d'électrodes placée aux extrémités du flan. Une photographie d'un flan chauffé par conduction et maintenu par une paire d'électrodes est donnée sur la figure I.15b.



FIGURE I.15 – (a) Principe du chauffage par conduction, (b) Flan chauffé par conduction [Hübner and Behrens, 2016].

Le chauffage par conduction a de nombreux avantages. Il présente un rendement énergétique élevé, compris entre 75 et 95 % selon le rendement du générateur, les propriétés du matériau, la géométrie de la pièce et les paramètres de chauffage. Les temps de chauffe sont courts, 900 °C en 2 s pour des flans en acier, ce qui permet de réduire la formation de calamine d'après les travaux de [Mori, 2012]. Enfin, l'espace requis est réduit grâce à une chauffe rapide qui ne nécessite pas d'espace de stockage des flans chauds.

Cependant, le chauffage par conduction ne permet pas une distribution uniforme de la température dans des pièces à sections variables, et rend donc difficile le chauffage homogène de flans de forme [Liang et al., 2014]. Un autre désavantage du chauffage par conduction est la difficulté rencontrée dans l'application du courant par les électrodes. En effet, si le contact entre le flan et une électrode n'est pas homogène (différence de pression de contact à l'interface flan/électrode par exemple), le champ de température résultant de la chauffe est hétérogène [Mori et al., 2005].

Une autre difficulté peut apparaître avec l'utilisation d'un revêtement Al-Si. Lorsque la température atteinte est supérieure ou égale à celle de la température de fusion du revêtement Al-Si, un déplacement du revêtement peut se produire, le résultat de ce déplacement apparaît sous la forme d'une ligne comme représenté sur la figure I.16. Ce déplacement est dû au champ magnétique créé par le passage du courant dans le flan qui génère des forces électromagnétiques, les forces de Lorentz.



FIGURE I.16 – Photographie d'une ligne de revêtement Al-Si résultant de son déplacement lors d'un essai de chauffage par conduction réalisé par ArcelorMittal.

Cependant, ce déplacement de revêtement peut être supprimé en modifiant la direction des lignes de flux magnétiques comme le propose Shimotsu [Shimotsu, 2012]. Ce dernier utilise des guides réalisés dans un matériau ferromagnétique afin de rediriger les lignes du champ magnétique comme le montre le schéma de la figure I.17.



FIGURE I.17 – Schéma de principe de redirection des lignes de champ magnétique par l'utilisation de guides en matériau ferromagnétique (adapté de [Shimotsu, 2012]).

2.5 Synthèse des différentes technologies de chauffage

Le tableau I.3 permet d'avoir un aperçu global des différentes technologies de chauffage utilisées dans l'emboutissage à chaud. La technologie la plus répandue est celle du four à rouleaux

26 Chapitre I

qui permet un chauffage homogène de toutes formes de flan. Par contre, le chauffage est lent, l'efficacité énergétique est faible et l'espace nécessaire important. Les autres technologies ont pour objectif d'améliorer ces points faibles et en particulier les temps de chauffe. Parmi ces technologies, le chauffage par conduction se distingue par le nombre de ses atouts, compact, efficient, investissement faible et les temps de chauffe les plus courts. Cependant, cette technologie n'est pas idéale pour chauffer uniformément des flans de forme et se limite généralement au chauffage de flans rectangulaires.

TABLE I.3 – Comparaison des différentes technologies de chauffage dans l'emboutissage à chaud [Mori et al., 2017]

Méthode	Convention- nelle	Infrarouge	Contact	Induction	Conduction
Champ de température	Homogène	Homogène	Homogène	Limité par la longueur de l'inducteur	Zones froides au niveau des électrodes
Formes de flan	Toutes	Toutes	Toutes	Similaires à un rectangle	Rectangles en majorité
Encombre- ment	100-200 m^2	100-200 m^2	$5-10 \ m^2$	$5-10 \ m^2$	$5-10 \ m^2$
Temps de chauffe	2-10 mn	50-170 s	$15-60 {\rm \ s}$	30-60 s	2-10 s
Efficacité énergétique	Basse	Basse	Basse	Moyenne	Haute
Investisse- ment	1-3 M\$	0,5-1,5 M\$	0,2-0,5 M\$	0,5-1,5 M\$	0,1-0,3 M\$

3 Chauffage par conduction de flans de forme

Comme évoqué précédemment, le chauffage par conduction ne s'applique généralement pas à des flans de sections variables car le chauffage résultant n'est pas homogène. Mais, différentes études ont été réalisées afin d'étendre le chauffage par conduction à des flans de forme. Une revue des solutions apportées est présentée ici. Elles font généralement l'objet de brevets. Pour faciliter la compréhension, les schémas issus de ces brevets ont été revus.

3.1 Chauffage avec électrodes mobiles

La solution du chauffage avec électrodes mobiles permet de chauffer uniformément des zones qui peuvent avoir des sections variables, cette méthode a été inventée par [Ooyama and Kobayashi, 2014]. Avec l'exemple présenté sur la figure I.18, l'ensemble du flan en forme de trapèze doit-être chauffé uniformément à l'aide des deux électrodes mobiles.

En début de chauffe, les deux électrodes sont rapprochées (figure I.18a), puis le courant est appliqué et l'électrode de droite s'éloigne au fur et à mesure avec une vitesse \vec{v} permettant de chauffer uniformément le flan (figure I.18b). L'électrode de droite doit se déplacer de la plus



FIGURE I.18 – Principe du chauffage par conduction avec électrodes mobiles, (a) en début de chauffe, (b) en fin de chauffe (schémas adaptés de [Ooyama and Kobayashi, 2014]).

grande section vers la plus petite à la vitesse \vec{v} gérant l'apport de chaleur. Une fois l'ensemble de la zone traversée par cette électrode, le courant est arrêté. Cette solution permet d'obtenir des zones à sections variables chauffées uniformément. Cependant, la méthode s'applique seulement à des zones dont les rétrécissements de section évoluent de manière monotone comme pour le cas du trapèze présenté ici. Aucune donnée expérimentale n'a été trouvée sur le résultat d'un chauffage par cette méthode.

3.2 Chauffage avec compensation de sections

Le brevet, déposé par Benteler Automobiltechnik [Lackmann et al., 2015] propose une méthode de chauffage par conduction avec compensation de section. La figure I.19 donne le principe de cette méthode avec un flan de forme trapézoidale comprenant un évidement et son élément de compensation.

Le principe du chauffage avec compensation de section est le suivant, le courant est appliqué aux extrémités de l'élément de compensation avec lequel le flan est en contact et le courant circule dans l'ensemble générant de la chaleur par effet Joule. Le contact entre le flan et l'élément de compensation est assuré par dépression via des canaux dans l'élément de compensation. L'élément de compensation a pour but de contrôler la densité de courant dans le flan, soit pour chauffer uniformément, soit pour avoir un chauffage partiel du flan.

L'élément de compensation est ici adapté pour avoir un chauffage uniforme. On retrouve notamment les évidements sur le flan et sur l'élément de compensation. On voit aussi que l'épaisseur de l'élément de compensation s'adapte en fonction des différentes sections du flan. Lorsque la section du flan diminue, l'épaisseur de l'élément de compensation augmente, permettant ainsi l'homogénéisation de la densité de courant dans le flan, et donc un chauffage uniforme.

Cette solution de chauffage semble prometteuse, elle permet d'obtenir une température uniforme dans un flan de forme qui peut contenir des évidements. Elle nécessite, cependant, une bonne maîtrise des résistances de contact électriques et thermiques entre le flan et l'élément de compensation, afin d'assurer une densité de courant constante dans le flan pour obtenir un chauffage homogène. Comme pour la précédente méthode, il n'y a pas de résultats expérimentaux disponibles sur le chauffage par conduction avec l'utilisation d'un élément de compensation.



FIGURE I.19 – Principe du chauffage par conduction avec compensation de section, vue de côté (a) et de dessus (b) (schéma adapté de [Lackmann et al., 2015]).

3.3 Chauffage de flan avec extensions

Un autre moyen de contrôler les densités de courant dans le flan a été proposé à travers un brevet déposé par Toyota [Matsumoto and Yamanishi, 2011]. Le principe de ce brevet est présenté sur la figure I.20 sur le cas d'un flan de forme d'une portière avant (gris clair) avec une paire d'électrodes placée sur ses extrémités (orange), ainsi qu'une représentation des lignes équipotentielles lorsqu'un courant traverse le flan.

Dans le cas de la figure I.20a, la forme du flan et le placement de la paire d'électrodes induisent des lignes équipotentielles qui ne sont pas toutes rectilignes et parallèles, contrairement au cas d'un chauffage de flan rectangulaire. Afin de redresser ces lignes équipotentielles pour qu'elles soient toutes verticales, une solution est proposée sur la figure I.20b.

La forme du flan est modifiée pour intégrer des extensions (gris foncé) qui permettent de dévier/faire passer le courant en différents endroits afin de redresser les lignes équipotentielles et tendre vers un chauffage homogène. Ces extensions sont directement intégrées au flan et sont donc faites du même matériau, elles sont découpées avant ou pendant la mise en forme du flan.

Les électrodes sont aussi modifiées pour pouvoir s'adapter aux extensions. La matière utilisée pour cette modification doit être très conductrice pour éviter des pertes par effet Joule indésirables, le cuivre est donc adapté.

Le principe de cette méthode semble intéressant, mais comme pour les précédentes méthodes, il n'y a pas de résultats expérimentaux disponibles sur son application. On ne peut donc pas conclure sur l'efficacité de la méthode, notamment sur l'écart de température maximal obtenu dans la partie emboutie du flan.



FIGURE I.20 – Chauffage d'un flan de portière avant et représentation des lignes équipotentielles électriques, (a) sans utilisation d'extensions, (b) avec utilisation d'extensions (schémas adaptés de [Matsumoto and Yamanishi, 2011]).

3.4 Chauffage multi-électrodes séquentiel

Avec le chauffage multi-électrodes séquentiel breveté par [Machrowicz, 2007], le flan est chauffé en différentes étapes par un passage successif d'un courant électrique entre plusieurs électrodes afin d'obtenir une température uniforme dans le flan. La figure I.21a montre un exemple de placement de multiples électrodes (orange) sur un flan de forme (gris clair) avec un évidement.

La première étape de chauffage débute par le passage du courant dans plusieurs électrodes (minimum 2 pour assurer la circulation du courant), par exemple les électrodes e_1 et e_5 . Ensuite, d'autres électrodes sont utilisées, les électrodes e_2 et e_4 , pour chauffer une zone qui ne l'a pas été. Puis, d'autres associations d'électrodes suivent jusqu'à obtenir un chauffage complet avec une température uniforme dans toute la pièce. L'évidement au centre du flan peut générer des surchauffes qui seront difficiles à éviter malgré le chauffage séquentiel.

Un élément de remplissage présenté sur la figure I.21b est donc ajouté à cette solution de chauffage permettant de compléter le manque de matière. Cet élément de remplissage doit être conducteur d'électricité pour laisser passer le courant et donc éviter des fortes concentrations de courant conduisant à des surchauffes indésirables.

Un autre exemple de chauffage multi-électrodes séquentiel est proposé par [Behrens and Hübner, 2014] sur un flan de pied milieu comme présenté sur la figure I.22.

Le flan est divisé en deux rectangles (notés 1 et 2) et un trapèze (noté 3). Une paire d'électrodes est attribuée à chacun des rectangles comme pour le chauffage par conduction d'un flan rectangulaire. Sur la zone trapézoïdale, l'électrode notée E2 est utilisée avec 5 autres électrodes notées E3, E5, E6, E7 et E8 qui sont activées selon une séquence permettant d'obtenir une température uniforme dans la zone 3.

30 Chapitre I



FIGURE I.21 – (a) Chauffage multi-électrodes séquentiel, (b) Élément de remplissage (schémas adaptés de [Machrowicz, 2007]).



FIGURE I.22 – (a) Chauffage multi-électrodes séquentiel d'un flan de pied milieu, (b) Caractérisation de la dureté d'un flan de pied milieu chauffé par conduction [Behrens and Hübner, 2014].

Cette configuration de chauffage par conduction a été testée sur les zones 2 et 3 d'un flan de pied milieu avec un essai comprenant une étape de chauffe suivie d'un trempe. Le temps de chauffe est de 127 s pour atteindre 930 °C dans les deux zones. La coloration du flan présenté sur la figure I.22b donne l'historique thermique et montre que dans l'ensemble le flan a été chauffé uniformément. Ceci est confirmé par la présence de martensite qui est caractérisée par une dureté supérieure à 480 HV_{10} pour un acier 22MnB5.

Cependant, la coloration montre qu'autour des électrodes des gradients thermiques étaient

présents lors de la chauffe. En conséquence, les zones affectées par ces gradients ne permettent pas toujours la formation de martensite, notamment au niveau de l'électrode E3 où sur 80 mm la dureté est inférieure à 200 HV_{10} .

Pour diminuer le gradient thermique autour des électrodes, il est possible de générer des concentrations de courant locales qui augmenteront la chaleur générée autour des électrodes, ceci par l'utilisation d'électrodes dentelées qui par leur géométrie concentre le courant localement au niveau des points de contact [Behrens and Hübner, 2015, Mori et al., 2017].

3.5 Chauffage de flans complémentaires par conversion en rectangles

Dans le cas où la forme du flan à chauffer offre la possibilité de la décomposer en rectangles, le flan peut être chauffé uniformément en utilisant autant de générateurs et de paires d'électrodes que de zones rectangulaires à chauffer, ainsi le chauffage par conduction peut être réalisé de la même manière que pour des flans rectangulaires comme présenté sur la figure I.23 [Behrens and Hübner, 2015].



FIGURE I.23 – Chauffage de 2 flans de pied milieu convertis en zones rectangulaires, a) avec 5 générateurs, b) avec 3 générateurs, schémas adaptés de [Behrens and Hübner, 2015].

Le fait de mettre un générateur par zone rectangulaire permet de contrôler l'intensité du courant afin d'avoir une densité de courant constante dans tout le flan et donc un chauffage homogène. Pour que les tensions aux bornes des paires d'électrodes puissent varier, les générateurs doivent fonctionner sur des potentiels électriques flottants. Une configuration de deux flans de pied milieu complémentaires, 5 générateurs (de G_1 à G_5), 10 électrodes et une série de ponts électriques est donnée sur la figure I.23a.

Ces flans sont composés chacun de deux zones rectangulaires et d'une zone trapézoïdale. Pour relier les deux trapèzes et faire passer le courant de l'un à l'autre, des ponts électriques en cuivre

32 Chapitre I

sont utilisés. Le nombre de générateurs utilisés peut être réduit de 5 à 3 en associant les zones rectangulaires de même largeur, comme présenté sur la figure I.23b.

Cette solution de chauffage a été testée sur deux trapèzes en acier 22MnB5 de bases 200 mm et 335 mm, avec une hauteur de 280 mm et une épaisseur de 1,5 mm (voir figure I.24). Le temps de chauffe pour atteindre 930 °C est de 10 s avec une température uniforme dans l'ensemble des flans. Cette solution de chauffage rapide et homogène a cependant un inconvénient majeur, elle nécessite des formes de flan pouvant être décomposées en rectangles ou se complétant elles-mêmes comme pour les trapèzes.



FIGURE I.24 – Chauffage de 2 trapèzes [Hübner and Behrens, 2016]

3.6 Conclusion sur le chauffage par conduction de flans de formes

Afin de surmonter la limitation du chauffage par conduction à des formes régulières, différentes solutions ont été proposées dans la littérature et ont fait l'objet de brevets. Cependant, ces brevets se contentent souvent de donner le principe de la solution, sans présenter de résultats expérimentaux, qui permettraient de juger de l'homogénéité du champ de température et d'avoir une idée des vitesses de montée en température. Mais ces solutions donnent des pistes à explorer, et notamment celles proposées par l'Université Leibniz d'Hanovre qui donnent des résultats encourageants avec la méthode de chauffage multi-électrodes séquentiel et la méthode de chauffage de flans complémentaires par conversion en rectangles.

4 Solutions numériques pour le chauffage par conduction de flan de forme

La simulation numérique a pour objectif d'aider à la compréhension des différents phénomènes physiques intervenant dans le système étudié mais elle peut également aider à rechercher des solutions technologiques permettant d'assurer un chauffage homogène de flans de forme pour l'emboutissage à chaud. Pour ce faire, les phénomènes physiques liés aux transferts de chaleur et à l'électrocinétique doivent être modélisés pour décrire le chauffage par conduction d'une pièce en métal. À partir des équations de conservation de l'énergie et de la charge électrique qui seront présentées dans le chapitre II, plusieurs simulations numériques ont été présentées dans la littérature pour estimer la température dans des flans chauffés par conduction électrique.

C'est le cas de l'étude menée par l'Université de Leibniz d'Hanovre sur le chauffage d'un pied milieu pour pouvoir définir un prototype d'essai. Le résultat d'une de leurs simulations numériques de chauffage par conduction est donné sur la figure I.25. On observe que la configuration d'électrodes choisie n'a pas permis d'aboutir à un champ de température homogène.

Dans l'étude réalisée par Mori [Mori et al., 2005], la simulation numérique a permis de mettre en évidence l'influence d'un contact électrode/flan hétérogène lors du chauffage par conduction d'un flan rectangulaire, le résultat de la simulation est donné sur la figure I.26. On voit que l'hétérogénéité des contacts induit une hétérogénéité du champ de température.

Les travaux de la littérature montrent ainsi qu'il est possible de recourir à la simulation numérique pour étudier l'homogénéité du champ de température au sein de flans chauffés par conduction électrique. Ces travaux mettent également en évidence la difficulté de trouver des solutions technologiques conduisant à une chauffe homogène de flans de forme. Dans le cadre de cette thèse, la simulation numérique sera également utilisée en vue de rechercher des solutions plus intéressantes que celles actuellement disponibles dans la littérature.



FIGURE I.25 – Configuration de placement des électrodes sur un flan de pied milieu avec une représentation des passages de courant par des flèches et résultat de simulation thermoélectrique réalisée sous ANSYS[®] présentant le champ de température en fin de chauffage [Hübner and Behrens, 2016].



FIGURE I.26 – Champ de température obtenu par une simulation numérique sous ANSYS[®] pour des contacts électrode/flan hétérogènes [Mori et al., 2005].

Avant d'étudier ces nouvelles solutions, il est important de bien préciser le cahier des charges que devra respecter la solution de chauffe par conduction électrique de pièces en acier trempant.

34 Chapitre I

5 Cahier des charges du chauffage de flan de forme

Comme annoncé dans l'introduction de la thèse, le projet ANR PRICECAT a pour objectif d'améliorer le procédé d'emboutissage à chaud notamment par le biais d'une mise en forme multi-passes, en augmentant la cadence de production, en diminuant le coût énergétique et en facilitant les étapes de maintenance, le tout dans un système compact sous une unique presse.

Dans le procédé d'emboutissage à chaud classique, l'étape d'austénitisation est la plus chronophage, ce qui implique l'utilisation de grands espaces pour permettre une cadence de production soutenue. De plus, la mise en température d'un four à rouleaux réduit la flexibilité d'utilisation (notamment lors de changements de pièce à produire).

L'un des points clés de l'amélioration du procédé réside donc dans la technologie de chauffage utilisée lors de l'étape d'austénitisation. Un schéma avec une ligne d'emboutissage à chaud envisagée pour le projet est donné sur la figure I.27a. L'objectif de cette ligne d'emboutissage multi-step est de former une "planche à talon" décrite sur la figure I.27b. Cette pièce est emboutie au cours de plusieurs étapes de mise en forme et de réausténitisation sous une seule presse. La vérification de l'état martensitique à la fin de l'emboutissage de cette pièce a été vérifiée numériquement par ArcelorMittal et expérimentalement sur une machine Gleeble en reproduisant les cycles thermomécaniques rencontrés sur certains points critiques de la pièce [Demazel et al., 2018].

Les éléments notables/différentiables de la ligne d'emboutissage à chaud améliorée sont les suivants :

- l'utilisation d'une technologie de chauffage rapide pour l'austénitisation,
- une mise en forme multi-passes pour une plus grande liberté sur la forme des pièces,
- une étape de réausténitisation si nécessaire (selon les niveaux de température atteints),
- une découpe à chaud réalisée par des lames intégrées aux outils.

Après une étude sur les avantages et inconvénients de chacune des technologies de chauffage existantes, le choix de la technologie s'est porté sur le chauffage par conduction.



FIGURE I.27 – (a)Ligne d'emboutissage à chaud multi-passes proposée par SMP dans le cadre de l'ANR PRICECAT; (b) Flan initial et embouti de la planche à talon.

Le procédé de chauffage par conduction étant novateur dans le cadre de l'emboutissage à chaud, ArcelorMittal a dû redéfinir une fenêtre de chauffe pour l'Usibor[®]1500 revêtu Al-Si afin de répondre au cahier des charges de ses clients. Le cahier des charges concerne en particulier les propriétés mécaniques du matériau sur la pièce obtenue après emboutissage à chaud, mais aussi sur la résistance à la corrosion et la mise en peinture de cette pièce. Les essais permettant de vérifier si le produit final respecte le cahier des charges ont été réalisés à partir d'un dispositif de chauffe de flans rectangulaires conçu par la SREM Technologies, un des partenaires du projet ANR PRICECAT. Ces essais comportaient les étapes suivantes :

- une découpe de flans rectangulaires et un dégraissage,
- un chauffage par conduction de ces flans rectangulaires selon différents cycles de chauffage,
- un transfert des flans austénitisés vers un outil de trempe,
- une trempe à plat des flans sous une presse.

En plus de la métallurgie du flan, les caractéristiques suivantes ont été analysées pour définir la fenêtre de chauffage par conduction :

- la rugosité de surface,
- la métallurgie du revêtement Alusi[®],
- l'adhésion de la peinture.

Ainsi la fenêtre de chauffage par conduction a pu être déterminée, les paramètres résultants à respecter sont les suivants :

- la vitesse de montée en température doit être comprise entre $90K.s^{-1}$ et 200 $K.s^{-1}$, soit des temps de chauffage compris entre 4 s et 10 s,
- la température d'austénitisation du flan doit être comprise entre 880 °C et 930 °C,
- le flan doit être maintenu dans cette plage de températures pendant au moins 7 s.

Le coût matière étant élevé, il est préférable de limiter les rebuts matière et donc de chauffer des flans de forme et non des flans rectangulaires. Des exemples génériques de formes de flan classiquement étudiés par ArcelorMittal sont présentés sur la figure I.28. Les flans rencontrés dans l'industrie automobile ont donc des formes et des dimensions très variées. La solution proposée pour chauffer uniformément ces flans de formes devra donc également s'adapter à ces diverses géométries.




6 Conclusion du chapitre

Ce chapitre a permis dans un premier temps de mettre en avant les caractéristiques du matériau étudié, l'Usibor[®]1500 revêtu Al-Si, ainsi que le procédé d'emboutissage à chaud permettant son utilisation.

Ensuite, un point sur les différentes technologies de chauffage a été réalisé. Il en ressort que le chauffage par conduction électrique semble être une technique prometteuse vis-à-vis de la vitesse de chauffe, du rendement énergétique et de la compacité.

L'état de l'art a montré néanmoins que le chauffage par conduction électrique, ou plus brièvement, le chauffage par conduction, posait des problèmes d'homogénéité en température pour des flans de forme. Différentes solutions ont été proposées dans la littérature, comme le chauffage multi-électrodes séquentiel où l'uniformité en température du flan semble atteignable, mais avec des temps de chauffe plus longs que ceux visés par ArcelorMittal. Une autre solution est basée sur le chauffage de flans complémentaires convertis en bandes rectangulaires. Les critères de vitesse de chauffe et d'homogénéité sont alors bien respectés, mais il est nécessaire d'avoir des formes de flan complémentaires. Cette solution ne permet donc pas de chauffer l'ensemble des formes de flans.

L'état de l'art a également montré que la simulation numérique peut permettre de prédire les phénomènes thermoélectriques intervenant lors du chauffage par conduction. Il s'agit donc d'un outil intéressant pour évaluer la pertinence de différentes solutions de chauffage par conduction et déterminer une solution répondant au cahier des charges présenté.

Modélisation numérique du chauffage par conduction

Ce chapitre présente le modèle numérique mis en place pour simuler les phénomènes thermoélectriques intervenant lors du chauffage par conduction de flan. L'objectif final est de définir les paramètres numériques capables de respecter le cahier des charges des conditions de chauffage de flan de forme donné dans le chapitre précédent.

Tout d'abord, les formulations mathématiques utilisées dans COMSOL Multiphysics[®] pour modéliser le comportement thermoélectrique sont présentées. Ensuite, en se basant sur un cas expérimental de chauffage par conduction d'un flan rectangulaire, réalisé précédemment à cette thèse, un modèle thermoélectrique avec les paramètres numériques associés est élaboré. Une étude paramétrée est menée afin d'observer l'influence des échanges convectifs et radiatifs ainsi que des résistances de contact thermique et électrique sur le chauffage. Un jeu de paramètres cohérent avec les données expérimentales est alors retenu pour la suite des simulations numériques.

En vue de mieux appréhender les phénomènes thermoélectriques lors du chauffage par conduction de flan de forme, le modèle est utilisé afin d'étudier la chauffe d'un flan à section variable avec une paire d'électrodes. L'influence des variations de section et de courbures sur l'homogénéité thermique est analysée. Le chapitre se poursuit avec l'étude d'un flan en forme de croix par un chauffage multi-électrodes, solution plus adaptée pour obtenir un champ de température homogène. Cette croix correspond à deux rectangles avec des congés aux intersections. Cette géométrie permet de s'affranchir de la position des électrodes (situées aux extrémités de chaque rectangle) et d'étudier l'influence de la géométrie via les rayons de congé, les temps d'application du courant et les densités de courant appliquées sur l'homogénéité en température.

Enfin, un bilan de l'étude numérique est réalisé, en particulier sur l'influence des différents paramètres de chauffe et avec une critique des différents observables permettant d'évaluer la qualité du champ de température.

1 Formulation du problème thermoélectrique

La simulation numérique a pour objectif d'aider à la compréhension des différents phénomènes physiques intervenant dans le système étudié. Afin de répondre à la problématique du développement d'une solution de chauffage rapide pour l'emboutissage à chaud, les phénomènes physiques liés aux transferts de chaleur et à l'électrocinétique doivent être modélisés pour décrire le chauffage par conduction d'une pièce en métal. Les formulations mathématiques des problèmes thermique et électrique utilisées pour les études numériques sont décrites dans la suite.

1.1 Modèle thermique

Le problème thermique est résolu dans les matériaux constituant le système étudié de chauffe par conduction (domaine d'étude Ω de la figure II.1) à partir de l'équation de conservation de l'énergie :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = div \left(\boldsymbol{\lambda} \cdot \boldsymbol{g} \boldsymbol{r} \boldsymbol{a} \boldsymbol{d} \left(T \right) \right) + Q \qquad \forall M \in \Omega$$
(II.1)

avec :

- ρ masse volumique [en $kg.m^{-3}$],
- c_p chaleur spécifique massique [en $J.kg^{-1}.K^{-1}$],
- T température [en K],
- t temps [en s],
- λ tenseur de la conductivité thermique [en $W.m^{-1}.K^{-1}$],
- Q source de chaleur donnée [en $W.m^{-3}$].



FIGURE II.1 – Schéma des domaines d'études, limites et interfaces soumis aux problèmes thermique et électrique.

Dans le cas d'un chauffage par conduction, le terme source Q dépend de la densité de courant électrique et du champ électrique et sera décrit à la section 1.3.

Par ailleurs, les propriétés thermophysiques des matériaux métalliques sont dépendantes de la température et des phases métallurgiques. Dans le cadre de ce modèle, les propriétés seront supposées dépendre uniquement de la température et issues des données fournies par ArcelorMittal (section 1.5).

1.1.1 Conditions aux limites thermiques

Lors du chauffage par conduction, la pièce fait face à des transferts thermiques avec son environnement. Certaines surfaces de la pièce sont en contact avec l'air ambiant. Elles sont donc soumises à des pertes par convection avec l'air et rayonnement avec l'environnement.

La différence de température de la pièce avec l'air génère des transferts de chaleur par convection, qui sont ici modélisés par la loi de Newton (aux limites $\Gamma_{\varphi_{conv}}$ de la figure II.1) :

$$-\vec{\boldsymbol{n}} \cdot \vec{\boldsymbol{\varphi}}_{conv} = h\left(T_{air} - T\right) \qquad \forall M \in \Gamma_{\varphi_{conv}}$$
(II.2)

avec :

- \vec{n} vecteur normal unitaire extérieur à la surface,
- $\vec{\varphi}_{conv}$ flux de chaleur convectif [en $W.m^{-2}$],
- h coefficient d'échange convectif [en $W.m^{-2}.K^{-1}$],
- T_{air} température de l'air [en K],
- T température de la surface de la pièce [en K].

Concernant les pertes par rayonnement, elles sont décrites par la loi de Stefan-Boltzmann (aux limites $\Gamma_{\varphi_{ray}}$ de la figure II.1) :

$$-\vec{\boldsymbol{n}} \cdot \vec{\boldsymbol{\varphi}}_{ray} = \varepsilon \, \sigma_{SB} \, \left(T_{env}^4 - T^4 \right) \qquad \forall \, M \, \in \, \Gamma_{\varphi_{ray}} \tag{II.3}$$

avec :

- $\vec{\boldsymbol{\varphi}}_{ray}$ flux de chaleur radiatif [en $W\!.m^{-2}],$
- ε émissivité du matériau,
- $\sigma_{SB} = 5,67.10^{-8} W.m^{-2}.K^{-4}$ constante de Stefan-Boltzmann,
- T_{env} température des surfaces environnantes [en K],
- T température de la surface de la pièce [en K].

Pour les surfaces en contact avec les électrodes, plusieurs approches peuvent être utilisées.

La plus simple consiste à ne pas modéliser les électrodes. La géométrie du domaine de calcul est ainsi limitée à celle du flan. Pour les surfaces en contact avec les électrodes, une température T_{imp} peut alors être imposée avec une condition de type Dirichlet (aux limites $\Gamma_{T_{imp}}$ de la figure II.1) :

$$T = T_{imp} \qquad \forall M \in \Gamma_{T_{imp}} \tag{II.4}$$

Cette température sera à déduire, par exemple, de mesures de température des électrodes ou au voisinage.

Une autre approche consiste à modéliser également les transferts de chaleur et de courant électrique dans les électrodes. Pour les surfaces entre la tôle et les électrodes, des résistances de contact sont alors à prendre en compte, comme détaillé dans le paragraphe suivant.

Lorsque des plans de symétrie peuvent être définis, une condition d'isolation thermique est appliquée (aux limites $\Gamma_{\varphi_{iso}}$ de la figure II.1) :

$$-\vec{n} \cdot \vec{\varphi} = 0 \qquad \forall M \in \Gamma_{\varphi_{iso}}$$
(II.5)

1.1.2 Conditions aux interfaces pour le problème thermique

Le contact entre deux surfaces présente des imperfections. En effet, à l'échelle microscopique les aspérités de chacune des surfaces créent des zones de contact et des milieux interstitiels. Les milieux interstitiels présents sont composés d'air et ont une conductivité thermique faible limitant les flux thermiques. Les transferts thermiques entre les deux domaines en contact s'effectuent donc principalement par les zones en contact générant des constrictions des lignes de flux thermique. Ces phénomènes de constriction induisent une augmentation de la résistance thermique dans toute la zone où sont présents les aspérités et le milieu interstitiel. Afin de prendre en compte les imperfections de contact à une échelle macroscopique, on définit une résistance de contact thermique (RCT) comme une résistance équivalente intégrant tous les accroissements de résistance imputables aux imperfections présentes dans la zone de contact. Cette zone de contact (notée $\Sigma_{1/2}$ sur la figure II.1) est alors modélisée à l'aide d'une surface lisse sur laquelle on impose un flux de chaleur tenant compte de ce contact imparfait en écrivant la condition :

$$\vec{n} \cdot \vec{\varphi}_{contact} = \frac{(T_1 - T_2)}{RCT} \quad \forall M \in \Sigma_{1/2}$$
 (II.6)

avec :

- $\vec{\varphi}_{contact}$ flux de chaleur de contact [en $W.m^{-2}$],
- RCT résistance de contact thermique [en $m^2.K.W^{-1}$],
- T_1 et T_2 les températures de part et d'autre de l'interface [en K].

La difficulté réside alors dans l'évaluation de cette résistance de contact. La modélisation des contacts imparfaits lors de phénomènes électrothermiques a fait l'objet de nombreux travaux de recherche. Cette problématique est particulièrement importante notamment dans la modélisation des procédés de soudage par point. On pourra se référer aux travaux de [Thieblemont, 1992, Srikunwong, 2005, Feulvarch et al., 2006, Raoelison, 2010] qui présentent différentes approches pour modéliser le contact entre surfaces en présence de phénomènes électrothermiques.

On retrouve aussi des travaux associés aux procédés de formage à chaud pour évaluer les coefficients de transfert thermique entre la pièce à former et les outils [Kim et al., 2015, Liu et al., 2017, Ying et al., 2017, Alves et al., 2017].

La mesure de RCT fait également l'objet de différents travaux dans la littérature [Carre et al., 2007, Kaza, 2010, Geslain, 2018]. Cette résistance dépend en réalité de nombreux paramètres, comme la rugosité de surface, la température et la pression de contact. Dans le cadre de la thèse, les pressions de contact entre les différentes surfaces ne varient pas (ou peu), et bien que la température varie fortement à ces interfaces, le coefficient RCT sera supposé constant.

1.2 Modèle électrique

L'ensemble des problèmes électromagnétiques est régi par les équations de Maxwell. Cependant, dans notre cas, les matériaux sont considérés homogènes et isotropes. De plus, le chauffage par conduction est ici réalisé au moyen d'un courant électrique alternatif de 50Hz. Dans ces conditions, les phénomènes électriques peuvent donc être décrits avec une formulation statique (Approximation des Régimes Quasi-Stationnaires en annexe 1). Ainsi, le problème électrique est régi par l'équation de conservation de la charge électrique (dans le domaine d'étude Ω de la figure II.1) :

$$div\left(\vec{J}\right) = 0 \qquad \forall M \in \Omega \tag{II.7}$$

avec la loi d'Ohm locale :

$$\vec{\boldsymbol{J}} = \sigma_{e} \cdot \vec{\boldsymbol{grad}} (V) \qquad \forall M \in \Omega$$
(II.8)

et:

- \vec{J} densité de courant [en $A.m^{-2}$],

- V potentiel électrique [en V].

1.2.1 Conditions aux limites électriques

Les frontières avec des domaines non conducteurs d'électricité (notées $\Gamma_{J_{iso}}$ sur la figure II.1) sont soumises à une condition d'isolation électrique :

$$-\vec{n} \cdot \vec{J} = 0 \qquad \forall M \in \Gamma_{J_{iso}}$$
 (II.9)

L'équation (II.10) régit les limites et frontières (notées $\Gamma_{J_{app}}$ sur la figure II.1) soumises à une densité de courant J_{app} :

$$-\vec{n} \cdot \vec{J} = \pm J_{app} \quad \forall M \in \Gamma_{J_{app}}$$
(II.10)

Et l'équation (II.11) régit les limites et frontières (notées Γ_{V_0} sur la figure II.1) liées à la masse et est aussi utilisée pour des conditions d'antisymétrie (potentiels électriques opposés de part et d'autre de l'axe/plan d'antisymétrie).

$$V = 0 \qquad \forall M \in \Gamma_{V_0} \tag{II.11}$$

1.2.2 Conditions aux interfaces pour le problème électrique

A l'instar de la résistance de contact thermique, les imperfections de contact entre les électrodes et le flan sont prises en compte par le biais d'un coefficient de résistance de contact électrique *RCE*. Une densité de courant électrique $\vec{J}_{contact}$ est alors imposée à l'interface entre les deux matériaux (notée $\Sigma_{1/2}$ sur la figure II.1) selon la relation :

$$\vec{\boldsymbol{n}} \cdot \vec{\boldsymbol{J}}_{contact} = \frac{(V_1 - V_2)}{RCE} \quad \forall M \in \Sigma_{1/2}$$
(II.12)

avec V_1 et V_2 les potentiels électriques de part et d'autre de l'interface exprimés en [V] et RCE la résistance de contact électrique [en $\Omega.m^2$].

Comme pour la résistance de contact thermique, de nombreux travaux de la littérature ont porté sur la détermination des résistances de contact électrique et leur modélisation. On retrouve notamment les travaux sur le soudage par point de [Thieblemont, 1992, Srikunwong, 2005, Feulvarch et al., 2006, Carre et al., 2007, Pradille et al., 2010, Raoelison, 2010, Geslain, 2018] ou encore sur le formage à chaud de [Terhorst et al., 2016]. À l'instar de la RCT, le coefficient RCE sera supposé constant.

1.3 Couplage thermoélectrique

Le couplage électrothermique s'effectue principalement à travers la production de chaleur par effet Joule dont l'expression est donnée par la relation :

$$Q_{Joule} = \stackrel{t}{grad}(V) \cdot \sigma_{e}(T) \cdot grad(V) \qquad \forall M \in \Omega$$
(II.13)

Les propriétés thermoélectriques de l'Usibor[®]1500 interviennent elles aussi dans ce couplage car elles évoluent fortement avec la température. Ainsi, le couplage thermoélectrique intervient selon les nouvelles expressions de l'équation de la chaleur (II.14) et de l'équation de conservation de la charge électrique (II.15).

$$\rho(T) c_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} = div \left(\boldsymbol{\lambda}(T) \cdot \boldsymbol{grad}(T) \right) + Q_{Joule} \quad \forall M \in \Omega \quad (\text{II.14})$$

$$div\left(\vec{\boldsymbol{\sigma}_{e}}\left(T\right) \, . \, \vec{\boldsymbol{grad}}\left(V\right)\right) = 0 \qquad \forall M \in \Omega$$
(II.15)

Comme évoqué précédemment, l'effet de constriction des lignes de courant électrique conduit à un accroissement de la résistance électrique. Il en résulte une forte génération volumique de chaleur par effet Joule, localisée au voisinage de la zone de contact. La condition de contact thermique en présence d'un courant électrique est alors modifiée. L'équation (II.6) devient alors (II.16) afin de prendre en compte la génération de chaleur par effet Joule produite par l'imperfection des contacts.

$$\vec{n}_{12} \cdot \vec{\varphi}_{contact} = \frac{(T_1 - T_2)}{RCT} + r \cdot \frac{(V_1 - V_2)^2}{RCE} \qquad \forall M \in \Sigma_{1/2}$$

$$\vec{n}_{21} \cdot \vec{\varphi}_{contact} = \frac{(T_2 - T_1)}{RCT} + (1 - r) \cdot \frac{(V_2 - V_1)^2}{RCE} \qquad \forall M \in \Sigma_{1/2}$$
(II.16)

avec :

- \vec{n}_{12} vecteur normal unitaire de la surface 1 vers la surface 2,

- 0 < r < 1 coefficient de partage de la génération de chaleur par effet Joule.

Ce paramètre est fonction du rapport des conductivités thermiques $\frac{\lambda_1}{\lambda_2}$ et du rapport des conductivités électriques $\frac{\sigma_1}{\sigma_2}$ entre les matériaux 1 et 2. Dans le cadre de notre modèle, nous supposerons un coefficient de partage r constant et égal à 0,5. D'après [Rogeon et al., 2006, Raoelison, 2010], cette hypothèse est valable pour la grande majorité des couples de matériaux métalliques et notamment le couple cuivre/acier.

1.4 Propriétés thermophysiques

Les propriétés thermophysiques utilisées pour les simulations numériques sont données en annexe 2.

