N° d'ordre

THESE DE DOCTORAT Présentée à

L'UNIVERSITE DES SCIENCES & TECHNIQUES DE LILLE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE

Discipline : Mécanique

Par Driss KERRICH

CONTRIBUTION A L'ETUDE DU PARAMETRAGE DU PROCEDE DE SOUDAGE TIG (Sans métal d'apport et avec apport de fil chaud) : APPLICATION AUX CAS DES EPROUVETTES TUBULAIRES.

Membres du jury : Président :



50376 1997 517

Exclu

Prit

Rapporteurs :

Mr N.E. ABRIAK, Habilité à diriger des recherches, Ecole Des Mines de Douai. Mr Z. AZARI, Professeur, Faculté des Sciences de Metz.

Examinateurs :

MIIe C. ROBIN, Professeur, Ecole Des Mines de Douai
Mr G. MESMACQUE, Professeur, Université de Lille 1.
Mr F. PARSY, Professeur, Université de Lille 1.
Mr Y. FRECAUT, Résponsable du Service de Soudage à l'A.N.F Industrie, Crespin

1 0 JUIL. 1997



Sommaire.					
Introduc	tion	 1			
CHAPITE	RE. I : <u>Généralités et données bibliographiques sur</u>				
le	soudage TIG	3			
1.1-	Introduction	3			
1.2-	Généralités sur les processus de soudage	4			
1.3-	Choix du procédé TIG	5			
.4-	Description du principe de soudage TIG	6			
	I.4.1- Principe du procédé	6			
	I.4.2- Intérêt du procédé TIG	9			
	I.4.3- Paramètres associés au soudage TIG	9			
1.5-	Phénomènes mis en jeu dans l'arc de soudage	11			
	I.5.1- Mécanismes de l'arc électrique	11			
	I.5.2- Bilan énergétique de l'arc de soudage	11			
	1.5.3- Aspects de l'arc suivant la polarité choisie	12			
1.6-	Paramètres de soudage et caractéristique de l'arc	12			
I.7-	Etude du bain de fusion	14			
	I.7.1- Représentation macrographique d'un joint soudé	14			
	I.7.2- Forme du bain de fusion	15			
	I.7.3- Ecoulement dans les bains de fusion en soudage TIG	16			
	1.7.3.1- Rôle de la pression d'arc et de la force de gravite	ś17			
	1.7.3.2- Rôle de la force électromagnétique	17			
	1.7.3.3- Rôle de la tension superficielle	18			
1.8-	Effet des paramètres de soudage sur la morphologie du cordon	20			
	I.8.1- Courant de soudage	20			
	I.8.2- Longueur de l'arc	21			
	I.8.3- Vitesse de soudage	21			
	1.8.4- Conicité d'électrode	22			
	1.8.5- Gaz de soudage	23			
1. 9-	Conclusion	25			
CHAPITE	RE. II : Soudage sans métal d'apport : Influence des				
	paramètre de soudage sur la forme du cordon	26			
l i 4 _	Introduction	26			
11.1- 11.0-	Présentation du matériau	25 26			
11.2- 11.2-	Matériel de soudage	20			
11.0-	malenel de soudaye				

۰...

ς,

. .

. .

.

· •

.

~

<u>r</u> ~

.

Sommaire.

۰.

11.4-	Méthode expérimentale	
	II.4.1- Réalisation de la soudure	29
	II.4.2- Techniques expérimentales	29
	II.4.3- Conditions de soudage	30
11.5-	Etude de la stabilité de l'arc	
	II.5.1 Caractéristique tension-intensité	31
	II.5.2 Caractéristique tension-distance pièce-électrode	33
11.6-	Influence des paramètres de soudage sur la forme du cordon	36
	II.6.1- Influence de l'intensité du courant de soudage	36
	II.6.2- Influence de la vitesse de soudage	
	II.6.3- Influence de la conicité de l'électrode	40
	II.6.4- Influence du gaz de protection	43
11.7-	Conclusion	48
CHAPITR	E III : Soudage avec apport de fil chaud	50
[].1-	Introduction	50
III.2-	Principe du procédé TIG avec fil chaud	50
	III.2.1- Définition	50
	III.2.2- Principales caractéristiques	51
111.3-	Matériaux utilisés, paramètres et conditions de soudage	50
	III.3.1- Métal de base	52
	III.3.2- Métal d'apport	52
	III.3.3- Conditions de soudage	52
	III.3.4- Paramètres de soudage	53
111.4-	Etude de l'influence des paramètres de soudage	54
	III.4.1- Influence du courant de soudage	52
	III.4.2- Influence de la vitesse de soudage	58
	III.4.3- Influence de la vitesse du fil	62
	III.4.4- Influence de la conicité d'électrode	65
111.5-	Conclusion	68
Chapitre	IV : Conséquences métallurgiques et mécaniques	70
IV.1-	Introduction	70
IV.2-	Phénomène thermique et microstructure du cordon	70
	IV.2.1- Etude des cycles thermiques	70

~

IV.2.2- Influence des cycles thermiques sur la composition	<u>ו</u>
chimique	74
IV.2.3- Microstructure de la zone affectée thermiquement	75
IV.3- Variation de la microdureté dans une section normale	
à la direction de soudage	
IV.4- Conclusion	82
Chapitre V : Distridution thermique en cours du soudage :	
cas d'une cavité rectangulaire	83
V.1 - Introduction à l'analyse multidimensionnelle	83
V.1.1- Equation de la chaleur	83
V.1.2 Modèle de transfert de chaleur	86
V.2 Etude thermique de conduction	88
V.2.1- Echantillon rectangulaire mince.	88
V.2.2- Etude analytique d'une conduction simple	90
V.2.3- Approximation par différences finies .	93
2.3.1- Maillage.	93
2.3.2- Erreurs associées à l'approximation par	
différences finie.	95
2.3.3 Discrétisation des conditions aux limites	9 6
V.3- Résolution numérique	98
V.4- Répartition bidimensionnelle de la température	100
V.4.a- Source ponctuelle	100
V.5- Champ de température dans un échantillon mince	101
V.5.1- Equation de la conduction	101
5.1.a- Source en déplacement.	102
V.5.2 - Méthode de superposition	113
V.6- Répartition de la température en espace tridimentionnel.	115
V.6.1- Source ponctuelle	115.
V.6.2- Régime transitoire de la température	118
V.7- Conclusion	121
Conclusion générale et perspectives	
<u>Bibliographie</u>	124

INTRODUCTION GENERALE

INTRODUCTION GENERALE.

La technique de soudage met en jeu tous les aspects de la métallurgie proprement dite : la fusion, la solidification, la mise en forme... La constitution du bain de fusion détermine largement la qualité d'assemblage en soudage. Les paramètres de soudage conditionnent cette formation du bain de fusion, ce qui mérite des études approfondies en ce qui concerne leurs influences sur ce phénomène.

L'objectif de ce travail est donc de faire une étude de l'influence des paramètres de soudage sur la formation du bain de fusion en soudage TIG sans métal d'apport puis avec fil chaud, plus particulièrement leur influence sur la pénétration P, la largeur du cordon L, la surépaisseur Se, le rapport P/L et sur le rapport Se/L. Leurs effets sur la microstructure, les caractéristiques et le comportement du matériau à souder font l'objet aussi de ce travail. Le soudage a été réalisé sur des éprouvettes cylindriques et le matériau utilisé est l'acier A 42.

Le premier chapitre est consacré à une étude bibliographique sur la constitution du bain de fusion et les variations de la morphologie du cordon de soudure sous l'influence des paramètres de soudage. Ainsi, l'écoulement dans les bains métalliques en procédé TIG est conditionné par différents paramètres : les paramètres de soudage, les forces de gravité, la poussée d'arc, les forces électromagnétiques et la force de la tension superficielle

En ce qui concerne la morphologie du cordon de soudure, elle est conditionnée par différents paramètres tels que: le courant de soudage, la vitesse de soudage, la longueur de l'arc, la géométrie de l'électrode et le gaz de protection. La variation de ces paramètres a une grande influence sur la caractéristique de l'arc. Les variations de la force de la tension superficielle et des forces électromagnétiques provoquent le mouvement du liquide dans le bain. Le sens de ce mouvement détermine la variation de la morphologie du cordon.

Dans Le deuxième chapitre de ce travail, nous étudions l'influence des paramètres de soudage sur la soudabilité de l'acier A 42 (influence du courant

de soudage, de la vitesse de soudage, de la conicité d'électrode et du gaz de protection). Ainsi, les facteurs dont l'action semble la plus significative sont l'intensité I et la vitesse de soudage Vs. Les variations de la conicité affectent peu le rapport P/L, tandis que l'utilisation d'un mélange de gaz (30% He + 70% Ar) favorise une meilleure répartition de la chaleur surtout pour des courants élevés.

Le troisième chapitre est consacré à l'étude des variations de la morphologie du cordon de soudure en soudage TIG avec fil chaud. L'introduction d'un métal d'apport dans le bain de fusion pendant le soudage a naturellement une influence sur la géométrie du cordon. La forme du cordon de soudure est étroitement liée aux valeurs des paramètres de soudage et dépend de leur interaction. L'intensité du courant a une grande influence sur la vitesse de dépôt du fil, et par conséquent, sur la forme de la soudure. La vitesse de soudage doit cependant toujours être considérée en rapport avec la vitesse du fil.

L'effet des cycles thermiques sur la composition chimique et la microstructure de la zone affectée thermiquement, ainsi que la comparaison de l'homogénéité du joint sont étudiés dans le quatrième chapitre.

Dans le cinquième chapitre de l'étude, on présente deux méthodes, analytique et numérique, de détermination du champ de température en cours du soudage.

Les résultats présentés dans cette étude montrent que les paramètres de soudage jouent un rôle important dans la formation du bain de fusion, sur la structure de solidification ainsi que sur le durcissement du métal soudé. Cependant, le rôle de chaque paramètre doit être évalué en relation avec les autres paramètres.

Chapitre I : Généralités et données bibliographiques sur le soudage TIG.

CHAPITRE I

<u>GENERALITES ET DONNEES BIBLIOGRAPHIQUES SUR LE</u> <u>SOUDAGE TIG.</u>

I.1. INTRODUCTION

L'étude des joints soudés reste encore, en dépit du développement et de la diversité des procédés de soudage, l'un des domaines les plus exploités et les moins cernés; diverses voies de recherche ont été suivies par plusieurs chercheurs (étude métallurgique, phénomènes de fissuration, rupture fragile, effets thermomécaniques,....)

La structure métallographique d'un joint de soudure dépend du procédé, des conditions de soudage et de la composition chimique du matériau utilisé. Le phénomène de fusion met en jeu un ensemble de forces qui ne se limitent pas aux seules forces de pesanteur. Il fait intervenir, en effet, des forces électromagnétiques créées par le courant de soudage.

Dans ce chapitre, nous nous intéressons aux particularités et à la description du principe de soudage T.I.G. Ensuite nous tenterons de comprendre, sur la base des principales études antérieures, le phénomène de l'arc et l'influence des paramètres de soudage sur sa caractéristique. Les effets de la tension superficielle et des forces électromagnétiques sur la forme du bain de fusion seront également analysés. Enfin, une attention particulière sera portée à l'étude de l'influence des paramètres de soudage sur la morphologie du cordon de soudure.

1.2. GENERALITES SUR LES PROCESSUS DE SOUDAGE

Le soudage a pour objet d'assurer la continuité de la matière à assembler. Dans la grande majorité des cas pratiques, cette continuité est réalisée par fusion locale entre une électrode réfractaire et la pièce à souder. La quantité du métal fondu qui apparait pendant l'opération de soudage dépend de nombreux facteurs géométriques et technologiques. Quand on soude sans métal d'apport, le métal liquide résulte uniquement de la fusion locale des pièces à assembler, alors que lorsqu'un métal d'apport est utilisé, le métal fondu résulte aussi de la fusion complète de ce dernier. Dans les opérations de soudage, les phénomènes rencontrés sont les suivants :

- chauffage rapide et local du métal.
- apparition de métal liquide dont une partie provient de la fusion des pièces à assembler.
- formation d'un bain fondu.

× ..

.

c

τ

×.

1 .

×.

.

١,

- refroidissement rapide de l'ensemble.

Toutes les conséquences métallurgiques de l'opération dérivent de ces caractéristiques. Ces caractéristiques permettent aussi de différencier le soudage autogène du brasage. Dans le deuxième procédé le métal fondu est composé uniquement du métal d'apport dont le point de fusion est beaucoup plus bas que celui des pièces à assembler.

