

Étude du procédé de mise en forme par application de lignes de chauffe effectuées sur plaques d'acier inoxydable 304L

par

David PROVENCHER

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE LA DIPLÔME
AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE MÉCANIQUE
M. Sc. A.

MONTREAL, LE 07 NOVEMBRE 2017

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

©Tous droits réservés

Cette licence signifie qu'il est interdit de reproduire, d'enregistrer ou de diffuser en tout ou en partie, le présent document. Le lecteur qui désire imprimer ou conserver sur un autre media une partie importante de ce document, doit obligatoirement en demander l'autorisation à l'auteur.

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Henri Champlaud, directeur du mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Javad Gholipour Baradari, codirecteur du mémoire
Chercheur au Centre National de Recherches Canada (CNRC)

M. Van Ngan Lê, président du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Tan Pham, membre du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Michel Sabourin, membre du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 03 OCTOBRE 2017

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

J'aimerais d'abord remercier Henri Champlaud, mon directeur de maîtrise, pour m'avoir confié ce mandat de recherche. Il me paraît également nécessaire que je le remercie pour m'avoir fourni autant de financement et d'heures de disponibilité, et cela malgré sa nouvelle promotion à titre de directeur du département de mécanique. J'ose espérer que l'ensemble de cette œuvre satisfait tes attentes.

J'aimerais également remercier mon codirecteur Javad pour ses conseils et d'avoir fait autant d'effort pour m'intégrer au CNRC. Malheureusement avec mon emploi de chargé de travaux pratique / chargé de cours, faire mes tests à l'ÉTS était plus accommodant.

Il faut également que je remercie l'ensemble des personnes qui ont travaillé fort pour mettre le projet CRÉFARRE en place.

J'aimerais remercier M. Antoine Tahan pour ses nombreux conseils, ceux en liens avec le projet et ceux pour les nombreux autres (enseignement, référence, conseil de conception, etc.).

J'aimerais également remercier M. Tan Pham de m'avoir accordé l'accès au laboratoire de soudure.

J'aimerais également remercier le personnel de l'ÉTS pour leur aide dans le projet. Michel Drouin m'a aidé faire le choix de mes équipements électroniques pour le banc de test, il a fait les branchements ainsi que l'interface Labview pour contrôler le vérin. Si j'avais eu à faire les lignes de chauffe à la main, je ne crois pas qu'on aurait eu une très bonne répétabilité si je me fie à mes tentatives de soudage.

J'aimerais remercier Mario Corbin pour ses conseils, pour certaines informations relatives aux projet de Guillaume Pradinc et de m'avoir usiné quelques pièces pour le banc de test puisque je ne possédais aucune formation en usinage.

Il faut également que je remercie Joël Grignon, pour son aide avec les différents appareils de métrologie et de m'avoir facilité l'accès au laboratoire de métrologie (avec l'aide de M. Tahan bien sur).

Les derniers membres du personnel dont je dois souligner leur contribution à mon projet de maîtrise sont Louis-David Archambault et Éric Marcoux qui se sont avérés fort efficaces pour usiner mes plaques.

Finalement, j'aimerais remercier mes parents de m'avoir toujours encouragé dans mes études.

ÉTUDE DU PROCÉDÉ DE MISE EN FORME PAR APPLICATION DE LIGNES DE CHAUFFE EFFECTUÉES SUR PLAQUES D'ACIER INOXYDABLE 304L

David PROVENCHER

RÉSUMÉ

Le procédé de mise en forme de plaque d'acier par pressage est répandu dans plusieurs industries, dont celle des fabricants d'aubes de turbines. Les aubes de turbines varient d'un modèle à l'autre, car leurs géométries sont adaptées aux conditions du site. Donc puisque la matrice de pressage et le poinçon sont uniques à chaque turbine, ce procédé s'avère coûteux lors de la fabrication de la turbine.

Afin d'offrir une alternative au procédé de pressage pour produire des aubes de turbines, le procédé étudié dans ce mémoire sera celui du thermoformage par application de ligne de chauffe. Une ligne de chauffe consiste à faire passer une source de chaleur comme un laser à haute densité énergétique ou une flamme au-dessus d'une plaque d'acier. Le procédé de mise en forme par application de ligne de chauffe est un procédé qui a fait ses preuves dans le domaine des composantes de coques de bateau.

Dans le cadre de ce travail, une partie expérimentale a été effectuée dans un premier temps. L'objectif était de parvenir à tirer des lectures de température que produit le passage de la flamme dans l'épaisseur d'une plaque d'acier ainsi qu'à mesurer la déformation de la plaque après son refroidissement. Par la suite, l'expérience a été modélisée par la méthode des éléments finis (MEF). Bien que les résultats de la modélisation correspondent bien aux résultats expérimentaux avec une faible marge d'erreur, le temps de calcul s'avère long pour une simple ligne de chauffe. Puisqu'une ligne ne représente qu'une étape d'une mise en forme complète, le temps de modélisation par MEF du procédé entier devient donc extrêmement long. De plus, initialement nous ne savons pas où chauffer sur la plaque ni la puissance adéquate pour parvenir à obtenir une géométrie ciblée.

En alternative à la MEF, un algorithme de reconstruction par géométrie différentielle est proposé. Cet algorithme utilise les propriétés fondamentales d'une surface tridimensionnelle, soit les pentes et les courbures. Puisque les endroits où les courbures sont les plus prononcées correspondent aux endroits où il faut plier la plaque, l'algorithme permet non seulement de cibler ces endroits, mais également d'estimer le nombre de passes. Les résultats pour quelques lignes de chauffe sont très prometteurs, puisque l'écart entre les résultats en déplacement de la simulation par MEF et ceux obtenus par l'algorithme est de l'ordre de quelques %, et permettent de trouver en moins d'une minute une solution semblable à celle de la MEF qui prendrait plusieurs heures.

Mots clés: thermoformage, mécanisme de gradient thermique, mise en forme, méthode des éléments finis, géométrie différentielle.

STUDY OF THE SHAPING PROCESS BY APPLICATION OF HEATING LINES PERFORMED ON 304L STAINLESS STEEL PLATES

David PROVENCHER

ABSTRACT

Hot forming steel plates is a common manufacturing process in several industries, including Francis turbine blades. Due to the differences in the working conditions, turbine blades can be different from one site to another. Therefore, the geometry of the forming dies are unique to each set of turbine blades. The forming dies are usually made of high strength steel rising the cost of the process for small batches.

In this thesis, thermal forming by line heating is presented as an alternative to the hot forming process. Line heating process consists of passing a heat source, such as a flame, over a steel plate in order to bend it. This forming methodology has proven to be efficient for ship hull builders.

An experimental study was carried out with an oxyacetylene torch. The temperature through the thickness of the steel plate have been recorded during the passage of the flame. The deformation of the plate after it returns to room temperature was also measured. Then, the experiment was modeled using the finite element method (FEM) in Ansys software. Although the finite element (FE) results matched the experimental results with a small margin of error, the simulation time, even for a single heating line, was quite long. Forming gradually a plate by line heating to a targeted geometry requires significant number of passes, making the modeling the line heating sequence by FEM a cumbersome approach.

As an alternative to the FEM, a differential geometry reconstruction algorithm is proposed. This algorithm uses the curvatures of a three-dimensional surface. By combining the fundamentals coefficients related to curvatures of each heating line and integrating the result of their sum, it is possible to estimate the final shape of the plate. The locations of the highest curvatures on the desired geometry point where the formed plate should be bent and consequently where the heating line would be efficiently applied. The developed algorithm allows to define the line heating trajectory and to estimate the number of passes required to obtain a certain shape by comparing the fundamental coefficients of the desired shape to the actual shape of the plate.

This approach was applied to a simple pattern of heating lines and the difference in displacement between the FEM solution and the algorithm is about 6%. With this developed methodology, the results were obtained in a minute compared to hours required to solve the thermal-structural FE model.

Keywords: thermal forming, thermal gradient mechanism, finite element analysis, differential Geometry.

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 PROBLÉMATIQUE	3
1.1 Prédiction de la déformation.....	3
1.2 Superposition des lignes de chauffe.....	3
CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE	5
2.1 Historique du procédé.....	5
2.2 Évolution des contraintes selon la température	6
2.3 Propriétés de l'acier 304L	9
2.3.1 Coefficient d'expansion thermique	9
2.3.2 Masse volumique de l'acier 304L	9
2.3.3 Conductivité thermique et chaleur spécifique.....	10
2.3.4 Propriétés mécaniques en fonction de la température.....	11
2.4 Échange de chaleur dû à la convection et à la radiation	18
2.4.1 Convection	18
2.4.2 Radiation	19
2.4.3 Coefficient de convection combiné	19
2.5 Sources de chaleur	22
2.5.1 Distribution exponentielle inverse sur la surface d'un disque.....	22
2.5.2 Distribution exponentielle inverse sur la surface d'une ellipse.....	24
2.5.3 Distribution surfacique constante	26
2.5.4 Demi ellipsoïde comme source de chaleur volumique	27
2.6 Détermination de la courbure à partir des dérivées partielles.....	28
2.6.1 Coefficients fondamentaux d'une surface paramétrique	29
2.6.2 Courbures principales	32
2.7 Détermination du patron de ligne de chauffe.....	35
2.8 Détermination de l'équation d'un plan	39
2.9 Fonction de transfert d'un thermocouple	41
CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE	45
3.1 Équipements expérimentaux	46
3.1.1 Banc de test	46
3.1.2 Thermocouple de type K.....	48
3.1.3 Système d'acquisition Graphtec GL220.....	52
3.1.4 Numériseur d'image Go!Scan 20	52
3.2 Protocole Expérimental.....	55
3.2.1 Revenu de détente	55
3.2.2 Perçage des trous.....	56
3.2.3 Installation des thermocouples.....	57
3.2.4 Calibration de la vitesse du chariot.....	58
3.2.5 Ajustement du chalumeau.....	60

CHAPITRE 4 MODÉLISATION DU PROCESSUS DE LIGNE DE CHAUFFE PAR LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS	67
4.1 Paramètres de "design"	67
4.2 Propriétés de matériaux	68
4.3 Géométrie et maillage	71
4.4 Équations de liaison	73
4.5 Échanges de chaleur par convection et par radiation	74
4.6 Source de chaleur	75
4.7 Solution numérique thermique	76
4.8 Changement de type d'analyse	79
4.9 Conditions d'appuis de la solution structurale	79
4.10 Solution structurale	81
4.11 Extraction des courbes de température	81
4.12 Extraction du profil des surfaces	82
4.13 Comparaison des solutions	82
4.13.1 Densité du maillage à travers l'épaisseur d'une plaque (sans trou)	82
4.13.2 Influence des trous sur l'évolution de la plaque	83
4.13.3 Influence des paramètres de convection et de radiation	87
4.13.4 L'influence des incréments de temps	89
4.13.5 Modélisation avec des briques 20 nœuds	94
4.14 Conclusion du chapitre	97
CHAPITRE 5 ALGORITHME DE SUPERPOSITION DE LIGNE DE CHAUFFE	99
5.1 Reconstruction d'une fonction $y(x)$ à partir des courbures	99
5.2 Reconstruction d'une surface	101
5.3 Superposition des lignes de chauffes par addition des coefficients fondamentaux	105
5.3.1 Superposition de ligne au même endroit	105
5.3.2 Superposition de lignes croisées	108
5.4 Solution par approximation des coefficients	112
5.5 Réalignement des courbures	115
5.6 Application de l'algorithme sur des plaques numérisées mesurées	118
5.7 Conclusion du chapitre 5	120
CHAPITRE 6 SYNTHÈSE ET ANALYSE DES RÉSULTATS	123
6.1 Expérience 1 - Ligne droite traversant la largeur	123
6.1.1 Résultats expérimentaux des thermocouples de l'expérience 1	124
6.1.2 Résultats expérimentaux du pliage lors de l'expérience 1	125
6.1.3 Résultats de la solution par la méthode des éléments finis (MEF)	132
6.1.4 Résultats MEF des déplacements de la ligne de chauffe	136
6.2 Expérience 2 - Ligne inclinée	136
6.2.1 Résultats expérimentaux des thermocouples de l'expérience 2	137
6.2.2 Résultats expérimentaux des déplacements lors de l'expérience 2	138
6.2.3 Résultats thermiques de la solution MEF	140
6.2.4 Résultats MEF des déplacements de la ligne de chauffe	141
6.2.5 Évolution des courbures	142

6.3	Influence des paramètres de procédé	144
6.3.1	Modification de la limite élastique (Se).....	144
6.3.2	Modification des dimensions de la plaque.....	146
6.3.3	Modification de la vitesse	150
6.4	Conclusion du chapitre 6	152
CONCLUSION.....		155
RECOMMANDATIONS		160
ANNEXE I CODE POUR LA SIMULATION D'UNE LIGNE DE CHAUFFE POUR ANSYS APDL.....		163
ANNEXE II PROGRAMME D'EXTRACTION DES TEMPÉRATURES VERS MATLAB.....		187
ANNEXE III PROGRAMME D'EXTRACTION DES DÉPLACEMENTS D'UNE SURFACE VERS MATLAB		189
ANNEXE IV SPÉCIFICATIONS TECHNIQUES DU GO!SCAN 20 DE CREAFORM INC.....		191
ANNEXE V SPÉCIFICATIONS TECHNIQUES DU GL220 DE GRAPHTEC.....		193
BIBLIOGRAPHIE.....		195

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 2.1	Conductivité thermique et chaleur spécifique selon la température.....11
Tableau 2.2	Propriétés de l'acier 304L en fonction de la température.....16
Tableau 3.1	Mesure de vitesse pour une commande de 0.8 Volt.....59
Tableau 3.2	Relation entre la commande en volt et la vitesse du chariot60
Tableau 3.3	Résultats de l'expérience afin de déterminer la distance entre l'embout et la plaque idéale.62
Tableau 4.1	Exemple de la programmation de relation entre la conductivité thermique et la température69
Tableau 4.2	Liste de commande des propriétés de matériau APDL70
Tableau 4.3	Exemple de la programmation de relation σ vs. ε selon la température.....71
Tableau 4.4	Comparaison des solutions d'une plaque sans trou.....83
Tableau 4.5	Comparaison des solutions en considérant la présence des trous.....85
Tableau 6.1	Température de crête (maximale) des thermocouples de la plaque P4125
Tableau 6.2	Température crête simulée versus expérimentale.....133
Tableau 6.3	Température crête simulée (1mm plus bas) versus expérimentale.....135

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1 Schéma de patron de ligne de chauffe pour former un bol à partir d'une plaque	4
Figure 2.1 Méthode de fabrication de coques de bateau lors des années 1950.....	5
Figure 2.2 Machine de mise en forme par ligne de chauffe.....	6
Figure 2.3 Influence des évolutions thermiques, mécaniques et métallurgiques.....	7
Figure 2.4 Évolution des contraintes en fonction de la température dans la ZAT.....	8
Figure 2.5 Vue de coupe du mécanisme de pliage par gradient thermique	8
Figure 2.6 Schématisation de la déformation d'un échantillon de traction	12
Figure 2.7 Schématisation de la relation contrainte et déformation	14
Figure 2.8 Modèle de durcissement par inversion de contrainte dans le domaine plastique.....	15
Figure 2.9 Limite élastique en fonction de la température.	17
Figure 2.10 Comportement élastique-plastique bilinéaire pour diverses températures.	17
Figure 2.11 Comparaison des modèles d'échange thermiques.....	21
Figure 2.12 Distribution de l'énergie sous la source de chaleur	24
Figure 2.13 Vue de coupe de la distribution d'énergie de la figure 2.12	24
Figure 2.14 Modèle à distribution elliptique.....	25
Figure 2.15 Distribution de la puissance d'une source d'induction a) Réelle, b) Modélisé	26
Figure 2.16 Double Ellipsoïde de Goldak.....	27
Figure 2.17 Nuage de points d'une plaque formée par ligne de chauffe.....	29
Figure 2.18 Surface formée par le nuage de points de la plaque de la figure 2.17	29
Figure 2.19 Exemple d'application des coefficients fondamentaux.....	32

Figure 2.20	Schématisation des vecteurs tangents et du vecteur normal.....	34
Figure 2.21	Surface paramétrique.....	36
Figure 2.22	Plaque (600mm x150mm x12.7mm) déformée par ligne de chauffe.....	37
Figure 2.23	Courbure principale (k_{max}) de la plaque présenté à la figure 2.22	37
Figure 2.24	Courbure principale (k_{min}) de la plaque présenté à la figure 2.22	38
Figure 2.25	Déformation selon Tresca appliquée à la plaque présenté à la figure 2.22	38
Figure 2.26	Comparaison de surfaces formées par spline d'ordre 5 et MEF	39
Figure 2.27	Influence du gain statique (K_s) sur la réponse à une commande échelon...	42
Figure 2.28	Influence de la constante de temps (τ) sur la réponse à une commande échelon.....	42
Figure 3.1	Distribution de température le long d'une flamme oxyacétylénique	45
Figure 3.2	Banc de test expérimental.....	47
Figure 3.3	Relation entre la vitesse et la tension du signal de commande.....	47
Figure 3.4	Type de montage de support (a) encastré (b) simplement appuyé	48
Figure 3.5	Relation entre le diamètre et la constante de temps des thermocouples de type K.....	49
Figure 3.6	Modèle Simulink sur l'influence des thermocouples sur la mesure	50
Figure 3.7	Simulation de l'influence sur la mesure d'un thermocouple	51
Figure 3.8	Simulation de l'influence sur la mesure d'un thermocouple (agrandie).....	51
Figure 3.9	Midi LOGGER GL220 de Graphtec	52
Figure 3.10	Go! Scan20 de Creaform©	53
Figure 3.11	Utilisation de l'appareil Go! scan 20	54
Figure 3.12	Acquisition des données du Go! Scan 20 par le logiciel VXelements	54
Figure 3.13	Résultat de la numérisation d'une plaque	55
Figure 3.14	Changement de couleur avant et après le passage au four (et perçage)	56

Figure 3.15	Schématisation de la vue de coupe pour les trous	57
Figure 3.16	Photo d'un thermocouple assemblé (torsadé)	57
Figure 3.17	Thermocouple soudé au fond d'un trou (a) et une surface plane (b)	58
Figure 3.18	Vue de coupe d'un thermocouple soudé au fond d'un trou	58
Figure 3.19	Test de calibration de la flamme.....	61
Figure 3.20	Schéma des zones d'une flamme de chalumeau oxygène acétylène.....	62
Figure 3.21	Type de flamme en fonction du mélange gazeux.	63
Figure 3.22	Schéma d'une trace laissé par une ligne de chauffe.....	64
Figure 3.23	Largeur de la ligne de chauffe (zone du régime transitoire).....	64
Figure 3.24	Longueur de la zone d'entrée	65
Figure 3.25	Longueur de la zone de sortie.....	65
Figure 4.1	Division de section dans le code Ansys APDL	67
Figure 4.2	Division du volume de plaque en 3 sections	72
Figure 4.3	Maillage de la plaque (Ratio 2:1, 4 éléments à travers l'épaisseur).....	72
Figure 4.4	Liaison des éléments de 2 sections avec un maillage de densité différente	74
Figure 4.5	Vue de coupe de la distribution d'énergie sur la plaque (maillage grossier)	76
Figure 4.6	Vue de coupe de la distribution d'énergie sur la plaque (maillage fin)	76
Figure 4.7	Température en fonction du temps pour un point située le long de la ligne chauffe	78
Figure 4.8	Blocage des déplacements de la solution structurale.....	81
Figure 4.9	Température atteinte en surface en négligeant la présence des trous	84
Figure 4.10	Température atteinte en surface en considérant la présence des trous	84
Figure 4.11	Flèche 'uy' de la plaque sans trous à la fin de la ligne de chauffe en mètre (44 064 éléments)	86

Figure 4.12	Flèche 'uy' de la plaque avec trous à la fin de la ligne de chauffe en mètre (270 006 éléments)86
Figure 4.13	Influence du coefficient d'émissivité sur la réponse en température88
Figure 4.14	Influence du coefficient de convection sur la réponse en température.....89
Figure 4.15	Influence de Δt sur $T_{\max}$ à chaque nœud le long de la ligne de chauffe.....90
Figure 4.16	Distribution de la température sur la surface du dessus à 9.5 secondes (Brique 8 nœuds)91
Figure 4.17	Distribution de la température sur la surface du dessus à 30 secondes (Brique 8 nœuds)91
Figure 4.18	Distribution de la température sur la surface du dessus à 60 secondes (Brique 8 nœuds)92
Figure 4.19	Influence de Δt sur la mesure de la température au centre de la surface supérieure.92
Figure 4.20	Agrandissement de la crête de la figure 4.19 (temps de 20 à 60 secondes)93
Figure 4.21	Influence du nombre d'incrément de temps lors du refroidissement93
Figure 4.22	Élément brique typique de a) 8 nœuds et b) 20 nœuds.....94
Figure 4.23	Distribution de la température sur la surface du dessus à 9.5 secondes (Brique 20 nœuds)95
Figure 4.24	Distribution de la température sur la surface du dessus à 30 secondes (Brique 20 nœuds)95
Figure 4.25	Distribution de la température sur la surface du dessus à 67.5 secondes (Brique 20 nœuds)95
Figure 4.26	Déplacement (selon y) suite à la ligne de chauffe. (Brique à 20 nœuds)96
Figure 5.1	La fonction $y(x)=x^2+3$, sa dérivée première, sa dérivée seconde ainsi que sa courbure100
Figure 5.2	La fonction $y(x)=x^3+x^2+3$, sa dérivée première, sa dérivée seconde ainsi que sa courbure101
Figure 5.3	Schématisation de la reconstruction des plaques.....102
Figure 5.4	Comparaison de la solution MEF vs. Reconstruction par courbure103

Figure 5.5	Déplacement selon "y" dans Ansys APDL pour une ligne de chauffe.	104
Figure 5.6	Écart entre la solution MEF et l'algorithme de reconstruction	104
Figure 5.7	Coefficient Fondamentaux suite à une ligne de chauffe.....	106
Figure 5.8	Coefficient Fondamentaux suite à deux lignes de chauffe	106
Figure 5.9	Erreur sur la superposition des coefficients fondamentaux L et N.....	107
Figure 5.10	Comparaison du profil reconstruit en doublant (L_1 et N_1) comparativement à la solution MEF 2 passes.	108
Figure 5.11	Déformation selon le critère de Tresca suite à 3 lignes de chauffe	109
Figure 5.12	Les coefficients L et N pour les 3 lignes de chauffe	110
Figure 5.13	Comparaison des coefficients L et N combinés vs. MEF.....	111
Figure 5.14	Comparaison des profils MEF vs. algorithme de reconstruction	111
Figure 5.15	Comparaison des surfaces MEF en comparaison reconstruction avec L uniquement	112
Figure 5.16	Erreur sur la distance en z.....	113
Figure 5.17	Profil construction d'un profil moyen de L.....	114
Figure 5.18	Profil reconstruit avec L_{moyen} et en négligeant N vs solution MEF	114
Figure 5.19	Schéma des plan de courbures principales	115
Figure 5.20	Ligne de chauffe $y=75\text{mm}$ Adaptée de E.W. Reutzel (2007 p.96)	117
Figure 5.21	Ligne de chauffe inclinée de 33.7° Adaptée de E.W. Reutzel (2007 p.97)	117
Figure 5.22	Déformation la plaque échantillon P2 suite à une ligne de chauffe	118
Figure 5.23	Courbure principale maximale calculées sur la plaque échantillon P2 suite à une ligne de chauffe	119
Figure 5.24	Courbures principales calculées sur la plaque échantillon suite à une ligne de chauffe.....	119
Figure 6.1	Plaque P4 avec le trajet suivi par la source de chaleur	123

Figure 6.2	Résultats des thermocouples de la plaque P4 (1 ^{ière} et 2 ^e ligne de chauffe)	124
Figure 6.3	Géométrie initiale de la plaque P2 comparée à une plaque idéale en gris	126
Figure 6.4	Géométrie initiale de la plaque P4 comparée à une plaque idéale en gris	126
Figure 6.5	Sélection des points pour l'alignement	127
Figure 6.6	Comparaison de la moitié gauche de la plaque P4 avant et après la chauffe (mm)	128
Figure 6.7	Nuage de points suite à la 1 ^{ière} ligne chauffe sur la plaque P2 (Expérimental)	129
Figure 6.8	Nuage de points suite à la 1 ^{ière} ligne chauffe sur la plaque P4 (Expérimental)	129
Figure 6.9	Nuage de points suite à la 2 ^e ligne chauffe sur la plaque P4 (Expérimental)	130
Figure 6.10	Plan de l'équation (6.1) sur le nuage de points de la plaque P2 (1 ^{ière} passe)	131
Figure 6.11	Plan de l'équation (6.1) sur le nuage de points de la plaque P4 (1 ^{ière} passe)	132
Figure 6.12	Résultats des thermocouples $T^{\circ}(t)$ expérimentale (Ligne 1) et MEF	133
Figure 6.13	Thermocouple soudé au fond du trou d'une plaque	134
Figure 6.14	Résultats des thermocouples $T^{\circ}(t)$ expérimentale et M.E.F (1 mm plus bas)	135
Figure 6.15	Comparaison des profils de pliage MEF (rouge) vs. Expérimentale (bleu)	136
Figure 6.16	Plaque P7 avec la trajectoire de la source de chaleur	137
Figure 6.17	Résultats des thermocouples des plaques P6 et P7	138
Figure 6.18	Plaque P7 après la ligne de chauffe vue de haut (avec 3 zones d'analyse)	139
Figure 6.19	Plaque P7 après la ligne de chauffe (avec 3 zones d'analyse)	139

Figure 6.20	Résultats des thermocouples de P7 vs MEF	140
Figure 6.21	Résultats des thermocouples de P7 vs MEF (diverses profondeurs).....	141
Figure 6.22	Comparaison des profils de pliage MEF (rouge) vs. Expérimental (bleu)	142
Figure 6.23	Évolution de la courbure perpendiculaire à ligne de chauffe (moyennée) selon le nombre de passes.....	143
Figure 6.24	Évolution du déplacement maximal selon le nombre de passes.....	143
Figure 6.25	Influence de la limite élastique sur le déplacement total.....	145
Figure 6.26	Déplacement selon y pour une plaque de 24" x 6" x 1/2".	146
Figure 6.27	Comparaison coefficient L lorsque la longueur est doublé pour une seule passe	147
Figure 6.28	Déplacement selon y pour une plaque de 12" x 12" x 1/2".	148
Figure 6.29	Angle de pliage pour une plaque de 12 po x 6 po x " t ".	149
Figure 6.30	Volume plastifié d'une plaque a) de 1/4" d'épaisseur et b) de 1/2" d'épaisseur.....	150
Figure 6.31	Relation entre la vitesse d'avance de la source de chaleur et la température maximale atteinte au centre	151
Figure 6.32	Relation entre la vitesse d'avance de la source de chaleur et l'angle de pli.....	151
Figure 6.33	Relation entre la vitesse d'avance de la source de chaleur et l'angle de pli.....	152

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

Acronyme	Signification
CNRC	C onseil National de R echerches C anada
FLC	F ormage par L igne de C hauffe
MEF	M éthode des É léments F inis
NRSP	N ational S hipbuilding R esearch P rogram
TAPN	T empérature A mbiante et P ression N ormale (101.3 kPa et 25°C)

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

Symbole	Signification
C_p	Chaleur spécifique[J / kg K]
E	Module d'élasticité[GPa]
E_t	Module tangent[GPa]
h	Coefficient de convection [$\text{W}/\text{m}^2 \text{ K}$]
h_{comb}	Coefficient de convection et radiation combiné [$\text{W}/\text{m}^2 \text{ K}$]
k	Coefficient de conductivité thermique [$\text{W}/\text{m K}$]
K_s	Gain Statique
m	Masse [kg]
q	Flux de chaleur [W/m^2]
q_0	Flux de chaleur au centre de la source [W/m^2]
Q_{conv}	Puissance évacuée par convection [W]
Q_{rad}	Puissance évacuée par radiation [W]
Q	Chaleur [W]
r	Distance linéaire du centre de la source de chaleur [m]
R	Rayon efficace de la source de chaleur [m]
t	Temps [s]
T_{amb}	Température ambiante [K ou °C]
T_{surf}	Température locale à la surface de la plaque [K ou °C]
T_{∞}	Température d'une surface environnante lors de l'échange thermique par radiation [K]
v	Vitesse de déplacement de chalumeau [mm/s]

Symbole	Signification
grec	
α	Coefficient d'expansion thermique [K^{-1} ou $^{\circ}C^{-1}$]
ΔT°	Différence de Température [K ou $^{\circ}C$]
Δt	Incrément de temps lors des calculs numérique [s]
ε_{rad}	Coefficient de radiation
ε	Déformation
κ_{max}	Courbure principale maximale
κ_{min}	Courbure principale minimale
κ_u	Courbure orientée selon u
ρ	Masse volumique [kg/m^3]
σ	Contrainte [MPa]
σ_e	Limite élastique [MPa]
σ_{rad}	Constante de Stefan-Boltzmann = $5.6703 \cdot 10^{-8}$ [$W/(m^2K^4)$]
τ	Constante de temps d'une fonction de transfert [s]
θ	Angle de pliage [$^{\circ}$]

INTRODUCTION

La fabrication d'aubes de turbine hydraulique est un procédé à la fois coûteux et complexe. Dans le procédé actuel de fabrication d'aubes à partir de plaques, celles-ci sont d'abord chauffées dans un four puis placées sur une presse hydraulique afin de leur donner la forme désirée. Puisque les turbines sont optimisées en fonction de la vitesse de rotation désirée, du débit d'eau et de bien d'autres facteurs, la géométrie des aubes de turbine sont pratiquement unique à chaque turbine fabriquée. Les matrices de pressages sont donc utilisées quelques fois puis mises au rebut. À cause de cela, leur fabrication devient très coûteuse. Une alternative au procédé de mise en forme par pressage est le procédé de mise en forme par application de ligne chauffée. Le procédé de mise en forme par ligne de chauffe ne nécessite pas de matrice de pressage, ce qui le rend intéressant pour une application qui nécessite de produire que quelques unités. Une ligne de chauffe consiste à faire circuler une source de chaleur suffisamment intense pour déformer plastiquement une plaque. La présence d'un gradient thermique à travers l'épaisseur force la plaque à se plier sur elle-même. Il n'y a donc aucune force externe supplémentaire appliquée sur la plaque afin de parvenir à la déformer. Ce procédé n'est pas nouveau, puisque lors des années 1950, les Japonais ont étudié la possibilité de fabriquer des coques des navires par ce procédé en alternative au procédé de roulage, de forgeage et de mise en forme par fluage selon ce que présente E. W. Reutzel [17]. Toutefois, le procédé n'était pas très instrumenté à l'époque et c'est le travailleur qui avec son expérience arrivait à chauffer jusqu'à obtenir une géométrie acceptable.

Le procédé de mise en forme par ligne de chauffe nécessite actuellement une simulation par la méthode des éléments finis pour estimer la déformation qui résultera d'un chargement thermique. Le temps requis pour estimer la déformation provoquée par une simple ligne de chauffe prend près d'une heure avec un ordinateur relativement performant. La mise en forme pour obtenir une aube complète nécessite plusieurs passages de ligne de chauffe. Simuler le processus devient donc long à calculer par la méthode des éléments finis. Ce mémoire aura donc pour objectif de modéliser le procédé de mise en forme par ligne de chauffe ainsi que

de trouver une alternative intéressante afin de diminuer le temps requis pour obtenir un résultat approximatif de la déformation obtenue par un patron de ligne de chauffe.

Le contenu de ce mémoire se divise en six chapitres. Le premier chapitre traite de la problématique de la mise en forme par ligne de chauffe, où le problème sera traité sous deux aspects. Le second chapitre quant à lui traite de la revue de la littérature. Le troisième chapitre présente la méthodologie expérimentale employée lors des tests effectués dans ce mémoire. Le quatrième chapitre traitera quant à lui de la programmation faite pour parvenir à la solution par la méthode des éléments finis, le logiciel utilisé dans le cadre de ce mémoire est la version 14.5 du logiciel commercial de simulation par éléments finis Ansys®. Le cinquième chapitre présente un algorithme qui permet d'obtenir un résultat semblable à celui de la méthode des éléments finis tout en diminuant le temps de résolution des calculs. Le sixième chapitre quant à lui compare les résultats expérimentaux et ceux obtenus par la méthode des éléments finis. Finalement le mémoire se terminera sur la conclusion ainsi qu'une série de suggestions afin d'orienter de futurs travaux de recherche.

CHAPITRE 1

PROBLÉMATIQUE

Afin de parvenir à développer un procédé de ligne de chauffe, une solution alternative à la mise en forme par pressage, deux sous-problèmes doivent être résolus. D'abord, il faut arriver à prédire la déformation qui résultera du passage d'une certaine ligne de chauffe. Dans la littérature anglaise, on nomme souvent cette partie du problème comme étant le "forward problem". La seconde partie du problème consiste à déterminer l'endroit idéal à chauffer afin d'obtenir une géométrie. Dans la revue de la littérature, il sera démontré que pour obtenir certaines géométries, plus d'une manière sera possible afin d'obtenir le même résultat. Dans la littérature anglaise, cette partie du problème est connue sous le nom de "Inverse Problem".

1.1 Prédiction de la déformation

Comme ce fut mentionné dans l'introduction de ce chapitre, la solution du problème direct est unique. Toutefois, les paramètres d'entrée de la solution à ce problème sont nombreux. La géométrie de la plaque, les propriétés physiques, les propriétés mécaniques, les paramètres de la source de chaleur ainsi que les paramètres d'échange de chaleur être déterminés afin de pouvoir prédire la géométrie résultante. Pour les mêmes paramètres d'entrée, il n'existe qu'une seule solution possible. La solution développée dans le cadre de ce mémoire devra donc être capable de tenir compte des nombreux paramètres d'entrée et obtenir un résultat représentatif de la réalité.

1.2 Superposition des lignes de chauffe

Lors de l'introduction de ce chapitre, le problème inverse est décrit comme un problème où il existe plus d'une solution. La solution qui sera développée devra être en mesure de choisir les paramètres optimaux afin d'obtenir la géométrie désirée. Dans le cadre de son mémoire, E.W. Reutzel [17] présente divers patrons de ligne de chauffe étudiée pour obtenir des géométries complexes comme une selle de cheval (paraboloïde hyperbolique) ou un bol (paraboloïde

elliptique). La figure 1.1 tirée de la thèse d'E.W. Reutzel [17] présente 4 façons d'obtenir un bol par lignes de chauffe.

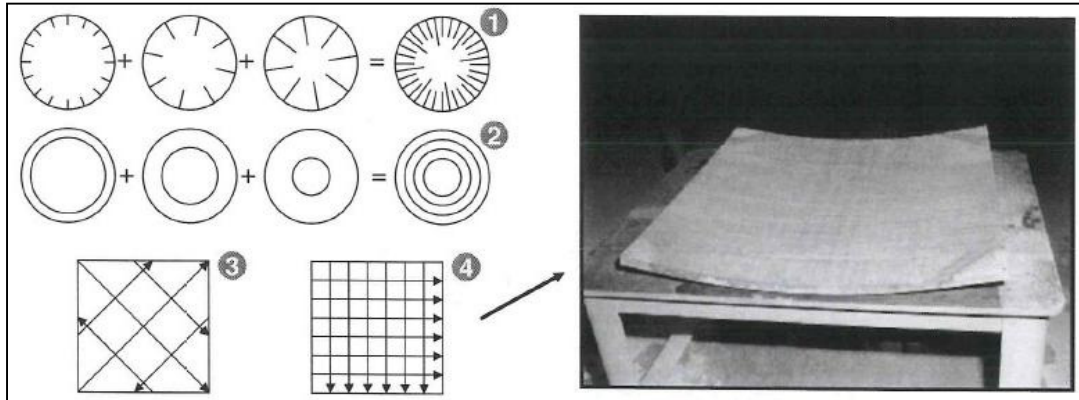


Figure 1.1 Schéma de patron de ligne de chauffe pour former un bol à partir d'une plaque
Tirée d'E.W. Reutzel (2007 p.4)

La solution au problème de superposition n'est donc pas unique. Dans l'objectif de développer un système qui pourra suggérer le patron de lignes de chauffe idéale, le système devra donc à la fois suggérer des trajectoires, mais également les paramètres idéaux de la source de chaleur.

CHAPITRE 2

REVUE DE LA LITTÉRATURE

2.1 Historique du procédé

La mise en forme par application de ligne de chauffe n'est pas un procédé récent. En effet, les fabricants de coques de bateau japonais utilisaient ce procédé depuis les années 1950 comme alternative aux procédés de mise en forme standards c'est-à-dire, le forgeage, le laminage et le fluage [17]. À l'époque, c'était l'expérience du technicien sur le chantier qui lui permettait d'estimer l'endroit et la quantité d'énergie à appliquer pour obtenir une certaine pièce. Par itérations, le technicien arrivait à déformer la plaque d'acier jusqu'à obtenir la géométrie désirée, soit une composante de la coque du bateau. La figure 2.1 illustre la méthode utilisée lors des années 1950.

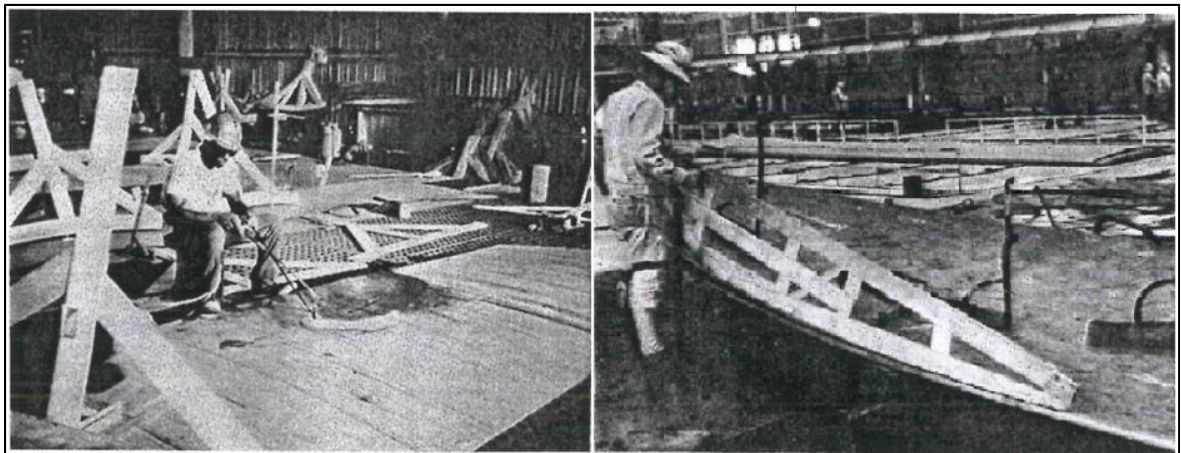


Figure 2.1 Méthode de fabrication de coques de bateau lors des années 1950
Tirée de E.W. Reutzel (2007 p.4)

Après quelques décennies, le «National Shipbuilding Research Program» aux États-Unis a documenté les techniques de fabrication d'éléments de coques de bateau d'acier et propose divers patrons de ligne de chauffe afin de former diverses géométries utilisés dans la

fabrication des coques de bateau. Les Japonais ont également réussi à automatiser le procédé de ligne de chauffe pour les coques de bateau selon H. Kim [12].



Figure 2.2 Machine de mise en forme par ligne de chauffe
Tirée de H. Kim (2012)

Bien que l'application aux coques de bateau laisse croire que le procédé sera également applicable à la fabrication d'aube de turbine, les aciers utilisés pour la fabrication de coque de bateau possèdent des propriétés différentes des aciers utilisés pour la fabrication d'aubes de turbines, ainsi que des profils différents. L'alliage utilisé dans le cadre des tests expérimentaux et les simulations de ce mémoire sera de l'acier inoxydable 304L.

2.2 Évolution des contraintes selon la température

Lors de l'application d'une ligne de chauffe, la température de l'acier varie. Cette variation de température vient donc affecter à la fois les propriétés physiques de l'acier, les propriétés mécaniques, mais aussi les propriétés métallurgiques de l'acier. Selon leur composition chimique et les traitements thermiques effectuées, certains aciers vont subir un changement de phase. Toutefois, puisque l'acier inoxydable 304L n'a pas tendance à former de la martensite, l'analyse sera faite en négligeant l'effet d'un possible changement de phase. L'effet de l'évolution métallurgique ne sera pas pris en compte. La figure 2.3 démontre que l'évolution thermique influence à la fois les propriétés mécaniques et métallurgiques. L'augmentation de la température fait à la fois descendre la limite élastique, diminuer le

module d'élasticité et augmenter le coefficient de Poisson. L'augmentation de la température peut également provoquer un changement de phase et donc affecter la métallurgie. Pour ce qui est de l'influence des propriétés métallurgiques sur les propriétés mécaniques, la teneur en martensite de l'acier influence sa ductilité ainsi que sa dureté, par exemple.

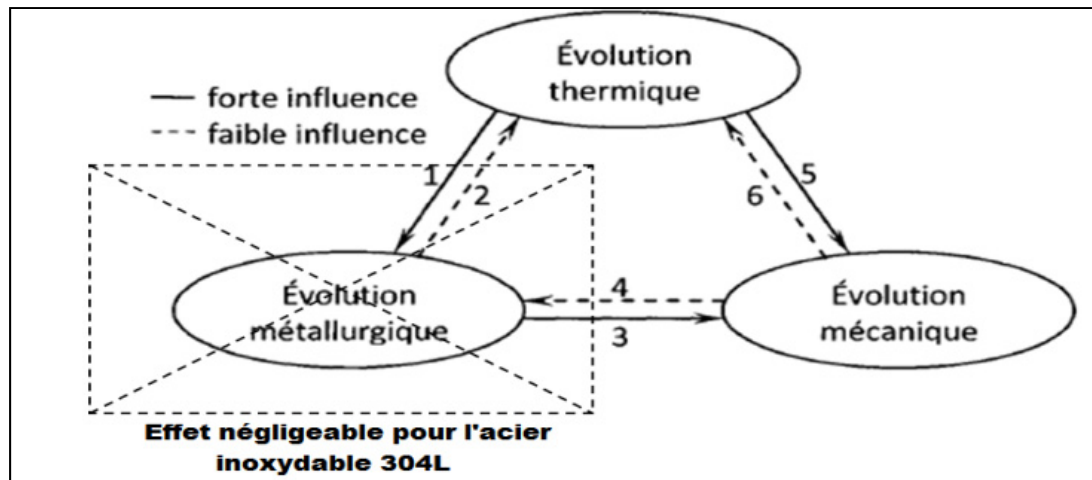


Figure 2.3 Influence des évolutions thermiques, mécaniques et métallurgiques
adaptée de Brahim (2008 p.24)

Comme l'illustre la figure 2.4, l'acier à son état initial ne devrait pas avoir de contraintes résiduelles. Ensuite, une zone de la plaque d'acier est soumise à la chaleur, l'acier de cette zone se dilate. Cette zone se nomme la ZAT (zone affectée thermiquement). Comme l'acier n'est chauffé que localement, l'acier environnant la zone de chauffe cherche à empêcher la dilatation, ce qui crée une contrainte en compression. La déformation à ce stade n'est qu'élastique, jusqu'à ce que la contrainte générée atteigne la contrainte limite élastique pour une température donnée, puisque la limite élastique (σ_e) diminue lorsque la température augmente et le phénomène devient non négligeable à température élevée.

Une fois la limite élastique atteinte si l'on continue de chauffer l'acier, la contrainte limite élastique diminue alors que l'acier cherche à continuer de se dilater, ce qui génère une plastification. Cette même contrainte plastique générera une déformation permanente qui permettra de fabriquer progressivement l'aube de turbine.

Lors du refroidissement, l'acier chauffé fera d'abord un retour élastique jusqu'à atteindre la limite élastique en tension à une température différente de celle ambiante. Cette contrainte dépend de l'amplitude de compression atteinte. Puis, à mesure que le matériau se refroidit, la limite élastique augmente et lorsque la zone chauffée retourne à la température ambiante, la contrainte résiduelle en tension augmente.

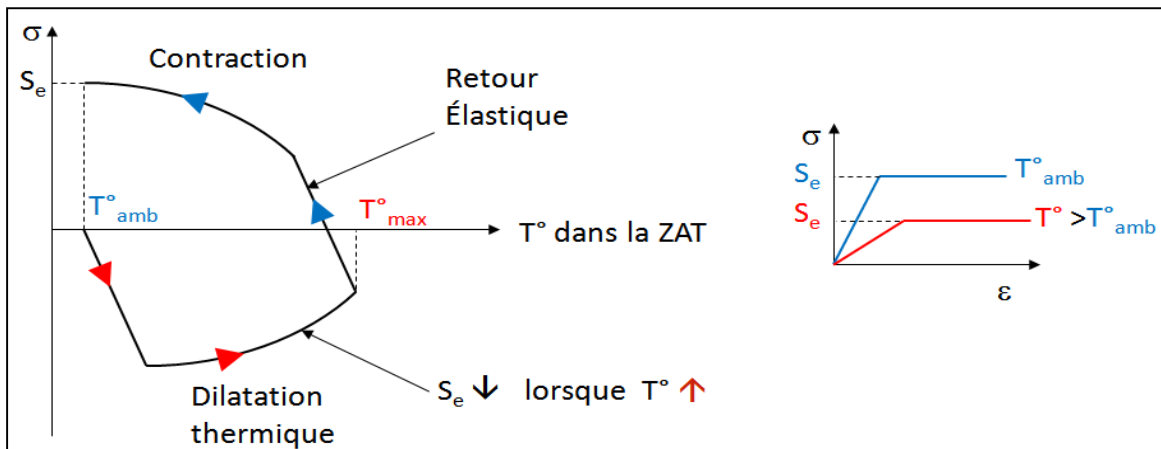


Figure 2.4 Évolution des contraintes en fonction de la température dans la ZAT

En représentant le mécanisme de plastification par gradient thermique par une vue de coupe, on observerait ce qui se produit à la figure 2.5.

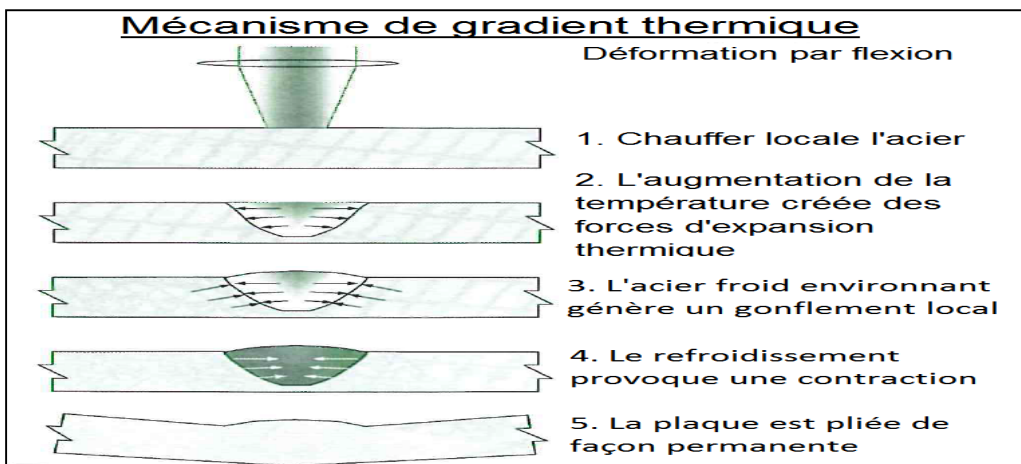


Figure 2.5 Vue de coupe du mécanisme de pliage par gradient thermique
Adaptée de E.W. Reutzel (2007 p.91)

2.3 Propriétés de l'acier 304L

Afin de réussir à modéliser le procédé de mise en forme grâce à l'application de ligne de chauffe, il est nécessaire de définir les propriétés de l'acier utilisé. Dans le cadre de ce projet, les informations relatives aux propriétés de l'acier 304L sont tirées de la littérature.

2.3.1 Coefficient d'expansion thermique

Plusieurs auteurs ont utilisé un coefficient d'expansion thermique constant. Par exemple lors de calcul de soudure, Brickstad et Josefson supposent que l'expansion thermique est constante et est de $(19\text{E-}6)/^{\circ}\text{C}$. Toutefois, les articles les plus récents ont déterminé que l'expansion thermique est une fonction de la température. Donc le phénomène d'expansion thermique n'est pas linéaire en fonction de la température. Selon Akbari Mousavi et Miresmaeili [1], l'équation de l'expansion thermique de l'acier inoxydable 304L peut être définie selon l'équation (2.1):

$$\alpha_{\text{Th}} = 16.89\text{E-}6 + 2.85\text{E-}9 \Delta T^{\circ} \quad (2.1)$$

où la différence de température $[\Delta T^{\circ}]$ doit être exprimée en degré Celsius ou en Kelvin. Le coefficient d'expansion thermique moyen entre la température ambiante et la température de fusion de l'acier inoxydable 304L qui est de l'ordre de 1400°C est de $(18.9\text{E-}6)/^{\circ}\text{C}$. Cette valeur est très près de celle utilisée par Brickstad et Josefson [6] dans leur modèle numérique lors de la modélisation d'une soudure.

2.3.2 Masse volumique de l'acier 304L

L'acier 304L possède une masse volumique de 8000 kg/m^3 à température ambiante (20°C). Dans le cadre des calculs numériques faits pour ce projet, on ne souhaite pas liquéfier l'acier 304L. Comme la masse se conserve même lorsque l'acier est chauffé, il faut s'assurer que la simulation tienne compte de ce fait. Le volume augmente lorsque la pièce chauffe et la densité doit diminuer pour que la pièce garde la même masse. Dans le logiciel Ansys, en

indiquant la masse volumique pour une température donnée ainsi que la relation entre l'expansion thermique et la température, le logiciel applique la conservation de la masse pour le solide. Il ne faut donc pas programmer d'autre valeur pour la masse volumique puisque le logiciel ferait diminuer la masse de la plaque lors l'augmentation de la température.

2.3.3 Conductivité thermique et chaleur spécifique

La conductivité thermique [k_c] est la capacité d'un matériau de conduire la chaleur. La chaleur spécifique [cp] quant à elle est la quantité d'énergie qu'il faut pour faire augmenter une unité de masse de matière d'une unité de température. À titre d'exemple, il s'agirait du nombre de joules nécessaire pour faire augmenter d'un degré, un kilogramme de matière dans les unités du système international.

Contrairement au coefficient d'expansion thermique et à la masse volumique qui sont fournies comme des fonctions continues, les relations de la conductivité thermique et de la chaleur spécifique en fonction de la température seront construites en tant que fonction par morceaux. La littérature a fourni les valeurs de la conductivité thermique et de la chaleur spécifique pour diverses températures et le comportement sera interpolé linéairement entre 2 mesures. Selon l'article publié par Brickstad et Josefson [6], la conductivité et la chaleur spécifique peuvent être interpolées linéairement entre les données du tableau 2.1.

Tableau 2.1 Conductivité thermique et chaleur spécifique selon la température
Tirée de Brickstad et Josefson [6]

Température[T°] (°C)	Conductivité thermique [k _c] ($Wm^{-1}K^{-1}$)	Chaleur spécifique [c _p] ($Jkg^{-1}K^{-1}$)
20	15	442
200	17.5	515
400	20	563
600	22.5	581
800	25.5	609
1000	28.3	631
1200	31.1	654
1340	33.1	669
1390	66.2	675

2.3.4 Propriétés mécaniques en fonction de la température

Tout comme pour les propriétés de conduction thermique et de chaleur spécifique, les propriétés mécaniques utilisées lors des simulations sont fournies pour certaines températures et l'évolution peut être approximée comme une évolution linéaire entre 2 mesures.

Toutefois avant de présenter l'ensemble des données, il est nécessaire de se familiariser avec le concept de plastification. Lors de la caractérisation des propriétés mécaniques par un essai de traction, il est possible de déterminer la relation entre la force de tension et l'étirement de l'échantillon. La figure 2.6 présente une schématisation de la déformation que subirait un cylindre sous l'effet d'une force de tension.

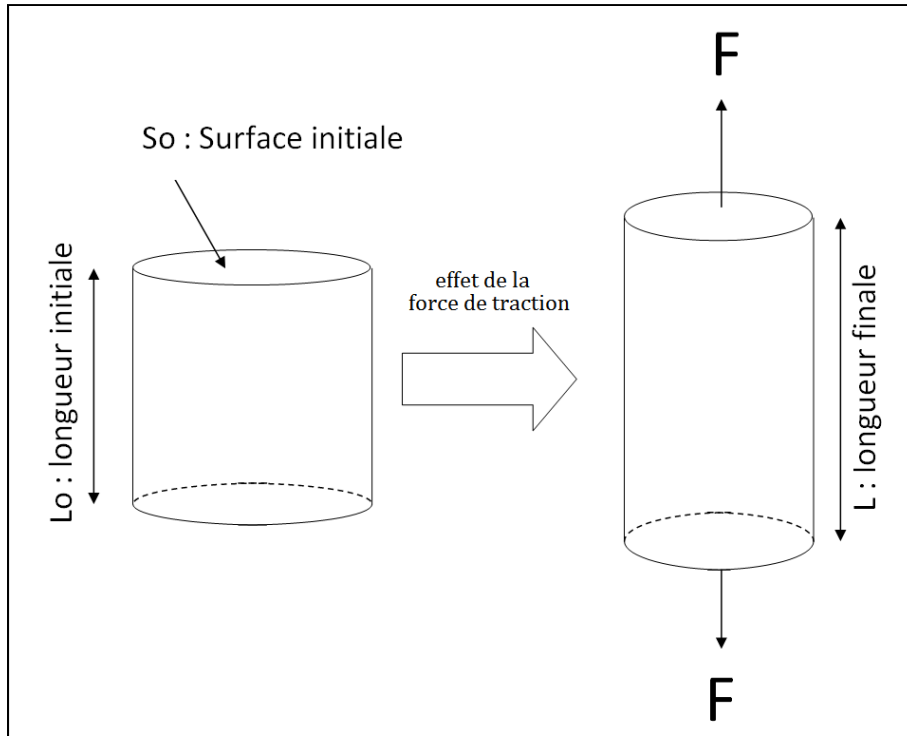


Figure 2.6 Schématisation de la déformation d'un échantillon de traction

Afin de pouvoir estimer la déformation d'une géométrie qui serait différente de ce cylindre, la relation entre la force et l'étirement est transformée en relation contrainte (σ_{ing}) et déformation (ϵ_{ing}). En utilisant la relation contrainte en fonction de la déformation, il est possible d'estimer l'étirement d'un échantillon et cela peu importe sa géométrie. La contrainte d'ingénierie peut se calculer comme étant le rapport de la force sur la surface initiale telle qu'elle est présentée à l'équation (2.2). La déformation d'ingénierie quant à elle est le rapport de la variation de la longueur sur la longueur initiale. La relation mathématique est présentée à l'équation (2.3).

$$\sigma_{ing} = \frac{F}{S_o} \quad (2.2)$$

$$\epsilon_{ing} = \frac{l - l_o}{l_o} = \frac{\Delta l}{l_o} \quad (2.3)$$

Toutefois dans le menu d'aide du logiciel Ansys, il est recommandé d'utiliser la relation réelle entre la contrainte et la déformation. La relation réelle tient compte de la diminution de la section lors de l'essai de traction. Dans leur livre, Bailon et Dorlot [3] présentent l'équation (2.4) pour relier la contrainte réelle à celle d'ingénierie et l'équation (2.5) pour relier la déformation réelle à celle d'ingénierie.

$$\sigma = \sigma_{ing}(1 + \varepsilon_{ing}) \quad (2.4)$$

$$\varepsilon = \ln(1 + \varepsilon_{ing}) \quad (2.5)$$

Aussi longtemps que la contrainte est inférieure à la limite élastique (σ_e), la pièce retourne à sa forme initiale lorsque la force appliquée est retirée. Lorsque la contrainte dépasse la limite élastique, la pièce ne récupère plus sa forme initiale même lorsqu'aucune force externe n'est appliquée. C'est ce phénomène que l'on nomme plastification, et c'est la plastification qui permet de faire une mise en forme dans le cadre de ce mémoire.

La figure 2.7 présente la schématisation de la relation entre la contrainte et la déformation. La courbe pointillée représenterait les résultats du test de traction alors que la relation simplifiée est le modèle bilinéaire modélisé dans le logiciel Ansys. Le module d'élasticité (E) représente la pente qui lie la contrainte et la déformation dans le domaine élastique, c'est-à-dire lorsque la contrainte est inférieure à la limite élastique (σ_e). Noter que dans la littérature, l'information fournie est souvent la contrainte qui générera 0.2% d'allongement ($\sigma_{e,0.2\%}$) plutôt que la véritable limite élastique, car cette mesure est plus facile à déterminer et laisse une déformation négligeable. Le module tangent (E_t) quant à lui représente une seconde pente de l'augmentation de la contrainte en fonction de la déformation. Parfois il est nécessaire d'utiliser plus d'une pente pour modéliser adéquatement le domaine plastique. Dans ce cas, le comportement n'est pas bilinéaire mais multilinéaire. Toutefois, ce type de relation ne sera pas utilisé dans le cadre de ce mémoire.

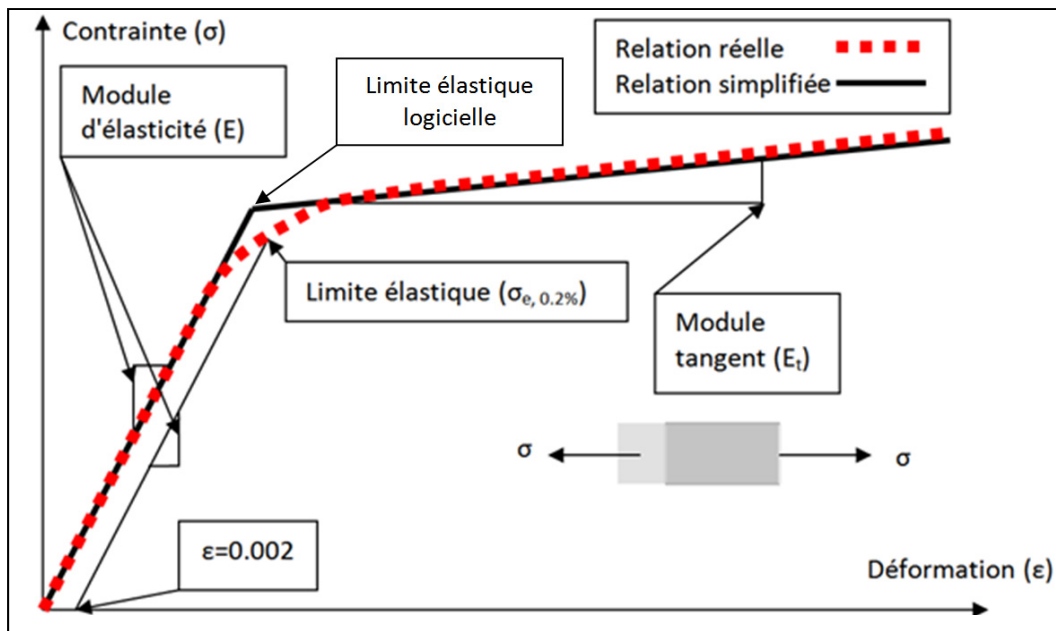


Figure 2.7 Schématisation de la relation contrainte et déformation

Finalement, 2 comportements sont très utilisés pour définir le comportement dans le domaine plastique lors du renversement des contraintes, par exemple sous l'effet d'une charge cyclique. Le premier est le comportement isotropique alors que le deuxième est le comportement cinématique. Lors des simulations, le comportement choisi est le comportement cinématique puisqu'il est indiqué dans le menu d'aide du logiciel¹ que le modèle isotropique ne fournit pas souvent de bons résultats lorsque la plastification augmente par cycle de contrainte alternée. Comme l'étude comporte une partie où les lignes de chauffe sont superposées, le modèle cinématique semble être mieux adapté, puisque la contrainte passe de compression à tension d'une ligne de chauffe à l'autre. La figure 2.8 présente les graphiques des 2 comportements lors de la plastification et de l'inversion de la contrainte. Il est possible de constater que le modèle cinématique recommence à plastifier plus rapidement que le modèle isotropique.

¹This type of hardening can model the behavior of materials under monotonic loading and elastic unloading, but often does not give good results for structures that experience additional plastic deformation after a load reversal from a plastic state.

Tiré du menu d'aide d'Ansys APDL, (// Material Reference // 3. Material Models // 3.4. Rate-Independent Plasticity)

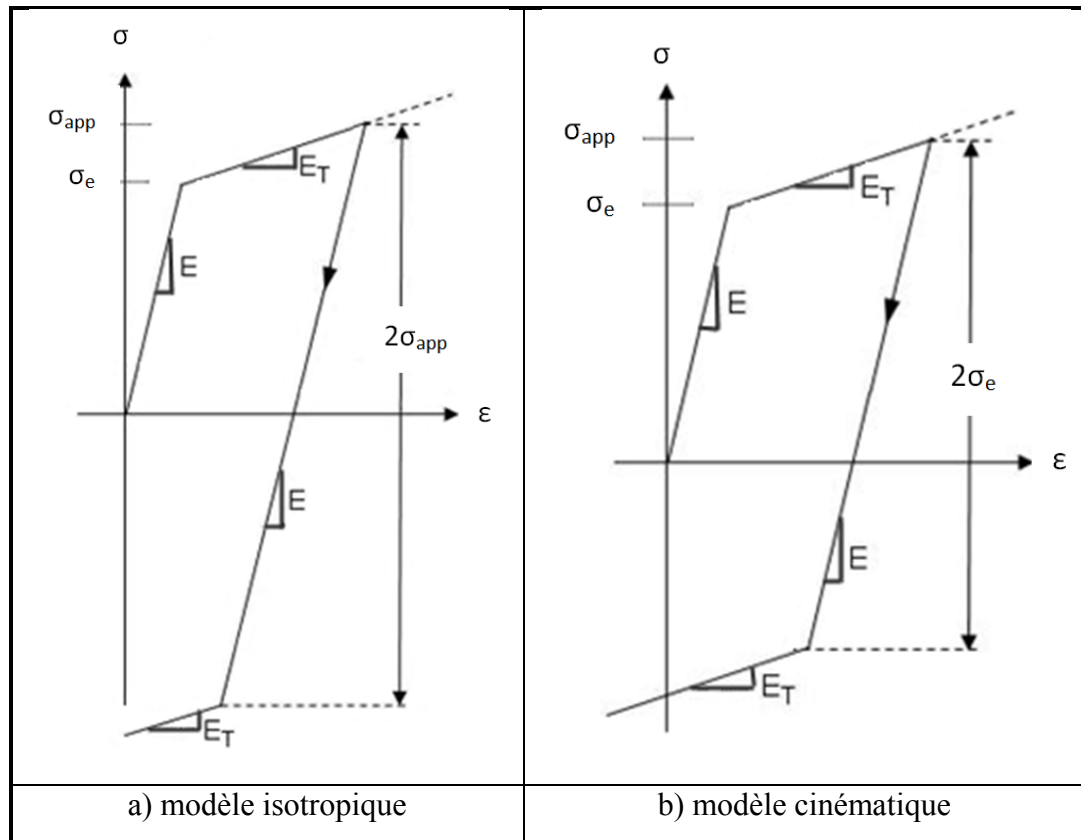


Figure 2.8 Modèle de durcissement par inversion
de contrainte dans le domaine plastique
Adaptée du menu d'aide d'Ansys APDL

Maintenant que les diverses notions relatives à la plasticité ont été présentées, il est important de savoir que les propriétés mécaniques (E , E_t , σ_e et ν) de l'acier 304L changent en fonction de la température. Le tableau 2.2 présente les valeurs des propriétés mécaniques de l'acier 304L, pour un modèle bilinéaire à diverses températures.