On y retrouve les propriétés du matériau de l'étude, l'Usibor[®]1500, déjà présentées dans le chapitre I. Celles du cuivre sont aussi données, elles permettent de modéliser les électrodes. On retrouve aussi les propriétés de l'acier X38CrMoV5-1 et de l'alumine utilisés pour les outils du dispositif d'expansion biaxiale présenté au chapitre III, ainsi que celles du Miglasil[®]un isolant électrique.

2 Chauffage de flans rectangulaires

Le modèle thermoélectrique que nous venons de décrire est d'abord utilisé pour simuler le chauffage par conduction d'un flan rectangulaire. Pour cette configuration, nous disposons d'essais réalisés par ArcelorMittal avant le début de la thèse, grâce à un premier dispositif de chauffe conçu par la SREM Technologies. Ces données expérimentales permettront une confrontation avec les différentes simulations numériques réalisées à l'aide du logiciel COMSOL Multiphysics[®]. L'influence de certains paramètres du modèle sera alors analysée et permettra de définir un jeu de paramètres cohérent avec les données expérimentales.

Le déroulement d'un essai de chauffage (figure II.2) s'effectue de la manière suivante : un flan rectangulaire est serré à ses extrémités par des électrodes grâce à des vérins pneumatiques, ensuite le courant est appliqué via les électrodes inférieures munies de tresses selon la consigne en courant demandée.



FIGURE II.2 – Photographie d'une chauffe par conduction d'un flan rectangulaire d'épaisseur 1,5 mm et positions des thermocouples sur ce flan pour l'essai a ($T_{x=3mm}$, $T_{x=13mm}$ et $T_{x=43mm}$) et pour l'essai b ($T_{y=2mm}$, $T_{y=12mm}$ et $T_{y=40mm}$).

Des mesures de températures sur le flan, d'intensités et de tensions aux bornes des électrodes ont été enregistrées pour deux essais similaires, notés a et b (figure II.2). Les thermocouples utilisés sont de type K et ont été soudés en surface du flan par décharge capacitive. Pour l'essai a, trois thermocouples ont été fixés sur le flan au voisinage d'une électrode afin d'évaluer les gradients thermiques dans cette zone. Pour l'essai b, trois autres thermocouples ont été positionnés au milieu du flan afin d'évaluer l'homogénéité thermique loin des électrodes.

Sur la figure II.3a sont données les évolutions temporelles des intensités au cours des essais a et b. Les tensions correspondantes sont données sur la figure II.3b. On remarque deux étapes dans les évolutions des intensités : avant t = 30 s avec un courant élevé (2000A soit une densité de courant de 1,67.10⁷ $A.m^{-2}$ dans le flan) pour la montée en température, et après t = 30 s avec un courant plus faible pour le maintien en température (800 A soit une densité de courant de 6,67.10⁶ $A.m^{-2}$ dans le flan). Pendant la phase de montée en température, les tensions s'élèvent (figure II.3b) car la résistivité électrique croît avec la température. Ensuite, lors du maintien en température, les tensions chutent brutalement avec la diminution de l'intensité et se stabilisent. Les comportements électriques lors de ces deux essais de chauffe a et b sont très similaires, notamment pour les évolutions d'intensités qui sont confondues sur la figure II.3a et on relève un faible écart de tension sur la figure II.3b (écart maximum de 0,44 V).



FIGURE II.3 – (a) Évolutions des intensités mesurées et (b) des tensions mesurées au cours du chauffage du flan rectangulaire pour les essais a et b.

Les évolutions temporelles des températures de l'essai a $(T_{x=3mm}, T_{x=13mm} \text{ et } T_{x=43mm})$ sont données sur la figure II.4a, et celles de l'essai b $(T_{y=2mm}, T_{y=12mm} \text{ et } T_{y=40mm})$ sur la figure II.4b. L'essai a montre qu'il existe un gradient thermique important induit par le transfert de chaleur par conduction du flan vers les électrodes. Ce gradient de températures diminue en s'éloignant des électrodes et devient négligeable après 43 mm si on compare l'essai a à l'essai b.

Les températures mesurées lors de l'essai b (II.4b) montrent un faible gradient thermique dans le sens transversal au flan lors du maintien en température entre 30 s et 65 s. Ce gradient thermique est sûrement dû aux échanges thermiques (rayonnement et convection) accentués sur les côtés du flan. Ce faible gradient tend à disparaître après 65 s.



FIGURE II.4 – Évolutions temporelles des températures mesurées pour l'essai a (a) avec $T_{x=3mm}$, $T_{x=13mm}$ et $T_{x=43mm}$, et pour l'essai b (b) avec $T_{y=2mm}$, $T_{y=12mm}$ et $T_{y=40mm}$.

Comme on pouvait s'y attendre, les deux essais présentés montrent que le chauffage par conduction d'un flan rectangulaire est uniforme si on exclut les gradients thermiques aux bords des électrodes.

2.1 Modèle thermoélectrique du chauffage d'un flan rectangulaire

Dans l'objectif d'avoir un modèle thermoélectrique fiable sur COMSOL Multiphysics[®], les essais de chauffage par conduction précédents ont été reproduits à partir du modèle présenté sur la figure II.5. Seul un quart de la géométrie est représenté grâce à des conditions de symétrie et d'antisymétrie.



FIGURE II.5 – Modèle 3D et les conditions aux limites utilisées pour reproduire le chauffage du flan rectangulaire (seul un quart de la géométrie est représenté).

Le modèle résout simultanément l'équation de conservation de l'énergie (II.14) avec pour source de chaleur Q_{Joule} (II.13) et l'équation de conservation de la charge électrique (II.15). Les pertes par rayonnement et convection sur les surfaces extérieures sont prises en compte avec les équations (II.3) et (II.2). Ces mêmes surfaces sont isolées électriquement car elles sont en contact avec l'air, l'équation (II.9) est utilisée. La tension entre une électrode et le centre du flan correspond à la moitié de la tension entre deux électrodes, un plan d'antisymétrie se situe donc au milieu du flan où un potentiel électrique nul est imposé avec la relation (II.11). Aux interfaces électrode/flan, des résistances de contact thermiques (RCT) et électriques (RCE) sont prises en compte avec les expressions (II.16) et (II.12). Enfin, une densité de courant J_{app} normale aux surfaces est appliquée sur les extrémités des électrodes ((II.10)). Cette densité de courant est calculée à partir de l'intensité présentée sur la figure II.3a.

Concernant les pertes par convection et rayonnement, elles sont calculées à partir de coefficients d'échange convectif et de l'émissivité de la surface. La valeur de ces paramètres n'est cependant pas parfaitement établie. Il en est de même pour les résistances de contact. Une étude paramétrée a donc été menée pour appréhender l'influence de ces paramètres sur la température calculée dans le flan. Cette étude permettra également de retenir un jeu de paramètres conduisant au meilleur accord avec les données expérimentales.

L'ensemble de ces calculs a été effectué sous à l'aide de 1936 éléments finis tétraèdres utilisant des interpolations quadratiques pour les problèmes thermique et électrique. La taille de ces éléments varient entre $1,5 \ mm$ et 53,9 mm de côté. Le pas de temps maximum est fixé à 1 s.

Les dimensions des éléments et le pas de temps ont été définis suite à une étude de convergence spatiale et temporelle. Les temps de calcul sont d'environ 40 s avec une machine équipée d'un processeur de 4 GHz.

2.1.1 Influence des pertes par échanges convectifs et radiatifs

Pour étudier l'influence des pertes par échanges convectifs et radiatifs sans être perturbée par l'influence des contacts électrode/flan, le modèle présenté sur la figure II.5 a été simplifié et ne prend pas en compte les électrodes. Le flan est modélisé à partir de x = 3 mm avec la température mesurée $T_{x=3mm}$ (figure II.4a) imposée en condition à la limite.

Influence des pertes par échanges convectifs : Des coefficients d'échange convectif différents ont été choisis pour les surfaces supérieures, inférieures et latérales. En effet, en convection naturelle, les coefficients d'échange dépendent de la géométrie de la pièce, de son inclinaison, des températures de surface et du fluide, ainsi que des propriétés du fluide. Pour le modèle présenté, les coefficients d'échange utilisés sont pris constants et ont été calculés selon l'annexe 3 avec pour hypothèse que le régime d'écoulement est stabilisé.

L'influence du coefficient d'échange utilisé sur la face supérieure du flan est étudiée selon les paramètres suivants :

. $h_{sup} = 10 \ W.m^{-2}.K^{-1}$ ou 15 $W.m^{-2}.K^{-1}$ ou 20 $W.m^{-2}.K^{-1}$,

$$h_{inf} = 5 \ W.m^{-2}.K^{-1},$$

.
$$h_{lat} = 20 \ W.m^{-2}.K^{-1},$$

. ε_{AS} , émissivité du revêtement Al-Si présentée sur la figure I.7 de la section 1.5.

Les évolutions temporelles des températures mesurées et calculées pour les différents coefficients d'échange convectif h_{sup} sont données sur la figure II.6. Une variation d'environ 30 % sur le coefficient h_{sup} n'a pas d'influence sur la montée en température du flan et a une très faible influence sur le maintien en température avec un écart maximum de 30 °C à t = 80 s. Pour les calculs suivants, nous retiendrons une valeur de coefficient d'échange $h_{sup} = 15 W.m^{-2}.K^{-1}$.



FIGURE II.6 – Comparaison des évolutions temporelles des températures calculées et mesurées pour l'essai a (a) et l'essai b (b) pour différents coefficients d'échange convectif h_{sup} .

Influence des pertes par rayonnement : L'influence de l'émissivité du flan est étudiée en comparant l'émissivité ε_{AS} mesurée par ArcelorMittal sur un flan revêtu Al-Si présentée sur la figure I.7 et l'émissivité ε_{acier} utilisée par [Braun et al., 2014b] pour simuler numériquement les échanges radiatifs entre un flan et son environnement (dans un dispositif d'expansion biaxiale). Les paramètres appliqués au modèle sont les suivants :

.
$$h_{sup} = 15 \ W.m^{-2}.K^{-1}$$

.
$$h_{inf} = 5 \ W.m^{-2}.K^{-1},$$

.
$$h_{lat} = 20 \ W.m^{-2}.K^{-1},$$

. ε_{AS} (figure I.7) ou $\varepsilon_{acier} = 0.6$ [Braun et al., 2014b].

La figure II.7 donne les évolutions temporelles des températures pour les essais a (II.7a) et b (II.7b), elles sont comparées aux températures calculées avec l'émissivité ε_{AS} et l'émissivité ε_{acier} .



FIGURE II.7 – Comparaison des évolutions temporelles des températures calculées et mesurées pour l'essai a (a) et l'essai b (b) pour les émissivités ε_{AS} et ε_{acier} .

Lorsque l'émissivité est élevée (ε_{acier}), les pertes par échanges radiatifs sont accentuées et la vitesse de montée en température est réduite. Lors de la phase de maintien en température, la température au centre du flan chute ainsi de 700 °C à 600 °C. De son côté, le revêtement Al-Si réduit les pertes par rayonnement grâce à une émissivité ε_{AS} faible et permet donc de chauffer plus efficacement. On remarque notamment que le comportement thermique du flan est bien reproduit avec l'émissivité ε_{AS} . Par la suite, les calculs seront donc effectués à l'aide de l'émissivité du revêtement Al-Si.

2.1.2 Influence des conditions de contact électrode/flan

Les autres paramètres importants du modèle concernent les résistances de contact électrique et thermique. Comme l'état de l'art l'a indiqué, les valeurs des résistances de contact dépendent de nombreux paramètres, comme l'état de surface, la pression appliquée et la température de contact. Les valeurs des résistances de contact sont, par ailleurs, difficiles à mesurer. Dans le dispositif expérimental présenté sur la figure II.2, des tresses sont utilisées pour les contacts entre les électrodes inférieures et le flan. Selon la SREM Technologies, cela permet d'améliorer le contact en compensant les défauts de planéité.

Dans le cadre de cette étude sur les flans rectangulaires, nous nous sommes limités à une étude de sensibilité sur les valeurs des résistances de contact. Il s'agit ici de déterminer les valeurs qui permettront de reproduire au mieux les cycles thermiques mesurés. Cette étude paramétrée est réalisée dans un domaine de calcul incluant donc les électrodes (figure II.2) afin de prendre en compte les résistances de contact entre le flan et les surfaces des électrodes (la condition à la limite $T_{imp} = T_{x=3mm}$ est donc supprimée). Pour chaque calcul, ces résistances de contact sont supposées constantes. Les valeurs choisies pour cette étude paramétrée sont basées sur la littérature pour des pressions de contact inférieures à 1 *MPa* [Srikunwong, 2005, Merklein and Lechler, 2008, Babu, 2015].

Tout d'abord, c'est l'influence des résistances thermiques de contact RCT qui est étudiée, puis l'influence des résistances électriques de contact RCE.

Influence des résistances thermiques de contact RCT : Elle est étudiée avec les paramètres suivants :

- . $h_{sup} = 15 \ W.m^{-2}.K^{-1},$
- . $h_{inf} = 5 \ W.m^{-2}.K^{-1},$
- . $h_{lat} = 20 \ W.m^{-2}.K^{-1},$
- . ε_{AS} ,
- . $RCT = 1,0.10^{-3} m^2 K W^{-1}$ ou $1,5.10^{-3} m^2 K W^{-1}$ ou $2,5.10^{-3} m^2 K W^{-1}$,
- . $RCE = 2,2.10^{-7} \ \Omega.m^2$.

Les valeurs de RCT utilisées sont synonymes de mauvais contact thermique, elles correspondent à des lames d'air comprises entre 25 μm et 63 μm . De même, la valeur de RCE est élevée par rapport à ce que l'on peut trouver dans la littérature sur le soudage par point. Ces valeurs peuvent s'expliquer en partie par la faible pression appliquée pour serrer le flan (< 1 MPa). De plus, les vérins des électrodes sont positionnés en porte à faux.

La figure II.8 donne les évolutions temporelles des températures mesurées pour les essais a et b et les températures calculées pour différentes valeurs de RCT. Comme on pouvait s'y attendre l'influence des valeurs de RCT est très importante au niveau des électrodes et devient négligeable en s'éloignant (à partir de x = 43 mm). Plus la valeur de RCT est élevée, plus les températures calculées le sont, car les électrodes absorbent moins de chaleur par conduction thermique.

La meilleure corrélation entre expérience et simulation est obtenue avec $RCT = 1,5.10^{-3}m^2.K.W^{-1}$, valeur qui sera conservée pour la suite des calculs.



FIGURE II.8 – Comparaison des évolutions temporelles des températures mesurées et calculées pour l'essai a (a) et l'essai b (b) pour différentes valeurs de RCT.

Influence des résistances électriques de contact RCE : Elle est étudiée avec les paramètres suivants :

- . $h_{sup} = 15 \ W.m^{-2}.K^{-1},$
- . $h_{inf} = 5 \ W.m^{-2}.K^{-1},$
- . $h_{lat} = 20 \ W.m^{-2}.K^{-1},$
- . ε_{AS} ,
- . $RCT = 1,5.10^{-3} m^2 K W^{-1},$
- . $RCE = 2,2.10^{-8} \ \Omega.m^2$ ou $2,2.10^{-7} \ \Omega.m^2$ ou $5,0.10^{-7} \ \Omega.m^2$.

Les évolutions temporelles des températures mesurées pour l'essai a et les températures calculées pour différentes valeurs de RCE sont données sur la figure II.9a.



FIGURE II.9 – Comparaison des évolutions temporelles des températures mesurées et calculées pour l'essai a (a) et des tensions pour l'essai b (b) pour différentes valeurs de RCE.

De la même façon que pour l'influence de la valeur de RCT, la valeur de RCE influe seulement sur le gradient de température au niveau des électrodes (avant x = 43 mm). Cette influence est plus forte lorsque l'intensité appliquée est élevée car la génération de chaleur évolue de façon quadratique avec la densité de courant, les écarts entre les températures calculées augmentent donc avant $t = 30 \ s$ et diminuent ensuite. Plus la valeur de RCE est élevée, plus la génération de chaleur est importante et plus les valeurs de températures calculées sont élevées.

La tension aux bornes des électrodes mesurée pour l'essai b et les tensions correspondantes calculées pour différentes valeurs de RCE sont données sur la figure II.9b. Plus la valeur de RCE est élevée et plus la tension calculée l'est aussi.

On remarque sur les graphiques de la figure II.9 que la meilleure corrélation entre l'expérience et la simulation est obtenue pour $RCE = 5,0.10^{-7} \Omega.m^2$.

2.2 Conclusion sur le chauffage de flan rectangulaire

Comme on pouvait s'y attendre, les essais de chauffage par conduction électrique ont montré que la chauffe de flan rectangulaire est uniforme, mais qu'il existe cependant des gradients de températures au niveau des électrodes.

Les premières simulations ont montré que l'influence de la valeur du coefficient d'échange convectif h_{sup} est négligeable vis à vis de la montée en température du flan (en restant dans le domaine de la convection naturelle).

L'évolution de l'émissivité du revêtement Al-Si utilisée permet de reproduire correctement l'évolution des températures dans le flan. Cependant, il ne faut pas oublier que cette émissivité ne varie pas seulement en fonction de la température comme dans le modèle, mais aussi en fonction du temps comme expliqué dans la section 1.4 du chapitre I.

Les conditions de contact électrode/flan (RCT et RCE) ont une forte influence sur le gradient de température au niveau des électrodes. De plus, la valeur de RCE agit directement sur la tension calculée aux bornes des électrodes. Les valeurs retenues permettent de reproduire correctement les évolutions de température et de tension.

Dans l'ensemble, le modèle thermoélectrique utilisé permet de reproduire le comportement thermoélectrique du chauffage de flan rectangulaire. Le modèle utilisé est donc une bonne base d'étude numérique pour étudier le chauffage par conduction électrique de flan de forme en Usibor[®]1500 revêtu Al-Si.

3 Chauffage de flans à section variable

Comme énoncé dans la section 2.4 du chapitre I, le chauffage par conduction de flans à section variable n'est pas homogène avec les méthodes conventionnelles. Afin de chauffer uniformément un flan de forme, la première piste envisagée est celle du chauffage multi-électrodes séquentiel présenté à la section 3.4 du chapitre I.

Cependant, afin de mieux appréhender des systèmes de chauffage complexe, il est nécessaire d'étudier un cas simple de chauffage par conduction de flan à section variable. Le chauffage avec une paire d'électrodes de flans de forme rectangulaire incluant une variation de section dans leur longueur (épaisseur constante) est d'abord étudié. Ensuite, un cas de chauffage multiélectrodes séquentiel avec une forme de flan simple : une croix composée de deux rectangles liés par des congés, est simulé. L'influence de la géométrie au travers du rayon des congés ainsi que l'influence des conditions d'application du courant sur l'homogénéité en température sont mises en évidence. À l'aide de ces différentes observations, cette homogénéité en température est améliorée en variant l'application du courant et en ajoutant des artifices de refroidissement pour réduire les surchauffes.

Pour faciliter l'étude numérique et réduire les temps de calcul, une modélisation à deux dimensions est utilisée, représentant uniquement le flan dans le plan médian. Les résistances de contact ne sont donc pas inclues. Une température imposée de 50°C est appliquée sur les frontières en contact avec les électrodes. Les paramètres numériques identifiés précédemment sont réutilisés : $h_{sup} = 15 \ W.m^{-2}.K^{-1}$, $h_{inf} = 5 \ W.m^{-2}.K^{-1}$ et ε_{AS} .

3.1 Chauffage avec une paire d'électrodes

3.1.1 Section variable avec des bords elliptiques

Pour mieux comprendre l'influence de la variation de section lors du chauffage avec une paire d'électrodes, la géométrie présentée sur la figure II.10 est étudiée. Ce flan d'épaisseur $e_{flan} = 1 \ mm$ est composé d'un rectangle de 1500 mm de longueur et 200 mm de largeur avec des demi-ellipses sur les côtés définies par les dimensions a et b.



FIGURE II.10 – Forme du flan rectangulaire avec des bords définis par des ellipses.

Afin de justifier l'utilisation d'un modèle 2D, nous pouvons calculer le nombre de Biot qui représente le rapport entre les transferts thermiques à la surface sur les transferts thermiques à l'intérieur du solide :

$$Bi = \frac{h_{global} L_c}{\lambda_{flan}} = \frac{(h_r + h_c) \frac{e_{flan}}{2}}{\lambda_{flan}} = 2.10^{-3}$$
(II.17)

avec :

- *Bi* nombre de Biot,
- h_{qlobal} coefficient global de transfert thermique [en $W.m^{-2}.K^{-1}$],
- L_c longueur caractéristique [en m],
- $\lambda_{flan} = 26.7 \ W.m^{-1}.K^{-1}$ conductivité thermique de l'Usibor[®]1500 à 905 °C,
- $h_r = 67,6 W.m^{-2}.K^{-1}$ coefficient de transfert thermique par rayonnement calculé à 905 °C,
- $h_c = 15 \ W.m^{-2}.K^{-1}$ coefficient d'échange convectif,
- $e_{flan} = 1,5.10^{-3} m$ l'épaisseur du flan.

Le nombre de Biot étant ici bien inférieur à 0,01, les gradients thermiques dans l'épaisseur du flan sont négligeables. La modélisation en 2D est donc justifiée.

Néanmoins, les transferts de chaleur par convection et rayonnement sur les surfaces supérieure et inférieure du flan sont prises en compte directement dans l'équation de la chaleur (II.14) à travers le terme source Q.

$$Q = 2 * \frac{h(T_{air} - T) + \varepsilon(T) \cdot \sigma_{SB} \cdot (T_{env}^4 - T^4)}{e_{flan}} + Q_{Joule} \qquad \forall M \in \Omega$$
(II.18)

Le modèle utilisé pour cette étude est présenté sur la figure II.11. Comme pour le cas du chauffage par conduction d'un flan rectangulaire, seul un quart de la géométrie est modélisé car des conditions de symétrie et d'antisymétrie le permettent. Le comportement thermoélectrique est régi par l'équation de conservation de l'énergie (II.14) et l'équation de conservation de la charge électrique (II.15). Les transferts de chaleur par rayonnement et convection, ainsi que la génération de chaleur par effet Joule Q_{Joule} sont pris en compte à travers le terme source Q dans l'équation (II.18). Une densité de courant J_{app} est appliquée sur l'extrémité gauche du flan (II.10), ainsi qu'un température imposée $T_{imp} = 50$ °C. Une tension nulle est imposée sur le plan de symétrie vertical (condition électrique d'antisymétrie (II.9)) ainsi qu'une densité de flux de chaleur nulle (condition thermique de symétrie (II.5)).



FIGURE II.11 – Modèle 2D thermoélectrique du chauffage par conduction d'un rectangle avec des bords définis par des ellipses (conditions de symétrie et d'antisymétrie : seul un quart de la géométrie est représenté).

Pour les différentes simulations, la densité de courant J_{app} appliquée est constante, une valeur de 2,93.10⁷ $A.m^2$ permet d'atteindre environ 900 °C en 10 s au niveau de la partie rectangulaire du flan où se situe la température de référence T_{ref} .

Les calculs ont été effectués avec environ 900 (selon la géométrie) éléments finis triangulaires utilisant des interpolations quadratiques pour les problèmes thermique et électrique. La taille de ces éléments varient entre $5,5.10^{-4} m$ et $2,3.10^{-2} m$ de côté. Le pas de temps maximum est fixé à 1 s. Les temps de calcul sont d'environ 2 min avec une machine équipée d'un processeur de 4 GHz.

Une étude paramétrique a été réalisée en variant la dimension b de l'ellipse de 0 à 95 mm (la dimension a reste constante) pour mettre en évidence l'influence de la géométrie sur le comportement thermoélectrique et analyser en particulier l'homogénéité thermique du flan en fonction de la variation de section. Les principales observables utilisées ont été évaluées dans la zone définie par les tirets sur la figure II.11 :

. T_{max} la température maximum de la zone d'évaluation,

- . T_{min} la température minimum de la zone d'évaluation,
- . σ_T l'écart-type de la température dans la zone d'évaluation, il est défini par la relation suivante :

$$\sigma_T = \sqrt{\frac{\int_{\Omega} \left(T - \bar{T}\right)^2 \, \mathrm{d}x \mathrm{d}y}{\int_{\Omega} \mathrm{d}x \mathrm{d}y}} \tag{II.19}$$

où Ω est le domaine spatial d'intégration (zone d'évaluation) et \overline{T} la moyenne de la température sur ce domaine [en °C].

Les températures T_{max} et T_{min} sont des observables qui permettent de voir si le flan se situe dans la plage de température visée, soit [880 °C; 930 °C]. L'écart-type σ_T est un observable qui donne une information sur l'homogénéité, il doit être le plus petit possible.

Les champs de densité de courant, les lignes de courant et vecteurs courants calculés au temps $t = 10 \ s$ sont donnés sur la figure II.12 pour $b = 5 \ mm$ (figure II.12a) et $b = 50 \ mm$ (figure II.12b). Comme attendu, le champ de densité de courant est plus homogène pour $b = 5 \ mm$ que pour $b = 50 \ mm$ où il apparaît très hétérogène. On remarque plus particulièrement une zone de concentration de courant au niveau du changement de section pour $b = 50 \ mm$.



FIGURE II.12 – Champs de densité de courant, lignes de courant et vecteurs courant du flan au temps $t = 10 \ s$ pour $b = 5 \ mm$ (a) et pour $b = 50 \ mm$ (b).

La figure II.13 donne les champs de température obtenus au temps $t = 10 \ s$ pour $b = 5 \ mm$ (figure II.13a) et $b = 50 \ mm$ (figure II.13b). Les champs de température sont les reflets des champs de densité de courant, les zones les plus chaudes se situent aux changements de section où se concentre le courant et les zones les plus froides où les sections de passage sont les plus grandes (densités de courant plus faibles) et/ou les plus éloignés du "chemin le plus court". On remarque aussi que pour une faible variation de section (5 % avec $b = 5 \ mm$) il existe un fort écart de température entre T_{ref} et T_{min} , de 137 °C d'après la figure II.14a.

Les évolutions de T_{ref} , T_{min} et T_{max} en fonction de la dimension b sont données sur la figure II.14a. Lorsque b croît, la température maximum T_{max} croît et la température minimum T_{min} diminue. L'augmentation de la section a de moins en moins d'influence sur les températures



FIGURE II.13 – Champs de température au temps $t = 10 \ s$ pour $b = 5 \ mm$ (a) et pour $b = 50 \ mm$ (b).

 T_{min} et T_{max} dans le flan. Lorsqu'on s'intéresse à l'évolution de l'écart-type σ_T en fonction de b sur la figure II.14b, on s'aperçoit que l'homogénéité est de moins en moins bonne avec l'augmentation de la section.



FIGURE II.14 – (a) Évolutions des témpératures T_{ref} , T_{min} et T_{max} au temps $t = 10 \ s$ en fonction de b; (b) Évolution de l'écart-type σ_T au temps $t = 10 \ s$ en fonction de b.

La figure II.15 qui donne les évolutions des sensibilités de T_{max} , T_{min} et σ_T en fonction de b montre bien que l'influence de l'augmentation de la section diminue jusqu'à devenir négligeable.



FIGURE II.15 – Évolutions des sensibilités de T_{max} , T_{min} et σ_T en fonction de b.

3.1.2 Section variable avec des bords définis par une courbe de Bézier

Afin d'étendre les possibilités de forme de flan, une géométrie variable présentée sur la figure II.16 est utilisée pour étudier l'influence de la forme sur le champ de température en fin de chauffe. La géométrie est composée d'une forme rectangulaire initiale avec un côté défini par une courbe de Bézier et un plan de symétrie selon l'axe Ox. La courbe de Bézier est définie par quatre points. En variant les positions de ces points, il est possible de voir l'influence des courbures et des variations de section sur le résultat d'une chauffe. Cette représentation à l'aide d'une courbe de Bézier permet ainsi une plus grande variété de forme tout en évitant des points anguleux, comme dans le cas précédent où des zones de surchauffe ont été mises en évidence.



FIGURE II.16 – Section variable avec des bords définis par une courbe de Bézier définie par quatre points.

Une étude paramétrique a été réalisée pour observer l'influence des positions des quatre points décrivant la courbe de Bézier. Les plages de variation des positions des points sont données par le tableau II.1. Lorsque la coordonnée d'un point varie, les autres coordonnées sont fixées sur les valeurs d'origine.

Le modèle utilisé pour l'étude paramétrique est présenté sur la figure II.17, il est similaire à celui présenté pour le cas d'un rectangle avec des bords elliptiques.

Les calculs ont été effectués avec environ 700 (selon la géométrie définie par une courbe de bézier) éléments finis triangulaires utilisant des interpolations quadratiques pour les problèmes thermique et électrique. La taille de ces éléments varient entre $1,0.10^{-2} m$ et $2,5.10^{-2} m$ de

Variables	x_1	y_1	x_2	y_2	x_3	y_3	x_4	y_4
Origine	-400	100	-300	100	-200	200	0	200
Limite basse	-600		-390	100	-390	100		
Limite haute	-310		-10	200	-10	200		

TABLE II.1 – Coordonnées d'origine et plages de variation des points.

côté. Le pas de temps maximum est fixé à $0,05 \ s$. Les temps de calcul sont d'environ 3 min avec une machine équipée d'un processeur de 4 GHz.

Les observables tels que T_{max} , T_{min} et σ_T sont évalués dans la zone d'évaluation (hors du gradient de température lié à la température imposée T_{imp}).



FIGURE II.17 – Modèle 2D thermoélectrique du chauffage par conduction d'un rectangle avec un bord défini par une courbe de Bézier (conditions de symétrie et d'antisymétrie : seul la moitié de la géométrie est représentée).

La figure II.18 présente les évolutions des températures T_{min} et T_{max} en fonction des coordonnées des points définissant la courbe de Bézier et la figure II.19 l'évolution de l'écart type.

Sur la figure II.18a, T_{min} diminue lorsque les coordonnées en x augmentent et que les coordonnées en y diminuent. Comme le montre la figure II.20, lorsque les points 2 et 3 se rapprochent horizontalement du point 4, la courbe de Bézier est adoucie et la section de passage augmente progressivement, le passage du courant au sommet (point 4) est réduit, ce qui explique la diminution de T_{min} . À l'inverse, lorsque les points 2 et 3 se rapprochent verticalement du point 4, la section de passage augmente plus rapidement et le passage du courant au sommet est facilité, T_{min} augmente.

Pour la température T_{max} de la figure II.18b, on constate qu'elle diminue lorsque le point 1 s'écarte horizontalement du sommet et que les points 2 et 3 s'en rapprochent. T_{max} diminue aussi lorsque les points 2 et 3 s'écartent verticalement du sommet. La diminution de T_{max} s'obtient donc avec l'adoucissement de la courbe (figure II.20).

Si on s'intéresse à l'indicateur d'homogénéité σ_T sur la figure II.19, on voit que les tendances sont similaires à celles observées pour T_{max} sur la figure II.18b. Lorsque la courbe est adoucie et que la surface au-dessus du rectangle est réduite, l'homogénéité est améliorée.

Sur la figure II.21, qui donne les sensibilités de T_{min} et T_{max} en fonction des coordonnées des points de la courbe de Bézier, on observe que la sensibilité de T_{min} est moins influencée par les variations des différentes coordonnées que la sensibilité de T_{max} , ceci est dû au fait que les coordonnées du point 4 où se situe T_{min} sont fixes contrairement au cas précédent (section 3.1.1) où la dimension *b* varie. Par ailleurs, sur la figure II.21b, on voit que la sensibilité de T_{max} par rapport à x_1 est très importante de $-400 \ mm$ à $-310 \ mm$, ceci est lié au fait que le début



FIGURE II.18 – (a) Évolutions de la température T_{min} au temps $t = 10 \ s$ en fonction des coordonnées des points définissant la courbe de Bézier; (b) Évolutions de la température T_{max} au temps $t = 10 \ s$ en fonction des coordonnées des points définissant la courbe de Bézier.



FIGURE II.19 – Évolution de l'écart-type σ_T au temps $t = 10 \ s$ en fonction des coordonnées des points définissant la courbe de Bézier.

de la courbure (où se situe T_{max}) est très lié à la coordonnée x_1 .

Les évolutions des sensibilités de σ_T en fonction des coordonnées des points de la courbe de Bézier sont données sur la figure II.22. À l'instar de la sensibilité de T_{min} aux différentes coordonnées, la sensibilité de σ_T est petite. Cette faible sensibilité s'explique par le fait que les variations de coordonnées se font avec une base de coordonnées fixe qui implique une forte variation de section et donc une zone froide.



FIGURE II.20 – Formes définies par une courbe de Bézier pour différentes positions des points 1, 2 et 3.



FIGURE II.21 – Évolutions des sensibilités de (a) T_{min} et (b) T_{max} en fonction des coordonnées des points définissant la courbe de Bézier.



FIGURE II.22 – Évolutions des sensibilités de σ_T en fonction des coordonnées des points définissant la courbe de Bézier.

3.1.3 Essais d'optimisation de la forme

D'après les observations effectuées précédemment, il est possible d'améliorer les conditions de chauffage en modifiant la forme du flan pour diminuer les surchauffes et améliorer l'homogénéité du flan.

Dans l'hypothèse d'une méthode visant à modifier la forme du flan, des tests d'optimisation sur la géométrie du rectangle avec des bords définis par une courbe de Bézier ont été réalisés avec un algorithme de MATLAB nommé fmincon, basé sur la méthode des gradients.

Les variables d'optimisation sont les coordonnées des points définissant la courbe de Bézier, les intervalles de variation de chacun des points ainsi que leurs coordonnées d'origine sont données dans le tableau II.2. Contrairement à l'étude précédente, la coordonnée y_4 peut varier.

Variables	x_1	y_1	x_2	y_2	x_3	y_3	x_4	y_4
Origine	-400	100	-389	250	-389	250	0	190
Limite basse	-600		-390	100	-390	100		100
Limite haute	-310		-10	300	-10	300		300

TABLE II.2 – Intervalles définissant les variables d'optimisation.

Afin d'améliorer l'homogénéité en fin de chauffe, deux fonctions objectifs sont utilisées, la première permet de réduire l'écart de température dans le flan $F_{obj} = (T_{max} - T_{peak})^2$, et la deuxième permet de réduire la valeur de l'indicateur d'homogénéité $F_{obj} = (\sigma_T)^2$.

Les résultats des deux optimisations sont donnés sur le tableau II.3 et les formes correspondantes sur la figure II.23.

Variables	x_1	y_1	x_2	y_2	x_3	y_3	x_4	y_4	F_{obj}	T_{diff}	σ_T	arrêt
Origine	-400	100	-389	250	-389	250	0	190		1444	337	
$\begin{bmatrix} F_{obj} &= \\ (T_{max} - T_{peak})^2 \end{bmatrix}$	-493		-137	100	-110	100		100	37	6	62	tolérance entre itération
$F_{obj} = \sigma_T^2$	-362		-316	101	-377	100		104	5177	131	72	erreur

TABLE II.3 – Coordonnées des points et valeurs des fonctions objectifs des 2 essais d'optimisation.



FIGURE II.23 – Formes de flan résultant des minimisations de $T_{max} - T_{peak}$ et de l'écart-type σ_T avec les coordonnées des quatre points de la courbe de Bézier pour variables d'optimisation.

La première optimisation, avec $F_{obj} = (T_{max} - T_{peak})^2$, donne un meilleur résultat concernant T_{diff} et σ_T . Cependant, l'arrêt de la deuxième optimisation n'est pas lié aux critères d'arrêt

définis mais à une erreur de construction de géométrie liée au modèle, cela ne permet donc pas de conclure sur l'efficacité des fonctions objectifs.

Dans les deux cas, les formes obtenues se rapprochent d'un rectangle. Les calculs effectués donnent donc des résultats cohérents.

3.2 Chauffage multi-électrodes séquentiel d'un flan de forme en croix

Après avoir étudié l'influence de la forme d'un flan sur le chauffage par conduction avec une paire d'électrodes, on s'intéresse maintenant au chauffage multi-électrodes séquentiel énoncé dans la section 3.4 du chapitre I. Pour une première approche de cette méthode de chauffage, la forme de flan étudiée est simple comme le montre la figure II.24, elle est composée de deux rectangles disposés en croix avec des rayons de congés au niveau des jonctions.



FIGURE II.24 – Modèle 2D du chauffage par conduction d'une croix.

Le modèle thermoélectrique est similaire à celui présenté pour le cas du chauffage d'un rectangle avec des bords elliptiques. Cependant, deux paires d'électrodes sont utilisées pour chauffer la croix, le courant y est appliqué alternativement suivant des créneaux définis par le temps t_{app} comme le montre la figure II.25.

Les calculs ont été effectués avec environ 14000 (selon la géométrie dépendante de R_{conge}) éléments finis triangulaires utilisant des interpolations quadratiques pour les problèmes thermique et électrique. La taille de ces éléments varient entre $6,1.10^{-3} m$ et $1,3.10^{-2} m$ de côté. Le pas de temps maximum est fixé à 0,05 s. Les temps de calcul sont d'environ 8 min avec une machine équipée d'un processeur de 4 GHz.

Au cours de cette étude, le champ de température en fin de chauffe est d'abord étudié et présenté dans la section 3.2.1 en variant le rayon définissant les congés R_{conge} , puis en variant les paramètres définissant l'application du courant (section 3.2.2), soit J_{app} la densité de



FIGURE II.25 – Évolutions temporelles des créneaux d'activation des paires d'électrodes.

courant appliquée et t_{app} le temps d'application du courant à chaque activation d'une paire d'électrodes. Ensuite, à la section 3.2.3, une étude permet de voir quels sont les paramètres les plus influents sur les différents observables, et les interactions existantes entre ces paramètres. Enfin, la dernière section 3.2.4 présentée dans ce chapitre porte sur l'amélioration des conditions de chauffage à travers l'application du courant et l'ajout d'artifices de refroidissement pour les surchauffes.

Les observables T_{min} , T_{max} , $T_{diff} = T_{max} - T_{min}$ et σ_T sont évalués dans la zone définie par les tirets sur la figure II.24 et à un instant où les conditions de chauffage sont comparables.

3.2.1 Influence du rayon des congés

Avant de s'intéresser à l'influence du rayon de congé, les résultats d'une chauffe pour $R_{conge} = 70 \ mm$ sont présentés.

La figure II.26 donne les évolutions temporelles des températures T_{centre} , T_{ref1} , T_{ref2} , T_{conge1} et T_{conge2} . Toutes les températures augmentent suivant les créneaux d'application du courant. Pour T_{centre} , le phénomène est moins marqué car la température est calculée au centre au niveau du passage du courant des deux paires d'électrodes. Comme attendu, les températures évaluées dans les rayons de congé T_{conge1} et T_{conge2} sont plus élevées.



FIGURE II.26 – Évolutions temporelles des températures T_{centre} , T_{ref1} , T_{ref2} , T_{conge1} et T_{conge2} .

Les évolutions temporelles des températures minimum T_{min} et maximum T_{max} sont données sur la figure II.27a. Au cours de la chauffe, T_{min} est localisée soit au niveau de T_{ref1} , soit au niveau de T_{ref2} , en fonction de la paire d'électrodes active. On remarque que sa température est assez proche de celle du centre. La température T_{max} , se situe au niveau des congés, sa localisation varie légèrement selon le créneau d'application. La valeur de T_{max} en fin de chauffe n'est pas acceptable, elle dépasse 1520 °C, ce qui est largement supérieur à la plage de températures cible [880 °C; 930 °C].