Il doit être noté que le terme "soudage" s'applique aussi aux procédés n'utilisant pas de métal d'apport et dans lesquels le métal fondu n'est pas apparent à une échelle macroscopique, la liaison se faisant par diffusion à l'état solide. Le soudage par pression et le soudage par ultrasons rentrent dans cette catégorie, mais ces procédés ne sont pas d'un grand intérêt industriel. Par contre, le soudage par explosion semble ouvrir de nouvelles perspectives industrielles en ce qui concerne le revêtement de tôles d'acier ordinaire avec un acier inoxydable. Dans ce procédé, le revêtement est assuré par l'intermédiaire d'une onde de choc produite par une explosion. La pression importante produite par cette onde entraîne une fusion locale ou une diffusion à l'état solide qui assure la continuité métallurgique entre les pièces à assembler.

Ces procédés ne seront pas considérés davantage. Les procédés les plus performants choisis pour leurs aptitudes à la robotisation par fusion en continu sont :

A) soudage au gaz

B) soudage à l'arc électrique avec électrode enrobée.

C) soudage à l'arc électrique sous atmosphère gazeuse:

- procédé TIG (Tungstène Inerte Gaz)

- procédé MIG (Metal Inerte Gaz)

- procédé MAG (Metal Active Gaz)

D) soudage à l'arc électrique sous flux en poudre.

E) soudage par faisceau d'électrons.

F) soudage par résistance.

Notre attention se portera dans le paragraphe suivant sur le soudage TIG à électrodes non consommables. Pour le détail et le principe de fonctionnement des autres procédés, voir [1].

I.3. CHOIX DU PROCEDE TIG

Le choix du procédé de soudage, quelque soit le matériau à assembler, peut poser un problème difficile à résoudre. Il y a en fait un certain nombre de facteurs qui déterminent le choix. L'épaisseur du matériau, la géométrie du cordon, la position de la soudure, la forme du bain de fusion et les paramètres de soudage jouent un rôle important dans ce choix. Néanmoins, il est conseillé d'utiliser le procédé TIG [2] lorsque la forme du bain de fusion (pénétration et largeur) doit être rigoureusement maîtrisée. Les avantages du procédé TIG sont liés au fait que l'arc obtenu avec une électrode (en tungstène) réfractaire est facilement contrôlable et que sa puissance n'est pas limitée par le diamètre des électrodes comme lorsqu'elles sont enrobées. De plus, lorsqu'il est nécessaire d'utiliser un métal d'apport, le fil d'apport est amené séparément, ce qui permet de contrôler tous les paramètres du procédé individuellement et précisément; à l'inverse des autres procédés (MIG, MAG, FE...). où il est beaucoup plus difficile de les maîtriser

1.4. DESCRIPTION DU PRINCIPE DE SOUDAGE TIG

1.4.1. Principe du procédé [1]

Le procédé de soudage TIG consiste à fondre localement un matériau sur ses deux bords pour créer un bain de fusion qui se solidifie ultérieurement. Une des caractéristiques de ce procédé est l'utilisation d'une électrode non consommable. Si le soudage doit être réalisé en utilisant un métal d'apport, l'alimentation en métal d'apport est faite par une source extérieure (fig. l.1).



Figure I.1 : Schéma de principe du soudage T.I.G sans métal d'apport.

En général, le procédé de soudage TIG comprend principalement (fig. 1.2) :

- la torche de soudage : elle sert à maintenir l'électrode en tungstène, à y amener le courant électrique et à assurer l'écoulement du gaz de protection autour de l'électrode et du bain de fusion.

- la source de courant : elle fournit le courant de soudage continu ou alternatif (courant fort , basse tension).

- la source de gaz : elle fournit le gaz de protection.



Figure I.2 Schéma d'une installation TIG simplifiée.

La source de chaleur est constituée par un arc électrique établi et maintenu entre une électrode de tungstène (dont la température de fusion est de l'ordre de 3600 °C) et une pièce qui est portée à température de fusion par bombardement électronique de l'anode (pièce). L'électrode de tungstène est maintenue à une température inférieure à 3000 °C :

- en adaptant son diamètre à l'intensité qui la traverse.

- en choisissant une polarité convenable en courant continu

- en refroidissant le support de l'électrode par une circulation d'eau lors de l'utilisation de courants forts.

L'alimentation du courant de soudage est généralement faite en continu, polarité négative à l'électrode à partir de sources de courant régulées.

L'arc électrique jaillit sous atmosphère de gaz neutre entre une électrode réfractaire de tungstène comportant de faibles additions de thorium ou de zirconium (afin d'augmenter le courant maximum admissible pour un diamètre d'électrode donné et d'améliorer la possibilité d'amorçage de l'arc) et la pièce à souder.

Le rôle principale du flux gazeux entourant l'électrode est de protéger le bain de fusion de l'action de l'air. Il permet le passage du courant dans l'arc par le phénomène d'ionisation.

L'intensité mise en jeu varie, suivant les applications, de 10 à 500 Ampères, ce qui implique l'utilisation d'électrodes en tungstène de 1 à 6 mm de diamètre.

La quantité de chaleur développée par l'arc n'est pas uniformément répartie entre l'anode et la cathode, 20 à 35% de celle-ci sont situés dans la zone fortement excitée par les électrons (anode ou la pièce à souder), le reste à peu près enveloppe la cathode (électrode).

L'amplitude de l'énergie introduite par l'arc est donnée par :

 $Q = \eta. U.I$ (fig. 1.3)

ŝ,

ι

i.

Ł

où (η, U, I) représentent respectivement le rendement, la tension et l'intensité de l'arc.



Figure I.3 : Forme gaussiène de la distribution du flux.

La densité du flux calorifique spécifique q[cal/cm2.c°] de la source de chaleur (quantité de chaleur dégagée par unité de temps et par unité d'aire) s'exprime par :

 $q(\mathbf{r}) = q_{\mathbf{M}} \exp(-kr^2)$

où, k est le coefficient de concentration de la source de chaleur [1/cm].

La puissance thermique de la source de chaleur Q [cal/sec] peut être donnée par :

$$Q = \int_{0}^{\infty} q_{M} \exp(-kr^{2}) \cdot 2\pi r \cdot dr = q_{M} \cdot \frac{\pi}{k}$$
$$q_{M} = \frac{k \cdot Q}{\pi} = \frac{k \cdot \eta \cdot U \cdot l}{\pi}$$

La forme gaussiènne de la distribution du flux thermique s'écrit :

$$q(r) = \left[\frac{3Q}{\pi r_{x}^{2}}\right] \exp\left[-3\left(\frac{r}{r_{x}}\right)^{2}\right]$$

où r est la distance au centre de l'arc, et r_X est le rayon de la petite cavité mesuré à 3,2 mm [3].

Pour appliquer une telle formule, il faut déterminer expérimentalement la valeur de r_X et du rendement η .Cette méthode est longue et difficile à réaliser et sans doute affectée d'erreurs.D'autres auteurs [4] ont proposé d'autres méthodes permettant une meilleur approche de η et de r_X .

La quantité de chaleur introduite dans le bain de fusion est essentiellement fonction du courant de soudage. L'augmentation du courant favorise l'accroissement de la zone fondue; il en résulte une modification de la morphologie du bain de fusion.

La mauvaise répartition de la chaleur à travers la cavité en fusion favorise l'apparition de défauts dans les zones de jonction.

1.4.2. Intérêts du procédé TIG

κ.,

.

ŧ,

L

. ,

ŝ

٢ -

Le procédé TIG est le plus souple des procédés de soudage à l'arc. Il n'apporte que des calories à la pièce à souder, alors que les autres procédés ne peuvent apporter des calories sans déposer du métal [1]. Il peut être complété d'un apport de métal, mais celui-ci n'est mis en œuvre que lorsqu'on le désire et n'est jamais lié à la valeur de l'intensité de soudage.

A cette totale indépendance vis-à-vis du métal d'apport, est liée une exceptionnelle inertie chimique. Le procédé TIG n'ajoute ni ne retire des éléments au métal qu'il ne porte qu'à la fusion (en MIG il y a vaporisation du métal d'apport) : la texture du métal soudé est celle d'un métal coulé.

La simplicité technologique de la torche et la propreté parfaite par absence de projections font du procédé TIG un procédé de soudage de très haute qualité le plus facile à automatiser pour la réalisation de joints de petites dimensions et très difficiles d'accès.

1.4.3. Paramètres associés au soudage TIG

La diversité des paramètres régissant le soudage et leurs interdépendances complexes ne sont pas toujours simples à qualifier.

Les variables de soudage peuvent être séparées en deux catégories essentielles :

- les variables d'entrée;

- les variables de sortie.

a) Les variables d'entrée: on peut les séparer en trois groupes:

 i) Les paramètres de base: ils définissent le cadre opératoire du procédé.
 lls sont fixes dans le temps, mais ont une action sur l'allure du modèle de soudage. On trouve dans ce groupe:

- la composition du gaz de protection;

- le débit du gaz de protection;

- le diamètre de la buse;

- le diamètre de l'électrode, sa nature et son angle d'affûtage;

- le diamètre du fil d'apport.

 ii) Les paramètres d'assemblage: ils définissent le cadre d'un assemblage. Ils sont fixes dans le temps, mais ont une action sur l'allure du modèle de soudage. On trouve dans ce groupe:

- l'épaisseur des tôles;

k,

- le type d'assemblage et la préparation;

- l'état de surface des tôles.

III) Les variables de fonctionnement: elles constituent les variables d'entrée proprement dites. Elles conditionnent la réalisation du soudage. Leurs valeurs sont fonction de leurs positions et du temps. On trouve dans ce groupe:

- la tension de soudage Us;

- l'intensité de soudage ls;

- la vitesse de soudage Vs;

- la vitesse du fil d'apport Vf;

- l'écartement des tôles Eep.

b) Les variables de sortie: Elles définissent la qualité de la soudure et sont fonction de la position par rapport à la pièce et du temps. On trouve dans ce groupe:

- la pénétration du cordon P;

- la largeur du cordon L;

- la section du cordon S;

- la surface du bain de fusion.

1.5. PHENOMENES MIS EN JEU DANS L'ARC DE SOUDAGE

1.5.1. Mécanismes de l'arc électrique

L'arc est une variété de décharges électriques établies sous la pression atmosphérique. Les gaz constituant son atmosphère ne sont pas conducteurs de l'électricité dans les conditions ambiantes de température et de pression, puisque composés de molécules électriquement neutres.

L'arc de soudage est un conducteur gazeux qui transforme l'énergie électrique en chaleur [5]. Il donne naissance à un mécanisme où les électrons éjectés de la cathode sont transférés vers la région du gaz chaud et ionisé jusqu'à l'anode.

L'arc de soudage peut être divisé en cinq parties [6] :

- la tache cathodique : partie de l'électrode négative à partir de laquelle sont émis les électrons . Cette émission peut être assurée par deux mécanismes: soit par émission thermique soit par émission par champ électrique.

- la zone de la chute cathodique : région gazeuse proche de la cathode où la tension diminue considérablement.

- la colonne d'arc: partie visible de l'arc caractérisée par une haute température et un faible gradient de tension. Elle est constituée d'un plasma, le gaz étant à l'état ionisé et donc conducteur de courant.

- la zone de la chute anodique : région gazeuse proche de l'anode où l'on observe également une chute de tension.

- la tache anodique : partie de l'anode sur laquelle les électrons sont absorbés. Elle est considérée comme le chemin par lequel le courant entre dans l'anode. Cette partie est importante dans la mesure où elle détermine la densité du courant et donc la zone où l'énergie électrique est transmise.

1.5.2. Bilan énergétique de l'arc de soudage

Pour assurer un bilan énergétique équilibré, il est nécessaire qu'à tout instant, les pertes énergétiques par conduction, convection et rayonnement entre la colonne d'arc et l'atmosphère, et par conduction dans l'électrode et la pièce, soient instantanément compensées par un apport équivalent d'énergie électrique. De ce fait, le facteur "énergie fournie" ou, plus spécifiquement, la puissance de l'arc W = U.I joue un rôle essentiel, aussi bien pour la stabilité de

l'arc que pour le régime de fusion du métal ou pour l'apport thermique à la pièce. Ce régime détermine notamment les cycles thermiques subits par l'assemblage soudé.

L'efficacité de l'arc dépend de la répartition de l'énergie dans les trois zones de l'arc (cathode, anode et colonne), en tant que source calorifique pour la fusion du métal d'apport et de la pièce. Elle sera sensiblement influencée par l'importance relative des pertes énergétiques dans chaque zone, par la nature et la géométrie des éléments mis en jeu par la longueur de la colonne et par le régime de l'arc [7, 8, 9]. En particulier, le choix de la polarité affectée à l'électrode permettra de moduler l'importance relative des énergies thermiques transmises à celle-ci et à la pièce (fig. I.4). D'autre part, les pertes par conduction dans la pièce dépendront étroitement de la vitesse de soudage et de la puissance spécifique (par unité de longueur du cordon).

1.5.3. Aspects de l'arc sulvant la polarité choisie

La figure I.4 (a, b et c) nous donne trois aspects de l'arc suivant des polarités différentes.