Tableau 2.2 Propriétés de l'acier 304L en fonction de la température
(tiré de Brickstad et Josefson [6])

Température [T°] (°C)	Module d'élasticité [E] (GPa)	Module tangent [E _t] (GPa)	Limite élastique (σ _e) [MPa]	Coefficient de Poisson [ν]
20	200	2.8	230	.278
200	185	2.6	184	.288
400	170	2.38	132	.298
600	153	2.14	105	.313
800	135	1.89	77	.342
1000	96	0.096	50	.350
1200	50	0.05	10	.351
1340	10	0.01	10	.353
1390	10	0.01	10	.357

De plus, le menu d'aide de la version 14 de Ansys APDL mentionne qu'on ne peut pas utiliser plus de 6 courbes de type bilinéaire afin de définir la relation entre la contrainte et la déformation pour l'ensemble de la plage de température. Il est possible de fournir diverses valeurs pour le coefficient de Poisson ainsi que le module d'élasticité, mais pour traiter le module tangent et la limite élastique, la fonction 'BKIN' de Ansys APDL ne tolère que 6 courbes de relation pour diverses températures. Puisque l'évolution de la limite élastique est presque linéaire entre 20°C et 400°C ainsi qu'entre 400°C et 1000°C, les valeurs de 200°C, 600°C et 800°C ne seront pas considérées. La figure 2.9 démontre bien l'évolution presque linéaire entre les points entre 20°C et 400°C ainsi que de 400°C à 1000°C.

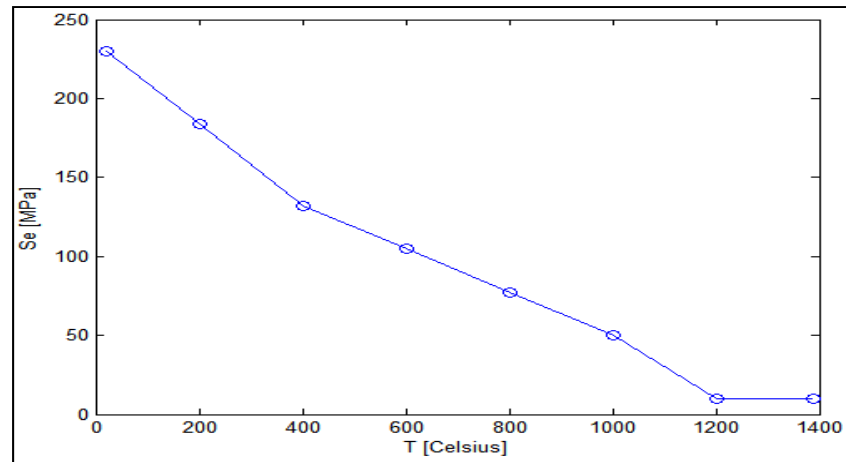


Figure 2.9 Limite élastique en fonction de la température.

Le comportement est donc interpolé linéairement entre les valeurs suivantes 20°C à 400°C et de 400°C à 1000°C. Les contraintes (SIG) sont affichées en Pascal (Pa) alors que les déformations (EPS) sont sans unités ou (mm/mm). La figure 2.10 présente donc la relation qui relie la contrainte et la déformation pour diverses températures lors des simulations par éléments finis. Ces relations proviennent du tableau 2.2.

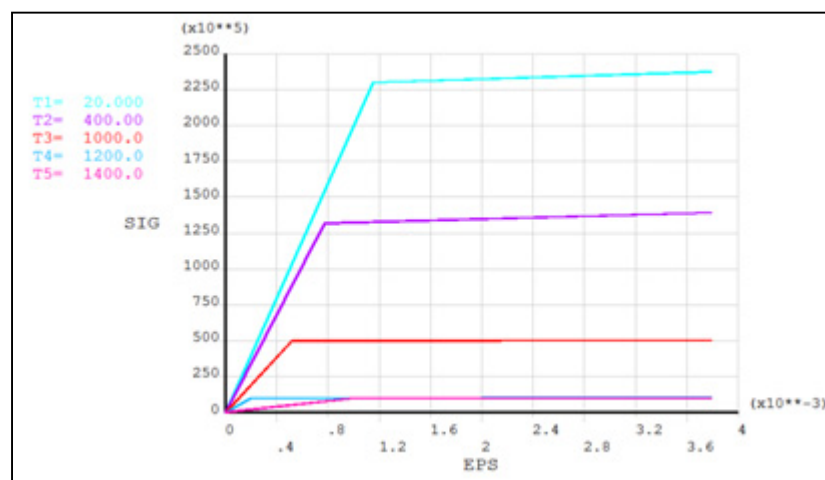


Figure 2.10 Comportement élastique-plastique bilinéaire pour diverses températures

2.4 Échange de chaleur dû à la convection et à la radiation

Lorsque la pièce d'acier échange de la chaleur avec le milieu ambiant, elle le fait grâce à 2 mécanismes, la convection et la radiation. La convection peut se faire de façon naturelle ou forcée dépendamment de la source de chaleur utilisée. Par exemple, le chalumeau utilise un gaz pressurisé qui déplacera l'air ambiant lors de l'application de la ligne de chauffe ce qui créera une convection forcée sur la surface alors qu'une source à induction devrait avoir moins d'effet sur l'air environnant la surface de chauffe et cette convection sera plus naturelle. Pour ce qui est de la radiation, la chaleur n'a pas besoin d'être véhiculée par de la matière. L'échange de chaleur se fait simplement entre 2 surfaces qui ont des températures différentes.

2.4.1 Convection

Lors de l'échange de chaleur par convection avec le milieu ambiant, l'énergie dégagée par unité de surface peut être exprimée par la formule de l'équation (2.6).

$$q_{conv} = h_{conv}(T_{surf} - T_{amb}) \quad (2.6)$$

Où :

q_{conv} est la quantité de Watt par unité de surface [W/m^2],

h_{conv} est le coefficient de transfert [$W/(m^2K)$],

T_{surf} est la température locale sur la surface [K],

T_{amb} est la température du fluide ambiant [K].

En supposant que le coefficient de convection est constant et que la température du milieu ambiant l'est également, alors la quantité d'énergie transférée est une fonction linéaire qui dépend de la température de la surface de la plaque. Par contre, le coefficient de convection n'est pas constant en réalité, puisqu'il est relié aux propriétés du fluide qui entoure la plaque. Puisque les propriétés de l'air varient en fonction de la température rapidement, le coefficient de convection en sera donc affecté. Toutefois à haute température, l'énergie évacuée de la

plaque par convection est négligeable par rapport à celle évacuée par radiation. L'hypothèse retenue sera donc que le coefficient de convection est constant pour des fins simplificatrices.

2.4.2 Radiation

Lors de l'échange de chaleur par radiation, la puissance échangée entre le corps chauffé et le milieu ambiant peut-être définie par l'équation (2.7):

$$q_{rad} = \varepsilon_{rad} \sigma_{rad} [T_{surf}^4 - T_{\infty}^4] \quad (2.7)$$

Où

q_{rad} est la quantité de Watt par unité de surface [W/m^2],

ε_{rad} est le coefficient d'émissivité du corps,

σ_{rad} est la constante de Stefan-Boltzmann = 5.6703×10^{-8} [$W/(m^2 K^4)$],

T_{surf} est la température locale sur la surface [K],

T_{∞} est la température d'une surface avec laquelle, la plaque fait l'échange thermique [K].

Il est important de réaliser que le phénomène de diffusion de chaleur par radiation est représenté par une fonction où T est d'ordre 4 et en conclure que le phénomène n'est pas linéaire. De ce fait, il est important d'utiliser les degrés Kelvin plutôt que les degrés Celsius. La température T_{∞} peut être différente de la température du milieu ambiant. L'énergie qui voyage par radiation n'a pas besoin d'un corps physique pour être véhiculée, contrairement à l'énergie dissipée par conduction et par convection. Toutefois, dans le cadre de ce projet il sera supposé que le paramètre T_{∞} sera équivalent à la température ambiante, comme l'a fait Goldak [9] lors de ses travaux portant sur la modélisation de ligne de soudure.

2.4.3 Coefficient de convection combiné

Lors des simulations numériques, afin d'éviter d'avoir à poser 2 chargements thermiques et d'augmenter le temps de calcul, une alternative consiste à utiliser un coefficient de convection qui génère une dissipation de chaleur équivalente à celle de la convection et de la radiation combinées. Ce coefficient de convection varie donc en fonction de la température

locale à la surface de la plaque en considérant que la température ambiante ne sera pas affectée. La démarche mathématique pour isoler le coefficient de convection combiné h_{comb} est démontrée par les équations (2.8) à (2.12).

$$q_{comb} = q_{conv} + q_{rad} \quad (2.8)$$

$$q_{comb} = h_{conv}(T_{surf} - T_{amb}) + \varepsilon_{rad}\sigma_{rad}(T_{surf}^4 - T_{\infty}^4) \quad (2.9)$$

$$q_{comb} = h_{comb}(T_{surf} - T_{amb}) \quad (2.10)$$

$$h_{comb}(T_{surf} - T_{amb}) = h_{conv}(T_{surf} - T_{amb}) + \varepsilon_{rad}\sigma_{rad}(T_{surf}^4 - T_{amb}^4) \quad (2.11)$$

$$h_{comb} = h_{conv} + \varepsilon_{rad}\sigma_{rad}(T_{surf}^2 + T_{amb}^2)(T_{surf} + T_{amb}) \quad (2.12)$$

Dans la cadre de ses travaux, John Goldak [9] pose l'hypothèse que $T_{\infty} = T_{amb}$. De plus, il suppose que l'acier qu'il utilise a une constante d'émissivité de 0,9. Cette valeur est celle qui fut utilisé dans de précédents travaux pour les calculs de transfert de chaleur lors du laminage à chaud. Grâce à un algorithme qui tient compte du changement d'enthalpie à chaque pas de temps, l'auteur obtient une fonction qui serait plus représentative du transfert de chaleur au parois :

$$h_{comb, Goldak} = (24.1 * 10^{-4})\varepsilon_{rad}(T_{surf} - T_{amb})^{1.61} \quad (2.13)$$

La fonction de Q_{comb} de Goldak devient alors :

$$q_{comb, Goldak} = (24.1 * 10^{-4})\varepsilon_{rad}(T_{surf} - T_{amb})^{2.61} \quad (2.14)$$

Brickstad [6] quant à lui modélise le coefficient combiné comme étant une fonction bilinéaire. L'équation du coefficient de convection combiné de Brickstad ainsi que l'équation d'échange de chaleur par unités de surface de Brickstad sont présentées aux équations (2.15) et (2.16) :

$$h_{comb, Brickstad} = \begin{cases} 0.0668T & 0 < \Delta T < 500^{\circ}\text{C} \\ 0.231\Delta T - 82.1 & 500^{\circ}\text{C} < \Delta T \end{cases} \quad (2.15)$$

$$q_{\text{comb, Brickstad}} = \begin{cases} 0.0668T^2 & 0 < \Delta T < 500^\circ\text{C} \\ (0.231\Delta T - 82.1)\Delta T & 500^\circ\text{C} < \Delta T \end{cases} \quad (2.16)$$

Lorsque les 3 courbes de $h_{\text{comb}} * \Delta T^\circ$ en fonction de la différence de température (ΔT°) sont tracées sur le même graphique, tel qu'à la figure 2.11, il est alors possible de constater que le comportement est semblable. L'axe horizontal représente la différence de température entre le milieu ambiant et la température locale sur la plaque alors que l'axe vertical représente la quantité de Watts émise par unité de surface sur la plaque.

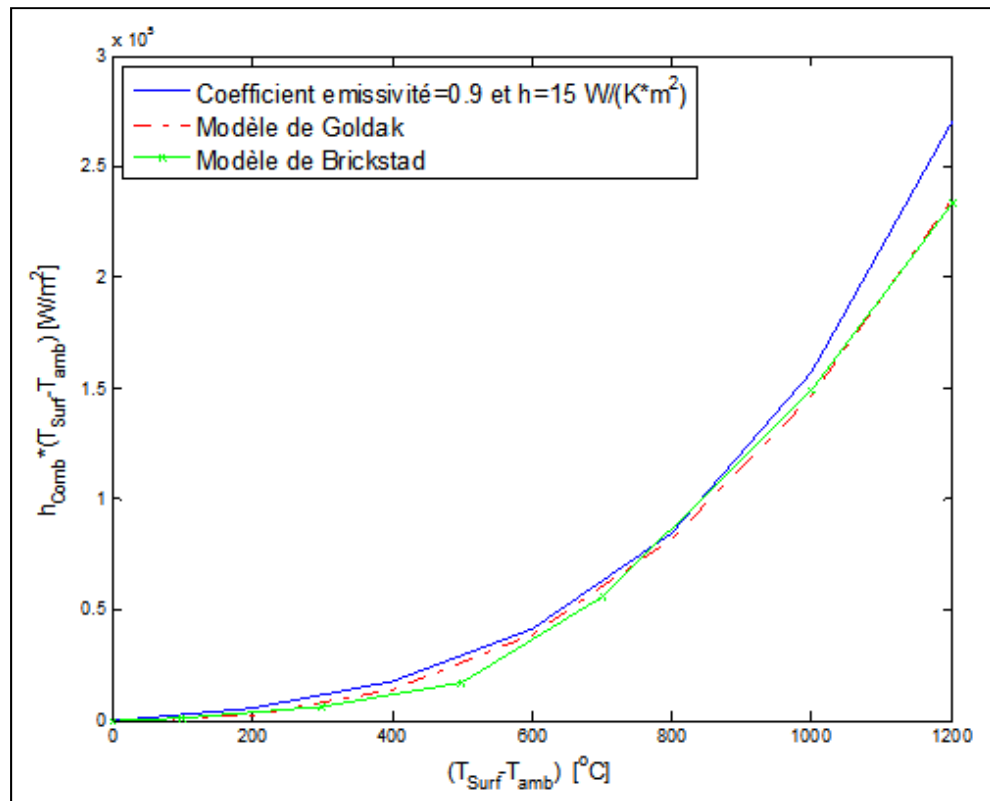


Figure 2.11 Comparaison des modèles d'échange thermiques

Dans le cadre du mémoire, le modèle utilisé est celui qui permet de contrôler à la fois le coefficient de convection et celui de radiation afin de former un coefficient combiné. Le modèle de Brickstad impose l'utilisation d'un coefficient d'émissivité de 0.9. Le modèle que présente Goldak [9], quant à lui, est obtenu à partir d'un autre article de 1974. Kassab [11] en 2007 a utilisé le même modèle lors de ses simulations de soudure que Goldak sans toutefois

présenter les limites du modèle mathématique. Ne connaissant pas les limites du modèle, il était préférable d'utiliser un modèle dont les limites d'applications sont connues et respectées.

2.5 Sources de chaleur

Dans le cadre du projet, aucun équipement n'a été imposée dans le cadre du développement du procédé. L'étude c'est donc fait avec un chalumeau en raison des coûts minimes de l'équipement et de sa capacité à déformer l'acier . Les sources de chaleur principalement utilisées lors de la modélisation par éléments finis sont principalement les sources de chaleur surfaciques et les sources volumiques. Les sources de chaleur surfaciques sont principalement utilisées pour modéliser la chaleur qui entre par échange de chaleur alors que les sources volumiques, elles, sont utilisées pour représenter les phénomènes où la chaleur est générée à l'intérieur du volume. Par exemple, le procédé de chauffage avec un chalumeau est un procédé où il y a d'abord combustion du mélange gazeux et ensuite un échange thermique avec la plaque. Une source surfacique est représentative du phénomène. Des procédés comme l'induction ou le laser sont des procédés où la chaleur est générée à l'intérieur du volume de la plaque. Une source volumique est alors mieux adaptée pour représenter adéquatement le phénomène.

2.5.1 Distribution exponentielle inverse sur la surface d'un disque

Le modèle de Krutz et Sergerlind développé en 1978 mentionné dans l'article de Goldak [9] est toujours utilisé pour modéliser les sources de chaleur. Le modèle proposé est une distribution gaussienne d'énergie qui s'étend du centre de la source de chaleur à une distance R qui est le rayon effectif de la source. En considérant le centre de la source comme l'origine d'un système local cartésien, il est possible de déterminer l'énergie distribuée par unité de surface en chaque point du domaine. L'équation (2.17) présente le modèle de Krutz et Sergerlind sous forme cartésienne tel que présenter dans l'article de Goldak [9].

$$q(x, y) = \begin{cases} \frac{3Q}{\pi R^2} \left(e^{-3 \frac{x^2}{R^2}} \right) \left(e^{-3 \frac{y^2}{R^2}} \right) & | 0 \leq \sqrt{x^2 + y^2} \leq R \\ 0 & | \sqrt{x^2 + y^2} > R \end{cases} \quad (2.17)$$

Les équations du modèle gaussien permettent de constater qu'au centre de la source, l'énergie est maximale et qu'en périphérie, l'énergie vaut environ à 5% de l'énergie maximale. Tout point se trouvant à une distance plus grande que le rayon effectif se voit attribuer une énergie qui est nulle. En transformant l'équation sous forme polaire telle que présentée en (2.18), il est possible de réaliser que l'énergie distribuée vaut en fait 95% de la valeur de Q , tel que c'est démontré en (2.19).

$$q(x, y) = \frac{3Q}{\pi R^2} \left(e^{-3 \frac{x^2}{R^2}} \right) \left(e^{-3 \frac{y^2}{R^2}} \right) \rightarrow q(r) = \frac{3Q}{\pi R^2} \left(e^{-3 \frac{r^2}{R^2}} \right) \quad (2.18)$$

$$Q_{distribuée} = \int_0^R \int_0^{2\pi} \left(\frac{3Q}{\pi R^2} \left(e^{-3 \frac{r^2}{R^2}} \right) \right) r dr d\theta = Q(1 - e^{-3}) \approx 0.95 * Q \quad (2.19)$$

La représentation adimensionnelle de la distribution d'énergie illustrée à la figure 2.12 permet de bien voir la distribution d'énergie sur une surface. La figure 2.13 quant à elle présente une vue de coupe de la figure 2.12 et permet de constater que l'énergie par unité de surface au centre correspond à 100% de $\frac{3Q}{\pi R^2}$ alors qu'en périphérie à une distance R , l'énergie de surface équivaut bien à 5% de $\frac{3Q}{\pi R^2}$.

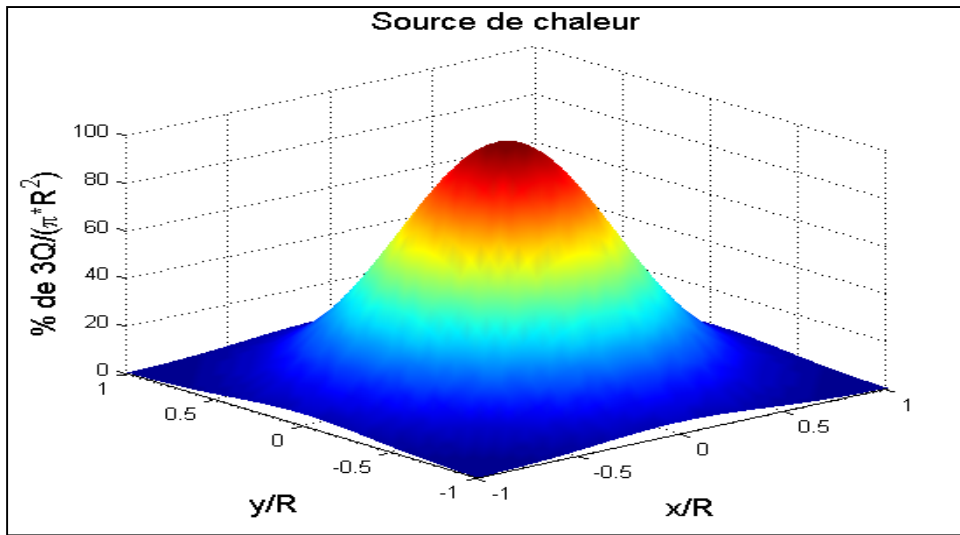


Figure 2.12 Distribution de l'énergie sous la source de chaleur

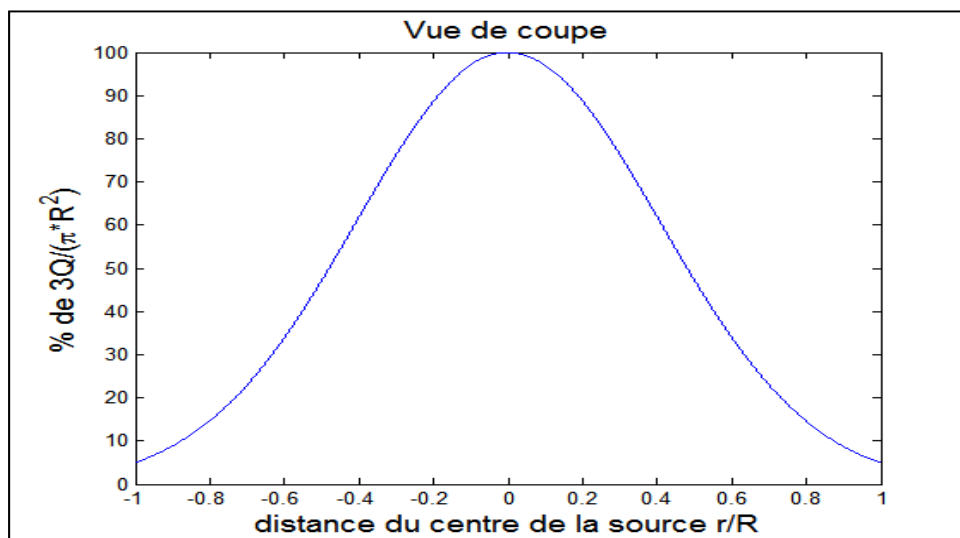


Figure 2.13 Vue de coupe de la distribution d'énergie de la figure 2.12

2.5.2 Distribution exponentielle inverse sur la surface d'une ellipse

Au fil des années, d'autres chercheurs ont modifié le modèle de Krutz et Sergerlind. Une modification suggérée fut d'avoir un domaine d'intégration qui serait différent d'un simple disque. À titre d'exemple, l'article de Goldak [9] a inspiré une géométrie différente, on y présente une géométrie qui ressemble plutôt à une ellipse tel que l'illustre la figure 2.14. Dans la formule pour la distribution de l'énergie, plutôt qu'utiliser $(x/R)^2$ et $(z/R)^2$, il est possible

de considérer 2 rayons distincts pour définir l'ellipse, ce qui donnerait les rapports de $(x/R_1)^2$ et de $(z/R_2)^2$.

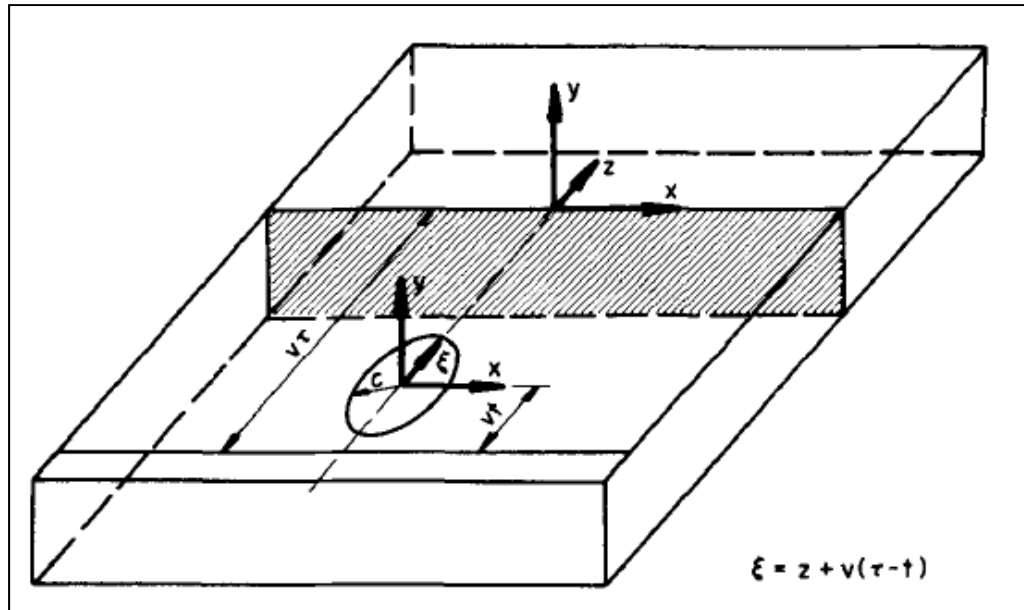


Figure 2.14 Modèle à distribution elliptique
Tirée de John Goldak (1984 p.301)

Plus récemment, Soeng et *al.* [19,20] ont présenté dans leurs articles, un modèle qui consiste à superposer 2 disques, tel que présenté en 2.5.1, avec des rayons différents. L'objectif de cette modélisation était de représenter la combustion primaire et secondaire.

2.5.3 Distribution surfacique constante

Un modèle qui est parfois utilisé afin de représenter les sources de chaleur de type induction est celui d'une distribution constante. Dans le cadre de ses travaux, Pradinc [16] modélise la source d'induction comme étant une charge surfacique. Puisque la chaleur est générée très près de la surface chauffée, l'auteur simplifie le phénomène en supposant une distribution constante. Cette approximation est relativement réaliste étant donné la ressemblance entre les simulations et les résultats expérimentaux, soit environ 10% d'erreur sur la lecture en température. Toutefois, la fréquence de la source à induction influence la profondeur de la zone où la chaleur est générée, il est donc possible que ça ne soit pas toujours une approche acceptable. La figure 2.15 permet de bien comprendre la distinction entre la modélisation et la réalité.

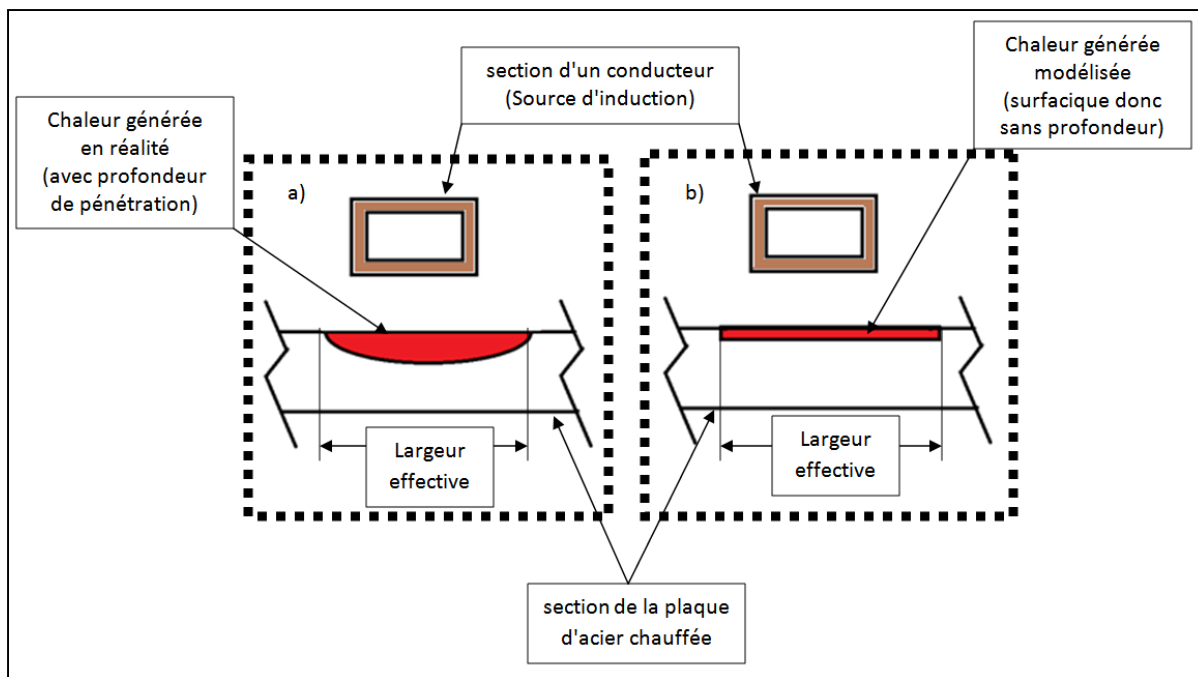


Figure 2.15 Distribution de la puissance d'une source d'induction
a) Réelle, b) Modélisé

2.5.4 Demi ellipsoïde comme source de chaleur volumique

Dans le cadre de ses travaux, Goldak [9] a utilisé un modèle permettant de représenter le procédé de soudage à l'aide d'une source volumique. L'utilisation d'une source d'énergie volumique est nécessaire lorsque la chaleur est générée en profondeur dans l'épaisseur de la plaque comme c'est le cas lors d'une soudure. De plus, Goldak utilise dans son modèle une source qui n'est pas sphérique afin de représenter la géométrie du bain de fusion qui n'est pas nécessairement sphérique selon la méthode de dépôt de matière. En modélisant la partie avant et arrière par 2 quarts d'ellipsoïdes possédants différents rayons, Goldak arrive à déterminer la source de chaleur par le modèle de la figure 2.16.

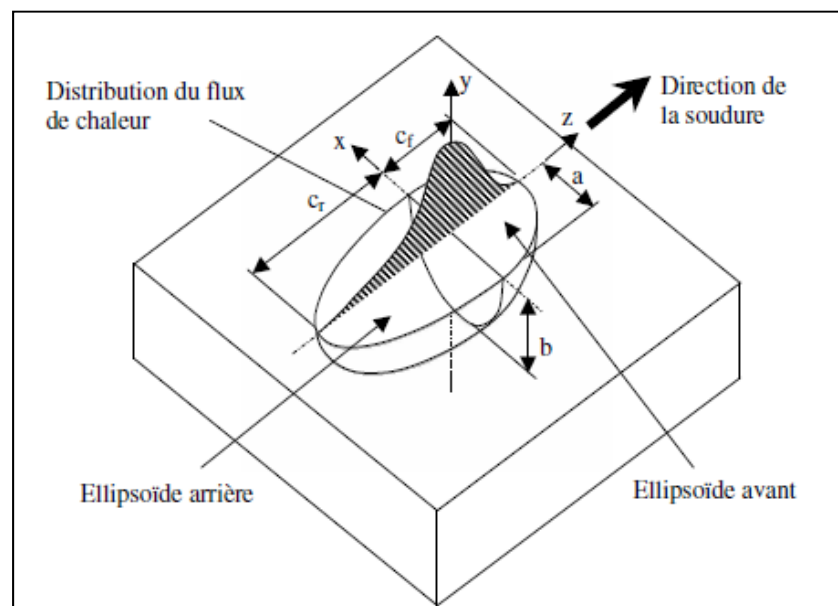


Figure 2.16 Double Ellipsoïde de Goldak
Tirée d'Olivier Morin (2006 p.21)

La quantité d'énergie générée dans la section avant et la section arrière peut être définie par les formules (2.20) et (2.21).

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc\pi^{1.5}} \left(e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c_f^2}\right)} \right) \text{ pour la partie avant} \quad (2.20)$$

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc\pi^{1.5}} \left(e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c_r^2}\right)} \right) \text{ pour la partie arrière} \quad (2.21)$$

Notez que f_f et f_r représentent respectivement un ratio de la puissance totale et que leur somme devrait donner 2.

2.6 Détermination de la courbure à partir des dérivées partielles

Lorsqu'on désire fabriquer des géométries complexes à partir de plaques d'acier, il faut connaître la courbure locale qu'on désire atteindre localement sur l'ensemble de la plaque. Un exemple serait celui des composantes des coques de bateau. Certaines sections sont fortement courbées, comme l'avant du bateau pour fendre les vagues, alors que d'autres sections de la coque sont moins courbées, comme les côtés où l'on désire garder le profil aérodynamique. Lors de l'analyse des courbures, les plaques seront traitées comme des surfaces tridimensionnelles à 2 paramètres. En conservant les informations de la plaque à la demi-épaisseur, il est possible de déterminer la courbure locale en tout point de la plaque.

La figure 2.17 montre un nuage de points extrait d'une simulation numérique sur Ansys APDL du procédé de ligne de chauffe. Comme il est possible de le constater, les points sont dispersés dans l'espace tridimensionnel et constituent une surface "S" qui est fonction de x, y, et z. Toutefois, les coordonnées x, y, et z seront elles-mêmes considérées comme étant des fonctions paramétriques de u et v de telle sorte que la surface qui était une fonction de x, y, et z puissent être traitée directement comme étant une fonction de u et v. La figure 2.18 est le même nuage de points qu'à la figure 2.17, les points y sont reliés afin de former une surface maillée.

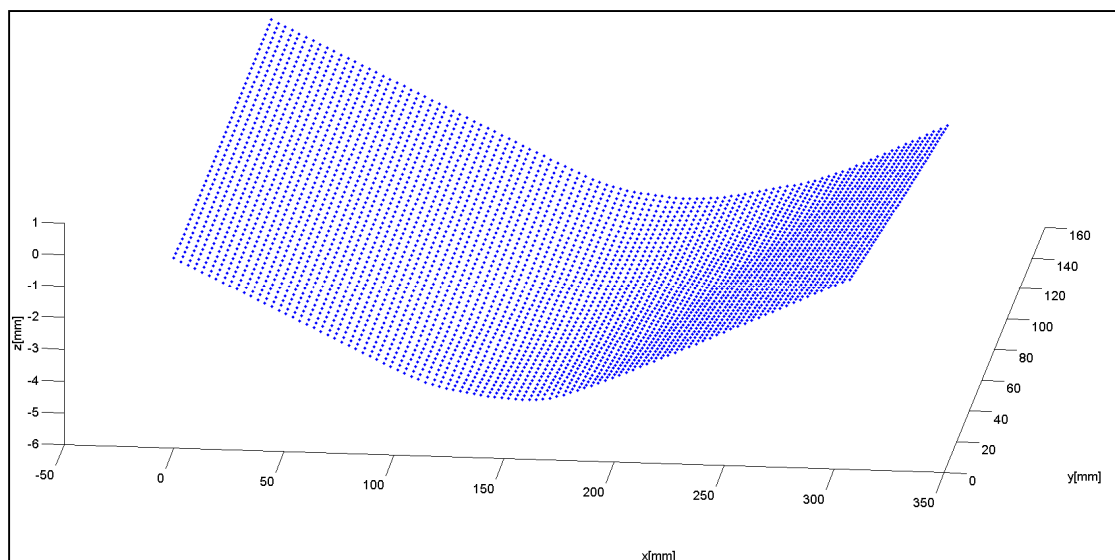


Figure 2.17 Nuage de points d'une plaque formée par ligne de chauffe

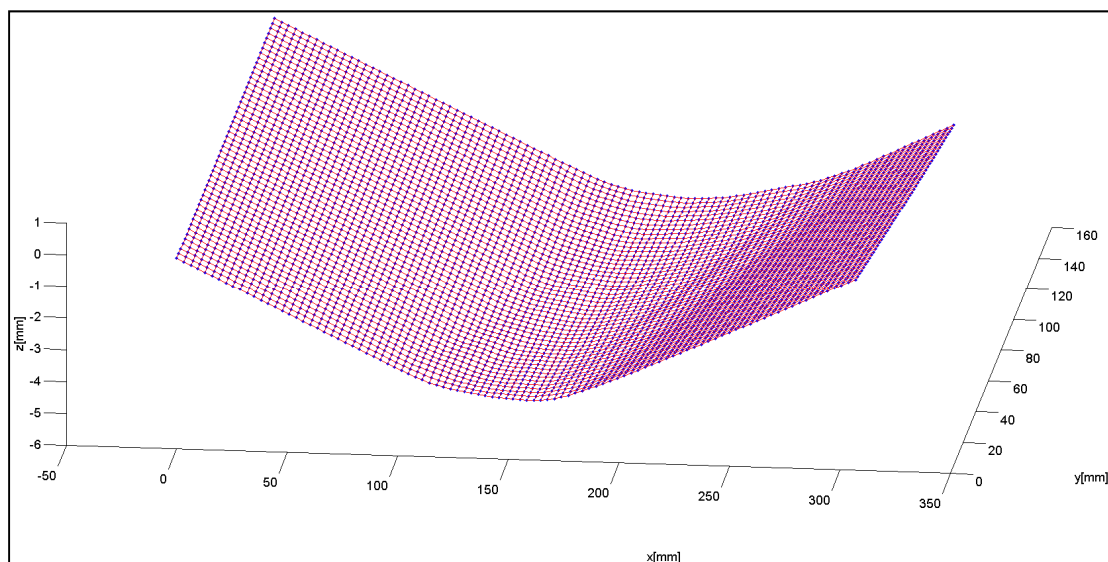


Figure 2.18 Surface formée par le nuage de points de la plaque de la figure 2.17

2.6.1 Coefficients fondamentaux d'une surface paramétrique

Déterminer les courbures principales à partir des dérivés partielles de la surface paramétrée $S(u,v)$ a été fait par le passé dans le but d'optimiser les trajectoires des lignes de chauffe. Tel que mentionné par E. W. Reutzel [18], en décrivant la surface à partir des paramètres indépendants u et v , il est possible de décrire une surface courbée et ce peu importe son

orientation et sa position dans l'espace tridimensionnel (x , y et z). Chaque coordonnée spatiale devient donc une fonction des paramètres u et v . Par exemple, dans le système cartésien, la surface serait décrite par $x(u,v)$, $y(u,v)$ et $z(u,v)$. Pour ce faire 2 identités fondamentales sont posées sous forme de coefficient pour arriver à décrire la surface. Le premier paramètre 'I' permet de connaître la distance entre 2 points sur la surface en tenant compte d'un trajet qui passe par la surface. Le second paramètre lui (II) permet d'avoir les informations relatives à la courbure de la surface. Les équations des paramètres (I) et (II) sont présenté en (2.22) et (2.29) respectivement.

$$I = dl^2 = Edu^2 + 2Fdudv + Gdv^2 \quad (2.22)$$

Le terme dl^2 permet de connaître le carré de la distance entre 2 points et les coefficients E , F et G sont quant à eux les coefficients fondamentaux de premier ordre. Ils peuvent être définis par les équations (2.23) à (2.25):

$$E = S_u \cdot S_u = \|S_u\|^2 \quad (2.23)$$

$$F = S_u \cdot S_v = S_v \cdot S_u \quad (2.24)$$

$$G = S_v \cdot S_v = \|S_v\|^2 \quad (2.25)$$

les termes S_u et S_v sont quant à eux les dérivées partielles de la surface paramétrique S . En considérant que la surface tridimensionnelle S peut s'écrire comme un vecteur :

$$S(x, y, z) \rightarrow S(u, v) = [x(u, v); y(u, v); z(u, v)] \quad (2.26)$$

alors les dérivées partielles S_u et S_v deviennent (2.27 et 2.28) respectivement:

$$S_u = \frac{\partial S(u, v)}{\partial u} = \left[\frac{\partial x(u, v)}{\partial u}; \frac{\partial y(u, v)}{\partial u}; \frac{\partial z(u, v)}{\partial u} \right] \quad (2.27)$$

$$S_v = \frac{\partial S(u, v)}{\partial v} = \left[\frac{\partial x(u, v)}{\partial v}; \frac{\partial y(u, v)}{\partial v}; \frac{\partial z(u, v)}{\partial v} \right] \quad (2.28)$$

La seconde équation de forme fondamentale contient les informations sur la courbure locale de la surface. Elle peut être définie par le produit scalaire de la normale unitaire et de la dérivée seconde de la surface. La formulation du second paramètre est celle utilisée à l'équation (2.29).

$$II = Ldu^2 + 2Mdudv + Ndv^2 \quad (2.29)$$

Les variables L, M et N sont les coefficients fondamentaux de second ordre pouvant être définis grâce aux équation (2.30) à (2.32):

$$L = \frac{\partial^2 S}{\partial u^2} \cdot n = -\frac{\partial S}{\partial u} \cdot \frac{\partial n}{\partial u} \quad (2.30)$$

$$M = \frac{\partial^2 S}{\partial u \partial v} \cdot n = -\frac{\partial S}{\partial u} \cdot \frac{\partial n}{\partial v} = -\frac{\partial S}{\partial v} \cdot \frac{\partial n}{\partial u} \quad (2.31)$$

$$N = \frac{\partial^2 S}{\partial v^2} \cdot n = -\frac{\partial S}{\partial v} \cdot \frac{\partial n}{\partial v} \quad (2.32)$$

Le vecteur normal unitaire n est calculé par le produit vectoriel des dérivées partielles S_u et S_v normalisée tel que démontré en (2.33).

$$n(u, v) = (S_u \times S_v) / \|(S_u \times S_v)\| = [nx(u, v); ny(u, v); nz(u, v)] \quad (2.33)$$

À partir des coefficients fondamentaux de second ordre, E. W. Reutzel proposait une solution qui consistait à comparer la différence entre les coefficients fondamentaux L, M et N. Pour l'exemple qui est présenté dans l'article [18] tel qu'à la figure 2.19, la ligne de chauffe traverse la plaque en $y=75\text{mm}$. Comme il n'y a qu'une ligne de chauffe et que le maillage est quadrillé selon x et y , il est normal que seul l'un des coefficients fondamentaux soit dominant.

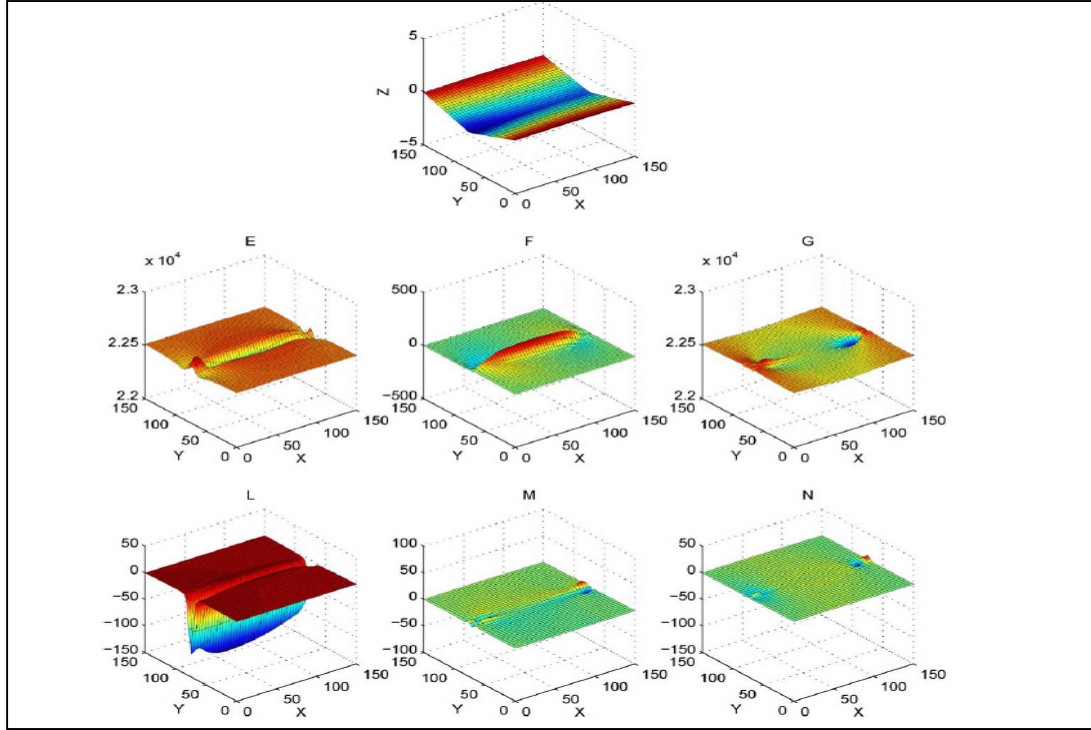


Figure 2.19 Exemple d'application des coefficients fondamentaux
Tirée de E.W. Reutzel *et al.* 2006

2.6.2 Courbures principales

En poursuivant les calculs afin d'arriver à déterminer les courbures principales (k_{max} et k_{min}) à partir des 6 coefficients fondamentaux, il sera possible alors de déterminer le rayon de courbure local en tout point de la plaque. Pour ce faire, il faut calculer d'abord la courbure gaussienne (k_{Gauss}) ainsi que la courbure moyenne (k_{moy}). Les équations de ces courbures sont présentées aux équations (2.34) et (2.35)

$$k_{Gauss} = k_{max}k_{min} = \frac{LN - M^2}{EG - F^2} \quad (2.34)$$

$$k_{moy} = \frac{(k_{max} + k_{min})}{2} = \frac{GL + EN - 2FM}{2(EG - F^2)} \quad (2.35)$$

La solution pour déterminer les courbures principales (k_{max}) et (k_{min}) sont donc les équations (2.36) et (2.37).

$$k_{\max} = k_{moy} + \sqrt{(k_{moy})^2 + k_{Gauss}} \quad (2.36)$$

$$k_{\min} = k_{moy} - \sqrt{(k_{moy})^2 + k_{Gauss}} \quad (2.37)$$

où $k_{\max}$ est la plus forte courbure, donc le plus petit rayon et $k_{\min}$ est la courbure perpendiculaire à $k_{\max}$. La courbure $k_{\min}$ se trouve donc être la courbure la plus petite et peut même être une valeur négative. En se rappelant que le rayon de courbure est l'inverse de la courbure alors il est possible de déterminer les rayons par l'équation (2.38).

$$R_{\max} = (k_{\max})^{-1} \text{ et } R_{\min} = (k_{\min})^{-1} \quad (2.38)$$

Notons que les formules présentées sont écrites pour des fonctions continues alors que la solution obtenue par éléments finis est une solution numérique. De plus, les éléments briques n'apportent que les informations en position, c'est-à-dire la position du nœud au départ et le déplacement de ce dernier dans les 3 directions. Les pentes et les courbures seront donc obtenues par la méthode du gradient numérique présentée ci-dessous.

La méthode utilisée pour calculer les dérivées partielles de manière numérique est la fonction **gradient** de Matlab. Pour une matrice **A** de dimension m x n, le gradient **G** de la matrice A renvoie une matrice de dimensions m x n. Pour calculer le gradient sur les extrémités de la matrice, soit la première et la dernière colonne, la valeur attribuée est simplement la différence unilatérale. Cette différence consiste à calculer la colonne 2 moins la colonne 1 pour évaluer le gradient à au point de la colonne 1 alors que pour la dernière il s'agit encore là de la différence de deux colonnes. Les équations (2.39 et (2.40 permettent de les représenter.

$$\mathbf{G}(:,1) = \mathbf{A}(:,2) - \mathbf{A}(:,1) \quad (2.39)$$

$$\mathbf{G}(:,n) = \mathbf{A}(:,n) - \mathbf{A}(:,n-1) \quad (2.40)$$

Pour calculer la valeur gradient pour les valeurs au centre de la matrice, donc de la seconde colonne à l'avant-dernière, la valeur attribuée est celle de la différence centralisée en considérant que l'espacement entre les données est uniforme, c'est-à-dire que le pas entre chaque case est équivalent.

$$G(:,j) = 0.5(A(:,j+1) - A(:,j-1))) \quad (2.41)$$

Pour ce qui est du calcul de la normale en chaque point, la fonction **surfnorm** de Matlab permet d'obtenir les 3 composantes cartésiennes du vecteur unitaire normale à la surface. Cette fonction du logiciel Matlab fait passer un modèle bicubique à travers le nuage de points fournis. Ensuite, les pentes paramétriques sont calculées en chaque point, suivi du produit vectoriel des pentes paramétriques afin de déterminer le vecteur normal en chaque point de la surface. Finalement, les composantes des vecteurs normaux sont divisées par leurs modules afin d'obtenir des vecteurs unitaires. La figure 2.20 présente une schématisation des vecteurs tangents et du vecteur normal.

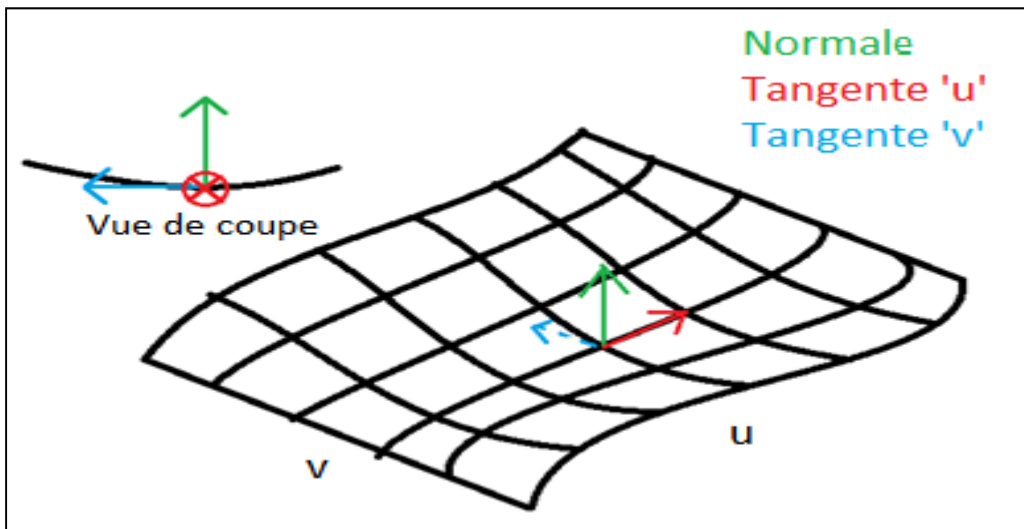


Figure 2.20 Schématisation des vecteurs tangents et du vecteur normal
Adaptée de <http://gamedev.stackexchange.com/questions/51399/what-are-normal-tangent-and-binormal-vectors-and-how-are-they-used>

2.7 Détermination du patron de ligne de chauffe

Dans le cadre de leurs travaux, des chercheurs tel que E. W. Reutzel [17,18] et Guoxin Yu [21] ont démontré une technique efficace afin de déterminer l'endroit où faire passer une ligne de chauffe tout en minimisant l'énergie requise pour parvenir à une géométrie idéale. À l'aide de la méthode des moindres carrés appliquée sur l'ensemble des nœuds de la surface de la plaque. En minimisant la différence entre les propriétés de la géométrie actuelle de la plaque et celle désirée, il devient donc possible de déterminer où passer avec le chalumeau. Les indices 'fin' et 'act' de l'équation (2.42) servent à identifier les propriétés de la géométrie finale (désirée) et la géométrie actuelle respectivement.

$$\min \sum_{i=1}^{N_G^u} \sum_{j=1}^{N_G^v} \left((E_{fin} - E_{act})^2 + (F_{fin} - F_{act})^2 + (G_{fin} - G_{act})^2 + (L_{fin} - L_{act})^2 + (M_{fin} - M_{act})^2 + (N_{fin} - N_{act})^2 \right) \quad (2.42)$$

Dans le cadre d'un article de conférence publié par Champiaud & *al.* [8], les auteurs démontre qu' il est possible de reconstruire une surface courbée en utilisant une spline d'ordre 5 afin de définir le comportement de la surface entre 2 points. La spline d'ordre 5 permet d'assurer une continuité des 3 premières dérivées (C_3) entre 2 segments de ligne adjacents sur la plaque et une continuité des 5 premières dérivées (C_5) sur un même segment. La figure 2.21 illustre une surface paramétrique quelconque.

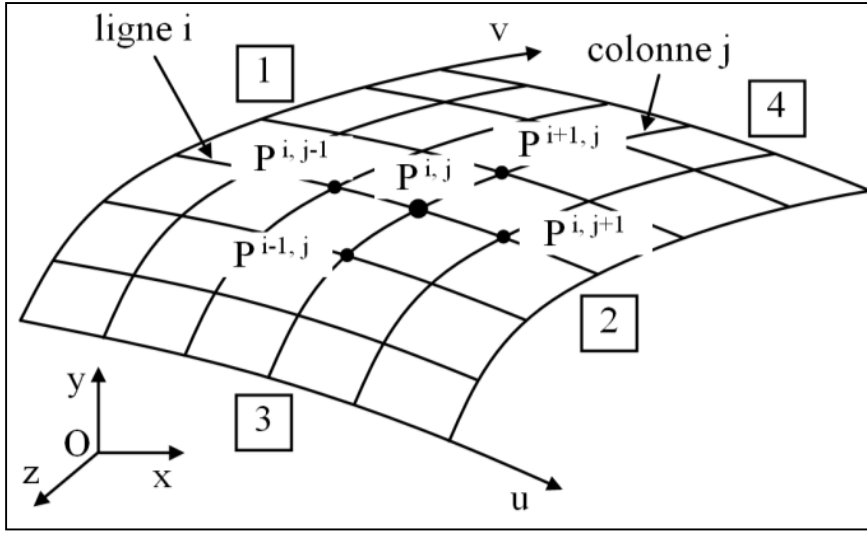


Figure 2.21 Surface paramétrique
adaptée de Henri Champlaud et al. (2016 p.2)

Afin de déterminer la coordonnée en 'x' entre 2 points, une formulation similaire aux équations (2.43) et

(2.44) est présentée. La même formulation est appliquée aux coordonnées 'y' et 'z'. Ces équations sont adaptées de celles présentées par H. Champlaud et al. [8]

$$x(u) = a_{u0} + a_{u1}u + a_{u2}u^2 + a_{u3}u^3 + a_{u4}u^4 + a_{u5}u^5 \quad (2.43)$$

$$x(v) = a_{v0} + a_{v1}v + a_{v2}v^2 + a_{v3}v^3 + a_{v4}v^4 + a_{v5}v^5 \quad (2.44)$$

Toutefois, en utilisant les informations des nœuds d'une solution obtenue par éléments finis avec des éléments briques, on ne possède que l'information sur la position. Afin de simuler les informations sur les pentes et les courbures, la fonction **Gradient** de Matlab (présentée en 2.6.2) est utilisée à 2 reprises afin d'obtenir les dérivées premières et secondes de façon numérique.

En appliquant les équations de la section 2.6.2 sur la plaque de la figure 2.22, il est possible de déterminer les courbures principales k_{max} et k_{min} . Le résultat de k_{max} est présenté à la figure 2.23, alors que celui de la courbure dans la direction perpendiculaire k_{min} qui est négligeable est présenté à la figure 2.24.

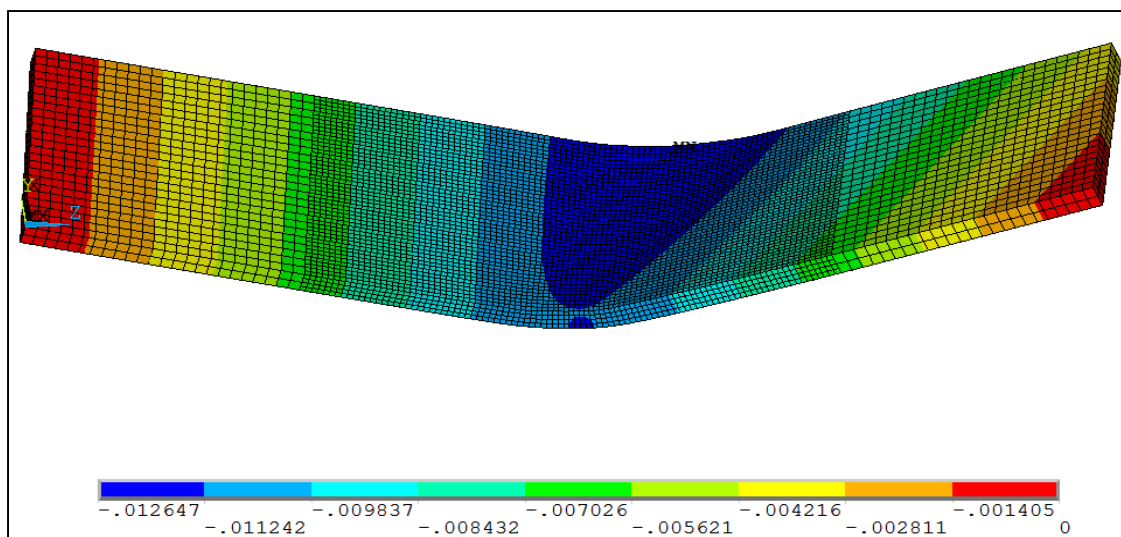


Figure 2.22 Plaque (600mm x150mm x12.7mm) déformée par ligne de chauffe
 déplacement selon y en mètre (normale à la plaque)
 Tirée de H. Champlaud et *al.* (2016 p.5)

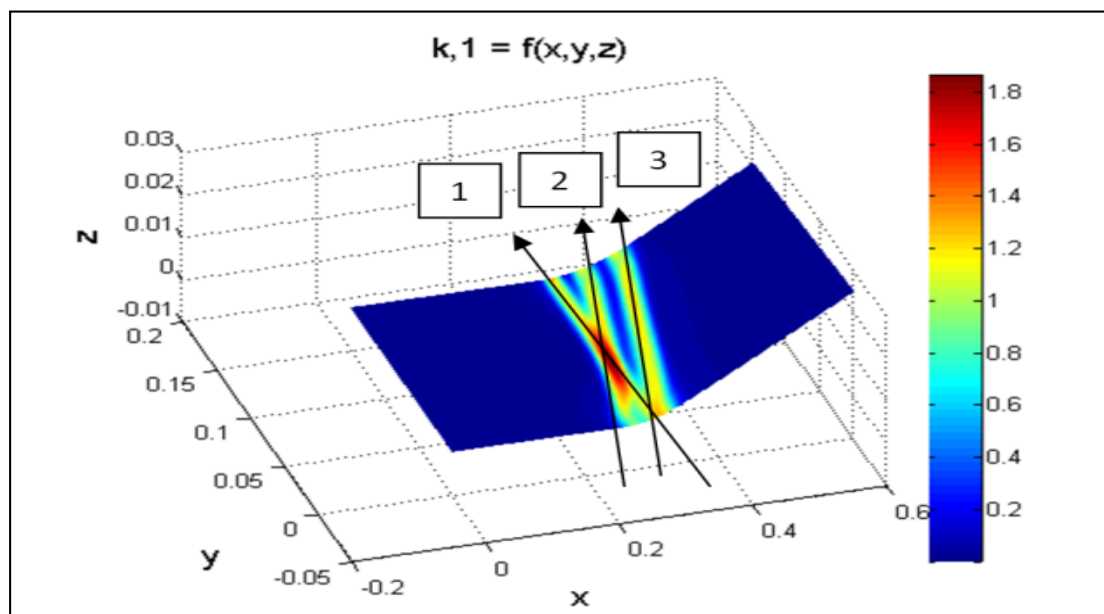


Figure 2.23 Courbure principale (k_{max}) de la plaque présenté à la figure 2.22

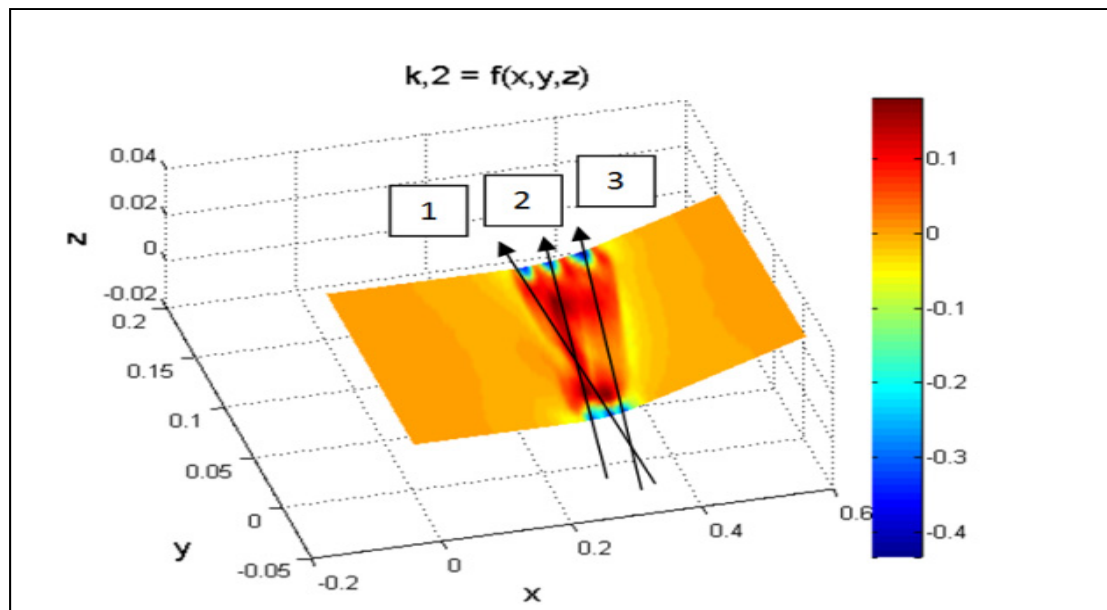


Figure 2.24 Courbure principale (k_{min}) de la plaque présenté à la figure 2.22

La figure 2.23 permet de constater 3 zones où la courbure est plus prononcée, les lignes de 3 chauffes qui ont été appliquées. Il est intéressant de voir la relation entre la courbure principale et la déformation selon le critère de Tresca présentée à la figure 2.25.