Sur la figure II.27b, on voit que l'écart-type σ_T augmente au cours de la montée en température, l'homogénéité est donc de moins en moins bonne. On remarque néanmoins que chaque activation de la deuxième paire d'électrodes permet d'améliorer l'homogénéité.



FIGURE II.27 – (a) Évolutions temporelles des températures minimum T_{min} et maximum T_{max} ; (b) Évolution temporelle de l'écart-type σ_T .

L'influence du rayon de congé R_{conge} a été étudiée dans l'intervalle [1 mm; 130 mm], les différents observables sont évaluées en fin de chauffe au temps t = 25 s (après la fin d'application du courant sur les électrodes de la paire 2, soit, après décroissance de l'écart type). La figure II.28a donne les évolutions de T_{centre} , T_{ref1} , T_{min} , T_{max} et T_{diff} calculés au temps t = 25 s en fonction de R_{conge} .

Comme attendu, T_{ref} qui se trouve dans une zone rectangulaire n'est pas influencé par le rayon de congé et reste constant. Les températures T_{centre} et T_{max} diminuent avec l'augmentation de R_{conge} . De 0 mm à 82 mm, T_{min} est constant puis diminue avec l'augmentation du rayon de congé. Ce changement est lié à la localisation de T_{min} qui, dans la partie constante, se situe au niveau de T_{ref2} , puis, lors de sa diminution, se situe au centre du flan (T_{min} est confondu avec T_{centre}). Pour T_{min} , situé au centre du flan, cette diminution de la température est liée à l'augmentation de la surface (ou section de passage). De plus, T_{max} est plus élevé lorsque que R_{conge} est petit car la surface est plus petite et le courant est plus concentré lorsque les angles sont vifs.

D'après l'évolution de T_{diff} , plus R_{conge} est grand et moins la différence de température est élevée. Cependant, si on s'intéresse à l'indicateur d'homogénéité σ_T de la figure II.28b, un optimum se trouve autour de $R_{conge} = 105 \ mm$.

La figure II.29 montre les champs de température obtenus au temps t = 25 s pour trois rayons de congé différents. À travers ces champs de température, on comprend mieux l'optimum σ_T



FIGURE II.28 – (a) Évolution des températures T_{ref1} , T_{min} , T_{max} et de la différence de température T_{diff} en fonction du rayon de congé R_{conge} ; (b) Évolution de l'écart-type σ_T en fonction du rayon de congé R_{conge} .

obtenu sur la figure II.28b. En effet, lorsque R_{conge} est petit de fortes surchauffes apparaissent dans les congés, et lorsque R_{conge} est grand, le centre du flan est froid. Même pour l'optimum $R_{conge} = 105 \ mm$, le centre du flan est froid avec $T_{centre} = 775 \ ^{\circ}C$.



FIGURE II.29 – Champs de température obtenus pour différents rayons de congé au temps $t = 25 \ s.$

Comme pour les cas précédents, une courbe adoucie permet de réduire les surchauffes et les augmentations de sections de passage créent des zones froides. Dans le cas du chauffage par conduction séquentiel de la croix, un optimum R_{conge} existe permettant de minimiser l'indicateur d'homogénéité σ_T . Cependant, l'optimum R_{conge} permettant de réduire au maximum σ_T ne permet pas de respecter la plage de températures cible [880 °C; 930 °C].

3.2.2 Influence des paramètres d'application du courant J_{app} et t_{app}

Afin de voir l'influence de l'application du courant sur le chauffage par conduction séquentiel du flan en forme de croix, une étude paramétrique est réalisée sur l'intervalle $[2,5.10^7 A.m^{-2}; 3,5.10^7 A.m^{-2}]$ pour J_{app} et sur l'intervalle [1,5 s; 5 s] pour t_{app} .

Contrairement au cas précédent, les observables sont calculées à des instants différents pour

que les conditions de chauffage soient similaires. Ainsi, le moment d'arrêt des simulations numériques (instant où les observables sont calculées) est défini selon les conditions suivantes :

- . la température moyenne du flan dans la zone d'évaluation doit être supérieure ou égale à 950 °C,
- . la dérivée par rapport au temps de σ_T doit être positive,
- . et la deuxième paire d'électrodes doit être active.

La première condition permet d'avoir une température de chauffage suffisamment élevée, et les deux autres conditions permettent de ne pas s'arrêter lors d'une phase d'homogénéisation.

Les surfaces de réponse de la température maximum T_{max} et de l'écart-type σ_T en fonction de la densité de courant J_{app} et du temps d'application t_{app} pour un rayon de congé $R_{conge} = 70 \ mm$, sont données sur la figure II.30. D'après la surface de réponse de la figure II.30a, lorsque J_{app} et/ou t_{app} augmentent, la température maximum T_{max} augmente. L'écart-type σ_T suit la même évolution que T_{max} sur la figure II.30b.



FIGURE II.30 – (a) Évolution de la température maximum T_{max} en fonction de la densité de courant J_{app} et du temps d'application t_{app} pour un rayon $R_{conge} = 70 \ mm$; (b) Évolution de l'écart-type en fonction de la densité de courant J_{app} et du temps d'application t_{app} pour un rayon $R_{conge} = 70 \ mm$.

Lorsque J_{app} augmente, la génération de chaleur est plus élevée, les temps de chauffe sont plus petits, et l'homogénéisation par diffusion thermique est de moins en moins efficace. De ce fait, les surchauffes (T_{max}) sont plus importantes et l'homogénéité diminue (σ_T augmente).

Avec un temps d'application t_{app} court, l'homogénéité s'améliore (σ_T diminue) et les surchauffes (T_{max}) s'amenuisent, car la génération de puissance est spatialement mieux répartie dans le temps.

Dans l'ensemble, si on veut obtenir un chauffage le plus uniforme possible, il faut une faible densité de courant J_{app} et un petit temps d'application t_{app} . Cependant, cette tendance est au détriment d'une chauffe rapide comme le montre la figure II.31.



FIGURE II.31 – Évolution du temps de chauffe t_{fin} en fonction de la densité de courant J_{app} et du temps d'application t_{app} pour un rayon $R_{conge} = 70 \ mm$.

3.2.3 Évaluation de l'influence des paramètres R_{conge} , J_{app} et t_{app}

Les études précédentes ont permis de mettre en avant les influences de la géométrie et de l'application du courant sur la fin de chauffe, au travers des paramètres R_{conge} , J_{app} et t_{app} . Cependant, les conditions de maintien en température n'ont pas été étudiées.

Pour étudier l'influence des paramètres R_{conge} , J_{app} et t_{app} lors du maintien en température, un plan d'expérience a été réalisé permettant notamment de ressortir les effets (ou influences) et interactions des paramètres sur les observables T_{min} , T_{max} , T_{diff} et σ_T , et bien entendu de construire un modèle prédictif pour chacun de ces observables, ainsi que les surfaces de réponse correspondantes.

Les observables sont évalués à partir d'un régime pseudo permanent obtenu en partant d'une température initiale de 905 °C et un temps de stabilisation d'environ 50 s. Les évolutions temporelles des températures T_{ref1} , T_{ref2} , T_{min} et T_{max} montrant cette stabilisation sont présentées sur la figure II.32.



FIGURE II.32 – Évolutions temporelles des températures T_{ref1} , T_{ref2} , T_{min} et T_{max} obtenues avec les paramètres $t_{app} = 1.25 \ s$, $J_{app} = 1.87.10^7 \ A.m^{-2}$, $R_{conge} = 102.5 \ mm$.

Le domaine d'étude est présenté dans le tableau II.4. Les niveaux -1 et +1 sont les limites

inférieures et supérieures pour chacun des facteurs (ou paramètres) étudiés, les niveaux 0 se situent au centre de chaque intervalle.

Facteur	Niveau -1	Niveau 0	Niveau +1
R_{conge}	5 mm	102,5 mm	200 mm
J_{app}	$1,54.10^7 \ A.m^{-2}$	$1,87.10^7 \ A.m^{-2}$	$2,2.10^7 A.m^{-2}$
t_{app}	$0,5\ s$	$1,25 \ s$	2 s

TABLE II.4 – Facteurs et domaine d'étude.

Les facteurs R_{conge} , J_{app} et t_{app} sont respectivement associés aux variables centrées réduites x_1, x_2 et x_3 . Ces variables sont définies selon la relation (II.20).

$$x_i = \frac{(facteur - facteur_0)}{facteur_{+1} - facteur_{-1}}$$
(II.20)

Un plan complet à trois niveaux a été réalisé, il est présenté dans le tableau II.5. Il comporte $n_{niveaux}^{n_{paramtres}} = 3^3 = 27$ expériences numériques où sont calculées les observables T_{min} , T_{max} , T_{diff} et σ_T .

À partir de ce plan d'expériences, des modèles quadratiques ont été établis pour chacun des observables. Ils sont définis par la relation :

$$Y = a_0 + a_1 \cdot x_1 + a_2 \cdot x_2 + a_3 \cdot x_3 + a_{12} \cdot x_1 \cdot x_2 + a_{13} \cdot x_1 \cdot x_3 + a_{23} \cdot x_2 \cdot x_3 + a_{11} \cdot x_1^2 + a_{22} \cdot x_2^2 + a_{33} \cdot x_3^2$$
(II.21)

avec :

- . Y réponse de l'observable étudié $(T_{min}, T_{max}, T_{diff} \text{ ou } \sigma_T)$,
- . a_0 moyenne des observables calculés dans le domaine (valeur de la réponse au centre du domaine),
- . a_i effet ou influence du facteur i,
- . a_{ij} interaction entre le facteur *i* et le facteur *j* avec i < j,
- . a_{ii} coefficient du terme quadratique du facteur i,
- . x_i variable centrée réduite pour le paramètre i.

Les effets des différents paramètres appelés facteurs, y sont quantifiés à l'aide des coefficients a_i , leurs interactions par les coefficients a_{ij} et leur caractère quadratique par les coefficients a_{ii} .

Les figures II.33 et II.34 donnent les effets et interactions des facteurs pour les observables $T_{min}, T_{max}, T_{diff}$ et σ_T . L'interprétation de la figure II.33a ce fait comme suit : le coefficient a_2 est égal à 45, donc une variation de $J_{app} = 0.33.10^7 \ A.m^{-2}$ (du niveau 0 au niveau ± 1) implique une variation de T_{min} de 45 °C (dans le domaine étudié et sans prendre en compte les interactions et le terme quadratique). Ainsi, on voit que les trois paramètres étudiés ont une influence notable sur l'observable T_{min} . De plus, les interactions entre les différents paramètres ne sont pas négligeables contrairement au terme quadratique concernant le coefficient a_{11} (paramètres R_{conge}). Pour l'observable T_{max} (figure II.33b), les trois paramètres ont de l'influence, cependant on remarque que le paramètre R_{conge} est plus influent au travers du terme linéaire (avec a_1) et du terme quadratique (avec a_{11}). On voit aussi que les effets et interactions ont une influence beaucoup plus importante sur T_{max} que sur T_{min} .

Essai	x_1	x_2	x_3	T_{min}	T_{max}	T_{diff}	σ_T
1	-1	-1	-1	837	1185	348	16
2	+1	-1	-1	882	1501	619	38
3	0	-1	-1	873	1424	551	31
4	-1	+1	-1	887	1594	707	44
5	+1	+1	-1	1073	2000	928	61
6	0	+1	-1	1024	1900	876	59
7	-1	0	-1	868	1392	524	27
8	+1	0	-1	952	1761	809	56
9	0	0	-1	910	1662	752	53
10	-1	-1	+1	809	875	66	16
11	+1	-1	+1	859	932	73	14
12	0	-1	+1	849	907	57	13
13	-1	+1	+1	867	961	94	15
14	+1	+1	+1	916	1190	274	69
15	0	+1	+1	898	1140	242	62
16	-1	0	+1	841	903	62	15
17	+1	0	+1	885	1060	175	39
18	0	0	+1	877	1012	135	26
19	-1	-1	0	828	896	67	12
20	+1	-1	0	875	1025	149	20
21	0	-1	0	867	980	113	14
22	-1	+1	0	883	1063	180	25
23	+1	+1	0	1001	1328	327	53
24	0	+1	0	956	1268	311	51
25	-1	0	0	861	950	89	11
26	+1	0	0	902	1180	278	46
27	0	0	0	893	1125	232	37

TABLE II.5 – Plan d'expériences complet avec les réponses des observables T_{min} , T_{max} , T_{diff} et σ_T (en °C).



FIGURE II.33 – Valeurs absolues des effets et interactions des facteurs sur les observables T_{min} (a) et T_{max} (b).

Les effets et interactions de l'observable T_{diff} (figure II.34a) sont similaires à ceux de T_{max} , ceci s'explique par le fait que $T_{diff} = T_{max} - T_{min}$. Enfin, pour l'indice d'homogénéité σ_T , ce sont les paramètres d'application du courant J_{app} et t_{app} qui ont le plus d'influence.



FIGURE II.34 – Valeurs absolues des effets et interactions des facteurs sur les observables T_{diff} (a) et σ_T (b).

A partir des modèles quadratiques établis pour chaque observable, les surfaces de réponse correspondantes ont été réalisées, elles sont présentées sur la figure II.35 pour T_{min} et T_{max} , et sur la figure II.36 pour T_{diff} et σ_T . Comme attendu, T_{min} , T_{max} , T_{diff} et σ_T augmentent avec l'augmentation de J_{app} et t_{app} . Les surfaces de réponse de T_{min} et T_{max} montrent chacune pour $R_{conge} = 102,5mm$, que tous les couples J_{app}/t_{app} ne permettent pas de respecter la plage de température [880 °C; 930 °C]. On voit aussi que le respect de cette plage de température est plus contraignant pour T_{max} .



FIGURE II.35 – Surfaces de réponse de T_{min} (a) et T_{max} (b) en régime permanent en fonction de t_{app} et J_{app} pour $R_{conge} = 102,5 \ mm$, et plans $T = 880 \ ^{\circ}C$ (bleu) et $T = 930 \ ^{\circ}C$ (rouge).



FIGURE II.36 – Surfaces de réponse de T_{diff} (a) et σ_T (b) en régime permanent en fonction de t_{app} et J_{app} pour $R_{conge} = 102,5 \ mm$.

Afin de trouver un jeu de paramètres respectant la plage de température cible, l'espace des solutions a été balayé pour les modèles T_{min} et T_{max} . Aucune des solutions ne respecte la plage de température cible. Afin de mieux comprendre pourquoi, les solutions respectant au moins une des conditions ci-dessous ont été tracées sur la figure II.37 :

. 880 ° $C < T_{min} < 930$ °C,

. 880 °
$$C < T_{max} < 930$$
 ° C .

La figure II.37 donne les solutions respectant au moins une des conditions ci-dessus. On voit que les solutions qui respectent la plage de température cible pour T_{min} (en bleu) sont dissociées des solutions qui respectent la plage de température cible pour T_{max} (en rouge), il y a deux domaines distincts. Un bon jeu de paramètres, s'il existait, devrait se trouver entre les deux domaines.

3.2.4 Amélioration des conditions de chauffage

L'objectif ici est d'améliorer les conditions de chauffage de la croix pour obtenir une chauffe rapide et homogène. Dans un premier temps, la chauffe de la croix avec un rayon de congé $R_{conge} = 70 \ mm$ et une application du courant qui évolue temporellement sont présentées. Dans un second temps, des artifices de refroidissement sont ajoutés pour diminuer les surchauffes et améliorer l'homogénéité.

Application du courant Les évolutions temporelles des densités de courant appliquées pour la chauffe sont présentées sur la figure II.38. D'abord, la densité de courant J_{app} et le temps d'application t_{app} sont élevés pour permettre une chauffe rapide. Ensuite, J_{app} diminue progressivement jusqu'à $t = 28 \ s$ puis reste constant, et le temps d'application passe de $t_{app} = 3 \ s$ avant t = 13s à $t_{app} = 1 \ s$, pour conduire à une chauffe homogène avec des surchauffes moins importantes.

Sur la figure II.39a, sont présentées les évolutions temporelles des températures T_{centre} , T_{ref1} , T_{ref2} , T_{conge1} et T_{conge2} . La vitesse de montée en température est plus élevée (40 K.s⁻¹) avant



FIGURE II.37 – Solutions respectant la condition 880 ° $C < T_{min} < 930$ °C en bleu ou la condition 880 ° $C < T_{max} < 930$ °C (en rouge).



FIGURE II.38 – Évolutions temporelles des densités de courant J_{app1} et J_{app2} .

t = 12,6 s puis diminue (25 K.s⁻¹) avant d'atteindre le maintien en température à partir de t = 27 s, ceci est en accord avec l'évolution de l'application du courant. Les températures T_{conge1} et T_{conge2} qui se situent en début de rayon de congé atteignent des températures élevées (jusqu'à 1230 °C) malgré les diminutions de J_{app} et t_{app} .

L'indicateur d'homogénéité σ_T présenté sur la figure II.39b montre une forte hétérogénéité en début de chauffe lorsque $t_{app} = 3s$ avant t = 13 s, puis σ_T chute quand $t_{app} = 1 s$ et augmente jusqu'en fin de montée en température puis diminue progressivement lors du maintien en température.

L'application de courant évolutive proposée ne permet pas de chauffer convenablement la croix. De fortes surchauffes sont toujours présentes et la vitesse de montée en température moyenne pour atteindre la plage [880 °C; 930 °C] n'est pas suffisante, 33 $K.s^{-1}$ au lieu d'une vitesse cible minimum de 90 $K.s^{-1}$.

Afin de diminuer les surchauffes, diverses solutions sont proposées ci-dessous. Le problème de



FIGURE II.39 – Évolutions temporelles des températures T_{centre} , T_{ref1} , T_{ref2} , T_{conge1} et T_{conge2} (a) et de l'écart type σ_T (b).

la vitesse de montée en température est mis de côté, car l'augmenter amplifierait les surchauffes.

Diminution des surchauffes Pour diminuer les surchauffes localisées dans les congés, trois moyens de refroidissement ont été simulés. Le premier permet de refroidir le flan dans l'ensemble à travers des échanges radiatifs augmentés par rapport à un revêtement Al-Si avec $\varepsilon = 0,6$. Plus les températures sont élevées, plus les échanges radiatifs sont importants et permettent une homogénéisation. Le deuxième moyen est similaire, les échanges convectifs sont amplifiés sur l'ensemble du flan via un coefficient d'échange élevé $h_{conv} = 100 \ W.m^{-2}.K^{-1}$ (convection forcée). Enfin, le troisième moyen utilise des contacts locaux situés sur les congés, les contacts sont définis par le coefficient de transfert $h_{outil} = 400 \ W.m^{-2}.K^{-1}$ et une température d'outil de $T_{outil} = 100 \ ^{\circ}C$.

La figure II.40 donne les évolutions des températures minimum T_{min} et maximum T_{max} pour quatre cas, de base (sans modification par rapport à la simulation précédente), avec une forte émissivité $\varepsilon = 0.7$, avec de la convection forcée $h_{conv} = 100 \ W.m^{-2}.K^{-1}$ et avec des contacts locaux sur les congés $h_{outil} = 400 \ W.m^{-2}.K^{-1}$. Comme attendu, T_{min} et T_{max} sont plus faibles avec les différents moyens de refroidissement, mais ces moyens ne permettent pas d'atteindre pour T_{min} et T_{max} la plage de températures cible [880 °C; 930 °C].

Lorsqu'on s'intéresse à la différence de température T_{diff} et à l'indicateur d'homogénéité σ_T présentés sur la figure II.41, on voit que l'utilisation de contacts locaux pour diminuer les surchauffes permet d'améliorer l'homogénéité.

À l'aide de la figure II.42 qui présente les champs de température au temps $t = 50 \ s$ pour les quatre cas, on voit où se situe les zones froides et chaudes pour les différents cas. Pour les cas avec l'émissivité augmentée et la convection forcée, c'est l'ensemble du flan qui est plus froid. Pour augmenter la température, il faut augmenter l'apport d'énergie, cependant cet apport d'énergie supplémentaire augmentera les surchauffes s'il s'agit d'augmenter la densité de courant. Le cas avec des contacts locaux présente un champ de température similaire à celui du cas de base, mais les surchauffes des congés sont réduites et la température minimum $T_{min} = 806 \ cmmode C$ se situe au niveau des surfaces en contact avec les outils.

L'homogénéité en température de la croix résultante du chauffage séquentiel a été améliorée


FIGURE II.40 – (a) Évolutions temporelles de la température minimum T_{min} (a) et de la température maximum T_{max} (b) pour différents moyens de refroidissement.



FIGURE II.41 – Évolutions temporelles de la différence de température $T_{diff}(a)$ et de l'écart-type σ_T (b) pour différents moyens de refroidissement.



FIGURE II.42 – Champs de température et isothermes 880 °C (bleu) et 930 °C (rouge) au temps $t = 50 \ s$ pour les cas, de base, avec une forte émissivité, de la convection forcée et avec des contacts locaux.

en appliquant un courant évolutif (surtout lors du maintien en température) et en ajoutant des contacts locaux pour diminuer les surchauffes. Mais les températures T_{min} et T_{max} ne se situent toujours pas dans la plage de températures cible [880 °C; 930 °C]. En modifiant les formes des surfaces en contact avec les outils, le coefficient de transfert h_{outil} et/ou la température des outils T_{outil} , l'homogénéité peut être améliorée à nouveau.

4 Conclusion du chapitre

Dans ce chapitre, nous avons présenté le modèle thermoélectrique développé à l'aide du logiciel COMSOL Multiphysics[®] permettant de simuler la chauffe par conduction de flan de forme. Une première étude sur des flans rectangulaires a permis d'appréhender la sensibilité de certains paramètres du modèle. Il a ainsi été montré que les échanges convectifs sont négligeables lors de la montée en température et que les échanges radiatifs sont réduits grâce au revêtement Al-Si. L'influence des résistances de contact a également été analysée. Les comparaisons avec les mesures de thermocouples obtenues à l'aide du dispositif conçu par la SREM Technologies a permis d'identifier des valeurs de résistances ($RCT = 1,5.10^{-3} m^2.K.W^{-1}$ et $RCE = 5,0.10^{-7} \Omega.m^2$) donnant un bon accord entre calcul et modèle. Ces valeurs seront réutilisées pour l'étude de l'intégration du chauffage par conduction dans le dispositif d'expansion biaxiale (présentée dans le chapitre suivant). Cette étude a permis également de vérifier qu'il est possible d'obtenir un chauffage rapide et homogène dans un flan rectangulaire si on exclut les zones proches des électrodes affectées par un gradient thermique.

Ce modèle a ensuite été utilisé pour étudier des géométries plus complexes. Le cas du chauffage avec une paire d'électrodes sur des géométries à section variable a permis de mieux comprendre l'influence des variations de sections et des courbures sur l'homogénéité thermique. Il en ressort que plus la variation de section est importante et plus les écarts de températures le sont aussi, l'homogénéité diminuant dans le même sens. De plus, une faible variation de section de 5 % entraîne un écart de température important de plus de 230 °C. Il a également été observé que les surchauffes sont plus importantes lorsque les courbes sont franches. Afin de les réduire, il faut donc privilégier des courbes adoucies.

Ces travaux se sont poursuivis par l'étude d'un chauffage multi-électrodes séquentiel. L'état de l'art avait indiqué cette technologie comme très prometteuse pour la chauffe rapide et homogène de flans de forme. Ainsi, le chauffage d'une croix avec deux paires d'électrodes a été simulé. Comme précédemment, l'influence de la géométrie a été étudiée, mais aussi l'influence de l'application du courant à travers le temps d'application t_{app} (définissant les temps des séquences d'activation des électrodes) et la densité de courant J_{app} .

Dans un premier temps, les influences de ces paramètres ont été analysées sur la fin de chauffe. Ces calculs ont mis en évidence l'existence d'un optimum concernant l'homogénéité en température en se basant sur l'évolution de l'écart-type σ_T en fonction du rayon de congé R_{conge} . Cependant, cet optimum révèle une zone froide au centre de la croix qui ne peut convenir dans le cadre du respect de la plage de températures [880 °C; 930 °C]. Pour l'application du courant, la réduction des valeurs des paramètres t_{app} et J_{app} permet d'obtenir une chauffe plus homogène, cependant, cela se fait au détriment de la vitesse de chauffage.

74 Chapitre II

Dans un deuxième temps, les influences de ces paramètres ont été étudiées lors d'un maintien en température (régime pseudo-permanent) à l'aide d'un plan d'expérience. Bien que les conditions soient favorables à l'obtention d'un champ de température homogène, il n'existe aucune solution convenable. En effet, T_{min} et T_{max} calculés à l'aide des modèles quadratiques ne peuvent respecter en même temps la plage de température cible.

Suite aux différentes observations réalisées, des simulations ont été réalisées pour tester des solutions permettant d'améliorer l'homogénéité du champ de température au cours de la chauffe. L'homogénéité a été améliorée grâce à une application du courant évolutive (t_{app} et J_{app} diminuent au cours de la chauffe) et l'application de contacts locaux pour réduire les surchauffes. En pratique, cela laisse envisager l'utilisation d'outils de refroidissement pour supprimer les surchauffes générées par les fortes concentrations de courant, bien entendu, ces outils doivent être isolés électriquement.

Ce premier travail numérique a permis de mieux comprendre les phénomènes thermoélectriques lors de la chauffe par conduction. Les observations réalisées en particulier lors de l'étude du chauffage de la croix vont servir de base lors du développement du chauffage multi-électrodes au sein du dispositif d'expansion biaxiale présenté dans le chapitre suivant.

Chapitre III Dispositif d'expansion biaxiale à chaud

Dans ce chapitre, la chauffe multi-électrodes est testée numériquement et expérimentalement sur le chauffage d'un flan circulaire. Cette étude est réalisée pour le développement d'un dispositif d'expansion biaxiale. Le cahier des charges et la conception de la partie mécanique de ce dispositif ont été définis par [Coër, 2015] au cours d'une étape préalable. À partir de ce cahier des charges, un modèle thermoélectrique du chauffage d'un flan circulaire serré dans les outils a été développé.

Dans un premier temps, l'intérêt et le principe des essais d'expansion biaxiale à chaud sont présentés, ainsi que quelques dispositifs issus de la littérature. Ensuite, le principe du dispositif développé dans ce travail est donné.

Dans un deuxième temps, l'étude numérique réalisée conjointement au développement du dispositif est décrite. Les influences liées au nombre d'électrodes utilisées, la manière d'appliquer le courant (en biphasé ou en triphasé), les contacts des outils de serrage, les résistances de contact thermique et électrique, les temps d'application du courant et les densités de courant appliquées sont analysées.

Enfin, le dispositif d'expansion biaxiale à chaud qui a été fabriqué au cours de cette thèse est finalement présenté. Les résultats d'un essai de chauffe avec mise en forme sont donnés et comparés avec une simulation issue du modèle thermoélectrique.

1 Intérêts et principe du dispositif d'expansion équibiaxiale

Les essais conventionnels de traction uni-axiale permettent d'obtenir des informations sur le comportement mécanique d'un matériau tels que la limite élastique, le module d'élasticité, la résistance à la traction, l'allongement avant rupture et l'anisotropie plastique. Cependant, lors de ces essais, les niveaux de déformation atteints sont plus faibles que ceux intervenant lors de procédés industriels de mise en forme [Lee et al., 2013]. Ainsi, les informations obtenues ne sont pas suffisantes pour simuler numériquement le comportement mécaniques des matériaux, les données sont donc souvent extrapolées suivant des hypothèses sur leur comportement mécanique.

Pour pouvoir vérifier l'emboutissabilité d'une pièce (III.1b), il est nécessaire de vérifier que tous les points de cette pièce respectent la Courbe Limite de Formage (CLF) qui donne la limite supérieure de déformation d'une tôle (limite définie par la striction). Dans cette CLF, le trajet d'expansion (décrit sur la figure III.1a) est celui qui correspond à ce qui se passe au nez du poinçon au début du formage et il est d'autant plus important que le métal est bloqué sous serre-flan. Il correspond à un état de traction biaxiale. La détermination de la limite de formabilité dans ce trajet de déformation est primordiale pour les emboutisseurs. Il apporte aussi des renseignements nécessaires pour les critères de plasticité pour la modélisation du comportement des matériaux dans leur domaine plastique. Sa connaissance pour des températures élevées devient aussi très importante puisque les procédés de mise en forme se font de plus en plus souvent à chaud.



FIGURE III.1 – a) Exemples de trajet de déformation [Col, 2011]; b) CLF de différents aciers produits par ArcelorMittal [Franz, 2008]

1.1 Principe des essais d'expansion

Parmi les essais d'expansion, il existe deux catégories distinctes, les essais avec et sans frottement (figure III.2). Dans les essais sans frottement, on retrouve notamment les essais inspirés par Jovignot. Le principe est le suivant : un flan est bloqué sur son pourtour entre une matrice et un serre-flan, et est mis en forme par pression d'un fluide. La forme du flan initial peut varier (carré, circulaire). Pour éviter l'avalement de ce flan, un jonc peut être ajouté. Le fluide utilisé est généralement de l'eau ou de l'huile.

Pour les essais avec frottement, la différence se fait lors de la déformation du flan, elle est réalisée par un poinçon (généralement hémisphérique). Les résultats obtenus sont fortement dépendants des facteurs opératoires liés au frottement (état de surface du poinçon, lubrification).



FIGURE III.2 – (a) Schéma d'un dispositif d'essai type Jovignot et (b) schéma d'un dispositif d'essai type Erichsen [François, 1984].

Généralement, les essais d'expansion sont réalisés à froid, mais de plus en plus de dispositifs permettent de réaliser des essais en température comme ceux présentés ensuite.

1.2 Quelques dispositifs de chargement biaxial à haute température

Des essais de traction biaxiale à chaud ont été réalisés par [Shao et al., 2016] sur une éprouvette en forme de croix (forme d'éprouvette aussi utilisée par [Lee et al., 2013]) à l'aide d'un montage s'intégrant à une machine Gleeble 3800 présenté sur la figure III.3a. La machine Gleeble 3800 permet d'effectuer des essais mécaniques en température grâce à un système de chauffe par conduction. Différentes configurations d'application du courant ont été étudiées pour chauffer uniformément jusqu'à 535 °C des éprouvettes en aluminium AA6082, qui sont ensuite refroidies à 400 °C avant d'être soumises aux efforts de traction biaxiale. Les différentes configurations utilisées lors des essais de traction biaxiale ne permettent pas d'obtenir des conditions d'expansion équibiaxiale, car les champs de température obtenues ne sont pas suffisamment homogènes comme le montre le résultat de la simulation de la figure III.3b.

A l'université de Padova, des essais Nakazima (utilisation de plusieurs formes d'éprouvettes permettant de balayer tous les trajets de déformation) en température ont été réalisés [Bariani et al., 2008] sur le dispositif de la figure III.4. Le dispositif développé permet notamment de chauffer un flan en acier 22MnB5 par induction jusqu'à 900 °C, puis de le refroidir à la température souhaitée par des jets d'air compressé (100 $K.s^{-1}$) et de le mettre en forme à l'aide d'un poinçon de 100 mm de diamètre. Le serre-flan et le poinçon sont équipés de résistances chauffantes pour maintenir le flan en température au cours de la mise en forme. Ce dispositif permet ainsi de reproduire des conditions similaires à celles d'un procédé d'emboutissage à chaud.

Des essais d'expansion biaxiale ont aussi été réalisés par Braun sur un dispositif de gonflement à haute température [Braun et al., 2014a, Braun et al., 2014b, Braun et al., 2016]. Lors des essais, une éprouvette rectangulaire est chauffée par conduction à l'aide d'une paire d'électrodes



FIGURE III.3 – (a) Configuration d'application du courant sur une éprouvette en croix (gauche) et photographie du montage de traction biaxiale intégré à une Gleeble 3800 (droite); (b) Champ de température calculé pour un chauffage par conduction avec 4 électrodes sur une croix [Shao et al., 2016].



FIGURE III.4 – Vue générale du dispositif pour des essais Nakazima en (a), avec le poinçon en (b), l'inducteur en (c) et le système d'éclairage en (d) [Bariani et al., 2008].

à la température désirée (jusqu'à 900 °C), puis le flan est directement serré par les outils et mis en forme par pression d'azote sans maintien en température. Les essais de gonflement sont moins proches des conditions d'emboutissage à chaud que les essais réalisés avec un poinçon, mais ils permettent d'éviter les frottements lors de la caractérisation de CLF.

1.3 Principe du dispositif d'expansion

Le principe du dispositif d'expansion biaxiale à chaud, développé au cours de cette thèse et présenté sur la figure III.6, est celui d'un essai Jovignot avec l'intégration d'une étape de chauffage permettant de caractériser la tôle à haute température. Un flan circulaire est maintenu sur son pourtour entre une matrice et un serre-flan par une pression de serrage à l'aide d'une



FIGURE III.5 – Schéma du dispositif d'expansion biaxiale à chaud développé par [Braun et al., 2014b].

machine de traction. Il est ensuite chauffé par conduction via des électrodes mises en contact. Enfin, lors d'un maintien en température, le flan est mis en forme par application d'un fluide inerte sous pression.



FIGURE III.6 – Schéma de principe de l'expansion biaxiale à chaud avec chauffage par conduction

Ce dispositif permet d'atteindre des températures élevées, soit au moins 900 °C pour la température d'usage de l'austénitisation de l'Usibor[®]1500. Le système de chauffe a aussi été pensé pour permettre le contrôle en température du flan tout au long de l'essai (de la chauffe à la mise en forme), permettant ainsi la reproduction de cycles thermiques rencontrés lors du procédé d'emboutissage à chaud. Le flan et les électrodes sont donc isolés électriquement du reste du dispositif, les matériaux choisis doivent donc à la fois respecter des contraintes mécaniques, thermiques et électriques.

Le choix d'une forme de flan rectangulaire pour l'essai d'expansion biaxiale à chaud est approprié au vu de l'utilisation du chauffage par conduction ([Braun et al., 2016]). Cependant, dans l'objectif de cette thèse de définir des méthodes de chauffage de flans de géométries quelconques, un flan circulaire a été choisi. Par l'intermédiaire de la conception de ce dispositif, l'objectif est donc de définir des solutions numériques et de mettre au point des solutions expérimentales permettant la maîtrise de la chauffe de flan de forme non-rectangulaire.

Comme énoncé dans l'introduction, le développement de la partie chauffage a été réalisé en collaboration avec J. Coër de l'IRDL, et S. Graveleau, E. Jaffredo et B. Pouvreau de la SREM Technologies.

Les contraintes à respecter lors de la chauffe sont les suivantes :

- le flan doit atteindre une température d'au moins 900 $^{\circ}C$,
- la partie centrale du flan doit être uniforme en température avec un écart maximum de 50 °C (hors gradients thermiques dus aux contacts avec les outils),
- la montée en température doit s'effectuer en moins d'une minute.

La démarche numérique menant au modèle thermoélectrique du dispositif d'expansion biaxiale à haute température a été décrite partiellement dans [Demazel et al., 2016a, Demazel et al., 2016b, Laurent et al., 2017] et est présentée plus en détails dans la suite.

2 Étude numérique du chauffage pour la conception du dispositif d'expansion

L'étude numérique présentée ici permet de mieux comprendre le comportement thermoélectrique du chauffage par conduction et a servi d'aide à la conception du dispositif d'expansion biaxiale à chaud.

Dans une première étape, pour comprendre et analyser l'influence du courant sur le chauffage du flan, seules les électrodes sont modélisées. Les outils (matrice et serre-flan) ne sont pas pris en compte. L'objectif est avant tout ici d'analyser l'influence du nombre d'électrodes pour obtenir le chauffage uniforme de la partie centrale du flan circulaire. Une configuration de chauffage avec une paire d'électrodes est d'abord simulée, puis avec trois paires d'électrodes. Deux façons d'appliquer le courant sont aussi testées sur la configuration multi-paires, une fonctionnant par paire d'électrodes (branchement biphasé) et l'autre par trio d'électrodes (branchement triphasé). L'influence de contacts électrode/flan permanents ou séquentiels est aussi étudiée. Dans cette première étape, pour vraiment comprendre les phénomènes et se concentrer sur le problème de chauffe, il est à noter que les résistances de contact thermiques et électriques ne seront pas prises en compte et on supposera un contact parfait entre les outils et le flan.

Dans une deuxième étape, les outils (matrice et serre-flan) en contact avec le flan seront modélisés avec deux configurations, une où les électrodes seront situées à l'extérieur des outils et l'autre où elles passeront au travers de ces outils. L'influence des résistances de contact sera alors étudiée.

Dans une dernière étape, le modèle respectant le cahier des charges sera présenté. Il permettra d'étudier l'influence des cycles de courant appliqués au cours du chauffage, de prédire les temps de chauffe, les champs de température résultants, et aussi, de mettre en évidence les éventuelles surchauffes entrainant une dégradation du matériel.

Pour cette étude, les calculs ont été effectués sous COMSOL Multiphysics[®]. Les maillages utilisés sont hétérogènes et utilisent un nombre d'éléments tétraèdres (utilisant des interpolations quadratiques) compris entre 21876 et 107452 selon le modèle. La taille de ces éléments est comprise entre 7,4.10⁻⁵ m et 3,3.10⁻² m de côté. Le pas de temps maximum est fixé entre 0,01 s et 0,1 s pour la plupart des modèles, et 0,002 s pour le modèle avec application du courant en triphasé. Les pas de temps utilisés permettent une bonne définition des variations de densités de courant appliquées. Selon le modèle, le temps de calcul varie entre 9 min et 12 h avec une machine équipée d'un processeur de 4 GHz.

2.1 Influence du nombre d'électrodes

Afin de mettre en évidence l'intérêt d'utiliser plusieurs paires d'électrodes (chauffage par conduction séquentiel), deux cas sont présentés, une simulation utilisant une paire d'électrodes pour chauffer un flan circulaire et une autre utilisant trois paires d'électrodes. Les résultats numériques obtenus sont analysés et comparés.

2.1.1 Avec une paire d'électrodes

Le modèle 3D utilisé pour cette simulation avec une paire d'électrodes est présenté sur la figure III.7. Il prend en compte l'équation de conservation de l'énergie (II.14) avec pour source de chaleur Q_{Joule} (II.13) et l'équation de conservation de la charge électrique (II.15). Sur les surfaces extérieures, des pertes par rayonnement et convection sont prises en compte avec les équations (II.3) et (II.2). Pour le problème électrique, ces surfaces extérieures sont supposées isolées électriquement (en contact avec l'air) (II.9). Dans cette première étape, on suppose une continuité aux interfaces électrode/flan. Enfin, une densité de courant normale est imposée sur les faces supérieures des électrodes (II.10).



FIGURE III.7 – Modèle 3D avec une paire d'électrode.

Pour cette simulation, une intensité efficace de 5000 A est appliquée pendant 20 s sur les faces supérieures des électrodes(densité de courant de $5.10^6 A.m^{-2}$). La figure III.8a donne le champ de densité de courant et lignes de courant du flan au temps t = 20 s. On remarque de fortes concentrations de courant au niveau des électrodes. Le champ de température et isothermes du flan sont présentés au même temps t = 20 s sur la figure III.8b. Comme attendu, les températures sont plus élevées sur le pourtour des électrodes, ceci est dû à la concentration des lignes de courant à l'approche des électrodes. La partie centrale du flan est montée en température de façon hétérogène avec des zones plus chaudes devant les électrodes.

Comme attendu, le chauffage d'un flan circulaire avec une paire d'électrodes ne permet pas d'obtenir un champ de température homogène dans la partie centrale du flan. D'après les travaux de [Behrens and Hübner, 2014], une des solutions réside dans l'utilisation de plusieurs associations d'électrodes.



FIGURE III.8 – (a) Champs de densité de courant et lignes de courant du flan au temps t = 20 s; (b) Champs de température et isothermes du flan au temps t = 20 s.