Figure I.4 : Aspects de l'arc suivant les polarités,

a: courant continu, polarité (-). b: courant continu, polarité (+). c: courant alternatif.

1.6. PARAMETRES DE SOUDAGE ET CARACTERISTIQUE DE L'ARC

La caractéristique de l'arc, en ce qui concerne la tension, la configuration du plasma et la distribution spatiale de la température, est conditionnée par les facteurs suivants :

- Intensité du courant de soudage : en général, l'augmentation du courant augmente la tension d'arc [10]. Mais cette relation est tout à fait complexe du fait de l'influence des autres paramètres (gaz de protection, longueur d'arc, géométrie de l'électrode...)

- La longueur d'arc : correspond à la distance entre l'électrode et la pièce à souder. L'accroissement de cette distance augmente la tension de l'arc. La figure 1.5 [10] montre la variation de la tension d'arc en fonction de la longueur d'arc pour plusieurs niveaux de courant. D'après le travail du même auteur, la modification de la longueur d'arc change aussi la distribution de la température de l'arc.



Figure I.5 : Variation de la tension d'arc en fonction de la longueur de l'arc et du courant de soudage [10].

- Gaz de protection : sa nature a une influence essentielle sur les phénomènes physiques à l'intérieur de l'arc. La figure 1.6 montre, pour un courant de 100 A en soudage TIG d'acier inoxydable, la tension d'arc en fonction de sa hauteur pour différents gaz de protection [1, p.22,T2].



Figure I.6 : Tension d'arc en fonction de sa hauteur et de la nature des gaz.

NILLES et JACKSON [11] ont montré que l'utilisation de l'hélium augmente le rendement de l'arc, c'est-à-dire qu'il favorise une meilleure répartition de la chaleur dans la pièce à souder.

- Géométrie de l'électrode : des études bibliographiques [11, 12, 13, 14] ont montré que la conicité de l'électrode joue un rôle important sur les variations de la tension d'arc, sur la distribution du flux thermique et sur la pression d'arc.

D'autre part, la nature du métal de base ainsi que celle de l'électrode [15] peuvent avoir un effet sur la valeur de la tension d'arc.

1.7. Etude du bain de fusion

ŝ

1.7.1. Représentation macrographique d'un joint soudé

L'examen macrographique d'une section transversale d'un joint soudé permet de distinguer quatre zones principales, disposées symétriquement par rapport au plan médian (fig. 1.7).



Figure 1.7: Représentation schématique d'un joint soudé.

a) zone fondue, b) zone de liaison, c) zone affectée thermiquement d) zone non affectée ou métal de base.

- la zone fondue (a) où l'effet thermique maximal a permis d'atteindre momentanément l'état liquide, avec éventuellement la participation d'un métal d'apport.

- la zone de liaison (b), surface limitant la zone fondue, sur laquelle les cristaux de solidification de cette dernière ont assuré, en s'identifiant, la liaison métallique avec le métal de base non fondu.

- la zone thermiquement affectée (c) où l'action thermique a été suffisante pour introduire dans le métal de base des modifications structurales, fonction du temps de séjour à haute température et de la cinétique de refroidissement.

- la zone non affectée (d) n'ayant subi aucune modification physicochimique et où les déformations et les contraintes résiduelles se manifestent. Le profil et l'étendue de ces différentes zones varient selon :

- l'énergie et le cycle thermique de soudage,

- les traitements thermiques effectués avant, pendant ou après le soudage.

1.7.2. forme du bain de fusion

La forme du bain de fusion est déterminée par la profondeur de la pénétration P, la largeur L et la section fondue Sf. Ce sont ces grandeurs qui définissent la qualité de la soudure (fig. 1.8).



Figure I.8 : Forme du bain de fusion.

La pénétration sera de préférence aussi grande que possible mais surtout reproductible et contrôlable, ce qui est indispensable pour l'automatisation du procédé TIG.

1.7.3. Ecoulement dans les bains de fusion en soudage TIG

La zone fondue est le siège de phénomènes complexes, tels que le transfert thermique, le transfert électrique, le mouvement du métal en fusion, etc...Par ailleurs, les mouvements du métal liquide à l'intérieur du bain de soudure, par leurs effets de convection de la chaleur, modifient considérablement la distribution de la température dans ce bain et, donc, la forme du front de solidification [16, 17]. Celui-ci est en équilibre globalement sous l'action des forces de gravité (poids), de la poussée d'arc, de la tension superficielle et des forces électromagnétiques (fig I.9). Cet équilibre se traduit au niveau des interfaces liquides-gaz et interfaces liquide-solide



Figure I.9: Equilibre global du bain de fusion.

L'interaction de ces forces conditionne les variations de la morphologie du cordon.

Le niveau d'importance de ces forces dans la constitution du bain de fusion a fait l'objet d'études au cours de ces dernières années [18, 19, 20, 21]. Bien que certains auteurs considèrent comme importantes la force de la pression de l'arc et la force de gravité [19], la plupart des auteurs ont remarqué que la force électromagnétique et la force de tension superficielle déterminent largement la morphologie du cordon [18, 20, 21, 22, 23].

1.7.3.1. Rôle de la pression d'arc et de la force de gravité

FRIEDMAN [19] suggère que le mouvement du liquide dans le bain de fusion est dû à l'interaction de la distribution de la chaleur dans l'arc, de la pression de l'arc et de la force de gravité.L'effet électromagnétique est considéré comme insignifiant. Bien que l'influence de la tension superficielle sur la pénétration soit clairement identifiée, il remarque cependant, que son seul rôle est de résister à la distorsion du bain de fusion résultant de la pression de l'arc.

1.7.3.2. Rôle de la force électromagnétique

.

.

L'influence des forces électromagnétiques engendrées par l'interaction entre l'induction locale B et la densité de courant j dans le métal, soit :

$$\vec{F} = j \wedge \vec{B},$$

a été étudiée expérimentalement et théoriquement par de nombreux auteurs [20, 21, 22, 23, 24, 25]. En l'absence de toute bobine extérieure, les forces et donc les mouvements sont localisés dans un plan méridien (fig. l.10) [20].

La forme du bain dépend principalement de la configuration et du sens des circulations méridiennes. Les forces électromagnétiques ont toujours tendance à introduire un écoulement dirigé en surface vers l'axe de la soudure [20, 21, 22, 23] Une telle configuration de brassage transporte de la chaleur de la zone anodique (chaude) vers le bas et donc tend à creuser le bain de soudure (fig. l.11) [22]



Figure I.10 : Distribution des courants électriques, de l'induction et des forces électromagnétiques dans le bain de fusion [20].



Figure 1.11 : Configuration de l'écoulement dans un demi-plan méridien avec brassage électromagnétique [22].

1.7.3.3. Rôle de la tension superficielle

2

Les effets de la tension superficielle peuvent jouer de deux manières:

- d'une part en s'opposant plus au moins à la déformation de la surface libre.

- d'autre part, en créant par ses variations spatiales un mouvement très important (effet Marangoni).

Les schémas sur la figure 1.12 sont inspirés des études de HEIPLE et ROPER [24].



Figure I 12: Rôle de la tension superficielle dans le bain de fusion, selon HEIPLE [24].

D'après cette figure, nous constatons que les phénomènes de tension superficielle peuvent avoir des effets contradictoires selon le signe du gradient de tension superficielle.

- lorsque le gradient de la tension superficielle est négatif ($\frac{d\gamma}{dT} < 0$),le brassage induit par l'effet Marangoni est dirigé en surface vers l'extérieur. Un tel mouvement va transporter la chaleur de la zone centrale vers les bords, ce qui aboutit à la constitution d'un bain plus étalé et moins profond.

- Lorsque le gradient de la tension superficielle est positif ($\frac{dY}{dT} > 0$), l'effet Marangoni renforce celui des forces électromagnétiques, ce qui se traduit par la formation d'un bain moins large et plus profond.

Par ailleurs, les variations de la tension superficielle et de son gradient sont considérablement influencées par la teneur en éléments tensio-actifs [25, 27, 28, 29].

En tenant compte de l'interaction des forces dans le bain de fusion, nous pouvons résumer en disant que la constitution du bain de fusion est largement déterminée par l'interaction de la force électromagnétique et de la force de la tension superficielle.

1.8. <u>EFFET DES PARAMETRES DE SOUDAGE SUR LA</u> MORPHOLOGIE DU CORDON

La constitution du bain de fusion est largement déterminée par le gradient de température qui se produit pendant le soudage. Ce gradient de température dépend de plusieurs variables telles que la densité de courant, la distribution d'énergie de l'arc, le rendement de l'arc et les propriétés thermophysiques du matériau. Ces variables, en effet, sont fonction des paramètres de soudage tels que le courant de soudage, la longueur d'arc, la vitesse de soudage, la conicité d'électrode et le gaz de protection. Nous allons voir ci-après l'influence de ces paramètres sur la morphologie du cordon.

1.8.1. <u>Courant de soudage</u>

.

Le courant de soudage est un paramètre qui détermine largement la morphologie du bain de fusion [10]. Un courant de plus en plus fort entraîne un accroissement de l'apport calorifique, ce qui favorise l'augmentation du volume du métal fondu. La force électromagnétique, dont le rôle sur la pénétration du cordon est très important, est en fait fonction de la densité de courant.

L'influence du courant de soudage sur la forme du cordon a fait l'objet de nombreuses études. Leurs résultats sont en désaccord dans la mesure où l'augmentation du courant peut augmenter ou diminuer le rapport P/L.

NILES et JACKSON [11], en effectuant des essais de soudage avec différents courants d'arc, ont montré que l'augmentation du courant provoque un accroissement de l'aire de cordon. Et ceci est valable pour plusieurs vitesses de soudage et plusieurs types de gaz de protection.

LIPTAK [30] a constaté que l'augmentation du courant de l'arc, en soudage d'aluminium, se traduit par un accroissement de la pénétration et de la largeur de cordon. La pénétration augmente plus de trois fois quand le courant passe de 300 à 500 Ampères.

SUNDELL et al. [21] ont constaté, lors du soudage AISI 8630 avec différentes valeurs du courant, que la pénétration et la largeur du cordon augmentent avec le courant. Ils ajoutent cependant que, malgré l'augmentation de la pénétration, le rapport P/L diminue lorsque le courant est élevé. Ils expliquent que cette diminution est due à l'étalement de la distribution thermique de l'arc qui favorise davantage l'accroissement de la largeur du cordon que celui de la pénétration.

BURGARDT et HEIPLE [31] ont montré également que l'accroissement du courant d'arc entraîne un accroissement de l'aire du cordon. Quant au rapport P/L, il varie selon la présence ou non dans le métal d'éléments tensio-actifs comme le soufre, l'oxygène, l'hélium etc... Lorsque la teneur de ces éléments est faible, le rapport P/L diminue légèrement quand le courant croît. Par contre, lorsque le métal contient une quantité suffisante de ces éléments, l'augmentation du courant de soudage dans une certaine plage augmente le rapport P/L.

1.8.2. longueur de l'arc

La longueur d'arc (distance électrode-pièce) intervient sur la formation du cordon par son effet sur la tension d'arc (voir 1.6). Pour un courant donné, la tension d'arc varie en fonction de la longueur d'arc. Cette variation modifie l'apport calorifique, ce qui influe naturellement sur la morphologie du cordon.

1.8.3. <u>Vitesse de soudage</u>

L'influence de la vitesse de soudage peut être évaluée par son effet sur l'apport calorifique linéaire de soudage. L'apport calorifique est lié à la vitesse de soudage par la relation:

$$Q = \frac{I \cdot U}{V}$$

avec :

κ.

×.

Courant (A);

U: Tension (V);

V : Vitesse de soudage (cm/min).

Q : Apport calorifique (Kj/cm) ;

Une augmentation de la vitesse de soudage diminue la quantité de chaleur par unité de longueur de soudure, ce qui aboutit à une diminution de la section de la zone fondue.Cependant, plusieurs auteurs [11] ont constaté que le rendement d'arc est supérieur quand la vitesse de soudage est relativement élevée.

LIPTAK [21] remarque que la diminution de la vitesse de soudage favorise la pénétration. Il précise cependant, que cette diminution doit être très importante pour que l'augmentation de la pénétration puisse être obtenue.

En l'absence d'éléments tensio-actifs, BUGARDT et HEIPLE [31] ont constaté que le rapport P/L augmente légèrement quand la vitesse croît.

La vitesse de soudage gère aussi la température maximale ainsi que le gradient thermique dans le bain de fusion. L'influence de la vitesse sur la température a été étudiée par SUNDELL et al. [18] en soudage d'un acier laminé à froid. Ils ont remarqué qu'avec le même apport calorifique, l'augmentation de la vitesse de soudage diminue la température maximale et le gradient de température à la surface de la soudure. Ils ajoutent, cependant, que cette diminution peut être également due à l'élargissement de la distribution thermique de l'arc, dépendant lui-même d'un courant de soudage volontairement augmenté en vue de maintenir le même apport calorifique.