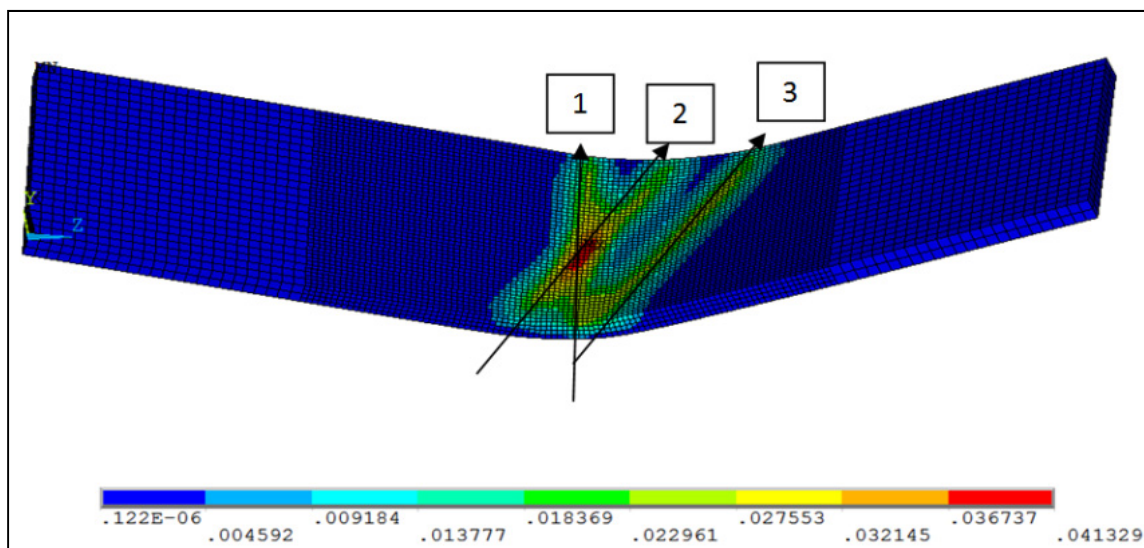


Figure 2.25 Déformation selon Tresca appliquée à la plaque présenté à la figure 2.22
Tirée de H. Champlaud et *al.* (2016 p.6)

En utilisant les informations sur la courbure, il fut possible de reconstruire une surface très similaire à celle de la plaque obtenue par la méthode des éléments finis. Lors de la reconstruction avec la spline d'ordre 5, un rayon constant fut utilisé dont la valeur est de $1/(2 k_{max})$. La largeur de la zone pliée correspond pratiquement presque au double du diamètre de la source de chaleur. La figure 2.26 permet de comparer les résultats des 2 solutions.

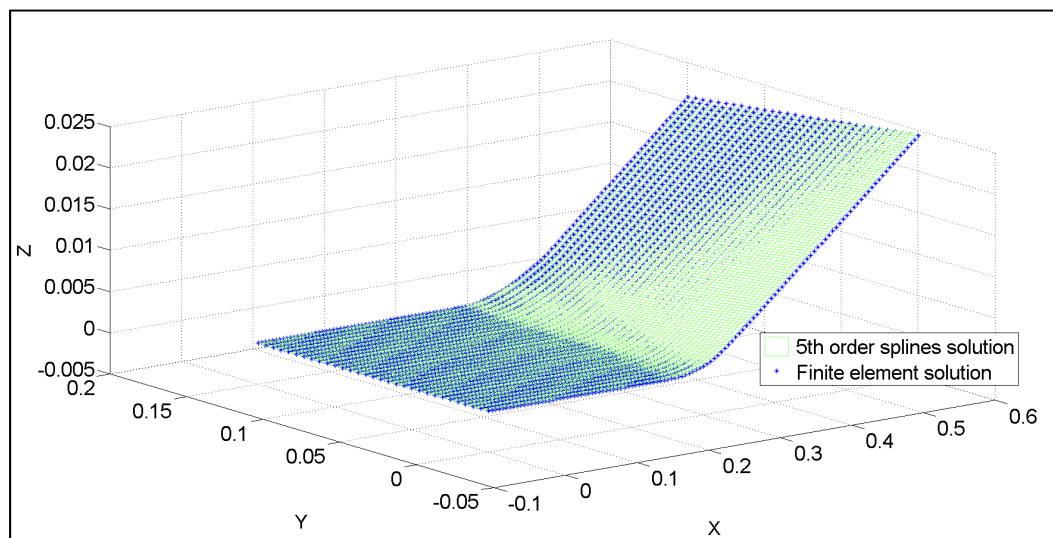


Figure 2.26 Comparaison de surfaces formées par spline d'ordre 5 et MEF
Tirée de H. Champiaud et *al.* (2016 p.6)

2.8 Détermination de l'équation d'un plan

La variation de la courbure est très faible lorsque mesurée loin de la ligne de chauffe. De plus, la mesure d'un rayon constitue une instabilité géométrique.

Dans le but de faire une approximation rapide du pliage, 2 plans seront calculés à partir de points appartenant à la surface supérieure de la plaque. Afin de déterminer l'équation des plans, il sera supposé que la valeur de 'z' sera une fonction de 'x' et de 'y'. L'équation d'un plan peut donc être définie par l'équation (2.45)

$$z(x, y) = ax + by + c \text{ où 'a','b','c' sont des constantes inconnues.} \quad (2.45)$$

L'erreur entre le modèle mathématique et la mesure réelle de 'z' à un point 'i' peut donc être calculée avec la formule (2.46):

$$erreur_{,i} = |z_i - (ax_i + by_i + c)| \quad (2.46)$$

En cherchant à minimiser le carré de l'erreur pour l'ensemble des points, la fonction à minimiser permettra d'obtenir les constantes 'a', 'b' et 'c'. Cette méthode se nomme la méthode des moindres carrés. En posant les résultats des équations des dérivées de 'a', 'b' et 'c' de la fonction erreur nuls, les valeurs des constantes 'a', 'b' et 'c' sont obtenues. Les équations (2.47) à (2.49) constituent donc le système d'équation à résoudre.

$$\frac{d((z_i - (ax_i + by_i + c))^2)}{da} = 0 \quad (2.47)$$

$$\frac{d((z_i - (ax_i + by_i + c))^2)}{db} = 0 \quad (2.48)$$

$$\frac{d((z_i - (ax_i + by_i + c))^2)}{dc} = 0 \quad (2.49)$$

Dans le cadre de ce mémoire, la formulation matricielle du problème est utilisée afin de parvenir à déterminer la valeur des coefficients du plan solution de l'équation (2.50).

$$\begin{bmatrix} a \\ b \\ c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n x_i^2 & \sum_{i=1}^n x_i y_i & \sum_{i=1}^n x_i \\ \sum_{i=1}^n x_i y_i & \sum_{i=1}^n y_i^2 & \sum_{i=1}^n y_i \\ \sum_{i=1}^n x_i y_i & \sum_{i=1}^n y_i & \sum_{i=1}^n 1 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n x_i z_i \\ \sum_{i=1}^n y_i z_i \\ \sum_{i=1}^n z_i \end{bmatrix} \quad (2.50)$$

2.9 Fonction de transfert d'un thermocouple

Afin de parvenir à prendre des lectures de température pendant la partie expérimentale, des thermocouples de type K sont utilisés. Il est important de comprendre qu'un thermocouple transforme un signal d'entrée en signal de sortie, il y apporte donc une modification. La relation entre le signal d'entrée et le signal de sortie est appelée fonction de transfert. Afin de parvenir à transformer le signal d'entrée en signal de sortie, la solution est souvent trouvée dans le domaine fréquentiel (le domaine de Laplace). Par exemple, dans le cadre de l'acquisition d'une mesure en température grâce à un thermocouple, 3 informations sont importantes. Le signal d'entrée ($X_{entrée}(s)$), qui est une tension générée par l'effet Seebeck lors de l'augmentation de température. La fonction de transfert ($F(s)$) quant à elle est ce qui relie le signal d'entrée au signal de sortie. Finalement, le signal de sortie ($X_{sortie}(s)$) est une tension qui est reconvertie par un appareil en température afin de pouvoir connaître la température. Cette relation est présentée sous la forme de l'équation (2.51).

$$X_{entrée}(s) F(s) = X_{sortie}(s) \quad (2.51)$$

Dans le cadre d'un thermocouple, la fonction de transfert $F(s)$ est une fonction de premier ordre. Les fonctions de transfert de premier ordre ont 2 propriétés importantes, le gain statique (K_s) et la constante de temps (τ). La fonction de transfert peut donc être déterminée grâce à l'équation (2.52).

$$F(s) = \frac{X_{sortie}(s)}{X_{entrée}(s)} = \frac{K_s}{\tau s + 1} \quad (2.52)$$

Puisque l'analyse des thermocouples se fait dans le domaine temporelle et non le domaine fréquentiel, il est important de comprendre qu'une fois le régime transitoire est passé, le gain statique (K_s) représente le ratio $\frac{X_{sortie}(s)}{X_{entrée}(s)}$ d'un signal de type échelon en régime permanent alors la constante de temps (τ) nous informe sur le délai que prendra le thermocouple pour donner la valeur en température. Afin de mieux comprendre l'effet de chaque paramètre, la

figure 2.27 démontre qu'une modification du gain statique influencera l'amplitude finale du signal de sortie. La figure 2.28 démontre qu'une modification de la constante de temps influencera le temps que prend le signal de sortie à atteindre son régime permanent. Les signaux suivants sont modélisés afin de comprendre l'influence de chaque paramètre.

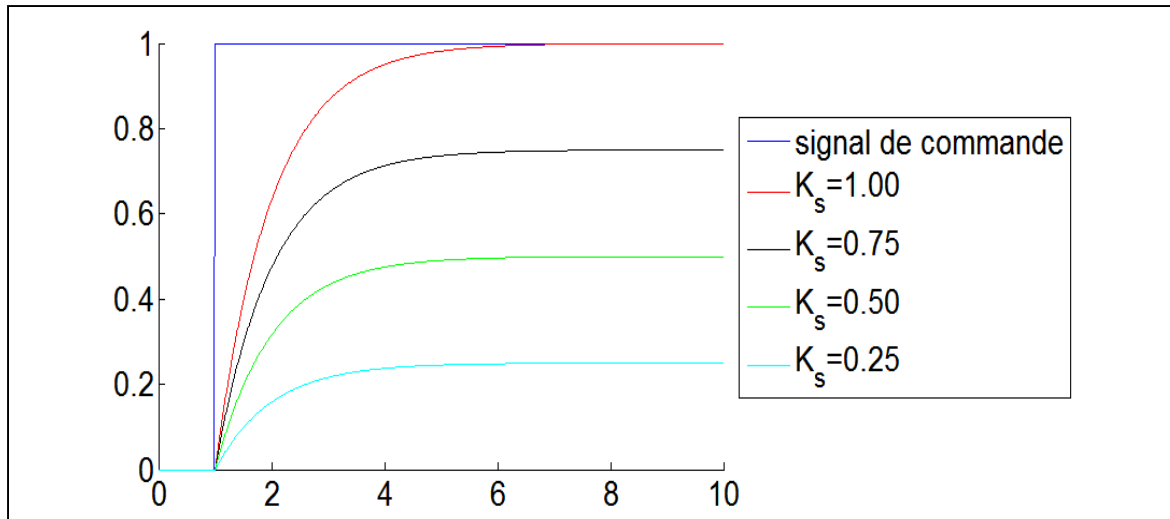


Figure 2.27 Influence du gain statique (K_s) sur la réponse à une commande échelon

Note : $\tau = 1$ seconde pour ces résultats

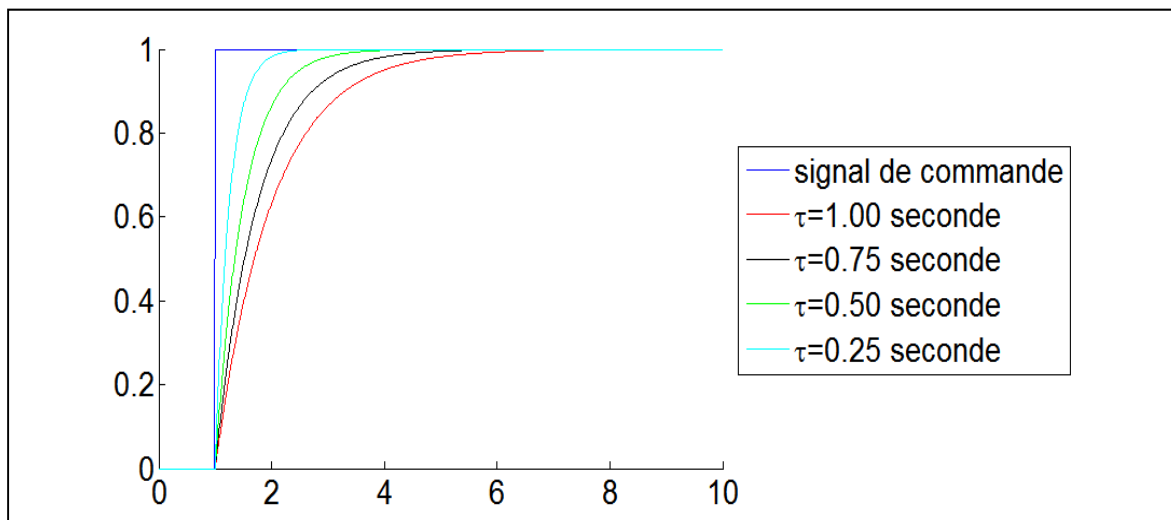


Figure 2.28 Influence de la constante de temps (τ) sur la réponse à une commande échelon

Note : $K_s = 1$ pour ces résultats

Pour une fonction échelon, le graphique de la réponse temporelle permet de déterminer les paramètres d'une fonction de transfert. Suite à la commande échelon, la valeur de sortie indiquée devrait correspondre à l'équation (2.53).

$$x_{sortie}(t) = AK_s(1 - e^{-t/\tau}) \quad (2.53)$$

Normalement, un thermocouple devrait avoir un gain statique d'environ 1, ce qui signifie qu'après un certain temps exposé à une température, il affichera cette température. Toutefois, la constante de temps peut varier en fonction du diamètre du thermocouple, tel que cela sera présenté à la section 3.1.2. De plus, le signal de sortie d'un thermocouple généré par une ligne de chauffe diffère largement d'un simple échelon. Il sera donc important de vérifier l'effet de la fonction de transfert sur les valeurs extraites du logiciel Ansys et de valider que l'effet du thermocouple reste négligeable.

CHAPITRE 3

MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE

Dans le processus de mise en forme par ligne de chauffe, le gradient thermique à travers l'épaisseur de la plaque joue un rôle capital dans la géométrie qui en résultera. Afin d'arriver à calibrer le modèle numérique présenté au chapitre 4, une série de tests ont été effectués dans le cadre de ce mémoire. Le procédé de mise en forme par ligne de chauffe utilisé pour ce mémoire utilise une source de chaleur de type chalumeau. Le mélange gazeux utilisé est une combinaison d'acétylène (C_2H_2) et de dioxygène (O_2). Ce mélange une fois brûlé peut atteindre une température de l'ordre de $3000^{\circ}C$ à $3500^{\circ}C$ tel que montré à la figure 3.1. Bien que le point de fusion de l'acier 304L soit de l'ordre $1500^{\circ}C$ et que l'on ne désire pas faire fondre la plaque, le mélange acétylène et dioxygène une fois la combustion terminée permettra de chauffer localement l'acier et cela rapidement. En déplaçant le chalumeau suffisamment rapidement, on évite de faire liquéfier l'acier.

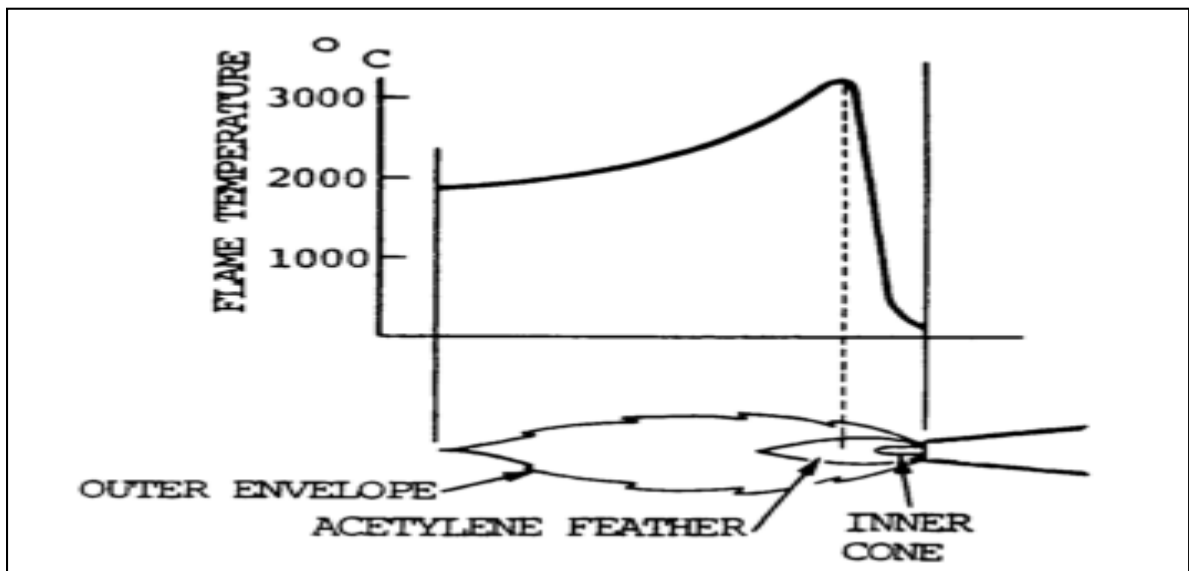


Figure 3.1 Distribution de température le long d'une flamme oxyacétylénique
Tirée de http://www.roadkillcustoms.com/hot-rods-rat-rods/welding/Ch11.asp#fig11_1

Comme l'illustre la figure 3.1, la distance idéale entre le bec du chalumeau et la plaque est à quelques millimètres de la pointe du dard (inner cone). Quelques tests ont permis de déterminer que cette distance devait être près de 12.7 mm ($1/2$ ") pour un mélange 38 psig de O_2 et 75 psig de C_2H_2 .

Des mesures de température de la plaque ont été prises afin d'arriver à calibrer le modèle par éléments finis ultérieurement. Comme les thermocouples ne sont pas faits pour résister à une température de l'ordre de 3000 °C, la source de chaleur sera calibrée en fonction des températures mesurés dans la plaque d'acier grâce aux thermocouples.

3.1 Équipements expérimentaux

Les équipements présentés dans la sous-section 3.1 sont ceux qui furent utilisés lors des tests. Les équipements faisant partie du banc de test permettent d'avoir une bonne répétition des résultats en contrôlant la vitesse et la position de la source de chaleur. Le système d'acquisition de température quant à lui fourni des informations sur la courbe de température lors du passage de la source de chaleur. Finalement, le système de numérisation de la plaque fourni des informations quant à la géométrie de la plaque ce qui permet de voir l'évolution de la déformation d'une passe à l'autre.

3.1.1 Banc de test

Le banc de test est en fait un chalumeau oxyacétylénique installé sur un chariot dont le mouvement est contrôlé par un vérin électrique comme montré sur la figure 3.2. Afin de donner une consigne au vérin électrique, une tension est imposée à titre de signal de commande. La tension correspond donc à une vitesse pour le vérin, ce qui permet au vérin d'avancer à vitesse contrôlée.

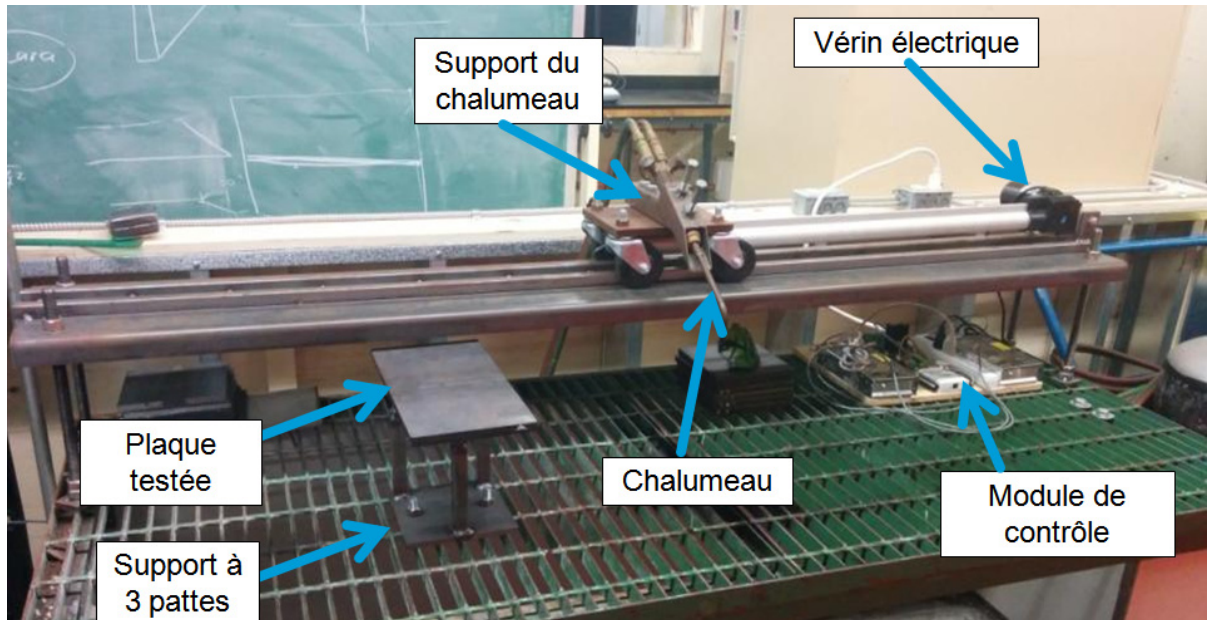


Figure 3.2 Banc de test expérimental

Le déplacement du chariot n'est pas contrôlé en position, mais plutôt en vitesse. La vitesse est contrôlée grâce à la tension d'un potentiomètre virtuel dans le logiciel Labview. La tension électrique qui est fournie au vérin va de -5 volts à 5 volts ce qui permet de faire avancer et reculer le vérin à différentes vitesses en fonction de la tension. Il est possible de constater que la variation de la vitesse n'est pas linéaire avec la tension du signal du vérin, comme l'illustre la relation de la figure 3.3.

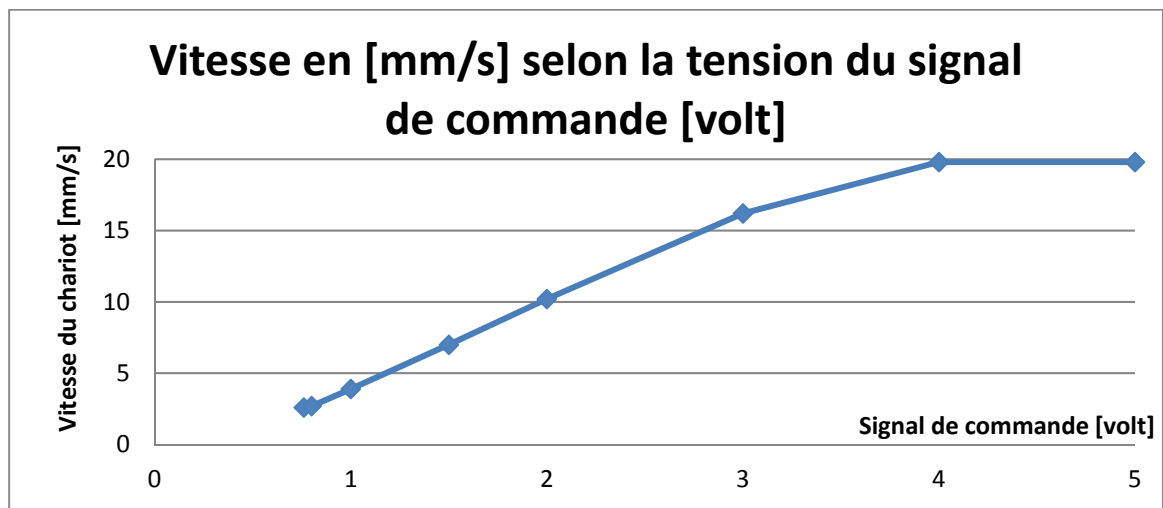


Figure 3.3 Relation entre la vitesse et la tension du signal de commande

La distance de la plaque au chalumeau est ajustée grâce à 3 vis qui soutiennent la plaque à la figure 3.2. Ce montage a été favorisé par rapport à un montage en porte-à-faux, car l'objectif est de ne pas exercer d'efforts externes sur la plaque pendant le test. Le support en porte-à-faux créer un encastrement sur l'une des extrémités de la plaque ce qui empêche la plaque de se déformer. La figure 3.4 est tirée du mémoire de Guillaume Pradinc [16] et présente une illustration des 2 types de montage.

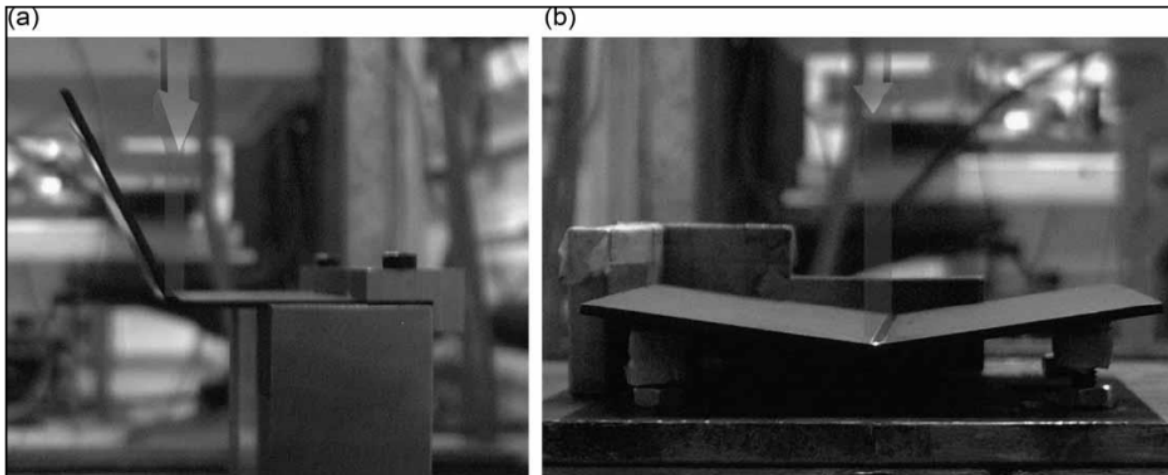


Figure 3.4 Type de montage de support (a) encastré (b) simplement appuyé
Tirée de Pradinc (2013 p.10)

3.1.2 Thermocouple de type K

Dans le cadre de ce projet, des mesures de température ont été prises à travers l'épaisseur de la plaque grâce à des thermocouples soudés dans de petits trous usinés préalablement aux tests de ligne de chauffe. Cette méthode est la même que celle utilisée par Olivier Morin [15] dans le cadre de son mémoire pour mesurer les températures lors de ses tests de soudures.

Les thermocouples utilisés pour faire l'expérimentation sont des thermocouples de type K. Ces thermocouples sont faits de 2 fils métalliques de nature différente. Dans le cas des thermocouples de type K, il s'agit d'un fil de chromel et d'un autre en alumel. Les thermocouples de type K sont les plus répandus. Selon le fabricant Omega, la plage théorique

de lecture des thermocouples de type K va de -200°C à 1250°C et la précision est de 2.2°C . Il faut préciser qu'en fonction du diamètre des fils, le fabricant ne garantit pas que le thermocouple pourra rester en place et donc fournir une lecture. Sur son site, le fabricant indique qu'un thermocouple de type K dont le diamètre est de 0.13mm résistera à une température d'opération maximale de 593°C (1100°F) alors qu'un 0.81mm lui pourra fonctionner jusqu'à 982°C . Le choix d'un fil plus fin permettra d'avoir une meilleure réponse en terme d'amplitude et de délai, puisque la constante de temps du thermocouple est plus basse. Le diamètre utilisé lors des tests dans le cadre de ce mémoire est de 0.020 po. Selon le fabricant, la constante de temps du thermocouple utilisé est d'environ 0.85 seconde comme l'illustre le graphique présenté à la figure 3.5.

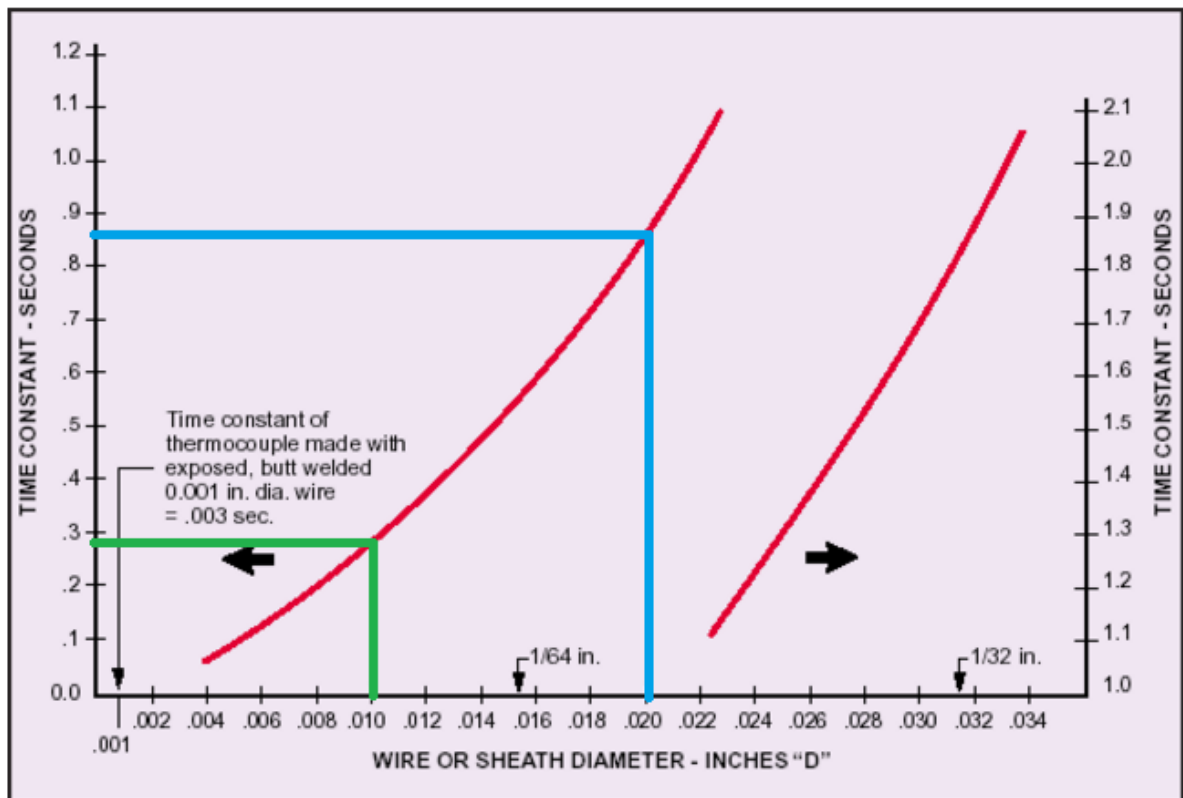


Figure 3.5 Relation entre le diamètre et la constante de temps des thermocouples de type K

Tirée de (<http://www.omega.com/techref/ThermocoupleResponseTime.html>)

L'utilisation d'un thermocouple plus fin aurait permis d'avoir une plus petite constante de temps et donc une meilleure réponse. L'amplitude est moins affectée et le décalage temporel de la crête est plus petit, puisque le système à l'étude est en régime transitoire et non un simple échelon. En utilisant les signaux de température générés par Ansys et en les traitants dans Simulink, il est possible de voir l'effet des thermocouples sur la mesure de température réelle. La figure 3.6 représente un laboratoire virtuel qui permet de simuler l'effet qu'a le diamètre thermocouple sur la mesure en température.

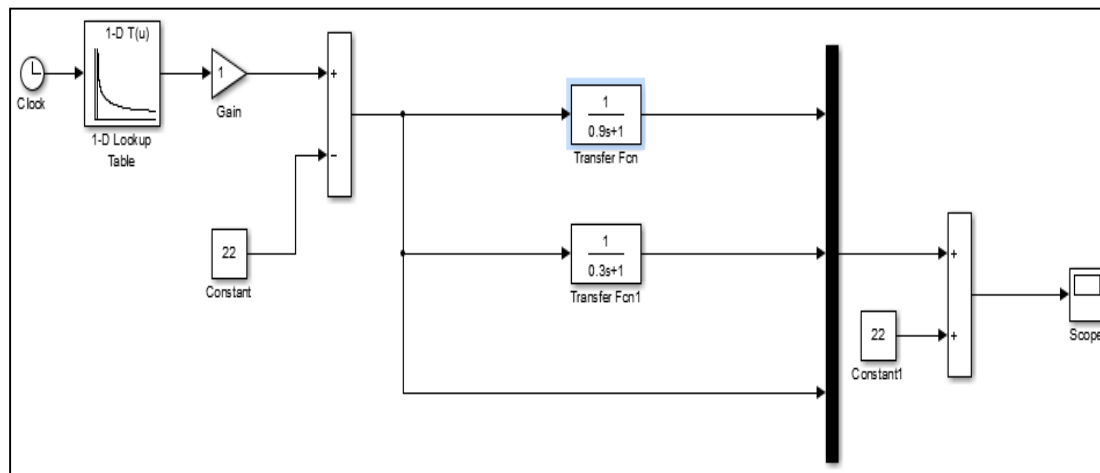


Figure 3.6 Modèle Simulink sur l'influence des thermocouples sur la mesure

En comparant le signal d'origine en bleu au signal des thermocouples en vert et en rouge à la figure 3.7, il est possible de constater que l'aspect général du signal est le même. Les thermocouples de 0.010 pouce de diamètre auraient donné de meilleures réponses, mais comme ils sont très sensibles et se décrochent facilement, l'option des thermocouples de 0.020 pouce de diamètre reste une alternative intéressante pour deux raisons. D'abord, l'amplitude de la température maximale n'est pas trop modifiée et le signal de la réponse en général est très semblable, selon la figure 3.7. Ensuite, il est plus résistant aux manipulations et il résiste à une plus haute température. En comparant la figure 3.8, il est possible de constater que l'écart de la crête par rapport au signal original est de 2% et que le délai est d'un peu plus d'une seconde, ce qui est acceptable.

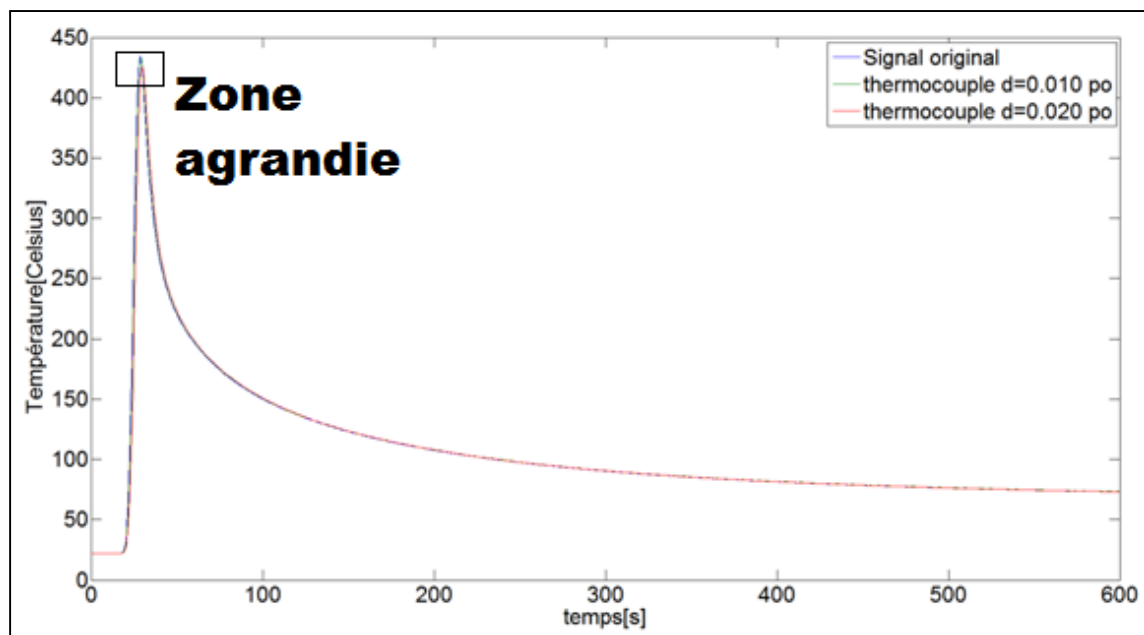


Figure 3.7 Simulation de l'influence sur la mesure d'un thermocouple

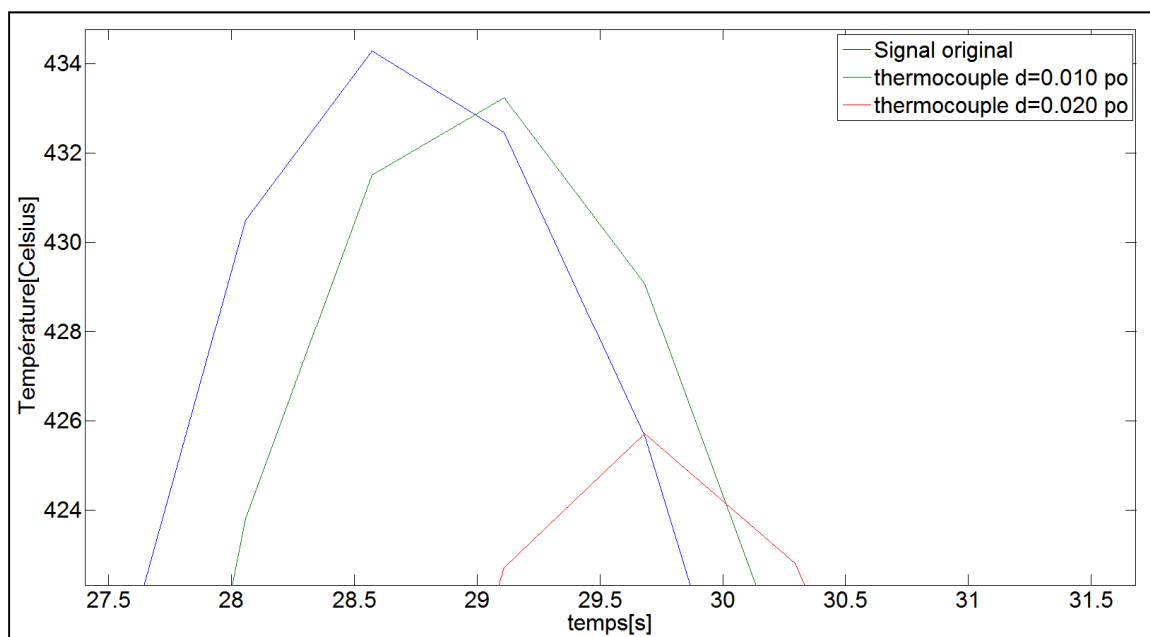


Figure 3.8 Simulation de l'influence sur la mesure d'un thermocouple (agrandie)

3.1.3 Système d'acquisition Graphtec GL220

Le signal de tension des thermocouples de type K est converti en lecture de température grâce à l'appareil Graphtec GL220. La conversion des lectures de thermocouples de tension à lecture de température y est déjà programmée. Cet appareil de mesure possède 10 canaux et permet donc de lire 10 thermocouples à la fois. Puisque le Graphtec est en fait un petit ordinateur, il peut afficher les courbes en temps réel des mesures de températures. La fréquence maximale d'échantillonnage de l'appareil est 10 mesures de thermocouples par secondes. La figure 3.9 montre une photo de l'appareil utilisé pour les expériences.



Figure 3.9 Midi LOGER GL220 de Graphtec

Tirée de http://www.jensentools.com/images/p/479-672.01_s500_p1.jpg

3.1.4 Numériseur d'image Go!Scan 20

Afin d'obtenir le profil de la plaque après l'application d'une ligne de chauffe, l'appareil utilisé est le **Go!SCAN 20** de la compagnie Creaform Inc. Cet appareil est en fait un scanner optique dont la résolution est de 0.1 mm. L'appareil peut donc mesurer un premier point sur un objet et ensuite mesurer un point voisin à une distance de 0.1 mm. Toutefois la précision de l'appareil est également de 0.1 mm. Dans le cadre des tests effectués dans ce mémoire, la

résolution utilisée est 1 mm. La figure 3.10 est une photo de l'appareil utilisé pour effectuer la numérisation des plaques.



Figure 3.10 Go! Scan20 de Creaform©
Tirée de <http://www.3dnatives.com/3D-compare/scanner/go-scan-20>

Afin de parvenir à numériser les plaques, des collants doivent avoir été préalablement apposés sur les surfaces que l'on désire numériser. Ensuite, il ne reste qu'à déplacer l'appareil le long des surfaces de la plaque que l'on désire numériser en appuyant sur la gâchette. La figure 3.11 et la figure 3.12 présentent une démonstration de l'utilisation de l'appareil avec le logiciel d'acquisition VXelements alors que la figure 3.13 présente le résultat obtenu suite à la numérisation d'une plaque.

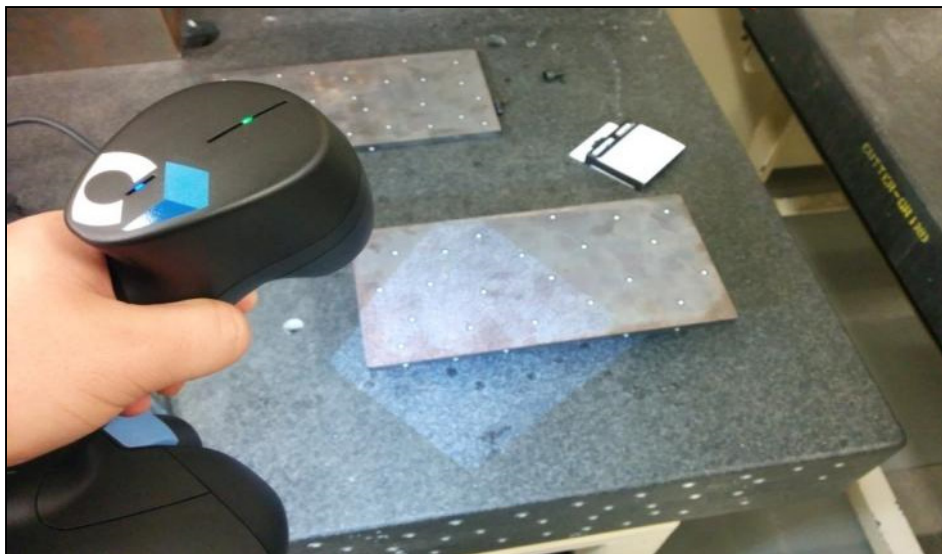


Figure 3.11 Utilisation de l'appareil Go! scan 20



Figure 3.12 Acquisition des données du Go! Scan 20 par le logiciel VXelements

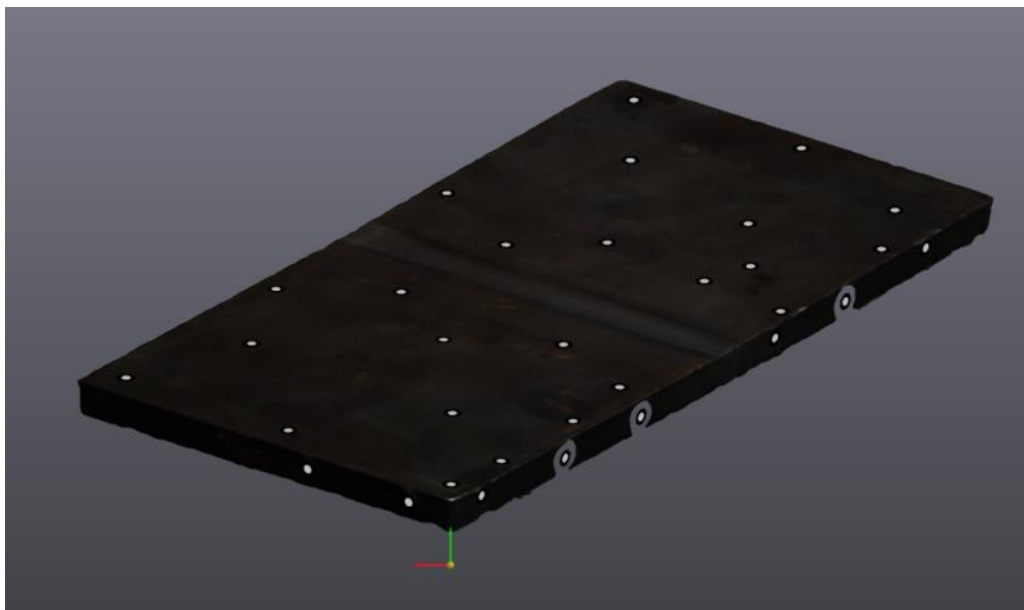


Figure 3.13 Résultat de la numérisation d'une plaque

3.2 Protocole Expérimental

Cette section présentera la procédure qui fut utilisée lors de la partie expérimentale de ce mémoire. Elle permettra donc aux lecteurs d'en comprendre la procédure et de reproduire les résultats obtenus.

3.2.1 Revenu de détente

Afin de retirer les contraintes mécaniques pouvant être déjà présentes dans la plaque, un passage au four a été effectué. Selon les recommandations de Jean Benoit Lévesque, Chercheur à l'institut de recherche du Québec (IREQ), il faut d'abord élever la température du four à 650 °C. Par la suite, il faut y introduire les plaques en les plaçant l'une à côté de l'autre. La durée du passage doit être de 1h par pouce d'épaisseur pour les plaques, selon ses recommandations. Aucun gaz de protection n'est nécessaire pendant le processus. Pour ce qui est du refroidissement, aucun contrôle n'a été effectué, le four a été simplement éteint afin de revenir à la température ambiante. Le processus afin de faire refroidir jusqu'à la température ambiante est assez long. Lors de la préparation des échantillons, la descente de 650°C à 100°C a pris près de 14 h. Le refroidissement de 100°C à 20 °C s'est fait avec les plaques

sorties du four afin d'accélérer le processus. La figure 3.14 démontre le changement de couleur qui se produit suite au passage au four. Notez que les trous ont été percés après le passage au four afin d'éviter les risques de corrosion dans ceux-ci. La photo a été prise suite à l'étape d'usinage, comme seul les trous ont été percés, les surfaces n'ont pas été affectées.

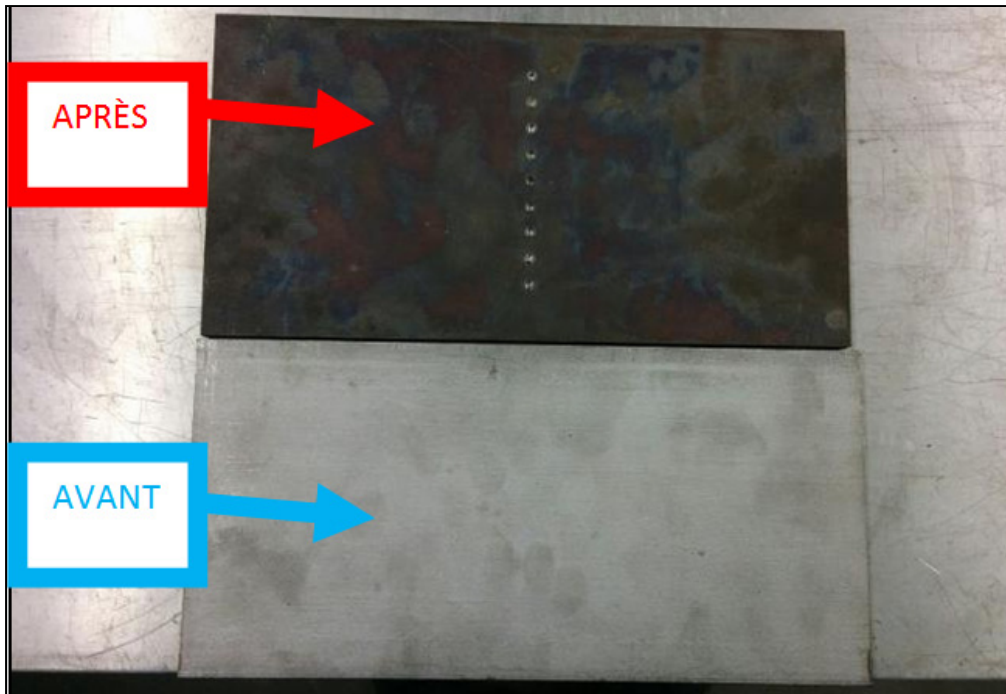


Figure 3.14 Changement de couleur avant et après le passage au four (et perçage)

3.2.2 Perçage des trous

Suite au passage au four, les plaques ont été percées grâce une fraiseuse à commande numérique. La figure 3.15 présente une vue de coupe des trous percés à travers l'épaisseur de la plaque. Avec des trous à diverses profondeurs, il est possible d'avoir une meilleure idée du gradient thermique à travers l'épaisseur.

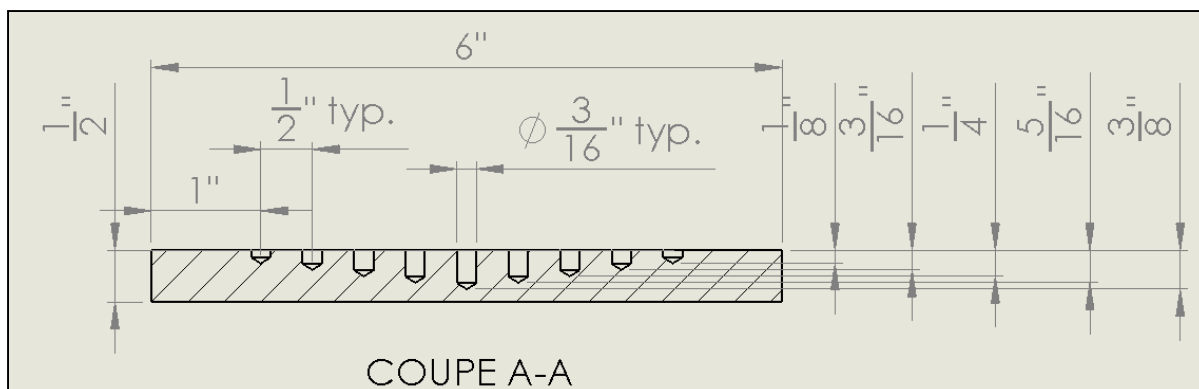


Figure 3.15 Schématisation de la vue de coupe pour les trous

3.2.3 Installation des thermocouples

Les thermocouples sont d'abord torsadés puis soudés au fond des trous usinés à l'étape précédente. La présence du cône facilite et favorise la prise de mesure au centre du trou. La figure 3.16 montre un thermocouple tel qu'assemblé pour les tests. La figure 3.17 quant à elle permet de voir la torsade une fois qu'elle a fondu sur une plaque et dans un trou. La figure 3.18 présente une vue de coupe d'un thermocouple tel qu'il est soudé dans le fond du trou d'une plaque.



Figure 3.16 Photo d'un thermocouple assemblé (torsadé)

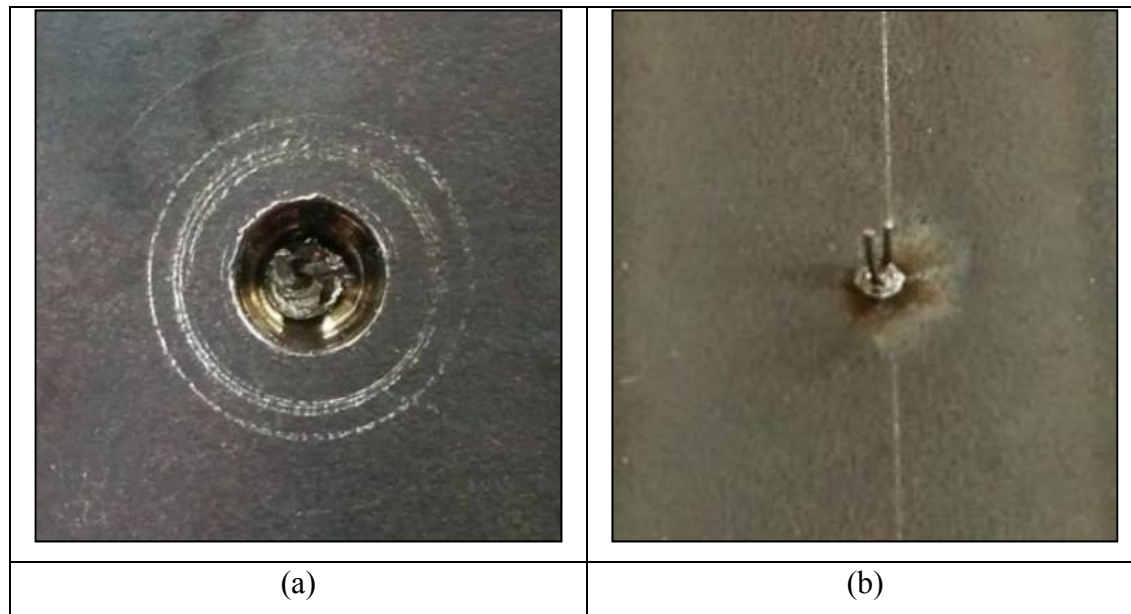


Figure 3.17 Thermocouple soudé au fond d'un trou (a) et une surface plane (b)



Figure 3.18 Vue de coupe d'un thermocouple soudé au fond d'un trou

3.2.4 Calibration de la vitesse du chariot

Lors des divers tests effectués, la vitesse de déplacement de la source de chaleur est constante. La commande du vérin électrique est toutefois indiquée en volt et non pas en vitesse de déplacement. Il a donc fallu calculer la vitesse de déplacement de la source pour une tension donnée.

Les mesures pour les calculs des vitesses de déplacement ont été faites à l'aide d'un ruban à mesurer et un chronomètre. À titre d'exemple le tableau 3.1 présente les mesures effectuées pour un test où la commande est à 0.8 Volt. Le tableau démontre que la vitesse est relativement constante pour une tension donnée.

Toutefois, lors du déménagement du banc de test, il a fallu changer d'emplacement dans le local et donc changer de prise de courant. Pour obtenir des vitesses semblables aux résultats du tableau 3.1, il a fallu diminuer la tension de commande à 0.77 Volt. Il est donc recommandé de tester le vérin du banc de test sur la prise de courant que l'on planifie utiliser avant de faire un test avec chalumeau sur une plaque. Toutefois une fois les branchements effectués, les résultats du banc de test sont très facilement répétables.

Tableau 3.1 Mesure de vitesse pour une commande de 0.8 Volt

Temps [s]	Déplacement[mm]	Vitesse [mm/s] (Calculée)
30,02	81	2,70
30,01	80	2,67
30,04	80	2,66
60,06	161	2,68
60,15	161	2,68
60,04	161	2,68
60,14	162	2,69
90,02	243	2,70
90,19	243	2,69
90,16	243	2,69
90,10	244	2,71
120,11	326	2,71
120,17	327	2,72
120,16	329	2,74
120,13	326	2,71

Le tableau 3.2 fournit la moyenne des mesures de vitesse obtenues pour divers signaux de commande. Il est à noter que les valeurs obtenues sont sur l'aller (lorsqu'il se déploie et que le chariot s'éloigne du moteur), car les mesures sont plus stables que sur le retour. Bien qu'on ne s'explique pas le phénomène, il a pu être observé et pris en compte afin d'améliorer la répétabilité des tests. Il est également important de noter que le vérin a tendance à se bloquer si la tension de la commande est trop faible. En utilisant le vérin à une vitesse de 2.7 mm/s, il est assez lent pour obtenir une bonne élévation de température tout en évitant de se bloquer.

Tableau 3.2 Relation entre la commande en volt et la vitesse du chariot

Tension de commande[Volt]	Vitesse en[mm/s]
0.76	2.6
.80	2.7
1.00	3.9
1.50	7.0
2.00	10.2
3.00	16.2
4.00	19.8
5.00	19.8

3.2.5 Ajustement du chalumeau

Lors des tests, le mélange des gaz est contrôlé grâce à deux détendeurs. La pression à l'entrée du détendeur d'acétylène était de (200 psig) alors qu'à la sortie elle était de 7.5 psig. Pour ce qui est de l'oxygène, la pression d'entrée au détendeur était d'environ 500 psig alors que la pression de sortie était de 38 psig. La figure 3.19 représente l'un des tests faits sur des plaques d'acier d'un alliage différent.



Figure 3.19 Test de calibration de la flamme

En ayant à notre disposition une grande quantité de ces plaques (6" x 6" x $\frac{3}{8}$ "), il nous a été possible de déterminer de meilleurs paramètres pour la chauffe. En testant à coup 3.175 mm ($\frac{1}{8}$ "), la distance de 12.7 mm entre le bout du chalumeau et la plaque s'est avérée la plus efficace en terme d'élévation de température (ΔT). L'expérience consistait à placer 3 thermocouples sous la plaque lors d'une ligne de chauffe. La ligne de chauffe traversait la largeur de la plaque en passant par le centre de la plaque. Les thermocouples étaient placés l'un au centre de la plaque et les 2 autres à 1 pouce de part et d'autre du centre sous la ligne de chauffe. Le tableau 3.3 présente la valeur des crêtes obtenues suite aux tests. Une crête plus élevée signifie qu'il a été possible de chauffer la plaque un peu plus et donc que la source d'énergie est plus efficace pour cette distance. Le mélange gazeux ainsi que la vitesse ne reste inchangé pour ces tests.

Tableau 3.3 Résultats de l'expérience afin de déterminer la distance entre l'embout et la plaque idéale.

Distance entre l'embout et la plaque (h)	Test 1	Test 2
9.5 mm (3/8'')	267.2	270.3
	277.7	274.7
	273.6	274.9
12.7 mm (1/2'')	322.3	323.9
	322.9	305.9
	324.6	324.7
15.9 mm (5/8'')	308.7	310.4
	305.8	269.6
	310.6	303.4

Notez que la photo ne rend pas justice à l'aspect réel de la flamme lors des tests. Le cône interne de la figure 3.20 brille pratiquement autant que sur la figure 3.19 alors que l'enveloppe externe elle, brille moins que sur la figure 3.19. La figure 3.21 présente 3 types de flamme, la flamme neutre représente la flamme idéale, elle assure une combustion complète dans une zone restreinte sans toutefois oxyder la surface de la plaque. Notez que le cône interne et la plume d'acétylène sont confondus lorsque la flamme est neutre.



Figure 3.20 Schéma des zones d'une flamme de chalumeau oxygène acétylène
Tirée de http://www.roadkillcustoms.com/hot-rods-rat-rods/welding/Ch11.asp#fig11_1

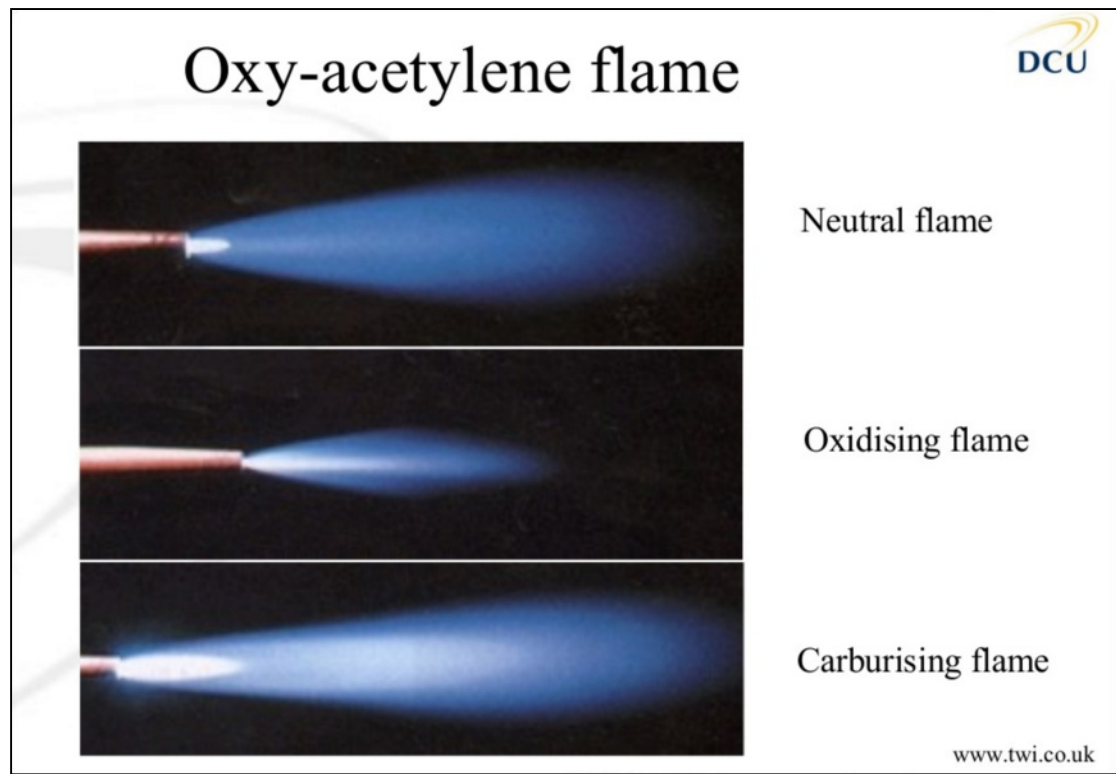


Figure 3.21 Type de flamme en fonction du mélange gazeux.

Finalement, certaines mesures de la trace de la ligne de chauffe ont été prises en note afin de comparer certains phénomènes à ceux mesurés lors de la simulation. D'abord, la largeur du trait de la ligne de chauffe semble faire environ 19 mm ($\frac{3}{4}$ ") comme le démontre la figure 3.23. Ensuite, la section d'entrée qui correspond au début de la ligne de chauffe est un peu moins large que celle de la section constante. Cette section est présentée à la figure 3.24 et mesure environ 22 mm ($\frac{7}{8}$ "). Finalement, la figure 3.25 présente la longueur de la section de sortie, zone où la largeur recommence à s'élargir. Cette zone mesure environ 12.7 mm ($\frac{1}{2}$ ").