2.1.2 Avec trois paires électrodes

Association par paires d'électrodes : Après plusieurs simulations avec différents nombres de paires d'électrodes, il est apparu que l'utilisation de trois paires d'électrodes était un bon compromis pour obtenir un champ de température homogène dans la partie centrale du flan sans multiplier le nombre d'électrodes et les coûts associés. Le modèle 3D de cette simulation est présenté sur la figure III.9. Les conditions électriques et thermiques de la modélisation précédente avec une paire d'électrodes sont reproduites sur cette modélisation.

Les intensités de courant sont appliquées aux trois paires d'électrodes de manière rotative et technologiquement réaliste (réalisable avec un boucle de régulation en intensité). Le courant passe successivement entre les paires d'électrodes 1, puis 2 et 3, selon le schéma III.10a et le cycle de la figure III.10b, avec des temps d'application du courant de $t_{app} = 1 \ s$. On notera aussi, entre chaque créneau d'intensité, un temps de $t = 0,5 \ s$ où l'intensité appliquée est nulle, sa présence sera expliquée dans le paragraphe 2.1.3.

Le champ de densité de courant, les lignes de courant et vecteurs de courant dans le flan au temps $t = 26 \ s$ sont présentés sur la figure III.11a. On observe des concentrations de courant sur le pourtour du flan entre chaque électrode, elles sont dues à la présence des électrodes qui jouent le rôle de ponts électriques ou shunts ce qui entraînent la déviation du courant sur le pourtour. À l'inverse, au niveau de ces électrodes, les densités de courant dans le flan sont réduites. La figure III.11b donne le champ de température et les isothermes obtenus après 26 s de chauffage. Ce champ de température fait apparaître une forme étoilée où l'homogénéité est meilleure que dans le cas avec une paire d'électrodes. La zone centrale du flan se situe autour de 600 °C. On remarque aussi, des zones surchauffées (jusqu'à 1744 °C) entre les électrodes dans les zones où le courant est dévié et où les concentrations de courant sont donc élevées. Les températures atteintes dans les zones surchauffées ne sont pas réalistes car elles sont supérieures à la température de fusion d'un acier.



FIGURE III.9 – Modèle 3D avec 3 paires d'électrodes.



FIGURE III.10 – (a) Schéma d'application rotative de l'intensité électrique dans les 3 paires d'électrodes; (b) Évolution temporelle de l'intensité pour un temps d'application du courant t_{app} de 1 s.

Association par trios d'électrodes : Une autre utilisation de ces six électrodes a été testée avec un fonctionnement par trio comme le montre la figure III.12, ce qui correspondrait à un branchement en triphasé. L'activation de chaque trio est régie par les créneaux de la figure III.13a et le courant alternatif associé à chaque électrode du premier trio est donné par la figure III.13b.

Le champ de densité de courant, les lignes de courant et vecteurs de courant du flan, ainsi que le champ de température et les isothermes du flan obtenus au temps t = 20 s sont donnés respectivement sur les figures III.14a et III.14b. On voit que la partie centrale du flan est beaucoup moins homogène qu'avec la configuration avec trois paires d'électrodes et les surchauffes

84 Chapitre III



FIGURE III.11 – (a) Champ de densité de courant, lignes de courant et vecteurs de courant du flan au temps $t = 26 \ s$; (b) Champ de température et isothermes du flan au temps $t = 26 \ s$.



FIGURE III.12 – Schéma d'application des trios d'électrodes.

entre les électrodes sont amplifiées (jusqu'à 2465 °C). Cela s'explique par le fait que le courant circule plus sur le pourtour du flan que dans le cas avec association par paires d'électrodes. L'association d'électrodes par trio n'est donc pas satisfaisante.

Cette première étude avec l'application séquentielle du courant sur trois paires d'électrodes a permis de montrer qu'il était possible d'améliorer l'homogénéité en température par rapport au cas avec une paire d'électrodes. Cependant, des surchauffes restent présentes et l'homogénéité mérite d'être améliorée. En ce qui concerne les surchauffes, celles-ci sont amplifiées par les shunts que forment les électrodes en contact permanent avec le flan, il faut donc éviter ce phénomène de shunt en supprimant les contacts des électrodes inactives (électrodes sans application de courant sur leur face supérieure), et donc, effectuer une alternance des paires d'électrodes en contact.



FIGURE III.13 – (a) Évolutions temporelles des créneaux d'application du courant par trio d'électrodes avec $t_{app} = 1 s$; (b) Évolutions temporelles des intensités de chaque phase/électrode pour le premier trio d'électrodes.



FIGURE III.14 – (a) Champ de densité de courant, lignes de courant et vecteurs de courant du flan au temps $t = 20 \ s$; (b) Champ de température et isothermes du flan au temps $t = 20 \ s$.

2.1.3 Influence de contacts électrode/flan séquentiels

Afin de simuler cette alternance des contacts entre les différentes paires, les conductivités thermiques et électriques de chaque paire d'électrodes sont modifiées selon les relations suivantes :

$$\lambda_{i} = \lambda_{cuivre.} \left(J_{i} \left(t \right) > 0 \right) \qquad \forall M \in \Omega \tag{III.1}$$

$$\sigma_{e-i} = \sigma_{e-cuivre.} \left(J_i\left(t\right) > 0 \right) \qquad \forall M \in \Omega \tag{III.2}$$

avec J_i la densité de courant appliquée à la paire d'électrode i.

Ainsi, lorsque la densité de courant J_i de la figure III.10b est nulle, les conductivités thermiques λ_i et électriques σ_{e-i} le sont également, et donc, les flux thermiques et électriques dans

86 Chapitre III

les paires d'électrodes correspondantes aussi. Les intervalles où la densité de courant est nulle ont été définis par un temps t = 0.5 s, cela correspond à un temps réaliste du passage d'une paire d'électrodes à une autre (montée par vérin d'une paire suivie de la descente d'une autre paire).

La figure III.15 donne les évolutions temporelles de la température au centre du flan pour le cas avec alternance des contacts et le cas avec des contacts permanents. On remarque que la vitesse de montée en température au centre est plus importante dans le cas avec alternance des contacts. Ceci peut s'expliquer en observant les champs de densité de courant et lignes de courant obtenus au temps t = 26 s pour les deux cas sur les figures III.16a et III.16b. Comme dit précédemment, dans le cas avec contacts permanents, le courant est dévié sur le pourtour, réduisant ainsi les densités de courant au centre, et donc, la vitesse de montée en température. L'alternance des contacts d'électrode supprime les shunts et donc la déviation du courant sur le pourtour, ce qui permet une montée plus rapide en température.



FIGURE III.15 – Évolutions temporelles de la température au centre avec alternance des contacts des électrodes et avec des contacts permanents.

Les champs de température et isothermes du flan au temps $t = 26 \ s$ sont donnés pour les deux cas sur les figures III.17a et III.17b. Ils montrent aussi que la température au centre est plus élevée pour le cas avec alternance des contacts. Comme pour le cas avec des contacts permanents, le champ de température pour le cas avec alternance des contacts présente à nouveau une forme étoilée avec une partie centrale homogène et des surchauffes situées autour des électrodes, cependant, ces surchauffes ont des niveaux de température moins élevés (jusqu'à 1577 °C), mais toujours supérieurs à la température de fusion d'un acier.

La solution avec alternance des contacts et trois paires d'électrodes est donc celle qui est la plus intéressante pour obtenir une température homogène dans la zone centrale, cette solution sera donc utilisée dans la suite de l'étude.

2.2 Influence des outils

Dans le dispositif d'expansion biaxiale, le flan circulaire est maintenu sur son pourtour par des outils (matrice et serre-flan). Dans cette partie, l'influence de la position de ces outils sera étudiée pour analyser le comportement thermoélectrique dans le flan. Deux configurations différentes seront étudiées, la première où les électrodes sont situées à l'extérieur des outils et la seconde avec des électrodes passant au travers du serre-flan. Dans la section 2.3, les



FIGURE III.16 – (a) Champs de densité de courant, lignes de courant et vecteurs de courant du flan au temps $t = 26 \ s$ avec alternance des contacts des électrodes et (b) avec des contacts permanents.



FIGURE III.17 – Champs de température et isothermes du flan au temps $t = 26 \ s$ pour le cas avec alternance des contacts (a) et le cas avec des contacts permanents (b)

imperfections de contact électrode/flan et outil/flan seront prises en compte aux interfaces à l'aide de résistances de contact électriques et thermiques.

2.2.1 Configuration avec les électrodes situées à l'extérieur des outils

Dans le cas présenté sur la figure III.18, les électrodes sont situées à l'extérieur des outils sur le pourtour du flan. Pour la modélisation, seul le problème thermique est résolu pour les outils car ils sont supposés isolés électriquement. On suppose dans cette modélisation qu'il y a continuité

électrique et thermique dans les interfaces électrode/flan et outil/flan (contact parfait). Le cycle de courant appliqué aux électrodes est celui présenté sur la figure III.10b pendant 60 s.



FIGURE III.18 – Modèle 3D du chauffage par conduction intégré au dispositif d'expansion biaxiale.

La figure III.19a donne l'évolution temporelle de la température au centre du flan. Par rapport au cas précédent (sans les outils), la vitesse de montée en température est moins importante. Ceci s'explique par le fait que les outils absorbent la chaleur par conduction thermique. Comme le montre la figure III.19b qui présente le champ de température du flan au temps t = 60s, la chaleur absorbée par les outils fait apparaître une partie froide de la forme des outils et permet d'avoir un champ de température homogène avec des isothermes circulaires dans la partie centrale du flan. Sur le pourtour du flan, des zones chaudes sont présentes entre les électrodes, car lorsque les électrodes sont en contact, elles refroidissent le flan.

Les champs de densité de courant, les lignes de courant et les vecteurs courant dans le flan sont données au temps $t = 0.5 \ s$ et $t = 59 \ s$, respectivement sur les figures III.20a et III.20b. On observe qu'au cours de la chauffe la densité de courant diminue dans la partie centrale du flan, le courant se concentre alors dans la partie du flan entre les outils. Ceci est dû à l'augmentation de la résistivité électrique de l'Usibor [®]1500 avec la température. La partie du flan entre les outils est plus froide que le centre, en conséquence, elle est moins résistive et le courant privilégie les chemins les moins résistifs (partie du flan entre les outils).

La présence des outils diminue la vitesse de montée en température au centre du flan pour une même application du courant, car les outils refroidissent le flan par conduction thermique et diminuent la densité de courant au centre (car la résistivité électrique est plus élevée dans la partie centrale qui est plus chaude). Cependant, la présence des outils homogénéise le champ de température dans la partie centrale du flan et y fait apparaître des isothermes circulaires.

2.2.2 Configuration avec les électrodes situées à l'intérieur du serre-flan

Sur la figure III.21, le diamètre extérieur des outils a été augmenté pour que les électrodes passent au travers du serre-flan. Le cycle de courant appliqué est le même que dans le cas précédent (figure III.10b).



FIGURE III.19 – (a) Évolution temporelle de la température au centre du flan; (b) Champ de température et isothermes du flan au temps $t = 60 \ s$.



FIGURE III.20 – Champs de densité de courant, lignes de courant et vecteurs courant du flan au temps (a) $t = 0.5 \ s$ et (b) $t = 59 \ s$.

Comme le montre l'évolution temporelle de la température au centre du flan pour le cas avec les électrodes à l'intérieur des outils de la figure III.22a, la température atteinte au centre du flan est moins élevée que dans le cas avec les électrodes à l'extérieur. Ceci s'explique en partie par les dimensions plus importantes des outils et l'augmentation de la surface de contact avec le flan qui induisent un refroidissement plus important du flan. La figure III.22b donne le champ de température et les isothermes du flan obtenus après 60 s de chauffage. Comme pour le cas précédent, on observe des isothermes circulaires dans la partie centrale du flan. Cependant, le champ de température obtenu est moins homogène, car le pourtour du flan est moins chaud que dans le cas précédent augmentant ainsi le flux de chaleur allant de la partie centrale vers



FIGURE III.21 – Modèle 3D du chauffage par conduction intégré au dispositif d'expansion biaxiale.

le pourtour du flan.



FIGURE III.22 – (a) Évolution temporelle de la température au centre du flan; (b) Champs de température et isothermes du flan au temps $t = 60 \ s$.

Les figures III.23a et III.23b donnent les champs de densité de courant, les lignes de courant et les vecteurs courant du flan, respectivement au temps $t = 0.5 \ s$ et $t = 59 \ s$. Comme précédemment, le courant est dévié vers la zone froide du flan, soit le pourtour du flan où se situent les outils.

L'augmentation de la taille des outils implique un refroidissement plus important du flan, la température atteinte au centre du flan est moins importante et le champ de température obtenu dans la partie centrale est moins homogène. Mais contrairement au cas précédent, les



FIGURE III.23 – Champs de densité de courant, lignes de courant et vecteurs courant du flan au temps (a) $t = 0.5 \ s$ et (b) $t = 59 \ s$.

zones chaudes entre les électrodes ne sont plus présentes évitant ainsi tout risque de dégradation des électrodes et des outils. La configuration avec les électrodes dans les outils est donc très intéressante pour éviter les zones chaudes autour des électrodes tout en conservant une bonne homogénéité de la partie centrale du flan.

2.3 Influence des résistances de contact

Afin de prendre en compte les imperfections de contact électrode/flan et outil/flan, des résistances de contact thermiques RCT (II.16) et électriques RCE (II.12) sont appliquées aux interfaces électrode/flan et outil/flan. Dans un premier temps, les valeurs utilisées sont celles identifiées pour le chauffage d'un flan rectangulaire présenté dans la section 2.1.2 du chapitre II, avec $RCT = 15.10^{-4} \ K.m^2.W^{-1}$ et $RCE = 50.10^{-8} \ \Omega.m^2$. La valeur de RCT utilisée entre les outils et le flan est de 2,5.10⁻⁴ $\ K.m^2.W^{-1}$, cette valeur est de l'ordre de grandeur de ce que l'on peut trouver dans la littérature pour une pression de contact estimée à 10 MPa si uniforme [Kaza, 2010, Solidworks, 2016].

A partir de l'application de courant présentée sur la figure III.10b et avec les valeurs de RCT et RCE identifiées dans la section 2.1.2 du chapitre II, on obtient au temps t = 1 s les champs de température présentés sur les figures III.24a et III.24b. Les niveaux de température atteints sous les électrodes sont supérieurs à 1500 °C et donc irréalistes car supérieurs à la température de fusion d'un acier. Ce résultat est incohérent. Pour diminuer la température au niveau des électrodes, il est possible de réduire les valeurs de résistances de contact ou d'augmenter les surfaces de contact, afin de diminuer la résistance électrique et donc la génération de chaleur par effet Joule aux interfaces électrode/flan.

Afin d'écarter les doutes vis-à-vis des surchauffes au niveau des interfaces électrode/flan, des mesures de RCT et RCE ont été réalisées par la SREM Technologies sur un prototype d'électrode pouvant s'intégrer au dispositif d'expansion biaxiale. Les valeurs retenues sont les suivantes : $RCT = 6,5.10^{-4} \ K.m^2.W^{-1}$ et $RCE = 4.10^{-8} \ \Omega.m^2$. La RCT initiale est donc



FIGURE III.24 – Champs de température du flan au temps t = 1 s pour le cas avec les électrodes situées à l'extérieur des outils (a) et le cas avec les électrodes situées à l'intérieur des outils (b).

divisée par un coefficient d'environ 2,3 et la RCE d'un coefficient de 12,5. Les deux simulations précédentes ont été relancées à partir de ces valeurs.

D'autres mesures de RCE ont été réalisées à l'IRDL pendant le stage de [Fedalto, 2016]. Elles ont été réalisées après celles de la SREM Technologies et *a posteriori* des simulations présentées ici. Ces dernières, réalisées sur la même géométrie d'électrode que celle du dispositif final, montrent que la valeur de RCE se situe entre $3,8.10^{-8} \Omega.m^2$ et $30,0.10^{-8} \Omega.m^2$. Il a aussi été remarqué au cours du stage de Marcello Fedalto, que les tresses en cuivre s'oxydent et voient leur valeur de RCE augmenter. De plus, les valeurs de RCE sont dépendantes de l'état du tressage.

Les évolutions temporelles de la température au centre, au cours du chauffage pour les deux cas, sont données sur la figure III.25. Comme vu précédemment, la montée en température est plus rapide pour le cas avec les électrodes à l'extérieur des outils avec une vitesse moyenne de 22,6 $K.s^{-1}$ pour atteindre 880 °C, contre 14,8 $K.s^{-1}$ pour le cas avec les électrodes à l'intérieur des outils.

Les figures III.26a et III.26b donnent les champs de température et isothermes du flan pour le cas avec les électrodes à l'extérieur des outils au temps $t = 38 \ s$ et pour le cas avec les électrodes à l'intérieur des outils au temps $t = 60 \ s$. On observe des champs de température similaires dans la partie centrale du flan (pour des temps de chauffe différents), avec une bonne homogénéité au centre et un fort gradient de température à proximité des outils. On remarque aussi des zones chaudes atteignant 1000 °C entre les électrodes dans le cas avec les électrodes à l'extérieur des outils.

Bien que la vitesse de montée en température soit plus élevée dans le cas avec les électrodes à l'extérieur, la configuration avec les électrodes à l'intérieur des outils semble plus appropriée car elle évite les zones chaudes entre les électrodes qui peuvent être détériorées par dépôt du revêtement Al-Si lors de sa fusion aux alentours de 600 °C.



FIGURE III.25 – Évolutions temporelles de la température au centre du flan pour les cas avec les électrodes situées à l'extérieur des outils et à l'intérieur des outils.



FIGURE III.26 – Champs de température et isothermes du flan pour le cas avec les électrodes situées à l'extérieur des outils au temps $t = 38 \ s$ (a) et le cas avec les électrodes situées à l'intérieur des outils au temps $t = 60 \ s$ (b).

2.4 Bilan sur l'étude de la configuration des électrodes

Comme on pouvait s'y attendre, l'utilisation d'une paire d'électrodes pour chauffer un flan circulaire ne permet pas un chauffage homogène. Cependant avec l'utilisation de trois paires d'électrodes, l'homogénéité du champ de température s'améliore dans la partie centrale du flan et fait apparaître une forme étoilée avec une température uniforme. De plus, la comparaison entre le cas avec une alternance des contacts électrode/flan et des contacts permanents, a montré qu'une alternance des contacts permet de monter plus rapidement en température dans la partie centrale du flan et réduit les surchauffes entre les électrodes.

L'ajout des outils de serrage dans le modèle montre que ces derniers favorisent l'apparition d'isothermes circulaires et l'homogénéité du champ de température dans la partie centrale du flan. De plus, lorsque les résistances de contact sont prises en compte, des surchauffes appa-

94 Chapitre III

raissent au niveau des électrodes. Si les valeurs de résistance de contact sont élevées (valeurs identifiées pour le cas du chauffage d'un flan rectangulaire), les surchauffes peuvent mener à la fonte du flan et détériorer l'ensemble du dispositif. Pour diminuer ces surchauffes, il est préférable de se placer dans la configuration avec les électrodes à l'intérieur des outils qui permet de refroidir le flan autour des électrodes. Dans cette configuration et avec les valeurs de résistance de contact mesurées par la SREM Technologies, les surchauffes autour des électrodes ne sont pas présentes.

Cette étude sur la configuration des électrodes a permis de faire des choix vis-à-vis de l'intégration du chauffage par conduction dans le dispositif d'expansion biaxiale. Notamment, sur l'utilisation de trois paires d'électrodes alimentées en biphasé, le choix de contacts électrode/flan en alternance et le placement des électrodes à l'intérieur des outils. L'étude a aussi permis de mettre en évidence les surchauffes qui peuvent apparaître si la qualité des contacts électrode/flan est mauvaise, et aussi de vérifier si le choix de conception prévu pour les électrodes est acceptable.

2.5 Etude sur l'application de la densité de courant

Le modèle présenté sur la figure III.27 correspond à la géométrie résultant du cahier des charges évoqué dans l'introduction. Par rapport au modèle précédent, le diamètre du flan a été diminué passant de 260 mm à 240 mm et son épaisseur est passée de 1 mm à 0.9 mm, favorisant ainsi le chauffage par conduction. Les dimensions des électrodes ont aussi été modifiées, leur surface de contact est passée de 1000 mm^2 à 1550 mm^2 pour faciliter le passage du courant tout en évitant un manque de matière dans le serre-flan qui nuirait à sa résistance mécanique. Deux anneaux en céramique, permettant la formation du jonc, ont été ajoutés au modèle. La géométrie du jonc a été définie après simulation de la mise en forme de ce jonc réalisée sous Abaqus par J. Coër. Ce jonc a un rayon moyen de 5 mm. Ce jonc assure l'étanchéité lors de l'expansion du flan. Avant de lancer en fabrication le dispositif, des simulations complémentaires ont été réalisées à partir de ce nouveau modèle pour vérifier l'homogénéité de la température dans la zone centrale.

D'après l'étude précédente sur la configuration des électrodes, l'utilisation de trois paires d'électrodes permet d'obtenir un champ de température homogène dans la partie centrale du flan, cependant l'influence des cycles d'application du courant n'a pas été étudiée.

Avec les valeurs des RCT et RCE précédentes, trois cycles d'application du courant technologiquement réalistes ont donc été simulés pour déterminer l'effet du temps d'application t_{app} sur la répartition de la température dans le flan au cours du chauffage. Pour une durée totale des cycles de chauffage de 29 s, des temps d'application du courant t_{app} de 1 s, 3 s et 5 s lors de la montée en température ont été testés, suivis d'un temps d'application identique pour les trois cas de $t_{app} = 1$ s lors du maintien en température. Les cycles d'évolution de l'intensité correspondants sont présentés respectivement sur les figures III.10b, III.28a et III.28b.

La figure III.29a donne les évolutions temporelles de la température au centre du flan obtenues pour les trois temps d'application t_{app} étudiés. Plus le temps d'application t_{app} est petit, plus le temps nécessaire pour chauffer le flan est long, car entre chaque application du courant, il n'y a pas de chaleur générée par effet Joule, et des pertes par conduction, convection et rayonnement font chuter la température du flan. Cependant, comme le montre la figure III.29b qui présente les évolutions temporelles de la température maximum aux bords des électrodes pour les trois cas, lorsque le temps d'application t_{app} est trop long, des surchauffes supérieures



 ${\rm FIGURE}$ III. 27 – Modèle 3D du chauffage par conduction intégré au dispositif d'expansion biaxiale.



FIGURE III.28 – Évolutions temporelles de l'intensité pour des temps d'application du courant t_{app} de 3 s (a) et 5 s (b).

à la température de fusion du revêtement apparaissent, notamment pour les cas t_{app} de 3 s et 5 s.

Afin de chauffer le flan le plus rapidement possible, sans risque de dégradation des électrodes avec la fusion du revêtement, un compromis entre la vitesse de montée en température et la préservation des électrodes a été trouvé. La figure III.30a donne le cycle d'application du courant utilisé, il se base sur un temps d'application $t_{app} = 3 s$ et une diminution progressive de l'intensité lors de la montée en température. Comme on peut le voir sur la figure III.30b, le champ de température obtenu est homogène dans la partie centrale du flan avec un écart de



FIGURE III.29 – (a) Évolutions temporelles de la température au centre pour des temps d'application du courant t_{app} de 1 s, 3 s et 5 s; (b) Évolutions temporelles de la température maximum aux bords des électrodes pour des temps d'application du courant t_{app} de 1 s, 3 s et 5 s.

température inférieur à 30 °C sur 40 mm. L'évolution temporelle de la température au centre du flan est présentée sur la figure III.30c, à 20,5 s la température au centre atteint 900 °C, ce qui correspond à une vitesse moyenne de montée en température de 42,9 $K.s^{-1}$. Enfin, on peut observer sur la figure III.30d que la température maximum aux bords des électrodes ne dépasse pas 530 °C, évitant ainsi le risque de dégradation des électrodes.

2.6 Bilan de l'étude numérique du chauffage par conduction intégré au dispositif d'expansion biaxiale

L'étude numérique a montré, comme on pouvait s'y attendre, que le chauffage par conduction d'un flan circulaire avec une paire d'électrodes n'est pas satisfaisant pour obtenir un champ de température homogène dans la partie centrale du flan. Cependant, en utilisant trois paires d'électrodes (alimentées en biphasé), l'homogénéité est fortement améliorée, mais des surchauffes indésirables sont présentes autour des électrodes. Ces surchauffes sont évitées à l'aide des outils de serrage qui refroidissent le pourtour du flan. Afin de chauffer plus efficacement la partie centrale du flan, les électrodes inactives doivent aussi être isolées du flan et donc ne plus être en contact avec celui-ci pour éviter les phénomènes de shunt.

Les cycles d'intensité appliqués ont aussi été étudiés, il en résulte qu'un compromis doit être fait entre la vitesse de chauffage et la préservation du matériel (en particulier les électrodes). Les simulations numériques ont montré que les temps d'application du courant doivent être suffisamment longs pour chauffer rapidement, mais pas excessifs pour éviter des surchauffes conduisant à une dégradation des électrodes.

Suite à l'étude numérique, le dispositif d'expansion biaxiale à chaud a été fabriqué par la SREM Technologies qui a réalisé les premiers essais de chauffe. Ensuite, le dispositif a été transféré à l'IRDL, où il est installé dans une machine de traction permettant le serrage du flan et la formation du jonc de retenue. Suite au transfert, une mise au point du dispositif a été effectuée. Elle concerne le chauffage (contrôle de l'intensité, du mouvement des électrodes, définition des limites de fonctionnement...), le serrage du flan avec le jonc de retenue et la mise



FIGURE III.30 – (a) Évolution temporelle de l'intensité; (b) Champ de température et isothermes du flan au temps t = 29s; (c) Évolution temporelle de la température au centre; (d) Évolution temporelle de la température maximum aux bords des électrodes.

en pression pour l'expansion. La section suivante décrit le prototype et les premiers résultats d'expansion obtenus avec ce dispositif.

3 Dispositif expérimental

Dans un premier temps, le matériel composant le dispositif expérimental et les différents moyens de mesure sont listés. Ensuite, les résultats du chauffage par conduction d'un essai d'expansion complet sont présentés et analysés. Enfin, ces résultats sont confrontés à la simulation du modèle thermoélectrique représentant ce dispositif expérimental final.

3.1 Présentation

Une photographie d'ensemble du dispositif expérimental est présentée sur la figure III.31 et une photographie de la partie du dispositif d'expansion, placée dans la machine de traction est donnée sur la figure III.32.

98 Chapitre III

à chaud

machine de traction Instron 8803 armoire à filtre caméras du bouteille d'argon système Aramis dispositif d'expansion pupitre de commande générateur système de mise en pression

FIGURE III.31 – Vue d'ensemble du dispositif expérimental.



FIGURE III.32 – Zoom sur le dispositif d'expansion biaxiale à chaud.

Ce dispositif expérimental est composé tout d'abord d'un générateur électrique (conçu par la SREM Technologie) et alimenté entre deux phases du réseau triphasé en 400 V et 200 Asoit 80 kVA. Il fournit un courant efficace de 6000 A pour une puissance mesurée inférieure à 22 kW. Cette puissance disponible pouvant varier en fonction de la température de l'ensemble du système électrique. Ce générateur est associé à une armoire à filtre harmonique pour amortir les déséquilibres de phases du réseau triphasé liés à l'alimentation entre deux phases du générateur. L'acheminement du courant jusqu'au flan est assuré par un ensemble de câbles, blocs, et tresses en cuivre. L'intensité du courant est contrôlée par une double boucle de régulation intensité/température permettant de suivre une consigne de température associée à une mesure de température à la surface du centre du flan.

Chacun des contacts électrodes/flan permettant la permutation rotative du champ électrique est assuré par un vérin pneumatique double-effet générant une pression de contact électrode/flan de 0,5 MPa (avec l'hypothèse d'un contact homogène). Afin d'atténuer les défauts de planéité électrode/flan et donc améliorer le contact électrique, les électrodes sont munies de tresses en cuivre souples (solution de la SREM Technologies).

La mise en forme du flan est assurée par un système de mise en pression avec une régulation PID. Le système est alimenté par une bouteille d'argon (gaz neutre) de 200 *bar*.

La matrice et le serre-flan sont isolés électriquement du flan par un revêtement Al_2O_3 (appliqué par pulvérisation cathodique), cependant suite à une détérioration de ce revêtement une couche de Miglasil[®] (feuille composée de mica) a été ajoutée. La détérioration du revêtement est liée à plusieurs arcs électriques produits lors d'un essai de chauffage où le champ magnétique a généré une différence de potentiel supérieure à la tension de claquage entre la matrice et le serre-flan, le problème a été résolu en les liant électriquement (mise à la terre).

Des poinçons en alumine (Al_2O_3) permettent de former le jonc tout en assurant l'isolation électrique des outils. Enfin, le formage du flan par le jonc est assuré par une machine de traction Instron 8803 et un trépied qui relie les plateaux inférieurs et supérieurs de cette machine. Le maintien en position par l'intermédiaire d'une force appliquée de 300 kN donne l'étanchéité lors de la mise en pression.

Les consignes de température et de mise en pression peuvent être modifiées selon les besoins, chacun des régulateurs contrôlant le suivi de ces consignes est paramétrable à travers ses coefficients PID. Les cycles d'application du courant sont contrôlés en intensité par la double boucle de régulation intensité/température, mais une intensité maximale peut être fixée selon les besoins. Les temps d'application du courant t_{app} sont aussi modifiables.

3.2 Moyens de mesures utilisés

Afin de récupérer les informations nécessaires à l'analyse des essais sur la partie chauffage par conduction et au dépouillement de l'essai d'expansion, des moyens de mesures doivent être mis en œuvre, ces derniers sont décrits ci-dessous. L'ensemble des données mesurées est enregistré avec une centrale d'acquisition Spider 8 et le logiciel catman[®]Easy avec une fréquence d'acquisition de 50 Hz.

3.2.1 Mesure de température par thermocouple

Les mesures de températures par thermocouple ont deux objectifs principaux, le premier objectif est de pouvoir réguler en température le centre du flan et le second de contrôler l'homogénéité du flan en plaçant les thermocouples sur un rayon.

Etant donné que les températures atteintes ne dépassent pas 1000 °C, les thermocouples utilisés sont de type K. Les fils sont de diamètre 200 μm et recouverts d'une gaine de soie de verre. Les boules des thermocouples sont réalisées et soudées au flan par décharge capacitive, leur diamètre varie entre 400 μm et 600 μm . Les zones où sont placées les thermocouples sont sablées afin de retirer le revêtement Al-Si des flans d'Usibor[®] 1500-AS80, ceci facilite la soudure et évite le décollement des thermocouples lors de la fonte du revêtement.

3.2.2 Mesure de température par pyrométrie

Le thermocouple placé au centre du flan permettant la régulation en température se situe dans le champ de vision des caméras permettant la mesure des déformations par stéréo-corrélation d'images. Afin d'éviter ceci, un pyromètre IGAR 6 peut aussi être utilisé pour la mesure de température au centre du flan. Le flux permettant la mesure de température est le flux émis au

100 Chapitre III

centre du flan sur un diamètre de 3 mm (préalablement sablé), réfléchi avec un angle de 90 ° par un prisme droit et passant par une fenêtre en borosilicate.

Le pyromètre IGAR 6 est un pyromètre bichromatique qui permet une mesure de température en s'affranchissant des variations d'émissivité, de plus la mesure est moins sensible aux changements de transmission du flux (fumées, poussières...). Il propose un mode combiné où il fonctionne en monochromatique de 100 °C à 250 °C et en bichromatique de 280 °C à 2000 °C, avec une moyenne des deux entre 250 °C et 280 °C.

Afin de paramétrer le pyromètre, notamment la valeur d'émissivité (monochromatique) et le rapport des flux reçus (bichromatique), un flan a été instrumenté avec un thermocouple au centre sur la face supérieure et le pyromètre vise le centre en face inférieure. La figure III.33 donne l'évolution de la température au centre mesurée par le pyromètre et par un thermocouple avec une température maximum aux environs de 830 °C. On observe que l'écart de mesure entre le pyromètre et le thermocouple diminue au cours de la chauffe, cependant un écart inférieur à 24 °C est encore présent aux alentours de 830 °C. On remarque aussi des pertes d'informations aux alentours de 250 °C et 280 °C, ces températures correspondent aux températures de transition du mode combiné du pyromètre.



FIGURE III.33 – Comparaison des évolutions temporelles de la température au centre mesurées par thermocouple et par pyrométrie.

3.2.3 Mesure de l'intensité et de la tension électrique

La mesure de l'intensité est effectuée directement dans le générateur et traitée par le pupitre de commande. La valeur récupérée est la valeur efficace donnée en ampère.

Trois tensions efficaces sont récupérées lors des essais, elles sont mesurées sur le flan sous chaque paire d'électrodes par des pointes en acier. Ces pointes en acier passent au travers des électrodes et des tresses en cuivre. Elles sont fixées par le biais de ressorts aux électrodes pour être en contact avec le flan quand elles sont en position basse. Cependant, les positions exactes des mesures de tension sont incertaines, les tresses de cuivre étant souples, les mesures de tension peuvent s'effectuer sur le flan ou dans les tresses.

3.2.4 Mesure de la pression d'argon

Cette pression est mesurée via un capteur placé dans la chambre de mise en pression.

3.2.5 Mesure de profil par scanner laser

A partir de la géométrie de la matrice et de la hauteur du dôme au cours de l'expansion, il est possible de calculer les déformations. Le profilomètre MicroEpsilon ScanControl 2800-100 permet de suivre le profil du flan au cours de l'essai et donc la hauteur du dôme, et ce, même lorsque la température atteint 900 °C (avec néanmoins une augmentation du bruit de mesure).

3.2.6 Mesure des déformations par stéréo-corrélation d'images

Les déformations intervenant pendant l'essai d'expansion sont calculées directement à l'aide du système de corrélation d'images ARAMIS. Afin de réaliser un suivi des déformations par stéréo-corrélation d'images au cours d'un essai d'expansion biaxiale, un mouchetis est appliqué sur le flan. Ce mouchetis est composé d'un fond et de petites marques permettant le suivi des déformations. Le contraste entre le fond et les marques doit être suffisamment élevé pour qu'il n'y ait pas de pertes d'information lors de l'essai. L'application d'un mouchetis à fond blanc (poudre de ressuage) tacheté de noir (graphite) permet de suivre les déformations tout au long de l'essai, et aussi à haute température (900 °C) à l'aide de filtres bleus ajoutés aux caméras.

3.3 Difficultés rencontrées

3.3.1 Vitesse de montée en température et temps de chauffage

Les premiers essais de chauffage ont été réalisés sans former le jonc de retenue. Ces essais ont permis la détermination des limites associées au chauffage en termes de puissance et de temps d'utilisation. Comme indiqué dans la présentation du dispositif, la puissance réelle disponible pour le chauffage du flan est limitée à 22 kW au maximum, cette puissance limite donc la vitesse de chauffage. En ce qui concerne les temps d'utilisation, le filtre harmonique associé au générateur ne permet pas de faire des essais plus longs que 2 min, car il est alimenté en permanence par le réseau électrique au cours des essais et désarme le disjoncteur en amont. Le chauffage est donc fortement contraint par ces limites (choix de la consigne de température, épaisseur du flan).

3.3.2 Formation des plis lors du formage du jonc

Des premiers essais ont eu lieu afin de vérifier l'étanchéité lors de la mise sous pression de la chambre, ceci à l'aide d'un repérage visuel de bulles lors de l'application d'un mousse et un repérage auditif. L'étanchéité du système a été validée jusqu'à 60 *bar* pour les différents orifices permettant la mise en pression, la mesure de pression et de température par pyrométrie (à travers le hublot).

L'étanchéité au niveau du jonc de retenue a aussi été validée. Cependant, le formage du flan par le jonc crée des plis sur les flans au niveau des contacts des électrodes (figure III.34). Lors du chauffage, ces plis situés au niveau des contacts électrode/flan, vont former des contacts locaux qui favorisent les fortes concentrations de courant. Les risques de fusion du revêtement et même du flan au niveau de ces plis sont élevés.

Afin de supprimer l'apparition de ces plis, six entailles sont créées sur le pourtour du flan, chacune est située entre deux zones de contact électrode/flan comme le montre la figure III.35. Cependant, selon la longueur de ces entailles, des surchauffes atteignant la température de

102 Chapitre III



FIGURE III.34 – Apparitions de plis lors de la formation du jonc de retenue.

fusion du revêtement peuvent apparaître au niveau des entailles. Avec une longueur de 30 mm, il n'y a pas de formation de plis, mais les concentrations de courant y sont suffisantes pour que le revêtement fusionne. Une longueur de 15 mm permet d'éviter à la fois la formation de plis et la fusion du revêtement au niveau des électrodes.





3.3.3 Synchronisation de la circulation du courant lors de la permutation des électrodes

Lors des essais, des interruptions répétées des cycles de chauffe ont eu lieu. Celles-ci étaient liées à des sécurités sur la circulation du courant, et concernent deux paramètres différents.

Le premier paramètre de sécurité est lié au délai donné aux électrodes pour passer de la position haute (sans contact) à la position basse (contact avec le flan), permettant ainsi un arrêt du chauffage si la demande de courant est réalisée avant d'atteindre la position basse et évitant ainsi des arcs électriques pouvant endommager le matériel. Ce délai étant trop court à l'origine, des coupures survenaient. Il a donc été allongé, ce qui a permis d'éliminer les coupures liées à ce paramètre et d'éviter l'apparition d'arc électrique.

Le deuxième paramètre concerne la circulation du courant, c'est une valeur limite à ne pas dépasser lorsque le courant ne doit pas circuler (position haute des électrodes), évitant aussi les arcs électriques. La valeur d'origine était inférieure au courant résiduel circulant hors période de chauffage, ce qui activait la sécurité et coupait le chauffage. Cette valeur a donc été augmentée de 20 A à 50 A sans apparition d'arc électrique.

3.3.4 Détérioration des tresses de contact

L'oxydation étant favorisée avec des températures élevées, les tresses de cuivre sont détériorées rapidement au cours des essais de chauffage et jouent de moins en moins leur rôle d'amélioration du contact électrode/flan. La figure III.36 donne la photographie d'une tresse neuve et la photographie d'une tresse oxydée après plusieurs essais de chauffage.



FIGURE III.36 – Tresses fixées sur les électrodes pour améliorer la qualité des contacts électrode/flan, avec en haut une tresse neuve et en bas une tresse utilisée pour plusieurs essais de chauffage par conduction.

Avec des contacts électrode/flan détériorés (augmentation des RCE), des surchauffes apparaissent et conduisent à la fonte du revêtement Al-Si qui s'infiltre dans les tresses et diminue encore leur efficacité, elles doivent alors être remplacées. Le contrôle de l'efficacité des tresses est avant tout visuel, mais leur souplesse peut aussi être vérifiée au touché.

3.3.5 Régulation de la pression

Lors des essais de mise en pression, des difficultés liées à la régulation sont apparues. Comme on peut le voir sur la courbe "escalier" de la figure III.37 la montée en pression s'effectue par à-coups avec de légères baisses de pression. Après avoir cherché les paramètres optimaux du régulateur PID sans résultats satisfaisants, des pertes de charge ont été ajoutées sur le réseau de mise en pression de la cuve en réduisant la section de passage au niveau d'une vanne de coupure. Suite à un réglage progressif de fermeture de la vanne et des paramètres du PID, les à-coups ont pu être supprimés comme le montre la courbe lisse.