1.8.4. Conicité d'électrode

.

4

¥

· ·

÷

L'effet de la géométrie de l'électrode sur la morphologie du cordon a fait l'objet de nombreux travaux. Les conclusions auxquelles ont abouti les différents auteurs sont très variées. SAVAGE et al. [13] ont constaté, par exemple, que l'accroissement de l'angle de conicité de l'électrode favorise systématiquement l'augmentation de la pénétration et du rapport P/L. De même LIPTAK [30] a remarqué, lors du soudage d'aluminium en forte épaisseur, que le rapport P/L augmente lorsque l'électrode devient moins pointue.

Au contraire, d'autres auteurs [32, 33], ont montré que l'augmentation de la conicité diminue aussi bien la pénétration que le rapport P/L. BINARD et CHABENANT [34] ont remarqué que la conicité d'électrode n'influence la pénétration et rapport P/L que lorsque l'angle de conicité est important. La diminution de la pénétration et du rapport P/L est observée lorsque la conicité est supérieure à 120°.

Le travail de HASCOET et al. [35] a montré que l'augmentation de la conicité diminue la pénétration et la largeur du cordon. La diminution de la pénétration est constatée surtout lorsque l'apport calorifique de soudage est relativement important.

D'autres auteurs [12, 36] ont remarqué que le rapport P/L croît avec l'augmentation de la conicité jusqu'à ce que cette conicité atteigne une valeur critique au-delà de laquelle le rapport P/L diminuerait. Cette valeur critique varie malheureusement d'un auteur à l'autre. Pour GLICKSTEIN et al. [12], le rapport atteint un maximum lorsque la conicité est de 45°, tandis que pour KEY [36], elle se situe à 90°.

Ces résultats différents peuvent être dus à l'effet de l'épaisseur des tôles soudées et de la composition chimique des matériaux [12]. L'augmentation de l'angle de la conicité a tendance à augmenter la pénétration dans le cas où cette dernière est relativement faible par rapport à l'épaisseur de la tôle. Par contre, si le soudage est effectué sur une tôle mince avec une pénétration importante, l'augmentation de la conicité diminue la pénétration. Quant au rôle de la composition chimique, BURGARDT et HEIPLE [31] ont montré que l'effet de la conicité d'électrode est étroitement lié à la présence ou non de certains éléments tension-actifs dans le bain de fusion.

1.8.5. Gaz de protection

. .

. .

L'argon est un gaz très souvent utilisé en soudage T.I.G. Toutefois l'emploi d'un autre gaz (Hélium; Argon; mélange Argon + Hélium, mélange Argon + Hydrogène) peut favoriser une meilleure pénétration du cordon. NILES et JACKSON [11] ont constaté, dans le cas du soudage d'aciers, que l'utilisation d'hélium, comparativement à celle de l'argon, favorise l'accroissement de l'aire du cordon à vitesse et courant donnés. De même LIPTAK [30] a observé, au cours du soudage d'aluminium en forte épaisseur, que l'utilisation de l'hélium augmentait la pénétration.et que l'addition d'argon dans l'hélium diminuait cet effet.

L'apport d'hydrogène dans l'argon favorise l'accroissement de la pénétration et la largeur du cordon, ceci étant lié à l'augmentation de la tension et de la température de l'arc [36, 37, 38]. En fait, le travail de SHAHAG et al. [37] a montré que l'addition de 5% d'hydrogène à de l'argon, pendant le soudage de

λ. ...

ς.

۰.

×.

/ | |

ł,

.

.

L

1

i.

l'inconel 625, augmente la pénétration. Quand au rapport P/L, l'addition d'hydrogène ne l'augmente que lorsque le courant de soudage est relativement élevé [35].

I.9. CONCLUSION

¢.

L'écoulement dans les bain métalliques en procédé TIG est conditionné par différents paramètres : les paramètres de soudage, les forces de gravité, la poussée d'arc, les forces électromagnétiques et la force de la tension superficielle

Les variations de la tension superficielle et des forces électromagnétiques provoquent le mouvement du liquide dans le bain. Le sens de ce mouvement détermine les variations de la morphologie du cordon.

Les forces électromagnétiques tendent à creuser le bain, tandis que les effets de la tension superficielle peuvent diminuer ou accroître la pénétration suivant le signe du gradient de tension superficielle.

En ce qui concerne la morphologie du cordon de soudure, elle est conditionnée par différents paramètres tels que: le courant de soudage, la vitesse de soudage, la longueur de l'arc, la géométrie de l'électrode et le gaz de protection. Les variations de ces paramètres ont une grande influence sur la caractéristique de l'arc.

La diversité de ces paramètres et leurs interdépendances complexes rendent très difficile l'analyse de l'influence propre de chacun d'entre eux. Toutefois, quelques tendances générales peuvent être identifiées. Ainsi :

- la pénétration, la largeur du cordon et le rapport P/L croissent avec l'augmentation du courant.

- l'augmentation de la vitesse de soudage diminue la pénétration et la largeur du cordon, mais fait augmenter la quantité de chaleur introduite dans le bain de fusion.

- la longueur de l'arc augmente la tension d'arc, mais diminue la répartition de la chaleur dans la pièce à souder.

- du fait de l'interaction avec les autres paramètres, l'influence de la géométrie de l'électrode sur la pénétration et la largeur du cordon est un peu difficile à définir. Elle peut avoir des effets totalement opposés.

- la pénétration et le rapport P/L peuvent être améliorés par l'utilisation de l'hélium ou d'un mélange argon + hydrogène comme gaz de protection.

Chapitre II : Soudage sans métal d'apport

0

0

0

0

Í

CHAPITRE II

SOUDAGE SANS METAL D'APPORT : INFLUENCE DES PARAMETRES DE SOUDAGE SUR LA FORME DU CORDON

II.1. INTRODUCTION

÷.

L'objectif de cette étude est de mettre en évidence les influences des paramètres de soudage sur la morphologie du cordon en soudage TIG sans métal d'apport d'éprouvettes tubulaires.

L'influence de chaque paramètre est étudiée en faisant varier celui-ci, les autres étant constants. Des essais sont donc réalisés pour déterminer l'influence des paramètres tels que le courant I, la vitesse de soudage Vs, la conicité d'électrode γ et le gaz de soudage. L'influence de ces paramètres est représentée par la variation des aspects de la géométrie du cordon, à savoir : la pénétration P, la largeur L et le rapport P/L.

II.2. PRESENTATION DU MATERIAU

Le métal sur lequel a été réalisée la soudure est un acier de construction d'usage général A 42 suivant la désignation AFNOR.

La composition chimique et les caractéristiques mécaniques de ce métal sont données dans les tableaux II.1a et II.1b.

Composition chimique (%)									
С	Mn	Si	S	Ρ	Ni	B ppm	AI	Cu	Cr
0,022	0,21	0,02	0,017	0,027	0,02	11	0,02	0,02	0,02

Tableau II.1a. Composition chimique de l'acier A 42 (% poids)

Caractéristiques mécaniques						
R _p (MPa)	R _m (MPa)	A (%)	KCV+20°c(J/cm ²)			
206	350	25	35			

Tableau II.1b. Caractéristiques mécaniques de l'acier A 42 (selon la norme Française NF A 35-501-87). Cet acier est caractérisé par de faibles teneurs en soufre et en phosphore, ce qui lui évitent la fissuration à chaud [38,39]. A noter que la faible teneur en soufre va permettre d'étudier l'influence propre de chacun des paramètres de soudage.

II.3. MATERIEL DE SOUDAGE

L'installation utilisée pour le soudage est un poste TIG, composé d'un générateur MILLER SYNCROWAVE 275 et d'un banc de déplacement de la torche permettant une gamme de vitesses rectilignes de 0 à 320 cm/min. Le positionneur des pièces permet une vitesse de rotation allant de 0,1 à 1,6 tour/min. L'installation est équipée de moyens de réglage du courant, de vitesse de soudage et de la tension par l'intermédiaire de la distance électrode-pièce.

Le cycle de soudage est programmable et comprend l'amorçage de l'arc, le presoudage, le soudage et l'évanouissement de l'arc. Le réglage de ces paramètres permet de reconduire les mêmes cycles de soudage pour tous les essais. Il permet aussi de régler le courant de façon à faciliter l'amorçage et aussi d'éviter l'obtention de cratères excessifs en fin de cordon. L'écoulement du gaz de protection peut être assuré pendant quelques instants avant l'amorçage et aussi après l'évanouissement de l'arc.(fig.II.1) [40 :N.GARA].



ŝ



Figure II.1 Schéma du montage employé avec le système de contrôle et d'acquisition.
II.4. METHODE EXPERIMENTALE

II.4.1. Réalisation de la soudure

Le soudage a été réalisé sur des éprouvettes cylindriques, dont les dimensions et les formes des entailles (pour le soudage avec métal d'apport) sont données sur la figure II.2. L'usinage a été effectué mécaniquement et suivant des conditions bien précises.





II.4.2. Techniques expérimentales

Pour une analyse de la structure ainsi que pour une étude des variations de la morphologie du cordon, une préparation métallographique est effectuée sur des échantillons prélevés par des coupes transversales aux soudures. Les coupes sont faites par moyens mécaniques sans écrouissage en évitant l'échauffement des pièces avec un système de refroidissement.

La surface à examiner est alors dressée, éventuellement rectifiée puis polie avec des papiers abrasifs dont les grains ont une finesse décroissante (n° 80 jusqu'au n° 1200). Pour une meilleure mise en évidence des zones de transformations et une meilleure précision des mesures, on termine le polissage à la pâte diamantée.

Pour les mesures de l'aspect morphologique du cordon, le polissage mécanique est suivi d'un polissage électrolytique utilisant 320 ml H_2O , 560 ml H_3PO_4 , 120 ml H_2SO_4 pendant 60 sec.

Pour l'étude de la microstructure du cordon, le polissage mécanique est suivi d'une attaque électrochimique au nital (98 cm³ d'alcool éthylique et 2 cm³ d'acide nitrique concentré) pendant 3 à 60 sec.

Pour l'étude de la macrostructure du cordon, le polissage mécanique est suivi d'une attaque électrolytique utilisant le pictal (94 cm³ d'alcool et 5 g d'acide picrique) pendant 3 à 120 sec.

Les mesures des différents aspects du cordon ont été réalisées en utilisant un microscope optique LEITZ

II.4.3. Conditions de soudage

Δ.

į.

ſ

÷

.

•

ι.

ς.

. .

ς.

Pour les différentes séries d'essais, les paramètres communs sont regproupés dans le tableau II.2.

Polarité	Négative à l'électrode
Gaz	Inarc 6
Débit de gaz	20 l/min
Electrode	Tungstène thorié 2%.
Diamètre d'électrode	4 mm.
Décalage de l'électrode	8 mm
Angle d'affûtage de l'électrode	60°.
Distance pièce-électrode	1 à 2 mm.
Diamètre de la torche	18 mm.

Tableau II.2. Paramètres communs à tous les essais.

II.5. Etude de la stabilité de l'arc

Le procédé T.I.G en courant continu exige, pour obtenir des soudures de haute qualité, une stabilité de l'arc, donc une tension et une intensité de celui-ci rigoureusement constantes. Une intensité et une tension trop faibles entraînent une pollution de l'électrode, un mauvais dépôt et une instabilité de l'arc.

La tension de l'arc, suivant la nature des pièces et du gaz de protection utilisé, est fonction de l'intensité mise en jeu dans l'arc. Cette tension ne varie que pour une variation de la longueur d'arc (distance électrode-pièce).

Dans ce cadre, nous avons effectué des essais préliminaires pour le soudage sans métal d'apport et avec métal d'apport pour déterminer les caractéristiques tension-intensité et tension-distance pièce-électrode :

II.5.1. Caractéristique tension-intensité

Les figures II.3.a à II.3.e [39, 40][N.GARA, D.KERRICH, S.HARIRI,J.DURR et F.PARSY] donnent les variations de la tension en fonction de l'intensité du courant pour plusieurs formes d'entailles et en fonction du nombre de passes effectuées.



Figure II.3 a Caractéristique tension-intensité : 4 passes, entailles en U.







Figure II.3.c. Caractéristique tension-intensité : 4 passes, entaille en V.



Figure II.3.d. Caractéristique tension-intensité : 4 passes, entaille en U.



Figure II.3.e. Caractéristique tension-intensité :2 passes entaille en U.

Figure II.4. Courbes caractéristiques de fonctionnement Tension-Intensité.

On constate que pour chaque type d'entailles correspond une gamme de courants et qu'au-delà d'une valeur limite, on observe des chutes de tension très brusques qui sont dues aux phénomènes électriques se produisant au niveau de l'électrode.

II.5.2. Caractéristique tension-distance pièce-électrode

ŝ

On porte sur les figures II.4.a à II.4.d [39, 40][N.GARA, D.KERRICH, S.HARIRI,J.DURR et F.PARSY] les variations de la tension de soudage en fonction de la longueur d'arc (Eep) pour plusieurs formes d'entailles.