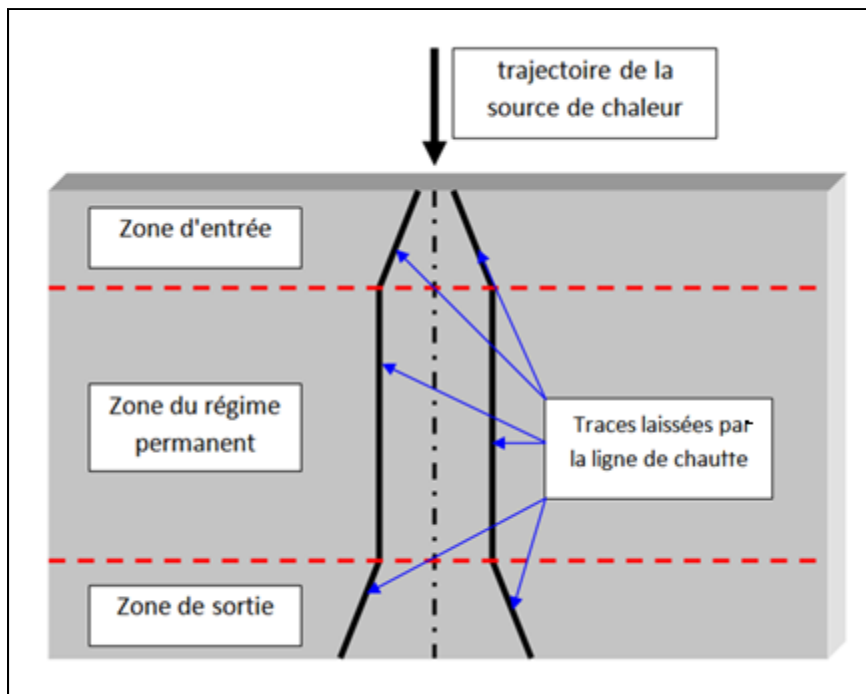


Figure 3.22 Schéma d'une trace laissée par une ligne de chauffe

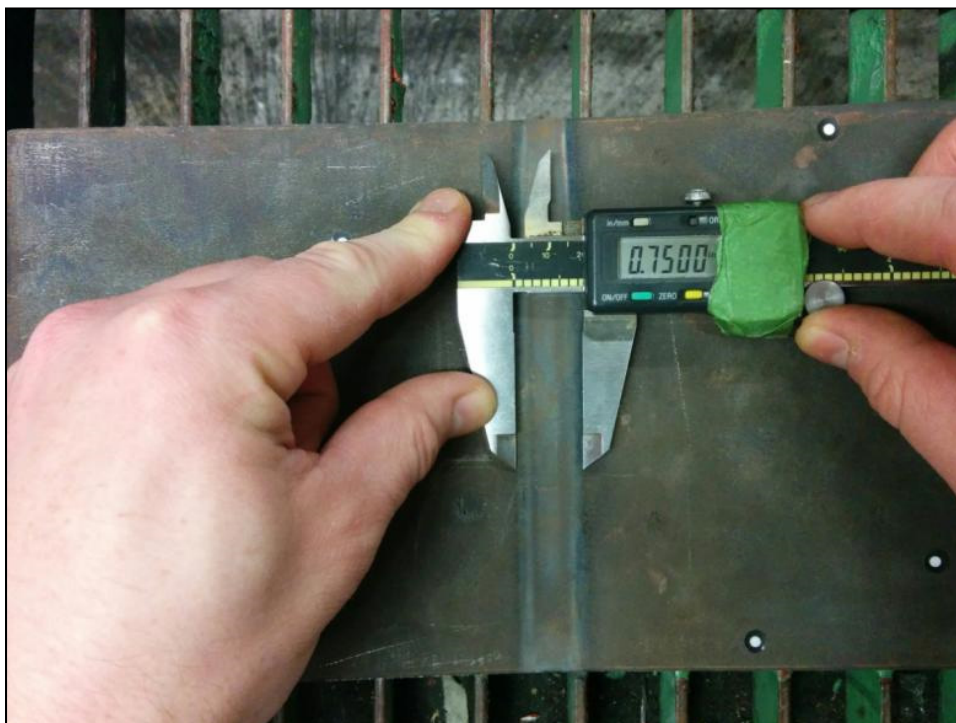


Figure 3.23 Largeur de la ligne de chauffe (zone du régime transitoire)



Figure 3.24 Longueur de la zone d'entrée

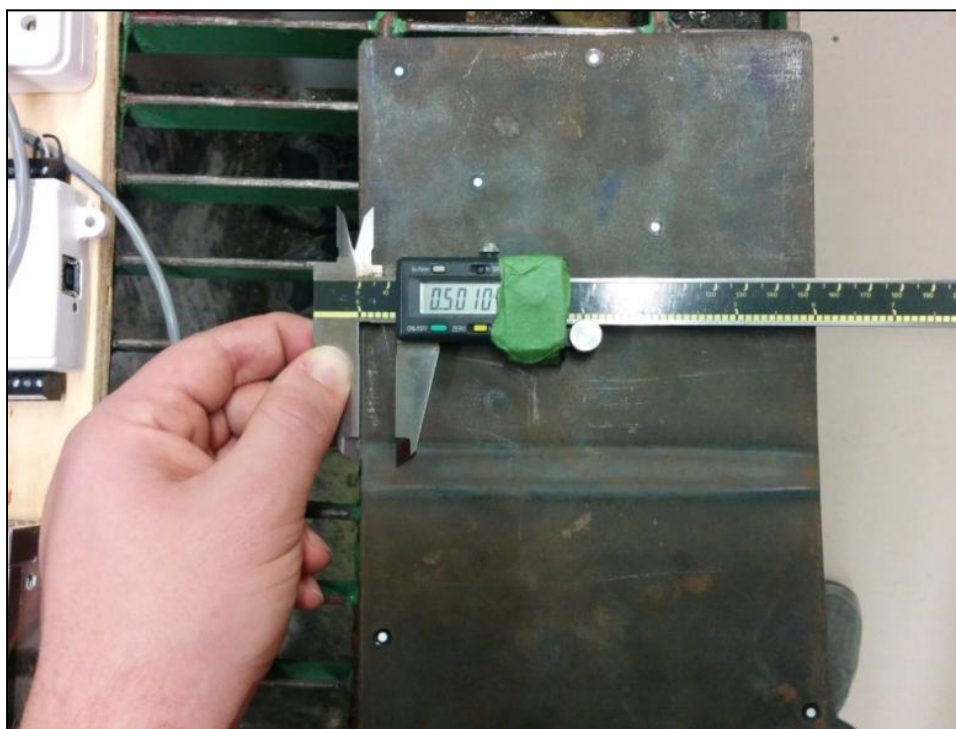


Figure 3.25 Longueur de la zone de sortie

CHAPITRE 4

MODÉLISATION DU PROCESSUS DE LIGNE DE CHAUFFE PAR LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS

Les simulations effectuées dans le cadre de ce travail de mémoire ont été exécutées sur la version 14.5 du logiciel commercial Ansys©. Les simulations sont programmées dans l'interface APDL (Ansys Parametric Design Language) du logiciel plutôt que dans l'interface Workbench, car l'interface APDL permet plus de contrôle sur l'ensemble des paramètres. En utilisant la version APDL, il est possible de mieux contrôler les paramètres qui influenceront les calculs comme le solveur, le type d'éléments, le maillage et les divisions de la géométrie et bien d'autre.

Ce chapitre du mémoire présentera la structure du script d'exécution du logiciel Ansys APDL. Chaque section du code est séparée par une boîte d'un motif semblable à celui de la figure 4.1, qui permet de repérer rapidement chaque section.

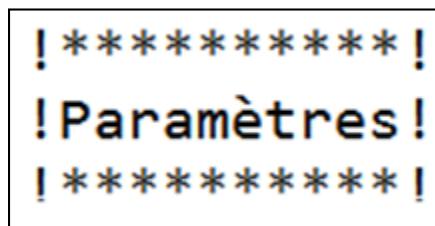


Figure 4.1 Division de section
dans le code Ansys APDL

4.1 Paramètres de "design"

Les premières variables créées et qui ne sont pas dans la bibliothèque du logiciel, sont les valeurs de pi ($\pi = 3.14159\dots$), les ratios pour les mesures de 1 mm et de 1 pouce (*pi,mm,po*), paramètres qui sont utilisés pour des fins de calculs. Ensuite dans cette sous-section, les dimensions de la plaque sont données par *lx*, *ly* et *lz* qui sont respectivement la largeur, l'épaisseur et la longueur suivant les axes x, y et z. Il est important de noter que pour le reste

des calculs faits dans ce logiciel, l'épaisseur de la plaque doit toujours suivre l'axe y. Ensuite les paramètres *elx*, *ely* et *elz* permettent de définir la longueur maximale d'une arête d'éléments cubiques lors de la discrétisation du maillage raffiné. Le paramètre *siz* quant à lui permet d'ajuster le ratio entre les éléments grossiers et les éléments raffinés, les éléments à l'extérieur de la zone raffinée auront des arêtes *siz* fois plus longues. Il est acceptable d'utiliser moins d'éléments à l'extérieur de la zone raffinée, car il y a peu d'évolution à l'extérieur de la zone. Cette technique permet donc d'économiser du temps tout en gardant un résultat acceptable.

Une deuxième série de variables est présente afin de représenter adéquatement les paramètres de la source de chaleur. Le paramètre *tf* représente la température ambiante qui est nécessaire pour calculer les échanges de chaleur entre la plaque et le milieu ambiant. Les paramètres *vit* et *dt* représentent la vitesse de déplacement de la source de chaleur et le pas de temps utilisé lorsque la source de chaleur se déplace. L'incrément de temps est donc constant pendant le déplacement de la source de chaleur. Les variables *xcdep* et *zcddep* sont les coordonnées de départ de la source de chaleur. Le paramètre *angu* quant à lui donne la direction de la ligne de chauffe, l'angle de repère ($\text{angu}=0$) suit l'axe x de la plaque. Les paramètres *hs1* et *cs1* sont respectivement le nombre d'incrément utilisés afin de représenter le déplacement de la source de chaleur et le nombre d'incrément utilisés afin de représenter le refroidissement.

4.2 Propriétés de matériaux

Comme cela fut mentionné dans la revue de la littérature, une série de propriétés doivent être définies afin de bien représenter l'évolution thermique et structurale de l'acier 304L lors des simulations. Dans le logiciel Ansys APDL, les propriétés sont définies en fonction de la température. À titre d'exemple, voici comment définir la conductivité thermique de l'acier inoxydable 304L.

Tableau 4.1 Exemple de la programmation de relation
entre la conductivité thermique et la température

Code	Explication
<i>MPTEMP,,20</i> <i>MPDATA,KXX,1,1,15</i>	<i><-Défini la température (20°C)</i> <i><-Défini la conductivité thermique, matériau 1, 1^{ière} valeur,</i> <i>15 Wm⁻¹K⁻¹</i>
<i>MPTEMP,,200</i> <i>MPDATA,KXX,1,2,17.5</i> <i>(À chaque température fourni)</i>	<i><-Défini la température (200°C)</i> <i><-Défini la conductivité thermique, matériau 1, 2^e valeur,</i> <i>17.5 Wm⁻¹K⁻¹</i> <i><-etc.</i>
<i>MPTEMP,,1340</i> <i>MPDATA,KXX,1,8,33.1</i>	
<i>MPTEMP,,1390</i> <i>MPDATA,KXX,1,9,33.1</i>	

Dans cette commande (MPTEMP,,20) permet par exemple de définir un paramètre lorsque la température est de 20 °C. La ligne suivante (***MPDATA,KXX,1,1,15***) permet de définir une propriété pour le matériau 1 à la première entrée (température de 20 °C définie à la ligne précédente), ici c'est le conductivité thermique qui vaut 15 Wm⁻¹K⁻¹. Le tableau suivant permet de déterminer la commande pour fournir une propriété à un matériau dans le logiciel.

Tableau 4.2 Liste de commande des propriétés de matériau APDL

Commande APDL	Signification
MPDATA,DENS	Masse volumique ('Density' en anglais à ne pas confondre avec 'Densité' en français, qui est un rapport de la masse volumique sur celle de l'eau à température ambiante (20 °C) et pression normalisée(1 atmosphère)).
MPDATA,KXX	Conductivité thermique sur la face x suivant l'axe x. Cette propriété est constante pour toute les directions pour un matériau isotrope.
MPDATA,APLX	Coefficient d'expansion thermique moyen suivant l'axe x. Cette propriété est constante pour toute les directions pour un matériau isotrope.
MPDATA,HF	Coefficient de convection pour une température donnée
MPDATA,C	Chaleur spécifique pour une température donnée
MPDATA,EX	Module d'élasticité suivant l'axe X. Cette propriété est constante pour toute les directions pour un matériau isotrope.
MPDATA,NUXY	Coefficient de Poisson.

Pour ce qui est de la relation entre la contrainte et la déformation, celle-ci doit être définie dans une table sensiblement de la même manière que les propriétés de matériaux. Un exemple est présenté au tableau 4.3.

Tableau 4.3 Exemple de la programmation de relation σ vs. ϵ selon la température

Code	Explication
TB,BKIN,1	<-Défini le comportement bilinéaire du matériau 1
TBTEMP,20	<-Défini la température (20°C)
TBDATA,1,230e6,2800e6	<-TBDATA,matériau 1,limite élastique(σ_e), module de plasticité (ET)
TBTEMP,400	<-Défini la température (400°C)
TBDATA,1,132e6,2380e6	<-TBDATA,matériau 1,limite élastique(σ_e), module de plasticité (ET)
TBTEMP,1000	<- etc.
TBDATA,1,50e6,9.6e7	
TBTEMP,1200	
TBDATA,1,10e6,5e7	
TBTEMP,1400	
TBDATA,1,10e6,1e7	

4.3 Géométrie et maillage

Bien que la géométrie d'une simple plaque ne soit pas très complexe, il est préférable de diviser le volume en plusieurs sections afin de pouvoir contrôler plus facilement le maillage (voir figure 4.2). Lors de la modélisation de la plaque dans les cas où la présence des trous des thermocouples est négligée, le maillage se faisait en 3 sections. La section du centre est la section où le maillage est le plus raffiné, car la source de chaleur provoque plus de déformation dans cette zone, et les sections des extrémités sont maillées plus grossièrement, car il y a peu de changement et donc d'influence sur les résultats. Des éléments de type brique à 8 nœuds sont utilisés afin de représenter la plaque pour cette pour la figure 4.3.

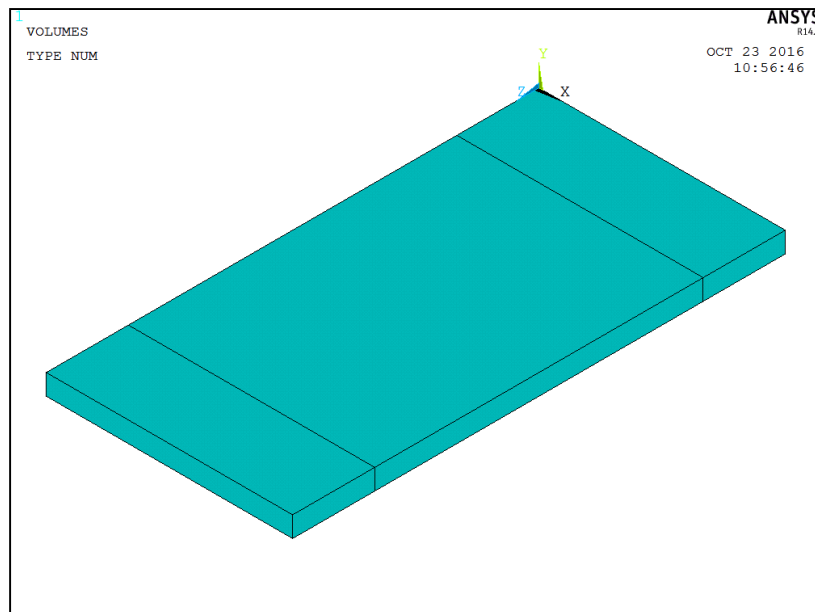


Figure 4.2 Division du volume de plaque en 3 sections

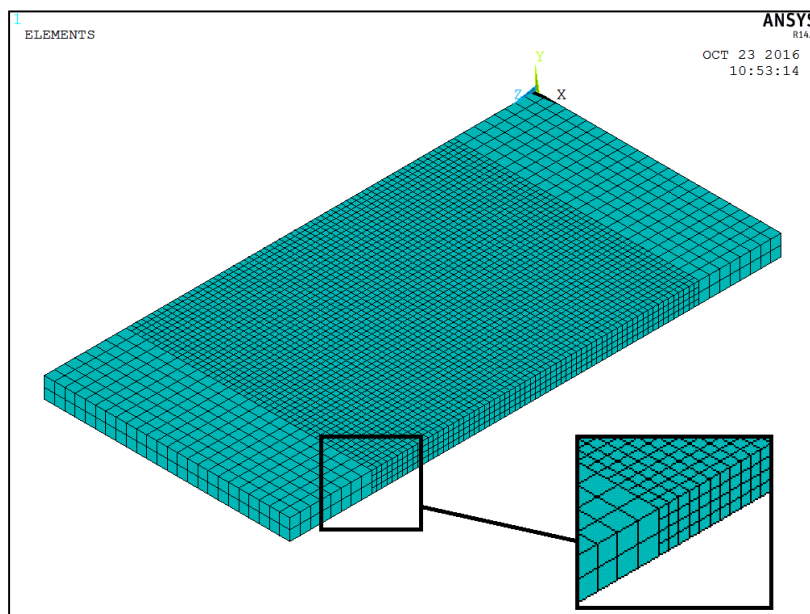


Figure 4.3 Maillage de la plaque
(Ratio 2:1, 4 éléments à travers l'épaisseur)

Dans la cadre du mémoire, divers types d'éléments seront utilisés lors des simulations (brique 8 nœuds, brique 20 nœuds, tétraèdre 10 nœuds). Les résultats obtenus avec les divers types d'éléments seront comparés à la fin du chapitre.

4.4 Équations de liaison

Puisque le volume de la plaque est défini par plusieurs petits volumes, il est nécessaire de les assembler. À l'interface, là où les surfaces se rencontrent, il est nécessaire de définir la liaison entre les 2 volumes. La solution retenue dans le cadre de ce mémoire est d'utiliser des équations de liaison de la commande **CEINTF** (Constraint Equations at an **IN**TerFace). Il aurait également été possible d'utiliser une commande afin de fusionner les entités avec la commande **NUMMRG** (NUMerical **Me**RGing) du logiciel Ansys APDL, toutefois cette méthode ne permet pas de contrôler aisément le maillage et n'a donc pas été utilisée. En fusionnant les entités, les nœuds n'ayant d'équivalent sur le volume maillé grossièrement ne sont pas contraint et cela permet à une partie du volume d'entrer à l'intérieur d'un autre. Physiquement cela reviendrait à faire entrer deux solides pleins dans le même espace ce qui est impossible. La commande **CPINTF** quant à elle couplera les nœuds sensiblement des 2 volumes sensiblement de la même manière que **NUMMRG** sans toutefois réduire le nombre de degré de liberté. L'équivalent Workbench serait d'ajouter un corps bloqué.

En utilisant les équations de couplage à l'interface, il est nécessaire de définir 2 sections. La première est celle que l'on nommera la section A et qui est celle qui a le maillage le plus grossier. La section B a un maillage plus raffiné. Pour réussir l'opération de couplage, il faut sélectionner les éléments de la section grossière A et les nœuds des éléments de la section B à l'interface. La commande **CEINTF** créera automatiquement les équations de liaison une fois activée avec les sélections. La Figure 4.4 présente une illustration typique de couplage d'éléments. Lorsqu'il n'existe pas de nœuds correspondant entre le maillage fin et le maillage grossier, le solveur force les nœuds de la section raffinée à suivre le comportement des éléments de la section maillée grossièrement, par interpolation.

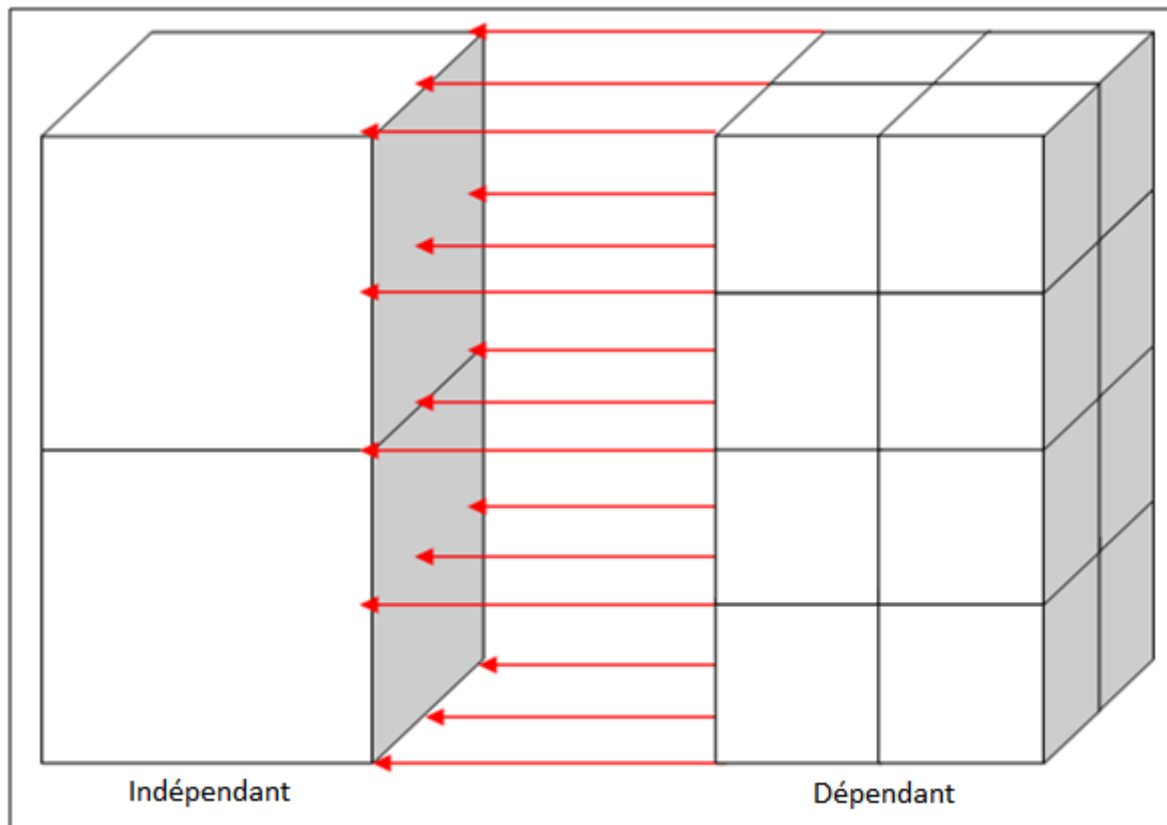


Figure 4.4 Liaison des éléments de 2 sections avec un maillage de densité différente (Brique de 8 nœuds)

4.5 Échanges de chaleur par convection et par radiation

Afin de modéliser l'échange de chaleur entre la plaque et l'extérieur, la convection combinée est appliquée sur les 6 faces externes de la plaque. Bien qu'en réalité la plaque soit posée sur un trépied, les points de supports n'atteignent pas de très haute température, il est possible de les toucher en tout temps sans craindre de se brûler. Il y a donc peu d'énergie qui voyage de la plaque aux supports, ce qui permet de poser que ce mécanisme de dissipation de la chaleur est négligeable lors des calculs.

Le logiciel Ansys APDL ne permet d'appliquer qu'un seul chargement sur la surface d'un élément donc soit de la convection (flux sortant), soit la source de chaleur (flux entrant). La convection combinée peut-être sur les 5 faces autres que celle du dessus. Pour la face du

dessus, il faut appliquer à chaque incrément de temps lors de la chauffe, la convection combinée d'abord puis l'énergie provenant de la source de chaleur. Lorsque la source se déplace à chaque incrément de temps, la réactivation de la convection combinée permet d'enlever le chargement de la source de chaleur du pas de temps précédent. De plus, cela permet de s'assurer que les éléments qui ne se trouvent pas sous le disque dissipent bien de la chaleur par convection et par radiation.

4.6 Source de chaleur

La modélisation du flux de chaleur du chalumeau est faite par le modèle de Krutz et Sergerlind présenté dans la revue de la littérature. Par contre, plutôt que de calculer l'intégrale de l'énergie sur chacun des éléments, l'énergie attribuée à chacun des éléments est calculée par rapport à la position de son centre. L'énergie attribuée par éléments est fournie par l'équation (4.1) en considérant x_c et z_c les coordonnées du centre de la source et x_i et z_i les coordonnées du centre de l'élément. Dans le logiciel, la puissance est appliquée comme un flux de chaleur sur la surface supérieure de chacun des éléments.

$$q(x_i, y_i) = \left(\frac{3Q}{\pi R^2} * e^{-3 * \frac{(x_c - x_i)^2}{R^2}} * e^{-3 * \frac{(z_c - z_i)^2}{R^2}} \right) \quad (4.1)$$

La figure 4.5 illustre une vue de coupe de la distribution d'énergie présentée à la figure (4.1). La courbe bleue représente la solution analytique alors que les rectangles rouges démontrent la distribution numérique utilisée dans Ansys APDL. Lorsque le maillage est grossier, les bandes rectangulaires sont peu représentatives du modèle mathématique. La figure 4.6 présente un maillage dense qui permet de mieux adhérer au modèle, mais qui serait très long à calculer. Dans le cadre des tests de cette section, la source avait un rayon de 25.4 mm et 12 éléments (brique à 8 nœuds) par rayon afin d'atteindre la convergence à moins de 2% d'écart pour la solution thermique et la solution structurale. Dans le cadre de leur travail, Zang et al. [22] avait eu à simplement avoir 2 éléments (brique à 20 nœuds) par rayon pour atteindre la convergence en déplacement et en température. Les auteurs ne mentionnent pas la méthode

de distribution d'énergie sur les éléments. Toutefois, ces derniers n'ont pas de mesures expérimental en température et en déplacement, ni même la largeur de leur ZAT.

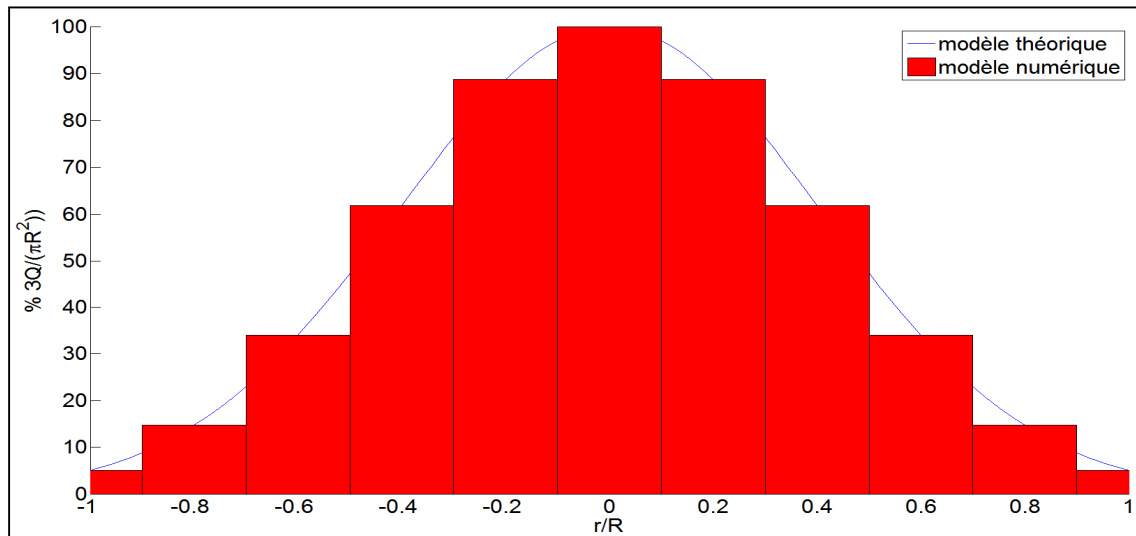


Figure 4.5 Vue de coupe de la distribution d'énergie sur la plaque (maillage grossier)

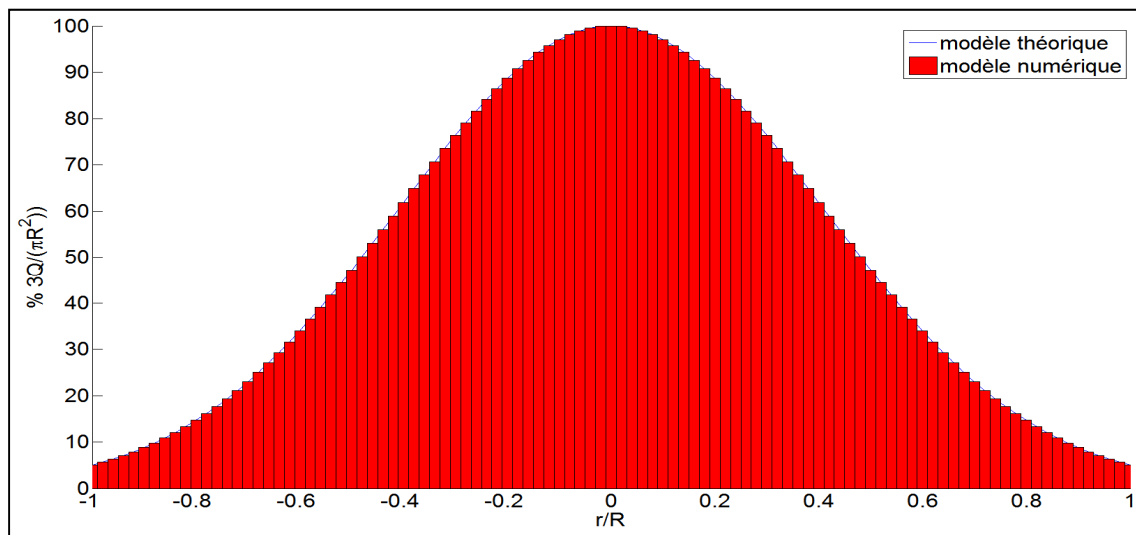


Figure 4.6 Vue de coupe de la distribution d'énergie sur la plaque (maillage fin)

4.7 Solution numérique thermique

Afin de résoudre le problème de température en régime transitoire, certaines étapes de calculs doivent être définies dans le logiciel. Par exemple, pour modéliser le déplacement de la source, un chargement d'énergie entrant est activé à une étape puis désactivé à l'étape

suivante. Dans la version Ansys Workbench, le terme utilisé est 'étapes'. Toutefois d'une étape de chargement à l'autre, le logiciel fait des calculs intermédiaires qu'il nomme sous-étapes afin de modéliser l'évolution des différents phénomènes. Dans la version APDL, avec la procédure utilisée, le logiciel ne fait pas de sous-étape ('substep' en anglais). Il fait toutefois des itérations afin de parvenir à la convergence des résultats sur un même pas de temps, car il s'agit d'un solveur implicite. Pour le procédé de ligne de chauffe utilisé lors de la partie expérimentale, la source de chaleur se déplace à vitesse constante. La technique utilisée pour représenter le déplacement de la source fut donc d'appliquer la source de chaleur pendant un court instant à un endroit, puis un instant plus tard d'appliquer la même source de chaleur de façon décalée. Pendant la modélisation du processus de ligne de chauffe, l'incrément de temps est constant et la source est déplacée le long de la ligne selon l'équation (4.2). Puisque les coordonnées du centre de la source, il faut modifié la formule 4.1 présentée précédemment. Le cas présenté à l'équation 4.2 est pour une vitesse constante.

$$q(x_i, z_i) = \left(\frac{3Q}{\pi R^2} \left(e^{-3 \frac{((x_0 + v_x t) - x_i)^2}{R^2}} \right) \left(e^{-3 \frac{((z_0 + v_z t) - z_i)^2}{R^2}} \right) \right) \quad (4.2)$$

Suite au passage de la source de chaleur, l'étape de refroidissement débute. Pendant la période de refroidissement, les incréments de temps (Δt) sont de plus en plus grands, puisqu'il y a de moins en moins de changement température en fonction du temps. À titre d'exemple, lorsque la source de chaleur vient de passer au-dessus d'un nœud, la température de celui est très élevée. Quelques instants plus tard, sa température devrait avoir baissé de manière prononcée, comme c'est le cas à la figure 4.7. La descente en température est rapide au début et de plus en plus lente au fur et à mesure que le temps s'écoule. Puisqu'il y a peu d'évolution thermique vers la fin, il est plus facile pour le logiciel de faire des calculs pendant de longue période de temps tout en maintenant des résultats convergeant. De plus, il n'y a plus de variation des conditions de chargement puisqu'il n'y a plus de source de chaleur. La figure 4.7 présente le signal de température simulé. Après 34 secondes de temps simulé, le nœud atteint sa température maximale à 1161 °C, 9 secondes plus tard la température de ce

noeud à baisser de plus de 600 °C. Si on refait la même analyse à 306 secondes, la température ne descend que de 2 °C

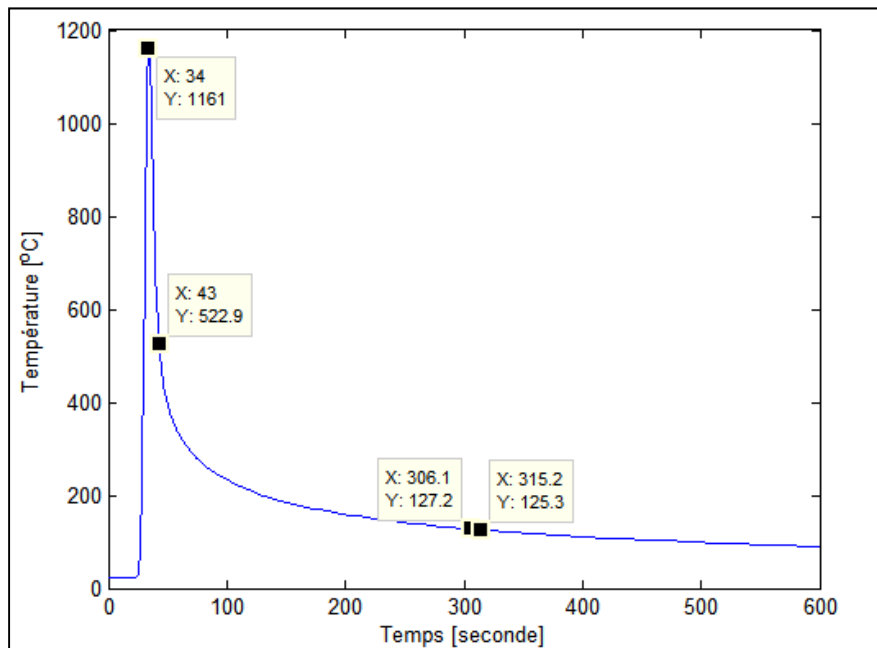


Figure 4.7 Température en fonction du temps pour un point située le long de la ligne chauffe

Il est important de noter que contrairement à la version par défaut du logiciel Ansys Workbench, le code développé dans le cadre de ce mémoire ne contient pas de sous-étapes entre les mouvements de la source.

Finalement, la toute dernière étape de calcul consiste à imposer retour à la température ambiante pour chacun des noeuds. Puisque mathématiquement, la solution prendrait un temps infini, il est nécessaire d'imposer par cette étape puisque les résultats de la comparaison des géométries déformées ce fait à température ambiante. Pour cette étape, la descente en température se fait de façon linéaire en un seul pas de temps, le retour ne se fait donc pas selon le modèle exponentiel inverse pendant ce pas de temps. Il est recommandé d'avoir préalablement fait redescendre la température de la plaque à près de 100°C puisqu'il y a très peu de changement entre les propriétés à 100°C versus celles à 20°C.

4.8 Changement de type d'analyse

Une fois la solution du régime thermique transitoire obtenue, les températures aux nœuds aux conservées en mémoire pour être converties en chargements thermiques lors de l'analyse structurale. Pour ce qui est des éléments thermiques de type brique, ils ne possèdent que des degrés de liberté en température et ne peuvent donc pas permettre l'analyse structurale. La commande **ETCHG** permet de changer de type d'éléments pour leur équivalent dans un autre type d'analyse, sans toutefois changer la position des nœuds ou la densité du maillage. Ce type de simulation est donc séquentiel. Il faut d'abord préciser le premier type d'analyse et celui que l'on désire faire à partir des résultats de la première simulation. Par exemple, dans le cadre de ce projet, l'étude séquentielle est d'abord une analyse thermique puis une analyse structurale afin de calculer les déplacements. La commande adéquate est donc **ETCHG,TTS** où **TTS** tient pour **Thermal To Structural**. Avec cette commande, les éléments briques à 8 nœuds utilisés lors de l'analyse thermique (solid278) deviennent des éléments briques à 8 nœuds pour les simulations de structure 3D (solid185). Le même phénomène se produit pour les briques à 20 nœuds, les solid279 deviennent des éléments solid186. Les éléments solid185 et solid186 ont 3 degrés de libertés qui sont les déplacements dans les directions x, y et z.

Toutefois lors de l'utilisation d'éléments solid226 (solide et multiphysique), cette étape n'est pas nécessaire puisque les 2 analyses par pas de temps se font conjointement. Il faut par contre appliquer les conditions frontières de l'analyse thermique et de l'analyse structurale au début du calcul de la solution. L'analyse multiphysique permet de tenir compte de l'énergie de déformation dans le bilan thermique. Toutefois, cette énergie est négligeable par rapport à celle apportée par le chalumeau.

4.9 Conditions d'appuis de la solution structurale

Une fois le changement de type d'éléments effectué, il faut redéfinir les conditions frontières du problème structural. Dans le cadre de cette expérience, les forces volume provoquées par l'expansion thermique sont prédominantes. Aucun effort externe, autre que la force de gravité

et son support, n'est appliquée sur la pièce. Les 6 blocages appliqués satisfont les 6 équations d'équilibre statiques. À titre de rappel, les 6 équations sont celles présentées de (4.3) à (4.8). Normalement puisque l'expansion de la plaque n'est pas contrainte, les forces de réaction aux appuis devraient être nulles ou négligeables avec une solution numérique, puisqu'aucun déplacement ou pli de la plaque n'est empêché lors des tests.

$$\sum F_x = 0 \quad (4.3)$$

$$\sum F_y = 0 \quad (4.4)$$

$$\sum F_z = 0 \quad (4.5)$$

$$\sum M_{/x} = 0 \quad (4.6)$$

$$\sum M_{/y} = 0 \quad (4.7)$$

$$\sum M_{/z} = 0 \quad (4.8)$$

La solution retenue est donc la suivante, bloquer les 3 déplacements sur le nœud à l'origine, bloquer les déplacements en x et y sur le nœud ($x=0$ et $z=l_z$) et finalement simplement bloquer en y le déplacement du nœud ($x=l_x$ et $z=0$), tel qu'illustré à la figure 4.8. Notez que les flèches roses sont présentes pour illustrer les équations de contraintes (C.E.) aux interfaces entre les sections au maillage fin et celle de maillage grossier.

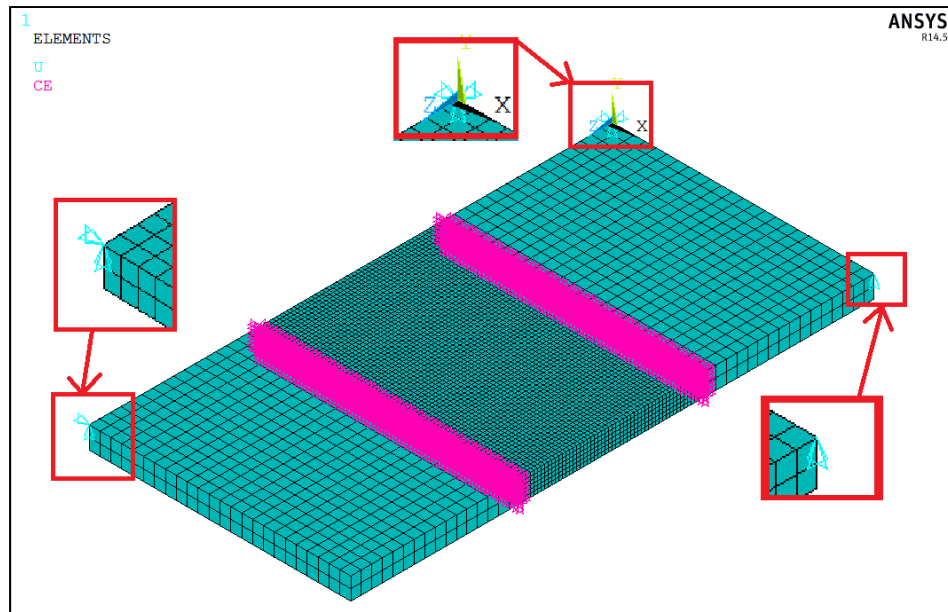


Figure 4.8 Blocage des déplacements de la solution structurale
 *Ratio 3:1 utilisé uniquement à titre démonstratif

4.10 Solution structurale

Lors de l'analyse structurale, seule la température est appliquée comme chargement. Les incréments de temps n'ont pas d'influence lors de l'analyse de la solution statique. Les blocages appliqués sont ceux présentés en 4.9. Puisque les mouvements sont lents, les effets de mouvement dynamique sont négligeables ce qui permet d'effectuer une analyse statique plutôt qu'en régime transitoire de l'évolution structurale de la plaque.

4.11 Extraction des courbes de température

Les courbes de température sont tracées pour un point donné à l'intérieur de la plaque, qui correspond au fond d'un trou où est soudé un thermocouple lors des tests. Puisqu'il n'existe nécessairement un nœud à cet endroit, le programme crée une trajectoire de 9 points dans la simulation grâce à la commande de trajectoire du logiciel Ansys APDL. Bien que physiquement rien ne relie ces 9 points ensemble, le fait d'enregistrer les températures à chaque étape du calcul permet d'avoir une matrice contenant pour chaque colonne, les températures à l'endroit où devrait se trouver le thermocouple. Il devient donc possible de

traiter l'information par la suite et de tracer l'évolution de la température en fonction du temps. Le code qui permet d'extraire les températures lors des simulations se trouve dans la section "ANNEXE II".

4.12 Extraction du profil des surfaces

À la section ANNEXE III se trouve un programme qui permet d'extraire les informations des surfaces de la plaque. Puisqu'on ne connaît pas la manière qu'utilise Ansys pour numéroter les nœuds, la solution utilisée par ce programme est de tracer une trajectoire dont les points passent exactement par la position des nœuds des éléments. De cette façon, l'interpolation linéaire fournit le résultat au nœud, et les valeurs sont ordonnées sans avoir à connaître le numéro des nœuds dans le maillage. En additionnant les déplacements aux coordonnées initiales des nœuds, on obtient les coordonnées des nœuds sur la géométrie déformée. Le profil déformé de la plaque est ainsi obtenu.

4.13 Comparaison des solutions

Lorsque solution numérique est utilisée pour modéliser un phénomène, on se doit valider sa stabilité. Dans le cas des éléments finis, l'une des premières étape consiste à valider la convergence des résultats. Avant de se prononcer sur une valeur obtenue grâce aux éléments finis, il est nécessaire de faire l'étude de convergence afin de valider la précision à laquelle on peut s'attendre sur le résultats mais également qu'il ne s'agit d'une singularité (une mesure qui diverge numériquement). Lors de cette section, différents paramètres de la solution numériques seront étudié afin de valider leur influence.

4.13.1 Densité du maillage à travers l'épaisseur d'une plaque (sans trou)

Afin de vérifier la qualité d'une solution numérique, la première étape consiste à faire la validation de la convergence. En effet, la discrétisation peut influencer les résultats de la solution. Plus la discrétisation est importante, plus il y a d'éléments, plus la solution devrait être précise et tendre vers une valeur stable. Dans le cadre de cette série de simulation la

plaque fait 304.8 x 152.4 x 12.7 mm, le rayon effectif 'R' est de 25.4 mm, la puissance est de 1700 W et que les paramètres de convection et de radiation sont $h=5$ (W/m²K) et $\epsilon=0.9$. Pour arriver à la convergence en termes de déplacement (avec une erreur inférieure à 2%), 6 éléments sont nécessaires à travers l'épaisseur.

Tableau 4.4 Comparaison des solutions d'une plaque sans trou

Solution	Température max atteinte en surface [°C]	Déplacement maximal selon y [mm]
4 éléments à travers l'épaisseur 17 275 nœuds / 13 056 éléments	720.7	1.169
6 éléments à travers l'épaisseur 53 415 nœuds / 44 064 éléments	726.9	1.202
8 éléments à travers l'épaisseur 120 947 nœuds / 104 448 éléments	727.6	1.217

4.13.2 Influence des trous sur l'évolution de la plaque

Afin de valider la nécessité de modéliser la présence des trous lors de l'analyse de la solution, une solution avec des trous plats fut étudiée dans le logiciel Ansys APDL. Notez que la plaque fait 304.8 x 152.4 x 12.7 mm, que le rayon effectif est de 25.4 mm, la puissance est de 2000 W et que les paramètres de convection combinée sont ($h=5$ (W/m²K) et $\epsilon=0.9$) lors de cette série de simulation. En comparant la plage de température avec et sans la présence des trous, il est possible de constater que la température est supérieure de 15 °C en surface. Toutefois puisque la température atteinte à la surface atteint 950°C, cela représente une erreur de moins de 2 % ce qui est acceptable. La figure 4.9 et la figure 4.10 représentent respectivement la température en surface atteinte pour le même instant sur la plaque sans trous et la plaque avec trous. Bien que ces paramètres ne soient pas les valeurs qui représentent le mieux la partie expérimentale, elles permettent de comparer le comportement des 2 plaques. Pour la plaque où les trous sont négligés, 6 éléments à travers l'épaisseur sont considérés ce qui permet d'atteindre la convergence selon la sous-section 4.13.1. Pour la

plaque où les trous sont considérés, la solution n'a pas convergé pour les résultats de déplacement comme le démontre le tableau 4.5. Notez que les déplacements sont pris en note lorsque la plaque est revenue à température ambiante. Pour ces solutions, l'analyse est un régime thermique transitoire suivi d'une analyse structurale statique pour chaque pas de temps.

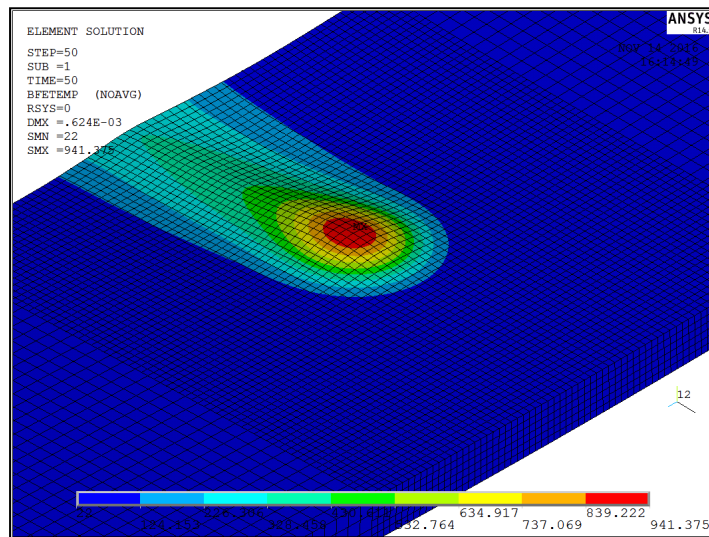


Figure 4.9 Température atteinte en surface en négligeant la présence des trous

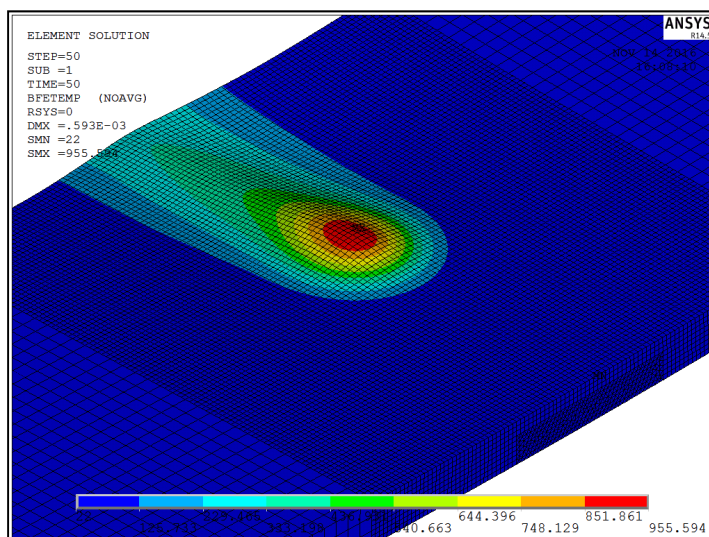


Figure 4.10 Température atteinte en surface en considérant la présence des trous

Tableau 4.5 Comparaison des solutions en considérant la présence des trous

Solution	T° max atteinte [°C]	Déplacement maximal selon y [mm]
6 éléments à travers l'épaisseur 47 833 nœuds 79 686 éléments	953.62	1.466
9 éléments à travers l'épaisseur 138 943 nœuds 270 006 éléments	955.59	1.585
Variation d'un maillage à l'autre (convergence)	≈ 0.2%	7.5 %

Lors de la comparaison des solutions en déplacement de la plaque sans trous (6 éléments à travers l'épaisseur) avec la plaque avec trous, il est possible de constater une différence entre les résultats (aux figure 4.11 et figure 4.12). Il semble que les éléments tétraédriques sont trop rigides puisque la flèche est plus importante lorsqu'on néglige les trous. Normalement avec l'enlèvement de matière, la plaque avec trous devrait être moins rigide et donc avoir de plus grands déplacements. Les figure 4.11 et figure 4.12 démontrent la ressemblance des plis lorsqu'on néglige ou non la présence des trous. La différence de déplacement est d'environ 5%, toutefois le temps requis pour trouver la solution est beaucoup plus long avec les trous.

Le temps de calculs était de près de 20 heures sur ordinateur personnel (disque dur SSD, 16 GB de ram DDR3, Processeur i7-4710HQ 8 coeurs) versus moins de 4h pour la solution sans les trous avec 6 nœuds. Pour l'ensemble des simulations suivantes, la présence des trous sera négligée puisqu'elle ne semble pas affecter de beaucoup les résultats et elle est plus longue à calculer étant donné l'augmentation du nombre d'éléments.

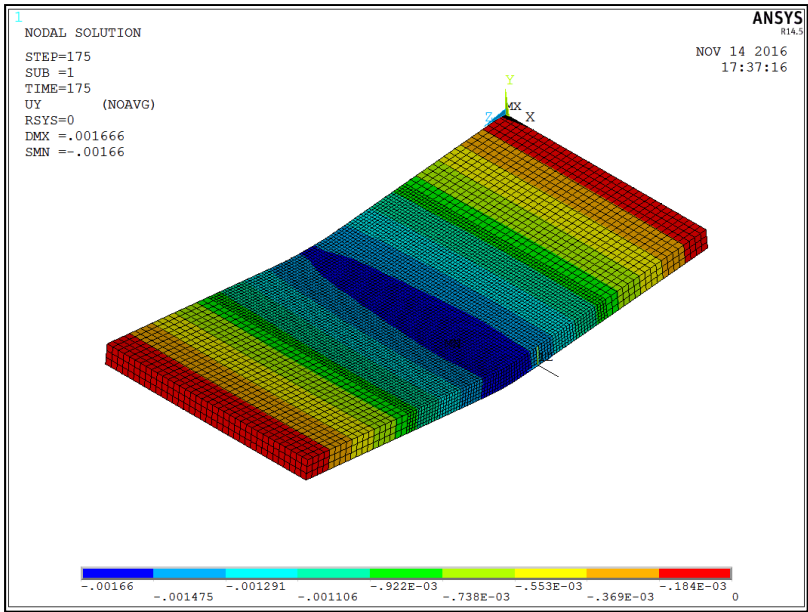


Figure 4.11 Flèche 'uy' de la plaque sans trous
à la fin de la ligne de chauffe en mètre (44 064 éléments)

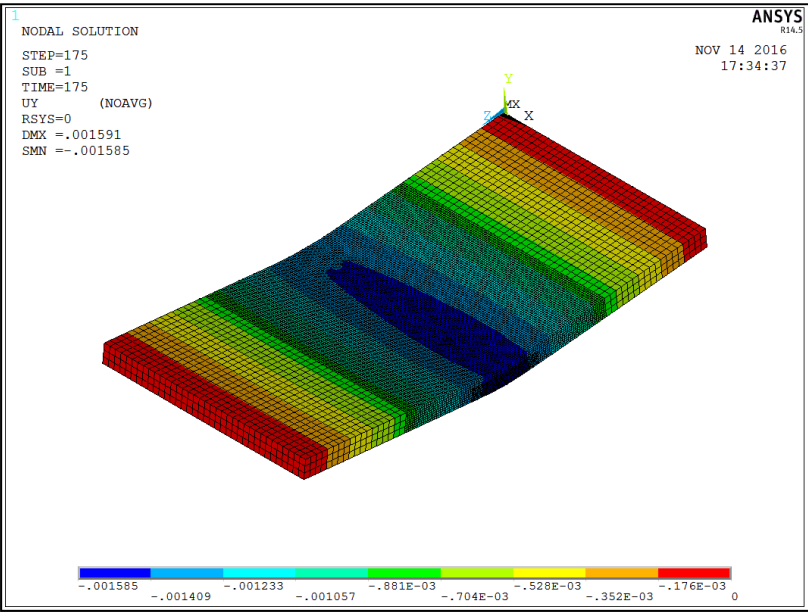


Figure 4.12 Flèche 'uy' de la plaque avec trous
à la fin de la ligne de chauffe en mètre (270 006 éléments)

4.13.3 Influence des paramètres de convection et de radiation

En conservant les mêmes paramètres pour la source de chaleur (Puissance, rayon efficace et forme de la distribution), la température maximale atteinte ne varie pas beaucoup pour les nœuds se trouvant sous la source de chaleur. Toutefois, modifier le coefficient de radiation aura une importance plus significative au début du refroidissement alors que le coefficient de convection aura une importance plus marquée à la fin de la simulation lorsque l'acier se rapprochera de la température ambiante.

Pour cette série de simulations, le rayon efficace de la source est considéré comme étant de 19.05 mm (3/4") et la puissance de la source est de 1850 Watts. La figure 4.13 démontre l'influence qu'aura le changement de coefficient d'émissivité sur la fonction $T(t)$. La figure 4.14 quant à elle démontre l'influence d'une modification du coefficient de convection sur la réponse $T(t)$. Pour ces simulations, les températures sont calculées au centre de la plaque sur la surface du dessus. Il est possible de noter que l'émissivité influence peu la réponse par rapport à la convection. Toutefois, c'est la dimension et la puissance de la source qui sont les facteurs dominants pour ajuster le graphique $T(t)$.

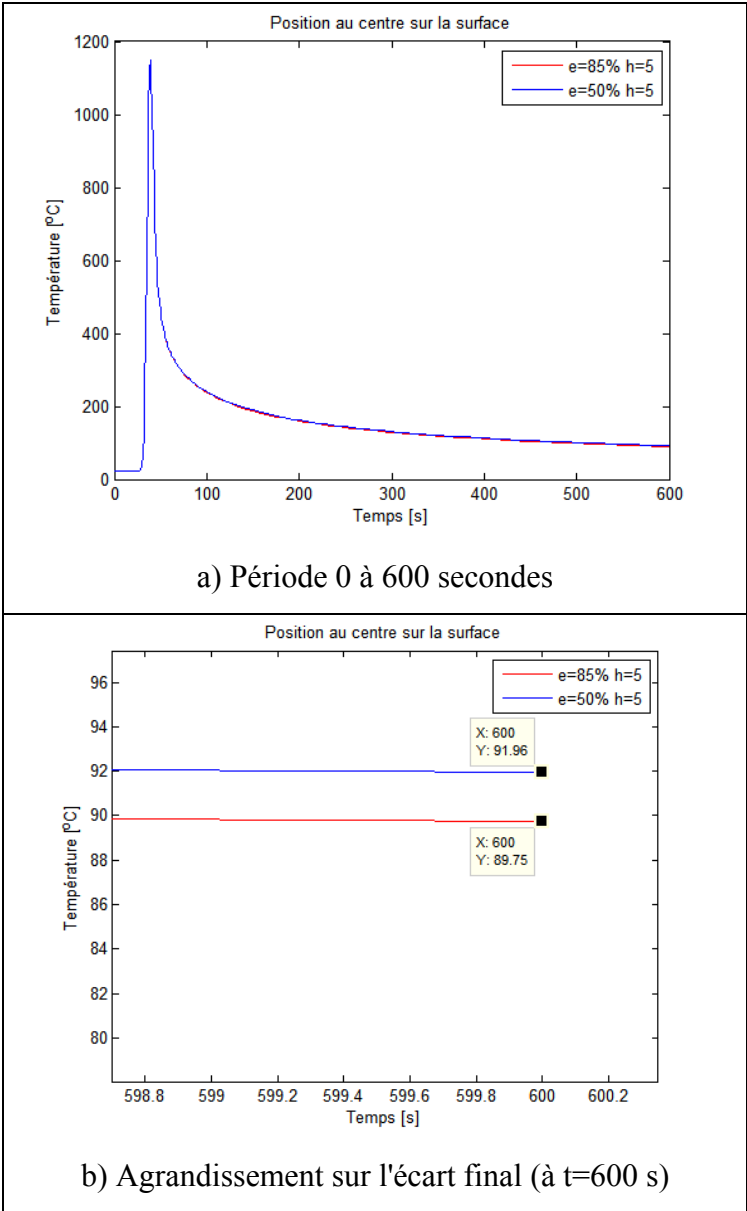


Figure 4.13 Influence du coefficient d'émissivité sur la réponse en température

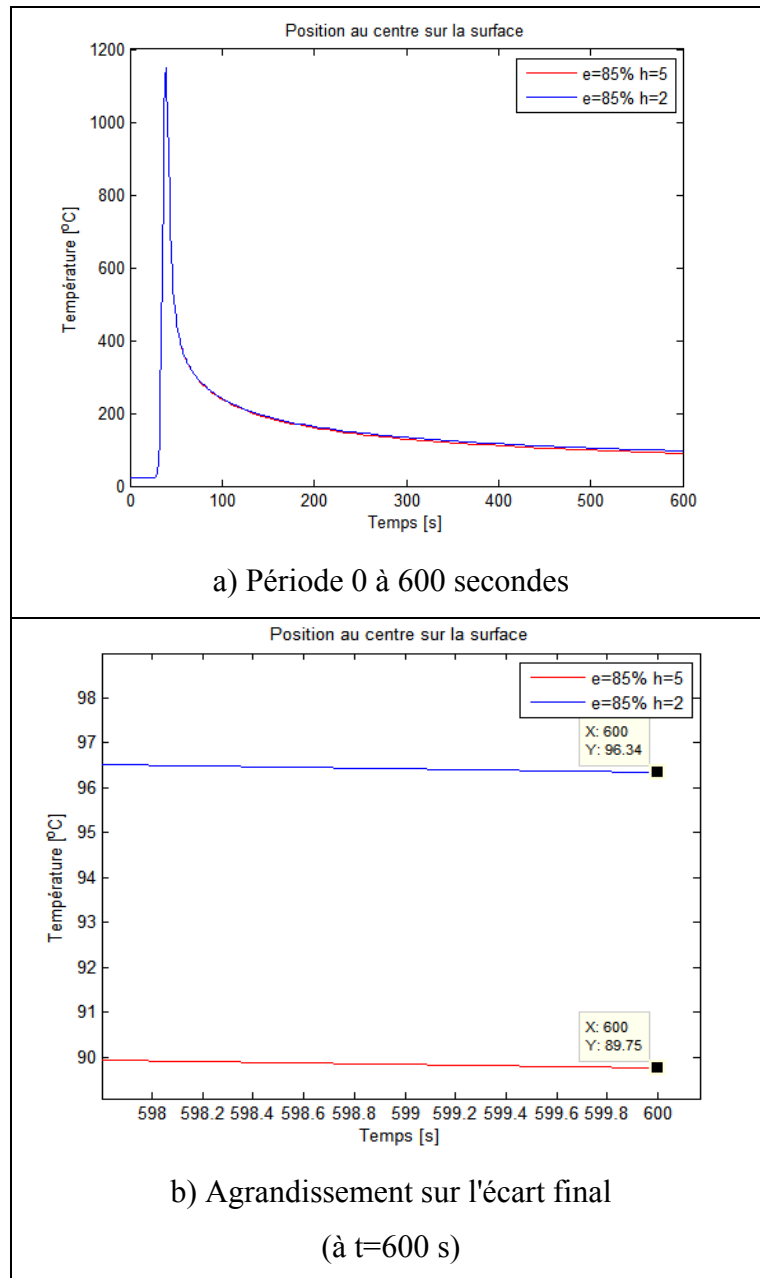


Figure 4.14 Influence du coefficient de convection sur la réponse en température

4.13.4 L'influence des incréments de temps

Dans le cadre de leurs simulations, Zang et *al.* [22] ont posé un critère de convergence en température. Ce critère est la variation de la température maximale ($T_{\max}$) le long de la ligne de chauffe. Pour une série de positions le long de la ligne de chauffe, la température des

nœuds est enregistrée en fonction du temps. Ensuite, un graphique $T_{\max}$ pour chaque nœud en fonction de sa position est tracé.