3.3.6 Perte d'informations lors du suivi par stéréo-corrélation d'images

Lors des essais, le mouchetis appliqué au flan peut être détérioré. Cette détérioration apparaît suite à l'étape de chauffage. Au cours de cette étape, le flan présente un profil de plus en plus concave (figure III.38) dû à l'écoulement de la matière par la dilatation thermique. Lors de la mise en pression, le flan passe instantanément à un profil convexe. Avec ce changement brusque de profil, le mouchetis est soufflé et ne permet plus le suivi des déformations.

Ce problème a été corrigé en appliquant une pression inférieure à 2 *bar* en début de chauffe (exemple avec la courbe lisse de la figure III.37). Cette pression permet de contraindre l'écoulement de la matière et d'éviter un profil concave.



FIGURE III.37 – Évolutions temporelles de la pression avant (courbe en "escalier") et après modification (courbe lisse).



FIGURE III.38 – Profils laser de la zone libre du flan, avant et pendant le chauffage par conduction, intégrés à un schéma du dispositif d'expansion.

3.4 Résultats d'un essai d'expansion biaxiale à chaud

Cette section présente les résultats d'un essai d'expansion biaxiale à chaud (sans suivi des déformations) sur un flan en Usibor[®] 1500 d'épaisseur 0,9 mm. La pression mesurée dans la chambre p, la consigne de température T_{set} , et les températures mesurées T_0 , T_{30} , T_{40} et T_{45} sont présentées sur la figure III.40. Les emplacements des thermocouples correspondants sont donnés sur la figure III.39.

Dans l'ensemble, l'homogénéité en température est satisfaisante avec une différence de température maximum de 52 °C entre T_0 et T_{40} pendant le maintien en température et la mise en forme. On remarque que la température au centre T_0 chute à partir de 50 s, ceci est peut être dû à l'affaissement progressif du flan lors de la chauffe qui se rapproche du noyau et amplifie les pertes thermiques (forme concave visible sur la figure III.38).

On observe que la température régulée T_0 au centre ne suit pas la consigne T_{set} tout au long de l'essai. Entre 30 s et 50 s la puissance du générateur ne permet pas d'avoir une vitesse de montée en température suffisante. Après 60 s, la température au centre est trop élevée car le terme intégral du régulateur PID est trop important, celui-ci a fortement augmenté avec les écarts de température entre T_{set} et T_0 , entre 30 s et 50 s. Les températures mesurées évoluent



FIGURE III.39 – Vues du flan après un essai complet d'expansion biaxiale à chaud avec l'emplacement des thermocouples TC_0 , TC_{30} , TC_{40} et TC_{45} .



FIGURE III.40 – Évolutions temporelles des températures et de la pression mesurées.

de façon similaire. Cependant, on remarque que la température T_{45} chute brutalement après 42 s, ceci est dû à un contact en amont du flan entre les fils du thermocouple. La température mesurée T_{45} n'est donc plus fiable à partir de 42 s.

Les figures III.41a, III.41b et III.42 donnent respectivement l'intensité délivrée par le générateur, les tensions sous les paires d'électrodes et la puissance délivrée au flan au cours de l'essai. On remarque que l'intensité délivrée diminue au cours de l'essai, jusqu'à 50 s. Dans un premier temps, elle est liée à la limitation de puissance du générateur. Dans un second temps, elle est liée à la régulation qui diminue la demande d'intensité lors de la phase de maintien.

La figure III.39 présente deux vues du flan circulaire après l'essai d'expansion biaxiale à chaud. On remarque une évolution graduelle de la couleur du centre vers l'extérieur. Cette évolution



FIGURE III.41 – Évolutions temporelles de l'intensité (a) et des tensions (b) au cours de l'essai.



FIGURE III.42 – Évolution temporelle de la puissance délivrée au flan au cours de l'essai.

donne des informations sur l'historique thermique du flan et donc aussi une information sur l'homogénéité. Notamment, on constate que, du centre au TC_{40} , la couleur du flan est homogène, ceci correspond aux observations faites sur les mesures de température. Au delà du TC_{40} , cette évolution de la couleur est très prononcée, ceci correspond à un fort gradient thermique dû au refroidissement par le contact des outils.

En plus de la coloration du flan, on remarque aussi des bourrelets Al-Si sur les faces inférieures et supérieures du flan, les coupes micrographiques associées sont visibles sur la figure III.43. Ces bourrelets sont le résultat d'un déplacement du revêtement du centre vers le pourtour du flan lors de sa fusion (déplacement dû aux forces de Lorentz), qui, à l'approche des outils, se solidifie car la température est plus faible.

3.5 Validation du modèle thermoélectrique

Pour la validation du modèle thermoélectrique, un changement de la valeur de la RCT a été effectué à l'interface outil/flan. Ce changement est dû à la détérioration du revêtement Al₂O₃ qui a été remplacé par une couche de Miglasil[®]. La RCT outil/flan initiale de 2,5.10⁻⁴ $K.m^2.W^{-1}$ a été remplacée par une résistance thermique de $RT = 75.10^{-2} K.m^2.W^{-1}$, elle correspond aux



FIGURE III.43 – Coupes micrographiques réalisées par ArcelorMittal des bourrelets Al-Si obtenus après déplacement du revêtement Al-Si lors du chauffage par conduction en face supérieure et inférieure.

propriétés thermiques du Miglasil[®] pour une épaisseur de 0,15 mm (propriétés dans l'annexe 2).

Une simulation a été réalisée en prenant comme condition aux limites des électrodes l'intensité de l'essai expérimental précédent (figure III.41a). La figure III.44 présente les évolutions temporelles des températures mesurées et simulées. Dans l'ensemble, la correspondance entre les températures expérimentales et numériques est satisfaisante. Cependant, on remarque des écarts de températures (environ 70 °C) entre les mesures et la simulation autour de l'instant t = 40 s, ceci peut être lié aux données utilisées pour la capacité thermique qui inclut l'énergie latente liée à l'austénitisation.

Une autre différence notable est celle de la température au centre T_0 qui, dans le cas de la simulation est similaire à T_{30} , alors que les mesures montrent une chute de température pour T_0 . Ceci s'explique par le fait que la simulation ne prend pas en compte la déformation du flan et l'éventualité d'un refroidissement dû au rapprochement avec le noyau (figure III.38).



FIGURE III.44 – Évolutions temporelles des températures mesurées et calculées.

À partir du modèle, on peut aussi vérifier les températures maximales atteintes dans la partie du flan sous les outils et en particulier autour des électrodes et des entailles où les risques de
108 Chapitre III

surchauffes sont les plus importants (zones de concentration de courant). On observe sur la figure III.45a que la température maximale atteinte autour des électrodes ne dépasse pas 350 °C et que la température autour des entailles atteint 500 °C. D'après l'aspect du flan (coloration et rugosité), il n'y a pas eu de fusion du revêtement Al-Si dans la zone sous les outils. Ceci est en accord avec la simulation pour la température maximale atteinte autour des électrodes et des entailles.

Une autre observable permet de contrôler la validité du modèle, la tension. La figure III.45b donne les évolutions temporelles de la tension mesurée sous les paires d'électrodes et de la tension correspondante calculée. Les valeurs de tension calculées sont inférieures d'environ 1,5 V aux valeurs mesurées, cet écart peut être lié aux positions incertaines des prises de tension sous les électrodes.



FIGURE III.45 - (a) Évolutions temporelles simulées des températures maximum aux bords des électrodes et des entailles; (b) Évolutions temporelles des tensions mesurées et calculées.

Il est possible de retrouver les valeurs de tension calculées en augmentant la valeur de RCEà $22.10^{-8} \Omega.m^2$, comme le montre la figure III.46a. Cette valeur de RCE est cohérente avec les mesures de [Fedalto, 2016] qui se situent entre $3,8.10^{-8} \Omega.m^2$ et $30,0.10^{-8} \Omega.m^2$. D'après la figure III.46b, cette modification entraîne une augmentation de la température autour des électrodes de 100 °C et ne modifie pas la température maximum atteinte autour des entailles.

Cependant, on constate une augmentation des températures calculées TC_0 , TC_{30} , TC_{40} et TC_{45} sur la figure III.47 et donc des écarts plus importants entre les mesures et la simulation. Ces écarts peuvent être réduits en augmentant le flux de chaleur allant du flan vers les outils, notamment en diminuant la valeur de RCT céramique/flan.



FIGURE III.46 – (a) Évolutions temporelles des tensions mesurées et calculées avec une valeur de RCE augmentée; (b) Évolution temporelle de la température maximum aux bords des électrodes calculée avec une valeur de RCE augmentée.



FIGURE III.47 – Évolutions temporelles des températures mesurées et calculées avec une valeur de RCE augmentée.

4 Conclusion du chapitre

La première partie de ce chapitre met en avant l'intérêt de ce dispositif d'expansion vis-à-vis de la caractérisation à chaud du comportement de l'Usibor[®]1500 dans un trajet de déformation biaxiale. Les points remarquables étant la possibilité d'atteindre des températures élevées (aux environs de 900 °C) et de contrôler la température du début à la fin d'un essai d'expansion.

Ensuite, la démarche numérique conduisant à la solution de chauffage au sein du dispositif est décrite. L'intérêt d'une chauffe multi-électrodes sur un flan circulaire a été montré. L'obtention d'un champ de température homogène et sans surchauffe est facilité par la présence des outils en contact avec le flan. La nécessité d'avoir de bons contacts électrode/flan a aussi été montrée.

110 Chapitre III

Cela a conduit à la réalisation d'un prototype d'électrode par la SREM technologies qui a pu être validé par des simulations thermoélectriques utilisant des mesures de résistances de contact thermique et électrique effectuées sur ce prototype.

La manière d'appliquer le courant joue aussi un rôle important dans l'obtention d'un champ de température homogène. Plus les cycles de rotation des paires d'électrodes seront rapides et meilleure sera l'homogénéité en température. Cependant, les temps entre chaque activation de paire d'électrodes seront augmentés et la chauffe sera moins rapide. Ainsi, pour obtenir un bon compromis entre rapidité et homogénéité, les cycles de rotation doivent être plus longs lors de la montée en température que pendant le maintien en température où l'on cherchera à obtenir l'uniformité en température.

Suite à la fabrication du dispositif par la SREM Technologies, des essais ont été réalisés. L'essai présenté montre que le dispositif permet d'obtenir un champ de température homogène dans la partie centrale du flan (sur un rayon de 40 mm). Les essais réalisés ont aussi montré les difficultés associées au dispositif, en particulier la limitation en puissance (inférieure à 22 kW), la limite de temps pour les essais (inférieure à 2 min pour un essai complet) et la détérioration des électrodes.

Les mesures effectuées ont été confrontées à la simulation numérique, la corrélation entre expérience et simulation est satisfaisante.

Le dispositif d'expansion biaxiale est aujourd'hui utilisé dans le cadre de la thèse d'Adrien Boyer pour étudier le comportement mécanique en expansion biaxiale de différents matériaux dont l'Usibor[®]1500 et l'aluminium AA6061-T6.

L'application de la chauffe multi-électrodes à un flan circulaire montre que l'obtention de l'homogénéité en température est réalisable sur des flans de formes. Le résultat obtenu est facilité par la présence d'outils en contact avec le flan. La puissance du générateur utilisé conduit à des temps de chauffe supérieurs à 45 s pour atteindre 900 °C. Pour obtenir des temps de chauffe inférieurs à 10 s au sein du dispositif (objectif du projet ANR PRICECAT, mais pas du dispositif d'expansion), une puissance de générateur plus importante serait nécessaire (cependant des intensités plus importantes pourraient conduire à des surchauffes indésirables).

Cette solution de chauffe va être testée dans le prochain chapitre sur un flan de forme différent et plus représentatif de ce que l'on peut trouver dans l'industrie automobile.

Chapitre IV Solution de chauffage rapide de flan de forme

Le dernier chapitre porte sur le développement d'une solution de chauffage de flan de forme quelconque. Rappelons, que celle-ci doit permettre une chauffe rapide et uniforme pour être intégrée à un procédé d'emboutissage à chaud. Afin de respecter les attentes des constructeurs automobiles, la pièce emboutie doit respecter un cahier des charges assurant les performances concernant l'assemblage, la mise en peinture, la résistance à la corrosion, la durée de vie et le comportement au crash. Les attentes concernant la chauffe des flans en Usibor[®]1500 ont été présentées dans la section 5 du chapitre I et sont rappelées ci-dessous :

- la vitesse de montée en température doit être comprise entre 90 $K.s^{-1}$ et 200 $K.s^{-1}$, soit des temps de chauffage compris entre 4 s et 10 s,
- la température d'austénitisation du flan doit être comprise entre 880 °C et 930 °C,
- le flan doit être maintenu dans cette plage de températures pendant au moins 7 s.

Comme énoncé dans la section 2.4 du chapitre I, le chauffage par conduction est adapté aux charges de section constante tels que les pièces cylindriques ou les flans rectangulaires. Par soucis d'économie sur la matière et la consommation énergétique, il est préférable que l'étape de chauffe soit réalisée sur des flans de forme plutôt que de réaliser une découpe des flans rectangulaires *a posteriori*. La solution de chauffage doit donc permettre le chauffage de flans de forme et s'adapter aux différentes formes de flan.

Afin de répondre à cette contrainte d'adaptation au chauffage de différentes formes de flan, la première piste étudiée numériquement dans ce chapitre, est celle du chauffage multi-électrodes, méthode utilisée précédemment dans le cas du dispositif d'expansion biaxiale. Une autre approche basée sur les observations des champs électriques lors du chauffage de flan rectangulaire est aussi étudiée numériquement et testée sur un prototype réalisé par la SREM Technologies.

Ensuite, le principe de la solution de chauffage retenue est donnée et la méthode associée est décrite. Cette solution est d'abord testée numériquement sur une pièce correspondant à un montant de baie (sa position au niveau de la caisse en blanc est donnée sur la figure 1a de l'introduction générale). L'objectif final est de réaliser un démonstrateur à l'échelle 1 du chauffage de cette pièce et cette étude numérique permettra de quantifier les éléments électriques nécessaires à la fabrication de ce démonstrateur.

Enfin, le démonstrateur de la solution de chauffage est présenté. Les premiers essais réalisés sont donnés et une confrontation avec la simulation numérique est effectuée.

1 Vers la solution de chauffage rapide

Les différentes études numériques doivent être réalisées sur une forme de flan suffisamment représentative (possédant diverses variations de section plus ou moins fortes) pour pouvoir étendre la méthode de chauffe résultante à d'autres géométries de flan. Deux formes de flan de montant de baie ont été étudiées (l'emplacement d'un montant de baie sur la caisse en blanc est donné sur la figure 1a), une forme générique et la forme finale retenue, elles sont présentées respectivement sur les figures IV.1a et IV.1b. La forme de flan générique est issue de plusieurs formes de montant de baie classiquement rencontrées parmi les clients automobiles d'ArcelorMittal. Après une étude numérique réalisée sous PAM-STAMP® par ArcelorMittal, il s'est avéré que cette forme n'est pas emboutissable à chaud. Aussi, une deuxième forme de flan dont la mise en forme a été validée numériquement a donc été réalisée, c'est la forme de flan de montant baie retenue. Sur la figure IV.1b on peut aussi voir sa forme réduite délimitée en rouge, elle correspond plus ou moins à une projection de la pièce emboutie. Cette forme réduite permet de visualiser grossièrement la partie du flan qui doit impérativement être austénitisée (avec une température uniforme) afin d'obtenir une structure entièrement martensitique de la pièce emboutie. La partie définie par la forme réduite est dite partie utile du flan et permet d'évaluer la qualité de la chauffe.



FIGURE IV.1 – a) Forme générique de flan de montant de baie, b) Forme de flan de montant de baie retenue avec la forme réduite de la pièce finale (délimitée en rouge).

1.1 Chauffage multi-électrodes séquentiel

La première piste envisagée pour la chauffe de flan de forme est celle du chauffage multiélectrodes séquentiel où le flan est chauffé par alimentations successives de différentes électrodes [Machrowicz, 2007]. Cette solution permet de chauffer uniformément des flans de forme comme l'ont montré l'étude réalisée par [Behrens and Hübner, 2014] et l'utilisation de cette solution de chauffage sur un flan circulaire dans le dispositif d'expansion biaxiale (III). Dans les deux cas, l'uniformité en température des flans est atteinte en utilisant des moyens de refroidissement (jets d'air, outils en contact) pour éviter les surchauffes dans les zones de concentration du courant, notamment aux environs des électrodes.

Afin d'obtenir un chauffage homogène, la stratégie la plus évidente est de placer une première paire d'électrodes et d'appliquer le courant pendant un temps donné t_{app1} . Des zones plus ou moins chaudes apparaissent, une deuxième paire d'électrodes est donc placée pour couvrir une ou plusieurs zones dites froides. Le courant est à nouveau appliqué à partir de cette deuxième paire pendant un temps t_{app2} et de nouvelles zones froides non couvertes par les électrodes peuvent apparaître. Dans ce cas, une troisième paire d'électrodes peut être utilisée et ce processus peut être répété jusqu'à ce que toutes les zones froides soient couvertes. Une fois que toutes les électrodes sont placées, le cycle d'application du courant est répété pour chauffer le flan de façon homogène.

Cette méthode de chauffage fait l'objet de divers paramètres sur lesquels on peut agir pour obtenir un chauffage homogène. Parmi ces paramètres, les principaux sont les suivants :

- le nombre d'électrodes, leur forme, les dimensions et les placements (ces paramètres doivent être associés à un ajout de matière pour supporter les électrodes);
- les interactions entre électrodes et l'ordre d'activation;
- les temps d'application du courant et les intensités à appliquer.

Autrement, il est possible d'agir sur la forme du flan pour modifier des courbures et obtenir des sections droites. Des shunts (ponts électriques) peuvent être utilisés pour faire circuler le courant d'une partie du flan à une autre. Des artifices de refroidissement peuvent aussi être ajoutés pour supprimer les surchauffes dans les zones de concentration du courant (jets d'air, outils en contact).

Afin d'étudier le potentiel de cette solution de chauffage, des simulations numériques ont été réalisées sur la forme de flan de montant de baie générique. Le modèle numérique présentant notamment la configuration d'électrodes utilisée sur le flan est présenté sur la figure IV.2, où les emplacements des électrodes sont représentés par des frontières de couleur bleue, verte et orange.

Le comportement thermoélectrique du modèle est régi par les équations de conservation de l'énergie (II.14) et de conservation de la charge électrique (II.15). Les transferts thermiques par rayonnement et convection sont pris en compte à travers le terme source Q défini par l'équation (II.18), ce terme source inclut aussi la génération de chaleur par effet Joule (II.13). Le chauffage du flan est réalisé par l'application d'une densité de courant J_{app} aux frontières de couleur bleue, verte et orange sur la figure IV.2. La densité de courant est appliquée sur des couples d'électrodes de manière séquentielle.

La figure IV.3 présente un exemple de champ de température obtenu pour une simulation de chauffage multi-électrodes séquentiel. Les paramètres de chauffe utilisés et l'évolution du champ de température au cours du temps sont donnés en annexe 4. On voit que des zones plus ou moins chaudes sont toujours présentes, le champ de température obtenu n'est donc pas satisfaisant. Bien entendu, le nombre d'électrodes utilisées est faible et pourrait être bien supérieur pour obtenir une meilleure homogénéité. Mais, la simulation réalisée montre bien la difficulté d'obtention d'une température uniforme dans tout le flan.

Les paramètres de contrôle choisis pour la simulation présentée ne sont peut être pas optimaux et un meilleur résultat aurait pu être obtenu. Cependant, la quantité de paramètres à ajuster pour obtenir un chauffage homogène est importante. Les paramètres tels que les positions des électrodes et les interactions existantes entre elles sont difficiles à appréhender. De plus,



FIGURE IV.2 – Modèle 2D du chauffage multi-électrodes séquentiel d'un montant de baie.



FIGURE IV.3 – Champ de température du flan à t = 30 s.

cette méthode de chauffage doit pouvoir s'adapter à différentes formes de flan et donc s'adapter facilement, ce qui semble difficile vis-à-vis des divers paramètres à ajuster. La difficulté à obtenir un chauffage homogène avec cette méthode est accrue par la forte sensibilité aux variations de section (se référer au chapitre II) et au fait que les temps de chauffe courts ne permettent pas de profiter de la diffusion thermique pour homogénéiser le champ de température. Pour rappel, [Behrens and Hübner, 2014] ont réalisé un chauffage partiel de pied milieu en 127 s en utilisant des jets d'air pour refroidir les zones à forte concentration de courant. Dans notre cas, le flan doit être chauffé avec un temps inférieur ou égal à 10 s ce qui accentue donc les surchauffes. Étant donné les difficultés associées à la méthode de chauffage multi-électrodes séquentiel, une

autre piste a donc été étudiée.

1.2 Chauffage avec ajout de résistances adaptées

1.2.1 Principe

Au vu des difficultés rencontrées avec le chauffage multi-électrodes séquentiel, une autre approche basée sur le chauffage de flan rectangulaire a été envisagée. Comme déjà énoncé aurapavant, on sait que lorsqu'un flan rectangulaire est chauffé par conduction à l'aide d'une paire d'électrodes placée aux extrémités, la chauffe est uniforme car la densité de courant est la même dans l'ensemble du flan. Ceci se traduit par des lignes équipotentielles parallèles et rectilignes. L'objectif est donc de se rapprocher de cette configuration pour un flan de forme. Le brevet déposé par Toyota [Matsumoto and Yamanishi, 2011] utilise en partie ce principe par le biais d'extensions du flan (qui seront découpées *a posteriori*) reliées à une paire d'électrodes qui permettent de contrôler la répartition du courant et de redresser les lignes équipotentielles (se référer au chapitre 1 section 3.3).

Sur ce même principe, schématisé sur la figure IV.4, l'idée est de contrôler la répartition du courant en utilisant de multiples contacts sur le flan (multiples électrodes) associés à des résistances adaptées en fonction de la forme du flan (ici de forme trapézoïdale).



FIGURE IV.4 – Principe du chauffage d'un flan à section variable par ajout de résistances adaptées (correspondant aux surfaces complémentaires).

Le courant électrique prenant toujours le chemin le plus court ou plutôt le moins résistif, il est nécessaire d'avoir des chemins de même résistance pour avoir une répartition homogène du courant et donc une température uniforme en fin de chauffe (chemins représentés par différentes couleurs sur la figure IV.4). En divisant le flan en n parties et en faisant les hypothèses que les résistances des câbles et des électrodes sont négligeables et que les résistances de contact électriques sont identiques, on doit avoir en reprenant les notations de la figure IV.4 :

$$R_1^a = \dots = R_{i-1}^a = R_i^a = R_{i+1}^a = \dots = R_{n-1}^a = R_n^a$$
(IV.1)

$$R_1^b = \dots = R_{i-1}^b = R_i^b = R_{i+1}^b = \dots = R_{n-1}^b = R_n^b$$
(IV.2)

avec : $R_i = r_i + r_{flan_i}$, où : $r_{flan_i} = \frac{\rho_{e.flan} L_i}{l_i \cdot e_{flan}}$, ainsi que :

- . R_i résistance totale du chemin i [en Ω],
- . r_i résistance adaptée du chemin i [en Ω],
- . $r_{flan_i}^{\ b}$ résistance du flan du chemin i [en Ω],
- . $\rho_{e.flan}$ résistivité électrique du flan [en $\Omega.m$],
- . $L_{flan.i}$ longueur du chemin *i* qui traverse le flan [en *m*],
- . $l_{flan.i}$ largeur de la section du chemin *i* qui traverse le flan [en *m*],
- . e_{flan} épaisseur du flan [en m].

Pour obtenir les relations précédentes (IV.1) et (IV.2), il faut que les résistances adaptées r_i soient égales aux résistances des surfaces complémentaires.

Ce principe peut être amélioré en utilisant plusieurs générateurs comme le montre la figure IV.5 avec 2 générateurs, cela permet d'obtenir :

- . un meilleur contrôle du courant, car chaque générateur créé une boucle indépendante où l'intensité du courant est conservée (principe d'unicité du courant électrique),
- . une réduction de la consommation énergétique, car les valeurs des résistances adaptées peuvent être réduites selon le nombre de générateurs utilisés (les surfaces complémentaires auxquelles doivent correspondre les résistances sont diminuées par la multiplication du nombre de générateurs).



FIGURE IV.5 – Principe du chauffage avec ajout de résistances adaptées avec 2 générateurs.

Afin de vérifier la faisabilité de cette approche, une étude numérique suivie d'une étude expérimentale ont été réalisées.

1.2.2 Étude numérique

L'étude numérique du chauffage avec ajout de résistances adaptées est présentée pour deux cas distincts à partir d'une forme de flan de montant de baie générique (figure IV.1a). L'ajout de matière est réalisée ici sous la forme de languettes. Le premier cas étudié respecte les conditions d'égalité des résistances des différents chemins (IV.1) et (IV.2) tout au long du chauffage. Rappelons, en effet, que les résistances électriques dépendent de la température. Il est donc possible d'avoir l'égalité des résistances à température ambiante mais, lors de la montée en température,

si les matériaux choisis pour les ajouts ont des évolutions avec la température différentes de celle du flan, l'égalité ne sera plus respectée. La première étude concerne donc un cas dans lequel les résistances du matériau d'ajout, notées r_{ij} , sont dépendantes de la température et avec une évolution similaire au matériau du flan lors de la chauffe. Ce cas devrait permettre d'obtenir une répartition homogène du courant dans tout le flan et donc un chauffage homogène. Dans le deuxième cas, les résistances r_{ij} sont supposées constantes. Une discussion sera menée sur le choix de la valeur à prendre pour les résistances r_{ij} afin d'obtenir le champ de température le plus homogène possible.

Les calculs ont été effectués avec 11414 (cas avec un générateur) ou 7388 (cas avec trois générateurs) éléments finis triangulaires utilisant des interpolations quadratiques pour les problèmes thermique et électrique. La taille de ces éléments varient entre $2,9.10^{-4} m$ et $2,6.10^{-2} m$ de côté. Le pas de temps maximum est fixé à 1 s. Les temps de calcul sont d'environ 13 min avec une machine équipée d'un processeur de 4 GHz.



FIGURE IV.6 – Modèle 2D du chauffage avec ajout de résistances adaptées du flan de montant de baie générique.

Premier cas : résistances des languettes dépendantes de la température

La solution la plus évidente pour obtenir des chemins de même résistance est de compléter la forme du flan afin d'obtenir un rectangle. Ainsi, comme présenté sur la figure IV.6, le courant électrique est acheminé vers le flan par des languettes de différentes longueurs complétant la forme du flan afin d'obtenir un rectangle. Pour que les résistances des différents chemins restent identiques au cours de la chauffe, les languettes doivent être composées du même matériau que le flan.

De part et d'autre du flan, les électrodes sont connectées à un bloc conducteur, mais les languettes sont isolées les unes des autres par un espace. Plus l'espace entre les électrodes sera faible, meilleure sera l'homogénéité puisqu'on se rapproche du cas d'un rectangle. L'espace inter-languettes a été défini à 1mm pour être technologiquement réalisable. Le modèle thermoélectrique bidimensionnel réalisé sous COMSOL Multiphysics® prend en compte les équations de conservation de l'énergie (II.14) et de conservation de la charge électrique (II.15). Les transferts de chaleur par rayonnement et convection sont pris en compte avec les équations (II.3) et (II.2). La densité de courant appliquée J_{app} est contrôlée par un PID numérique défini à l'aide de l'équation (IV.3), pour que la température notée T_{reg} suive la consigne de température présenté sur la figure IV.7 (chauffage à 900 °C en 10 s puis palier de 7 s) :

$$J_{com} = k_P \,\varepsilon_T + k_I \,\int \varepsilon_T \,\mathrm{d}t + k_D \,\frac{\mathrm{d}\varepsilon_T}{\mathrm{d}t} \tag{IV.3}$$

avec :

- J_{com} la commande de densité de courant [en $A.m^{-2}$], avec $J_{app}=J_{com}$,
- k_P , k_I et k_D les coefficients proportionnel, intégral et dérivé du PID,
- $\varepsilon_T = T_{set} T_{reg}$ l'erreur entre les températures T_{set} et T_{reg} [en K].



FIGURE IV.7 – Évolution temporelle de la consigne de température pour des languettes dépendantes de la température.

La figure IV.8a donne les champs de température résultant de la chauffe au temps $t = 10 \ s$ et $t = 17 \ s$. Au temps $t = 10 \ s$, le champ de température du flan est compris entre 800 °C et 1000 °C puis entre 880 °C et 930 °C au temps $t = 17 \ s$ avec quelques petites zones supérieures à 930 °C.

La figure IV.8b présente le champ de densité de courant et les lignes de courant au temps $t = 1 \ s$ (seul le champ à $t = 1 \ s$ est présenté car les lignes de courant n'évoluent pas au cours de la chauffe). Les lignes de courant semblent parallèles et rectilignes, comme attendu vis-à-vis de la méthode utilisée où l'on recherche cette configuration. Cependant, le champ de densité de courant n'est pas totalement homogène et reflète bien les champs de température de la figure IV.8a. Cette légère hétérogénéité s'explique par le fait qu'il y a un écart plus important entre la somme des sections des languettes et la section du flan au niveau de la zone la plus chaude (zone avec l'espace non complété par une languette de la figure IV.6).

La figure IV.9a donne les évolutions temporelles des températures minimum T_{min} , maximum T_{max} et de la différence de température maximale dans le flan T_{diff} . Au cours de la chauffe, la différence de température dans le flan ne dépasse pas 200 °C et les points les plus chauds ne dépassent pas 1000 °C. Le chauffage est donc plus ou moins homogène tout au long de la chauffe avec une amélioration en fin de chauffe. La figure IV.9b donne l'évolution de la puissance dissipée par effet Joule au cours de la chauffe dans l'ensemble du système présenté (P_{tot}) et dans le flan (P_{utile}) , ainsi que l'évolution du rendement, noté ε (rapport de P_{utile} sur



FIGURE IV.8 – Cas des languettes dépendantes de la température. a) Champs de température du flan, isothermes 880 °C en bleu et 930 °C en rouge à t = 10 s et t = 17 s, b) champ de densité de courant et lignes de courant du flan à t = 1 s

 P_{tot}). L'appel de puissance augmente jusqu'à un pic à $t = 8,5 \ s$, puis diminue et se stabilise. Dans un premier temps, l'appel de puissance est plus important pour monter en température, dans un second temps, il diminue et se stabilise pour compenser les pertes thermiques. Le rendement du chauffage n'est pas très élevé, atteignant au maximum 50 %, ceci est dû au principe de chauffage utilisé où les résistances adaptées dissipent une partie de la puissance.



FIGURE IV.9 – Cas des languettes dépendantes de la température. a) Évolutions temporelles des températures minimum et maximum de la surface du flan et de l'écart de température maximum, b) Évolutions temporelles des puissances totale et utile, ainsi que du rendement.

Deuxième cas : résistances des languettes constantes

Dans le cas de résistances constantes, une bonne répartition du courant ne peut être assurée tout au long du chauffage étant donné que la résistivité électrique associée au matériau du flan évolue avec la température. Il faut donc choisir judicieusement les valeurs des résistances adaptées afin que le champ de température résultant de la chauffe soit satisfaisant. En réutilisant la même configuration que pour le premier cas présentée sur la figure IV.6, il suffit donc de choisir une valeur constante de résistivité électrique des languettes égale à celle du matériau du flan à la température cible définie ici à 905 °C (moyenne de la plage de températures cible [880 °C;930 °C] soit une résistivité électrique $\rho_{e.flan} = 1,13.10^{-6} \Omega.m$). Ainsi, la répartition du courant électrique et l'homogénéité du champ de température doivent s'améliorer au cours du chauffage. Comme précédemment, la température T_{reg} est régulée pour suivre la consigne de température T_{set} visible sur la figure IV.10. La montée en température choisie en consigne est plus lente dans ce cas pour éviter des surchauffes au cours de la chauffe (liées à une mauvaise répartition du courant due au non respect des conditions d'égalité (IV.1) et (IV.2)).



FIGURE IV.10 – Évolution temporelle de la consigne de température pour des résistances des languettes constantes.

La figure IV.11a présente les champs de température obtenus au temps $t = 60 \ s$ et $t = 80 \ s$. Le champ de température à $t = 60 \ s$ est très hétérogène et, comme attendu, s'améliore avec le temps pour obtenir un champ de température assez homogène mais présentant encore une grande zone froide avec un minimum de 760 °C à $t = 80 \ s$.

Les champs de densité de courant et les lignes de courant au temps $t = 1 \ s$ et $t = 60 \ s$ sont donnés sur la figure IV.11b. À $t = 1 \ s$, le champ de densité de courant permet de comprendre le champ de température obtenu à $t = 60 \ s$. Le champ de densité de courant à $t = 60 \ s$ est plus homogène, les lignes de courant sont redressées, ce qui explique l'amélioration du champ de température au cours du temps.

Les évolutions des températures minimum, maximum et de la différence de température maximale dans le flan sont données sur la figure IV.12a. La température maximale ne dépasse pas 1000 °C au cours du chauffage, ceci grâce à une consigne en température présentant une faible montée en température. Comme attendu, il y a un écart de température croissant en début de chauffe jusqu'à t = 25 s qui diminue ensuite, ceci est lié à la valeur de résistivité électrique choisie qui permet de respecter les conditions d'égalité (IV.1) et (IV.2) en fin de chauffe au détriment du début. Les évolutions de puissance associées à cette chauffe, ainsi que le rendement sont présentés sur la figure IV.12b. Contrairement au cas précédent, les puissances



FIGURE IV.11 – Cas des résistances des languettes constantes : a) Champs de température du flan, isothermes 880 °C en bleu et 930 °C en rouge à t = 60 s et t = 80 s, b) champs de densité de courant et lignes de courant du flan à t = 1 s et t = 60 s.

augmentent tout au long du chauffage car des zones du flan ne sont pas encore stabilisées à la température cible de 905 °C. Le rendement a une légère tendance à augmenter au cours de la chauffe, ceci est lié au fait que la résistivité électrique du flan augmente avec la température et qu'il y a donc de plus en plus d'énergie produite par effet Joule.



FIGURE IV.12 – Cas des résistances des languettes constantes : a) Évolutions temporelles des températures minimum et maximum de la surface du flan et de l'écart de température maximum, b) Évolutions temporelles des puissances totale et utile, ainsi que du rendement.

Amélioration de l'homogénéité et du rendement par l'utilisation de plusieurs générateurs

122 Chapitre IV

Afin d'améliorer le rendement, le flan peut être divisé en plusieurs zones qui sont chacune alimentées par un générateur permettant ainsi de réduire les valeurs des résistances adaptées (en diminuant la longueur des languettes dans les cas présentés). Une configuration avec un flan divisé en trois zones est présentée sur la figure IV.13. L'intensité du courant appliquée à chaque zone doit être proportionnelle à sa largeur, pour garder une densité de courant uniforme dans l'ensemble du flan, et donc obtenir un chauffage homogène.



FIGURE IV.13 – Modèle 2D du chauffage multi-générateurs avec ajout de résistances adaptées du flan de montant de baie générique.

Le modèle présenté sur la figure IV.6 est réutilisé et adapté à une configuration utilisant trois générateurs. Comme dans les configurations précédentes, la densité de courant est contrôlée par le PID de l'équation IV.3 pour réguler la température notée T_{reg} pour qu'elle suive la consigne de la figure IV.10. Elle est appliquée aux trois zones correspondant chacune à un générateur distinct. Enfin, pour les languettes, une résistivité électrique constante est utilisée comme pour le deuxième cas et avec la même valeur.

La figure IV.14a présente la répartition des températures au temps $t = 60 \ s$ et $t = 80 \ s$. Comme attendu, les champs de température obtenus sont plus homogènes que pour le deuxième cas. Les évolutions des puissances P_{tot} et P_{utile} ainsi que le rendement sont présentés sur la figure IV.14b.

Comme pour les cas précédents, les puissances augmentent au cours de la chauffe, et une fois la température cible atteinte, elles diminuent et se stabilisent. On voit nettement la diminution de la puissance P_{tot} par rapport au deuxième cas, ce qui permet d'obtenir un meilleur rendement, 66 % contre 50 % précédemment.

Les résultats numériques obtenus pour le chauffage avec ajout de résistances adaptées montrent que cette solution peut être viable. Dans le cas où les résistances adaptées ont des valeurs de résistance constantes, il est possible d'obtenir un champ de température homogène en fin de chauffage, mais ceci ne peut s'obtenir qu'avec des temps de chauffe longs qui ne respectent pas la condition d'un temps de chauffe inférieur à $t = 10 \ s$. Par contre, l'utilisation de résistances adaptées qui suivent l'évolution de la résistivité électrique du flan semble judicieuse car elle permet d'obtenir des champs de température homogènes en peu de temps. Enfin, l'utilisation de plusieurs générateurs permet d'améliorer l'homogénéité du chauffage et de réduire la consommation énergétique. Au vu de ces résultats, un prototype de chauffage avec ajout de résistances adaptées a été développé dans la configuration du premier cas et en utilisant deux générateurs. Ces essais ont pour objectif de tester cette solution de chauffage expérimentalement sur un flan de taille réduite.



FIGURE IV.14 – a) Champs de température du flan, isothermes 880 °C en bleu et 930 °C en rouge à $t = 60 \ s$ et $t = 80 \ s$, b) Évolutions temporelles des puissances totale et utile, ainsi que du rendement pour le chauffage multi-générateurs.

1.2.3 Étude expérimentale

Afin d'évaluer expérimentalement la solution de chauffage avec ajout de résistances adaptées et l'utilisation simultanée de plusieurs générateurs, un prototype a été développé par la SREM Technologies. Une vue d'ensemble de ce dernier est présentée sur la figure IV.15.



FIGURE IV.15 – Mini-prototype du chauffage avec ajout de résistances adaptées.

Le système est constitué d'un ensemble flan et languettes, de deux générateurs délivrant 4V et 600A et d'un pupitre de commande pour gérer une double boucle de régulation sur l'intensité et la température. Un système d'acquisition DAS 1600 permet de récupérer les données concernant les températures de l'ensemble flan et languettes, les tensions et les intensités délivrées par les générateurs. Une caméra thermique FLIR permet de visualiser qualitativement le champ de température de l'ensemble flan et languettes.

124 Chapitre IV

Un schéma représentant l'ensemble flan et languettes, ainsi qu'une photographie de cet ensemble sont donnés sur la figure IV.16. Le flan en forme de trapèze a une petite base de 60 mm, une grande base de 120 mm et une hauteur de 40 mm. Il est constitué d'Usibor[®]1500.



FIGURE IV.16 – Schéma et photographie du flan en forme de trapèze et des résistances adaptées sous forme de languettes.

On retrouve d'un côté 4 languettes rectangulaires de largeur 10 mm en contact avec le flan d'épaisseur 1 mm. Elles sont assemblées par 2, à l'aide de 2 plaques de cuivre. De l'autre côté, deux plaques de cuivre sont en contact direct avec le flan. Les contacts avec le flan sont maintenus avec des vis et boulons par des tubes en bakélite. L'ensemble flan et languettes est placé verticalement pour visualiser plus facilement le champ de température avec la caméra thermique. Le flan est à l'origine instrumenté avec 8 thermocouples de type K mais 3 se sont dessoudés lors des essais. Les positions des 5 restants $(T_1, T_2, T_3, T_4, T_7)$ sont indiquées sur la figure IV.16. Le thermocouple T_2 a été utilisé pour la régulation.

Afin que le principe du chauffage avec ajout de résistances adaptées soit respecté, les deux générateurs doivent fournir une intensité proportionnelle à la section du flan qui leur est attribuée. Soit dans notre cas, une intensité identique pour les deux puisqu'ils alimentent chacun une paire de plaques de cuivre de 20 mm de large. Les deux générateurs sont alimentés par une même phase et le neutre d'un réseau triphasé. Ils fonctionnent en potentiel flottant.