Figure II.4 a.Caractéristique tension-distance pièce-électrode: 4 passes sans arrêt.(4PSA)



Figure II.4 b. Caractéristique tension-distance pièce-électrode : 4 passes passes pièces froides.(4PPF).



Figure II.4.c. Caractéristique tension-distance pièce-électrode : 3 passes sans arrêt. (3PSA).





Figure II.4. Courbes caractéristiques de fonctionnement Tension-Ecartement.

Nous voyons sur ces figures que l'accroissement de la distance électrodepièce augmente la tension de l'arc. Si l'arc s'allonge, la tension à ses extrémités s'élève, donc il existe une longueur limite au delà de laquelle l'arc ne peut être maintenu allumé.

Mais, on remarque que les variations de la tension ne sont pas tout à fait proportionnelles à celles de l'écartement. En effet, elles dépendent d'autres

κ.,

.

i,

i.

k.

.

1

÷.

١.

÷.

•----

paramètres tels que: la nature du gaz de protection, la nature du soudage (avec arrêt ou sans arrêt), du type de l'entaille et du nombre de passes.

II.6. INFLUENCE DES PARAMETRES DE SOUDAGE SUR LA FORME DU CORDON

II.6.1. Influence de l'intensité du courant de soudage

Pour étudier l'influence du courant, des essais de soudage ont été réalisés avec différentes valeurs du courant de soudage à vitesses de soudage constantes de 10 cm/min et de 20 cm/min. L'utilisation des vitesses différentes a simplement pour but d'éviter l'effondrement du bain de fusion lorsque les courants de soudage sont élevés. A 10 cm/min, le courant varie entre 180 et 240 A; tandis qu'à 20 cm/min, le courant se situe entre 150 et 320 A.



Figure II.5 a. Influence du courant de soudage sur la pénétration.



Figure II.5.b Influence du courant de soudage sur la largeur

Les figures II.5.a et II.5.b représentent respectivement les résultats obtenus concernant l'effet de la variation du courant sur la pénétration et sur la largeur. Nous constatons qu'une augmentation du courant favorise à la fois un accroissement de la pénétration et de la largeur. Cela peut être due à l'effet du courant de soudage sur la force électromagnétique et sur la température maximale dans le bain de fusion. La force électromagnétique qui augmente avec le courant tend à creuser le bain de fusion, tandis que la tension superficielle qui diminue avec l'augmentation de la température va avoir un gradient négatif qui tend à étaler la zone fondue.



Figure II.5.c. Evolution du rapport P/L en fonction du courant de soudage.

Quant au rapport P/L (figure II.5.c), on remarque qu'il n'est pas affecté par les variations du courant de 100 à 200 A. Mais, on observe une légère augmentation pour une gamme de courant se situant entre 250 A et 320 A. Cette augmentation est due à l'effet de la force électromagnétique qui l'emporte sur celui de la tension superficielle.

II.6.2. Influence de la vitesse de soudage

Pour étudier l'influence de la vitesse de soudage, nous avons conduit des essais avec différentes valeurs de courant, à savoir 180, 210, 240 et 270 A. Les variations de la morphologie du cordon en fonction de ce paramètre sont montrées sur les figures II.6 (a-c).



Figure II.6.a. Evolution de la pénétration en fonction de la vitesse de soudage.



Figure II.6.b. Evolution de la largeur en fonction de la vitesse de soudage.

λ.

t.

ŝ



Figure II.6.c. Evolution du rapport P/L en fonction de la vitesse de soudage.

On constate que l'augmentation de la vitesse entraîne une diminution de la pénétration et de la largeur. En effet, la vitesse de soudage gère aussi la température maximale ainsi que le gradient thermique dans le bain de fusion [18]. Plus la vitesse de soudage est grande, plus la zone dans laquelle se produit l'élévation de la température devant l'arc est restreinte, ce qui entraîne que la quantité de chaleur qui est transmise devant l'arc (et sert à préchauffer le métal) est également diminuée.

Nous voyons sur la figure II.6.c. que le rapport P/L diminue avec l'augmentation de la vitesse de soudage. Au delà d'une certaine valeur, une augmentation de la vitesse n'entraîne qu'une légère augmentation du rapport P/L. Cette caractéristique peut être mise à profit tout particulièrement dans le soudage des tôles minces, car en augmentant la vitesse de soudage, le risque de déformation des tôles par échauffement localisé diminue.

II.6.3. Influence de la conicité de l'électrode

Les variations de la morphologie du cordon par la modification de la conicité de l'électrode ont été systématiquement analysées en conduisant des essais de soudage avec différentes valeurs de la conicité. Le soudage a été effectué avec des conicités de 30, 45, 60, 90, et 120°. Pour étudier l'influence mutuelle des variations de la conicité et du courant, cinq valeurs du courant de

ŝ,

soudage ont été utilisées dans ces essais: 180, 210, 240 et 270 A., la vitesse de soudage étant gardée constante à 10 cm/min.



Figure II7.a. Evolution de la pénétration en fonction de la conicité pour différents courants de soudage.





.

4

L'influence de ce paramètre sur la forme du cordon de soudure est représentée sur les figures II.7.a et II.7.b. Nous constatons une diminution de la pénétration et de la largeur avec l'accroissement de la conicité. Cette diminution devient plus marquée lorsque le courant est relativement élevé. Cette interaction entre la conicité et l'intensité de courant sur la forme du cordon peut être expliquée par les variations de la force électromagnétique engendrées par les différentes valeurs du courant et de la conicité d'électrode [24, 25]. L'importance de la force électromagnétique est tributaire de la densité du courant dont la valeur dépend du courant et de la conicité d'électrode. Lorsque la conicité d'électrode est faible et le courant est relativement élevé, la densité du courant devient plus grande, ce qui augmente la force électromagnétique et favorise donc une meilleure pénétration du cordon. L'accroissement de la conicité, tout en maintenant l'intensité du courant constante, diminue la pénétration du fait de la diminution de la force électromagnétique.



Figure II.7.c. Influence de la conicité sur le rapport P/L du cordon.

L'analyse de la figure II.7.c montre que l'augmentation de la conicité d'électrode ne modifie pratiquement pas le rapport P/L. Cela provient du fait que la conicité gère la distribution de la température, donc a un effet sur les variations de la tension superficielle. Ces variations sont proportionnelles, dans ce cas, à celles de la force électromagnétique.

D'autres essais complémentaires ont été réalisés avec différentes valeurs de la vitesse afin de déterminer l'interaction de ce paramètre avec la conicité.Des vitesses entre 10 et 25 cm/min ont été utilisées pour ces essais, tout en conservant un courant de 270 A. Les conicités d'électrode utilisées sont de 30° et 120°.



Figure II.7.d. Evolution de la pénétration en fonction de la conicité pour différentes vitesses de soudage.

On constate sur la figure II.7.d que pour chaque vitesse de soudage, la pénétration obtenue avec la conicité de 30° est supérieure à celle obtenue pour 120°. Ceci montre l'influence préférentielle d'un petit angle de la conicité sur la pénétration.

II.6 4. Influence du gaz de protection

Des essais de soudage ont été donc effectués pour mettre en évidence le rôle du gaz de protection sur la modification de la morphologie du bain de fusion. L'inarc 6 (30% He + 70% Ar) et le noxal 3 (95% argon + 5% d'hydrogène) ont été utilisés pour ces essais. Les soudages ont été effectués avec plusieurs courants en gardant la vitesse de soudage constante. La vitesse de soudage de 10 cm/min a été utilisée pour une variation du courant entre 180 et 240 A; et pour éviter l'effondrement du bain de fusion, la vitesse de soudage de 20 cm/min a été employée pour un courant variant entre 250 et 320 A.



Figure II.8.a. Influence de la nature du gaz de protection sur la pénétration.

Les variations de la pénétration en fonction du courant et du gaz de protection sont représentées sur la figure II.8.a. Nous pouvons remarquer sur cette figure les points suivants:

- Par rapport au noxal 3, l'inarc 6 favorise une meilleure pénétration du cordon.

- L'influence de l'inarc 6 sur la pénétration est plus marquante lorsque le courant est relativement élevé. Nous voyons un écart plus important de la pénétration lorsque le soudage est réalisé dans une gamme de courant entre 250 et 320 A.

La figure II.8.b compare les largeurs de cordon obtenues pour les deux gaz.



Figure II.8.b. Evolution de la largeur en fonction de la nature de gaz.

Nous constatons aussi que la largeur obtenue pour l'inarc 6 est plus grande que celle obtenue sous le noxal 3. Donc, un accroissement de la pénétration dû à l'utilisation de l'inarc 6 est accompagné d'une augmentation de la largeur du cordon. On peut penser que cela provient du fait que l'adjonction d'hélium à l'argon augmente l'apport calorifique de soudage par une augmentation de la tension d'arc [11], c'est -à-dire qu'il favorise une meilleure répartition de la chaleur dans la pièce à souder.



Figure II.8.c. Influence de la nature du gaz de protection sur le rapport P/L.

En ce qui concerne nos essais, l'ensemble des résultats montre que les variations du rapport P/L, en fonction de la nature du gaz de protection dépendent de la valeur du courant utilisé pendant le soudage (figure II.8.c). L'utilisation du noxal ne favorise un meilleur rapport P/L que lorsque le courant est relativement élevé. Lorsque le soudage est effectué avec un courant de 180 à 240 A, le rapport P/L reste pratiquement identique, que le soudage soit réalisé avec le noxal 3 ou l'inarc 6. Les variations du rapport P/L peuvent être représentées par une seule courbe correspondant à ces deux gaz. En revanche, lorsque le courant est relativement élevé, entre 250 et 320A, le rapport P/L obtenu en soudage sous l'inarc 6 est nettement supérieur à celui obtenu sous le noxal 3.

ŝ



Figure II.8.d. Influence de la nature du gaz de protection sur la tension de l'arc en soudage.

L'évolution de la tension de l'arc en fonction du courant et de la nature du gaz de protection est représentée sur la figure II.8.d.Nous pouvons remarquer que pour chaque courant donné, l'emploi de l'inarc 6 augmente la tension d'arc et cela à distance électrode-pièce constante. Cet accroissement de la tension d'arc augmente l'apport calorifique et conduirait à l'accroissement de la pénétration et éventuellement du rapport P/L.

II.7. CONCLUSION

ι.

ς.

÷

ς.

4

- - -

ς.

Cette étude a montré les différents aspects que peut prendre le bain de fusion lorsqu'on fait varier les paramètres de soudage. Ainsi :

- La caractéristique de l'arc est fortement influencée par le courant de soudage et la distance électrode-pièce.

- Les variations du courant de soudage peuvent modifier la pénétration et la largeur du cordon. Un courant plus élevé favorise l'accroissement de la pénétration par augmentation de la quantité de chaleur introduite dans le bain de fusion. Quant au rapport P/L, il augmente avec l'augmentation du courant. L'augmentation du rapport P/L est presque de 30% pour des valeurs de courant comprises entre 250 et 320 A.

- Pour différentes valeurs du courant, la pénétration diminue avec l'augmentation de la vitesse de soudage. Cette diminution est de 50% pour une vitesse comprise entre 5 et 15 cm/min.

- L'augmentation de la conicité d'électrode, pour différentes valeurs du courant, diminue la pénétration du fait que l'arc se trouve, pour des grands angles α d'affûtage, concentré sur une surface plus large de la pièce. cette diminution de la pénétration est d'environ 25% pour des valeurs de courant comprises entre 180 et 220 A. Quand à la largeur, elle subit une légère diminution avec l'augmentation de la conicité, ce qui va se traduire par une diminution du rapport P/L.

- Pour différentes vitesses de soudage, la pénétration est importante pour une conicité de 30°.

- En ce qui concerne l'influence du gaz de protection, l'inarc 6, comparé à l'argon, favorise une meilleure pénétration et augmente la largeur surtout pour des courants élevés. Tandis que le rapport P/L reste identique pour les deux gaz pour de faibles valeurs du courant.

Nous résumons dans le tableau II.3 l'effet de l'ensemble des paramètres étudiés en fonction des variations souhaitées du cordon de soudure.

ς.

٩.

•

ĺ.

.

i,

ï.

κ.

i.

.

ł,

•

i.