Normalement si la puissance est constante, le flux de chaleur devrait permettre d'avoir une température maximale relativement uniforme le long de la ligne de chauffe. L'endroit où la température sera maximale changera en fonction du temps, mais $T_{\max}$ devrait être constant. La figure 4.15 présente $T_{\max}$ atteint pour chaque position des nœuds le long de la ligne de chauffe. De plus, au début et à la fin du passage de la source, la température diffère de celle du centre où la température est relativement constante. Ces effets de bord ont également pu être observés expérimentalement (voir la figure 3.23 à la figure 3.25), avec les marques laissées par la ligne de chauffe. L'utilisation d'un incrément de temps de 0.5 secondes permet d'avoir une température plus stable

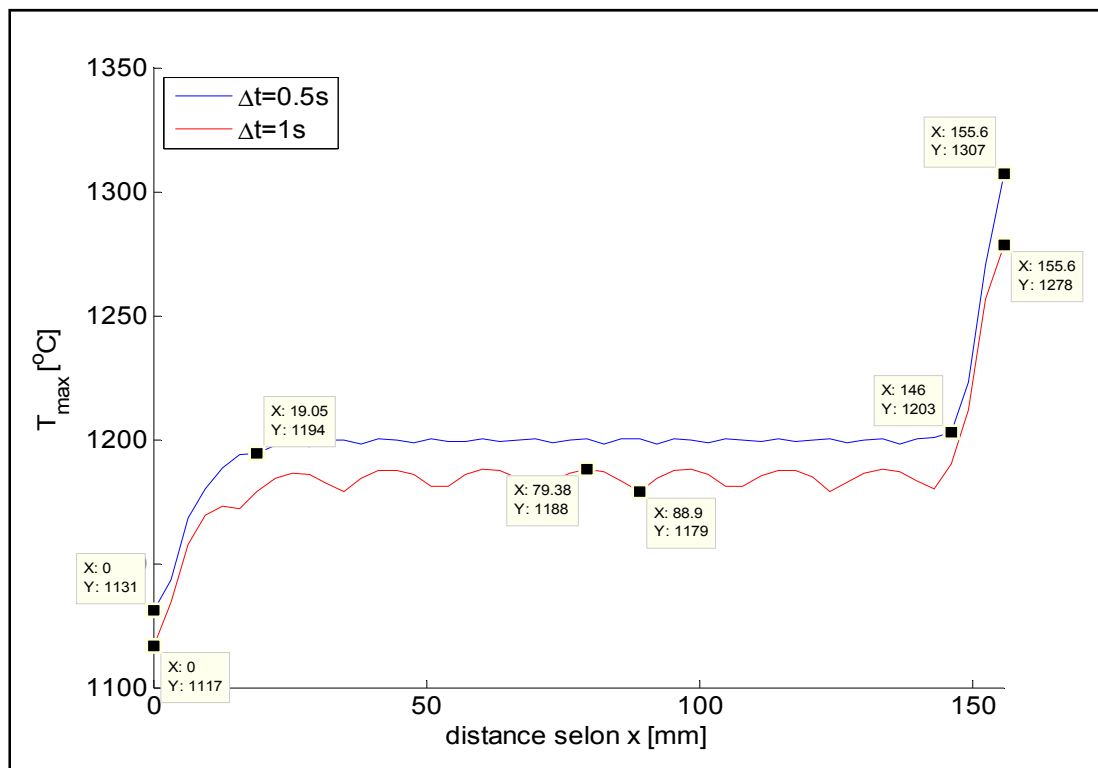


Figure 4.15 Influence de Δt sur $T_{\max}$ à chaque nœud le long de la ligne de chauffe

De la figure 4.16 à la figure 4.18, 4 éléments sont considérés à travers l'épaisseur. Il est possible de voir le profil en forme de goutte d'eau lors du passage de la source de chaleur, et cela même si le modèle de source de chaleur est un disque. Notez que ($T^{\circ}_{\max}$) varie peu pendant que la source se trouve au-dessus de la plaque.

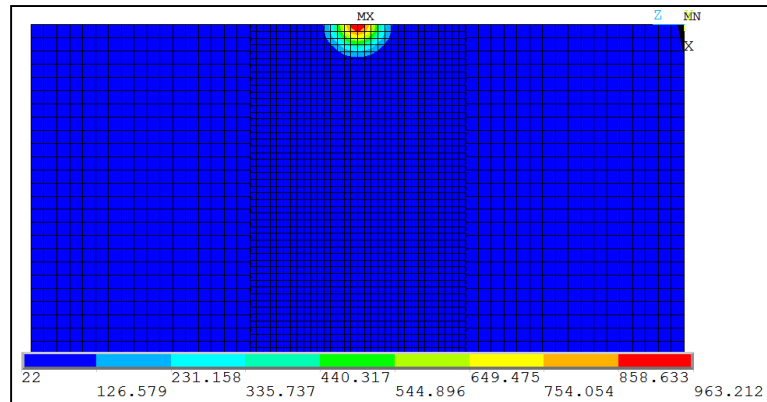


Figure 4.16 Distribution de la température sur la surface du dessus à 9.5 secondes (Brique 8 nœuds)

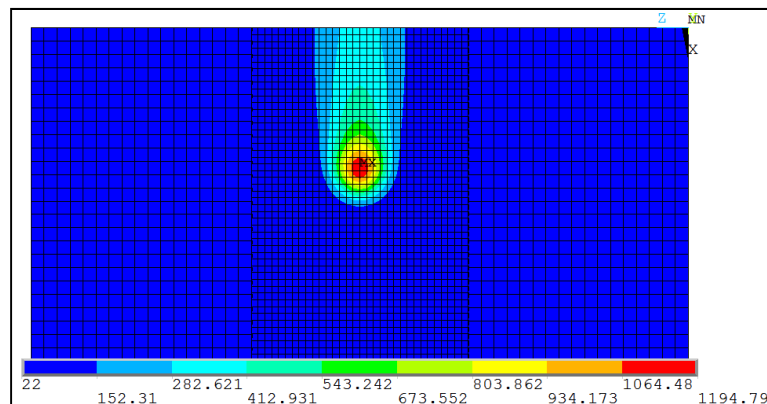


Figure 4.17 Distribution de la température sur la surface du dessus à 30 secondes (Brique 8 nœuds)

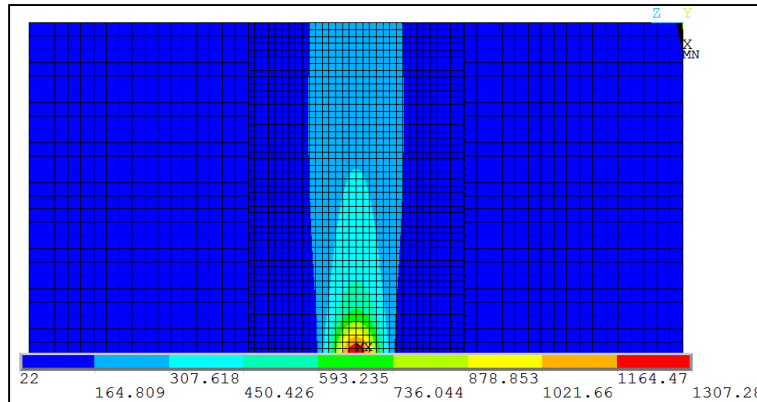


Figure 4.18 Distribution de la température sur la surface du dessus à 60 secondes (Brique 8 nœuds)

En prenant la température pour chaque incrément de temps en 1 point, il est possible de constater que le comportement est très semblable, seul la crête change légèrement. L'exemple utilisé pour la figure 4.19 et la figure 4.20 consiste à mesurer la température au centre de la surface supérieure de la plaque.

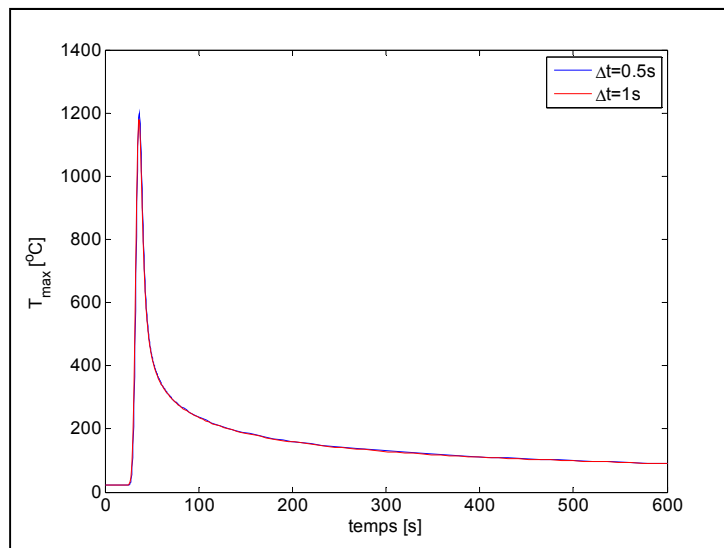


Figure 4.19 Influence de Δt sur la mesure de la température au centre de la surface supérieure.

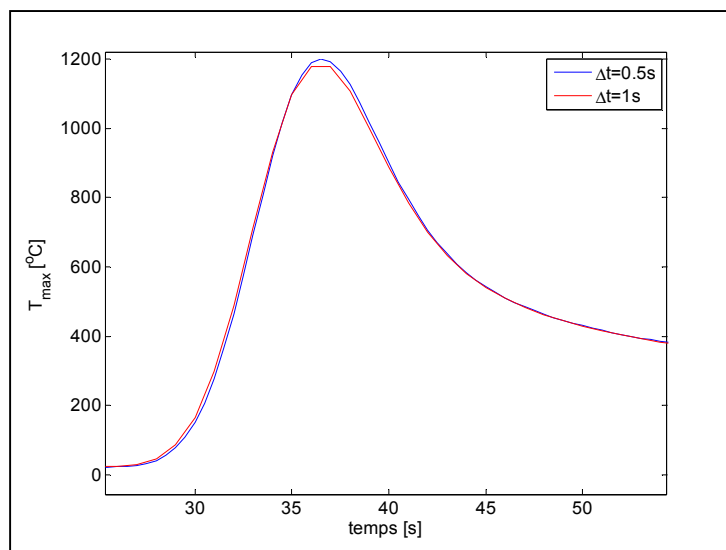


Figure 4.20 Agrandissement de la crête
de la figure 4.19 (temps de 20 à 60 secondes)

Pour ce qui est du refroidissement, le nombre d'incrément calculés lorsque la source n'est plus active influence peu la solution thermique, car le refroidissement a déjà débuté pendant le passage de la source. La figure 4.21 illustre bien le phénomène puisque les 2 courbes se superposent presque parfaitement (il y a une différence de 0.2 °C à $t=600s$).

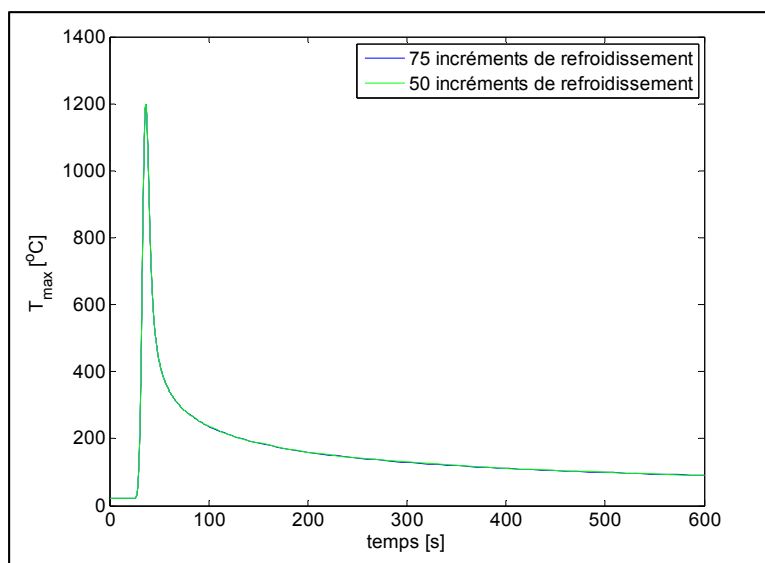


Figure 4.21 Influence du nombre d'incrément
de temps lors du refroidissement

4.13.5 Modélisation avec des briques 20 nœuds

Lors de l'analyse de type structural, il est souvent avantageux d'utiliser des briques 20 nœuds plutôt que des briques à 8 nœuds. Les briques 20 nœuds ont l'avantage de mieux représenter la flexion grâce aux nœuds intermédiaires sur chacune des arêtes. La figure 4.22 représente un schéma typique d'un élément brique de 8 nœuds à gauche et l'élément brique de 20 nœuds à droite.

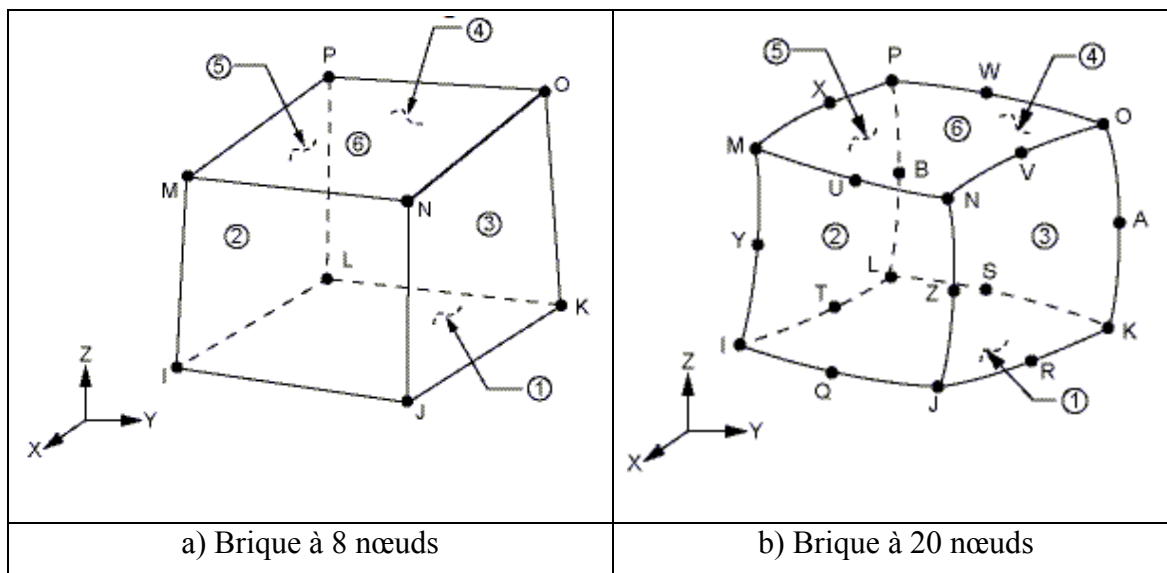


Figure 4.22 Élément brique typique de a) 8 nœuds et b) 20 nœuds
Tirée du menu d'aide d'Ansys APDL

L'analyse thermique transitoire révèle des résultats similaires à ceux de la solution avec les briques à 8 nœuds. La comparaison des figures 4.23 à 4.25 aux figures 4.16 à 4.18 permet de réaliser que la distribution de température est très similaire. Toutefois l'augmentation du nombre de nœuds augmente le temps de calcul. L'écart maximal entre les 2 solutions soit la solution avec les briques à 8 nœuds par rapport à la solution avec des briques à 20 nœuds est de 4% lorsque le temps écoulé est de 9.5 secondes. Pour l'analyse, 4 éléments sont utilisés à travers l'épaisseur.

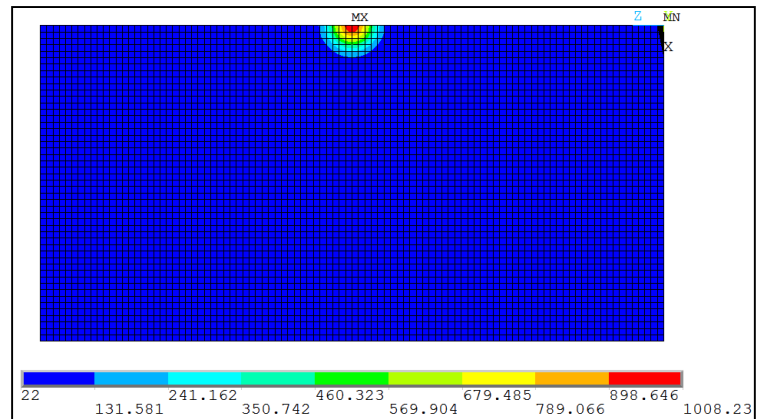


Figure 4.23 Distribution de la température sur la surface du dessus à 9.5 secondes (Brique 20 nœuds)

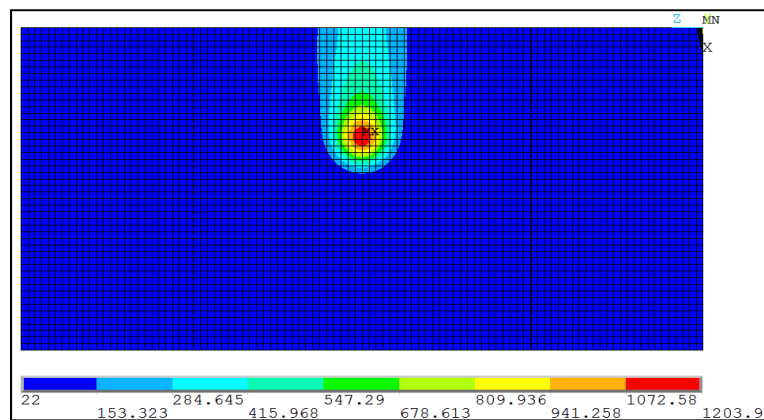


Figure 4.24 Distribution de la température sur la surface du dessus à 30 secondes (Brique 20 nœuds)

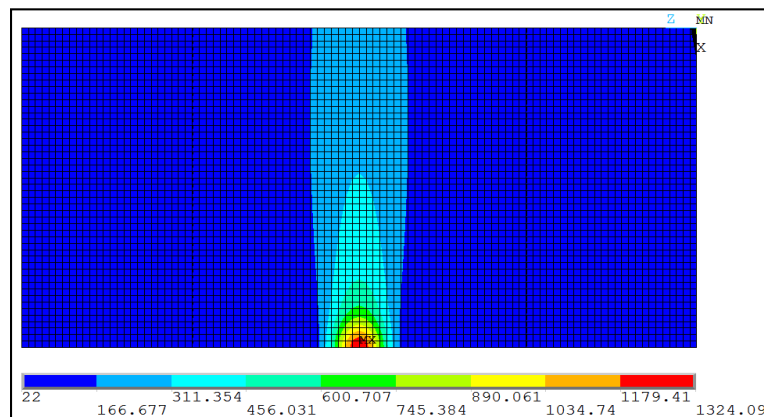


Figure 4.25 Distribution de la température sur la surface du dessus à 67.5 secondes (Brique 20 nœuds)

L'analyse de la solution structurale avec des éléments à briques à 20 nœuds quant à elle révèle sensiblement les mêmes résultats en termes de déplacement que la solution avec des briques à 8 nœuds. L'écart des déplacements est de 5 %, toutefois la solution avec des briques à 8 nœuds contient 53 415 nœuds comparativement à la solution avec des briques à 20 nœuds qui elle contient 94 695 nœuds. Le temps de simulation est donc plus que doublé pour parvenir à une solution semblable. La figure 4.26 illustre le déplacement dans direction y soit la direction normale à la surface de la plaque.

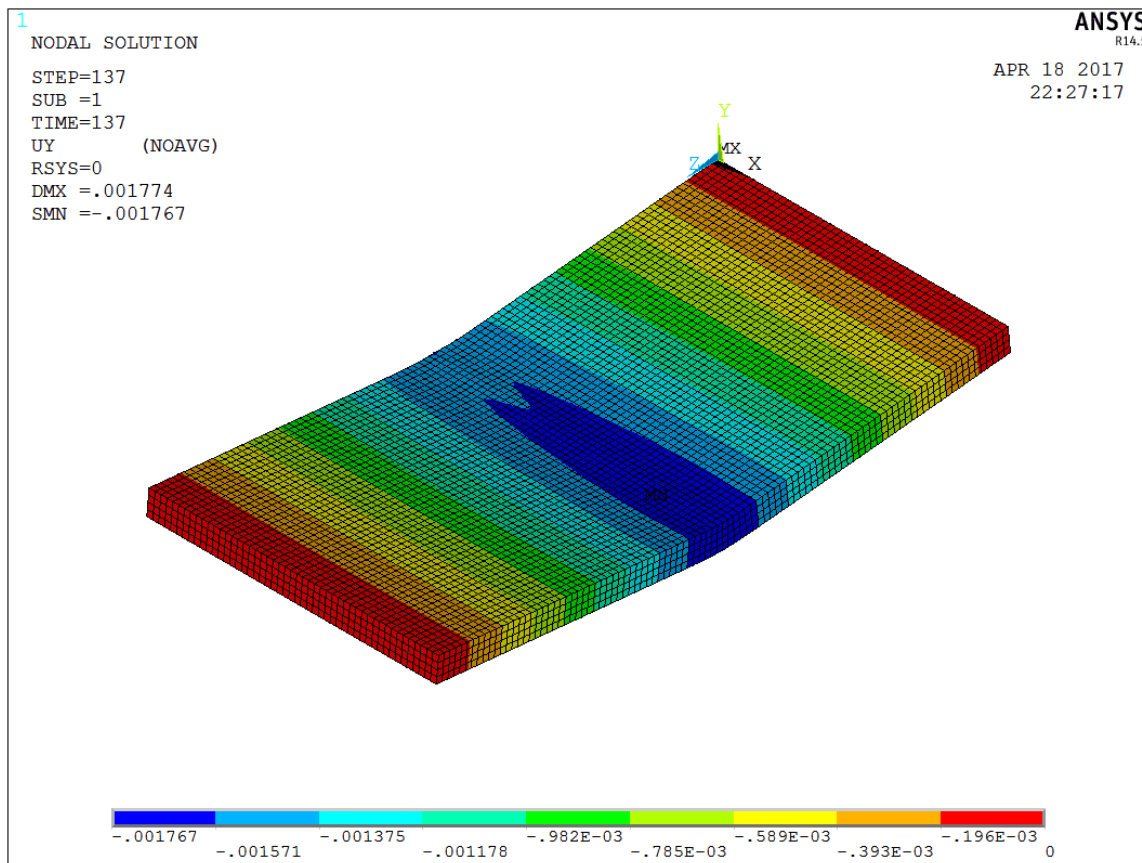


Figure 4.26 Déplacement (selon y) suite à la ligne de chauffe. (Brique à 20 nœuds)

Suite à l'analyse avec des briques à 20 nœuds, les informations tirées de la solution sont semblables à celles tirées avec des briques à 8 nœuds. La solution des briques à 8 nœuds est donc acceptable et présente un bon compromis entre la qualité des résultats et le temps de simulation pour parvenir à la solution.

4.14 Conclusion du chapitre

Lors de ce chapitre, la méthode utilisée pour modéliser le phénomène de mise en forme par gradient thermique a été présentée. Les propriétés utilisées ont été présentées lors de la revue de la littérature, mais la manière de les traiter dans le logiciel fut expliquée au début du chapitre. Ensuite, la méthodologie utilisée pour modéliser le phénomène de mise en forme par gradient thermique utilisait 2 maillages de densités différentes, dans le but d'obtenir des résultats précis, mais également de diminuer le temps de simulation.

Lors de ce chapitre, il a été démontré comment modéliser la source de chaleur de façon numérique en approximant la répartition de l'énergie par rapport au centre de la source. Les échanges de chaleur avec le milieu ambiant ont été modélisés comme étant un coefficient de convection qui varie selon la température afin de représenter à la fois la convection et la radiation. Cette convection combinée était appliquée sur toutes les surfaces externes sauf la surface sous la source de chaleur. Pour ce qui est de l'analyse structural, l'approche séquentielle fut utilisée plutôt qu'une analyse multiphysique. Avec cette approche, la température à chacun des nœuds fut transformé en force volumique pour chaque pas de temps lors de l'analyse structurale.

Lors des simulations, différents maillages ont été testés. Il a été démontré qu'avec 4 éléments brique à 8 nœuds, il est possible de représenter adéquatement le comportement thermique d'une sous une source de chaleur, mais également de converger en termes de déplacement. L'écart sur le déplacement maximal entre la solution avec 4 nœuds et 6 nœuds était de 2.7 %. Toutefois, la solution à 4 nœuds à travers l'épaisseur permet d'économiser 75 % du temps de simulation par rapport à la solution où 6 éléments sont utilisés à travers l'épaisseur. Pour ce qui est de la convergence des pas de temps, un pas de temps d'une demi-seconde permet d'obtenir une très bonne stabilité pour les résultats thermiques et structuraux. L'utilisation d'un pas de temps de 1 seconde permet d'obtenir des résultats semblables, mais avec un peu plus de fluctuation au niveau des températures. Toutefois, le comportement structural reste

semblable et l'écart est d'environ 2%. L'utilisation d'un pas d'une seconde versus celui d'une demi seconde permet de diminuer le temps de calculs de 50%.

Finalement, les simulations ont démontré que la présence des petits trous pour installer les thermocouples était négligeable au point de vue des températures obtenues, mais également en termes de déplacement maximal. Puisqu'ils augmentent significativement le temps de calculs, il n'est pas nécessaire voir recommander de les modéliser dans le cas présent. Par contre, de plus gros ou des trous plus profond pourrait avoir une plus grande influence.

CHAPITRE 5

ALGORITHME DE SUPERPOSITION DE LIGNE DE CHAUFFE

Lors de la revue de la littérature du chapitre 2, la démarche utilisée par E.W. Reutzel pour déterminer les six coefficients fondamentaux fut présentée. À partir de ces coefficients, les courbures principales minimales et maximales ont pu être déterminées. Dans le cadre de ce chapitre, une méthode sera présentée pour reconstruire une surface tridimensionnelle à partir des courbures principales. Certaines approximations seront faites pour parvenir à faire la reconstruction des fonctions et des surfaces.

5.1 Reconstruction d'une fonction $y(x)$ à partir des courbures

Si l'on suppose que 'y' est une fonction de 'x' et que cette fonction est continue sur l'ensemble du domaine à l'étude, il est possible de déterminer les pentes et les courbures grâce aux dérivées premières et secondes. Puisque la solution en éléments finis fournit que la position des nœuds, les pentes et les courbures sont calculées de manières numériques telles que présentées au chapitre 2. En utilisant la méthode du gradient numérique, les dérivées premières et secondes sont obtenues par les équations (5.1) et (5.2) qui ne tiennent compte que des valeurs de 'y', en supposant 'x' constant. Les courbures quant à elles sont obtenues par l'équation (5.3).

$$y'(x_i)_{num} = \begin{cases} (y_2 - y_1)/\Delta x & i = 1 \\ (y_{i+1} - y_{i-1})/2\Delta x & 2 < i < n - 1 \\ (y_n - y_{n-1})/\Delta x & i = n \end{cases} \quad (5.1)$$

$$y''(x_i)_{num} = \begin{cases} (y_3 - y_1)/2\Delta x^2 - (y_2 - y_1)/\Delta x^2 & i = 1 \\ (y_4 - y_2)/4\Delta x^2 - (y_2 - y_1)/2\Delta x^2 & i = 2 \\ (y_{i+2} - y_i)/4\Delta x^2 - (y_i - y_{i-2})/4\Delta x^2 & 2 < i < n - 1 \\ (y_n - y_{n-1})/2\Delta x^2 - (y_{n-1} - y_{n-3})/4\Delta x^2 & i = n - 1 \\ (y_n - y_{n-1})/\Delta x^2 - (y_n - y_{n-2})/2\Delta x^2 & i = n \end{cases} \quad (5.2)$$

$$\kappa(x_i)_{num} = \frac{y''(x_i)_{num}}{(1 + (y'(x_i)_{num})^2)^{1.5}} \quad (5.3)$$

En connaissant le pas Δx et les valeurs de y_1 et y_2 , il devient alors possible de reconstruire la courbe. Les équations (5.4) à (5.6) permettent de trouver les points restants de la fonction à évaluer.

$$\left(\kappa_1 \left(1 + \left(\frac{y_2 - y_1}{\Delta x} \right)^2 \right)^{1.5} + \frac{y_2 - y_1}{(\Delta x)^2} \right) (4(\Delta x)^2) + y_1 = y_3 \quad (5.4)$$

$$\left(\kappa_2 \left(1 + \left(\frac{y_2 - y_1}{\Delta x} \right)^2 \right)^{1.5} + \frac{y_2 - y_1}{(\Delta x)^2} \right) (4(\Delta x)^2) + y_2 = y_4 \quad (5.5)$$

$$\left(\kappa_i \left(1 + \left(\frac{y_{i+1} - y_{i-1}}{2\Delta x} \right)^2 \right)^{1.5} + \frac{y_i - y_{i-2}}{4(\Delta x)^2} \right) (4(\Delta x)^2) + y_i y_{i+2} \text{ où } i=3,4,\dots,n-2 \quad (5.6)$$

En testant la méthode présentée dans ce chapitre, il est possible de constater que la première et la dernière valeur de la première dérivée sont erronées. Pour la dérivée seconde, ce sont les 2 premières et les 2 dernières valeurs qui divergent des valeurs exactes de la fonction $y(x)$, lorsque celles-ci sont des polynômes. La figure 5.1 et la figure 5.2 présentent 4 graphiques chacune, soit la fonction $y(x)$ exact et celle reconstruite à partir des équations (5.4), (5.5) et (5.6), les dérivées première et seconde ainsi que la courbure en fonction de la valeur de 'x'.

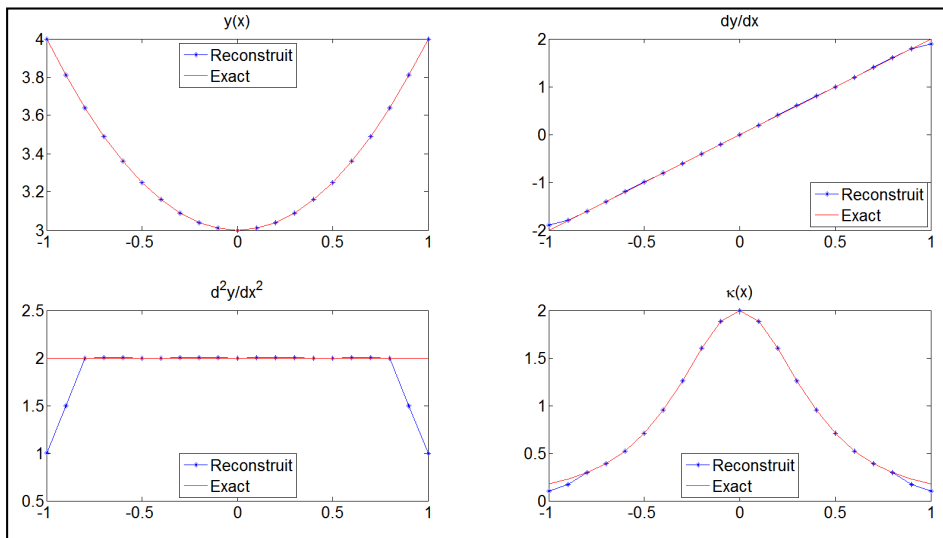


Figure 5.1 La fonction $y(x)=x^2+3$, sa dérivée première, sa dérivée seconde ainsi que sa courbure

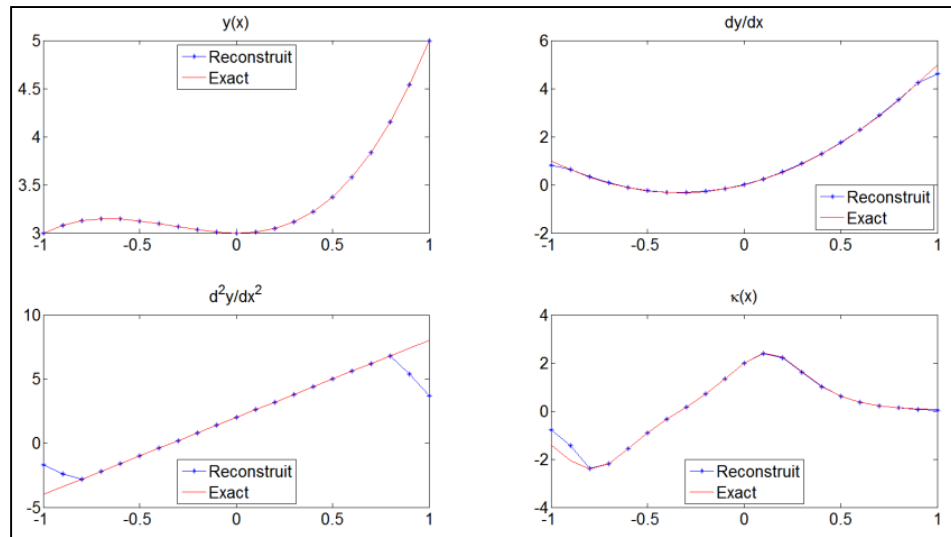


Figure 5.2 La fonction $y(x)=x^3+x^2+3$, sa dérivée première, sa dérivée seconde ainsi que sa courbure

Bien que le calcul de la courbure est légèrement erroné pour les 2 premières et les 2 dernières valeurs, il est possible de reconstruire la fonction d'origine en connaissant les formules utilisées par la fonction gradient de Matlab. La courbure bien qu'elle soit calculée avec un gradient linéaire, correspond pratiquement à la formule analytique pour les autres points calculés.

5.2 Reconstruction d'une surface

Lors de la reconstruction d'une surface avec l'algorithme utilisé, une série d'approximation est posée. Les coordonnées x , y et z des matrices surfaces des plaques sont ensuite reconstruites rangée par rangée en utilisant les équations (5.4), (5.5) et (5.6).

1. Le paramètre u reste colinéaire avec l'axe x et le paramètre v reste colinéaire avec l'axe y .
2. La courbure selon u est indépendante de y et la courbure selon v est indépendante de x .
3. La distance linéaire entre 2 points suivant le paramètre u et v demeure la même suite à la ligne de chauffe. Le mécanisme d'expansion thermique dans le plan est négligé.
4. Les valeurs de $z_{1,1}$, $z_{1,2}$, $z_{2,1}$, sont égales à 0 afin de placer préalablement la plaque.

Une fois ces hypothèses simplificatrices posées, il est possible de reconstruire la surface à partir des courbures orientées selon les paramètres u et v . Ces courbures peuvent être obtenues par les coefficients fondamentaux L et N présentées au chapitre 2. En inscrivant les valeurs de z dans une matrice de $m \times n$, il faut d'abord reconstruire les 2 premières colonnes puis les autres colonnes jusqu'à obtenir la géométrie de la plaque. En schématisant la procédure avec la figure 5.3, les points en bleu sont d'abord connus. En utilisant les courbures dans la direction des points rouges, il est possible de déterminer les valeurs de " z " sur les colonnes 1 et 2. Ensuite en utilisant les courbures dans la direction des points verts, il est possible de déterminer les coordonnées " z " des colonnes restantes.

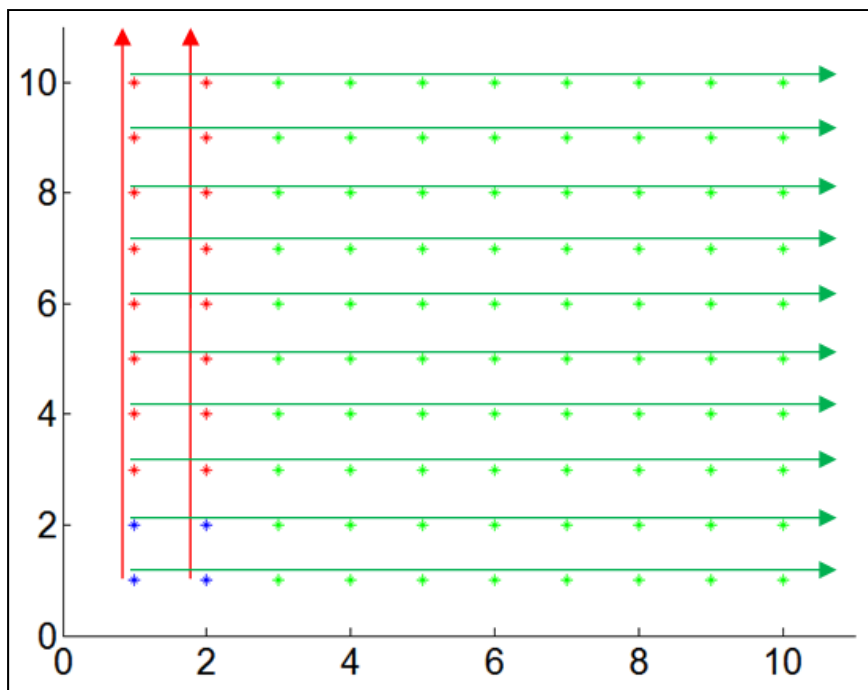


Figure 5.3 Schématisation de la reconstruction des plaques

En appliquant cette méthodologie à une plaque de 155.6 mm x 308 mm x 12.7 mm ($6\frac{1}{8}$ " x $12\frac{1}{8}$ " x $\frac{1}{2}$ ") ayant subi une ligne de chauffe, il est possible de constater que la similitude des résultats entre la surface obtenue de la solution par éléments finis et celle reconstruite par les courbures à la figure 5.4.

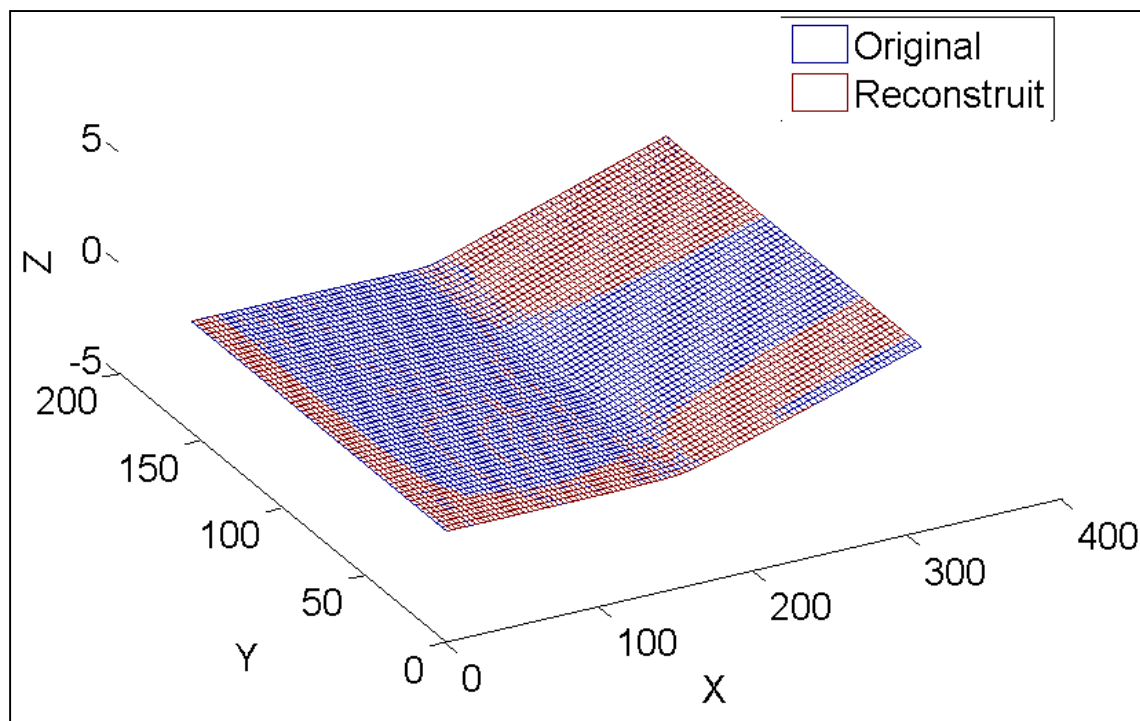


Figure 5.4 Comparaison de la solution MEF vs. Reconstruction par courbure

La figure 5.5 démontre que le déplacement maximal dans la direction du pli dans Ansys APDL correspond à 1.7 mm (0.0017 m) à la suite du passage d'une ligne de chauffe. Ensuite, l'écart entre la solution d'Ansys APDL et celle obtenue par reconstruction est calculé à la figure 5.6, l'erreur maximale est de l'ordre 0.008 mm soit 0.5% du déplacement maximal dans la direction du pli.

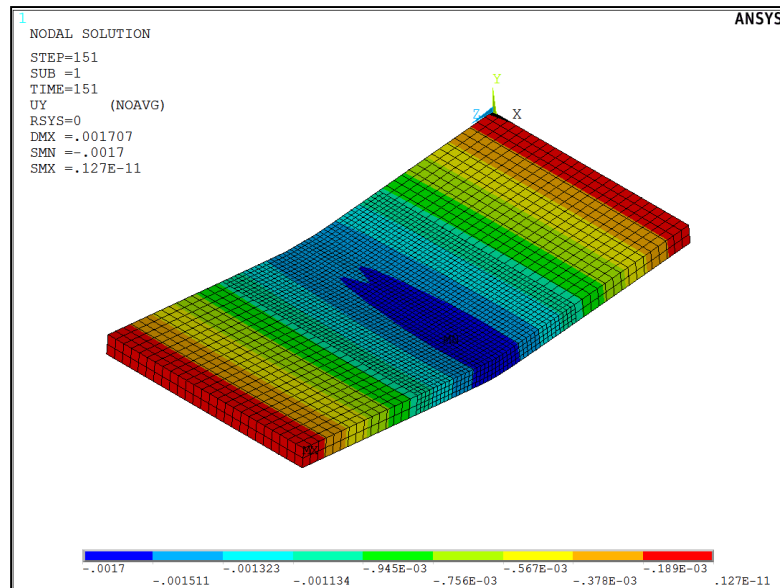


Figure 5.5 Déplacement selon "y" dans Ansys APDL pour une ligne de chauffe.

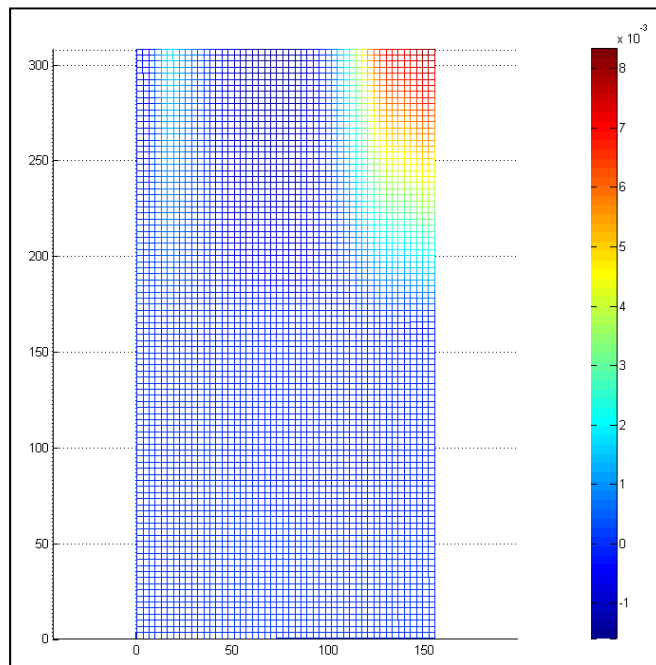


Figure 5.6 Écart entre la solution MEF et l'algorithme de reconstruction

En conclusion, l'algorithme en utilisant les courbures et en maintenant la distance linéaire entre 2 points permet de reconstruire avec une bonne précision. L'écart après une ligne de chauffe est 0.5 % entre la solution de l'algorithme et celle de la MEF.

5.3 Superposition des lignes de chauffes par addition des coefficients fondamentaux

La section 5.2 a permis de constater que l'algorithme de reconstruction à partir des coefficients fondamentaux L et N permet de reformer la surface de la plaque avec une bonne précision. Selon EW. Reutzel [18], il serait possible de prédire la géométrie résultante d'une plaque déformée par plusieurs lignes de chauffe en additionnant simplement les coefficients fondamentaux. Une fois la matrice de la somme des L obtenue ainsi que celle de N, l'algorithme présenté en 5.2 est utilisé pour reformer une surface et celle-ci est comparée à celle obtenue par simulation dans Ansys APDL.

5.3.1 Superposition de ligne au même endroit

L'exemple suivant permet d'observer l'augmentation des coefficients fondamentaux L et N si plus d'une passe au même endroit est appliquée. E.W. Reutzel mentionne qu'il est acceptable de supposer que les coefficients L et N augmentent de façon linéaire afin d'estimer la surface déformée. C'est-à-dire que les coefficients double lors d'une seconde passe par exemple. La figure 5.7 démontre les 6 coefficients fondamentaux suite à une première ligne de chauffe simulée dans Ansys APDL. Les lectures sont faites sur la surface de la plaque opposée à la ligne de chauffe.

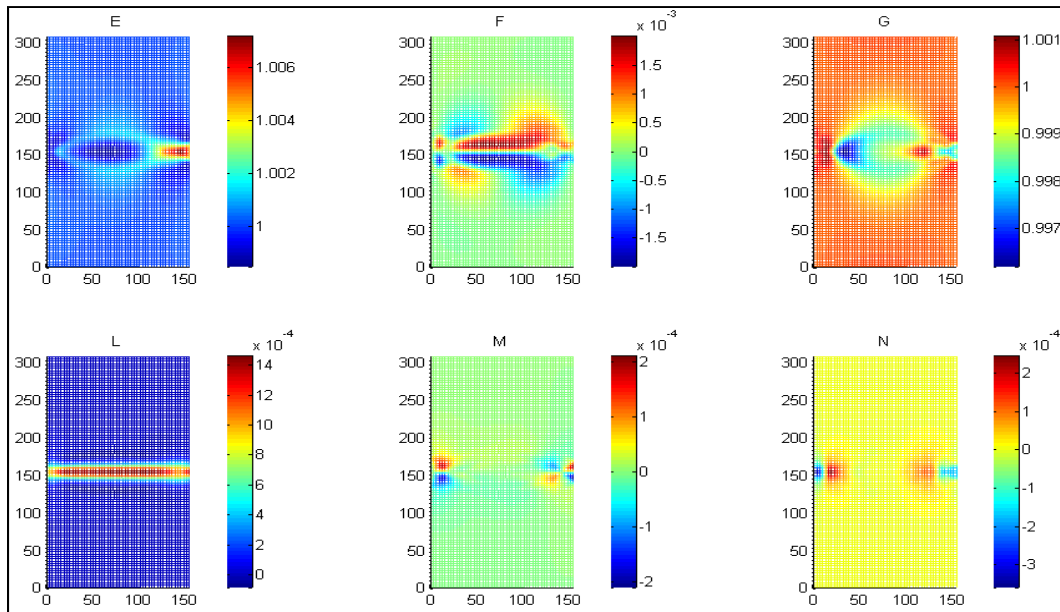


Figure 5.7 Coefficient Fondamentaux suite à une ligne de chauffe

La figure 5.8 présente les 6 coefficients fondamentaux pour une 2^e passe de ligne de chauffe simulée dans le logiciel Ansys.

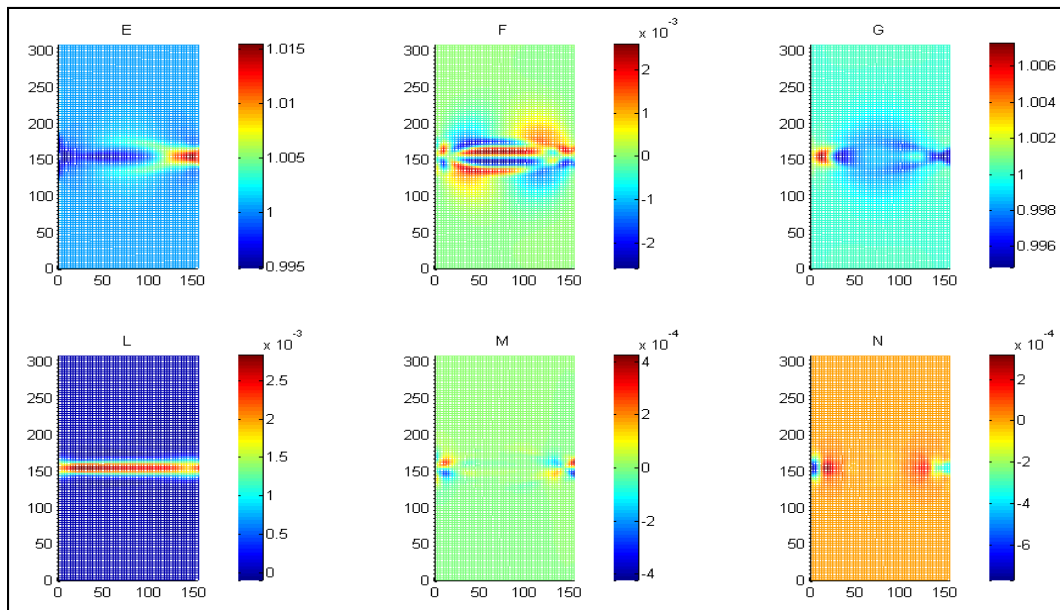


Figure 5.8 Coefficient Fondamentaux suite à deux lignes de chauffe

L'écart est ensuite calculé afin de déterminer la validité de la technique de superposition. La figure 5.9 présente le résultat du calcul de l'écart sur les coefficients L et N obtenus par simulation de 2 passes de lignes de chauffe et L et N obtenus en doublant les valeurs de la première passe. Les coefficients L_2 et N_2 représentent ceux obtenus pour 2 passes de la source de chaleur alors que L_1 et N_1 sont ceux obtenus pour la première passe.

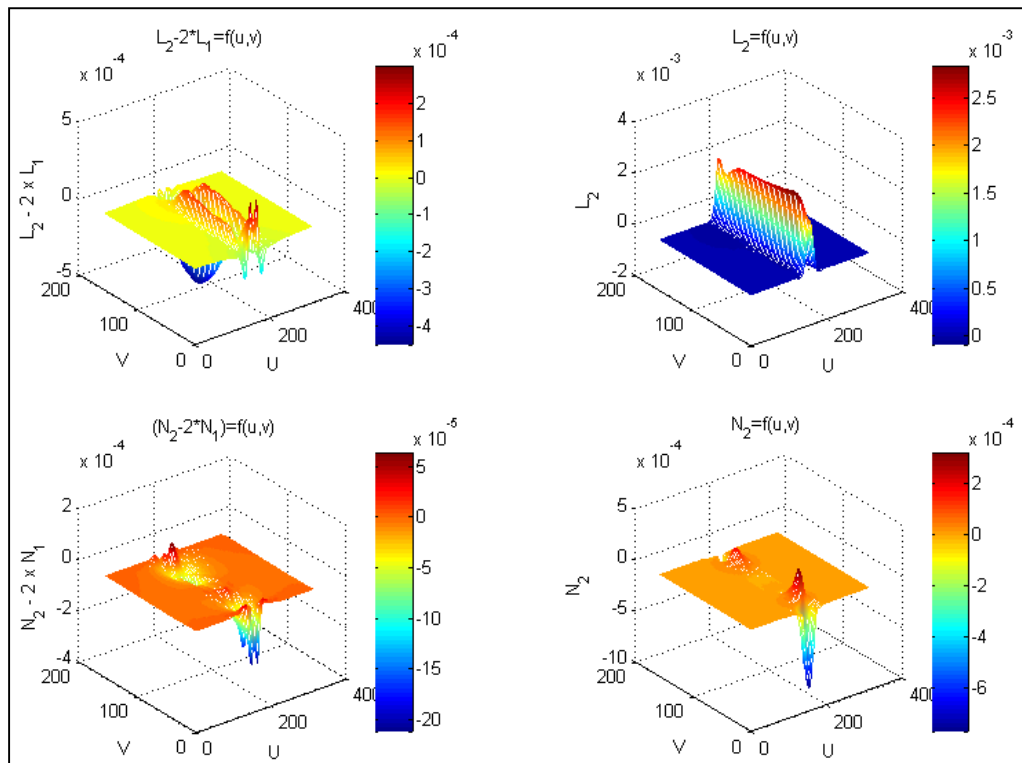


Figure 5.9 Erreur sur la superposition des coefficients fondamentaux L et N.

En ce qui concerne l'amplitude des coefficients, l'écart sur le coefficient L est de l'ordre de 15% et celui sur N de près de 30 %. La surface reconstruite par les coefficients L_1 et N_1 doublés correspond relativement bien au profil trouvé par la solution de la méthode des éléments finis.

L'angle d'inclinaison du plan de la moitié droite de la plaque par rapport à celui de gauche suite à la ligne de chauffe est de 2.5° pour la solution reconstruite en doublant les courbures et de 2.39° pour la solution par MEF, ce qui représente un écart de 4.3%. La figure 5.10

montre les 2 surfaces, soit la solution MEF en rouge et celle obtenue par l'algorithme de reconstruction en bleue.

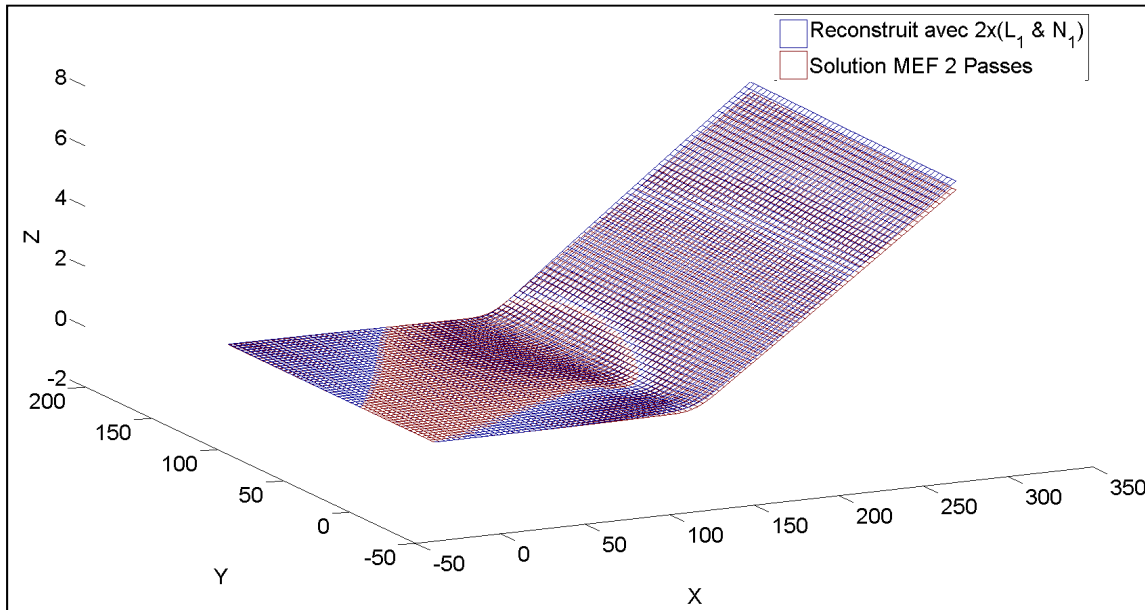


Figure 5.10 Comparaison du profil reconstruit en doublant (L_1 et N_1) comparativement à la solution MEF 2 passes.

5.3.2 Superposition de lignes croisées

La section 5.3.1 a permis de constater que la superposition de ligne de chauffe sur le même endroit génère un écart d'environ 4.3 %. Dans cette section, l'étude sera orientée sur la superposition de lignes de chauffe, mais cette fois les lignes seront croisées. La figure 5.11 présente la déformation totale d'une plaque déformée par trois lignes chauffe selon la MEF

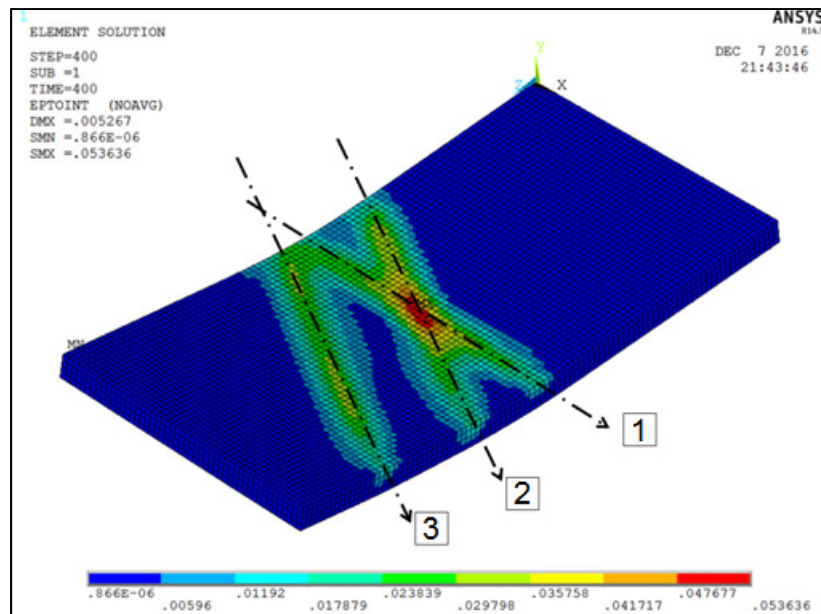


Figure 5.11 Déformation selon le critère de Tresca suite à 3 lignes de chauffe

Les lignes de chauffe ont d'abord été modélisées individuellement afin de déterminer les coefficients L et N qui en résultent. Ensuite, les coefficients obtenus par chacune des lignes sont additionnés pour ensuite reformer la plaque. Pour cette section, les coefficients L_1 , L_2 et L_3 ainsi que N_1 , N_2 et N_3 représentent les coefficients obtenus suite aux 3 lignes de chauffe pour une passe. La figure 5.12 représente les coefficients L et N obtenus pour chacune des lignes individuellement.

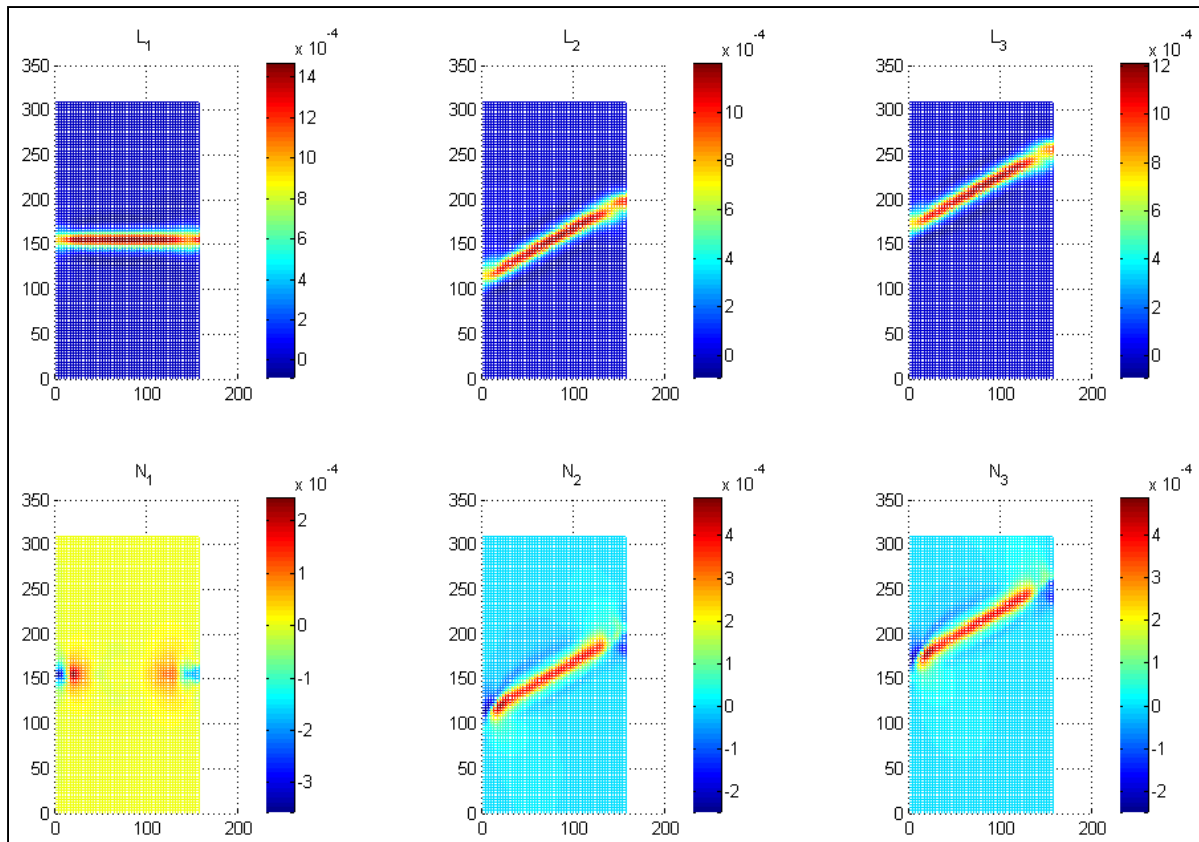


Figure 5.12 Les coefficients L et N pour les 3 lignes de chauffe

Une fois les coefficients de chacune des lignes obtenues, l'addition de ceux-ci est fait à la figure 5.13 sur les sous figures à gauche. À droite ce trouvent les coefficients L et N obtenus lorsque les 3 lignes de chauffe sont simulées. Au centre, il s'agit de la différence entre les valeurs de L et N de l'algorithme et de ceux obtenus par la MEF. Bien qu'il y ait une différence notable lorsqu'on compare les valeurs des coefficients L et N, la reconstruction de la surface permet d'obtenir un profil assez semblable. Les 2 profils sont comparés à la figure 5.14, l'écart de la distance en z est de 0.5 mm pour un déplacement de 7.5 mm au même endroit ce qui représente une erreur de 6.7%.