La figure IV.17a présente la consigne de température qui doit être suivie par la mesure effectuée par le thermocouple T_2 . L'objectif ici est d'atteindre le plus rapidement 900 °C. Les évolutions des intensités appliquées par les deux générateurs sont présentées sur la figure IV.17b. Les intensités générées sont semblables. En début de chauffage, elles sont faibles, puis augmentent jusqu'à atteindre une valeur proche de la capacité des générateurs de 600 A.

Le champ de température photographié par la caméra thermique en fin de chauffe à t = 9,7 s, est donnée sur la figure IV.18a. Dans l'ensemble, le champ de température au niveau du flan est homogène, sauf sur le bord droit où un gradient de température est induit par les contacts avec les plaques de cuivre.

Les évolutions de température mesurées par les thermocouples sont données sur la figure IV.18b. Les températures T_1 , T_2 et T_3 augmentent de l'ambiante jusqu'à environ 850 °C avec une différence maximale de 150 °C au cours de la chauffe. La température T_4 est plus faible car elle se trouve à proximité des plaques de cuivre qui refroidissent le flan par conduction



FIGURE IV.17 – a) Évolution temporelle de la consigne de température, b) Évolutions temporelles des intensités efficaces des deux générateurs.

thermique. Enfin, la température T_7 est plus élevée que les autres. Les mesures effectuées par thermocouples sont en accord avec l'évaluation qualitative du champ de température enregistré par la caméra thermique, l'ensemble montre un chauffage plus ou moins homogène du flan (figure IV.18a).



FIGURE IV.18 – a) Évaluation qualitative du champ de température de l'ensemble flan et languettes à t = 9.7 s, b) Évolutions temporelles des températures de l'ensemble flan et languettes.

Compte tenu des difficultés liées à l'étroitesse du système et aux mauvais contacts entre languettes et flan (les contacts maintenus avec des vis et boulons aux extrémités d'un tube de bakélite ont conduit à la fusion d'une languette sur un essai effectué en amont), les résultats obtenus sont globalement positifs. Le chauffage est plus ou moins homogène et l'utilisation simultanée de deux générateurs a été validée. Cependant, l'utilisation répétée de languettes constituées du même matériau que le flan à chauffer risque de poser problème. En effet, compte tenu des cadences élevées rencontrées dans l'industrie automobile, les languettes en Usibor[®]1500 utilisées pour le prototype risquent de se détériorer ou de voir leurs propriétés thermoélectriques modifiées au cours des différents cycles thermiques subis lors des chauffes de flans, et donc de ne plus répartir le courant de manière homogène. La solution de chauffage ne peut donc inclure les résistances adaptées qui sont la base du principe de la solution de chauffage présentée jusqu'à présent. Une autre solution de chauffage doit donc être proposée.

2 Solution retenue : discrétisation rectangulaire de flan de forme

La section précédente a montré que l'utilisation de résistances adaptées (dans le cas de résistances variables) et l'utilisation de plusieurs générateurs au cours de la chauffe permettent d'avoir une température uniforme du flan. Cependant, l'utilisation des résistances adaptées en Usibor[®]1500 pose un problème technologique de tenue dans le temps comme indiqué précédemment. Ceci nous a conduit à envisager une solution sans ajout de résistances mais se basant sur l'utilisation simultanée de plusieurs générateurs. Le principe de la solution et les différentes étapes composant la solution sont expliqués dans ce qui suit. Une étude numérique est aussi présentée dans cette section pour vérifier la faisabilité de la solution retenue.

2.1 Principe de la solution de chauffage

La solution proposée se base sur l'utilisation simultanée de plusieurs générateurs, où chaque générateur est destiné au chauffage d'une zone rectangulaire comme le propose [Behrens and Hübner, 2015] pour chauffer une composition de deux pieds milieu. Cette méthode a été présentée auparavant à la section 3.5 et dans la figure I.23.

Cependant, la solution que nous avons retenue dans cette thèse diffère par la possibilité de chauffer des flans de **formes diverses et variées**. Les flans de forme sont convertis en rectangles (discrétisation rectangulaire) comme sur la figure IV.19 où le montant de baie est converti en 3 rectangles.



FIGURE IV.19 – Chauffage multi-générateurs avec discrécrétisation rectangulaire de la forme.

En pratique, au lieu de découper dans la tôle la forme de flan d'un montant de baie, on découpe une forme composée de plusieurs rectangles dans lequel s'inscrit le flan de forme. Les surplus de matière seraient retirés avant la mise en forme (après chauffage), où, lors de l'étape de détourage. Un générateur est associé à chacun de ces rectangles. Lors de la chauffe, chaque générateur impose une intensité de courant proportionnelle à la section du rectangle auquel il est associé. Ainsi, la densité de courant est la même dans tout le flan et la chauffe peut alors être uniforme.

Plusieurs étapes composent la solution du chauffage multi-générateurs avec discrétisation rectangulaire de flan de forme :

- Étape 1 : détermination de l'orientation du flan par rapport au passage du courant. Il est nécessaire de réduire la section de passage du courant, afin de minimiser l'intensité du courant et donc les pertes par effet Joule dans le système de chauffage;
- **Étape 2 :** discrétisation/conversion en rectangles du flan de forme avec minimisation de la surface ajoutée;
- **Etape 3 :** chaque rectangle est associé à un générateur par le biais d'une paire d'électrodes à ces extrémités;
- **Etape 4 :** la densité de courant est la même dans tout le flan pour avoir une chauffe uniforme. Chaque générateur applique donc une intensité électrique proportionnelle à la section de passage du courant du rectangle associé.

L'étape 1 permet de minimiser la consommation énergétique par un principe simple et connu dans le chauffage par conduction qui consiste à maximiser le rapport de la longueur sur la section de passage du courant [Heurtin and Mazoyer, 1984].

L'étape 2 est l'étape la plus importante car elle permet d'adapter toutes les formes de flan à la méthode de chauffage proposée en discrétisant en rectangles. Cette étape est accompagnée d'une minimisation de surface permettant de réaliser des économies de matière. Elle est décrite dans la section suivante.

Les étapes 3 et 4 permettent d'obtenir un chauffage par conduction homogène à partir de flans proposant des formes décrites par des rectangles. Bien entendu, ces différentes étapes peuvent faire l'objet d'adaptations, comme l'utilisation de shunts permettant de chauffer plusieurs flans simultanément [Behrens and Hübner, 2014, Behrens and Hübner, 2015].

2.2 Minimisation de la surface de flan

Afin de diminuer les ajouts de matière (qui sont des pertes de matière) et la consommation énergétique, l'étape de discrétisation rectangulaire intègre une minimisation de la surface ajoutée. Les trois paramètres permettant de minimiser la surface ajoutée sont l'orientation du flan, le nombre de rectangles et leur largeur. Dans le cas présent, c'est l'étape 1 de la méthode de chauffe qui définit l'orientation du flan par rapport à la direction du courant. L'augmentation du nombre de rectangles permet de mieux décrire le contour d'une forme et donc de minimiser la surface ajoutée. Le nombre de rectangles est donc défini à la fois par les contraintes technologiques (nombre de générateurs disponibles) et le respect du contour de la forme. Enfin, il reste à définir le choix de la largeur de chaque rectangle pour minimiser la surface ajoutée. Ce choix est contraint par des largeurs minimale et maximale permettant une application aisée de la solution de chauffage liée aux contacts entre les électrodes et le flan (si la largeur est trop grande, il sera difficile d'avoir un contact homogène).

Pour une orientation et un nombre de rectangles fixés, la minimisation de la surface ajoutée revient à un problème d'optimisation où la fonction objectif (ou fonction coût) f_{obj} consiste à minimiser la fonction suivante :

$$f_{obj}(x) = 100 \ . \ \frac{S_{dis} - S_{ini}}{S_{ini}}$$
 (IV.4)

où S_{dis} est la surface du flan discrétisé en bandes rectangulaires [en m^2] et S_{ini} la surface du flan initial [en m^2].

Dans cette fonction objectif, les variables d'optimisation sont les largeurs de chaque bande rectangulaire l_i stockés dans un vecteur x.

Si l'on pose m, le nombre de bandes rectangulaires, les contraintes du problème sont :

- le respect de la largeur de la forme du flan initial l_{ini} (direction perpendiculaire au courant) conformément à l'équation :

$$\sum_{i=1}^{m} l_i \geqslant l_{ini} \tag{IV.5}$$

- l'encadrement des largeurs de rectangles (direction perpendiculaire au courant) $[l_{min} = 35 \ mm; \ l_{max} = 200 \ mm]$. Cette plage de valeur a été choisie en fonction de contraintes technologiques.

Le problème posé peut faire apparaître des minima locaux comme le montre la figure IV.20 qui donne l'évolution de la fonction objectif f_{obj} en fonction de la largeur d'un rectangle pour un flan de montant de baie converti en 2 rectangles. Afin de trouver un optimum global de la fonction objectif, il est donc nécessaire de passer par une méthode d'optimisation globale (en opposition aux méthodes d'optimisation locale) évitant de rester bloqué dans des optima locaux au cours des itérations.



FIGURE IV.20 – Évolution de la fonction objectif f_{obj} en fonction de la largeur d'un rectangle pour un flan de montant de baie converti en 2 rectangles.

La plupart des méthodes d'optimisation métaheuristiques sont stochastiques et explorent une population de solutions au lieu d'une seule, ce qui leur permet d'être efficaces lorsque le nombre de solutions est très important et d'éviter de rester bloqué dans des optima locaux [Benaichouche, 2006, Boisson, 2009, Chelouah, 2011]. Ces méthodes n'assurent pas de trouver l'optimum global de l'espace des solutions, mais une solution approchée. Deux méthodes métaheuristiques ont donc été utilisées et comparées pour ce problème. La première méthode provient du code de calcul MATLAB et utilise un algorithme génétique. La seconde est une méthode par essaim particulaire développée par N. Di Cesare de l'IRDL [Di Cesare et al., 2015, Di Cesare, 2016].

2.2.1 Méthode basée sur un algorithme génétique

Les algorithmes génétiques s'inspirent de l'évolution à travers la théorie de sélection naturelle de Darwin qui favorise les individus d'une population les mieux adaptés à l'environnement qui les entourent. La phase de sélection est suivie d'une phase de procréation pendant laquelle des croisements et mutations interviennent sur le patrimoine génétique des individus. Les individus transmettent une partie de leurs gênes à la descendance qui, à son tour, fait l'objet d'une phase de sélection suivie d'une phase de procréation [Benaichouche, 2006, Boisson, 2009, Chelouah, 2011].

Dans un problème d'optimisation, on part d'une population initiale de n solutions représentées par des individus. L'adaptation de chaque individu x est évaluée par une fonction objectif $f_{obj}(x)$ qui doit être minimisée. Cette étape d'évaluation permet de favoriser les individus les plus adaptés lors de la sélection des parents. La génération suivante est créée à partir des parents au travers des opérateurs génétiques de croisement et mutation, et les individus les plus adaptés, les élites, peuvent passer à la génération suivante sans modification. Le processus est répété et génère des populations de plus en plus adaptées, et donc avec une valeur de la fonction objectif $f_{obj}(x)$ de plus en plus faible. Le schéma de principe de cet algorithme est donné sur la figure IV.21.



FIGURE IV.21 – Schéma de principe d'un algorithme génétique.

L'algorithme de MATLAB fonctionne selon ce principe et est décrit ci-dessous.

La population initiale est définie aléatoirement, elle est constituée de n = 200 individus x. Ensuite, l'algorithme effectue une boucle itérative pour créer de nouvelles populations qui s'améliorent à chaque itération. Dans cette boucle, on retrouve les étapes suivantes :

Étape 1 : La population actuelle est évaluée selon la fonction coût $f_{obj}(x)$.

130 Chapitre IV

- **Étape 2 :** Les individus sont sélectionnés selon la valeur de $f_{obj}(x)$, ils constituent la population de parents.
- **Étape 3 :** Les meilleurs individus, les élites, de la population de parents passent directement à la génération suivante. Pour cette étude, la valeur $n_{elite} = 2$ est utilisée.
- Étape 4 : À partir de la population de parents, les opérateurs génétiques de croisement et mutation sont utilisés :
 - l'opérateur de croisement génère des enfants en combinant les vecteurs x d'une paire de parents (avec une moyenne pondérée aléatoirement). Le rôle de cet opérateur est de faire converger les nouvelles générations vers la solution la mieux adaptée. Ici 70% de la nouvelle génération est issue de croisements.
 - l'opérateur de mutation modifie individuellement les individus parents de manière aléatoire. Le rôle de cet opérateur est d'explorer de nouvelles solutions et donc d'éviter de rester bloqué dans des minima locaux.
- **Etape 5 :** La nouvelle population est formée à partir des élites, des enfants et des individus mutés.

Enfin, l'algorithme s'arrête lorsque :

- le critère d'arrêt suivant est respecté sur 50 itérations à la suite :

$$\varepsilon_{f_{obi}} \leqslant 1.10^{-5}$$
 (IV.6)

avec $\varepsilon_{f_{obj}}$ l'écart de $f_{obj}(x)$ entre deux itérations successives.

- ou que le nombre d'itérations/de nouvelles générations $n_{itemax} = 24$ est atteint.

2.2.2 Méthode par essaim particulaire

La méthode par essaim particulaire (Particle Swarm Optimization) s'inspire de la volonté de modéliser les déplacements de groupes d'oiseaux et de bancs de poissons, comme proposé par les travaux de [Reynolds, 1987]. Leurs déplacements groupés permettent d'éviter les prédateurs, de chercher de la nourriture efficacement, ou de diminuer l'énergie nécessaire aux déplacements, ceci avec des facultés cognitives et des informations limitées. La méthode PSO a d'abord été développée par [Kennedy and Eberhart, 1995] qui se sont aussi inspirés des relations sociales. Les explications qui suivent sont inspirés des travaux de [Di Cesare, 2016].

Le principe de base d'un algorithme PSO peut être défini ainsi : un essaim/une population de n solutions représenté(e) par des particules/individus est défini aléatoirement. Chacune des solutions x est associée à une valeur de la fonction objectif $f_{obj}(x)$ à minimiser. Chaque particule connaît un nombre limité d'informations sur les particules de son voisinage et est définie dans l'espace des solutions par :

- sa position,
- sa vitesse,
- la valeur de la fonction objectif associée.

À l'instar des groupes d'oiseaux et des bancs de poissons, les particules ont tendance à se suivre en fonction de leur position et de la confiance qui leur est accordée comme pour les relations sociales. Ainsi, à chaque itération, on attribue une nouvelle vitesse et une nouvelle position à chaque particule en fonction de ses données personnelles et de son voisinage. Le déplacement d'une particule est défini comme une combinaison linéaire de ces trois points schématisé sur la figure IV.22 :

- déplacement selon sa vitesse actuelle,
- déplacement vers sa meilleure position personnelle,
- déplacement vers la meilleure position du voisinage.



FIGURE IV.22 – Schéma du déplacement d'une particule dans l'espace des solutions [Di Cesare, 2016].

La position de cette particule à une itération donnée est fonction du déplacement qui lui est associé et de sa position précédente, soit :

$$\begin{cases} V_p^i = V_p^{i-1} + c_1 \left(P_p^{*i} - X_p^{i-1} \right) + c_2 \left(G_p^{*i} - X_p^{i-1} \right) \\ X_p^i = X_p^{i-1} + V_p^i \end{cases}$$
(IV.7)

avec :

- . V_p^i la vitesse de la particule p à l'itération i,
- . X_p^i la position de la particule p à l'itération i,
- . c_1 et c_2 les coefficients de confiance,
- . P_{p}^{*i} la meilleure position atteinte par la particule p à l'itération i,
- . G_{p}^{*i} la meilleure position atteinte par le voisinage de la particule p à l'itération i.

Les paramètres permettant de contrôler le comportement de l'algorithme sont les suivants :

- . le nombre de particules n constituant l'essaim,
- . les vitesses minimale et maximale V_{min} et V_{max} , qui bornent V_n^i ,
- . les coefficients de confiance c_1 et c_2 ,
- . la constitution du voisinage d'une particule.

Le bornage de la vitesse V_p^i permet d'éviter des déplacements trop importants dans l'espace des solutions avec lesquels des zones potentiellement optimales pourraient être ratées. Les coefficients de confiance c_1 et c_2 contrôlent respectivement la confiance d'une particule envers sa meilleure performance et celle de son voisinage. Le voisinage d'une particule peut être défini selon différentes topologies. Il existe deux classes de topologies distinctes, les topologies géographiques et les topologies sociales. Pour les topologies géographiques, les particules sont liées en fonction de leur distance dans l'espace des solutions, le voisinage doit donc être recalculé à chaque itération. Pour les topologies sociales, les particules sont liées arbitrairement et ne changent pas de voisinage au cours des itérations. À noter que les topologies sociales tendent vers des topologies géographiques au cours des itérations. Pour des raisons d'économie de temps de calcul et de faciliter d'implémentation, ce sont généralement les topologies sociales qui sont utilisées.

Bien entendu, l'algorithme PSO a été revu et amélioré et se décline maintenant en de multiples versions. Pour le problème de minimisation de surface, c'est l'algorithme développé par N. Di Cesare qui a été utilisé. Les équations qui régissent cet algorithme nommé Inverse PageRank Particle Swarm Optimization (I-PR-PSO) sont :

$$\begin{cases} V_p^i = \omega . V_p^{i-1} + c_1 . rnd_1 \left(P_p^{*i} - X_p^{i-1} \right) + c_2 . rnd_2 \sum_{q=1}^n \left(C_{pq} \left[P_q^{*i} - X_p^{i-1} \right] \right) \\ X_p^i = X_p^{i-1} + V_p^i \end{cases}$$
(IV.8)

avec :

- . ω coefficient d'inertie de la vitesse,
- . rnd_1 et rnd_2 nombres aléatoires compris entre 0 et 1,
- . C_{pq} le terme de la $p^{\text{ème}}$ ligne et $q^{\text{ème}}$ colonne de la matrice de connectivités.

La première modification importante apportée par [Shi and Eberhart, 1998] à l'algorithme PSO de base est l'utilisation d'un coefficient ω permettant de gérer l'inertie de la particule, c'est-à-dire l'influence de sa propre vitesse sur son prochain déplacement. Plus le coefficient d'inertie est grand, plus les particules se déplacent vite et explorent l'espace des solutions. À l'inverse, avec un coefficient d'inertie petit, elles se déplacent localement. Pour une recherche efficace, le coefficient d'inertie est donc pris décroissant au fil des itérations. Ainsi, au début, la capacité d'exploration des particules est favorisée permettant de ne pas négliger certaines zones de l'espace des solutions, puis la capacité d'exploitation de zones locales est utilisée pour déterminer plus précisément un optimum.

La deuxième modification importante est liée au terme qui concerne la meilleure performance du voisinage. Le voisinage est ici l'ensemble des particules, où chaque particule est liée à toutes les autres par une matrice de connectivités (par analogie avec les relations sociales, cela représente la confiance que les individus ont les uns envers les autres) qui est recalculée à chaque itération. Cette matrice des connectivités résulte de l'utilisation d'un algorithme PageRank inverse. L'algorithme PageRank utilisé par le moteur de recherche Google permet de déterminer la popularité des pages web à partir des liens qui existent entre elles et de leur propre popularité. À l'inverse, dans notre cas, on connaît la popularité/confiance accordée à chacune des particules (à partir de l'évaluation de la fonction objectif), et l'algorithme PageRank inverse détermine les liens qui existent entre elles sous la forme d'une matrice de connectivités.

Pour l'étude, le nombre de particules est défini par n = 50. Les coefficients de confiance c_1 et c_2 sont fixés à 2. Le bornage de la vitesse est donné par $V_{max} = -V_{min} = 0,5$ $(l_{max} - l_{min})$. L'inertie de la particule est définie par ω selon l'évolution de la figure IV.23.



FIGURE IV.23 – Évolution du coefficient d'inertie de la particule ω selon le nombre d'itérations.

Enfin, l'arrêt de l'algorithme est défini par $\varepsilon_{f_{obj}}$ selon la relation (IV.6), ou par le nombre d'itérations maximum $n_{itemax} = 100$.

2.2.3 Résultats de la minimisation de surface

La méthode utilisant l'algorithme génétique de MATLAB a d'abord été testée sur le flan de montant de baie générique de la figure IV.1a pour un nombre de rectangles variant entre 3 et 10. La forme a été préalablement orientée de manière à avoir la plus petite largeur de flan perpendiculaire au sens du courant (étape 1) comme le montre la figure IV.24.



FIGURE IV.24 – Orientation de la forme de montant de baie générique par rapport à la direction du courant.

Les formes résultantes présentées sur la figure IV.25 montrent que l'algorithme fonctionne pour un nombre de rectangles variable. Bien que la surface ajoutée diminue avec l'augmentation du nombre de rectangles, les coûts associés au nombre de générateurs limitent la quantité de bandes rectangulaires. Dans notre cas, le nombre de bandes rectangulaires a été fixé à 5.

Les deux méthodes présentées (algorithme génétique et I-PR-PSO) ont ensuite été appliquées au cas de la forme de flan retenue pour le montant de baie présentée sur la figure IV.1b.

Sur la figure IV.26 sont présentées les évolutions de la fonction objectif $f_{obj}(x)$ en fonction de son nombre d'appels pour l'algorithme génétique et I-PR-PSO. Les deux algorithmes donnent des évolutions similaires et se sont arrêtés car le nombre d'itérations maximum a été atteint.



FIGURE IV.25 – Solutions optimales de la minimisation de surface ajoutée pour le flan de montant de baie générique discrétisé avec 3 à 10 bandes rectangulaires (résultats de l'algorithme génétique).

On remarque que l'algorithme génétique permet d'atteindre une valeur plus faible de $f_{obj}(x)$. Cependant, le coté aléatoire de ces algorithmes modifie le résultat à chacun de leur appel. Le résultat de la fonction objectif varie ainsi entre 29,6 et 31,0 pour chacun des algorithmes.



FIGURE IV.26 – Évolutions de la fonction objectif en fonction de son nombre d'appels pour l'algorithme génétique et I-PR-PSO pour le flan de montant de baie retenu discrétisé en 5 bandes rectangulaires.

Dans le cas de l'optimisation avec 5 bandes rectangulaires du montant de baie retenu (figure IV.1b), la forme de flan discrétisée résultante de la meilleure valeur de la fonction objectif obtenue à l'aide de l'algorithme génétique, soit $f_{obj}(x) = 29,6$, est donnée sur la figure IV.27. Par rapport à la forme de flan initiale cela correspond à une perte de matière de 29,6 %, mais à un gain de matière de 39,1 % par rapport à un rectangle de même encombrement.

Les outils d'optimisations développés ont été testés sur plusieurs géométries de flan. Les résultats de minimisation de surfaces ajoutées pour quatre formes de flan sont donnés sur la figure IV.28. On remarque, en particulier pour la forme de pied milieu (à droite), que deux bandes rectangulaires couvrent de grandes zones sans matière présente initialement. Il serait



FIGURE IV.27 – Solution optimale de la minimisation de surface ajoutée pour le flan de montant de baie retenu discrétisé en 5 bandes rectangulaires (résultat de l'algorithme génétique).

intéressant d'éviter ceci en utilisant des shunts permettant de faire passer le courant d'un bout à l'autre du flan (cela nécessite aussi de redéfinir la discrétisation rectangulaire).



FIGURE IV.28 – Exemple de résultats d'optimisation obtenus pour la discrétisation de flans de différentes formes pour 4 bandes rectangulaires.

Ces outils d'optimisation se sont révélés des points clefs pour la définition des bandes rectangulaires nécessaires à la chauffe des flans de forme. Afin de vérifier que la solution de chauffage multi-générateurs avec discrétisation rectangulaire de flan de forme conduit bien à un chauffage homogène du flan, plusieurs études numériques, basées sur le modèle développé dans les précédents chapitres ont été réalisées. Ces études numériques, présentées dans la suite, ont permis de montrer la validité de la méthode de chauffe choisie.

2.3 Études numériques de la solution de chauffe par bandes rectangulaires

Ces études numériques ont aussi servi à la définition du démonstrateur de chauffe du montant de baie fabriqué par la SREM Technologies. Elles ont par exemple, permis de définir le nombre de générateurs et leur dimensionnement. D'abord, une étude est réalisée sur un modèle 2D. Le modèle 2D ne permettant pas de voir l'influence des contacts électrode/flan, une étude a aussi été réalisée sur un modèle 3D.

Pour des raisons économiques liées au développement du démonstrateur, le nombre de générateurs est limité à 5 et la puissance totale fournie par l'ensemble de ces 5 générateurs est limitée à 100 kW. Ainsi, le choix de flan de forme discrétisée est celui présenté sur la figure IV.27.

2.3.1 Modélisation 2D

La figure IV.29 présente le modèle thermoélectrique 2D avec les dimensions du flan d'épaisseur 1 mm et des différentes bandes rectangulaires. Les rectangles de 25 mm de largeur représentent des zones où pourront être placées les électrodes (notamment dans le modèle 3D de la figure IV.34). Les bandes rectangulaires du flan discrétisé de la figure IV.27 ont été agrandies pour que ces zones n'empiètent pas sur la forme réduite (en contour rouge).



FIGURE IV.29 – Modèle 2D du chauffage multi-générateurs avec discrétisation rectangulaire d'un flan de montant de baie et contours des formes initiale (vert) et réduite du flan (rouge).

Le comportement du modèle thermoélectrique est régi par les équations de conservation de l'énergie (II.14) et de conservation de la charge électrique (II.15). Les transferts de chaleur par rayonnement et convection sont pris en compte dans l'équation de conservation de l'énergie à travers le terme source Q défini par l'expression (II.18). Les valeurs des coefficients d'échange convectif identifiées dans le chapitre II sont réutilisées : $h_{sup} = 15 \ W.m^{-2}.K^{-1}$ et $h_{inf} = 5 \ W.m^{-2}.K^{-1}$. L'émissivité de surface est celle du revêtement Al-Si ε_{AS} . La même densité de courant J_{app} est appliquée aux extrémités des électrodes. Sa valeur est calculée à l'aide d'une boucle PID définie par l'équation (IV.3) pour que T_{reg} suive la consigne T_{set} présentée sur la figure IV.30a. Le calcul de J_{app} prend aussi en compte la limitation de puissance à l'aide de la relation (IV.9).

$$I_{max_{G_1}} = \frac{P_{max} \cdot \frac{S_1}{S_{tot}}}{U_1}$$

$$J_{max} = \frac{I_{max_{G_1}}}{S_1}$$

$$J_{app} = J_{com} \cdot (J_{com} < J_{max}) + J_{max} \cdot (J_{com} \ge J_{max})$$
(IV.9)

avec :

- $I_{max_{G_1}}$ l'intensité maximale que peut délivrer le générateur G_1 [en A],
- P_{max} la puissance maximale fixée à $1.10^5 W$,
- S_1 la surface de la bande rectangulaire 1 [en m^2],
- U_1 la tension électrique associée à la paire d'électrodes 1 [en V],
- J_{max} la densité de courant maximale applicable [en $A.m^{-2}$],
- J_{com} la commande de densité de courant définie par la relation (IV.3) [en $A.m^{-2}$].

Lorsque J_{com} (défini par le PID) est inférieur à J_{max} , alors $J_{app} = J_{com}$, autrement, $J_{app} = J_{max}$.

L'emplacement de T_{reg} a été choisi pour être dans une zone avec une section constante pour être représentatif de la température de l'ensemble du flan. La consigne T_{set} est fixée selon le cahier des charges présenté à la section 5 du chapitre I. On voit, sur la figure IV.30a, que T_{reg} ne suit pas la consigne T_{set} . Ceci s'explique par la limite de 100 kW fixée pour les 5 générateurs.

À noter que les calculs ont été réalisés avec 1723 éléments finis triangulaires utilisant des interpolations quadratiques pour les problèmes thermique et électrique. La taille des éléments varie entre 7,8.10⁻³ m et 2,5.10⁻² m de côté. Le pas de temps maximum est fixé à 0,05 s. Le temps de calcul est d'environ 56 s avec une machine équipé d'un processeur de 4 GHz.

La figure IV.30b donne les évolutions temporelles des températures minimum, maximum et de la différence de température maximale dans la forme réduite du flan (la forme réduite est celle qui est présentée dans la figure IV.1b). On voit que les températures minimum et maximum sont confondues et que l'écart de température est nul, la température du flan est donc uniforme.



FIGURE IV.30 – a) Évolutions temporelles de la consigne de température et de la température de régulation,b) Évolutions temporelles des températures minimum et maximum de la surface du flan et de l'écart de température maximum.

Les figures IV.31a et IV.31b donnent respectivement le champ de température et le champ de densité de courant avec ses lignes de courant à l'instant t = 15 s. Le champ de température à t = 15 s montre que l'ensemble du flan est à une température uniforme. D'après le champ de densité de courant, la densité de courant est identique dans tout le flan et les lignes de courant sont parfaitement parallèles et rectilignes.



FIGURE IV.31 – a) Champ de températures du flan à t = 15 s, b) champ de densité de courant et lignes de courant du flan à t = 15 s.

Les évolutions des observables associées aux générateurs sont présentées sur les figures IV.32a, IV.32b et IV.33. En début de chauffage, les intensités sont très élevées puis diminuent. À l'inverse, les tensions augmentent au cours du temps. Ceci est dû à la limitation de puissance totale de 100 kW qui limite la puissance de chacun des générateurs. On remarque notamment que la puissance de chaque générateur est saturée jusqu'à atteindre la température cible de 900 °C à t = 14,7 s.



FIGURE IV.32 - a) Évolutions temporelles des intensités appliquées sur chaque bande,b) Évolutions temporelles des tensions aux extrémités de chaque bande.

Les résultats obtenus avec la simulation thermoélectrique 2D montrent que la solution de chauffage multi-générateurs avec discrétisation rectangulaire d'un flan de forme conduit bien à un chauffage homogène du flan. Si on fixe une puissance maximale de 100 kW pour les 5



FIGURE IV.33 – Évolutions temporelles des puissances nécessaires pour chaque bande.

générateurs, un montant de baie peut être chauffé à 900 °C en moins de 15 s. Cependant, la simulation 2D ne permet pas de prendre en compte l'influence des contacts des électrodes sur le comportement thermoélectrique, notamment, par rapport à la déviation des lignes de courant et à la présence de gradients thermiques au niveau des électrodes. Ainsi, pour observer l'influence des contacts des électrodes sur le flan et vérifier la validité de la solution de chauffage, une simulation 3D est nécessaire.

2.3.2 Modélisation 3D

Le modèle 3D a été développé à partir du modèle 2D. Il est présenté sur la figure IV.34. Il reprend l'équation de conservation de l'énergie (II.14) avec pour terme source Q_{Joule} (II.13) et l'équation de conservation de la charge électrique (II.7).

Les électrodes en contact avec le flan sont de forme parallélépipédique pour couvrir au mieux la largeur de chaque bande rectangulaire, mais d'autres formes d'électrode peuvent être envisagées. Pour prendre en compte les imperfections des contacts électrode/flan, des résistances de contact thermique et électrique constantes sont appliquées (II.6)(II.12), leurs valeurs sont celles mesurées par la SREM Technologies et utilisées pour le modèle de chauffage de flan circulaire, soit $RCT = 6.10^{-4} m^2 K W^{-1}$ et $RCE = 4.10^{-8} \Omega m^2$. La densité de courant J_{app} (IV.9) est appliquée sur les faces supérieures des électrodes (II.10), et contrôlée pour que T_{reg} suive la consigne T_{set} présentée sur la figure IV.37a. La température $T_{imp} = 50$ °C est imposée sur les faces supérieures des électrodes. Enfin, des conditions aux limites de rayonnement (II.3) et convection (II.2) sont appliquées sur les faces du flan en reprenant les mêmes valeurs que le cas précédent.

Les calculs ont été réalisés avec 7242 éléments finis tétraèdres utilisant des interpolations quadratiques pour les problèmes thermique et électrique. La taille des éléments varie entre $3,1.10^{-5} m$ et $3,5.10^{-2} m$ de côté. Le pas de temps maximum est fixé à 0,05 s. Le temps de calcul est de 53 min avec une machine équipé d'un processeur de 4 GHz.

Le champ de température du flan et deux lignes de coupe sont présentés sur la figure IV.35a. Le champ de température de la forme réduite est donné sur la figure IV.35b et les évolutions de températures selon les lignes de coupes horizontale et verticale, respectivement sur les figures IV.36a et IV.36b. Le champ de température du flan montre des zones de gradients de température au niveau des électrodes. Mais, si on s'intéresse à la partie réduite, on voit que



FIGURE IV.34 – Modèle 3D du chauffage multi-générateurs avec discrétisation rectangulaire d'un flan de montant de baie et contour de la forme réduite du flan.

ces gradients de température sont peu présents, le champ de température est uniforme. Les évolutions de température selon les lignes de coupe confirment la stabilité de la température dans l'espace et donnent les distances affectées par les gradients de température.

Sur la figure IV.37a, on voit que la température régulée T_{reg} ne suit pas la consigne à partir de $t = 5 \ s$, ceci est lié à la limitation de puissance à 100 kW qui ne permet pas de fournir l'énergie nécessaire pour chauffer suffisamment rapidement. La consigne est à nouveau suivie à partir $t = 15 \ s$. Les évolutions temporelles des températures minimum, maximum et leur écart dans le flan sont présentées sur la figure IV.37b. Lors de la chauffe, la température maximum T_{max} atteinte par le flan n'excède pas 1000 °C et évolue de la même manière que la température régulée T_{reg} . La température minimum T_{min} reste inférieure à 200 °C. En conséquence, l'écart de température T_{diff} croît fortement jusqu'à 850 °C. Comme on a pu le voir sur les figures précédentes, les zones froides où peut se situer T_{min} sont au niveau des électrodes et n'affecte pas ou peu la partie dite utile du flan.

Les résultats concernant la partie électrique ne sont pas présentés car ils sont similaires à ceux présentés pour la simulation 2D du chauffage multi-générateurs avec discrétisation rectangulaire de flan de forme.

Les résultats de la simulation 3D montrent que la solution de chauffage proposée permet d'obtenir un champ de température homogène du flan en dehors des gradients thermiques présents au niveau des électrodes. Cependant, le flan étudié est constitué de bandes rectangulaires jointes par des angles droits. Or, en emboutissage, les angles vifs sont propices à l'apparition de déchirures. D'après l'expérience de la SMP à Flers, des rayons de congé de 17 mm permettent d'éviter l'apparition de déchirures.



FIGURE IV.35 – a) Champ de températures du flan, isothermes 880 °C en bleu et 930 °C en rouge à t = 15 s et tracés des lignes de coupe horizontale et verticale, b) Champ de températures de la forme réduite, isothermes 880 °C en bleu et 930 °C en rouge à t = 15 s.



FIGURE IV.36 – a) Évolution de la température selon la ligne de coupe horizontale à t = 15 s, b) Évolution de la température selon la ligne de coupe verticale à t = 15 s.

Afin de prendre en compte ce paramètre, une simulation avec le flan précédent intégrant des rayons de congé a été réalisé. Lorsque la géométrie le permet, des rayons de congé de 17 mm sont appliqués aux angles, autrement leur rayon est de 5 mm. L'évolution temporelle des différents observables présentés précédemment étant similaire, seuls les champs de température du flan et de sa forme réduite ainsi que les lignes de coupe horizontale et verticale à $t = 15 \ s$ sont présentés sur les figures IV.38a, IV.38b, IV.39a et IV.39b.

Les champs de température et les lignes de coupe à t = 15 s sont semblables à ceux présentés pour la forme de flan discrétisée sans les rayons de congé. La prise en compte de rayons de congé



FIGURE IV.37 – a) Évolutions temporelles de la consigne de température et de la température de régulation, b) Évolutions temporelles des températures minimum et maximum de la surface du flan et de l'écart de température maximum.



FIGURE IV.38 – a) Champ de températures du flan, isothermes 880 °C en bleu et 930 °C en rouge à t = 15 s et tracés des lignes de coupe horizontale et verticale, b) Champ de températures de la forme réduite, isothermes 880 °C en bleu et 930 °C en rouge à t = 15 s pour une simulation avec des rayons de congé au niveau des électrodes.

n'a donc pas une influence significative sur le comportement thermoélectrique lors de la chauffe. Cette faible influence est favorisée par le fait que les rayons de congé sont placés derrière les électrodes, la trajectoire du courant est donc peu influencée.



FIGURE IV.39 – a) Évolution de la température selon la ligne de coupe horizontale à t = 15 s, b) Évolution de la température selon la ligne de coupe verticale à t = 15 s.

3 Le démonstrateur de chauffe rapide

Suite à la validation numérique de la solution de chauffage, un démonstrateur à l'échelle 1 a été réalisé par la SREM Technologies. Ce démonstrateur a pour but de montrer l'efficacité de la solution de chauffage retenue aux constructeurs automobiles.

Tout d'abord, le fonctionnement et les caractéristiques du démonstrateur sont décrites. Ensuite, des essais de chauffe réalisés lors de la mise au point sont présentés. Enfin, les résultats expérimentaux sont comparés à la simulation numérique.

3.1 Présentation du démonstrateur

Le démonstrateur permet de chauffer des flans de montant de baie préalablement discrétisés/convertis en bandes rectangulaires (figure IV.40). Il a été réalisé en se basant sur les simulations numériques présentées et donc pour un flan de montant de baie discrétisé en 5 bandes rectangulaires.



FIGURE IV.40 – Photographie d'un flan de montant de baie en Usibor[®]1500 revêtu Al-Si d'épaisseur 1 mm discrétisé en 5 bandes rectangulaires numérotées de 1 à 5.

Le dimensionnement des générateurs et du disjoncteur a été effectué à partir des évolutions d'intensité et de tension déterminées par la simulation numérique. Les valeurs permettant d'effectuer le dimensionnement du matériel électrique sont données dans le tableau IV.1 avec :
- I_{max} l'intensité maximale atteinte au cours de la chauffe,
- $U_{I_{max}}$ la tension à I_{max} ,
- U_{max} la tension maximale atteinte au cours de la chauffe,
- $I_{U_{max}}$ l'intensité à U_{max} ,
- P_{max} la puissance maximale atteinte au cours de la chauffe.

G	I_{max} (A)	$U_{I_{max}}$ (V)	U_{max} (V)	$I_{U_{max}}$ (A)	P_{max} (kW)
1	3153	10,7	23,7	1561	37,0
2	3397	11,2	24,8	1682	41,7
3	1844	4,8	10,6	913	9,7
4	2309	3,0	6,7	1143	7,7
5	2455	1,5	3,2	1215	3,9

TABLE IV.1 – Caractéristiques électriques des 5 générateurs issues de la simulation numérique.

Un schéma du démonstrateur est donné sur la figure IV.41. Pour chaque bande rectangulaire, on retrouve : un cadre mobile (1), une électrode fixe (4) et son vérin (2), une électrode mobile (6) et son vérin (7), un vérin pour la compensation de la dilatation (8), une butée pour le cadre mobile (3), et un générateur (5). La photographie du démonstrateur est présentée sur la figure IV.42 avec un flan de montant de baie discrétisé en 5 bandes rectangulaires.



FIGURE IV.41 – Schéma du démonstrateur réalisé par la SREM Technologies.



FIGURE IV.42 – Photographie du démonstrateur réalisé par la SREM Technologies avec un flan de montant de baie discrétisé en 5 bandes rectangulaires.