۰ ۰

•

ŝ,

 \mathbf{r}

~~~~

| Modifications souhaitées | Intensité soudage | Vitesse soudage | conicité électrode | Flux gazeux |
|--------------------------|-------------------|-----------------|--------------------|-------------|
| Augmentation pénétration |                   |                 |                    | Inarc 6     |
| Diminution pénétration   |                   | /               |                    | Noxai 3     |
| Augmentation largeur     |                   |                 |                    | Inarc 6     |
| Diminution largeur       |                   | /               | _                  | Noxai 3     |
| Augmentation P/L         |                   |                 |                    | Inarc 6     |
| Diminution P/L           |                   | _               |                    | Noxal 3     |

Tableau II.3 : Modifications des paramètres de soudage en fonction des variations du cordon de soudure.

.

# Chapitre III : Soudage avec apport de fil chaud

L

0

#### CHAPITRE III

#### SOUDAGE AVEC APPORT DE FIL CHAUD.

#### III.1. INTRODUCTION

ι,

÷

r

÷.

ŝ.

L'objectif de cette étude est de mettre en évidence les influences des paramètres du soudage multipasses T.I.G avec fil chaud sur la morphologie du cordon. L'introduction d'un métal d'apport dans le bain de fusion pendant le soudage a naturellement une influence sur la géométrie du bain de fusion. Cela peut modifier la répartition de la chaleur, d'où la formation d'un bain de fusion différent.

Les paramètres de soudage : courant de soudage, vitesse de soudage, vitesse du fil et la conicité d'électrode ont été variés systématiquement de façon à déterminer leur influence sur les différents aspects de la géométrie du cordon : pénétration P, largeur L et la surépaisseur Se.

#### III.2. PRINCIPE DU PROCEDE TIG AVEC FIL CHAUD [1]

#### III.2.1. Définition

Le procédé TIG avec fil chaud est une technique particulière du procédé TIG avec fil d'apport. La fusion de ce dernier n'est plus assurée uniquement par l'arc, selon la méthode classique, mais par le passage d'un courant dans le fil dont l'extrémité est en contact avec le bain de fusion à l'arrière de l'arc. Il est caractérisé par l'absence d'arc entre l'extrémité du fil et le bain de fusion.

Le passage d'un courant I dans la partie terminale du fil d'apport exerce un chauffage important par effet Joule qui porte le fil à une température très voisine de la fusion. C'est au contact du bain métallique liquide formé par l'arc TIG, que le fil reçoit l'apport calorifique qui lui permet de fondre de façon continue.

Ainsi pendant le soudage, c'est l'arc qui avance le premier et fond le métal de base. Le fil d'apport, porté à fusion par sa propre source d'énergie, pénètre dans le bain fusion en arrière de l'arc et forme le cordon de soudure. Le fil pénètre dans le bain de fusion suivant un angle assez important de façon à assurer un point de contact satisfaisant et à éviter que l'inertie du métal d'apport ne pousse le métal liquide sous l'arc.



Figure III.1. Schéma de principe du soudage TIG avec apport de fil chaud.

#### III.2.2. Principales caractéristiques

ς.

i.

Le but de l'adjonction du fil chaud en soudage TIG était d'améliorer la souplesse d'emploi du procédé.

Il est particulièrement bien adapté au problème de remplissage de chanfreins en soudage multipasses, là où des caractéristiques élevées des joints soudés sont recherchées, et cela grâce à ses principales caractéristiques, à savoir :

- L'apport d'une augmentation notable du taux de dépôt :

TIG fil froid = 1 à 1,2 Kg/h soit 2,2 m/mn de fil

TIG fil chaud = 2,7 Kg/h soit 4-5 m/mn de fil.

- Pas d'oxydation du fil, car l'effet Joule est développé en atmosphère inerte dans une torche qui, d'autre part, joue le rôle de traînard à l'arrière de la torche TIG.,

- Elimination quasi totale de la porosité dans le métal déposé : le chauffage intense du fil par effet Joule élimine les contaminants volatils se trouvant à la surface du fil, principalement l'hydrogène occlus.

- Le réglage de l'énergie de l'arc et celui de la vitesse de dépôt sont indépendants ce qui se traduit par une grande liberté dans le choix des conditions de soudage.

# III.3. MATERIAUX UTILISES, PARAMETRES ET CONDITIONS DE SOUDAGE.

#### III.3.1. Métal de base

۰.

ι,

ί.

Le métal de base utilisé est l'acier A 42 dont la composition chimique et les caractéristiques mécaniques sont données respectivement dans les tableaux II.1a et II.1b.

#### III.3.2. Métal d'apport

Le choix du métal d'apport se fait essentiellement en fonction de la composition chimique, des caractéristiques mécaniques et principalement de la résistance à la traction du métal de base.

La composition chimique, les dimensions et la forme du fil d'apport jouent un rôle important dans la qualité et l'aspect de la soudure.La présence de certains éléments dans la composition du métal d'apport peut modifier d'une façon très significative le comportement du matériau à souder.

Le métal d'apport utilisé est le NIC70S suivant AB1.311.On groupe respectivement dans le tableau III.1a et le tableau III.1b, sa composition chimique et ses caractéristiques mécaniques.

| Composition chimique (%) |        |         |         |         |        |               |               |
|--------------------------|--------|---------|---------|---------|--------|---------------|---------------|
| С                        | Mn     | Si      | S       | Р       | Cr     | Ni            | Cu            |
| ≤ 0,13                   | 1-1,30 | 0,5-0,8 | ≤ 0.030 | ≤ 0,030 | ≤ 0,15 | <b>≤</b> 0,15 | <b>≤</b> 0,20 |

Tableau III.1a : Composition chimique du métal d'apport.NIC 70S de la SAF

| Caractéristiques mécaniques |                         |       |                              |  |
|-----------------------------|-------------------------|-------|------------------------------|--|
| R <sub>m</sub> (MPa)        | Rp <sub>0.2</sub> (MPa) | A (%) | KCV+20°c(J/cm <sup>2</sup> ) |  |
| 470-600                     | ≥ 380                   | ≥ 24  | 30 - 50                      |  |

Tableau III.1b : Caractéristiques mécaniques garanties du métal d'apport suivant la Norme Française NF A 81.311.

#### III.3.3. <u>Conditions de soudage</u>

La préparation des échantillons, la gamme d'éprouvettes et la procédure de soudage sont semblables à celles définies dans le chapitre II.

#### III.3.4. Paramètres de soudage

On donne dans la figure III.2, les paramètres les plus importants de soudage avec fil chaud susceptibles d'intervenir sur la qualité de la soudure.



Figure III.2. Paramètres de soudage

#### i) paramètres liés à l'électrode

- Mel : W(th 2%) Dt : 18 mm Is : 180 à 300 A
- Del : 4 mm δ : 8 mm
- Yel : 60°

、

ς.

.

ŝ,

.

.

ξ

ŝ,

- Vs : 13 à 17 V

- Fs : CC

- Ps : (-) Ps : (-)
- Lb : 4 mm βt : 0°
- Eep : 1 à 2 mm

#### ii) paramètres liés au métal d'apport

- da : 10/10
- αa : 15°
- Ma : (voir tableaux III.1a III.1b)
- Vf : 150 à 250 cm/min .

#### iii) paramètres liés à la pièce

- Mep : E24

ς....

ς.

¢.

ς.

ζ.

١.

۰.

ς.

¢

i.

.

•

.

ς.

κ.

•

ŝ,

•

٦

ί,

- Dp : : (voir figure ch. II; figure II.1)
- Vep : 10 cm/min
- Bep : Mixte.

iii) gaz de protection

- L'Inarc 6 pour un débit de 20 l/min.

#### III.4. ETUDE DE L'INFLUENCE DES PARAMETRES DE SOUDAGE

#### III.4.1. Influence du courant de soudage

Les variations de la morphologie du bain de fusion en fonction du courant de soudage ont été étudiées en conduisant des essais de soudage pour différentes valeurs du courant : 180, 210, 240 et 280 A. Pour étudier une éventuelle interaction entre le courant de soudage et la vitesse du fil, les essais ont été réalisés avec différentes vitesses du fil, à savoir 150, 180, 210 et 250 cm /min, tout en maintenant la vitesse de soudage à 10 cm /min.

Les figure III.3.a III.3.b et III.3.c montrent l'influence du courant de soudage sur la forme du cordon.

Chapitre III : Soudage avec fil chaud.











Figure III.3.c. Evolution de la surépaisseur du cordon en fonction du courant de soudage.

L'accroissement du courant de soudage produit une augmentation de la chaleur introduite dans le bain de fusion et aboutit à l'augmentation tant de la pénétration que de la largeur du cordon (figures III.3.a et III.3.b). Cet accroissement du courant entraîne une diminution de la surépaisseur (figure III.3.c) En fait, l'accroissement du courant de soudage élargit le cordon grâce à l'augmentation de l'apport calorifique, ce qui diminue la surépaisseur par suite de l'étalement du métal déposé sur une surface plus large.

L'accroissement du courant de soudage augmente à la fois la pénétration et la largeur de cordon. Cependant, l'augmentation du courant a une influence plus importante sur la pénétration que sur la largeur. Nous voyons sur la figure III.3.d. que le rapport entre la pénétration et la largeur du cordon augmente avec le courant de soudage, ce qui prouve cette influence préférentielle.



Figure III.3.d. Evolution du rapport P/L en fonction du courant de soudage.

La figure III.3.e montre l'influence du courant de soudage sur le rapport entre la surépaisseur et la largeur du cordon ( rapport Se/L ). Ce rapport est important dans la mesure où il peut donner une indication sur la forme du cordon : une valeur importante de Se/L correspond à un cordon bombé et inversement.



Figure III.3.e Evolution du rapport Se/L en fonction du courant de soudage.

Nous voyons sur cette figure que l'augmentation du courant de soudage entraîne la diminution de ce rapport. Ceci découle du fait que l'augmentation du courant de soudage augmente la largeur du cordon et diminue en même temps la surépaisseur, ce qui impose une répartition du métal d'apport fondu sur une surface plus étendue. La diminution du rapport entre la surépaisseur et la largeur du cordon est plus significative lorsque la vitesse du fil augmente dans l'intervalle 210 - 250 cm/min. Ce rapport reste stable pour de faibles vitesses du fil (150-180 cm/min) et un courant fort (240-270 A).

#### III.4.2. Influence de la vitesse de soudage

Les variations de la morphologie du cordon ont été analysées en faisant des essais avec différentes vitesses de soudage : 10, 35, 20 et 25 cm/min, avec des courants allant de 180 à 270 A, tout en conservant la vitesse du fil à 150 cm/min.

En augmentant la vitesse de soudage, les résultats observés sont identiques à ceux obtenus en soudage sans métal d'apport. (figures III. 4a, 4b et 4c).





Figure III.4.a. Evolution de la pénétration en fonction de la vitesse de soudage.



Figure III.4.b. Evolution de la largeur du cordon en fonction de la vitesse de soudage.





D'après ces figures, on constate que :

- La diminution de la pénétration est importante lorsque la vitesse de soudage est inférieure à 15 cm /min. L'augmentation de la vitesse de soudage au delà de 15 cm/min n'entraîne qu'une faible diminution de la pénétration et ceci surtout lorsque le courant de soudage est relativement faible (240-270 A) (fig. III.4.a).

-.La diminution de la largeur du cordon est presque proportionnelle à l'augmentation de la vitesse et du courant de soudage (fig. III.4.b).

- Malgré la dispersion des points, la surépaisseur du cordon diminue elle aussi avec l'augmentation de la vitesse de soudage. Cette diminution est simplement due à la quantité plus faible de métal déposé par unité de longueur de la soudure (fig. III.4.c).

Les figures III.4.d et III.4.e représentent les rapports P/L et Se/L du cordon en fonction de la vitesse de soudage.







Figure III.4.e. Evolution du rapport Se/L en fonction de la vitesse de soudage.

Suite aux variations de la pénétration et de la largeur du cordon, le rapport P/L baisse à mesure que la vitesse de soudage croît. Mais au delà d'une valeur critique (15 cm/min), ce rapport augmente et cela pour toutes les valeurs du courant (fig. III.4.d).

Quand au rapport Se/L, nous voyons que l'augmentation de la vitesse de soudage ne l'influence pas d'une façon significative (fig. 111.4.e).

#### III.4.3. Influence de la vitesse du fil

Pour déterminer les effets de la vitesse du fil sur la morphologie du cordon, des essais de soudage ont été réalisés avec différentes vitesses du fil et différentes valeurs du courant ( afin de montrer l'interaction entre le courant de soudage et la vitesse du fil), tout en maintenant la vitesse de soudage à 10 cm/min.



Les figures ci-dessous résument les influences de ces paramètres.

Figure III.5.a. Profondeur de pénétration en fonction de la vitesse du fil.



Figure III.5.b. Influence de la vitesse du fil sur la largeur du cordon .



Figure III.5.c. Evolution du rapport P/L en fonction de la vitesse du fil.