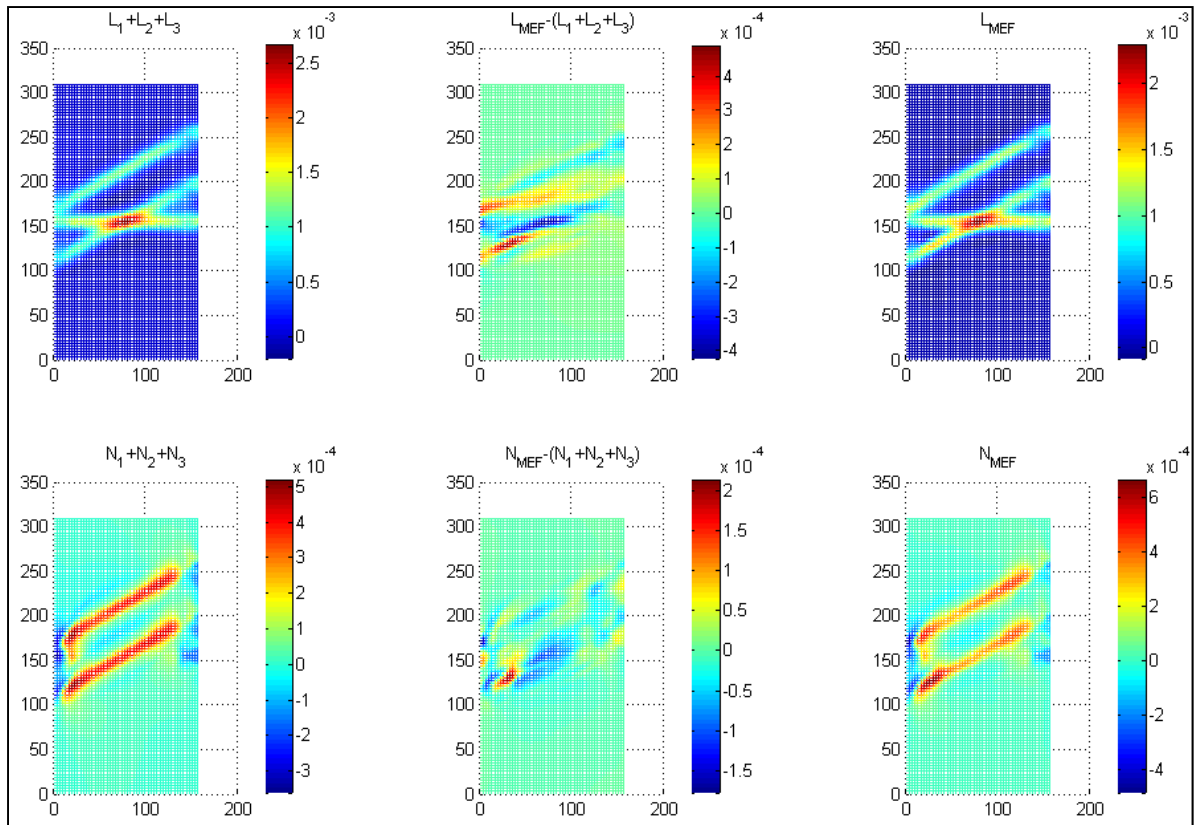


Figure 5.13 Comparaison des coefficients L et N combinés vs. MEF

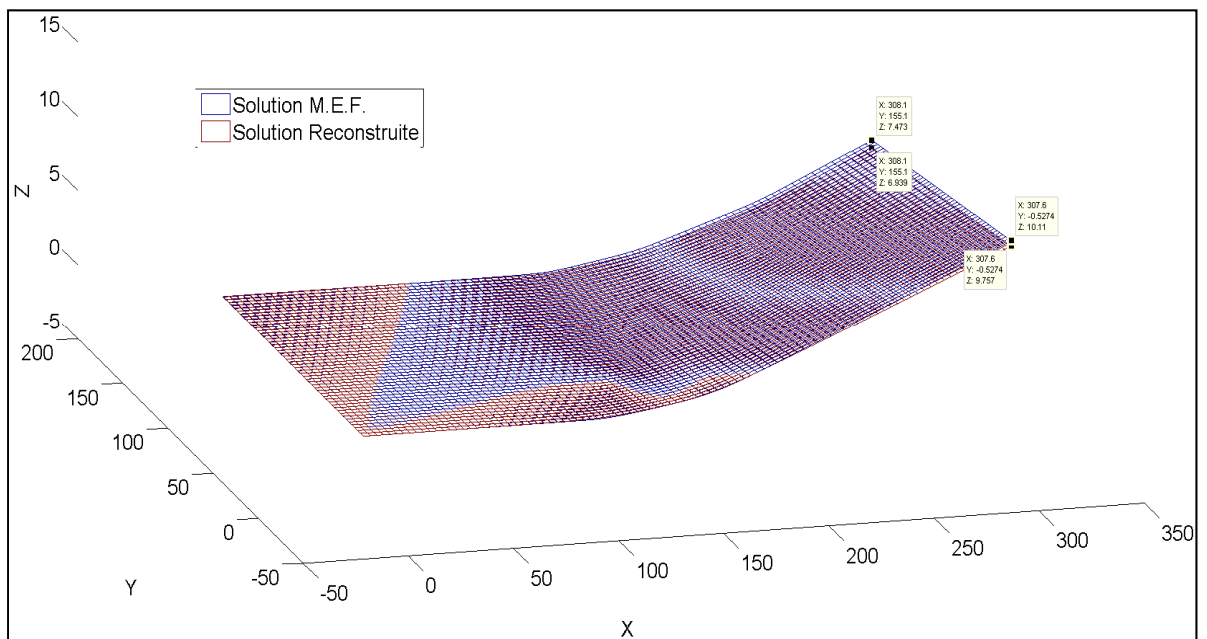


Figure 5.14 Comparaison des profils MEF vs. algorithme de reconstruction

5.4 Solution par approximation des coefficients

Lors des sections 5.3.1 et 5.3.2, les coefficients L et N ont été obtenus par la méthode des éléments finis. Toutefois, l'objectif de développer cet algorithme est de ne plus avoir à passer par la méthode éléments finis. L'objectif de cette section sera donc de valider s'il est possible d'utiliser un modèle approximatif de L et N afin d'éviter de devoir modéliser à chaque fois la ligne de chauffe.

Dans le cadre de sa thèse, EW. Reutzel mentionne qu'il serait possible de négliger la valeur N lors de la reconstruction de la surface puisque le paramètre le plus important est la courbure dans la direction perpendiculaire à la ligne de chauffe. La figure 5.15 présente les surfaces de la solution par MEF et celle par l'algorithme de reconstruction qui ne tient compte que de L . La figure 5.16 quant à elle présente l'écart dans la direction z , donc normale à la plaque de départ. L'écart sur le déplacement en z passe de l'ordre de 0.0008 mm à un peu plus de 0.003 mm si l'on compare à la figure 5.6. Toutefois, sur le déplacement de près de 3.4 mm, l'erreur reste négligeable.

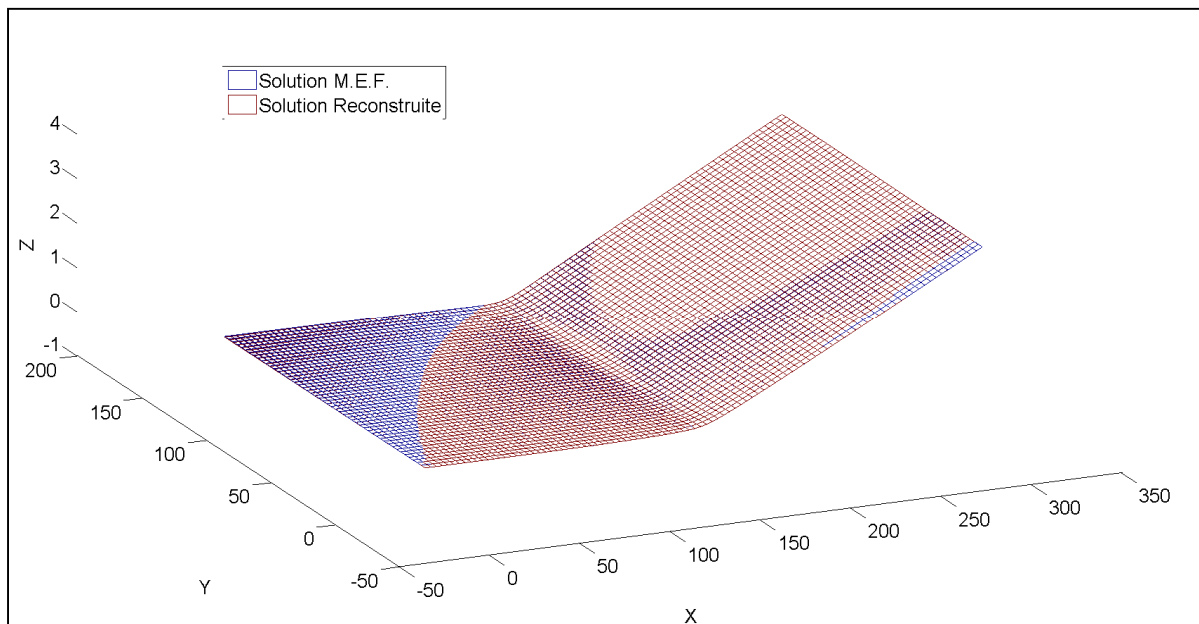


Figure 5.15 Comparaison des surfaces MEF
en comparaison reconstruction avec L uniquement

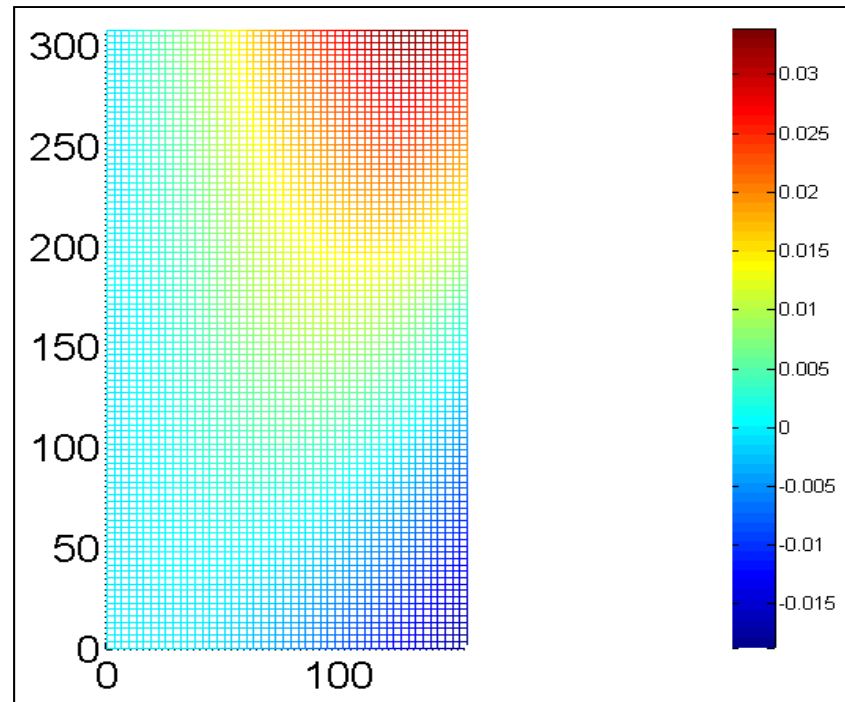


Figure 5.16 Erreur sur la distance en z
(MEF versus algorithme de reconstruction L uniquement)

L'hypothèse selon laquelle la courbure dans la direction parallèle à la ligne chauffe peut être négligée se révèle être une solution acceptable selon la figure 5.16. Dans le cadre de sa thèse de doctorat, E.W. Reutzel [17] utilise une approximation de L , le coefficient de courbure perpendiculaire à la ligne de chauffe. La figure 5.17 présente le paramètre L obtenu suite à une ligne de chauffe appliquée au centre de la plaque dans la sous figure a). La sous figure b), quant à elle, présente la valeur de L moyennée pour une valeur de v donnée, il s'agit donc d'une moyenne le long d'une ligne de v . Finalement, la sous figure c) permet de comparer le profil L entre la solution MEF et celle obtenue par moyenne. La comparaison des surfaces est à la figure 5.18. La surface bleue est celle de la solution par la méthode des éléments finis et celle en rouge est celle reconstruite avec L_{moyen} et en posant N comme étant nul. L'écart maximal selon z est de 0.09 mm et l'erreur se trouve en $x=152.4\text{mm}$ et $y=0\text{ mm}$, c'est-à-dire dans la ligne de chauffe.

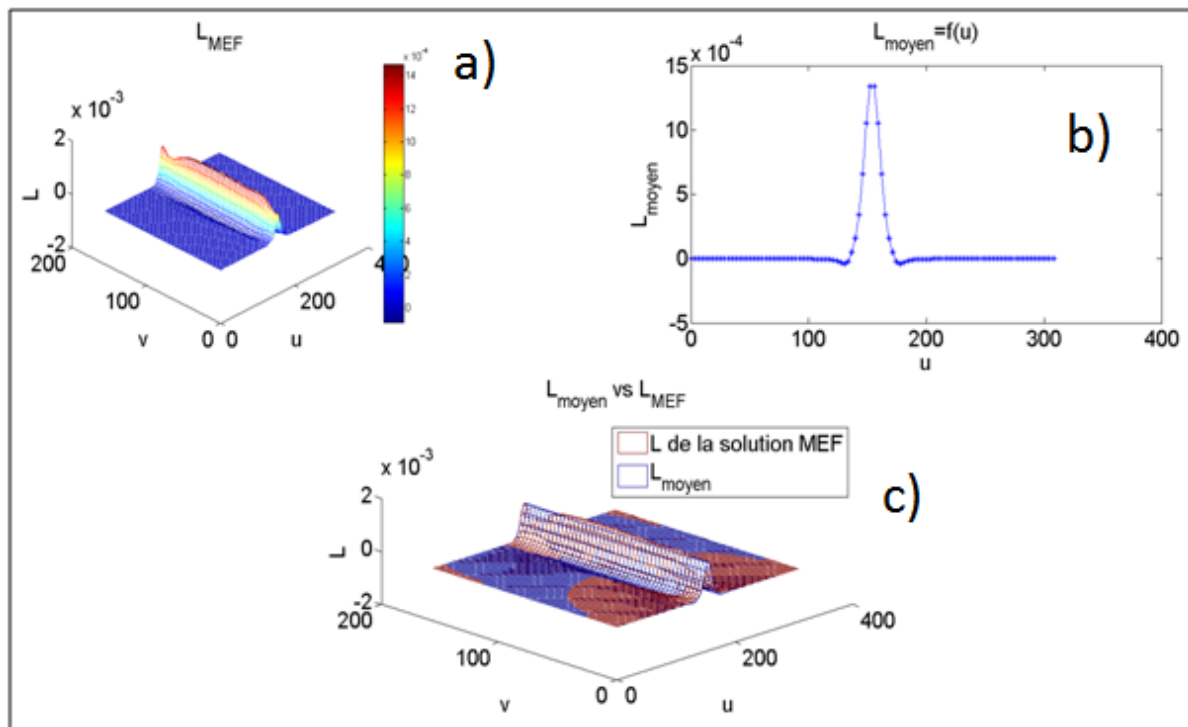


Figure 5.17 Profil construction d'un profil moyen de L

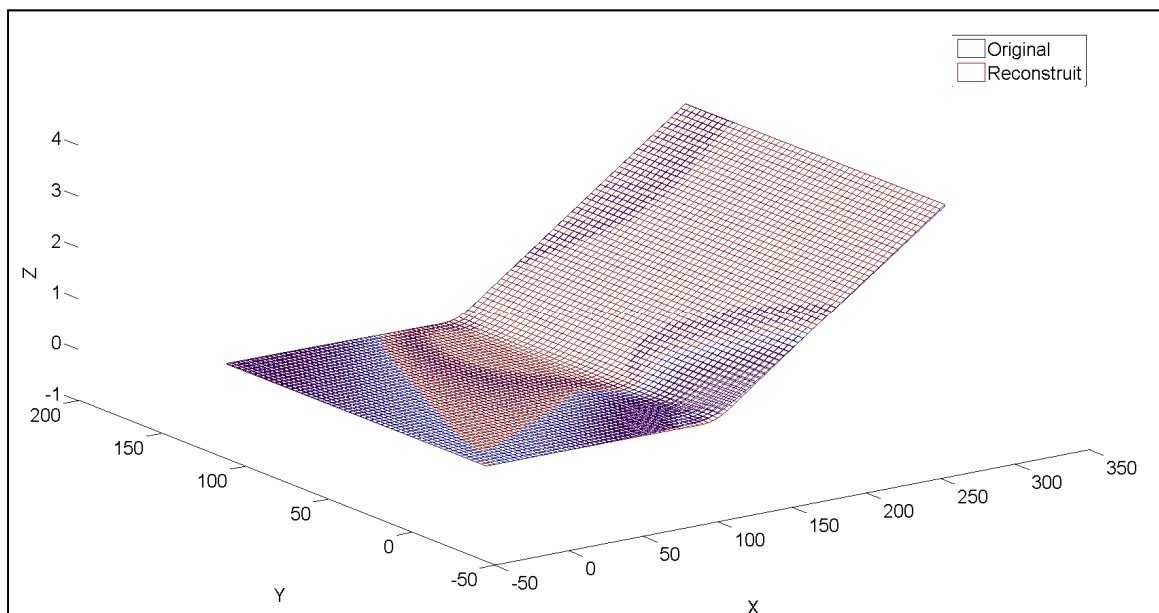


Figure 5.18 Profil reconstruit avec L_{moyen} et en négligeant N vs solution MEF

La section 5.4 a permis de valider qu'il était non seulement possible de négliger l'effet de la courbure dans la direction parallèle à la ligne de chauffe, mais également d'obtenir un profil

très semblable à celui d'origine en utilisant une approximation du paramètre L qui est en fait la courbure dans la direction perpendiculaire à la ligne de chauffe. Ce paramètre, L_{moyen} , est en fait une approximation de la valeur de L . En approximant encore un peu plus le paramètre L , il serait possible de générer à l'avance l'effet de plusieurs lignes de chauffe sans avoir à les simuler. Toutefois, les lignes de chauffe ne seront pas nécessairement toujours alignées avec le maillage de la surface, il est donc nécessaire de développer une manière de pouvoir réorienter les courbures dans la direction d'une ligne de chauffe fictive sans avoir à faire la simulation. Cette technique de réalignement est le sujet de la section 5.5 qui suit.

5.5 Réalignement des courbures

La modélisation présentée à la section 5.3.2 présente des lignes de chauffe qui ne sont pas alignées avec le maillage. En prenant en compte que les directions paramètres u et v sont perpendiculaires, les courbures trouvées dans leurs directions respectives le sont également. Les plans de courbures principaux de la figure 5.19 permettent de trouver les courbures dans les plans en question. En tournant ces 2 plans de quelques degrés, il est possible de trouver les courbures dans l'orientation de paramètres perpendiculaire comme u et v qui sont alignés avec le maillage.

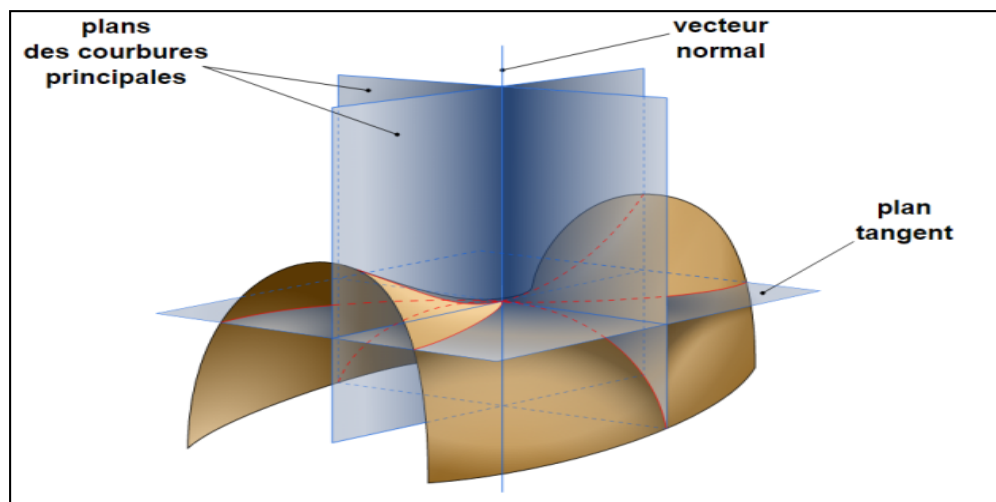


Figure 5.19 Schéma des plan de courbures principales
Tirée de Wikipédia - figure de Eric Gaba -
<https://fr.wikipedia.org/wiki/Courbure>

Tout comme pour les contraintes principales d'un état plan de contrainte, il existe une relation qui relie les courbures principales et les courbures directionnelles selon les 2 paramètres perpendiculaires u et v . L'équation (5.7) représente respectivement la relation entre les contraintes principales et les contraintes directionnelles alors que l'équation (5.8) représente l'équation entre les courbures principales et les courbures directionnelles.

$$\sigma_x + \sigma_y = \sigma_{max} + \sigma_{min} \quad (5.7)$$

$$\kappa_u + \kappa_v = \kappa_{max} + \kappa_{min} \quad (5.8)$$

Dans le cadre de son travail respectif, E.W. Reutzel [17] mentionne qu'il est possible de réorienter L et N en fonction d'une nouvelle direction. Il dans l'exemple démontre que sur une première ligne de chauffe le coefficient L est dominant et que M et N sont négligeables, exceptés sur les contours. Il pose ensuite les équations présentée de (5.9) à (5.11).

$$(L)_{rot} = L(\cos(\theta))^2 \quad (5.9)$$

$$(M)_{rot} = L \cos(\theta) \sin(\theta) \quad (5.10)$$

$$(N)_{rot} = L(\sin(\theta))^2 \quad (5.11)$$

En utilisant $L=65$ tel qu'à la figure 5.20, en appliquant une ligne inclinée de 33.7 degrés tel qu'à la figure 5.21, les nouveaux coefficients réorientés sont donc $(L)_{rot} = 45$, $(M)_{rot} = 30$ et $(N)_{rot} = 20$. Cette méthode évite donc d'avoir à modéliser les lignes en angles et d'obtenir un résultat acceptable.

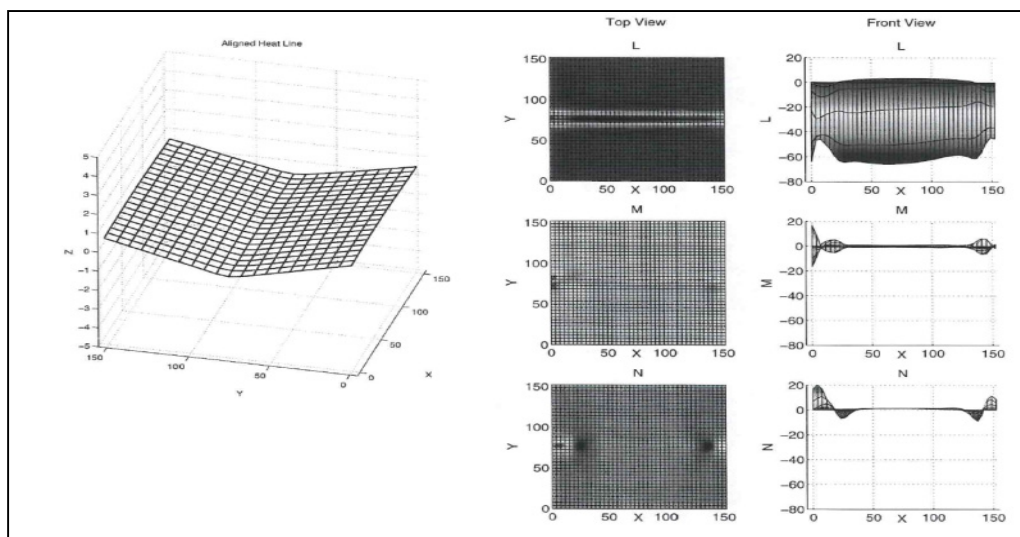


Figure 5.20 Ligne de chauffe $y=75\text{mm}$
Adaptée de E.W. Reutzel (2007 p.96)

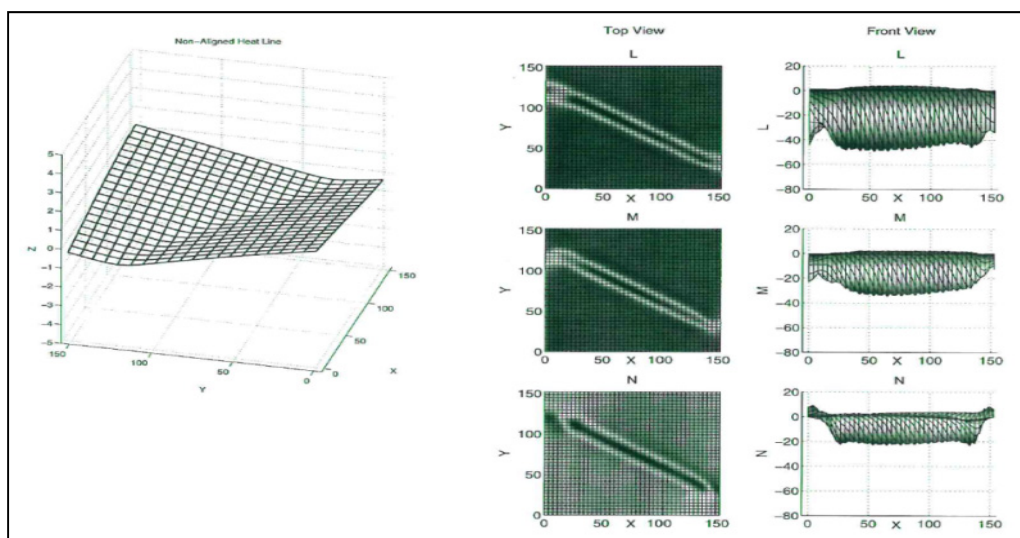


Figure 5.21 Ligne de chauffe inclinée de 33.7°
Adaptée de E.W. Reutzel (2007 p.97)

Puisque $\kappa_{\max}$ et $\kappa_{\min}$ sont les valeurs propres de la matrice présentée en (5.12), en déterminant l'inclinaison de la ligne de chauffe il est possible d'obtenir L, M et N. Il est donc possible de partir d'une ligne de chauffe inclinée pour déterminer les courbures principales, et d'ensuite réorienter la ligne dans la direction désirée.

$$\begin{bmatrix} E & F \\ F & G \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} L & M \\ M & N \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} L & M \\ M & N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L & M \\ M & N \end{bmatrix} \quad (5.12)$$

5.6 Application de l'algorithme sur des plaques numérisées mesurées

L'algorithme proposé fonctionne bien pour des solutions numériques. Il permet d'estimer efficacement l'effet de la superposition de ligne de chauffe. Toutefois, l'algorithme ne fonctionne pas aussi bien sur des le résultats de l'analyse expérimentale. La section où la source de chaleur déforme la plaque et où la courbure devrait être la plus courbée ne se démarque pas du bruit des lectures environnantes. La figure 5.22 démontre la surface supérieure de la plaque une fois déformée par une ligne de chauffe. La figure 5.23 présente la courbure principale maximale calculée à partir des résultats expérimentaux suite à la ligne de chauffe puis finalement la courbure principale minimale est présentée à la figure 5.24.

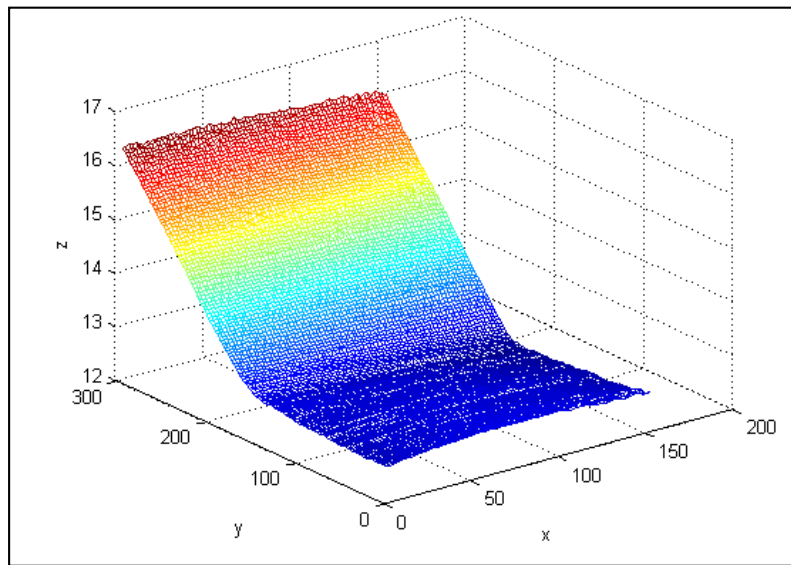


Figure 5.22 Déformation la plaque échantillon P2 suite à une ligne de chauffe

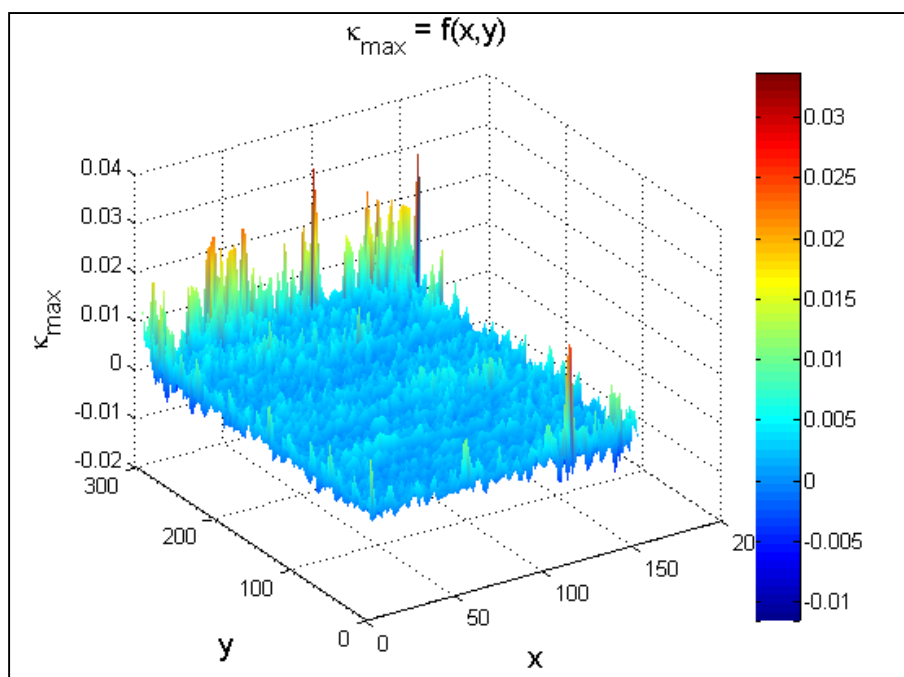


Figure 5.23 Courbure principale maximale calculées sur la plaque échantillon P2 suite à une ligne de chauffe

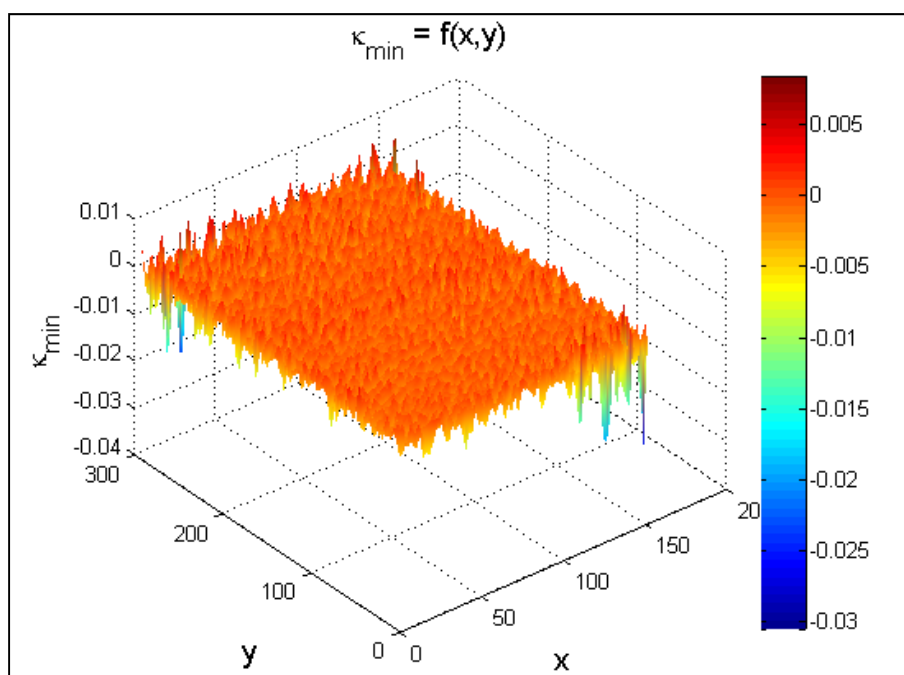


Figure 5.24 Courbures principales calculées sur la plaque échantillon suite à une ligne de chauffe

5.7 Conclusion du chapitre 5

La première partie du chapitre 5 a permis de présenter l'algorithme de reconstruction d'une fonction $y(x)$ à partir de la dérivée première et seconde obtenues avec la fonction **Gradient** de Matlab. Les valeurs de x et de y correspondantes étaient emmagasinées sous forme de vecteurs colonnes pour traiter les données. Ensuite pour traiter les informations des surfaces, les coordonnées des points x , y et z ont été emmagasinées dans des matrices selon une ordre précis. La valeur de x était croissante d'une colonne à l'autre alors que pour y c'était d'une rangée à l'autre à l'intérieur de leur matrice respective. Pour les données en z , il fallait simplement que pour un couple x , y fourni, la valeur de z corresponde en ce qui concerne la case dans la matrice. En utilisant l'algorithme des lignes du début du chapitre et en approximant $\partial x/\partial u \approx 1$ et $\partial y/\partial v \approx 1$, c'est-à-dire en conservant la distance linéaire entre les points comme sur la plaque à plat, les surfaces des plaques simulées ont pu être reconstruites avec une très bonne précision.

Une fois que l'algorithme s'est montré efficace pour reconstruire la surface de la plaque, 2 types de superposition ont été modélisés. Pour le premier test, la surface d'une plaque qui aurait subi 2 lignes de chauffe superposées a été simulée dans Ansys APDL. En utilisant les coefficients fondamentaux de la surface après la première ligne de chauffe, les valeurs de L et N ont été doublées puis la surface a été reconstruite. La plaque simulée s'était pliée sur elle-même d'environ 2.4° alors qu'en doublant les coefficients L et N la plaque s'était pliée sur elle-même d'environ 2.5° ce qui représente une erreur de 4%.

Le second test servait à comparer la géométrie des surfaces d'une plaque qui aurait subi plusieurs lignes de chauffe avec un seul passage de chacune. Les lignes se croisaient à certains endroits, mais elles n'étaient pas superposées sur toute leur longueur respective. L'écart résultant des trois lignes était de 0.5 mm pour un déplacement de 7.5 mm ce qui représente une erreur de 6.7 %.

Après avoir testé la superposition, l'approximation des coefficients fondamentaux fut testée. D'abord en posant N comme étant nul et ensuite en posant L comme étant un profil moyenné. L'erreur résultante était de l'ordre 0.1 mm sur 3.4 mm de déplacement maximal pour une ligne, ce qui représente une erreur de 3 % sur le déplacement. Finalement, il a été démontré que les coefficients fondamentaux pouvaient être réorientés avec les équations (5.9) à (5.11).

CHAPITRE 6

SYNTHÈSE ET ANALYSE DES RÉSULTATS

Cette section du mémoire présentera les résultats de la partie expérimentale ainsi que celle de la partie de l'analyse numérique par la méthode des éléments finis. L'objectif de la synthèse sera de comparer et d'identifier les causes d'écart entre ces derniers. Deux expériences ont été menées dans le cadre de ce travail. La première expérience fut de faire passer une ligne de chauffe au centre parallèle à la largeur de la plaque. Les résultats des thermocouples ainsi que la géométrie de la plaque ont été relevés pour chaque passe. La seconde expérience fut de faire passer une ligne de chauffe en angle au-dessus de la plaque. Encore une fois, les résultats des températures enregistrés par les thermocouples ainsi que la géométrie de la plaque ont été recueillis pour chaque passe.

6.1 Expérience 1 - Ligne droite traversant la largeur

Le premier consiste à faire passer une ligne de chauffe de façon parallèle à la largeur comme le démontre la figure 6.1. Les résultats expérimentaux seront d'abord présentés, suivis des résultats de la modélisation avec le logiciel Ansys APDL afin de les comparer.



Figure 6.1 Plaque P4 avec le trajet suivi par la source de chaleur

6.1.1 Résultats expérimentaux des thermocouples de l'expérience 1

La lecture des thermocouples permet de déterminer le gradient thermique à travers l'épaisseur de la plaque. Le graphique à la figure 6.2 présente les résultats des thermocouples obtenus par la première ligne de chauffe et la seconde ligne de chauffe sur la plaque P4. Notons que les résultats du thermocouple 9 n'ont pu être enregistrés, car la soudure a cédé avant le début des essais. Pour ce qui est de la soudure du thermocouple 2, les lectures semblent erronées puisque la lecture de la crête est inférieure à celle du thermocouple 1 et largement inférieure à celle du thermocouple 8. Normalement la crête des lectures devrait être environ la même que pour le thermocouple 8, puisqu'ils sont à la même distance de la surface chauffée. De plus la crête se produit après celle du thermocouple 1 et avant celle du thermocouple 3, ce qui enlève l'hypothèse d'un mauvais branchement dans le système d'acquisition. La valeur maximale atteinte par chacun des thermocouples est reportée dans le tableau 6.1.

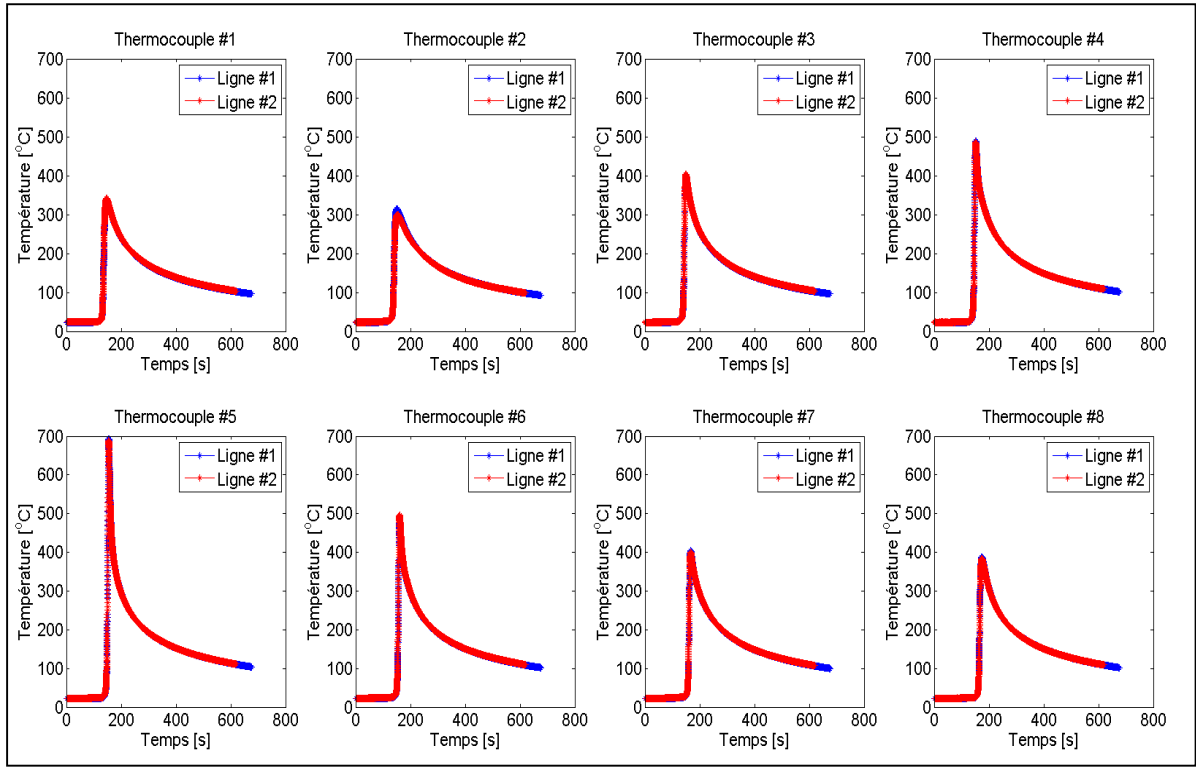


Figure 6.2 Résultats des thermocouples de la plaque P4 (1^{ère} et 2^e ligne de chauffe)

Tableau 6.1 Température de crête (maximale) des thermocouples de la plaque P4

Numéro du thermocouple	Température maximale [°C] Ligne de chauffe no.1	Température maximale [°C] Ligne de chauffe no.2	Température maximale moyenne [°C]	Écart de température [°C] (Max-Min)	Écart de température $\Delta T/T_{\max_moy}$
1	334.4	340.5	337.45	6.1	1.8%
2	314.5	298.9	306.7	15.6	5.1%
3	400.9	403.0	401.95	2.1	0.5%
4	489.2	485.4	487.3	3.8	0.8%
5	692.6	687.8	690.2	4.8	0.7%
6	479.2	495.7	487.45	16.5	3.4%
7	405.0	399.2	402.1	5.8	1.4%
8	387.3	382.8	385.05	4.5	1.2%

6.1.2 Résultats expérimentaux du pliage lors de l'expérience 1

À partir des points échantillonnés sur la surface, il est possible de calculer l'angle de pliage fait par la ligne de chauffe. Afin de faciliter les calculs, le nuage est placé afin que les points à gauche du pli soient un plan $z = \text{constante}$.

Une première analyse permettra de tenir compte de la géométrie initiale de plaque. Puisque la plaque n'est pas rectifiée pour avoir des surfaces planes et perpendiculaires les unes aux autres, il faudra donc tenir compte de la géométrie initiale lors des mesures. La figure 6.3 et figure 6.4 présente les nuages de point mesurés sur les plaques échantillons P2 et P4 afin de les comparer à une plaque rectangulaire idéale respectivement.

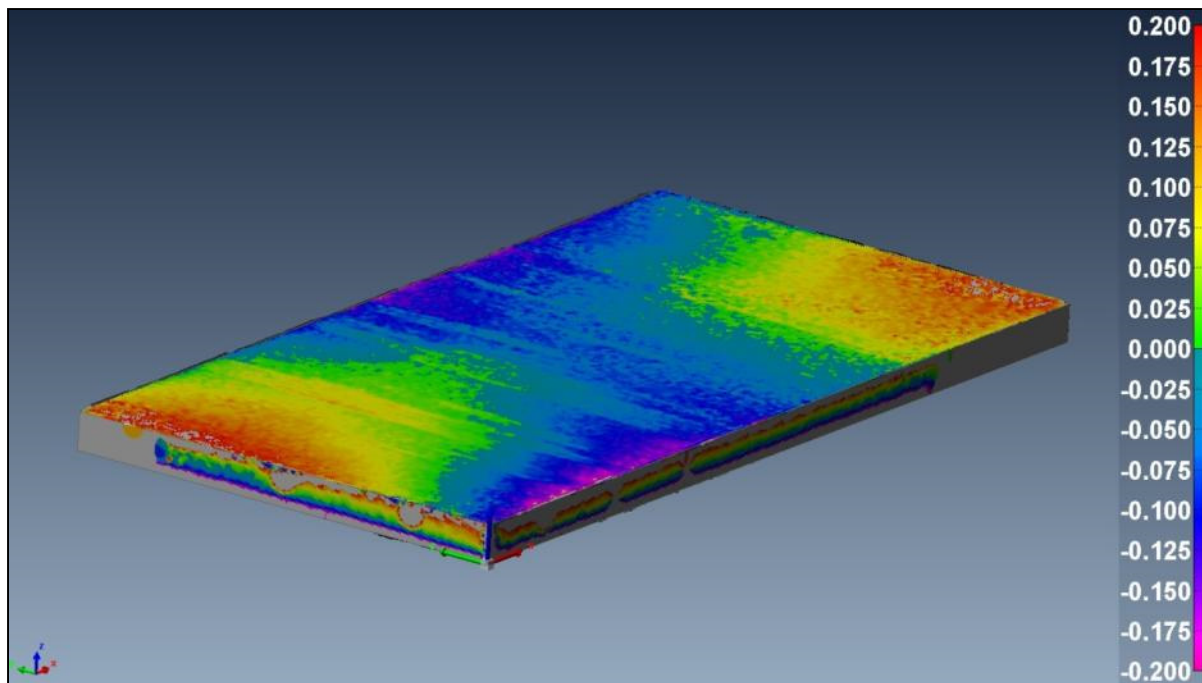


Figure 6.3 Géométrie initiale de la plaque P2 comparée à une plaque idéale en gris

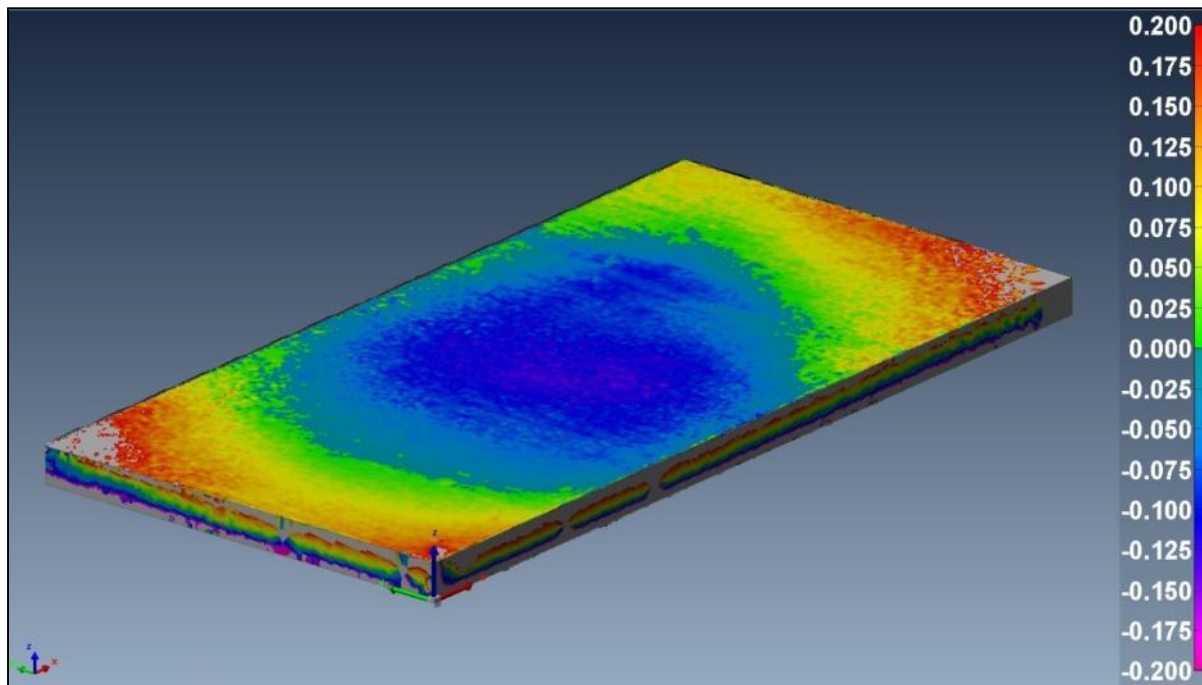


Figure 6.4 Géométrie initiale de la plaque P4 comparée à une plaque idéale en gris

Par la suite, la géométrie initiale de la plaque est utilisée comme objet de référence. C'est-à-dire que le nuage de points des plaques déformées sera comparé à la géométrie initiale. Notez que pour tous les résultats expérimentaux présentés, les 3 côtés numérisés seront les mêmes. De cette façon, le côté par lequel la source de chaleur arrive soit celui qui est perceptible.

Afin de comparer les nuages de points avant la ligne de chauffe et après la ligne de chauffe, les points du côté gauche de la plaque sont utilisés afin de faire l'alignement, tel que présenté à la figure 6.5. Comme la plaque a subi peu de déformation loin de la ligne de chauffe, les profils des plaques correspondent encore assez bien. La figure 6.6 démontre que la majorité des points de la moitié de gauche se trouvent à une distance inférieure à 0.1 mm soit la tolérance de l'appareil. Notons que sur la figure 6.6 l'écart se démarque à partir du centre, là où la ligne de chauffe est passée.

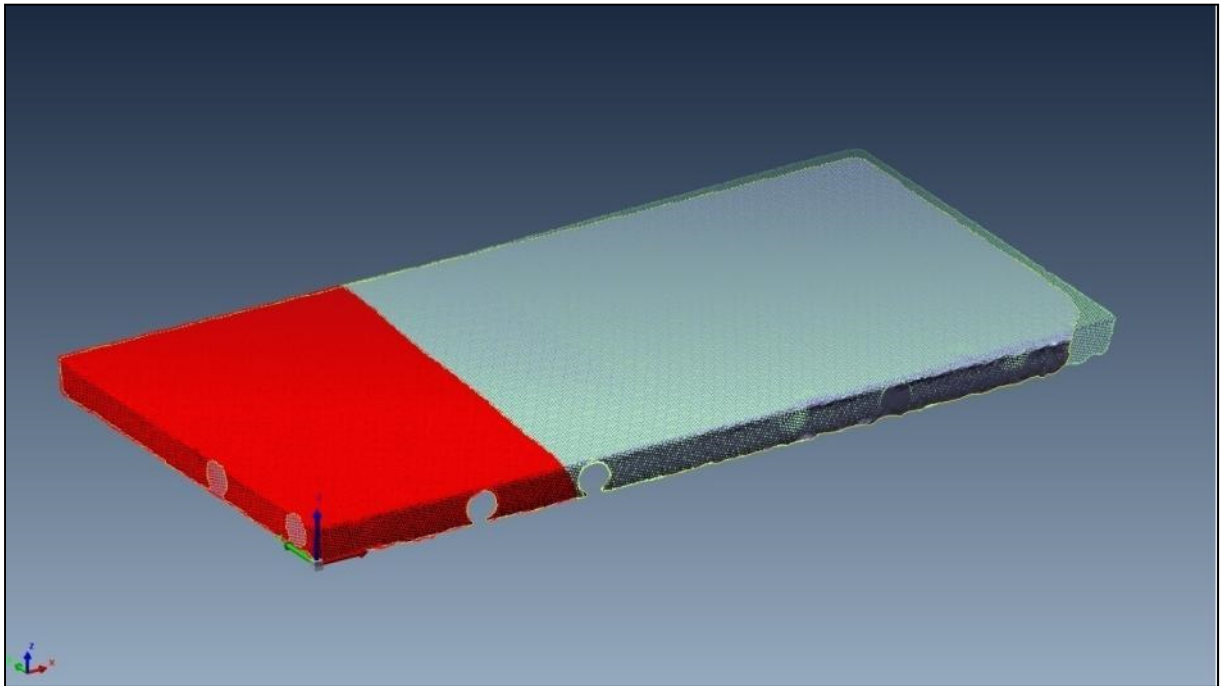


Figure 6.5 Sélection des points pour l'alignement

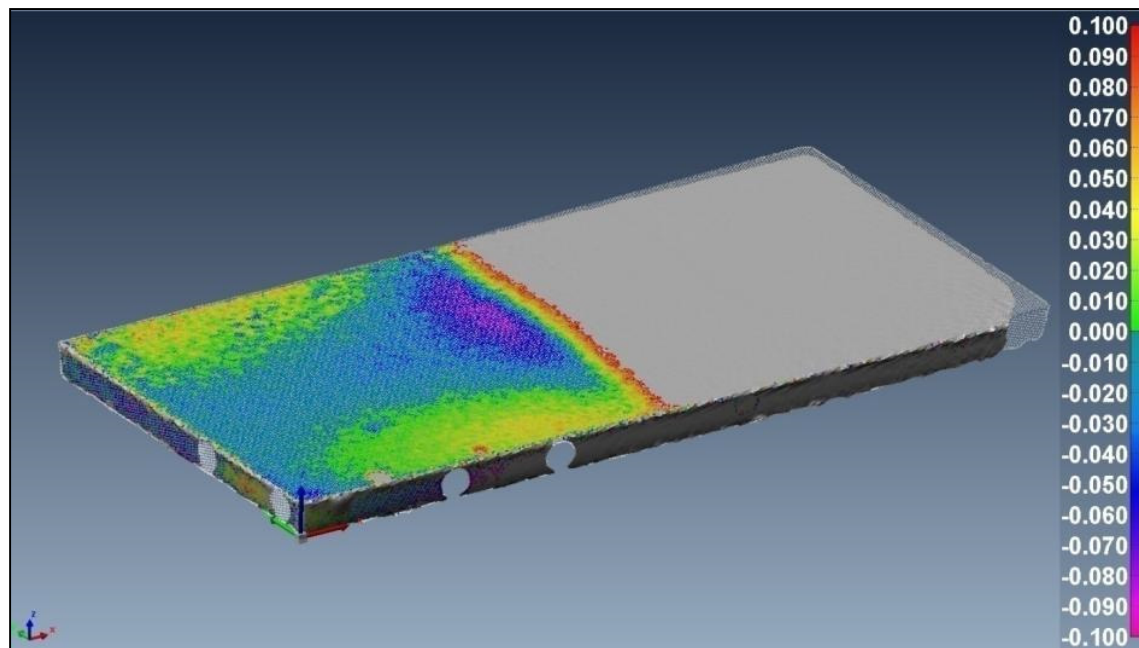


Figure 6.6 Comparaison de la moitié gauche de la plaque P4 avant et après la chauffe (mm)

Les nuages de points de la figure 6.7 et de la figure 6.8 sont placés de manière à conserver l'alignement sur la moitié de gauche et de sorte que les déplacements ressortent sur la moitié de droite. La figure 6.7 présente la surface du dessus déformée suite à la première passe sur la plaque P2 alors que figure 6.8 présente la surface du dessus déformée suite à la première ligne de chauffe. Pour ce qui est de la figure 6.9, la déformation est encore plus visible puisqu'une deuxième passe de ligne de chauffe a été appliquée sur la plaque P4. Notez que les distances indiquées sont en millimètres.

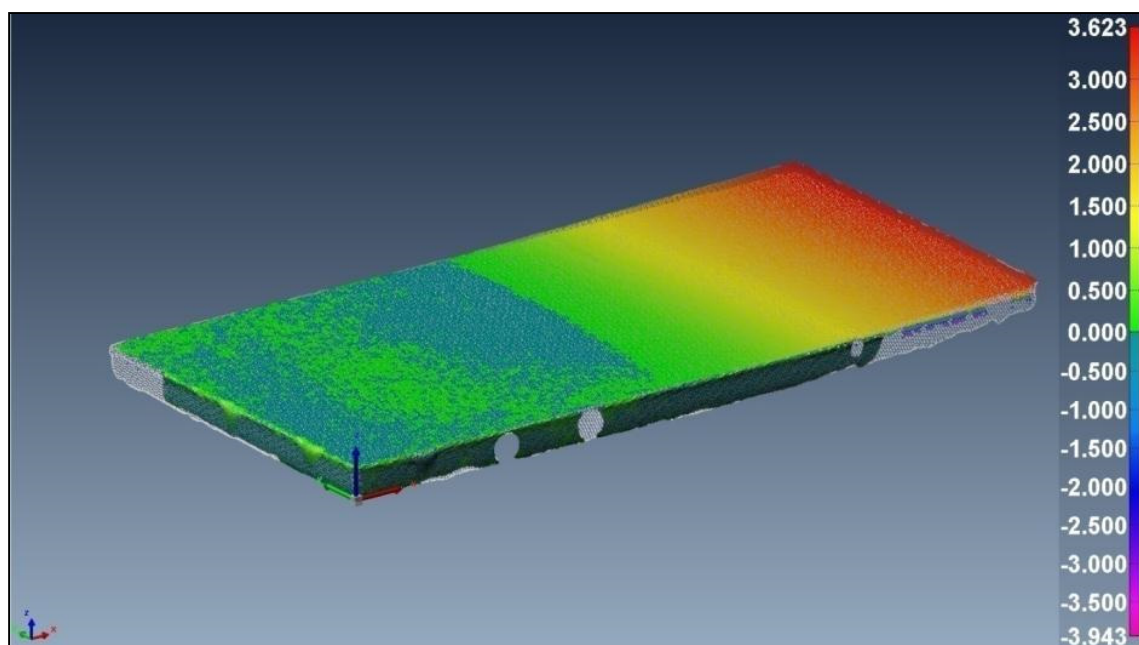


Figure 6.7 Nuage de points suite à la 1^{ère} ligne chauffée sur la plaque P2
(Expérimental)

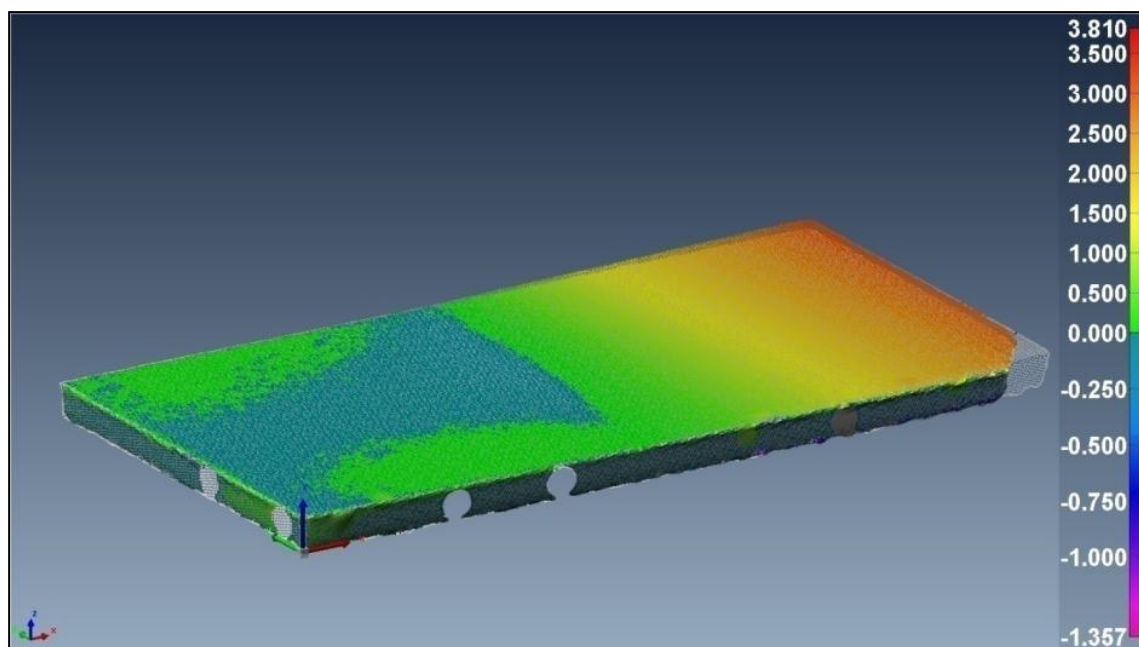


Figure 6.8 Nuage de points suite à la 1^{ère} ligne chauffée sur la plaque P4
(Expérimental)

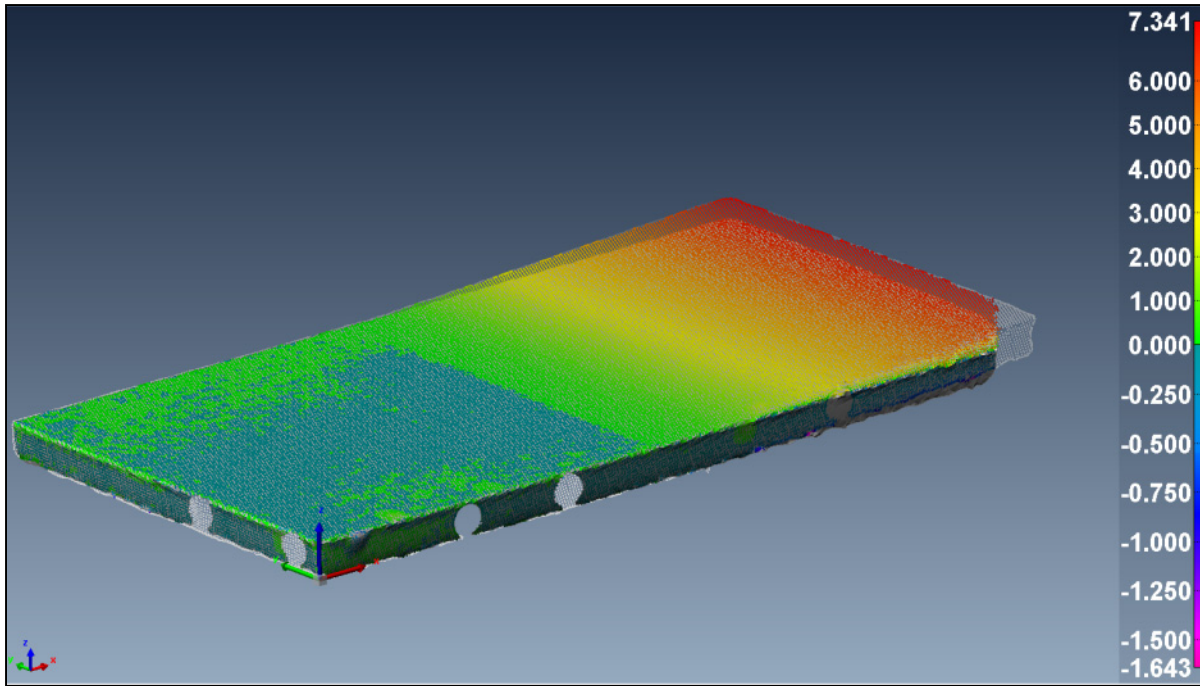


Figure 6.9 Nuage de points suite à la 2^e ligne chauffée sur la plaque P4 (Expérimental)

En supposant 2 plans moyens qui seraient obtenus par la minimisation de la distance en 'z' entre les plans moyens et les points de chaque côté de la plaque, il est possible de déterminer l'équation de chaque plan avec la formulation présentée en (6.1):

$$z(x, y) = ax + by + c \text{ où } a, b, c \text{ sont des constantes} \quad (6.1)$$

En utilisant l'outil d'optimisation de Matlab sur les points à droite de la ligne de chauffe de la plaque P4, il est possible de déterminer la formule mathématique décrivant le plan grâce à l'équation (6.2).

$$z(x, y) = 24.56E-3x - 0.1712E-3y + 8.857 \quad (6.2)$$

En dérivant 'z' par rapport à x et y, il est possible de déterminer la pente et puisque la moitié de gauche a été ajustée au plan $z=12.7$ mm il est possible de calculer le vecteur unitaire normal à chaque plan et ainsi déterminer l'angle de pliage. Pour la plaque P4 suite à la première passe, l'angle de pliage serait de 1.40° . En repassant une seconde fois par-dessus la

première ligne de chauffe l'angle de pliage devient de 2.88° . L'équation du plan de moitié de droite est donnée par l'équation (6.3)

$$z(x, y) = 50.29E-3x - 0.1145E-3y + 4.885 \quad (6.3)$$

La figure 6.10 et la figure 6.11 permettent de bien voir la corrélation entre le nuage de points et le plan analytique obtenu par la méthode des moindres carrés.