Lors d'un essai de chauffe, le flan converti en bandes rectangulaires est placé sur les électrodes de manière à avoir une paire d'électrodes par bande (électrodes placées aux extrémités de chaque bande). Le flan est ensuite serré à l'aide des vérins des électrodes et les vérins de compensation de la dilatation exercent une tension sur le flan. Enfin, chacun des 5 générateurs produit une intensité proportionnelle à la section de passage de la bande qui lui est associée.

L'intensité du courant est gérée de manière indépendante pour chaque générateur. Elle peut être contrôlée de deux façons :

- avec un contrôle de la température via une double boucle de régulation température/intensité, où la boucle de régulation en température donne la consigne pour la boucle de régulation en intensité,
- avec un contrôle de l'intensité du courant via une boucle de régulation en intensité.

Concernant le contrôle de la température, il peut être effectué avec une mesure en température commune aux 5 générateurs ou avec 5 mesures différentes, soit, une mesure de température par bande rectangulaire.

3.2 Essais de chauffage

Les premiers tests de chauffe sur le démonstrateur se sont déroulés en deux campagnes d'essais réalisées principalement sur des flans en Usibor[®]1500 d'épaisseur 1 mm avec la forme discrétisée de la figure IV.40 (sans rayon de congé). Pour chaque campagne d'essai, des mesures d'intensité et de température ont été enregistrées. Pour les mesures de température, des thermocouples de type K ont été soudés à des flans.

La première campagne a été effectuée par ArcelorMittal et la SREM Technologies. Celleci a permis d'ajuster les paramètres de régulation en température et en intensité. De plus, elle a mis en évidence que le contrôle en température avec une mesure de température par bande rectangulaire est difficile à maitriser. En effet, dans ce cas, l'homogénéité en température dépend fortement du positionnement des thermocouples. Les températures mesurées agissent directement sur la boucle de régulation en intensité, ainsi le moindre écart de température perturbe le principe d'application d'une intensité proportionnelle à la section de passage et mène à une chauffe hétérogène.

146 Chapitre IV

Ainsi, pour pouvoir contrôler en température tout en évitant ce problème, il faut utiliser une seule boucle de régulation en température et l'utiliser pour contrôler les 5 boucles de régulation en intensité (la commande résultant de la régulation en température est modifiée en fonction de la section de la bande rectangulaire associée à chaque générateur). Cependant, lors des essais réalisés, cette manière de contrôler en température n'était pas configurée.

Les essais suivants ont donc été réalisés avec un contrôle de l'intensité délivrée par chaque générateur. La deuxième campagne d'essai s'est donc déroulée sur cette configuration. Elle a été effectuée par ArcelorMittal, la SREM Technologies et l'IRDL.

Les premiers essais de cette seconde campagne ont été réalisés en imposant à chaque générateur des paliers d'intensité proportionnelle à la section de passage de la bande associée. Afin d'avoir une chauffe rapide, des paliers de forte intensité sont imposés aux générateurs pendant 15s au début de l'essai. Comme on peut le voir sur la figure IV.43a, les consignes d'intensité sont plutôt bien suivies par les générateurs, sauf pour le générateur G_2 , qui à partir de t = 15s, voit son intensité diminuer fortement. Le générateur G_2 sature en tension, car la tension a augmenté avec la température du flan présentée sur la figure IV.43b. Cette diminution d'intensité déséquilibre l'ensemble, les densités de courant ne sont plus les mêmes dans tout le flan et le champ de température résultant devient hétérogène dans ce cas.



FIGURE IV.43 – (a) Évolutions des intensités délivrées par les 5 générateurs ainsi que des consignes en intensité (en tirets); (b) Évolution de la température en un point du flan.

Les essais suivants ont été effectués en respectant les évolutions d'intensité définies numériquement qui ont servi au dimensionnement des générateurs. Soit, comme le montre la figure IV.44a, des intensités très élevées en début de chauffe (plus élevées que les premiers paliers imposés dans l'essai précédent), qui diminuent ensuite tout au long de la chauffe (sous des valeurs inférieures aux paliers de l'essai précédent), pendant que les tensions aux bornes des générateurs augmentent. La répartition du courant est réalisée proportionnellement à la section de passage des bandes. Ainsi, le chauffage du flan est homogène comme le montre la figure IV.44b, avec une différence de température inférieure à 50 °C entre les bandes rectangulaires. Le temps de chauffe est d'environ 25 s pour atteindre 900 °C, soit 36 $K.s^{-1}$.

Un autre essai de chauffe avec une diminution progressive des intensités délivrées est présenté. Une photographie du flan après chauffage et avec les positions des thermocouples est donnée sur la figure IV.45. L'évolution "arc-en-ciel" de la couleur montre que des températures supérieures



FIGURE IV.44 – (a) Évolutions des intensités délivrées par les 5 générateurs; (b) Évolutions des températures pour les 5 bandes rectangulaires.

à 900 °C ont été atteintes au cours de la chauffe.



FIGURE IV.45 – Photographie d'un flan de montant de baie discrétisé en 5 bandes rectangulaires après deux essais de chauffe et indication des positions des thermocouples.

Dans ce cas, la figure IV.46a montre que l'intensité I_5 n'a pas une évolution similaire aux autres intensités. Suite à un redémarrage du système, une erreur s'est produite conduisant à un mauvais suivi de la consigne en intensité pour le générateur G_5 . Cela se traduit par un début de chauffe hétérogène. Notamment, la température T_5 ne monte pas aussi rapidement en température que les autres, car le thermocouple se situe sur la bande alimentée par G_5 . En fin de chauffe, l'homogénéité s'améliore, mais des écarts de température supérieurs à 50 °C sont présents.

3.3 Confrontation expérience/simulation

Afin de valider le modèle thermoélectrique présenté à la section 2.3.2, il est confronté à la dernière expérience présentée avec le défaut de suivi de consigne en intensité pour le générateur G_5 . Ainsi, les intensités de la figure IV.46a sont appliquées comme conditions aux limites sur les faces supérieures des électrodes conformément à l'équation (II.10).

Sur la figure IV.47 sont données les évolutions des températures T_1 , T_2 , T_3 , T_4 et T_5 mesurées et simulées. On remarque des écarts entre expérience et simulation entre 15 s et 20 s, et en particulier pour T_3 . Ces écarts, qui s'atténuent à la fin de l'essai, peuvent être liés à différents



FIGURE IV.46 – (a) Évolutions des intensités délivrées par les 5 générateurs (essai avec un problème de suivi de consigne pour le générateur G_5); (b) Évolutions des températures T_1 , T_2 , T_3 , T_4 et T_5 (essai avec un problème de suivi de consigne pour le générateur G_5).

paramètres, tels que, le placement du flan dans le dispositif (pas de système de calage) et la qualité des contacts électrode/flan.



FIGURE IV.47 – Évolutions des températures T_1 , T_2 , T_3 , T_4 et T_5 pour l'expérience et la simulation (essai avec un problème de suivi de consigne pour le générateur G_5).

Il est aussi possible de comparer la coloration du flan après chauffe (qui donne l'historique thermique) avec un instant t lors de la simulation de chauffe. La figure IV.48 présente une comparaison de la coloration du flan après chauffe avec un champ de température issu de la simulation à $t = 17 \ s$. On voit que les formes des zones les plus chaudes de la simulation (en rouge) correspondent aux zones avec une coloration "arc-en-ciel" de la photographie.



FIGURE IV.48 – Comparaison entre le champ de température calculé à t = 17 s et la coloration du flan après chauffage (essai avec un problème de suivi de consigne pour le générateur G_5).

3.4 Bilan

Les premiers essais réalisés sur le démonstrateur sont satisfaisants. Si les intensités délivrées par les générateurs sont proportionnelles à la section de passage de la bande associée, alors la chauffe résultante est homogène (écarts de température inférieurs à 50 °C). La vitesse de montée en température pour atteindre 900 °C est de 36 $K.s^{-1}$ sur l'essai avec une chauffe homogène. Elle peut être augmentée avec des consignes d'intensité plus élevée, mais ne pourra pas atteindre l'objectif d'une vitesse comprise entre 90 $K.s^{-1}$ et 200 $K.s^{-1}$, car les générateurs n'ont pas assez de puissance. Concernant la confrontation entre expérience et simulation, celle-ci montre dans l'ensemble une corrélation satisfaisante.

4 Conclusion du chapitre

Ce chapitre débute avec l'étude du chauffage multi-électrodes sur un flan de montant de baie. Au vu des difficultés sur la gestion des paramètres tels que le nombre d'électrodes, leurs dimensions, les intensités électriques à appliquer, les temps d'application du courant, les artifices de refroidissement et les ajouts de matière pour placer les électrodes, cette méthode n'a pas été retenue et son étude n'a pas été poursuivie.

Une autre méthode a ensuite été décrite, le chauffage avec ajout de résistances adaptées. Le principe est de se rapprocher du cas d'un chauffage de rectangle où les densités de courant sont les mêmes dans tout le flan. Pour ce faire, des résistances sont ajoutées aux flans (dans ce cas sous forme de languettes) et remplace la matière qui aurait été présente dans le cas d'un rectangle. Le courant peut être délivré par un ou plusieurs générateurs (la multiplication du nombre de générateurs permet de diminuer la consommation d'énergie).

Deux cas ont été étudiés, le premier, où les résistances varient en fonction de la température et le second avec des résistances constantes. Le premier cas montre que la chauffe peut être rapide et homogène. Cependant, l'expérience montre que la maîtrise des contacts entre les résistances/languettes et le flan peut poser problème. De plus, le matériau utilisé pour les résistances peut se détériorer et voir ses propriétés modifiées au cours des cycles. Le second cas peut conduire à une chauffe partiellement homogène mais seulement avec une montée en température lente.

La solution de chauffage finalement retenue s'inspire du cas précédent, mais plutôt que d'utiliser des résistances adaptées, plusieurs générateurs sont utilisés et la forme de flan initiale est discrétisée en bandes rectangulaires. Chaque générateur est associé à une bande et délivre une intensité proportionnelle à la section de passage de la bande associée. Ce principe permet d'obtenir une chauffe rapide et homogène.

Afin de réduire la consommation énergétique et la matière consommée, des méthodes d'optimisation ont été proposée. Une optimisation sur la direction du courant dans le flan et la discrétisation de la forme est réalisée. L'optimisation sur la direction du courant permet de réduire l'intensité du courant à appliquer et donc de réduire les pertes par effet Joule dans l'ensemble du système électrique. L'optimisation sur la discrétisation de la forme permet de réduire la surface de flan, soit la matière consommée et l'énergie consommée pour la chauffe du flan.

La solution retenue a été testée numériquement sur un flan de montant de baie préalablement discrétisé en 5 bandes rectangulaires. Des simulations en 2D et 3D ont été réalisées en imposant une limite de puissance de 100 kW pour l'ensemble des 5 générateurs (limite liée à l'investissement financier pour le démonstrateur). Comme attendu, la simulation 2D donne un champ de température très homogène, mais les contacts électrodes/flan ne sont pas pris en compte. Dans la simulation 3D, ces contacts sont modélisés, les lignes de courant sont légèrement déviées par ces contacts et entrainent des surchauffes au niveau des électrodes. Cependant, l'homogénéité en température reste bonne.

Grâce à ces simulations, un démonstrateur a pu être conçu et ensuite fabriqué par la SREM Technologies. Le dimensionnement des générateurs a été réalisé à partir des simulations numériques. Les essais de chauffe réalisés ont montré que le dispositif permet de chauffer de façon homogène le montant de baie discrétisé en 5 bandes rectangulaires. Cependant, du fait de la limitation de la puissance délivrée par les générateurs, la plage cible de vitesse de chauffe comprise entre 90 $K.s^{-1}$ et 200 $K.s^{-1}$ n'a pas pu être obtenue, mais l'efficacité de la méthode de chauffe a été validée sur plusieurs séries de tests. La confrontation entre les mesures et la simulation donne une corrélation expérience/simulation satisfaisante.

Après ces premiers tests de chauffe, le démonstrateur a été associé à une presse installée chez ArcelorMittal comportant l'outil de mise en forme du montant de baie. Afin de réaliser un premier embouti de la forme discrétisée, celle-ci a été modifiée pour pouvoir être bien positionnée dans l'outil existant avec des cales et un pion de centrage. La forme discrétisée et modifiée, non adaptée au démonstrateur et donc différentes des simulations préalables, n'a pas permis une chauffe homogène du flan. Cependant, ce dernier a pu être embouti. Pour la suite, les cales de positions devront être adaptées à la forme de montant de baie discrétisée.

Les premiers résultats montrent la validité de la solution de chauffe retenue. L'emboutissage à chaud d'une pièce de taille réelle est aussi très encourageant. Une photographie de la portière complète et du montant de baie embouti est montrée sur la figure IV.49.



FIGURE IV.49 – Photographie d'une portière et du montant de baie discrétisé embouti.

152 Chapitre IV

Conclusion et perspectives

Cette thèse a été réalisée dans le cadre du projet ANR PRICECAT. L'objectif du projet était d'améliorer le procédé d'emboutissage à chaud actuel, notamment, en augmentant la cadence de production et la complexité des pièces embouties. Pour ce faire, les partenaires suivants ont été réunis : ArcelorMittal (Montataire) producteur d'aciers, la SMP (Flers) fabricant d'outils de mise en forme, la SREM Technologies (La Flèche) spécialisée dans la fabrication d'instrumentation scientifique et technique et les laboratoires ICA (Albi) et IRDL (Lorient). L'objectif de l'étude présentée dans ce manuscrit était de développer une solution de chauffage rapide pour le procédé d'emboutissage à chaud des aciers trempants.

Conclusion

Les caractéristiques du matériau de l'étude, l'Usibor[®]1500 revêtu Al-Si, ainsi que sa mise en œuvre par le procédé d'emboutissage à chaud, ont été décrits dans le chapitre I. Les caractéristiques mécaniques élevées de l'Usibor[®]1500 s'obtiennent au travers d'un cycle thermique nécessitant une phase de chauffe pour l'austénitisation complète du flan. Pour les besoins du projet, la chauffe doit être rapide et uniforme. Les différentes technologies de chauffage existantes ont donc été exposées et comparées. Au vu des avantages que comporte le chauffage par conduction électrique (ou chauffage direct par résistance), comme, la vitesse de chauffe, l'efficacité énergétique et la compacité du système, l'étude réalisée s'est portée sur cette technologie de chauffe.

Cependant, cette technologie n'est pas adaptée à la chauffe homogène de flan de forme. En effet, lorsque la section de passage du courant électrique n'est pas constante, des zones surchauffées et froides incompatibles avec le procédé d'emboutissage à chaud apparaissent. Différentes méthodes de chauffe par conduction issues de la littérature ont été décrites avec leurs avantages et inconvénients. À partir de ces méthodes et d'un cahier des charges spécifique au chauffage par conduction de l'Usibor[®]1500 revêtu Al-Si, l'objectif a été de définir une solution permettant une chauffe rapide et homogène de flan de forme.

Avant d'aborder l'étude du chauffage de flan de forme, le chapitre II commence par la formulation du modèle thermoélectrique utilisé et sa validation sur le chauffage de flans rectangulaires. Cette validation a notamment permis de mettre en évidence l'influence des résistances de contact thermique et électrique sur le chauffage.

Ensuite, le modèle a été utilisé sur des cas de chauffage de flan de forme avec une paire d'électrodes. Les simulations ont montré que l'homogénéité en température est très dépendante de la géométrie du flan et qu'il est impossible d'obtenir une température uniforme avec une paire d'électrodes si le flan n'est pas rectangulaire. Parmi les méthodes de chauffe présentes dans la littérature, celle du chauffage multi-électrodes séquentiel a été étudiée sur le cas d'un flan en forme de croix avec l'utilisation de deux paires d'électrodes. Le courant est appliqué alternativement sur ces paires d'électrodes. À nouveau, l'influence de la géométrie sur l'homogénéité a été étudiée, mais aussi celle des paramètres d'application du courant. Il en résulte qu'un optimum géométrique qui ne modifie pas la nature de la forme existe. En ce qui concerne l'application du courant, l'étude numérique a montré que plus l'intensité du courant et les temps d'application du courant sont faibles, et, plus l'homogénéité en température est bonne. Cependant, les temps de chauffe augmentent avec la diminution de l'intensité et l'augmentation des alternances.

L'étude sur la croix a aussi montré que la chauffe ne peut respecter les contraintes du cahier des charges sans ajouter d'artifices de refroidissement (tel que des outils en contact) pour atténuer les surchauffes et respecter la plage de température cible [880 °C; 930 °C].

À partir des observations réalisées, l'intégration de la chauffe multi-électrodes séquentielle à un dispositif d'expansion biaxiale a été étudiée dans le chapitre III. Ce dispositif permet de caractériser l'Usibor[®]1500 dans un trajet de déformation biaxiale qui est très peu étudié dans la littérature à très haute température. Il a été conçu pour atteindre une température d'au moins 900 °C sur un flan en Usibor[®]1500 d'épaisseur 1 mm, avec un contrôle en température tout au long d'un essai d'expansion (chauffe et mise en forme). Ceci permet de reproduire des cycles thermiques rencontrés lors du procédé d'emboutissage à chaud, ce qui n'est pas possible à l'heure actuelle sur les dispositifs d'expansion en température présentés dans la littérature.

Les simulations numériques ont permis de définir le système de chauffe multi-électrodes séquentielle, en ajustant les paramètres tels que le nombre d'électrodes utilisées, leur position, les intensités appliquées et les temps d'application du courant, pour obtenir une chauffe homogène d'un flan circulaire au sein du dispositif d'expansion (homogénéité favorisée par la présence des outils en contact). Ces simulations ont aussi montré que la maîtrise des contacts électrode/flan est importante pour éviter des surchauffes qui pourraient détériorer le matériel.

À partir de ces solutions numériques, le dispositif d'expansion a été fabriqué par la SREM Technologies et a ensuite été intégré à une machine de traction Instron 8803 à l'IRDL. Avant d'obtenir des essais complets d'expansion à chaud, une mise au point du dispositif a dû être réalisée au cours de la thèse, tant sur la partie chauffage que sur la partie mise en forme. Le générateur du système de chauffe est alimenté en biphasé, il a une puissance de 80 kVA. Il permet d'appliquer un courant allant jusqu'à 6000 A pour une puissance disponible à la chauffe du flan de 22 kW. Les essais réalisés ont montré qu'une chauffe homogène d'un flan circulaire en Usibor[®]1500 est réalisable. Sur l'essai présenté dans le chapitre III, la température au centre du flan atteint 900 °C en 50 s, soit une vitesse moyenne de 17,6 $K.s^{-1}$. L'écart de température sur un rayon de 40 mm (pour un rayon libre de 60 mm) ne dépasse pas 52 °C. La confrontation entre les mesures et la simulation a montré un bon accord entre l'expérience et le modèle numérique.

Enfin, dans le chapitre IV, la chauffe multi-électrodes séquentielle a d'abord été testée sur un flan de montant de baie. Les tests numériques effectués n'ont pas conduit à une chauffe homogène. Après 30 s de chauffe, le flan atteint des températures maximales proches de 800 °C et des températures minimales inférieures à 300 °C, soient des écarts allant au moins jusqu'à 500 °C. Cependant, la quantité de paramètres de chauffe à ajuster est importante : nombre d'électrodes, formes et dimensions des électrodes, ajouts de matière pour placer ces électrodes, interactions entre ces électrodes, intensités du courant, temps d'application du courant, artifices de refroidissement... Il semble donc difficile d'adapter cette méthode de chauffe à une grande variété de formes de flan. Notamment, le développement d'un algorithme gérant des formes de flan variables serait complexe à mettre en œuvre du fait de la multitude de paramètres de chauffe et de la définition de leurs bornes.

Les difficultés rencontrées sur la chauffe multi-électrodes séquentielle ont conduit à une autre approche basée sur le chauffage de flan rectangulaire où les densités de courant sont identiques dans tout le flan. Pour arriver à ce résultat, le principe est d'ajouter des résistances de part et d'autre du flan pour remplacer la matière qui aurait été présente pour un rectangle dans lequel s'inscrit la forme. Le courant peut être délivré par un ou plusieurs générateurs. Les hypothèses utilisées dans la simulation numérique ont conduit à une chauffe rapide et homogène. Après 17 s de chauffe, les températures dans le flan sont comprises entre 880 °C et 930 °C. Cependant, des essais expérimentaux ont montré des difficultés liées aux contacts entre les résistances et le flan. De plus, le matériau utilisé pour les résistances, l'Usibor[®]1500 revêtu Al-Si, peut se détériorer et voir ses propriétés modifiées au cours des cycles de chauffe, avec pour conséquence la diminution de l'homogénéité en température.

La solution de chauffage retenue utilise un principe similaire, mais à la place des résistances, le flan initial est discrétisé/converti en plusieurs rectangles associés chacun à un générateur. Le courant délivré par chacun des générateurs est proportionnel à la section de passage du rectangle associé, permettant ainsi d'obtenir une densité de courant identique dans tout le flan et donc une chauffe homogène.

Pour réduire la consommation énergétique et la matière utilisée, un outil d'optimisation a été développé au cours de la thèse : le flan est orienté par rapport au sens du courant afin de minimiser l'intensité à appliquer et une discrétisation du flan par bandes rectangulaires est réalisée avec une minimisation de la surface ajoutée au flan initial.

Le principe a été testé numériquement en 2D et en 3D sur un flan de montant de baie discrétisé en 5 bandes rectangulaires. En 2D, cela conduit à une chauffe rapide et parfaitement uniforme. En 3D, la prise en compte des contacts électrode/flan diminue l'homogénéité avec l'apparition de surchauffes au niveau des électrodes, mais les résultats obtenus restent satisfaisants. Après 15 s de chauffe, les températures dans le flan sont comprises entre 880 °C et 930 °C si on écarte les zones autour des électrodes.

Un démonstrateur de cette solution de chauffage a ensuite été réalisé par la SREM Technologies. Le dimensionnement du matériel électrique a été effectué à partir des courbes d'intensité et de tension simulées. Ce démonstrateur donne la possibilité de chauffer le flan de montant de baie converti en rectangles, soit en régulant la température de chaque rectangle (avec la même consigne de température), soit en imposant directement une consigne d'intensité à chaque générateur (intensité proportionnelle à la section de passage du courant associée). Les premiers essais réalisés ont montré qu'une chauffe rapide et homogène d'un flan de forme est possible (avec la configuration où l'intensité est imposée). La température de 900 °C a été atteinte en 25 s (36 $K.s^{-1}$) et l'écart de température mesuré n'excède pas 50 °C. La vitesse de chauffe peut être encore améliorée en exploitant au maximum les puissances des générateurs. Les essais ont aussi montré une corrélation satisfaisante entre l'expérience et le modèle numérique.

Au travers des différentes simulations effectuées, le modèle numérique réalisé a montré son caractère prédictif et sa capacité pour servir de base à la conception de systèmes de chauffe par conduction divers, tels que, la chauffe multi-électrodes dans le dispositif d'expansion et la chauffe multi-générateurs appliquée à un flan discrétisé en bandes rectangulaires.

Perspectives

Concernant le dispositif d'expansion biaxiale à chaud, un essai complet de mise en forme à haute température a été présenté dans le chapitre III. Cependant, les résultats concernant les mesures de déformation et leur exploitation pour déterminer les caractéristiques en température de la CLF avec un trajet d'expansion biaxiale et les courbes contrainte/déformation, n'ont pas été abordés. Le dispositif d'expansion biaxiale est aujourd'hui utilisé par Adrien Boyer, qui, dans le cadre de sa thèse doit déterminer le comportement mécanique sur un trajet d'expansion biaxiale de différents matériaux tels que l'Usibor[®]1500 et l'aluminium AA6061-T6.

D'autres matériaux conducteurs d'électricité pourront aussi être caractérisés, comme, d'autres nuances d'aciers, l'aluminium et le titane. Bien entendu, si la conductivité électrique du matériau et/ou l'épaisseur du flan sont trop grandes, la chauffe sera limitée. Cependant, des essais d'expansion sur l'aluminium AA6061-T6 pour des températures allant jusqu'à 200 °C ont déjà été validés avec succès au cours de la thèse d'Adrien Boyer. La diversité des matériaux qu'il est possible de caractériser dans le dispositif devrait permettre d'étendre l'intérêt du dispositif à des domaines autres que celui de l'automobile, comme l'aéronautique avec le titane par exemple.

Quelques éléments de ce dispositif d'expansion sont encore néanmoins perfectibles et mériteraient d'être améliorés. Ainsi, les électrodes sont chacune composées d'un bloc de cuivre avec une tresse en cuivre. La tresse en cuivre est en contact avec le flan et permet de compenser les défauts de planéité. Mais, cette tresse se détériore au cours des différentes chauffes. Elle s'oxyde et augmente la résistance du contact électrique. Des surchauffes apparaissent et entrainent la fusion du revêtement Al-Si qui pollue la tresse. L'apparition des surchauffes peut être ralentie par un nettoyage avec un solvant permettant d'enlever la couche d'oxyde.

Un autre point concerne la maintenance du dispositif. Lorsqu'une pièce est à changer, comme, la céramique, l'isolant électrique, ou encore une tresse, le démontage et remontage de l'ensemble n'est pas évident. De plus, lorsque le dispositif est utilisé il doit être monté sur la machine de traction Instron 8803, ceci prend du temps et bloque l'utilisation de la machine de traction sur des périodes longues. Un banc d'essai complet, dissocié de la machine de traction, avec un vérin hydraulique pour appliquer la force de serrage du flan, faciliterait la mise en place des essais.

Comme évoqué dans le chapitre IV, le démonstrateur de la chauffe d'un montant de baie a permis la mise en forme en température sous une presse d'emboutissage. Cependant, la forme de flan discrétisée définie initialement dans cette thèse a du être modifiée pour pouvoir centrer le flan dans l'outil et réaliser un premier embouti. La modification apportée n'a pu conduire à une chauffe homogène et la structure du flan embouti n'est donc pas totalement martensitique. Afin d'améliorer la mise en forme à chaud du flan discrétisé, celui-ci doit conserver la forme définie dans le chapitre IV pour avoir une chauffe homogène et donc une structure entièrement martensitique après mise en forme. Pour ce faire, l'outil de mise en forme existant doit être adapté pour que le centrage du flan discrétisé soit réalisé sans modification de sa forme. Si lors de la mise en forme des strictions ou déchirures apparaissent, le flan discrétisé pourra être modifié en ajoutant des rayons de congés au niveau des angles droits (où les déchirures sont fréquentes) comme indiqué à la section 2.3.2 du chapitre IV.

Comme évoqué précédemment, le démonstrateur permet de chauffer un flan, soit en imposant une consigne de température, soit en imposant des consignes d'intensité proportionnelle à la section de passage associée à chaque générateur. Le cas avec une consigne de température est actuellement géré par 5 boucles de régulation en température différentes avec leur propre thermocouple (un thermocouple par bande rectangulaire), chacune étant associée à la commande d'un générateur. Le problème est que la boucle de régulation de chaque générateur est très sensible à l'information donnée par son thermocouple (et donc à la position du thermocouple). Ainsi, les intensités délivrées par les générateurs ne sont pas toujours proportionnelles à la section qui leur est associée et la chauffe est hétérogène. Pour pouvoir avoir une chauffe homogène, il faut utiliser un seul thermocouple pour la régulation et envoyer une commande en intensité à chaque générateur, qui est proportionnelle à la section de passage associée.

Dans un cas industriel, l'utilisation d'un pyromètre a été envisagée pour ne pas avoir à instrumenter chaque flan à chauffer. Il a également été envisagé de contrôler la chauffe par l'impédance du flan (résistance électrique) à la place de la température. En effet, l'impédance du flan est fortement dépendante de la température et permet d'avoir une bonne estimation de la température. De plus, la mesure de cette impédance peut être réalisée directement en récupérant la tension au niveau des électrodes.

Un autre point peut aussi être étudié, celui des contacts électrode/flan. Ces derniers sont à l'origine de gradients thermiques liés aux transferts de chaleur par conduction du flan vers les électrodes. De plus, ces contacts dévient les lignes de courant et favorisent l'apparition de surchauffes. Il peut donc être intéressant d'augmenter les résistances de contact électrique pour générer plus de chaleur par effet Joule et ainsi réduire les gradients thermiques tout en limitant la déviation des lignes de courant et donc l'apparition de surchauffes. L'augmentation de la résistance de contact peut être obtenue par diminution de la pression de contact, par réduction de la surface de contact, ou en modifiant le matériau constituant les électrodes.

Concernant le modèle numérique, développé au cours de cette thèse sur COMSOL Multiphysics[®], il a montré son efficacité pour la mise au point de deux dispositifs. Il est donc désormais suffisamment prédictif pour être aussi utilisé sur l'aide à la conception d'autres dispositifs nécessitant de la chauffe par conduction comme par exemple lors d'un essai de cisaillement en température où l'on pourrait chauffer l'éprouvette à l'aide de ce moyen.

Il est aussi possible d'envisager cette solution de chauffe pour un flan déformé ou encore une chauffe partielle du flan. Dans le cas d'un flan déformé les risques d'hétérogénéité sont très élevés (épaisseurs variables), mais, on peut penser que dans un cas de réchauffe de flan, suite à une ou plusieurs passes de mise en forme, une légère montée en température ou un maintien en température lors des transferts peut être envisagée (notamment dans le procédé d'emboutissage envisagé pour le projet PRICECAT). Le modèle numérique développé permettrait donc de définir plus rapidement des moyens technologiques pour maîtriser ce type de chauffe.

En ce qui concerne la méthode d'optimisation, qui permet à l'heure actuelle de déterminer un optimum d'ajout de matière pour la discrétisation rectangulaire, cette méthode fonctionne pour toutes géométries de flan. Cet outil d'optimisation peut être amélioré notamment pour obtenir un logiciel applicable au milieu industriel. L'idée étant de donner une forme initiale de flan au logiciel pour qu'il puisse réaliser la forme convertie en bandes rectangulaires selon le nombre de générateurs choisi et aussi réaliser une simulation numérique pour obtenir les évolutions en intensité et en tension qui permettent de dimensionner les générateurs.

Enfin, le modèle thermoélectrique peut être développé vers un modèle thermo-mécanoélectrique prenant en compte les déformations. Ce dernier permettrait de simuler des essais complets d'expansion biaxiale à chaud ou encore de simuler l'emboutissage de flans. La prise en compte des déformations permettrait notamment d'avoir un modèle où l'épaisseur du flan peut varier et donc modifier la circulation du courant. Ainsi, il serait aussi possible de voir si la proposition de chauffe de flan déformé (après une première passe dans un outil) est envisageable.

Annexes

1 Formulation électromagnétique

L'ensemble des problèmes électromagnétiques peut être résolu à l'aide des équations de Maxwell (1,2,3,4):

Équation de Maxwell-Gauss :

$$div\left(\vec{\boldsymbol{D}}\right) = \rho \tag{1}$$

Équation de conservation du flux magnétique :

$$div\left(\vec{B}\right) = 0\tag{2}$$

Équation de Maxwell-Faraday :

$$\vec{rot}\left(\vec{E}\right) = -\frac{\partial B}{\partial t} \tag{3}$$

Équation de Maxwell-Ampère :

$$\vec{rot}\left(\vec{H}\right) = \vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t}$$
(4)

avec :

- . \vec{D} vecteur induction électrique [en $C.m^{-2}$]
- . ρ densité de charge [en $C.m^{-3}$]
- . \vec{B} vecteur induction magnétique [en T]
- . \vec{E} vecteur champ électrique [en $V.m^{-1}$]
- . \vec{H} vecteur champ [en $A.m^{-1}$]
- . \vec{J} vecteur densité de courant [en $A.m^{-2}$]

Lorsque le matériau considéré est idéal et uniforme, les équations constitutives 5, 6 et 7 peuvent être appliquées. Les relations 5 et 6 sont valides lorsque $\sigma \gg \varepsilon \omega$ avec la pulsation $\omega = 2\pi f$ et f la fréquence imposée par une condition extérieure variant sinusoïdalement [Fournet, 1993].

$$\vec{J} = \sigma \vec{E} \tag{5}$$

L'équation 5 est la loi d'Ohm locale qui relie la densité de courant \vec{J} au champ électrique \vec{E} par la conductivité électrique σ .

$$\vec{D} = \varepsilon \vec{E} \tag{6}$$

L'équation 6 donne la relation entre l'induction électrique \vec{D} et le champ électrique \vec{E} via la permittivité électrique ε .

$$\vec{B} = \mu \vec{H} \tag{7}$$

L'équation 7 donne la relation entre l'induction magnétique \vec{B} et le champ magnétique \vec{H} via la perméabilité magnétique μ .

À partir des équations constitutives, les équations de Maxwell-Gauss 1 et Maxwell-Ampère 4 s'expriment respectivement par 8 et 9 :

$$div\left(\vec{E}\right) = \frac{\rho}{\varepsilon} \tag{8}$$

$$\vec{rot}\left(\vec{B}\right) = \mu \vec{J} + \mu \varepsilon \frac{\partial \vec{E}}{\partial t}$$
(9)

Approximation des régimes quasi-stationnaire (ARQS)

Si on applique l'opérateur divergence à l'équation de Maxwell-Ampère 9 et qu'on utilise l'équation de Maxwell-Gauss 8, on retrouve l'équation de conservation de la charge électrique 10 :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + div \left(\vec{J} \right) = 0 \tag{10}$$

Lorsque le milieu étudié est un bon conducteur de courant, on peut démontrer que la variation de la densité de charge volumique ρ dans le temps peut être négligée. La conductivité électrique σ ne dépend pas du champ électrique \vec{E} , donc en appliquant l'opérateur divergence, on peut écrire à partir de la loi d'Ohm locale 5 la relation suivante 11 :

$$div\left(\vec{J}\right) = \sigma div\left(\vec{E}\right) \tag{11}$$

En se référant aux équations de Maxwell-Gauss 8 et de conservation de la charge 10, on obtient :

$$-\frac{\partial\rho}{\partial t} = \sigma \frac{\rho}{\varepsilon} \tag{12}$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \sigma \frac{\rho}{\varepsilon} = 0 \tag{13}$$

La solution de l'équation différentielle 13 est de la forme :

$$\rho\left(t\right) = ke^{-\frac{t}{\tau}} \tag{14}$$

avec :

. $\tau = \frac{\varepsilon}{\sigma}$ temps caractéristique de propagation de la charge [en s] On pose la condition initiale $\rho(t = 0) = \rho_0$, soit :

$$\rho\left(t\right) = \rho_0 e^{-\frac{\tau}{\tau}} \tag{15}$$

L'évolution exponentielle décroissante de la charge indique qu'au temps τ la charge initiale diminue de 63%, soit pour une conductivité électrique de l'ordre de grandeur d'un acier :

$$\tau_{acier} = \frac{\varepsilon}{\sigma_{acier}} = \frac{8,854.10^{-12}}{10^6} = 8,854.10^{-18}s \tag{16}$$

Le temps caractéristique de propagation de la charge dans un acier est très inférieur à la période du signal sinusoïdal d'un générateur de courant de fréquence f = 50Hz soit une période de $\mathcal{T} = 20ms$. L'équation de conservation de la charge 10 peut donc être réduite à :

$$div\left(\vec{J}\right) = 0\tag{17}$$

2 Propriétés des matériaux

Pour les différents modèles thermoélectriques présentés, les propriétés thermophysiques de divers matériaux ont été nécessaires. Ces matériaux constituent différentes parties des systèmes de chauffage, on retrouve principalement l'Usibor[®]1500 avec un revêtement Al-Si pour les flans à chauffer et du cuivre pour les électrodes. Pour les outils de serrage et les isolants électriques, des matériaux de type acier, alumine et Miglasil[®] ont été utilisés.

Usibor[®]1500 revêtu Al-Si

L'Usibor[®]1500 est le matériau constituant les flans à étudier.

Ces propriétés en fonction de la température sont présentées dans la section 1.5. Elles sont à nouveau données sur les figures 1a, 1b, 1c et 1d. Des interpolations cubiques par partie sont utilisées pour faciliter la convergence des calculs numériques et les extrapolations sont réalisées avec des constantes.



FIGURE 1 – Propriétés de l'Usibor[®]1500 en fonction de la température : (a) Masse volumique ρ ; (b) Conductivité thermique λ ; (c) Capacité thermique c_p ; (d) Résistivité électrique ρ_e .

162

Les modèles thermoélectriques utilisés ne prennent pas en compte la dilatation thermique, ainsi, pour ne pas surestimer la température du flan, la masse volumique de l'Usibor[®]1500 est prise constante $\rho = \rho (25^{\circ}C) = 7940 \ kg.m^{-3}$. Comme le montre la figure 2, ceci n'a que peu d'influence sur l'évolution en température au centre d'un flan rectangulaire lors de la chauffe par conduction.



FIGURE 2 – Comparaison de l'évolution de la température au centre d'un rectangle pour le cas avec une masse volumique constante $\rho(25^{\circ}C)$ et le cas avec une masse volumique fonction de la température $\rho(T)$.

L'émissivité en surface du flan est celle du revêtement Al-Si, elle est donnée dans la section 1.5 en fonction de la température et rappelée sur la figure 3.



FIGURE 3 – Émissivité ε_{AS} du revêtement Al-Si en fonction de la température.

Cuivre

Le cuivre est un matériau conducteur souvent utilisé pour alimenter un système en courant électrique, on le retrouve dans les câbles et les systèmes de connexion telles que les électrodes. Les propriétés thermophysiques du cuivre Cu-ETP sont données dans le tableau 1.

Les propriétés du cuivre sont prises constantes car l'influence des électrodes est négligeable vis-à-vis du flan en Usibor[®]1500 et des résistances de contact. De plus, lors d'un essai de chauffage, la température de l'électrode mesurée au voisinage du contact n'excédait pas 60 °C.

$\rho\left(kg.m^{-3}\right)$	$\lambda \left(W.m^{-1}.K^{-1} \right)$	$c_p\left(J.kg^{-1}.K^{-1}\right)$	$\rho_e\left(\Omega.m\right)$
8890	389	385	$1,7.10^{-8}$

TABLE 1 – Propriétés thermophysiques du cuivre Cu-ETP à température ambiante [Alliance,2018].

Acier

Les propriétés de l'acier X38CrMoV5-1 sont utilisées pour modéliser les outils présents dans le dispositif d'expansion biaxiale (chapitre III). Les propriétés nécessaires au calcul thermique sont présentées dans le tableau 2. Elles sont prises constantes car la température des outils ne dépasse pas 250 °C. De plus, les conditions de contact thermique entre les outils et le flan ont une influence beaucoup plus importante sur la température du flan.

$\rho(kg$	$(.m^{-3})$	$\lambda \left(W.m^{-1}.K^{-1} \right)$	$c_p\left(J.kg^{-1}.K^{-1}\right)$
7	790	26,5	460

TABLE 2 – Propriétés thermophysiques de l'acier X38CrMoV5-1 à température ambiante [OTUA, 2018].

Alumine

L'alumine Al_2O_3 est un isolant électrique, ce matériau est utilisé comme outil dans le dispositif d'expansion biaxiale (chapitre III) pour former un jonc de retenue. Ces propriétés thermiques sont données dans le tableau 3. Comme pour l'acier, les propriétés thermophysiques sont prises constantes, car les conditions de contact thermique ont une influence plus importante sur la température du flan.

$\rho\left(kg.m^{-3}\right)$	$\lambda \left(W.m^{-1}.K^{-1} \right)$	$c_p\left(J.kg^{-1}.K^{-1}\right)$
3900	27	900

TABLE 3 – Propriétés thermophysiques de l'alumine à température ambiante (données fabricant [CTTC, 2018]).