L'introduction du métal d'apport diminue la quantité de chaleur pour fondre le métal de base, ce qui se traduit par la diminution de sa profondeur et de sa largeur (fig. III.5.a et III.5.b). Cependant. d'après la figure III.5.c, le rapport
P/L diminue avec l'augmentation de la vitesse du fil, ce qui montre que la pénétration est plus affectée par l'augmentation de la vitesse du fil que la largeur.

Les résultats obtenus concernant l'influence de la vitesse du fil sur la surépaisseur sont représentés sur la figure III.5.d.



Figure III.5.d. Evolution de la surépaisseur en fonction de la vitesse du fil.

L'augmentation de la surépaisseur peut être expliquée par l'influence du courant de soudage sur la largeur du cordon. Un courant plus faible conduit à une faible largeur du cordon, ce qui, en présence d'une certaine quantité de métal d'apport, limite l'étalement superficiel du métal et donc favorise la répartition du métal dans le sens vertical, d'où une augmentation de la surépaisseur. Cela aboutit à un meilleur rapport Se/L (fig. III.5.e.).

Chapitre III : Soudage avec fil chaud.





## III.4.4. Influence de la conicité d'électrode

Les figures III.6.a, III.6.b et III.6.c montrent les variations respectives de la pénétration , la largeur et du rapport P/L en fonction de la conicité d'électrode. Le courant de soudage, la vitesse de soudage et la vitesse du fil sont maintenus constants et sont respectivement de 180 A, 10 cm /min et 150 cm /min.



ſ



Figure III.6.a. Profondeur de pénétration en fonction de la conicité d'électrode.



Figure III.6.b. Evolution de la largeur en fonction de la conicité d'électrode.

Chapitre III : Soudage avec fil chaud.



Figure III.6.c. Evolution du rapport P/L en fonction de la conicité d'électrode

L'accroissement de la conicité d'électrode aboutit à la formation d'un cordon moins profond et relativement plus large, du fait que l'apport du fil chaud participe à l'étalement de la chaleur à la surface du bain de fusion.

### III.5 CONCLUSION

.

κ

λ.

ŝ,

.

1

ŝ,

Les variations de la morphologie du cordon de soudure en soudage TIG avec fil chaud sont étroitement liées aux valeurs des paramètres de soudage (le courant de soudage, la vitesse de soudage, la vitesse du fil et la géométrie de l'électrode) et de leur interaction.

- La pénétration et la largeur du cordon augmentent avec l'augmentation du courant de soudage et pour de faibles vitesses du fil. Par contre, l'augmentation du courant de soudage diminue la surépaisseur et cet effet est plus marqué pour des vitesses du fil élevées. Quant aux rapports P/L et Se/L, ils augmentent et diminuent respectivement avec l'augmentation du courant.

- La pénétration, la largeur et la surépaisseur du cordon diminuent avec l'augmentation de la vitesse du soudage et surtout pour des vitesses faibles et un courant assez élevé. L'augmentation de la vitesse de soudage augmente le rapport P/L et diminue le rapport Se/L.

- En ce qui concerne l'influence de la vitesse du fil, les résultats ont montré que son augmentation conduit à une diminution de la pénétration et de la largeur du cordon. Tandis que la surépaisseur augmente systématiquement avec l'accroissement de la vitesse du fil. Le rapport P/L diminue alors que le rapport Se/L augmente avec l'augmentation de la vitesse du fil.

- S'agissant de l'influence de la conicité d'électrode, l'augmentation de celle-ci diminue la pénétration et augmente la largeur.

Comme dans le chapitre II, nous résumons dans le tableau II.3 l'effet de l'ensemble des paramètres étudiés en fonction des variations souhaitées du cordon de soudure.

| Chapitre | 111 : | Soudage | avec fil | chaud. |
|----------|-------|---------|----------|--------|
|----------|-------|---------|----------|--------|

ι.

٩.

•

·

í,

i

i

í.

í,

i,

¢.

·

.

ŧ.

•

• • •

ŝ,

/~~ • • •

 $r^{\gamma\gamma}$ 

| Modifications souhaitées | Intensité soudage | Vitesse soudage | Vitesse du fil | conicité électrode |
|--------------------------|-------------------|-----------------|----------------|--------------------|
| Augmentation pénétration |                   |                 |                |                    |
| Diminution pénétration   |                   | ~               |                |                    |
| Augmentation largeur     | ~~~               |                 |                |                    |
| Diminution largeur       |                   | ~~~             |                |                    |
| Augmentation surépaisseu |                   |                 |                |                    |
| Diminution surépaisseur  |                   | _               |                |                    |
| Augmentation P/L         | ~                 | ~               |                |                    |
| Diminution P/L           |                   |                 |                |                    |
| Augmentation Se/L        |                   |                 |                |                    |
| Diminution Se/L          |                   | _               |                |                    |

Tableau III.2 : Modifications des paramètres de soudage en fonction des variations du cordon de soudure.

# Chapitre IV : Conséquences métallurgiques et mécaniques

1

Π

## CHAPITRE IV

## CONSEQUENCES METALLURGIQUES ET MECANIQUES

### IV.1 INTRODUCTION

.

÷

ſ

i

i.

١

.

ί.

Le processus de soudage conduit à des variations rapides de température, dans des limites allant de la température ambiante jusqu'aux températures de vaporisation du métal. Dans ce très large intervalle de températures se développent différentes actions physiques et chimiques telles que :

- la fusion du métal de base et du métal d'apport,

- les réactions métallurgiques dans le bain liquide,

- la cristallisation du métal fondu

- les modifications de structure et de volume dans le métal déposé et dans le métal de base.

Dans le cas du soudage multipasses, chaque passe exécutée superpose son cycle thermique à ceux des passes précédentes, provoquant ainsi une modification de la structure et des propriétés résultantes (ténacité, dureté....).

Dans cette partie, l'étude de l'évolution des cycles thermiques de refroidissement lors du soudage nous a permis d'évaluer l'influence des paramètres du soudage sur les modifications de la structure dans le métal de base et le métal fondu. Pour évaluer les propriétés mécaniques des joints soudés, plusieurs échantillons ont été soumis aux essais de dureté Vickers.

# IV.2. PHENOMENE THERMIQUE ET MICROSTRUCTURE DU CORDON

### IV.2.1. Etude des cycles thermiques

Lors de l'exécution d'une passe, un point donné de la zone affectée par le soudage subira un cycle thermique que l'on décompose en un échauffement très rapide suivi d'un refroidissement plus ou moins rapide (fig IV.1) [41, p.25] Cette évolution de température avec le temps détermine la structure métallurgique finale du joint soudé





Figure IV.1. Cycle thermique [41, p. 25]

Cette courbe peut être résumée par deux variables :

- La température maximale atteinte  $\theta_M$  au point considéré,

- La vitesse de refroidissement mesurée entre deux températures données, par exemple 800 °C et 500 °C, et que l'on note :  $V_{r\,500}^{800}$ .

Les figures IV.2.a à IV.2.d.[39, 40] montrent à titre d'exemple les cycles thermiques obtenus dans le cas de quatre types de soudures

L



Figure IV.2.a.Courbes de refroidissement (2 passes sans arrêt)





72

•

i.



Figure IV.2.c. Courbes de refroidissement (3 passes avec arrêt)





Ces résultats permettent de mesurer, en un point de la zone affectée par la chaleur (Z.A.C) et pour chaque passe, la vitesse de refroidissement ainsi que la température maximale atteinte. Le tableau IV.1 regroupe les vitesses de refroidissement moyennes  $V_r \frac{800}{500}$  mesurées entre 800 et 500 °C ainsi que le paramètre temps de refroidissement t<sub>r</sub>  $\frac{800}{500}$  pour les différentes soudures étudiées.

| type de                      | 2PSA   | -U *   | 3PS    | SA -V * | •      | 31     | PAA -Y | *      |        | 4PPF   | -U *   |        |
|------------------------------|--------|--------|--------|---------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| soudure                      | P. nº1 | P. nº2 | P. nº1 | P. n°2  | P. nº2 | P. nº1 | P. nº2 | P. nº3 | P. nº1 | P. nº2 | P. n°3 | P. nº4 |
| V <sub>r 500</sub><br>°C/Sec | 34,5   | 15     | 36,2   | 30      | 11,5   | 35,2   | 21,4   | 16,6   | 34,5   | 54,5   | 51,7   | 50     |
| t <sub>r 500</sub><br>Sec    | 8,7    | 20     | 8,3    | 10      | 26     | 8,5    | 14     | 18     | 8,7    | 5,5    | 5,8    | 6      |

Tableau IV.1 : Paramètres de refroidissement V<sub>r et</sub> t<sub>r</sub>

ί

ŝ,

x

,

.

\* 2PSA : 2 passes sans arrêt-chanfrein en U ; 3PSA : 3 passes sans arrêtchanfrein en V ; 3PAA : 3 passes avec arrêt-chanfrein en Y ; 4PPF : 4 passes pièces froides-chanfrein en U.

D'après ce tableau, on note les points suivants :

- On constate une diminution de la vitesse de refroidissement avec la succession des passes, cela est dû à l'action thermique des passes précédentes.

- En comparant les vitesses de refroidissement des passes de fond des différents types de soudure, on voit que la vitesse de refroidissement d'un joint en U est inférieure à celle d'un joint en V ou en Y, ce qui confirme l'importance de la géométrie du joint sur le cycle thermique de soudage.

- Enfin, dans le cas de pièces froides, c'est la passe de fond qui joue un rôle important sur l'homogénéisation de la température dans le bain de fusion, ce qui entraîne un refroidissement plus rapide des autres passes.

# IV.2.2. Influence des cycles thermiques sur la composition chimique

La composition chimique du métal fondu résulte de la chimie du métal d'apport, de la chimie du métal de base et des interactions avec l'environnement ξ.

i.

.

Ĺ

ĺ,

i. K

į.

i.

ι

į,

¢,

۰,

ŧ.

٩,

ł,

(laitier, atmosphère, ...) [42, 43]. Le degré de dilution du métal de base, qui décrit la contribution du métal de base à la zone fondue, du type de préparation du joint et des paramètres de soudage.

Un mauvais choix du métal d'apport et des paramètres de soudage peuvent conduire à la détérioration de la ténacité de la Z.A.T.

Le tableau IV.2.donne la composition chimique du matériau prélevé dans la zone de liaison dans le cas d'une soudure à quatre passes

| Composition (%) |      |               |       |       |        |      |      |        |      |
|-----------------|------|---------------|-------|-------|--------|------|------|--------|------|
| С               | Mn   | Si            | S     | Р     | Cr     | Ni   | В    | Al     | Cu   |
| ≤ 0,02          | 1,56 | <b>≤</b> 0,85 | 0,015 | 0,013 | ≤ 0,02 | 0,03 | 0,17 | ≤ 0,02 | 0,02 |

Tableau IV.2 : Composition chimique du cordon dans la zone de liaison.

L'analyse de la composition chimique de la zone de liaison ne montre pas de différence significative par rapport à la composition chimique du métal de base. D'autre part, on remarque une augmentation du pourcentage du manganèse et du silicium qui sont des éléments désoxydants, donc améliorent la qualité de la soudure. Cette bonne dilution du métal de base a évité l'apparition de fissures à chaud et à froid dans le joint de soudure.

### IV.2.3. Microstructure de la zone affectée thermiquement

La cinétique de chauffage propre au soudage (montée rapide jusqu'à la température de fusion), conduit à des modifications de structure de la zone affectée thermiquement. L'étendue de la zone de liaison est directement en relation avec la répartition thermique. Ces modifications sont fonction de la température maximale atteinte, du temps de séjour à haute température et des conditions de refroidissement. Ces facteurs sont variables d'un point à un autre de la zone affectée thermiquement. Au delà de cette zone, le métal de base demeure physico-chimiquement non affectée.

La figure IV.3 illustre les structures métallurgiques atteintes [44]. On observe ainsi successivement : le métal fondu où la température maximale atteinte est supérieure au solidus de l'acier considéré, la ligne de fusion qui caractérise l'ensemble des points ayant atteint la température du solidus, et la zone affectée thermiquement se décomposant elle même en quatres parties :

- la zone à gros grains austénitiques,
- la zone recristallisée à grains fins,





Figure IV.3 Les différentes parties d'une zone affectée thermiquement [44].

On montre sur la figure IV.4 quelques transformations structurales, pour une soudure en 4 passes sans arrêts, en fonction de la température et de la distance du centre du cordon de soudure.