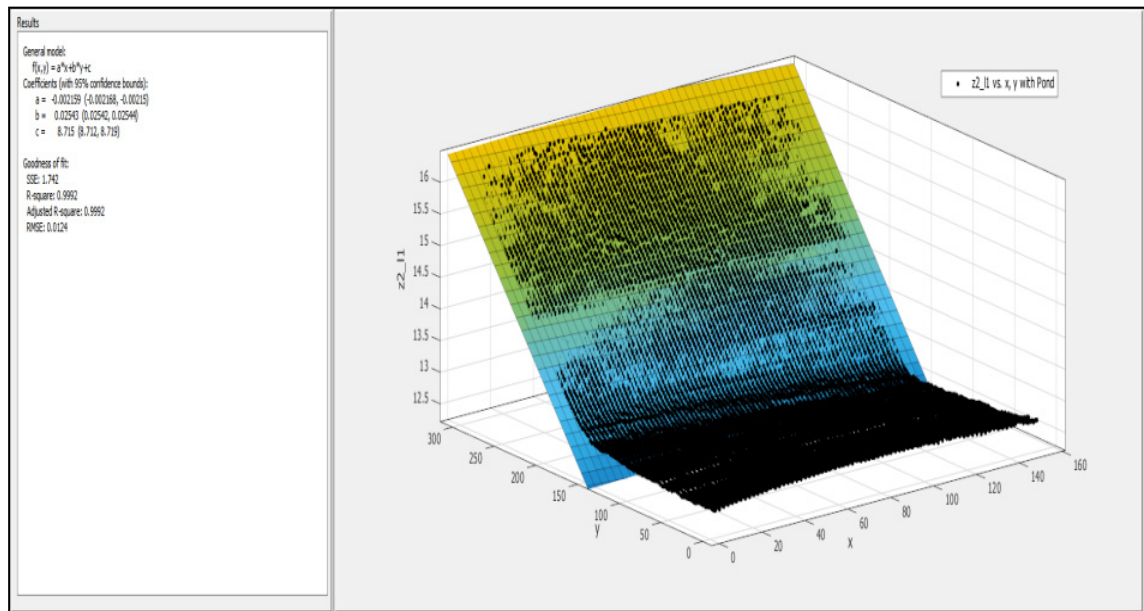


Figure 6.10 Plan de l'équation (6.1) sur le nuage de points de la plaque P2 (1^{ière} passe)

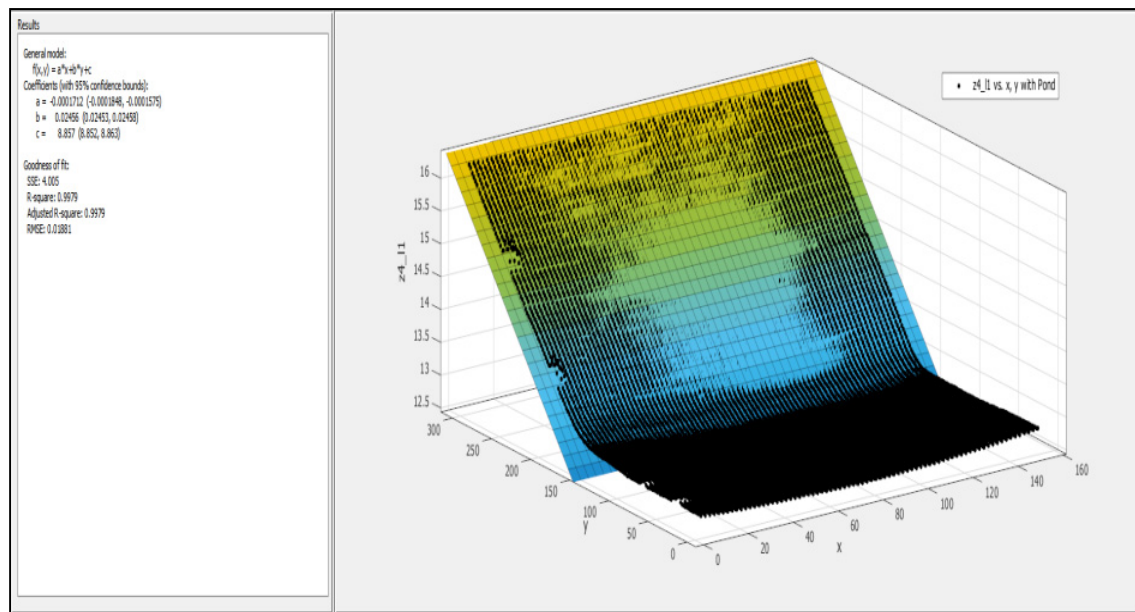


Figure 6.11 Plan de l'équation (6.1) sur le nuage de points de la plaque P4 (1^{ère} passe)

6.1.3 Résultats de la solution par la méthode des éléments finis (MEF)

Après avoir obtenu une série de résultats expérimentaux, il est alors possible de calibrer le modèle numérique afin de tenter de simuler la réalité. Les résultats thermiques seront présentés, suivis des résultats structuraux.

Par itération, un rayon de 19.05 mm et une puissance de 1850 Watts permettent d'obtenir des résultats semblables à ceux obtenus expérimentalement. La convection combinée est également appliquée à titre de chargement lors de l'analyse thermique. Les paramètres utilisés lors des simulations sont une émissivité de 0.85 et un coefficient de convection de 5 W/(m² °C). Le tableau 6.2 permet de comparer les crêtes lues à chaque thermocouple. Notons que l'erreur sur le gradient thermique est de l'ordre de 17%.

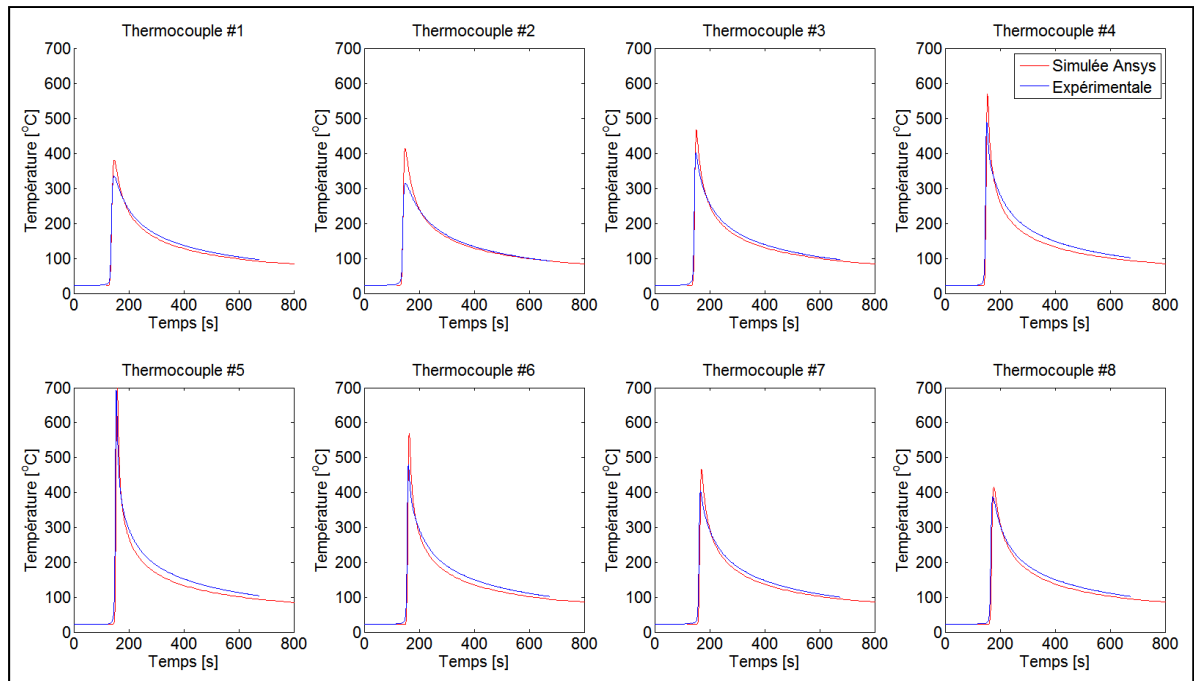


Figure 6.12 Résultats des thermocouples $T^\circ(t)$ expérimentale (Ligne 1) et MEF

Tableau 6.2 Température crête simulée versus expérimentale

Numéro du thermocouple	Température moyenne expérimentale [°C]	Température simulée Ansys [°C]	Écart de température [°C] (Exp.- Ansys.)	Écart de température [%]
1	337.45	380.41	-42.96	-12.7%
2	N/A	413.88	N/A	N/A
3	401.95	466.00	-64.05	-15.9%
4	487.3	569.26	-81.96	-16.8%
5	690.2	698.94	-8.74	-1.3%
6	487.45	569.18	-81.73	-16.8%
7	402.1	466.29	-64.19	-16.0%
8	385.05	414.79	-29.74	-7.7%
9	N/A	384.72	N/A	N/A

Toutefois, si l'on suppose que les mesures des thermocouples sont prises légèrement plus éloignées de la surface chauffée due à la taille du bain de fusion par exemple, les résultats sont plus réalistes. Comme la mesure prise par le thermocouple est au dernier point où les 2 fils se touchent, le bain de fusion semble être une bonne explication. La figure 6.13 présente un thermocouple soudé au fond d'un trou.



Figure 6.13 Thermocouple soudé
au fond du trou d'une plaque

Pour les valeurs du tableau 6.3, les températures sont calculées à un millimètre plus loin de la surface chauffée par rapport au fond du trou où les thermocouples ont été soudés. Il est possible de constater que le thermocouple 1 affiche une erreur de 11 %, mais que les écarts des thermocouples 3, 4, 6, et 7 sont inférieurs à 10 %. Le choix de prendre un millimètre d'écart provient de la figure 3.18 où le bain de fusion du thermocouple remplit environ 1 millimètre au fond du trou. Toutefois l'erreur sur la mesure du thermocouple 5, elle, augmente, ce qui permet de supposer que le bain de fusion n'est probablement pas constant au fond des trous.

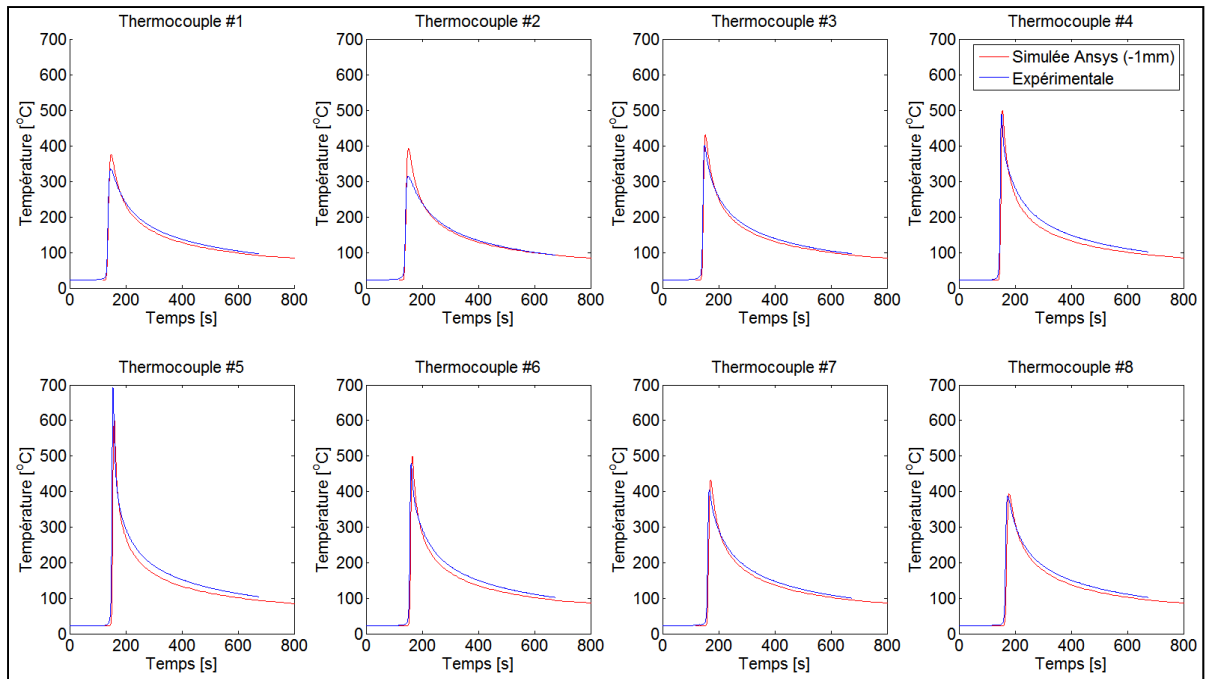


Figure 6.14 Résultats des thermocouples $T^\circ(t)$ expérimentale et M.E.F (1 mm plus bas)

Tableau 6.3 Température crête simulée (1mm plus bas) versus expérimentale

Numéro du thermocouple	Température moyenne expérimentale [°C]	Température simulée Ansys [°C]	Écart de température[°C] (Exp.-Sim Ansys.)	Écart de température [%]
1	337.45	375.05	-37.6	-11%
2	N/A	392.51	N/A	N/A
3	401.95	431.1	-29.15	-7%
4	487.3	499.33	-12.03	-2%
5	690.2	616.13	74.07	11%
6	487.45	498.75	-11.3	-2%
7	402.1	431.44	-29.34	-7%
8	385.05	393.52	-8.47	-2%
9	N/A	379.4	N/A	N/A

6.1.4 Résultats MEF des déplacements de la ligne de chauffe

L'analyse des déplacements suite au chargement thermique mentionné à la sous-section précédente permet d'obtenir un pli de 1.25° , ce qui représente une erreur d'environ 11% de la valeur expérimentale. La seconde passe quant à elle permet de faire passer l'angle de pliage à environ 2.3° , ce qui n'est pas tout à fait le double comme cela a pu être observé expérimentalement. La figure 6.15 compare le profil de pliage de la solution expérimentale (P4) et de la solution MEF.

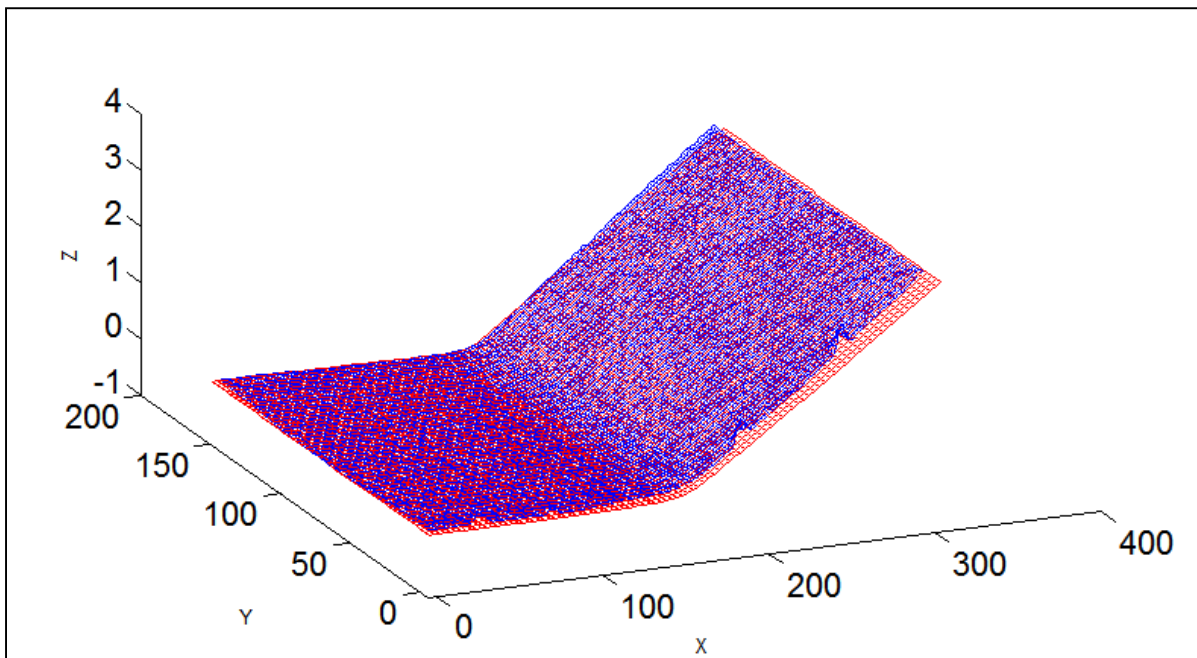


Figure 6.15 Comparaison des profils de pliage MEF (rouge) vs. Expérimentale (bleu)

6.2 Expérience 2 - Ligne inclinée

Tout comme pour le premier test, des mesures de température ont été prises à travers l'épaisseur à l'aide de thermocouples de type K. Les géométries initiales des plaques et celles obtenues après le refroidissement qui a suivi le passage de la source de chaleur ont été mesurées avec le *Go!SCAN 20*. Ensuite, les résultats sont comparés à la solution obtenue par la méthode des éléments finis. La figure 6.16 représente la plaque P7 après que deux lignes de chauffe aient été appliquées. L'inclinaison de la ligne par rapport à la largeur est de

26.56°, soit une pente de deux pour un. Les flèches rouges représentent la direction de la source de chaleur.

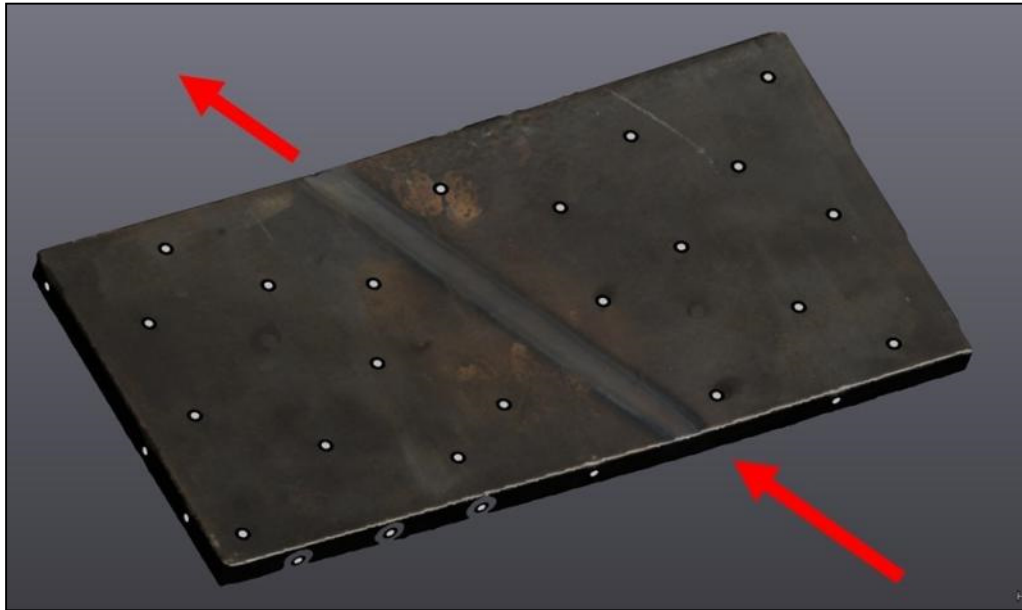


Figure 6.16 Plaque P7 avec la trajectoire de la source de chaleur

6.2.1 Résultats expérimentaux des thermocouples de l'expérience 2

La figure 6.17 présente les résultats des thermocouples pour les plaques P6 et P7. À cette figure, les thermocouples 5 et 8 sont presque identiques pour les 2 cas. Pour les autres thermocouples, la période de refroidissement correspond bien entre les tests effectués sur les 2 plaques, mais les crêtes, elles, ne concordent pas. Il est également possible de constater que la température de crête du thermocouple 5 diffère de celle du test précédent. L'hypothèse posée pour expliquer l'écart entre les résultats expérimentaux et les résultats simulés est liée à la soudure du thermocouple. En modifiant la position où les températures sont calculées d'un millimètre ou deux, les profils des courbes de température adhèrent encore mieux. Cet écart pourra s'expliquer à la section 6.2.3 de façon numérique.

Notez que la position des thermocouples est la même que pour l'expérience 1, les trous sont alignés avec la demi-longueur de la plaque même si la ligne de chauffe ne passe pas nécessairement au dessus de chacun des thermocouples.

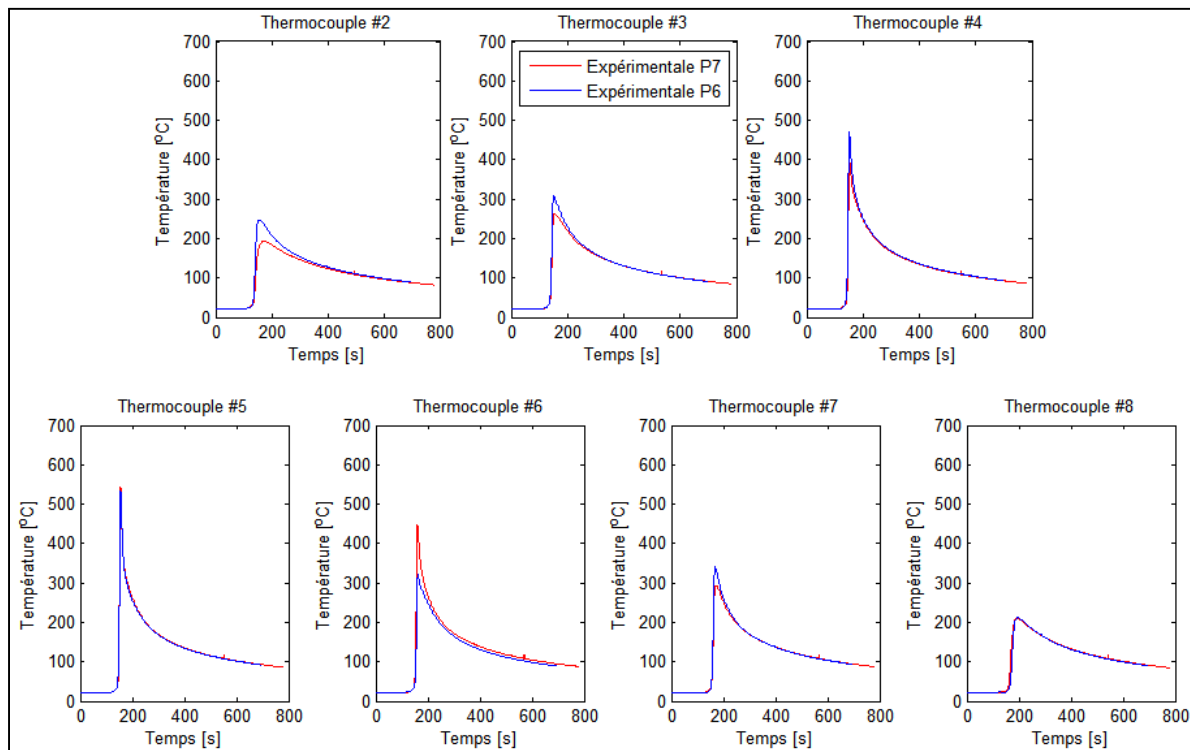


Figure 6.17 Résultats des thermocouples des plaques P6 et P7

6.2.2 Résultats expérimentaux des déplacements lors de l'expérience 2

Tout comme pour la première expérience, la surface qui a subi la chauffe a été numérisée. La figure 6.18 présente une vue de haut de la plaque P7 suite à l'application de la ligne de chauffe. La figure 6.19 elle présente une vue en angle de la surface de la même plaque P7. Trois zones sont délimitées afin de pouvoir traiter l'information sur l'angle du pliage. Les vecteurs normaux des sections en rouge et en bleu ont été calculés afin de déterminer l'angle de pliage de la plaque.

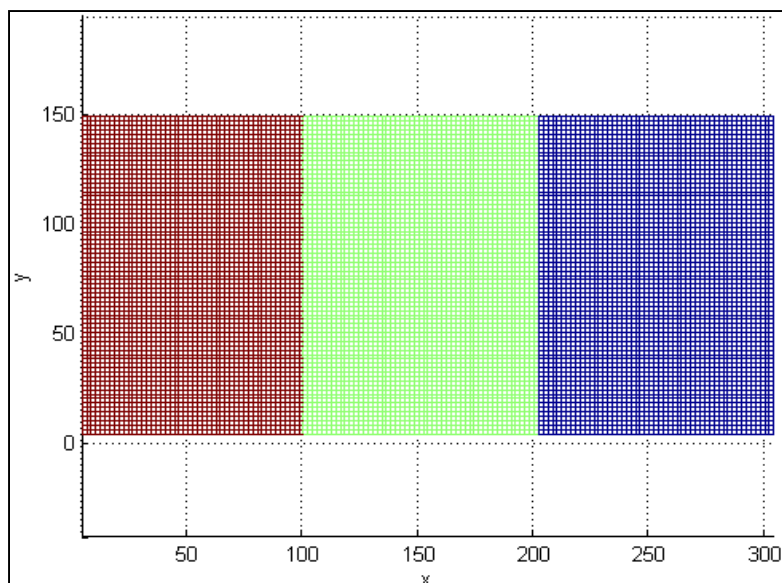


Figure 6.18 Plaque P7 après la ligne de chauffe
vue de haut (avec 3 zones d'analyse)

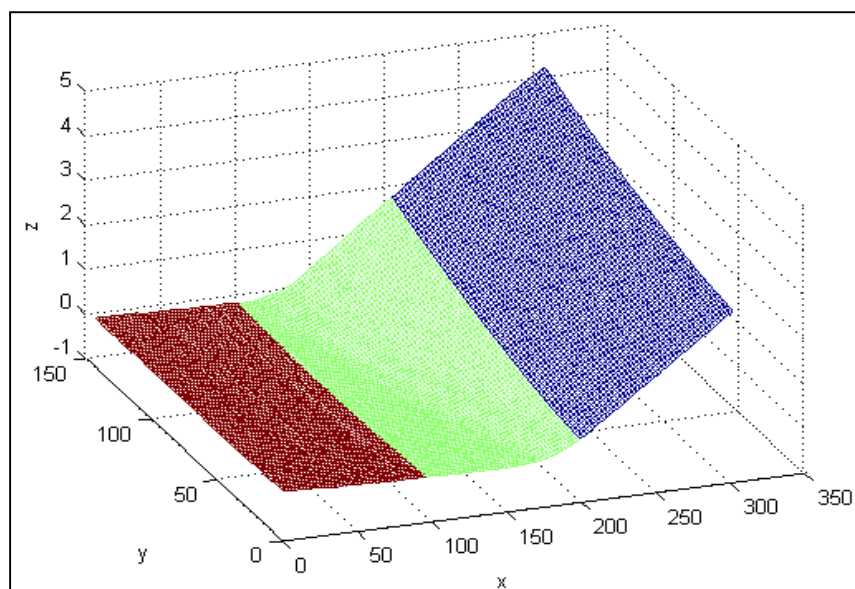


Figure 6.19 Plaque P7 après la ligne de chauffe
(avec 3 zones d'analyse)

Suite aux calculs, les vecteurs normaux unitaires moyens des sections rouge et bleu sont présentés aux équations (6.4) et (6.5). La variation d'angle par rapport à l'axe z entre les 2 plans est de 1.42° , soit pratiquement la même valeur que celle trouvée pour les plaques lors du premier test.

$$\vec{n}_{\text{rouge}} = [0.0014203; 0.00013204; 0.99999] = [1, \angle 5.31^\circ, \angle 89.92^\circ] \quad (6.4)$$

$$\vec{n}_{\text{bleu}} = [-0.023899; -0.010828; 0.99965] = [1, \angle -155.63^\circ, \angle 88.50^\circ] \quad (6.5)$$

6.2.3 Résultats thermiques de la solution MEF

Pour cette simulation, les paramètres sont les mêmes que pour la simulation précédente. Le coefficient d'émissivité est de 85%, le coefficient de convection de $5 \text{ W m}^{-2}\text{K}^{-1}$. La source de chaleur est présumée générer 1850 W et se déplace à 2.7 mm/s. La figure 6.20 permet de comparer les graphiques de la température en fonction du temps lors de la partie expérimentale et ceux obtenus par simulation. Bien que le comportement en refroidissement corresponde assez bien, les crêtes elles ne correspondent pas pour la majorité des thermocouples.

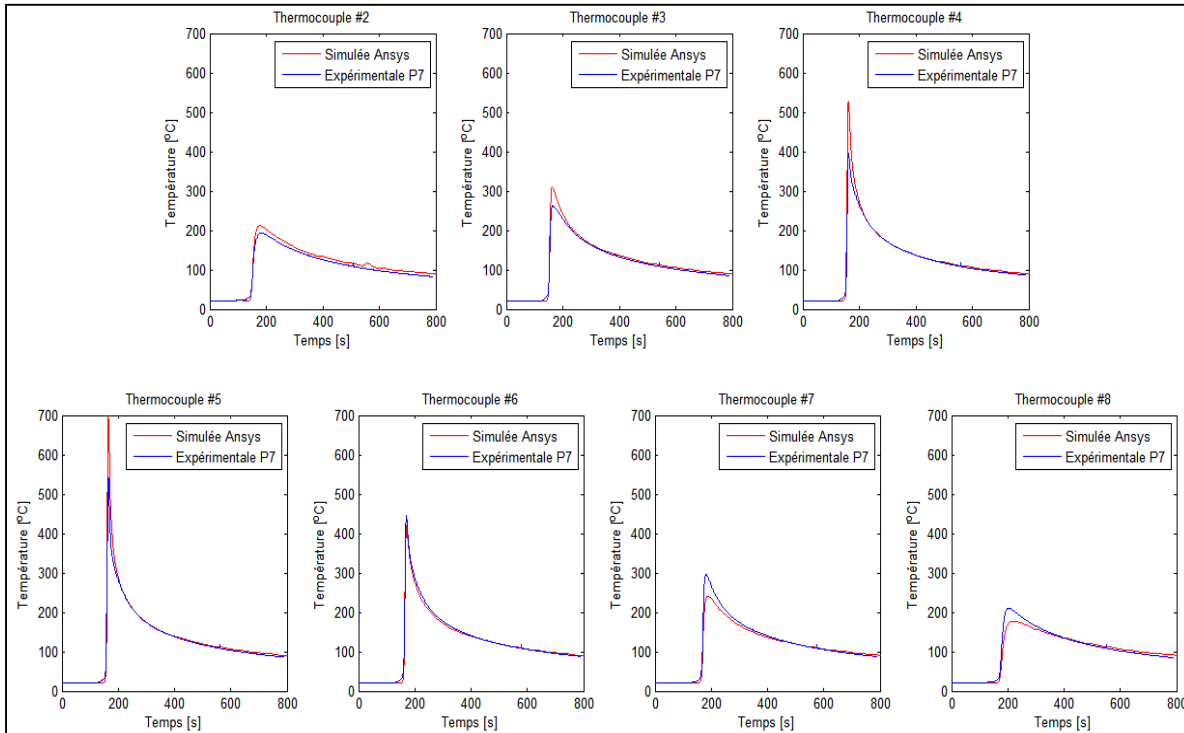


Figure 6.20 Résultats des thermocouples de P7 vs MEF

Tout comme pour le premier test, en calculant la température avec un léger décalage par rapport au fond du trou grâce à la MEF permet de minimiser l'écart entre les résultats

expérimentaux et les simulés. Il est possible de constater qu'une mauvaise soudure pourrait expliquer l'écart par rapport aux premiers résultats. À la figure 6.21, les résultats des thermocouples 2, 3, 4 et 5 sont remplacés par ceux calculés deux millimètres plus bas (opposée à la surface où est appliquée la ligne de chauffe). Il est alors possible de constater que pour les thermocouples 2 et 3, le changement de profondeur a eu peu d'influence. Toutefois pour les couples 4 et 5, il est possible de constater que les résultats sont très semblables.

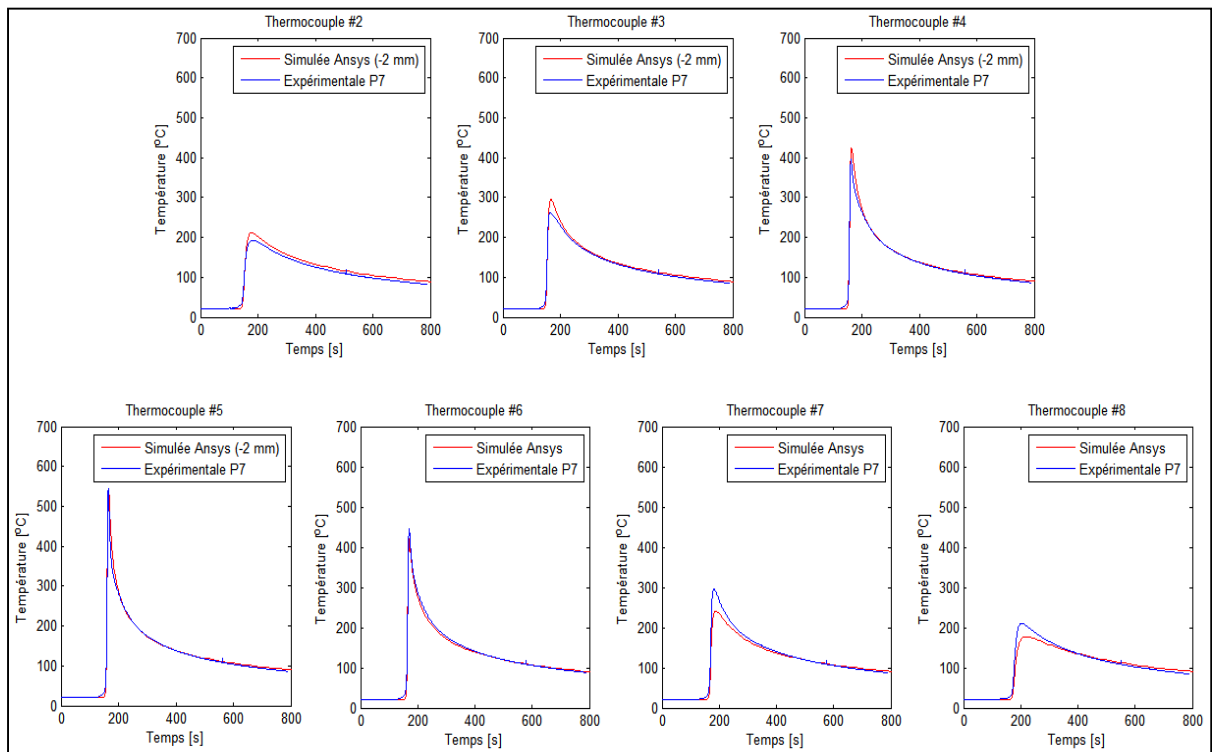


Figure 6.21 Résultats des thermocouples de P7 vs MEF (diverses profondeurs)

6.2.4 Résultats MEF des déplacements de la ligne de chauffe

Tout comme pour le premier test, l'angle de pliage est mesuré après le passage de la ligne de chauffe. Suite au calcul, l'angle de pliage est de 1.28° lors de la simulation par la MEF et 1.42 lors de la partie expérimentale. L'écart entre les résultats est donc de 10%. La figure 6.22 présente les 2 profils de pliage, celui de la MEF en rouge et celui obtenu expérimentalement en bleu. Une bande de 2 mm est retirée sur la périphérie de la solution

expérimentale afin d'éviter d'afficher des points qui n'appartiennent pas à la surface du dessus. Lors de la numérisation il est difficile de d'attribuer un point à une surface particulière.

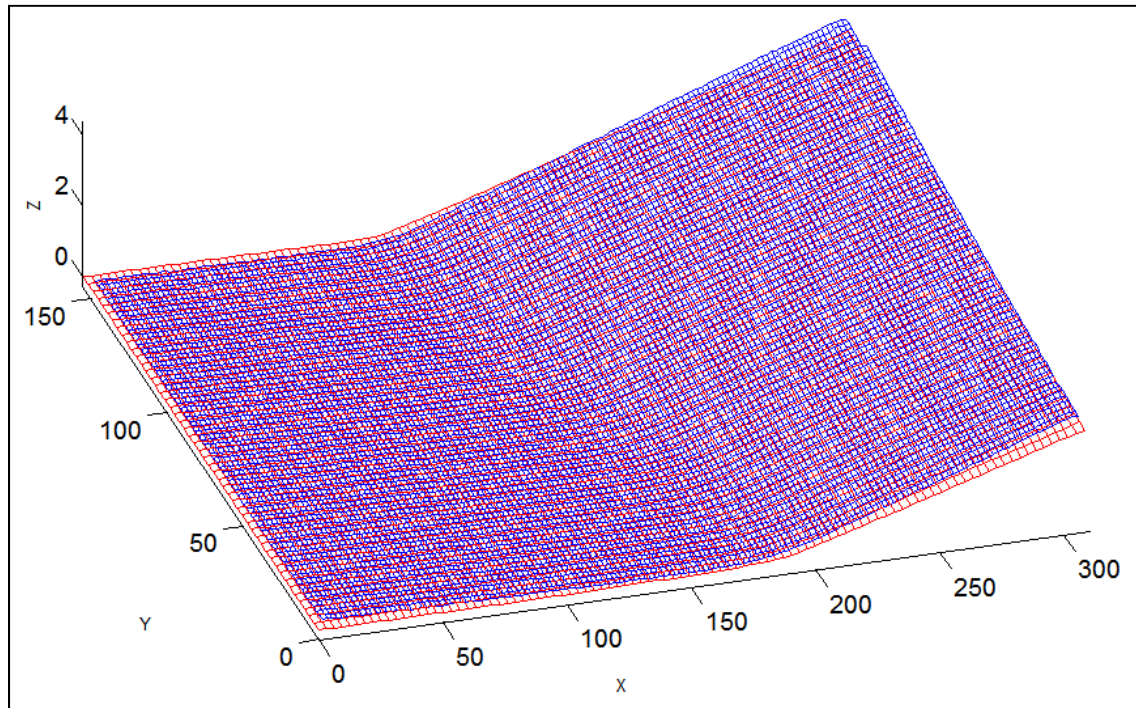


Figure 6.22 Comparaison des profils de pliage MEF (rouge) vs. Expérimental (bleu)

6.2.5 Évolution des courbures

Le modèle numérique proposé avec une source surfacique a fourni des résultats près de ceux obtenus expérimentalement. La figure 6.23 démontre l'évolution du paramètre L qui correspond à la courbure perpendiculaire à la ligne de chauffe en fonction du nombre de passes de lignes de chauffe superposées au même endroit. Il est possible de constater que la zone où il y a une présence de courbure restent sensiblement aussi large d'une passe à l'autre. L'autre information qu'il est possible de tirer de la figure 6.23 est qu'après 5 passes, il n'y aura pratiquement plus de modification de la courbure pour une plaque avec les dimensions et les propriétés de l'acier 304L tel que fourni. La figure 6.24, quant à elle, démontre la diminution du déplacement selon y à chacune des passes.

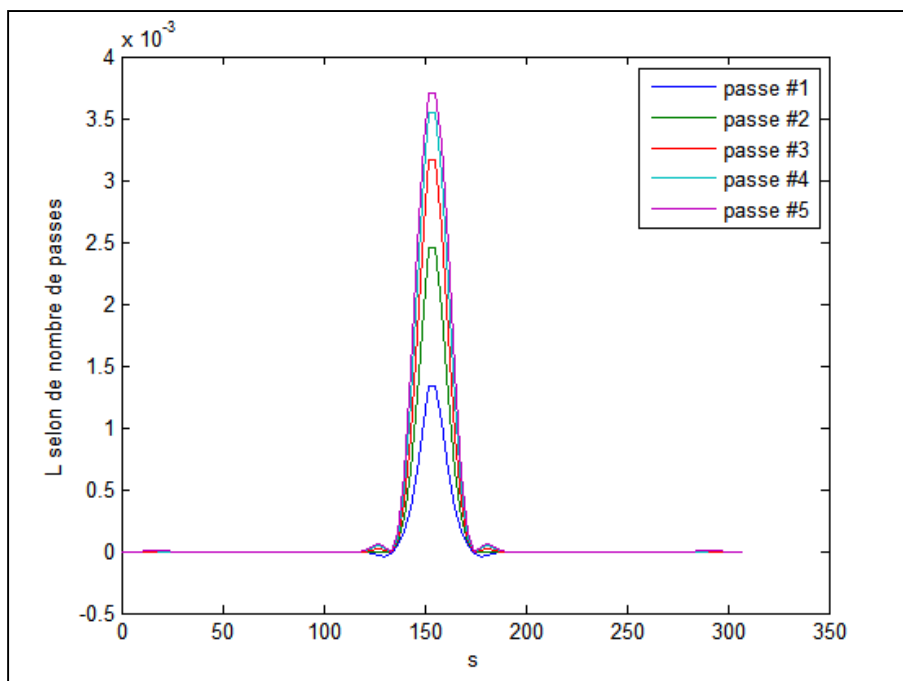


Figure 6.23 Évolution de la courbure perpendiculaire à ligne de chauffe (moyennée) selon le nombre de passes

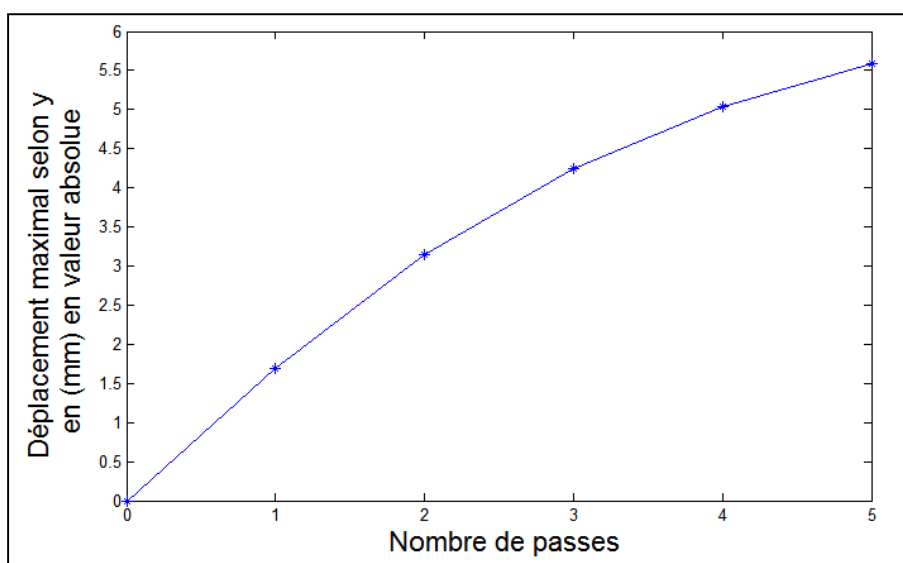


Figure 6.24 Évolution du déplacement maximal selon le nombre de passes

6.3 Influence des paramètres de procédé

Les 2 derniers tests ont permis de comparer et de valider la fiabilité du modèle numérique développé dans le cadre de ce mémoire. Une fois le modèle validé, certains paramètres seront modifiés dans le but de voir quel serait l'impact de ces changements sur une production réelle. Notez toutefois que ces tests n'ont été effectués que de façon numérique.

6.3.1 Modification de la limite élastique (σ_e)

Lorsqu'un fournisseur vend une plaque, il est possible d'obtenir un rapport d'essais du moulin (MTR) qui l'a fabriqué. Ce test est effectué sur des plaques provenant du même lot de coulée. Ce rapport indiquera généralement la composition chimique ainsi que certaines propriétés mécaniques (limite élastique, limite ultime et élongation à la rupture). Bien souvent, les propriétés mécaniques citées, par exemple selon ASME, sont des valeurs minimales. Donc bien qu'on puisse s'attendre à par exemple une limite élastique de 230 MPa selon une référence, il est probable que la plaque provenant du moulin possède une limite élastique supérieure.

Lors des 3 prochaines simulations, seulement les limites élastiques (pour chacune des températures) sont modifiées pour évaluer l'influence de telles modifications. Les résultats démontrent qu'une augmentation de la limite élastique augmentera la déformation. Une augmentation de 13% des valeurs provoque une augmentation de 4.5% du déplacement maximal alors qu'une diminution de 13% des valeurs de la limite élastique provoque une diminution de 6% du déplacement maximal. La figure 6.25 présente le déplacement en y obtenu pour chacune des simulations. Il est probable que les plaques commandées ont une limite élastique supérieure à 230 MPa, ce qui pourrait expliquer l'écart entre les résultats numériques et expérimentaux.

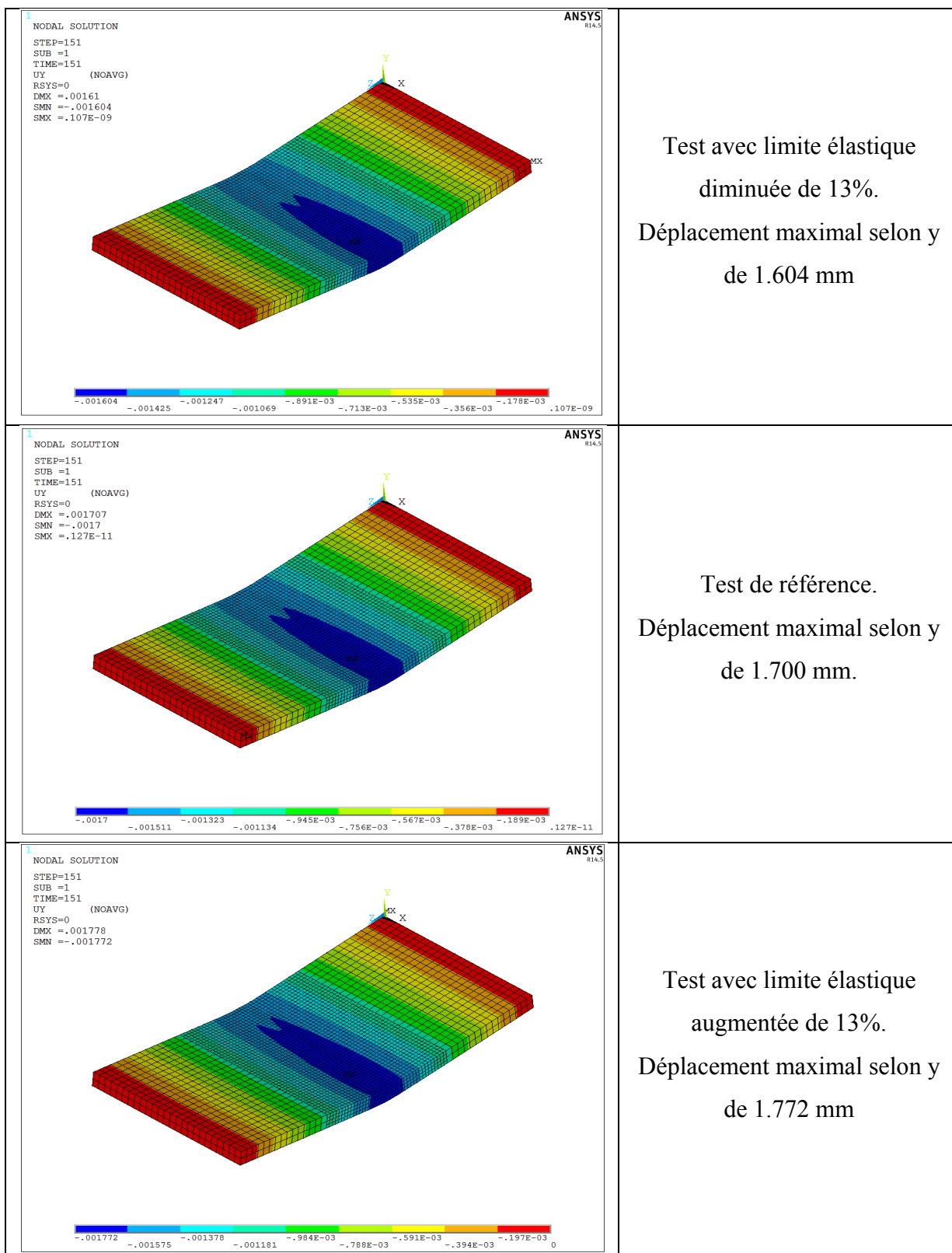


Figure 6.25 Influence de la limite élastique sur le déplacement total

6.3.2 Modification des dimensions de la plaque

Pour que ce procédé puisse être utilisé en industrie, il est nécessaire de connaître l'effet qu'aura une modification des dimensions des plaques. Une simulation avec une plaque 2 fois plus longue (24 " à la place de 12 ") a permis de constater que cela n'affectait pratiquement pas l'angle du pli comme le démontre la figure 6.26. Pour la plaque de 12 " de long, la flèche était de 1.7 mm alors que pour celle de 24 ", la flèche était de 3.385 mm soit presque le double.

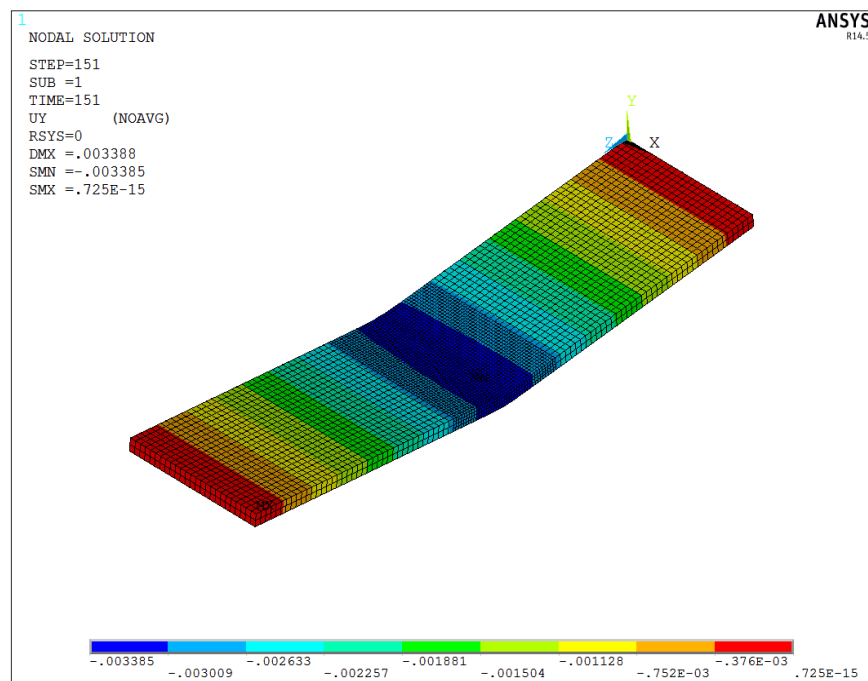


Figure 6.26 Déplacement selon y pour une plaque de 24" x 6" x 1/2".

Les profils du coefficient fondamental L restent également très semblables comme l'illustre la figure 6.27. L'écart reste inférieur à 10% et cet écart peut s'expliquer par l'approximation numérique des dérivées dans l'algorithme de calcul de la courbure.

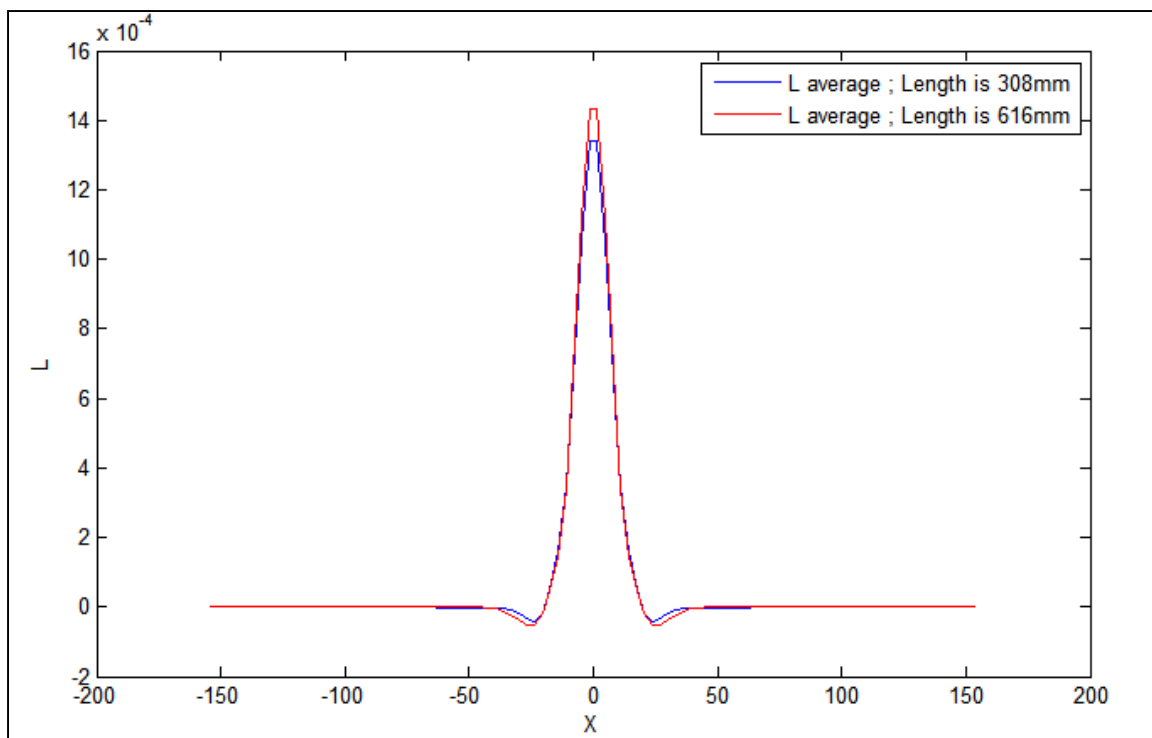


Figure 6.27 Comparaison coefficient L lorsque la longueur est doublé pour une seule passe

Lorsque la largeur est doublée, les résultats montrent une variation de la flèche de 1.812 mm versus 1.7 mm pour le test de référence. La différence est due à la courbure secondaire que l'on considère comme négligeable lors de la reconstruction. En élargissant la plaque, l'amplitude de cette courbure n'est pas plus prononcée, mais son effet cumulé provoque également une flèche selon y. Toutefois comme l'écart n'est que d'environ 6% cela reste acceptable.

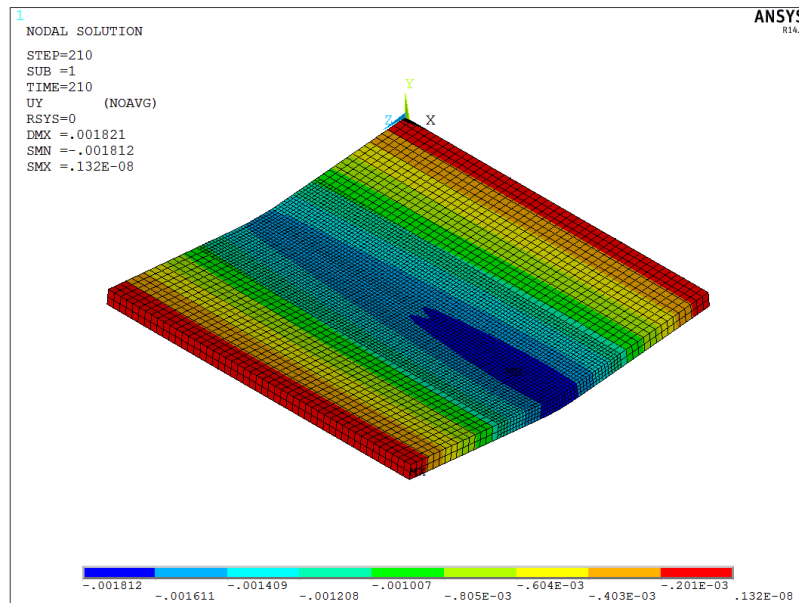


Figure 6.28 Déplacement selon y pour une plaque de 12" x 12" x 1/2".

L'épaisseur est le troisième paramètre qui permet de définir la géométrie de la plaque. La figure 6.29 présente l'évolution de l'angle du pli pour différentes épaisseurs de plaque. Il est possible de constater que de façon générale, plus la plaque est épaisse plus il sera difficile de la plier. La plaque d'un quart de pouce d'épaisseur n'a pratiquement plus de gain d'angle de pliage après 2 passes. Ceci peut s'expliquer par le fait que la plaque n'est pas suffisamment épaisse pour créer un gradient thermique important. Puisqu'il n'y a pas de gradient important, le mécanisme d'expansion thermique devient dominant devant celui de flexion. Pour maximiser le gradient thermique, il serait recommandé d'utiliser un embout offrant un rayon efficace plus petit pour la source de chaleur ou d'augmenter la vitesse d'avance pour la source de chaleur.

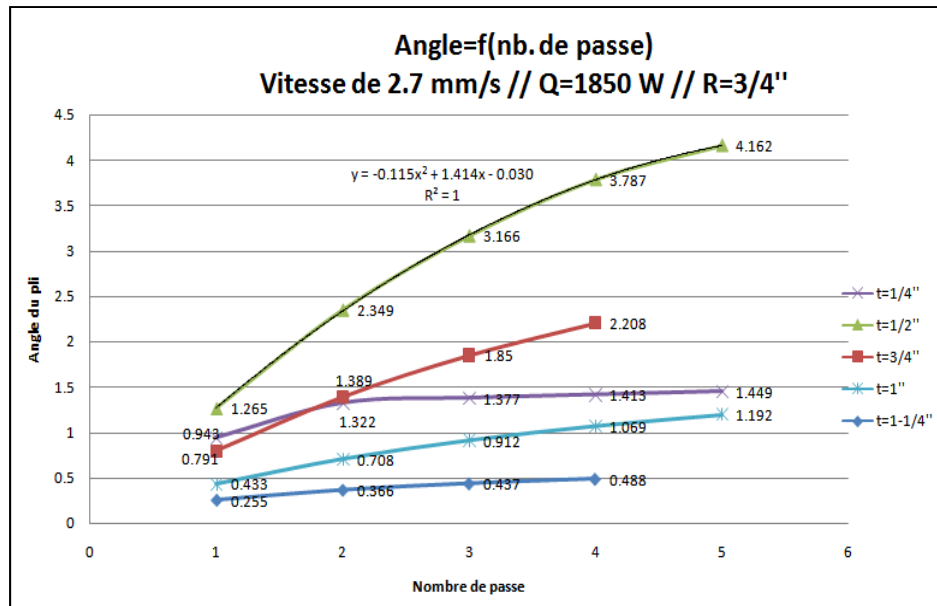


Figure 6.29 Angle de pliage pour une plaque de 12 po x 6 po x " t ".

Une analyse du volume plastifié à la figure 6.30 a) révèle que pour la plaque de 1/4", la plastification est très avancée à travers l'épaisseur. Pour la plaque de 1/2", la plastification également est présente (figure 6.30 b)) mais beaucoup moins prononcée et le coté opposé à la chauffe subit peu de plastification.

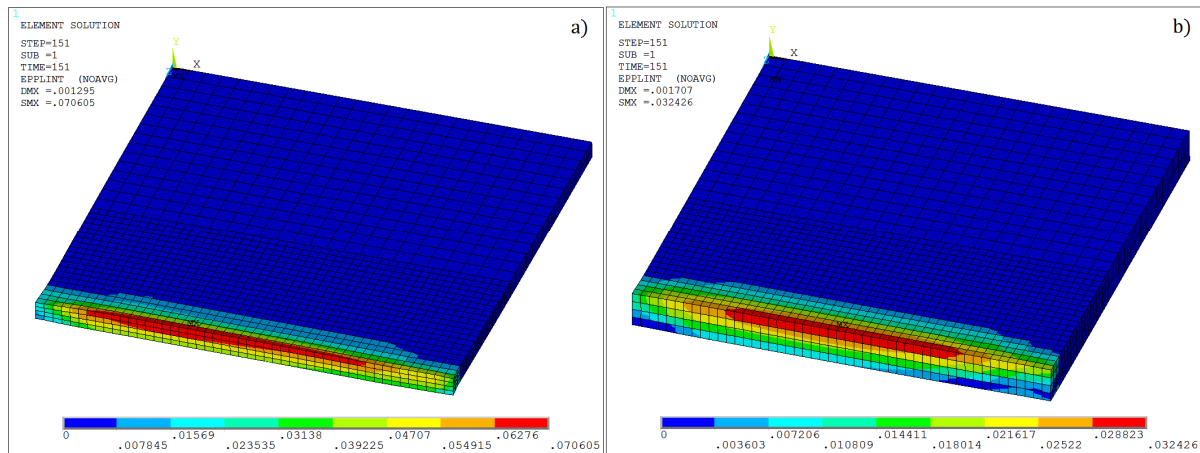


Figure 6.30 Volume plastifié d'une plaque a) de 1/4" d'épaisseur et b) de 1/2" d'épaisseur

6.3.3 Modification de la vitesse

L'un des paramètres qui aura le plus d'influence sur le pli obtenu est la vitesse de la source. La figure 6.31 présente la relation entre la température maximale atteinte sur la surface de dessus au centre de la plaque. Cette relation donne une bonne indication des températures atteintes pour toutes les plaques plus épaisses que 12.7 mm. Les propriétés ne sont plus définies au delà de 1400 °C proche du point de fusion.

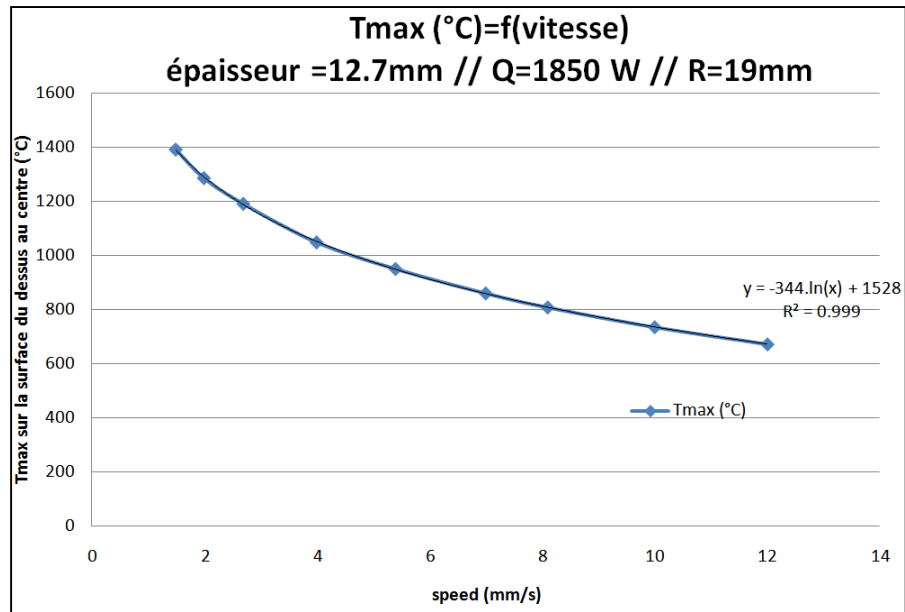


Figure 6.31 Relation entre la vitesse d'avance de la source de chaleur et la température maximale atteinte au centre

La figure 6.32 présente la relation entre l'angle de pliage et la vitesse d'avance de la source de chaleur. Il est possible de constater que même si l'on chauffe davantage à basse vitesse, l'angle résultant sera moins prononcé.