Miglasil®

Le Miglasil[®] est également un matériau isolant électrique, il se présente sous forme de feuille. Il est utilisé dans le dispositif d'expansion biaxiale (chapitre III) pour isoler électriquement le flan des outils en acier. Dans le modèle utilisé à la section 3.5 du chapitre III, la feuille de Miglasil[®] n'est pas modélisée en volume et sa capacité thermique n'est pas prise en compte, seule une résistance thermique entre les outils et le flan (définie par la relation (18)) permet de prendre en compte cette feuille, elle apparaît dans la relation (19).

$$R_{miglasil} = \frac{(e_{miglasil})}{\lambda_{miglasil}} \tag{18}$$

$$\vec{\boldsymbol{n}}.\vec{\boldsymbol{\varphi}}_{miglasil} = \frac{(T_1 - T_2)}{R_{miglasil}} \tag{19}$$

avec :

- $R_{miglasil}$ résistance thermique liée au Miglasil[®] [en $m^2.K.W^{-1}$],
- $e_{miglasil} = 0.15.10^{-4} m$ épaisseur de la feuille de Miglasil[®],
- $\lambda_{miglasil} = 0,2 \ W.m^{-1}.K^{-1}$ conductivité thermique du Miglasil[®] (donnée fabricant [ISO-TAC, 2018]),
- $\vec{\varphi}_{miglasil}$ flux de chaleur au travers de la feuille de Miglasil[®] [en $W.m^{-2}$],
- T_1 et T_2 les températures en surface du flan et des outils [en K].

3 Calcul des coefficients d'échange convectif

Les corrélations pour les calculs des coefficients d'échange convectif sont issues de [Huetz and Petit, 1990].

Les propriétés de l'air (du fluide) à la température du film sont issues de [Raznjevic, 1976]. Calcul des coefficients d'échange convectif

Les corrélations utilisées sont valables en régime établi, elles sont de la forme : $\overline{Nu} = C.Ra^n$

Avec :

Le nombre de Nusselt :

 $Nu = \frac{h.L}{\lambda} = \frac{v}{a}$

Le nombre de Rayleigh :

$$Ra = \frac{g.\beta.\Delta T.L^3}{v.a} = Gr.Pr$$

Le nombre de Grashof :

$$Gr = \frac{g.\beta.\Delta T.L^3}{v^2}$$

Le nombre de Prandtl :

$$Pr = \frac{\mu_d. Cp}{\lambda} = \frac{\nu}{a}$$

Les propriétés du fluide sont prises à la température du film :

$$T_{film} = \frac{T_{paroi} + T_{fluide}}{2}$$

Configuration/longueur		Régime	С	n
caractéristique		d'écoulement/domaine		
-		de validité		
Plaque	L hauteur	Laminaire		
plane	de la	Ra<10 ⁴	0,39	1/4
verticale	plaque	104 <ra<109< td=""><td>0,59</td><td>/4</td></ra<109<>	0,59	/4
		Turbulent		
		10 ⁹ <ra<10<sup>12</ra<10<sup>	0,13	¹ / ₃
Plaque	L petit	Laminaire		
plane	côté de la	10 ⁵ <ra<10<sup>7</ra<10<sup>	0,54	1/4
horizontale,	plaque			14
chauffée		Turbulent		
au-dessus		10 ⁷ <ra<3.10<sup>10</ra<3.10<sup>	0,14	$\frac{1}{3}$
DI	l a chit			
Plaque	Lpetit			
plane	cote de la	2 105 -02 1010	0.07	1.
norizontale,	plaque	3.10~ <ka<3.10**< td=""><td>0,27</td><td>1/4</td></ka<3.10**<>	0,27	1/4
chauffée				
au-dessous				1

Calcul des coefficients d'échange convectif utilisés dans les modèles :

Les propriétés du fluide à la température du film (prise à 450°C) ont été calculées par interpolation linéaire

Face de la plaque	Longueur	Nombre de Ravleigh	Valeur du coefficient
	caractéristique (m)		d'échange convectif
	caracteristique (in)		(W/m ² /K)
Latérale	0,0008 <l<0,0015< td=""><td>0,9<ra<5,9< td=""><td>24,4>hc>20,8</td></ra<5,9<></td></l<0,0015<>	0,9 <ra<5,9< td=""><td>24,4>hc>20,8</td></ra<5,9<>	24,4>hc>20,8
Supérieure	0,08 <l<0,10< td=""><td>9.10⁵<ra<1,7.10<sup>6</ra<1,7.10<sup></td><td>10,6>h_s>10,1</td></l<0,10<>	9.10 ⁵ <ra<1,7.10<sup>6</ra<1,7.10<sup>	10,6>h _s >10,1
Inférieure	0,08 <l<0,10< td=""><td>9.10⁵<ra<1,7.10<sup>6</ra<1,7.10<sup></td><td>5,3>hi>5,0</td></l<0,10<>	9.10 ⁵ <ra<1,7.10<sup>6</ra<1,7.10<sup>	5,3>hi>5,0

4 Chauffe multi-électrodes d'un montant de baie

Le modèle 2D thermoélectrique de la chauffe multi-électrodes séquentielle d'un montant de baie d'épaisseur 1 mm est présenté sur la figure 4. Il prend en compte les équations de conservation de l'énergie (II.14) et de la charge électrique (II.15). Les pertes par convection et rayonnement sont prises en compte avec la relation (II.18). Les densités de courant sont appliquées selon l'équation (II.10), aux frontières bleues, vertes et orange correspondant respectivement à trois associations d'électrodes p_1 , p_2 et p_3 . L'association p_1 est composée des électrodes 1 et 4, p_2 de 2 et 5, et p_3 de 1 et 3. Le positionnement des 5 électrodes est expliqué par la suite.



FIGURE 4 – Modèle 2D du chauffage multi-électrodes séquentiel d'un montant de baie.

Les valeurs des densités de courant J_{app1} , J_{app2} et J_{app3} correspondent aux évolutions d'intensité I_{app1} , I_{app2} et I_{app3} données sur la figure 5a. Les temps d'application des associations d'électrodes p_1 , p_2 et p_3 sont respectivement $t_{app1} = 0.9 \ s$, $t_{app2} = 1.2 \ s$ et $t_{app3} = 1.0 \ s$. Les temps d'application sont plus grands lorsque les intensités sont plus petites.

Les calculs ont été effectués avec 698 éléments finis triangulaires utilisant des interpolations quadratiques pour les problèmes thermique et électrique. La taille de ces éléments varient entre $1,0.10^{-2} m$ et $4,0.10^{-2} m$ de côté. Le pas de temps maximum est fixé à 0.05 s. Les temps de calcul sont d'environ 1 min avec une machine équipée d'un processeur de 4 GHz.

La figure 5b donne les évolutions temporelles des températures T_{ref1} , T_{ref2} et T_{ref3} , dont les positions sont données sur la figure 4. Les températures T_{ref2} et T_{ref3} évoluent de façon semblables, mais T_{ref3} ne monte pas en température aussi rapidement et montre une forte hétérogénéité.

Les trois champs de densité de courant de la figure 6, pris à des instants différents correspondant aux activations des différentes associations d'électrodes, permettent de comprendre le positionnement des électrodes. La paire d'électrodes p_1 (électrodes 1 et 4) a été placée pour couvrir une grande partie du flan tout en laissant de la place pour les d'autres électrodes. Avec le champ de densité de courant (reflet du champ de température), les zones peu chauffées apparaissent de suite (zones à faibles densités de courant). La paire p_2 (électrodes 2 et 5) est donc



FIGURE 5 – (a) Évolutions temporelles des intensités appliquées pour la chauffe multi-électrodes séquentielle; (b) Évolutions temporelles des températures T_{ref1} , T_{ref2} et T_{ref3} .

placée pour appliquer des densités de courant élevées dans ces zones. Enfin, l'électrode 3 a été positionnée de la même manière et fait partie de la paire p_3 avec l'électrode 1.

Ces champs de densité de courant permettent aussi de comprendre les évolutions de température T_{ref1} , T_{ref2} et T_{ref3} . Où se situe T_{ref1} , la densité de courant lorsque p_1 est active, est semblable à celle de la position de T_{ref2} lorsque p_2 est active. Mais les temps d'application du courant respectifs sont différents avec $t_{app1} < t_{app2}$. La densité de courant est plus petite à la position de T_{ref3} , mais le courant passe pour deux associations différentes p_1 et p_3 .



FIGURE 6 – Champs de densité de courant et vecteurs courants pour trois temps différents t = 0.7s, t = 2.1s et t = 3.3s, correspondant respectivement aux activations des associations d'électrodes p_1 , p_2 et p_3 .

Les différents champs de température présentés par trois (fin d'activation de chaque association d'électrodes), en début, milieu et fin de chauffe sont donnés respectivement sur les figures 7, 8 et 9.

En début de chauffage, sur la figure 7, on observe une chauffe progressive du flan. Les zones non chauffées par p_1 sont chauffées par p_2 qui chauffe aussi à nouveau une partie chauffée par p_1 . Enfin, la zone sur le bas à droite est chauffée par p_3 . Bien que l'homogénéité s'améliore de $t = 2,1 \ s \ a \ t = 3,3 \ s$, elle n'est pas satisfaisante.

168

Les champs de température du milieu et de la fin de chauffe montrent que l'hétérogénéité ne fait qu'amplifier. Une grande zone froide apparaît sur le haut du flan et une petite apparaît sur le bas.

Afin d'améliorer l'homogénéité, la solution la plus évidente est d'ajouter deux paires d'électrodes pour chauffer les deux zones froides, de la même façon que les paires p_2 et p_3 ont été ajoutées.

Remarque : Dans le modèle 2D utilisé, les densités de courant sont appliquées de manière homogène sur les frontières. En réalité, si une électrode est placée de façon similaire au modèle 2D, le courant privilégie le plus court chemin (le moins résistif) et se concentre donc sur une extrémité de l'électrode. Exemple, pour la paire p_3 , le courant aura tendance à sortir par la droite de l'électrode 1 et de l'électrode 3, favorisant ainsi les surchauffes.



FIGURE 7 – Champs de température pour trois temps différents $t = 0,7 \ s, t = 2,1 \ s$ et $t = 3,3 \ s$, correspondant respectivement aux fins de créneaux de p_1, p_2 et p_3 .



FIGURE 8 – Champs de température pour trois temps différents $t = 11,8 \ s, t = 13,2 \ s$ et $t = 14,4 \ s$, correspondant respectivement aux fins de créneaux de p_1, p_2 et p_3 .



FIGURE 9 – Champs de température pour trois temps différents $t = 26,6 \ s, t = 28,0 \ s$ et $t = 29,2 \ s$, correspondant respectivement aux fins de créneaux de p_1 , p_2 et p_3 .

Bibliographie

- [Abdulhay et al., 2011] Abdulhay, B., Bourouga, B., and Dessain, C. (2011). Experimental and theoretical study of thermal aspects of the hot stamping process. *Applied Thermal Enginee*ring, 31(5):674-685, ISSN: 13594311, DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2010.11.010, http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1359431110004813.
- [Aikawa, 2015] Aikawa, S. (2015). Far infrared radiation heating furnace for steel sheet for hot stamping. https://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio? FT=D&date=20151210&DB=&locale=en_EP&CC=WO&NR=2015186600A1&KC=A1&ND=4#. Patent WO2015186600A1.
- [Alliance, 2018] Alliance, C. (2018). Cu-etp. https://copperalliance.fr/le-cuivre/ les-proprietes-du-cuivre/cu-etp-cw004a/. consulté 2018.
- [Alves et al., 2017] Alves, J., Acevedo, S., Marie, S., Adams, B., Mocellin, K., and Bay, F. (2017). Numerical modeling of electrical upsetting manufacturing processes based on Forge[®] environment. AIP Conference Proceedings, 1896(1):120003, ISSN: 0094-243X, DOI: 10.1063/1.5008141, http://aip.scitation.org/doi/abs/10.1063/1.5008141.
- [ANR PRICECAT, 2013] ANR PRICECAT (2013). Projet Pricecat. Matériaux et Procédés pour Produits Performants (MATETPRO) 2013, http://www.agence-nationale-recherche.fr/projet-anr/?tx_lwmsuivibilan_pi2%5BCODE%5D= ANR-13-RMNP-0009.
- [AP&T, 2018] AP&T (2018). Press hardening. https://www.aptgroup.com/solutions/ automotive/press-hardening. consulté juin 2018.
- [ArcelorMittal, 2017] ArcelorMittal (2017). Aciers pour emboutissage à chaud aciers à très haute résistance. http://fce.arcelormittal.com/automotive/saturnus/sheets/exp_12.pdf. consulté 2017.
- [Babu, 2015] Babu, K. N. (2015). Thermal contact resistance : experiments and simulations. PhD thesis, Chalmers University of Technology. Master's thesis.
- [Bardelcik et al., 2014] Bardelcik, A., Worswick, M. J., and Wells, M. A. (2014). The influence of martensite, bainite and ferrite on the as-quenched constitutive response of simultaneously quenched and deformed boron steel Experiments and model. *Materials & Design*, 55:509–525, ISSN: 02613069, DOI: 10.1016/j.matdes.2013.10.014, http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0261306913009412.
- [Bariani et al., 2008] Bariani, P., Bruschi, S., Ghiotti, A., and Turetta, A. (2008). Testing formability in the hot stamping of HSS. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 57(1) :265-268, ISSN : 00078506, DOI : 10.1016/j.cirp.2008.03.049, http:// linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S000785060800125X.

- [Behrens and Hübner, 2014] Behrens, B.-A. and Hübner, S. (2014). Konductive Erwarmung von Formplatinen für das Pressharten. Technical Report 400, Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen der Leibniz Universität Hannover.
- [Behrens and Hübner, 2015] Behrens, B.-A. and Hübner, S. (2015). Method for conductively heating sheet metal, and heating device for carrying out said method. https://patentscope.wipo.int/search/en/detail.jsf?docId=W02015124604. Patent WO2015124604A1.
- [Benaichouche, 2006] Benaichouche, A. N. (2006). Conception de métaheuristiques d'optimisation pour la segmentation d'images : application aux images IRM du cerveau et aux images de tomographie par émission de positons. PhD thesis, Université Paris-Est.
- [Boisson, 2009] Boisson, J.-C. (2009). Modélisation et résolution par métaheuristiques coopératives : de l'atome à la séquence protéique. PhD thesis, Université de Lille.
- [Braun et al., 2014a] Braun, A., Bambach, M., and Hirt, G. (2014a). Investigation of a Bulge Test at High Temperatures and High Strain Rates Using a Finite-Element Simulation Study. *Key Engineering Materials*, 622-623 :300-307, ISSN : 1662-9795, DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.622-623.300, https://www.scientific.net/ KEM.622-623.300.
- [Braun et al., 2014b] Braun, A., Storz, J., Bambach, M., and Hirt, G. (2014b). Development of a Pneumatic Bulge Test for High Temperatures and Controlled Strain Rates. Advanced Materials Research, 1018 :245–252, ISSN : 1662-8985, DOI : 10.4028/www.scientific.net/AMR.1018.245, https://www.scientific.net/AMR.1018. 245.
- [Braun et al., 2016] Braun, A., Waerder, M., and Hirt, G. (2016). Forming limit and flow curve determination of hot stamping steels using a hot-gas-bulge test.pdf. In *Forming Technology*, pages 57–60.
- [CAN-ENG, 2018] CAN-ENG (2018). Rotary hearth furnace systems. http: //www.can-eng.com/Industrial-Furnaces/Industrial-Furnace-Systems/ rotary-hearth-furnace-systems. consulté 2018.
- [Carre et al., 2007] Carre, P., Rogeon, P., Raoelison, R., and Barbazanges, S. (2007). Caractérisation des conditions de contact électro-thermique lors du soudage par résistance par point des tôles revêtues. In Congrès Français de Thermique. http://gsite.univ-provence.fr/gsite/Local/sft/dir/user-3775/documents/actes/ Congres_2007/communications/147.pdf.
- [Chelouah, 2011] Chelouah, R. (2011). Métaheuristique pour les problèmes à variables continues. Editions universitaires européennes, ISBN : 978-613-1-59967-5.
- [Col, 2011] Col, A. (2011). Emboutissage des tôles importance des modes de déformation. *Techniques de l'Ingénieur*.
- [Coër, 2015] Coër, J. (2015). Cahier des charges du dispositif d'expansion biaxiale à haute température. Technical report, IRDL, Université Bretagne Sud.
- [CTTC, 2018] CTTC (2018). Alumine. http://www.cttc.fr/wp-content/uploads/2016/ 06/alumine.pdf. consulté 2018.

- [Demazel et al., 2016a] Demazel, N., Carin, M., Laurent, H., Le Masson, P., Coër, J., Favero, J., Canivenc, R., Glock, F., and Graveleau, S. (2016a). Numerical optimization of joule heating process of usibor (R) 1500 automotive blanks. In NUMIFORM 2016, 12th International Conference On Numerical Methods in Industrial Forming Processes, Troyes, France.
- [Demazel et al., 2016b] Demazel, N., Laurent, H., Carin, M., Coër, J., Le Masson, P., Favero, J., Canivenc, R., and Graveleau, S. (2016b). Simulations of joule effect heating in a bulge test. In AIP Conference Proceedings, volume 1769, page 060014. DOI: 10.1063/1.4963450, https://aip.scitation.org/doi/abs/10.1063/1.4963450.
- [Demazel et al., 2018] Demazel, N., Laurent, H., Coër, J., Carin, M., Le Masson, P., Favero, J., Canivenc, R., and Salmon-Legagneur, H. (2018). Investigation of the progressive hot die stamping of a complex boron steel part using numerical simulations and Gleeble tests. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, ISSN : 0268-3768, 1433-3015, DOI : 10.1007/s00170-018-2532-6, http://link.springer.com/10.1007/s00170-018-2532-6.
- [Develey, 2000] Develey, G. (2000). Chauffage par induction électromagnétique : principes. Techniques de l'Ingénieur, 5 :935, https://www.techniques-ingenieur. fr/base-documentaire/energies-th4/electrothermie-industrielle-42270210/ chauffage-par-induction-electromagnetique-principes-d5935/.
- [Di Cesare, 2016] Di Cesare, N. (2016). Développement d'une nouvelle méthode metaheuristique pour l'optimisation topologique des structures et des metamatériaux. PhD Thesis, Université de Technologie de Belfort-Montbéliard (UTBM).
- [Di Cesare et al., 2015] Di Cesare, N., Chamoret, D., and Domaszewski, M. (2015). A new hybrid PSO algorithm based on a stochastic Markov chain model. Advances in Engineering Software, 90 :127-137, ISSN : 09659978, DOI : 10.1016/j.advengsoft.2015.08.005, http: //linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0965997815001234.
- [Fagor-Arrasate, 2017] Fagor-Arrasate (2017). Exemples de lignes de formage à chaud (press hardening lines). http://www.fagorarrasate.com/product/89/26/ press-hardening-lines.aspx. Consulté Décembre 2017.
- [Fedalto, 2016] Fedalto, M. (2016). Etude de la résistance de contact électrique dans un système de chauffage par effet joule. Master's thesis, Université Bretagne Sud, Lorient.
- [Feulvarch et al., 2006] Feulvarch, E., Rogeon, P., Carré, P., Robin, V., Sibilia, G., and Bergheau, J. M. (2006). Resistance Spot Welding Process : Experimental and Numerical Modeling of the Weld Growth Mechanisms with Consideration of Contact Conditions. Numerical Heat Transfer, Part A : Applications, 49(4) :345–367, ISSN : 1040–7782, 1521– 0634, DOI : 10.1080/10407780500359760, http://www.tandfonline.com/doi/abs/10. 1080/10407780500359760.
- [Fournet, 1993] Fournet, G. (1993). Electromagnétisme. Techniques de l'ingénieur Électrotechnique générale, base documentaire : TIB333DUO.(ref. article : d1020), https://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/energies-th4/ electrotechnique-generale-42333210/electromagnetisme-d1020/. fre.
- [François, 1984] François, D. (1984). Essais mécaniques des métaux. Techniques de l'Ingénieur, page 14, https://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/ archives-th12/archives-etudes-et-proprietes-des-metaux-tiamb/archive-1/ essais-mecaniques-des-metaux-m125/.

- [Franz, 2008] Franz, G. (2008). Prédiction de la limite de formabilité des aciers multiphasés par une approche micromécanique. PhD thesis, Arts et Métiers ParisTech, https://pastel.archives-ouvertes.fr/pastel-00004332/document.
- [Garcia-Aranda, 2004] Garcia-Aranda, L. (2004). Étude thermomécanique et modélisation numérique de l'emboutissage à chaud de l'Usibor 1500. PhD thesis, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, http://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00443614/.
- [Geslain, 2018] Geslain, E. (2018). Soudage par résistance des tôles fines revêtues : formation du noyau dans un assemblage de trois tôles. PhD Thesis, Université Bretagne Sud.
- [Gestamp, 2018] Gestamp, L. (2018). Hot stamping lines. http://loire.gestamp.com/Home/ What-we-do/Hot-Stamping-Lines. consulté 2018.
- [Gharbi, 2017] Gharbi, M. M. (2017). Lightweight technologies trends, challenges, solutions. In Advanced High Strength Steel and Press Hardening, pages 267-288. WORLD SCIENTIFIC, DOI: 10.1142/9789813207301_0040, https://www.worldscientific.com/doi/abs/10. 1142/9789813207301_0040.
- [Gockel, 2012] Gockel, A. (2012). Rotary hearth furnace. https://worldwide.espacenet. com/publicationDetails/biblio?II=15&ND=3&adjacent=true&locale=en_EP&FT=D& date=20150312&CC=ES&NR=2531314T3&KC=T3#.
- [Grigorieva, 2010] Grigorieva, R. (2010). Etude des transformations de phases dans le revêtement Al-Si lors d'un recuit d'austénitisation. PhD thesis, Ecole des Mines de Nancy.
- [Hübner and Behrens, 2016] Hübner, S. and Behrens, B.-A. (2016). Local Hot Stamping -Innovative and Energy Efficient by means of Conductive Heating. In *Conference Strategies* in Car Body Engineering 2016, Bad Nauheim.
- [Heurtin and Mazoyer, 1984] Heurtin, J. and Mazoyer, J.-L. (1984). Chauffage par effet Joule. *Techniques de l'Ingénieur*.
- [Hielscher, 2015] Hielscher, C. (2015). Apparatus for hot-forming, press-quenching, and cutting semifinished hardenable-steel workpiece. https://worldwide.espacenet.com/ publicationDetails/biblio?II=6&ND=3&adjacent=true&locale=fr_EP&FT=D&date= 20100129&CC=FR&NR=2934280A1&KC=A1. Patent FR2934280A1.
- [Huetz and Petit, 1990] Huetz, J. and Petit, J.-P. (1990). Notions de transfert par convection. Techniques de l'Ingénieur, https://www.techniques-ingenieur.fr/ base-documentaire/archives-th12/archives-plastiques-et-composites-tiaam/ archive-1/notions-de-transfert-thermique-par-convection-a1540a/.
- [ISOTAC, 2018] ISOTAC (2018). Miglasil[®]. https://www.isolation-electrique.com/ boutique/miglasil-g.
- [Karbasian and Tekkaya, 2010] Karbasian, H. and Tekkaya, A. (2010). A review on hot stamping. Journal of Materials Processing Technology, 210(15) :2103-2118, ISSN : 09240136, DOI : 10.1016/j.jmatprotec.2010.07.019, http://linkinghub.elsevier. com/retrieve/pii/S092401361000213X.
- [Kaza, 2010] Kaza, G. (2010). Contribution à l'étude de la résistance thermique de contact et à sa modélisation à travers l'écrasement de l'interface tôle/outil dans la mise en forme à chaud de tôles d'acier. PhD thesis, Université de Toulouse, Université Toulouse III-Paul Sabatier, http://thesesups.ups-tlse.fr/1249/.

- [Kennedy and Eberhart, 1995] Kennedy, J. and Eberhart, R. (1995). Particle swarm optimization. In *IEEE International Conference on Neural Networks*, volume 4, pages 1942–1948. IEEE.
- [Kim et al., 2015] Kim, H.-K., Lee, S. H., and Choi, H. (2015). Evaluation of Contact Heat Transfer Coefficient and Phase Transformation during Hot Stamping of a Hat-Type Part. *Materials*, 8(4):2030–2042, DOI: 10.3390/ma8042030, http://www.mdpi.com/1996-1944/ 8/4/2030.
- [Kolleck et al., 2009] Kolleck, R., Veit, R., Merklein, M., Lechler, J., and Geiger, M. (2009). Investigation on induction heating for hot stamping of boron alloyed steels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 58(1) :275–278, ISSN : 00078506, DOI: 10.1016/j.cirp.2009.03.090, http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/ S0007850609000651.
- [Krauth and Philippe, 1997] Krauth, P. and Philippe, J. (1997). Tôle aluminiée à faible émissivité. https://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?DB=EPODOC& II=0&ND=3&adjacent=true&locale=en_EP&FT=D&date=20010327&CC=US&NR=6207299B1& KC=B1#. Patent EP0835947B1.
- [Lackmann et al., 2015] Lackmann, J., Konrad, S., Lambers, H.-G., and Huschen, U. (2015). Heating device for conductive heating of a sheet metal blank. https: //worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?II=14&ND=3&adjacent= true&locale=en_EP&FT=D&date=20151001&CC=US&NR=2015282253A1&KC=A1#. Patent EP2924130A1.
- [Laurent et al., 2017] Laurent, H., Boyer, A., Demazel, N., Carin, M., Masson, P. L., Glock, F., and Canivenc, R. (2017). Un dispositif d'essai d'expansion biaxiale à très hautes températures. In 23ème Congrès Français de Mécanique, page 5, Lille. https://cfm2017. sciencesconf.org/133474/document.
- [Lechler and Merklein, 2008] Lechler, J. and Merklein, M. (2008). Hot stamping of ultra high strength steels as a key technology for lightweight construction. In *Materials Science and Technology Conference (MS&T)*, volume 3, pages 1698–1709, Pittsburgh, Pennsylvania.
- [Lee et al., 2013] Lee, J.-Y., Xu, L., Barlat, F., Wagoner, R. H., and Lee, M.-G. (2013). Balanced Biaxial Testing of Advanced High Strength Steels in Warm Conditions. *Experimental Mechanics*, 53(9) :1681–1692, ISSN : 0014-4851, 1741-2765, DOI : 10.1007/s11340-013-9758-x, http://link.springer.com/10.1007/s11340-013-9758-x.
- [Liang et al., 2014] Liang, W. K., Wang, L., Liu, Y., Wang, Y. L., and Zhang, Y. S. (2014). Blank Shape Sensitivity on Temperature Distribution of Hot Stamping Boron Steel through Conduction Heating. Advanced Materials Research, 1063 :211-214, ISSN : 1662-8985, DOI : 10.4028/www.scientific.net/AMR.1063.211, http://www.scientific.net/AMR. 1063.211.
- [Liu et al., 2017] Liu, X., Ji, K., Fakir, O. E., Fang, H., Gharbi, M. M., and Wang, L. (2017). Determination of the interfacial heat transfer coefficient for a hot aluminium stamping process. Journal of Materials Processing Technology, 247 :158–170, ISSN : 0924-0136, DOI : 10.1016/j.jmatprotec.2017.04.005, http://www.sciencedirect.com/science/ article/pii/S0924013617301334.
- [Machrowicz, 2007] Machrowicz, T. (2007). Method and apparatus for the uniform resistance heating of articles. https://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/

biblio?II=2&ND=3&adjacent=true&locale=en_EP&FT=D&date=20110705&CC=BR&NR= PI0709315A2&KC=A2#. Patent WO2007109546A2.

- [Majta and Bator, 2002] Majta, J. and Bator, A. (2002). Mechanical behaviour of hot and warm formed microalloyed steels. *Journal of materials processing technology*, 125 :77–83, http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013602002881.
- [Matsumoto and Yamanishi, 2011] Matsumoto, S. and Yamanishi, K. (2011). Energization heating method and energization heating device. https://worldwide.espacenet. com/publicationDetails/biblio?CC=US&NR=2012193336A1&KC=A1&FT=D&ND=3&date= 20120802&DB=&locale=en_EP#. Patent WO2011045845A1.
- [Merklein and Lechler, 2008] Merklein, M. and Lechler, J. (2008). Determination of material and process characteristics for hot stamping processes of quenchenable ultra high strength steels with respect to a fe-based process design. *SAE Int. J. Mater. Manf.*, 1:411–426, DOI: 10.4271/2008-01-0853, https://doi.org/10.4271/2008-01-0853.
- [Mori et al., 2017] Mori, K., Bariani, P., Behrens, B.-A., Brosius, A., Bruschi, S., Maeno, T., Merklein, M., and Yanagimoto, J. (2017). Hot stamping of ultra-high strength steel parts. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, ISSN : 00078506, DOI: 10.1016/j.cirp.2017.05.007, http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/ S0007850617301464.
- [Mori et al., 2005] Mori, K., Maki, S., and Tanaka, Y. (2005). Warm and hot stamping of ultra high tensile strength steel sheets using resistance heating. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 54(1) :209-212, http://www.sciencedirect.com/science/ article/pii/S0007850607600857.
- [Mori, 2012] Mori, K.-i. (2012). Smart hot stamping of ultra-high strength steel parts. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 22 :s496-s503, ISSN : 10036326, DOI : 10.1016/S1003-6326(12)61752-X, http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/ pii/S100363261261752X.
- [Ooyama and Kobayashi, 2014] Ooyama, H. and Kobayashi, K. (2014). Direct resistance heating method. https://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?II= 12&ND=3&adjacent=true&locale=en_EP&FT=D&date=20180124&CC=ES&NR=2651087T3&KC= T3#. Patent WO2014010712A1.
- [OTUA, 2018] OTUA (2018). X37crmov5-1. http://outils.construiracier.com/acier_ outils/normes/Ref15_X37CrMoV5_1.htm. consulté 2018.
- [Ploshikhin et al., 2011] Ploshikhin, V., Prihodovsky, A., Kaiser, J., Bisping, R., Lindner, H., Lengsdorf, C., and Roll, K. (2011). New heating technology for the furnace-free press hardening process. In *Tools and technologies for processing ultra high strength materials*, page 8, Graz, Austria. http://forschungsprojekt-flexible-waermebehandlung.de/download/ FlexWB_Basic%20Information.pdf.
- [Pradille et al., 2010] Pradille, C., Bay, F., and Mocellin, K. (2010). An experimental study to determine electrical contact resistance. In 2010 Proceedings of the 56th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, pages 1–5. ISSN : 2158–9992, DOI : 10.1109/H0LM.2010.5619522.
- [Raoelison, 2010] Raoelison, R. N. (2010). Etude et modélisation des conditions interfaciales dans le procédé de soudage par résistance par point de tôles d'acier revêtues. PhD thesis, Université Bretagne Sud.

- [Rasera et al., 2016] Rasera, J., Daun, K., Shi, C., and D'Souza, M. (2016). Direct contact heating for hot forming die quenching. *Applied Thermal Engineering*, 98 :1165–1173, ISSN : 13594311, DOI : 10.1016/j.applthermaleng.2015.12.142, http://linkinghub. elsevier.com/retrieve/pii/S1359431116000387.
- [Raznjevic, 1976] Raznjevic, K. (1976). Handbook of Thermodynamic Tables and Charts, volume 9. Hemisphere Publishing Corp.
- [Reynolds, 1987] Reynolds, C. W. (1987). Flocks, herds and schools : A distributed behavioral model. ACM SIGGRAPH computer graphics, 21(4) :25–34.
- [Rogeon et al., 2006] Rogeon, P., Deruet, G., Carre, P., and Sibilia, G. (2006). Détermination des conditions de contact électrothermique lors du soudage par point par une approche microscopique. *Matériaux 2006*, http://www.researchgate.net/profile/ P_Carre/publication/266491437_Dtermination_des_Conditions_de_Contact_ Electrothermique_lors_du_Soudage_par_Point_par_une_Approche_Microscopique/ links/544506260cf2e6f0c0fc6620.pdf.
- [Shao et al., 2016] Shao, Z., Li, N., Lin, J., and Dean, T. A. (2016). Development of a New Biaxial Testing System for Generating Forming Limit Diagrams for Sheet Metals Under Hot Stamping Conditions. *Experimental Mechanics*, 56(9) :1489–1500, ISSN : 0014-4851, 1741-2765, DOI : 10.1007/s11340-016-0183-9, http://link.springer.com/10.1007/ s11340-016-0183-9.
- [Shi and Eberhart, 1998] Shi, Y. and Eberhart, R. (1998). A modified particle swarm optimizer. In 1998 IEEE International Conference on Evolutionary Computation Proceedings. IEEE World Congress on Computational Intelligence (Cat. No.98TH8360), pages 69–73, Anchorage, AK, USA. IEEE, ISBN: 978-0-7803-4869-1, DOI: 10.1109/ICEC.1998.699146, http://ieeexplore.ieee.org/document/699146/.
- [Shimotsu, 2012] Shimotsu, K. (2012). Method of heating plated steel plate. https: //worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?DB=EPODOC&II=0&ND=3& adjacent=true&locale=en_EP&FT=D&date=20120816&CC=US&NR=2012205361A1&KC=A1#. Patent US2012205361A1.
- [Solidworks, 2016] Solidworks (2016). Thermal contact resistance. http://help.solidworks. com/2016/english/solidworks/cworks/c_thermal_contact_resistance.htm. consulté 2016.
- [Srikunwong, 2005] Srikunwong, C. (2005). Modélisation du procédé de soudage par points. PhD thesis, Ecole des Mines de Paris, http://www.theses.fr/2005ENMP1406. Thèse de doctorat dirigée par Bienvenu, Yves Sciences et génie des matériaux Paris, ENMP 2005.
- [Terhorst et al., 2016] Terhorst, M., Ozhoga-Maslovskaja, O., Trauth, D., Shirobokov, A., Mattfeld, P., Solf, M., and Klocke, F. (2016). Electro-thermo-mechanical contact model for bulk metal forming under application of electrical resistance heating. Int J Adv Manuf Technol, pages 1–18, ISSN: 0268-3768, 1433-3015, DOI: 10.1007/s00170-016-9315-8, http://link.springer.com.gate6.inist.fr/article/10.1007/s00170-016-9315-8.
- [Thieblemont, 1992] Thieblemont, r. (1992). Modélisation du soudage par résistance par points. PhD thesis, Institut National Polytechnique de Lorraine, http://www.theses.fr/ 1992INPL068N. Thèse de doctorat dirigée par Chevrier, Jean-Charles Mécanique et énergétique Vandoeuvre-les-Nancy, INPL 1992.

- [Yac-Denko, 2017] Yac-Denko (2017). Hot press furnaces for automobile manufacturing mh series. http://www.yac-denko.co.jp/en/product/hp_mh.html. consulté décembre 2017.
- [Yanagimoto et al., 2005] Yanagimoto, J., Oyamada, K., and Nakagawa, T. (2005). Springback of high-strength steel after hot and warm sheet formings. CIRP Annals-Manufacturing Technology, 54(1) :213-216, http://www.sciencedirect.com/science/ article/pii/S0007850607600869.
- [Ying et al., 2017] Ying, L., Gao, T., Dai, M., and Hu, P. (2017). Investigation of interfacial heat transfer mechanism for 7075-T6 aluminum alloy in HFQ hot forming process. *Applied Thermal Engineering*, 118 :266-282, ISSN : 1359-4311, DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2017.02.107, http://www.sciencedirect.com/ science/article/pii/S1359431116317616.

Développement de solutions de chauffage par conduction électrique pour l'emboutissage des aciers trempants Nathan Demazel 2018
UNIVERSITE BRETAGNE SCIENCES LOIRE POUR L'INGENIEUR



Développement de solutions de chauffage par conduction électrique pour l'emboutissage des aciers trempants : Approche numérique et expérimentale

Pour réduire les émissions de gaz à effet de serre, les constructeurs automobiles cherchent à alléger les véhicules. L'Usibor®1500 permet de réduire les épaisseurs des pièces de structure grâce à ses propriétés mécaniques élevées obtenues suite au procédé d'emboutissage à chaud. Ce procédé comporte une chauffe où le flan (la tôle) est austénitisé, puis mis en forme et trempé simultanément pour obtenir une structure entièrement martensitique qui confère des propriétés mécaniques élevées.

Le projet ANR PRICECAT consiste à développer un procédé dans lequel la mise en forme se fait par multi-passes dans une presse unique. Dans ce cadre, l'objectif de la thèse est d'augmenter la vitesse de montée en température en utilisant la technologie de chauffe par conduction électrique. Cette technologie est adaptée pour la chauffe de flan rectangulaire, mais lorsque le flan est de forme quelconque, les variations de section mènent à une chauffe hétérogène incompatible avec l'obtention d'une structure entièrement martensitique. Or, les flans rencontrés dans l'industrie automobile ont des formes diverses. Il a donc été nécessaire de déterminer de nouvelles méthodes de chauffe par conduction électrique de flan de forme.

Après une revue sur les différentes méthodes de chauffe par conduction électrique rencontrées dans la littérature, un modèle thermoélectrique a été développé sous COMSOL Multiphysics[®] et validé expérimentalement sur un cas de chauffage de flan rectangulaire en Usibor[®]1500 (nuance d'acier 22MnB5). Ce modèle a permis d'analyser l'influence de divers paramètres de chauffe et a servi de base pour le développement de deux dispositifs de chauffe. La technologie de chauffe a ainsi été intégrée à un dispositif d'expansion biaxiale. Les essais ont montré qu'une chauffe homogène d'un flan circulaire était possible même lors de l'étape de mise en forme. Le modèle numérique a aussi conduit à une solution de chauffe où l'on discrétise le flan de forme en bande rectangulaire tout en minimisant la surface ajoutée. Cette méthode s'est concrétisée par la réalisation d'un démonstrateur à l'échelle 1 de chauffe de montant de baie.

Mots-clés: chauffage par conduction électrique, chauffage direct par résistance, effet Joule, emboutissage à chaud, Usibor[®]1500, acier 22MnB5, modélisation thermoélectrique, expansion biaxiale, flan de forme.

Development of electrical conduction heating solutions for hot stamping of quenchable steels: numerical and experimental approaches

To reduce greenhouse gas emissions, car makers are looking for innovative lightening solutions. Thanks to its very high mechanical properties, the quenchable boron steel Usibor®1500 allows to reduce thicknesses of structural parts. The use of this steel requires a specific forming process named hot stamping. In this process, the blank is heated to induce austenitization microstructure, followed by a forming and quenching step to obtain a completely martensitic structure which confers high mechanical properties on the part.

The ANR PRICECAT project consists in developing a hot stamping process which includes successive forming steps under the same press. In this context, the aim of this thesis is to increase the heating rate using electrical conduction. This technology is suitable for rectangular blank heating, but with a shape blank, the section variations lead to a heterogeneous heating incompatible with a completely martensitic structure. However, in automobile industry, parts have various shapes. So, it was necessary to determine new methods of heating shape blanks by electrical conduction.

After a review of the electrical heating methods, a thermoelectric model was developed under COMSOL Multiphysics[®]. It was validated experimentally on a rectangular blank heating case (blank made of Usibor[®]1500, 22MnB5 steel). This model was used to analyze the influence of different heating parameters and to design two heating devices. Thus, the electrical conduction heating was first integrated to a biaxial expansion device. The tests showed that homogeneous heating of a circular blank is possible during heating and forming steps. The numerical model also led to another heating solution where the shape blank is converted into rectangular strips with minimization of the added surface. This method was used to build a heating demonstrator for a windscreen upright.

Keywords: electrical conduction heating, direct resistance heating, Joule effect, hot stamping, Usibor[®]1500, 22MnB5 steel, thermoelectric modeling, biaxial expansion, shape blank.