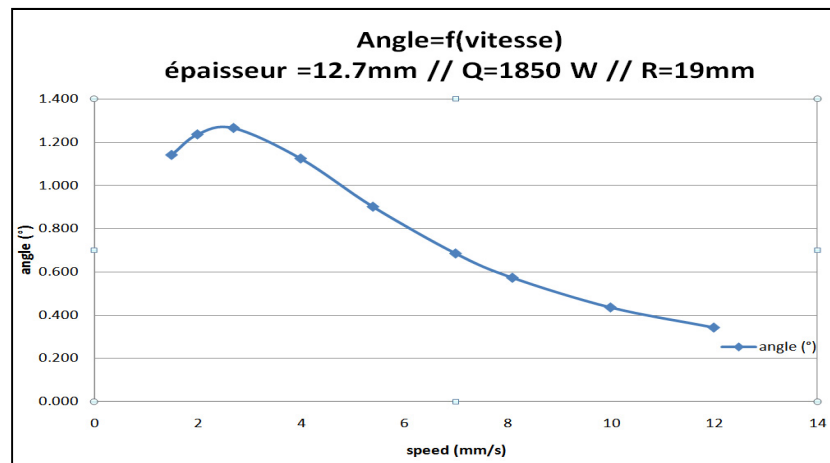


Figure 6.32 Relation entre la vitesse d'avance de la source de chaleur et l'angle de pli

L'analyse en considérant la superposition de lignes de chauffe est-elle aussi essentielle dans le procédé. Par exemple, en passant deux lignes de chauffe au même endroit, mais à 5.4 mm/s au lieu de 2.7 mm/s, on obtient un angle de pliage plus prononcé. Toutefois l'énergie linéique appliquée reste la même. De plus, cela permet de mieux contrôler le processus de pliage entre les passes. Toutefois si l'on refait l'expérience en passant 3 fois à 8.1 mm/s, l'angle résultant est moins significatif qu'à une seule passe en plus d'avoir pris plus de temps, si l'on considère le refroidissement entre les passes. Il reste donc à optimiser l'angle de pliage en fonction du nombre de passes pour une quantité d'énergie totale appliquée.

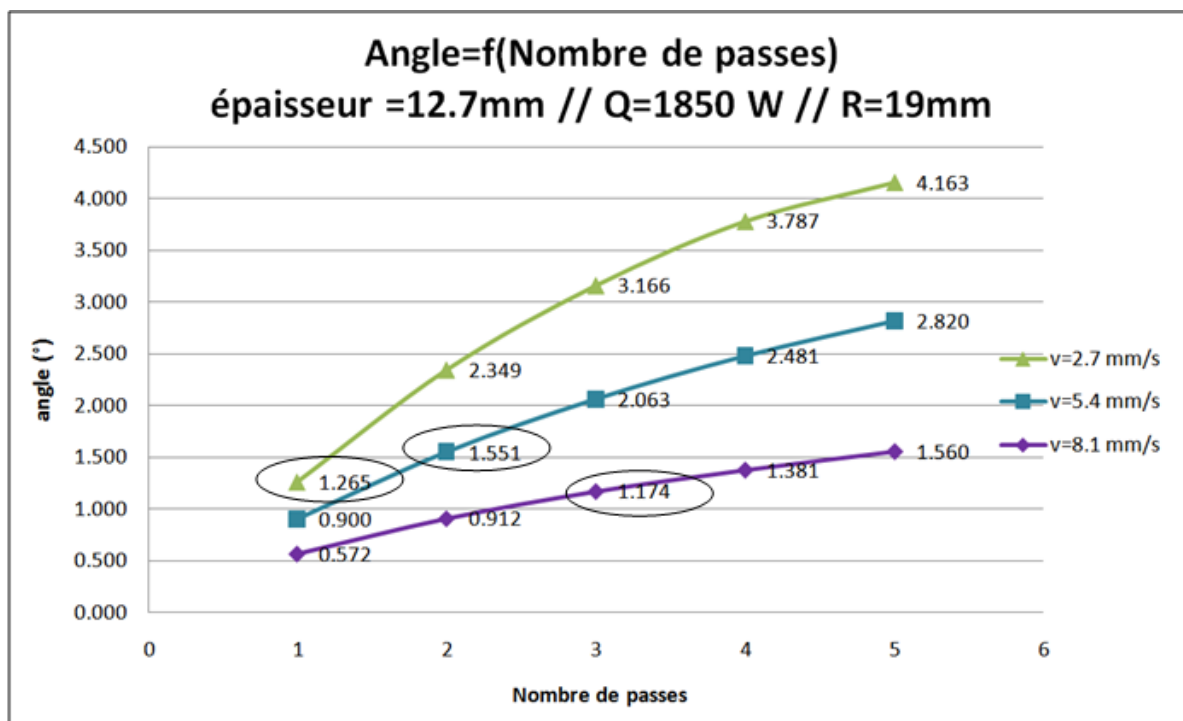


Figure 6.33 Relation entre la vitesse d'avance de la source de chaleur et l'angle de pli

6.4 Conclusion du chapitre 6

La comparaison des résultats expérimentaux par rapport à ceux de la méthode des éléments finis a permis de réaliser que les paramètres de la simulation sont représentatifs de la réalité. Pour l'analyse des températures, la qualité des soudures thermocouples joue un facteur important. En modifiant légèrement la position du point où est prise la température à travers

l'épaisseur de la plaque d'acier, il est possible de constater que la température de crête peut se modifier énormément (plus de 100 °C pour 1 mm). Cette modification représente la taille du bain de fusion du thermocouple. Puisque la taille du bain de fusion et sa géométrie peuvent varier lorsque le thermocouple est soudé, cela amène une erreur aléatoire assez importante lors des lectures. Une recommandation par rapport au choix des thermocouples sera faite plus en détail dans la section des recommandations à la fin du mémoire.

L'analyse structurale révèle que la solution par la méthode des éléments finis est trop rigide. L'angle de pliage pour une ligne de chauffe lors de l'expérimentation était d'environ 1.4° alors que lors des simulations, il était d'environ 1.25°. Il y a donc un écart d'environ 10 %. Ce phénomène a pu être observé aussi bien pour les lignes qui traversent la largeur ainsi que pour celles qui sont légèrement inclinées.

Une fois que le modèle par éléments finis a été validé avec l'expérimentation, une analyse de sensibilité a été réalisée. La modification de certains paramètres telles que la limite élastique, les dimensions de la plaque ou encore la vitesse d'avance de la source de chaleur a été étudiée séparément afin de comprendre comment ils influencent le procédé. Par exemple, l'augmentation de la limite élastique a permis d'obtenir une plus grande déformation de façon théorique. Il restera bien sûr à valider cette hypothèse de manière expérimentale. Une modification de la longueur et de la largeur de la plaque a eu peu d'influence sur la flèche obtenue. Toutefois pour la largeur doublée, la flèche est légèrement plus grande dû au phénomène de flexion qui s'applique dans les 2 directions. Pour ce qui est des épaisseurs, comme il était possible de le prédire, une plaque plus épaisse sera plus difficile à plier. Toutefois, la plaque de 1/4" d'épaisseur n'a pratiquement pas plié et après 2 passes a complètement plastifié à travers son épaisseur. Ensuite en étudiant l'influence de la vitesse sur le pli, il a été possible de déterminer que pour les plaques plus épaisses que 1/2" la température maximale atteinte serait sensiblement celle affichée sur la figure 6.31 puisque la majorité de l'énergie ne traverse plus la plaque à partir de 1/2". Parmi les tests effectués, la vitesse de 2.7 mm/s seconde est idéale avec la source de chaleur proposée. Même si la température est plus élevée lorsque la vitesse diminue, l'angle de pliage est moins élevé

puisque l'efficacité des forces de volumes sur la flexion est elle aussi plus faible. La dernière analyse fut de comparer le pli obtenu pour une vitesse donnée en fonction du nombre de passes. Bien qu'une seule passe à 2.7 mm/s soit la plus efficace en terme de pli, en passant 2 fois à 5.4 mm/s, l'angle de pliage final est plus prononcé qu'une seule passe à 2.7 mm/s pour la même énergie appliquée. Toutefois, effectuer 3 passes à 8.1 mm/s s'est avéré moins efficace qu'une seule passe à 2.7 mm/s.

CONCLUSION

L'objectif de ce projet était de développer une méthode alternative au procédé de mise en forme par pressage à chaud. Le procédé étudié comme alternative au pressage à chaud fut le procédé de mise en forme par application de ligne de chauffe. Toutefois, deux problèmes ont été soulevés afin de parvenir à faire de ce procédé une alternative intéressante au pressage à chaud. D'abord il n'existe pas de solution analytique simple et précise afin de déterminer la déformation résultante d'une ligne de chauffe sur une plaque d'acier AISI 304L. Ensuite, pour parvenir à fabriquer une géométrie complexe à partir d'une plaque d'acier, il faut parvenir à déterminer l'endroit où faire passer la ligne de chauffe ainsi que les paramètres optimaux pour obtenir la courbure désirée.

La revue de la littérature a permis de présenter une application industrielle de ce procédé. En effet, le procédé est utilisé dans la fabrication de composantes de coques de bateau depuis plus de 50 ans. Bien que les courbures des coques et des aubes de turbines soient différentes, il est possible de croire qu'il sera possible d'en faire une application industrielle. Ensuite, le mécanisme de pliage par gradient thermique a été présenté afin de comprendre comment les contraintes résiduelles étaient créées et comment il serait possible de fabriquer une pièce grâce à celles-ci. La revue de la littérature a également permis de présenter les propriétés de l'acier 304L nécessaires afin de modéliser le phénomène de pliage par gradient thermique. La revue de la littérature a également permis de présenter les deux phénomènes qui permettent à la plaque d'évacuer sa chaleur soit la convection et la radiation. Elle a également montré comment il a été possible de combiner ces chargements afin de pouvoir les modéliser par la méthode des éléments finis. Divers modèles de sources de chaleur ont été présentés dans ce chapitre, toutefois le disque surfacique avec la distribution gaussienne fut le modèle qui fut adopté pour ce mémoire, car il représente mieux l'apport d'énergie du chalumeau sur la plaque d'acier. Les équations pour calculer les coefficients fondamentaux relatifs aux propriétés d'une surface 3D ainsi que l'équation des moindres carrés nécessaire pour calculer un plan qui minimise l'écart entre les points et le plan a également été présentée dans la revue de la littérature. Finalement, l'effet de la fonction de transfert sur une lecture de température a

été présenté afin de comprendre comment celui-ci affectait la véritable lecture de température. L'effet est plus notable sur les thermocouples près de la source de chaleur puisque la montée en température est plus rapide.

Le troisième chapitre a permis de présenter les divers équipements utilisés dans le cadre du projet ainsi que la procédure expérimentale. Les paramètres retenus pour les tests lors de la ligne de chauffe ont été une distance de 12.7 mm de la plaque à la pointe du chalumeau ainsi qu'une vitesse d'avance de 2.7 mm/s, soit la vitesse d'avancement la plus faible vitesse de ce du vérin électrique. Cette vitesse permettait de générer d'importantes déformations, mais ce n'est pas nécessairement la vitesse idéale en termes d'efficacité d'énergie linéique.

Le quatrième chapitre du mémoire portait sur les paramètres utilisés lors de la simulation par la méthode des éléments finis. Dans ce chapitre, les divers paramètres de l'analyse thermique et de l'analyse structurale ont été présentés. Les simulations à cette étape ont permis de valider que la présence des trous dans la plaque était négligeable, ce qui permet d'éviter d'avoir un maillage tétraédrique très dense. Cela permet donc de diminuer de façon significative le temps requis pour faire une simulation. En considérant que la solution où les trous sont absents est acceptable, 6 éléments cubiques à 8 nœuds à travers l'épaisseur sont nécessaires pour arriver à la convergence, à moins de 2% d'écart, de la solution en termes de déplacement. Toutefois, le maillage où 4 éléments à travers l'épaisseur sont utilisés permet d'obtenir une erreur de l'ordre de 2.6 % et de diminuer le temps de calcul par 4. Lors de calculs itératifs, cette solution est intéressante puisqu'il est possible d'obtenir des résultats réalistes en 45 minutes pour une seule ligne de chauffe plutôt qu'en 3 heures en utilisant le maillage à 6 éléments à travers l'épaisseur.

Le chapitre 5 propose un algorithme afin de diminuer le temps de calcul requis pour estimer la géométrie résultante. Le chapitre débute en présentant les formules numériques qui permettent d'obtenir les courbures en utilisant le gradient numérique du logiciel MATLAB. Ensuite en connaissant les formules, il est possible de trouver les positions initiales d'au moins 2 points. La méthode est d'abord présentée pour des fonctions $y(x)$ polynomiales afin

que le lecteur puisse comprendre et faire une application relativement simple. Ensuite la technique pour reconstruire une courbe est appliquée à une surface. En posant des hypothèses simplificatrices, il a été possible de reconstruire la surface 3D résultant de la ligne de chauffe de la solution de la MEF en utilisant les courbures orientées selon les paramètres indépendants u et v . Lors de la reconstruction suite à une seule ligne l'erreur était inférieure à 1%. Ensuite, dans le but d'éviter de devoir modéliser chacune des lignes, la comparaison entre doubler l'effet de la première ligne de chauffe versus modéliser 2 lignes a été faite. L'écart est inférieur à 5 %. L'analyse pour des lignes qui se croisent a également été faite. En comparant la véritable solution MEF versus à celle de l'algorithme de superposition pour chaque ligne individuellement, l'écart est inférieur à 7%. Ce chapitre a également permis de constater que la courbure dans la direction de la ligne de chauffe était négligeable par rapport à celle qui lui était perpendiculaire. La dernière section du chapitre 5 présente la méthode pour réorienter une courbure, ce qui sera capital lorsque le procédé sera développé pour l'industrie.

Le dernier chapitre quant à lui permet de comparer les résultats obtenus expérimentalement à ceux obtenus par la méthode des éléments finis. Pour le premier test, une ligne de chauffe traverse la largeur d'une plaque de 12.7 mm d'acier 304L. Les amplitudes des crêtes des lectures de la température des thermocouples ne concordent pas nécessairement avec les lectures prises au fond des trous, car il arrive que la taille du bain de fusion du thermocouple fausse la lecture des thermocouples. Toutefois, en prenant les lectures de température un millimètre plus éloignée du fond des trous pour tenir compte du bain de fusion des thermocouples, elles concordaient mieux aux résultats expérimentaux. Pour l'angle de pliage, la solution numérique permet d'obtenir un pli de 1.25° alors qu'expérimentalement l'angle de pliage était de 1.4° . Dans le cadre de ce test, l'erreur sur les mesures de température est d'environ 11 % alors que celle sur l'angle de pliage est d'environ 10 %. Lors du second test, la ligne de chauffe est inclinée de 26.57° par rapport à la largeur. L'amplitude de la crête du thermocouple du centre est différente de celle du premier test. L'explication semble être la taille du bain de fusion de la soudure, car en modifiant la position de la prise de mesure le signal expérimental et le signal de la solution MEF concordent. L'angle de pliage obtenu

expérimentalement est de 1.42° alors que par simulation MEF, il est de 1.28° , donc un écart d'environ 10%. L'expérience donne donc sensiblement le même de pli malgré le changement d'angle lors du passage de la ligne de chauffe. Toutefois dans les 2 cas, la solution par éléments finis c'est montrée trop rigide.

L'étude des paramètres à la fin du chapitre 6 a permis de réaliser que la limite élastique pouvait influencer l'angle du pli. En effet une augmentation de 13% des valeurs de la limite élastique en fonction de la température a permis d'obtenir un angle de pli plus important de 4% alors qu'une diminution de 13% de ces mêmes valeurs a diminué l'angle de pli de 6%. Le phénomène n'est donc pas linéaire. Il est probable que les plaques testées expérimentalement possédaient une limite élastique supérieure aux valeurs trouvées dans la littérature, ce qui expliquerait l'angle de pli supérieur par rapport au modèle numérique. Toutefois, sans les valeurs obtenues par le MTR, cette hypothèse ne peut être validée. Il serait également possible de tester expérimentalement le phénomène.

L'étude des dimensions a également permis de réaliser que la largeur de la plaque ainsi que sa longueur avait peu d'influence et que c'était l'épaisseur qui jouait le rôle le plus important. L'analyse de la plage d'épaisseur de 0.25 po à 1.25 po pour un nombre différent de passes a permis de réaliser que l'embout choisi combiné à la vitesse de 2.7 mm/s n'étaient pas adaptés à une plaque d'un 0.25 po. En effet, le volume plastifié traversait l'épaisseur de la plaque ce qui nuisait au pliage de celle-ci.

L'étude de la déformation en fonction de la vitesse a permis de déterminer que la vitesse idéale pour maximiser le pli avec une seule passe se trouvait près de 2.7 mm/s, le meilleur résultat obtenu de façon numérique. Toutefois afin d'augmenter l'efficacité et la précision du procédé, il peut être avantageux d'avoir une vitesse d'avance plus élevée tout en augmentant le nombre de passe. Par exemple, l'étude a démontré que de doubler la vitesse d'avance et faire deux passes était à la fois plus efficace et permettait de mieux contrôler l'angle de pli final. Toutefois, tripler la vitesse et faire 3 passes est moins efficace pour l'angle de pli que d'en faire 1 seule à 2.7 mm/s, la vitesse d'avance de référence.

Puisqu'il reste encore des écarts d'environ 10% entre les résultats numériques et expérimentaux, une série de suggestions sont proposées au prochain chapitre du mémoire. De plus, il y aura également des suggestions pour améliorer l'algorithme présenté au chapitre 5.

RECOMMANDATIONS

Dans le cadre de ce travail, diverses parties ont été amorcées. Toutefois, des améliorations restent à faire sur chacune d'entre elles.

Partie expérimentale

1-Lors de la partie expérimentale, les thermocouples ont été soudés aux fonds des trous. L'utilisation de thermocouples assemblés à l'avance améliorerait la répétabilité des tests. Par exemple, une sonde avec un embout isolé aurait une constante de temps plus grande. La fonction de transfert réduirait donc la température de crête. L'erreur serait donc systématique plutôt qu'aléatoire. De plus, il est possible de calculer l'effet qu'aura la boucle de transfert sur la réponse obtenue et donc de l'appliquer à la solution de la méthode des éléments finis lors de la comparaison des résultats. Sinon l'alternative serait de couper chacune des plaques une fois les tests terminer afin de déterminer la position exacte du thermocouples dans le trou.



Figure 8.1 Sonde de température avec embout isolé
(tirée de http://www.omega.com/pptst/HH305_306.html)

2- Demander des résultats plus d'informations sur les propriétés de la plaques. La plupart des fournisseurs peuvent fournir la chimie et les propriétés mécanique fait sur des échantillons provenant du même lot de plaque. Ceci permettrait d'avoir au moins l'évaluation de la limite élastique à température ambiante. De plus, rien n'empêche de demander au fournisseur des résultats d'essais de traction à chaud.

Partie modélisation par la méthode des éléments finis

1-Le code actuel permet d'utiliser 3 lignes distinctes et de les répéter un certain nombre de fois. L'utilisation de fonction permettrait de diminuer la longueur du code tout en permettant l'utilisation du nombre de lignes désiré.

2-Le modèle de la source de chaleur avait au départ été pensé dans le but de développer un modèle à 2 demi-ellipses. La sélection des nœuds n'a par contre par été programmé pour une ellipse puisque ce modèle n'a pas été testé. Le mémoire de Amri Brahim [5] devrait contenir les lignes de code pour permettre de le faire puisqu'il a utilisé un modèle d'ellipse pour modéliser ces soudures.

3-Utiliser un modèle pour la convection combinée plus appliquée à des plaques. Le modèle utilisé dans ce travail tient compte d'une convection avec un coefficient constant et d'un coefficient d'émissivité constant également. En fait, ces valeurs varient en fonction de la température. La convection combinée contiendrait alors $h(t)$ et $\varepsilon(t)$ plutôt que des valeurs constantes. Ceci permettrait alors de diminuer l'écart entre les lectures de température expérimentales et les résultats numériques. Toutefois, cette étude peut devenir aussi complexe que l'étude du procédé de mise en forme par ligne de chauffe et c'est la raison pour laquelle certaines hypothèses simplificatrices ont été posées dans le cadre du projet.

4-Tout comme pour le comportement thermique, il serait être intéressant de faire des essais de tractions sur des échantillons d'acier afin de valider si les propriétés concordent avec celle de la littérature. Bien sûr, cela devra être fait à diverses températures dans le but d'avoir la validation du comportement contrainte en fonction de la déformation. Encore une fois, cette étude aurait demandé un temps considérable et aurait pu faire l'objet de projet de maîtrise en soi et ce n'était pas notre objectif.

Partie algorithme de géométrie différentielle

Le code présenté dans ce mémoire contient actuellement quelques faiblesses. Les améliorations suggéré devraient permettre d'obtenir des résultats encore plus près de la réalité.

1-En négligeant le phénomène d'allongement et de compression dans le plan, la surface reconstruite n'est pas exactement la même que celle dont provient les courbures. Bien que l'écart soit négligeable, il devient notable lorsque les lignes de chauffe se superposent. En modifiant l'algorithme pour qu'il tienne compte des paramètres E, F et G, il est possible de tenir compte des allongements et des compressions dans le plan et ainsi avoir une surface identique à celle d'origine.

2-La superposition des coefficients fondamentaux n'est pas linéaire. Puisque la courbure et la déformation dans le plan sont reliées aux contraintes, il serait possible de modifier l'algorithme pour qu'il prenne en compte l'énergie de déformation requise pour obtenir la géométrie. Ensuite en superposant les énergies de déformations il serait possible d'avoir un résultat plus près de la réalité.

ANNEXE I

CODE POUR LA SIMULATION D'UNE LIGNE DE CHAUFFE POUR ANSYS APDL

FINISH	! Initialisation
/CLEAR	! Efface les valeurs précédentes (équivalent à clear, clc de MATLAB)
!*****!	
!Paramètres!	
!*****!	
*AFUN,RAD	! Angle en rad
pi=acos(-1)	! Constante pi=3.14159....
*AFUN,DEG	! Angle en degré
/UNITS,SI	! Unités en système international
mm=1e-3	! 1000mm=1m
po=25.4e-3	! 25.4 mm = 1 pouce = 25.4e-3m
! Dimensions de la plaque	
lx=6.125*po	! Longueur de la plaque
lz=12.125*po	! Largeur de la plaque
ly=0.5*po	! Épaisseur de la plaque
! Dimensions lors du maillage	
elx=LY/4	! Configuration pour avoir des éléments cubiques
ely=LY/4	! longueur maximale des divisions dans l'axe x
elz=LY//4	! longueur maximale des divisions dans l'axe y
siz=2	! longueur maximale des divisions dans l'axe z
	! ratio entre les zones de maillage

! Paramètre lors de la convection

tf=22 ! température du fluide ambiant lors de la convection

! Paramètre de la solution transitoire

vit=2.7*mm ! Vitesse de la source en mm/s

dt=0.5 ! Pas de temps en seconde (pour la partie chauffage)

! Ligne de chauffe 1

xcdep1=-25*mm ! coordonnée en x où la source de chaleur commence

zcdep1=lz/2 ! coordonnée en z où la source de chaleur commence

angul=0 ! angle de la ligne de chauffe (0 suit x+, 90 suit z+)

hs1=150 ! nombre de pas lors de la chauffe

cs1=75 ! nombre de pas lors du refroidissement

tt1=600 ! temps total de la simulation

cycle1=5 ! Compteur de nombre de cycle (en réappliquant la ligne de chauffe au même endroit)

telin1=1200 ! temps de refroidissement linéaire à la fin de la ligne

ns1=hs1+cs1 ! ns*dt=tmax (temps avant imposé T ambiant)

ht1=hs1*dt ! temps de la chauffe

ct1=tt1-ht1 ! temps du refroidissement

Rc1=(ct1/(dt*cs1)-.5)*2 ! Ratio linéaire d'augmentation des pas de temps

ttc1=0 ! Compteur de temps pour refroidissement

! dimensions et puissance de la source

q=1850 ! chaleur généré dans la source de chaleur [W]

rf=.75*po ! rayon de la largeur du double ellipsoïde de la source

rw=rf ! rayon de la profondeur du double ellipsoïde de la source

rb=rf ! rayon avant du double ellipsoïde de la source

ff=0.5 ! fraction distribué à l'avant (%)

fr=0.5 ! fraction distribué à l'arrière (%)

```

Conc_fact=4                                ! Paramètre afin de savoir quel pourcentage est couvert
                                           ! (C=1->63.2%,C=2->86.5%,C=3->95.0%,C=4->98.1%)

pqff=(Conc_fact*q*2*ff)/((rf*rw)*(pi))    ! Constante dans la distribution (fraction avant)
pqfr=(Conc_fact*q*2*fr)/((rb*rw)*(pi))    ! Constante dans la distribution (fraction arrière)

! Division des sections
j1=(lz)/2-(2.5*po)                        ! position du couplage de 2 sections
j2=(lz)/2+(2.5*po)                        ! position du couplage de 2 sections

!*****!
! Matériau(x) !
!*****!
/PREP7

! Propriétés thermiques (Physiques)

! Masse volumique
MPTEMP,,20
MPDATA,DENS,1,1,8000
MPTEMP

! Coefficient de conductivité thermique
MPTEMP,,20
MPDATA,KXX,1,1,15
MPTEMP,,200
MPDATA,KXX,1,2,17.5
MPTEMP,,400
MPDATA,KXX,1,3,20
MPTEMP,,600
MPDATA,KXX,1,4,22.5

```

MPTEMP,,800
MPDATA,KXX,1,5,25.5
MPTEMP,,1000
MPDATA,KXX,1,6,28.3
MPTEMP,,1200
MPDATA,KXX,1,7,31.1
MPTEMP,,1340
MPDATA,KXX,1,8,33.1
MPTEMP,,1390
MPDATA,KXX,1,9,33.1
MPTEMP

! Coefficient de dilatation thermique

MPTEMP,,20
MPDATA,ALPX,1,1,19e-6
MPTEMP

! le coefficient de convection h=5 et le coefficient pour l'émissivité e=0.8

MPTEMP,,20
MPDATA,HF,1,1,5
MPTEMP,,200
MPDATA,HF,1,2,15.7565
MPTEMP,,400
MPDATA,HF,1,3,28.608
MPTEMP,,600
MPDATA,HF,1,4,49.8494
MPTEMP,,800
MPDATA,HF,1,5,81.6577
MPTEMP,,1000
MPDATA,HF,1,6,126.2104

MPTEMP,,1200

MPDATA,HF,1,7,185.6848

MPTEMP,,1400

MPDATA,HF,1,8,262.258

MPTEMP

! Chaleur spécifique

MPTEMP,,20

MPDATA,C,1,1,442

MPTEMP,,200

MPDATA,C,1,2,515

MPTEMP,,400

MPDATA,C,1,3,563

MPTEMP,,600

MPDATA,C,1,4,581

MPTEMP,,800

MPDATA,C,1,5,609

MPTEMP,,1000

MPDATA,C,1,6,631

MPTEMP,,1200

MPDATA,C,1,7,654

MPTEMP,,1340

MPDATA,C,1,8,669

MPTEMP,,1390

MPDATA,C,1,9,675

MPTEMP

! Propriétés mécanique

!Module de Young

MPTEMP,,20
MPDATA,EX,1,1,200e9
MPTEMP,,200
MPDATA,EX,1,2,185e9
MPTEMP,,400
MPDATA,EX,1,3,170e9
MPTEMP,,600
MPDATA,EX,1,4,153e9
MPTEMP,,800
MPDATA,EX,1,5,130e9
MPTEMP,,1000
MPDATA,EX,1,6,96e9
MPTEMP,,1200
MPDATA,EX,1,7,50e9
MPTEMP,,1400
MPDATA,EX,1,8,10e9
MPTEMP

!Coefficient de Poisson

MPTEMP,,20
MPDATA,NUXY,1,1,0.278
MPTEMP,,200
MPDATA,NUXY,1,2,.288
MPTEMP,,400
MPDATA,NUXY,1,3,.298
MPTEMP,,600
MPDATA,NUXY,1,4,.313
MPTEMP,,800
MPDATA,NUXY,1,5,.327
MPTEMP,,1000

```

MPDATA,NUXY,1,6,.342
MPTEMP,,1200
MPDATA,NUXY,1,7,.35
MPTEMP,,1340
MPDATA,NUXY,1,8,.351
MPTEMP,,1390
MPDATA,NUXY,1,9,.353
MPTEMP

```

! Comportement Bilinéaire élastique-plastique selon la température

```

TB,BKIN,1
TBTEMP,20
TBDATA,1,230e6,2800e6
TBTEMP,400
TBDATA,1,132e6,2380e6
TBTEMP,1000
TBDATA,1,50e6,9.6e7
TBTEMP,1200
TBDATA,1,10e6,5e7
TBTEMP,1400
TBDATA,1,10e6,1e7

```

! Exemple d'application

! TBTEMP,1000 à Pour T=1000°C

! TBDATA,1,50e6,0 Se=50 MPa et le module tangent est de 0 MPa

!*****!

! géométrie !

!*****!

BLOCK,0,lx,-ly,0,0,J1	! Création d'un bloc d'un prisme rectangulaire
CM,Vo1,VOLU	! Donne le nom "Vo#" au volume créé
VSEL,NONE	! Retire tous les volumes de la sélection
KSEL,NONE	! Retire tous les points-clés de la sélection
BLOCK,0,lx,-ly,0,J1,J2	! Création d'un bloc d'un prisme rectangulaire
CM,Vo2,VOLU	! Donne le nom "Vo#" au volume créé
VSEL,NONE	! Retire tous les volumes de la sélection
KSEL,NONE	! Retire tous les points-clés de la sélection
BLOCK,0,lx,-ly,0,J2,lz	!Création d'un bloc d'un prisme rectangulaire
CM,Vo3,VOLU	! Donne le nom "Vo#" au volume créé
VSEL,NONE	! Retire tous les volumes de la sélection
KSEL,NONE	! Retire tous les points-clés de la sélection
ALLS	! Sélectionne toutes les entités
/VIEW,1,1,1,1	! Vue iso paramétrique
VPLOT	! Affiche les volumes
VATT,1,,1	! Attribue aux volumes le type de matériau, d'élément et de
constante réelle #1	
!*****!	
!Maillage!	
!*****!	
!! Type Élément	
ET,1,SOLID278,	

! élément solide de température et structural (solid226 multi et solid278 pour thermique uniquement)

!KEYOPT,1,1,11

!KEYOPT,1,2,1

!KEYOPT,1,6,1

!KEYOPT,1,9,0

!KEYOPT,1,10,0

ALLS

!! Discrétisation

CMSEL,S,Vo1 ! Sélectionne le volume de la section

ASLV ! Sélectionne les surfaces appartenant au volume actif

LSEL,S,TAN1,Y,1 ! Sélectionne les lignes orientées dans la direction y+

LSEL,A,TAN1,Y,-1 ! Sélectionne les lignes orientées dans la direction y-

LSLA,R ! Sélectionne les lignes actives qui appartiennent aux surfaces actives

LESIZE,ALL,ely*siz ! Divise les lignes selon la taille donnée

LSEL,S,TAN1,Z,1 ! Sélectionne les lignes orientées dans la direction z+

LSEL,A,TAN1,Z,-1 ! Sélectionne les lignes orientées dans la direction z-

LSLA,R ! Sélectionne les lignes actives qui appartiennent aux surfaces actives

LESIZE,ALL,elz*siz ! Divise les lignes selon la taille donnée

LSEL,S,TAN1,X,1 ! Sélectionne les lignes orientées dans la direction x+

LSEL,A,TAN1,X,-1 ! Sélectionne les lignes orientées dans la direction x-

LSLA,R ! Sélectionne les lignes actives qui appartiennent aux surfaces actives

LESIZE,ALL,elx*siz ! Divise les lignes selon la taille donnée

!! Discrétisation

CMSEL,S,Vo2	! Sélectionne le volume de la section
ASLV	! Sélectionne les surfaces appartenant au volume actif
LSEL,S,TAN1,Y,1	! Sélectionne les lignes orientées dans la direction y+
LSEL,A,TAN1,Y,-1	! Sélectionne les lignes orientées dans la direction y-
LSLA,R	! Sélectionne les lignes actives qui appartiennent aux surfaces
actives	
LESIZE,ALL,ely	! Divise les lignes selon la taille donnée
LSEL,S,TAN1,Z,1	! Sélectionne les lignes orientées dans la direction z+
LSEL,A,TAN1,Z,-1	! Sélectionne les lignes orientées dans la direction z-
LSLA,R	! Sélectionne les lignes actives qui appartiennent aux surfaces
actives	
LESIZE,ALL,elz	! Divise les lignes selon la taille donnée
LSEL,S,TAN1,X,1	! Sélectionne les lignes orientées dans la direction x+
LSEL,A,TAN1,X,-1	! Sélectionne les lignes orientées dans la direction x-
LSLA,R	! Sélectionne les lignes actives qui appartiennent aux surfaces
actives	
LESIZE,ALL,elx	! Divise les lignes selon la taille donnée
!! Discrétisation	
CMSEL,S,Vo3	! Sélectionne le volume de la section
ASLV	! Sélectionne les surfaces appartenant au volume actif
LSEL,S,TAN1,Y,1	! Sélectionne les lignes orientées dans la direction y+
LSEL,A,TAN1,Y,-1	! Sélectionne les lignes orientées dans la direction y-
LSLA,R	! Sélectionne les lignes actives qui appartiennent aux surfaces
actives	

LESIZE,ALL,ely*siz	! Divise les lignes selon la taille donnée
LSEL,S,TAN1,Z,1	! Sélectionne les lignes orientées dans la direction z+
LSEL,A,TAN1,Z,-1	! Sélectionne les lignes orientées dans la direction z-
LSLA,R	! Sélectionne les lignes actives qui appartiennent aux
surfaces actives	
LESIZE,ALL,elz*siz	! Divise les lignes selon la taille donnée
LSEL,S,TAN1,X,1	! Sélectionne les lignes orientées dans la direction x+
LSEL,A,TAN1,X,-1	! Sélectionne les lignes orientées dans la direction x-
LSLA,R	! Sélectionne les lignes actives qui appartiennent aux
surfaces actives	
LESIZE,ALL,elx*siz	! Divise les lignes selon la taille donnée
ALLS	
VMESH,ALL	! Effectue le maillage de tous les volumes
! Cette section permet le couplage lors des changements de sections de maillages	
! il faut retenir les éléments du coté grossier et les nœuds du coté fin	
CMSEL,S,Vo1	
ASLV,S	
ASEL,R,LOC,Z,J1	
NSLA,S,1	
ESLN,S,0	
CM,INTF1,ELEM	
CMSEL,S,Vo2	
ASLV,S	
ASEL,R,LOC,Z,J1	

NSLA,S,1

CEINTF

CMSEL,S,Vo3

ASLV,S

ASEL,R,LOC,Z,J2

NSLA,S,1

ESLN,S,0

CM,INTF1,ELEM

CMSEL,S,Vo2

ASLV,S

ASEL,R,LOC,Z,J2

NSLA,S,1

CEINTF

Fini ! Fin du /PREP7

ALLS

EPLLOT

!*****!

!Début de la solution !

!*****!

/SOLU

! Ouvre le module solution

ALLS

!!! TYPE D'ANALYSE

ANTYPE,TRANS

! SOLUTION EN RÉGIME TRANSITOIRE

KBC,1

!! Conditions initiales

!!! À imposer si on utilise le module multiphysique

!NSEL,S,LOC,X,0

!NSEL,R,LOC,Y,0

!NSEL,R,LOC,Z,0

!D,ALL,UY,0

!D,ALL,UX,0

!D,ALL,UZ,0

!ALLS

!NSEL,S,LOC,X,0

!NSEL,R,LOC,Y,0

!NSEL,R,LOC,Z,LZ

!D,ALL,UY,0

!D,ALL,UX,0

!ALLS

!NSEL,S,LOC,X,LX

!NSEL,R,LOC,Y,0

!NSEL,R,LOC,Z,0

!D,ALL,UY,0

!ALLS

!!! Fin des conditions à imposer pour multiphysique

! Température uniforme pour la plaque

TUNIF,Tf ! Température initiale uniforme (milieu ambiant)

! Pose la valeur de temps initiale

TIME,dt

! génération de chaleur grâce au modèle surfacique

*DO,I,1,ns1

ALLS

BFDELE,ALL,ALL

BFDELE,ALL,ALL

! Convection

! Ces lignes permettent d'appliquer la convection sur les surfaces externes.

! La surface où passe la source de chaleur sera fait par après.

nsel,s,loc,y,-ly

nsel,a,loc,z,0

nsel,a,loc,z,lz

nsel,a,loc,x,0

nsel,a,loc,x,lx

SF,ALL,CONV,-1,Tf

ALLS

*IF,i,LE,hs1,THEN

xc=xcdep1+(vit*((i)*dt))*cos(angul) ! x-Centre de la surface de la source de chaleur

yc=0 ! y-Centre de la surface de la source de chaleur

zc=zcdep1+(vit*((i)*dt))*sin(-angul) ! z-Centre de la surface de la source de chaleur

LOCAL,12,2,xc,yc,zc,0,0,0, rf/rw, rf/rb ! Création du système local #12

CSYS,12 ! Appel du système #12

NSEL,S,LOC,x,0,rf
d'intégration ! Sélectionne les nœuds à l'intérieur du volume

CSYS,0 ! Retour dans le système globale pour les calculs

NSEL,R,LOC,y,0,0 ! conserve les nœuds de la surface y=0


```
*GET,ZELE,ELEM,ENUMB,CENT,Z          ! ZELE sera la coordonnée z du
      centre de l'élément ENUMB
```

```
!Calculs pour la génération de chaleur dans la source de chaleur
```

```
X2GOLD=exp(-Conc_fact*(XELE-xc)**2/rf**2)
```

```
Z2GOLD=exp(-Conc_fact*(ZELE-zc)**2/rw**2)
```

```
QCOM=QCOM+((Conc_fact*Q/(pi*rw**2))*X2GOLD*Z2GOLD)*(elx*elz)
```

```
ESEL,U,ELEM,,ENUMB                    ! Retire l'élément de la liste d'élément
*ENDDO                                  ! *ENDDO de *DO,ECOM,1,ELELIST
```

```
*ENDIF                                  ! *ENDIF de *if,ELELIST,GT,0,THEN
```

```
*ENDIF                                  ! *ENDIF de *if,xc,LT,lx-rf,THEN
```

```
*ENDIF                                  ! *ENDIF de *if,xc,GT,rf,THEN
```

```
*if,xc,GT,rf,OR,xc,LT,lx-rf,THEN
```

```
QCOM=Q
```

```
*ENDIF                                  ! *ENDIF de *if,xc,GT,rf,OR,xc,LT,lx-
      rf,THEN
```

```
*if,zc,GT,rf,OR,zc,LT,lz-rf,THEN
```

```
QCOM=Q
```

```
*ENDIF                                  ! *ENDIF de *if,zc,GT,rf,OR,zc,LT,lz-
      rf,THEN
```

```
CMSEL,S,VGOLD
```

```
NSLE,S
```

```

*GET,ELELIST,ELEM,,COUNT          ! Compte le nombre d'élément de la liste
                                     active (La variable se nomme ELCOM, (Le nom peut-être changer à la discrétion de
                                     l'auteur))
*IF,ELELIST,GT,0,THEN               ! Tant que la liste contient des éléments
QCORR=0                             ! Initialisation du compteur d'énergie
*DO,ECOM,1,ELELIST                  ! Boucle afin d'appliquer de la chaleur
    dans chaque élément
*GET,ENUMB,ELEM,,NUM,MIN             ! Sélectionne le premier élément de la
    liste et le nomme ENUMB

! position et volume
*GET,XELE,ELEM,ENUMB,CENT,X          ! XELE sera la coordonnée x du centre
    de l'élément ENUMB
*GET,ZELE,ELEM,ENUMB,CENT,Z          ! ZELE sera la coordonnée z du centre
    de l'élément ENUMB

!Calculs pour la génération de chaleur dans la source de chaleur
X2GOLD=exp(-Conc_fact*(XELE-xc)**2/rf**2)
Z2GOLD=exp(-Conc_fact*(ZELE-zc)**2/rw**2)
NSEL,S,LOC,Y,0
SF,ALL,HFLU,((Conc_fact*Q/(pi*rw**2))*X2GOLD*Z2GOLD)*(Q/QCOM)
QCORR=QCORR+((Conc_fact*Q/(pi*rw**2))*X2GOLD*Z2GOLD)*(ELX*ELZ)*(Q/QC
    OM)

ESEL,U,ELEM,,ENUMB                  ! Retire l'élément de la liste d'élément
*ENDDO                              ! Fin de la boucle afin d'appliquer de la chaleur
    dans chaque élément
*ENDIF                              ! Fin de tant que la liste contient des éléments

```

TIME,I*DT

! Défini le temps pour l'étape de la solution

*ENDIF

! Fin de la période de chauffe

*IF,I,GT,hs1,THEN

nsel,s,loc,y,0

SF,ALL,CONV,-1,Tf

$dtc=dt*((rc1-1)/(cs1-1)*((I-hs1)-1)+1)$

$ttc1=ttc1+dtc$

TIME,(ht1)+ttc1

*ENDIF

ALLS

TIMINT,ON,THER

TIMINT,OFF,STRUC

CNVTOL, heat, .001

SOLVE

*ENDDO

*IF,I,EQ,NS1,THEN

I=I+1

TIME,(ht1)+ttc1+tclin1

ALLS

BFDELE,ALL,ALL

BFDELE,ALL,ALL

TIMINT,ON,THER

TIMINT,OFF,STRU

KBC,0

D,ALL,TEMP,TF

```

    CNVTOL, heat, .1
    SOLVE
*ENDIF

```

```

SAVE
FINI
/EOF

```

```

!!*****!!
!!ANALYSE STRUCTURALE!!
!!*****!!

```

```

/PREP7

```

```

ALLS

```

```

ETCHG,TTS           ! Thermique vers structure

```

```

CEDELE,ALL,ALL      ! Efface les couplages précédents

```

```

CMSEL,S,Vo1         ! Création de nouveaux couplages (structuraux cette fois)

```

```

ASLV,S

```

```

ASEL,R,LOC,Z,J1

```

```

NSLA,S,1

```

```

ESLN,S,0

```

```

CM,INTF1,ELEM

```

```

CMSEL,S,Vo2

```

```

ASLV,S

```

```

ASEL,R,LOC,Z,J1

```

```

NSLA,S,1

```

```

CEINTF

```

```

CMSEL,S,Vo3
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Z,J2
NSLA,S,1
ESLN,S,0
CM,INTF1,ELEM
CMSEL,S,Vo2
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Z,J2
NSLA,S,1
CEINTF

```

```

FINI

```

```

/SOLU
ALLS
ANTYPE,static          !Analyse statique
NROPT,FULL
CNVTOL, U,1e-1         !Contrôle de la convergence de la solution en déplacement
TREF,TF                !TEMPÉRATURE DE AMBIANTE DE RÉFÉRENCE POUR
                        LA DILATATON THERMIQUE
KBC,0                  !CHARGEMENT SOUS FORME DE RAMPE

```

```

! CONDITIONS FRONTIÈRES

```

```

NSEL,S,LOC,X,0
NSEL,R,LOC,Y,0
NSEL,R,LOC,Z,0
D,ALL,UY,0
D,ALL,UX,0

```

D,ALL,UZ,0

ALLS

NSEL,S,LOC,X,0

NSEL,R,LOC,Y,0

NSEL,R,LOC,Z,LZ

D,ALL,UY,0

D,ALL,UX,0

ALLS

NSEL,S,LOC,X,LX

NSEL,R,LOC,Y,0

NSEL,R,LOC,Z,0

D,ALL,UY,0

ALLS

!CHARGEMENT ET SOLUTION

*DO,J,1,Cycle1

*DO,I,1,(ns1+1)

TIME,I+(J-1)*(ns1+1)

LDREAD,TEMP,I+(J-1)*(ns1+1),,,,,RTH

SOLVE

SAVE

*ENDDO !*DO,I,1,(ns1+1)*cycle1

*ENDDO !*DO,J,1,Cycle1

!CHARGEMENT ET SOLUTION

*DO,J,1,Cycle2

*DO,I,1,(ns2+1)

TIME,I+(J-1)*(ns2+1)+Cycle1*(ns1+1)

```

        LDREAD,TEMP,I+(J-1)*(ns2+1)+Cycle1*(ns1+1),,,,,RTH
        SOLVE
        SAVE
*ENDDO !*DO,I,1,(ns2+1)*cycle2
*ENDDO !*DO,J,1,Cycle2

!CHARGEMENT ET SOLUTION
*DO,J,1,Cycle3
*DO,I,1,(ns3+1)
        TIME,I+(J-1)*(ns3+1)+Cycle1*(ns1+1)+Cycle2*(ns2+1)
        LDREAD,TEMP,I+(J-1)*(ns3+1)+Cycle1*(ns1+1)+Cycle2*(ns2+1),,,,,RTH
        SOLVE
        SAVE
*ENDDO !*DO,I,1,(ns3+1)*cycle3
*ENDDO !*DO,J,1,Cycle3

SAVE

/POST1
ALLS
PLES,UY
FINI
SAVE
/EOF

/POST1
/COLOR,GRBAK,15
/COLOR,CURVE,0
PATH,CH1,2,,301          ! GRAPHIQUE D'UNE TRAJECTOIRE
PPATH,1,NODE(0,-ly,lz/2) ! POINT 1 DU CHEMIN

```

```
PPATH,2,NODE(100*mm,-ly,lz/2) ! POINT 2 DU CHEMIN
PDEF,TS1,u,y ! Nom du chemin et paramètre observé
PLPATH,TS1
FINI
ALLS
SAVE
/EOF
```


ANNEXE II

PROGRAMME D'EXTRACTION DES TEMPÉRATURES VERS MATLAB

```
/POST1
t_cool=0                                ! Initie le compteur de temps pour les graphiques
*CFOPEN,TEMP2000_0911_01,m             !Créer un fichier 'TEMP2000_0911_01,extension '.m'
*CFWRITE,'T=['                          ! Ouvre une matrice T pour Matlab
*DO,i,1,ns1+1
set,i,                                  ! Défini l'étape de calcul à lire
*IF,i,LE,hs1,then
TFILE=i*dt
*ENDIF
*IF,i,GT,hs1,then
t_cool=t_cool+dt*((rc1-1)/(cs1-1)*((I-hs1)-1)+1)
TFILE=ht1+t_cool
*ENDIF
*IF,i,EQ,ns1+1,then
TFILE=ht1+tcc1+tclin1
*ENDIF
PATH,CH1,9,5,1                          !Nb de points, Nb d'infos+4, nb division
PPATH,1,,(1.0)*po,-(6/16)*po,6*po      ! Position de la mesure 1
PPATH,2,,(1.5)*po,-(5/16)*po,6*po      ! Position de la mesure 2
PPATH,3,,(2.0)*po,-(4/16)*po,6*po      ! etc.
PPATH,4,,(2.5)*po,-(3/16)*po,6*po
PPATH,5,,(3.0)*po,-(2/16)*po,6*po
PPATH,6,,(3.5)*po,-(3/16)*po,6*po
PPATH,7,,(4.0)*po,-(4/16)*po,6*po
PPATH,8,,(4.5)*po,-(5/16)*po,6*po
PPATH,9,,(5.0)*po,-(6/16)*po,6*po
```

```
PDEF,CH1,TEMP,,AVG          ! Température (TEMP),,Moyenne (avg)
PAGET,P1,TABLE
*CFWRITE,,TFILE,P1(1,5),P1(2,5),P1(3,5),P1(4,5),P1(5,5),P1(6,5),P1(7,5),P1(8,5),P1(9,5)
*del,P1,,nopr              ! Néglige le message d'avertissement pendant la boucle
*ENDDO
*CFWRITE,']:'              ! Ferme la matrice pour Matlab
*CFCLOSE
```

ANNEXE III

PROGRAMME D'EXTRACTION DES DÉPLACEMENTS D'UNE SURFACE VERS MATLAB

/POST1

alls

nz=lz/elz

! division pour s'ajuster au maillage

nx=lx/elx

! division pour s'ajuster au maillage

ny=ly/ely

! division pour s'ajuster au maillage

*CFOPEN,Nuage,m

*DO,i,0,nz

PATH,CH1,2,,(nx)

PPATH,1,,0,0,i/nz*lz

PPATH,2,,lx,0,i/nz*lz

PDEF,_ux,u,x,AVG

! Nom du chemin et paramètre observé

PDEF,_uy,u,y,AVG

! Nom du chemin et paramètre observé

PDEF,_uz,u,z,AVG

! Nom du chemin et paramètre observé

PAGET,P1,TABLE

! Entrepose les informations dans une matrice P1

*DO,j,1,nx+1

CFWRITE,,1000(P1(j,1)+P1(j,5)),1000*(P1(j,2)+P1(j,6)),1000*(P1(j,3)+P1(j,7))

*ENDDO

*del,P1,,nopr

! Évite le message d'avertissement au début de boucle

*ENDDO

!*CFWRITE,'% Face z=0'

!À supprimer si on l'importe direct dans Polyworks

*DO,i,0,ny

PATH,CH2,2,,(nx)

PPATH,1,,0,i/ny*(-ly),0

```
PPATH,2,,lx,i/ny*(-ly),0
```

```
PDEF,_ux,u,x,AVG
```

```
PDEF,_uy,u,y,AVG
```

```
PDEF,_uz,u,z,AVG
```

```
PAGET,P2,TABLE
```

```
*DO,j,1,nx+1
```

```
*CFWRITE,,1000*(P2(j,1)+P2(j,5)),1000*(P2(j,2)+P2(j,6)),1000*(P2(j,3)+P2(j,7))
```

```
*ENDDO
```

```
*del,P2,,nopr
```

```
*ENDDO
```

```
!*CFWRITE,'% Face x=0'
```

!À supprimer si on l'importe direct dans Polyworks

```
*DO,i,0,ny
```

```
PATH,CH3,2,,(nz)
```

```
PPATH,1,,0,i/ny*(-ly),0
```

```
PPATH,2,,0,i/ny*(-ly),lz
```

```
PDEF,_ux,u,x,AVG
```

```
PDEF,_uy,u,y,AVG
```

```
PDEF,_uz,u,z,AVG
```

```
PAGET,P3,TABLE
```

```
*DO,j,1,nz+1
```

```
*CFWRITE,,1000*(P3(j,1)+P3(j,5)),1000*(P3(j,2)+P3(j,6)),1000*(P3(j,3)+P3(j,7))
```

```
*ENDDO
```

```
*del,P3,,nopr
```

```
*ENDDO
```

```
*CFCLOSE
```

ANNEXE IV

SPÉCIFICATIONS TECHNIQUES DU GO!SCAN 20 DE CREAFORM INC.

SPÉCIFICATIONS TECHNIQUES		
	Go!SCAN 20 ^{Mo}	Go!SCAN 50 ^{Mo}
POIDS	0,93 kg	0,95 kg
DIMENSIONS (LxWxH)	154 x 178 x 235 mm	150 x 171 x 251 mm
FRÉQUENCE DES MESURES	550 000 mesures/s	
SURFACE DE NUMÉRISATION	143 x 108 mm	380 x 380 mm
SOURCE DE LUMIÈRE	Lumière blanche (DEL)	
RÉSOLUTION	0,100 mm	0,500 mm
EXACTITUDE	Jusqu'à 0,100 mm	
PERFORMANCE VOLUMÉTRIQUE*	0,300 mm/m	
MÉTHODES DE POSITIONNEMENT	Géométrie ou couleur ou cibles	
DISTANCE NOMINALE	380 mm	400 mm
PROFONDEUR DE CHAMP	100 mm	250 mm
TAILLE DES PIÈCES (RECOMMANDÉE)	0,05 – 0,5 m	0,3 – 3,0 m
RÉSOLUTION DE TEXTURE	50 à 250 DPI	50 à 150 DPI
COULEURS DE TEXTURE	24 bits	
LOGICIEL	VXelements	
FORMATS DE FICHIER	.dae, .fbx, .ma, .obj, .ply, .stl, .txt, .wrl, .x3d, .x3dz, .zpr	
LOGICIELS COMPATIBLES	3D Systems (Geomagic® Solutions), InnovMetric Software (PolyWorks), Dassault Systèmes (CATIA V5 et SolidWorks), PTC (Pro/ENGINEER), Siemens (NX et Solid Edge), Autodesk (Inventor, Alias, 3ds Max, Maya, Softimage).	
STANDARD DE CONNEXION	1 x USB 2.0	
PLAGE DE TEMPÉRATURE	5-40 °C	
PLAGE D'HUMIDITÉ (SANS CONDENSATION)	10-90%	
CERTIFICATIONS	Conformité avec les directives de la Commission européenne (compatibilité électromagnétique, basse tension), IP50, WEEE	

* Si les cibles entrées ou si la géométrie, la couleur et la texture de l'objet conviennent au positionnement.

ANNEXE V

SPÉCIFICATIONS TECHNIQUES DU GL220 DE GRAPHTEC

GL220 Specifications

Standard Specifications

Item	Description			
Number of analog Channels	10			
External input and output functions	Trigger input and External sampling (1ch), Logic input (4ch) or Pulse input (4ch), Alarm output (4ch)			
PC interface	USB (FullSpeed supported) provided as standard features			
Built-in memory device	Internal memory: 2GB or more USB memory slot (FullSpeed supported) is provided as a standard feature			
Sampling interval	10ms/1ch MAX 10*/20*/50*/100/125/200/250/500ms/1/2/5/10/20/30sec/ 1/2/5/10/20/30min/1hour/External Note: Interval setting below 50 ms is available depending on the input settings and the number of measurement channels.			
Back-up functions	Setup parameters: EEPROM/Clock: Lithium battery			
Clock accuracy (ambient temperature 23°C)	±0.002% (approx. 50 seconds per month)			
Operating environment	0~45°C, 5~85%RH (0 to 40°C when operated in batteries/15 to 35°C when battery is charging)			
Power supply	AC adapter : 100 to 240 VAC, 50 to 60 Hz DC input : 8.5 to 24 VDC(26.4 V max.) Battery pack (option) : 7.4 VDC (2200 mAh), 17Wh one pack required			
Power consumption	AC power consumption (*when using the AC adapter provided as a standard accessory)			
	No	Condition	Normal	During recharging battery
	1	When the LCD is on	12VA	29VA
	2	When the screensaver is operating	11VA	28VA
	DC current consumption			
	No	Condition	Normal	During recharging battery
	1	When the LCD is on	0.18A	0.6A
	2	+24V When the screensaver is operating	0.15A	0.57A
	3	When the LCD is on	0.31A	Recharging battery is not possible.
	4	+12V When the screensaver is operating	0.26A	
5	When the LCD is on	0.45A	Recharging battery is not possible.	
6	+8.5V When the screensaver is operating	0.37A		
*Normal condition: LCD brightness is set to MAX.				
External dimensions	194×117×42mm			
Weight	520g (*Excluding the AC adapter and battery packs)			
Vibration-tested conditions	Equivalent to automobile parts Type 1 classification			

External Input/Output Functions

Item	Description
Input specifications (pulse/logic, trigger/External sampling)	Maximum input voltage : 0 to +24V(single-ended ground input) Input threshold voltage : approx. +2.5 V Hysteresis : approx. 0.5 V (+2.5 V to +3 V)
Alarm output specifications	Output format : Open collector output (5 V, 10 kΩ pull-up resistance) Refer to the User's Manual in the supplied CD-ROM for more information.

Input Unit Specifications

Item	Description	
Number of input channels	M3 screw type, 10 channels	
Method	Photo MOS relay scanning system, all channels isolated, balanced input	
Maximum sampling speed	10ms/1ch	
Measurement accuracy	Voltage	20m/50m/100m/200m/500m 1/2/5/10/20/50/1-5V F.S.
	Temperature	K, J, E, T, R, S, B, N, W(WRe5-26)
	Humidity	0 to 100% (voltage 0 V to 1 V scaling conversion) *with B-530 (option)
Measurement accuracy *1 (23°C±5°C) - When 30 minutes or more have elapsed after power was switched on - Sampling 1s/10ch - Filter ON (10) - GND connected	Voltage ±0.1% of F.S.	
	Thermocouple	
	Type	Measurement Temperature Rang Measurement Accuracy
	R/S	0≤TS≤100 ±5.2°C
		100<TS≤300 ±3.0°C
		R: 300<TS≤1600 ±(0.05% of rdg +2.0°C)
		S: 300<TS≤1760 ±(0.05% of rdg +2.0°C)
	B	400≤TS≤600 ±3.5°C
		600<TS≤1820 ±(0.05% of rdg +2.0°C)
	K	-200≤TS≤-100 ±(0.05% of rdg +2.0°C)
		-100<TS≤1370 ±(0.05% of rdg +1.0°C)
	E	-200≤TS≤-100 ±(0.05% of rdg +2.0°C)
		-100<TS≤800 ±(0.05% of rdg +1.0°C)
	T	-200≤TS≤-100 ±(0.1% of rdg +1.5°C)
		-100<TS≤400 ±(0.1% of rdg +0.5°C)
	J	-200≤TS≤-100 ±2.7°C
		-100<TS≤100 ±1.7°C
		100<TS≤1100 ±(0.05% of rdg +1.0°C)
	N	0≤TS≤1300 ±(0.1% of rdg +1.0°C)
	W	0≤TS≤2000 ±(0.1% of rdg +1.5°C)
	Reference contact compensation accuracy ±0.5°C	
	*1: Thermocouple diameters T: 0.32 Φ, others: 0.65 Φ	
A/D converter	16-bit Delta-Sigma A/D converter (Effective resolution: approx. 1/40,000 of ± range)	
Temperature coefficient	Gain : 0.01% of F.S./°C Zero : 0.02% of F.S./°C Occurs when sampling speed is 10, 20, or 50 ms.	
Maximum input voltage	Between +/- terminals	: 60Vp-p
	Between input terminal/input terminal	: 60Vp-p
	Between input terminal/GND	: 60Vp-p
Withstand voltage	Between input terminal/input terminal	: 1 minute at 350Vp-p
	Between input terminal/GND	: 1 minute at 350Vp-p
Common mode rejection ratio	At least 90 dB (50/60 Hz; signal source 300Ω or less)	
Noise	At least 48 dB (with +/- terminals shorted)	

BIBLIOGRAPHIE

1. Akbari Mousavi, S.A.A., & Miresmaeili, R. (2008). *Experimental and numerical analyses of residual stress distributions in TIG welding process for 304L stainless steel*. Journal of materials processing technology #208. Pages 383-394
2. Azar, A. S., Sigmund K. A. et Odd M. A. (2012). *Determination of welding heat source parameters from actual bead shape*. Computational Materials Science #54. Pages 176-182
3. Baïlon, J., & Dorlot J., (2000). *Des Matériaux*, 3e ed. Montréal : Presses Internationales Polytechnique, 736 pages
4. Bergman, T., Adrienne S. Lavine, Frank P. Incropera et David P. Dewitt, (2011). *Fundamentals of Heat and mass transfer*. 7e édition. John Wiley & sons. 1050 pages.
5. Brahim, A. (2008) . *Effet d'hystérésis de la dilation thermique sur les contraintes résiduelles dues au soudage* .Mémoire de maitrise, École de technologie supérieure. 121 pages
6. Brickstad, B. et B.L. Josefson. (1997). *A parametric study of residual stresses in multi-pass butt-welded stainless steel pipes*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, # 75. pages 11-25.
7. Creaform Inc. (2016). In. <<http://www.creaform3d.com/fr/solutions-de-metrologie/scanners-3d-a-main-portables-goscan-3d>>., Consulté en juillet 2016
8. Champiaud, H., Gholipour J., Zhengkun F., Tousignant D., Provencher D. (2016). *Piece fifth order spline interpolation for line heating forming process*. In *Proceedings of the ASME 2016 International Mechanical Engineering Congress and Exposition IMECE2016-67296*. (Phoenix Convention Center, Phoenix, AZ, USA 11-17 Novembre 2016)
9. Goldak, J. (1984). *A New Finite Element Model for Welding Heat Sources*, Metallurgical Transaction, 15B, pages 299-305.
10. Graphtec inc. (2012). In. <<https://www.instrumart.com/assets/GL220-Quick-Start-Guide.pdf>>. Consulté en juillet 2016

11. Kassab R. (2007). *Modélisation par la méthode des éléments finis des distorsions dues au soudage d'un joint en T*. Mémoire de maîtrise en génie mécanique, Montréal. École de Technologie Supérieure. 163 pages.
12. KIM, H., YANG, Y., CASTNER, H., HARWIG, D. (2012). *Evaluation of Model-Based Engineering(MBE) and Advanced Forming Technology for Complex Hull Manufacturing*, NSRP Joint Panel Meeting, National Shipbuilding Research Program, San Diego (CA), États-Unis,
13. Lê, N. V., Champliand, H., Liu, Z. (2012). *Notes de cours MEC423 Méthode des éléments finis des corps déformables*. MONTRÉAL : École de technologie supérieure.
14. Limaïem, A., Hoda A. E., (1996). *Automatic inference of parametric equations in geometric Modeling using dual kriging*. International Conference on Robotics and Automation., pages 1499-1504
15. Morin, O. (2006). *Calcul des contraintes résiduelles dues au soudage par la méthode des éléments finis*. Mémoire de maîtrise en génie mécanique, Montréal. École de Technologie Supérieure. 150 pages.
16. Pradinc, G. (2013). *Étude Expérimentale assistée par simulation numérique du formage par ligne de chauffe de l'acier inoxydable AISI 304L*, Mémoire de maîtrise, École de technologie supérieure. 96 pages.
17. Reutzel, E. W. (2007). *Deformations analysis and path planning for thermal forming of complex shape*. Thèse de doctorat, Pennsylvanie, The Pennsylvania State University. 167 pages.
18. Reutzel, E. W., Zhangb, L. & Michaleris. P., (2006). *A differential geometry approach to analysis of thermal forming*. International Journal of Mechanical Sciences 48, page 1046–1062
19. Seong, W.-J., Jeon. Y.-C., Na. S.-J., (2013). *Ship-hull plate forming of saddle shape by geometrical approach*, Journal of Materials Processing Technology # 213, pages 1885–1893
20. Seong, W.-J., Ahn J., Na, S.-J., Han M.-S., Jeon. Y.-C., (2010), *Geometrical approach for flame forming of single curved ship hull plate*, Journal of Materials Processing Technology # 210, page 1811–1820

21. Yu, Guoxin, (2000). *Modeling of shell forming by line heating*, thèse de doctorat, Massachusetts institute of technology (M.I.T). 179pages.
22. Zang, L., E.W. Reutzel, P. Michaleris, (2004). *Finite element modeling discretization requirements for the laser forming process*, International Journal of Mechanical Sciences 46, pages 623-627
23. Zhu, X.K., Y.J. Chao., (2003). *Numerical simulation of transient temperature and residual stresses in friction stir welding of 304L stainless steel*. Journal of Materials Processing Technology # 146 . pages 263–272