Figure IV.4 : Structures de la Z.A.T observées sur une longueur de 22 mm (x 800) [40, N.GARA]

A partir du pied du cordon ET en se déplaçant perpendiculairement à la ligne de fusion, on trouve successivement :

- un reste de l'austénite à une distance de 4 - 6 mm.

- de la ferrite à une distance de 9 mm.

{

- Un mélange de la ferrite proeutectoïde polygonale et des plages de perlite à une distance de 12 mm. En effet, le bore favorise l'apparition de ferrite proeutectoïde [48].

- enfin, une orientation des grains de la perlite (forme allongée).

Les examens de la microstructure révèlent qu'aucune fissuration ou autre défaut ne peuvent être identifiés.

Dans le cas de la soudure multipasses, chaque passe provoque, par son cycle thermique, la régénération structurale de toute la portion du métal fondu de la précédente passe. Le métal atteint, au cours de ce cycle, une température supérieure à celle du point A3, du métal fondu, point de transformation en austénite. Ainsi, le métal fondu d'une soudure en plusieurs passes est constitué par un ensemble de zones thermiquement régénérées (où la structure de solidification a disparu) et de régions brutes de solidification (qui n'ont pas été réchauffées à leur température A3).

La figures IV.5 [40, N.GARA] représentent un spectre de diffraction Rx, typique de la composition chimique des différentes zones d'études.



Les analyses de la microstructure dans la zone de transition présentent une structure dendritique basaltique dont la croissance commence par la formation d'un basalte central qui avance vers le liquide sous-refroidi et est suivie par la formation des dendrites.Les mêmes examens nous révèlent qu'aucune fissuration ou autre défaut ne peut être identifiable, sauf pour les joints types (1U-2U-3U-4U-5U), à cause des difficultés de remplissage des coins (défaut de collage).

A proximité de la ligne de fusion, la vitesse de refroidissement est la plus rapide, la température maximale atteinte est la plus élevée et les temps de séjour à haute température sont les plus longs.Ces deux facteurs provoquent le grossissement du grain, une mise en solution complète et la diffusion des carbures et autres particules augmentant par là la trempabilité de la microstructure.

L.

i

ŝ,

.

.

ι.

ŝ

## IV.3 VARIATION DE LA MICRODURETE DANS UNE SECTION NORMALE A LA DIRECTION DE SOUDAGE

La méthode la plus simple qui permette d'obtenir des indications sur les propriétés ponctuelles de résistance du métal constituant la soudure est la dureté. La dureté a souvent été reliée à la limite élastique et à la charge de rupture [45, 46, 47].

La dureté Vickers sous charge réduite est mesurée à l'aide d'un microduromètre LEITZ, muni d'un pénétrateur pyramidal à base carré. La charge appliquée sur le pénétrateur est de 200 g (1,961 N). L'utilisation de charge faible permet des tailles d'empreintes adaptées à des gradients de structure et de faire des filiations de dureté rapprochées. Les mesures de la microdureté sur la section transversale du joint ont été effectuées par l'intermédiaire d'une serie d'empreintes distantes entre elles de 1 mm, selon deux diagonales d1 et d2 dont les positions par rapport à la soudure sont représentées sur le figures IV.6.



Figure IV.6 : Localisation des empreintes de l'essai de microdureté.

Les figures IV.7a à IV.7f [39, 40] donnent la répartition des valeurs de la microdureté pour différents types de soudure.



Espacement (mm

Figure IV.7a



Chapitre IV : Conséquences métallurgiques









Figure IV.7d.



Figure IV.7e.



Figure IV.7f.

Figure IV.7 : Courbes de dureté sur une section transversale d'une soudure multipasse.

Les résultats de microduretés obtenus nous révèlent un durcissement du métal fondu pour les soudures de types V et Y. Une légère baisse de la dureté est constatée dans la zone fondue pour les soudures types (4U5). (figure IV.7b).

La dureté du joint soudé est très proche de celle du métal de base, comme le montrent les figures IV.7 a à IV.7d.

La soudabilité ne présente pas de discontinuité flagrante ni dans l'aspect ni dans la structure.

La figure IV.7.e [40, N.GARA] présente trois lignes de dureté sur une soudure multipasse de l'Inconel 625.

Par contre la figure IV.7f [40, N.GARA] donne les points de la dureté avant et après fatigue du même matériau.On remarque une baisse importante de la dureté dans la zone de transition où la fissure a démarré.

## IV-4 CONCLUSION.

ſ

l

L'étude métallurgique réalisée sur une section transversale d'une soudure multipasses permet de constater que la microstructure du joint soudé dépend essentiellement des paramètres de soudage qui sont :

- la température de montée et le temps de séjour;

- de l'ordre de dépôt des passes qui influence la température entre passes.

- de la vitesse de refroidissement.

Les résultats des essais de dureté nous révèlent un durcissement de la zone fondue sauf une légère baisse est constatée pour les soudures de types 405.

# Chapitre V : Distribution thermique en cours du soudage

L

1

П

0

## CHAPITRE V.

## DISTRIBUTION THERMIQUE EN COURS DU SOUDAGE : CAS D'UNE CAVITE RECTANGULAIRE

### V.1 - INTRODUCTION & L'ANALYSE MULTIDIMENSIONNELLE

### V.1.1 - Equation de la chaleur

Un matériau solide, non homogène, occupant, à l'instant t, un domaine  $\Omega$  de l'espace euclidien  $\mathbb{R}^3$  rapporté à un repère cartésien de coordonnées  $(x_1, x_2, x_3)$ , est au repos du point de vue mécanique, sa masse volumique  $\rho$  et sa chaleur spécifique c ne dépendent pas explicitement de t.

$$\rho = \rho (x_1, x_2, x_3)$$
  
c = c (x<sub>1</sub>, x<sub>2</sub>, x<sub>3</sub>) (V-1)

où  $(x_1, x_2, x_3)$  sont les coordonnées d'une particule à l'instant t ; autrement dit :

 $\mathbf{x}_{i} = \mathbf{x}_{i}(\mathbf{X}_{1}, \mathbf{X}_{2}, \mathbf{X}_{3}, t) \qquad \in \Omega$ 

avec

$$X_i = x_i(X_1, X_2, X_3, 0) \qquad \in \Omega_0$$

La capacité calorifique de  $\Omega$  :

$$Q(t) = \int_{\Omega} \rho.c.dx \qquad (V-2)$$

s'écrit aussi,

$$Q(t) = \int_{\Omega_0} \rho(x(X,t)) c(x(X,t)) J(X,t) dX$$
(V-3)  
$$J(X,t) = \text{Det}\left(\frac{\partial x_i}{\partial X_j}\right)$$
$$= \epsilon_{ijk} \frac{\partial x_i}{\partial X_1} \frac{\partial x_j}{\partial X_2} \frac{\partial x_k}{\partial X_3}$$

Alors

où

$$\frac{\mathrm{d}Q}{\mathrm{d}t} = \int_{\Omega_0} \left( \left( \frac{\partial \rho}{\partial t} \, \mathrm{c} + \, \rho \, \frac{\partial \mathrm{c}}{\partial t} \right) \mathrm{J} + \, \rho . \mathrm{c} \, \frac{\partial \mathrm{J}}{\partial t} \right) \mathrm{d}X \tag{V-4}$$

Il en résulte que, si ce matériau reçoit, conduit et absorbe un certain flux de chaleur, sa puissance énergétique s'écrit :

$$Q = \int_{\Omega} \rho.c.dx_1 dx_2 dx_3 \tag{V-5}$$

Comme la température de ce matériau et le vecteur flux de chaleur varient aussi en fonction du temps :

$$\theta = \theta(x_1, x_2, x_3, t)$$
  
$$\vec{q} = \vec{q} (x_1, x_2, x_3, t)$$

i,

i

Si la variation de la température au sein de ce matériau (fct du temps) est :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t}$$
.dt (V-6)

Une telle variation de température nécessite un apport (ou retrait) d'une certaine quantité de chaleur dQ telque, par définition de la température absolue  $\theta$ :

$$\frac{\mathrm{d}\mathbf{Q}}{\mathrm{d}t} = \int_{\Omega} \rho.\mathrm{c.} \frac{\partial\theta}{\partial t} \,\mathrm{d}\Omega \tag{V-7}$$

Cette quantité de chaleur dQ peut provenir d'une source thermique interne  $(dQ_g)$  ou de l'apport d'une source externe  $(dQ_s)$  à travers  $\Sigma = \partial \Omega$ . La quantité de chaleur est égale à la somme de ces deux dernières :

$$d\mathbf{Q} = d\mathbf{Q}_{g} + d\mathbf{Q}_{s}$$
$$= dt \int_{\Omega} \rho.c. \frac{\partial \theta}{\partial t} d\Omega \qquad (V-8)$$

L'énergie interne peut provenir de l'effet d'une source chimique, d'un passage de courant, etc...

Si on connaît la distribution de l'énergie interne, on peut connaître la quantité de chaleur d $Q_e$  dégagée par unité de volume.

La quantité de la chaleur que peut recevoir le domaine W à travers sa surface  $\Sigma$ , ( $\Sigma = \partial W$ ) par unité de temps est :

$$dQ_{s} = \int_{\Sigma} \vec{q} \cdot \vec{n} \, d\Sigma = \int_{\Omega} -div \vec{q} \cdot dx_{1.} dx_{2.} dx_{3}$$
$$= -\int_{\Omega} div \vec{q} \cdot dW \qquad (V-9)$$

où

ί

L

ŝ,

÷

÷

÷

 $\vec{n}$  : représente la normale extérieure à d $\Omega$ .

Dans le cas, où la quantité de chaleur qui pénètre W est plus importante que celle qui le quitte, l'intégrale devient négative, bien que la résultante des deux quantités de chaleur fait augmenter la température de celui-ci. L'application du principe de la conservation d'énergie donne,  $\forall$  Vinclus dans  $\Omega$ :

$$\int_{V} c \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \cdot \rho \, dV = \int_{V} - \operatorname{div} \vec{q} \cdot dV + \int_{V} Q_{g} \cdot dV$$
$$\int_{\Omega} (\rho \cdot c \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} + \operatorname{div} \vec{q} - Q_{g}) \cdot dV = 0 \qquad (V-10)$$

Donc l'intégrant est nul, soit :

$$\rho.c.\frac{\partial \Theta}{\partial t} + \operatorname{div} \vec{q} - Q_g = 0 \quad \text{dans } \Omega, \forall t \qquad (V-11)$$

Si l'on introduit une loi de comportement linéaire :

$$\vec{q} = -k \operatorname{grad} \vec{\theta}$$
, on peut écrire :  
 $\rho.c.\frac{\partial \theta}{\partial t} + \operatorname{div}(-k \operatorname{grad} \vec{\theta}) - Q_g = 0$  (V-12)  
 $\rho.c.\frac{\partial \theta}{\partial t} = \operatorname{div}(k.\operatorname{grad} \vec{\theta}) + Q_g$ , c'est l'équation parabolique de la conduction de la

chaleur.

Puisque la température est fonction de plusieurs variables indépendantes, le phénomène est décrit par des équations aux dérivées partielles.

Avec un bon choix des conditions aux limites et des conditions initiales, on peut déterminer en chaque point du domaine la température et sa variation au cours du temps, ainsi que le flux qui en découle.

Comme nous l'avons vu dans les chapitres précédents, la température et sa variation au cours du temps constituent les éléments essentiels qui régissent les phénomènes de solidification.

### V.1.2 . Modèle de transfert de chaleur

Dans un premier temps le modèle a été développé pour des lignes de fusion à pleine pénétration sur les échantillons minces afin de simplifier l'étude et de la ramener à des problèmes transitoires de transfert de chaleur à deux dimensions.

D'autre part, le flux thermique provenant de la source est supposé avoir une distribution spatiale de profil gaussien symétrique radial (figure V.7) dans le plan de l'échantillon, mais uniformément réparti dans toute son épaisseur. Ainsi, toutes les conditions aux limites, c'est-à-dire la perte de chaleur à la surface libre et le flux thermique provenant de l'arc peuvent être incorporés à l'équation de diffusion en termes de dégagement ou perte de chaleur interne (flux thermique du corps),  $Q_g$ .

i,

Į,

Le transfert de chaleur est supposé ne se faire que par conduction à l'intérieur du matériau, qui lui-même est supposé homogène et isotrope.

Sans perdre son caractère de généralité, le système de coordonnées est supposé fixe sur l'échantillon, l'axe des x étant le long de l'axe du cordon de fusion, et l'axe des y le long de la rive de l'échantillon. (figure V.2).

L'arc de soudage commence à  $x = x_0$  et se déplace dans la direction positive le long de l'axe des x. Les pertes de chaleur par convection et par rayonnement à la surface libre supérieure de l'échantillon sont prises en considération dans l'étude.

Ce phénomène de transfert dans la masse a été modélisé sous forme de problème bidimensionnel de conduction de la chaleur.

La température au sein du matériau varie suivant trois directions (x, y, z) et le volume élémentaire aura pour dimension : dx, dy, dz.

Pour un système supposé thermodynamiquement fermé, le flux de chaleur traversant les frontières de ce système se fait par conduction et peut provenir d'un apport interne d'énergie.

Avec les hypothèses précédentes, le phénomène conductif peut être décrit par le principe de Fourier pour la conduction :

 $q_{x + dx/2} - q_{x - dx/2} = (q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} (\frac{\partial x}{2})) - (q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} (\frac{-\partial x}{2})) = \frac{\partial q_x}{\partial x} dx$   $q_{y + dy/2} - q_{y - dy/2} = (q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} (\frac{\partial y}{2})) - (q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} (\frac{-\partial y}{2})) = \frac{\partial qy}{\partial y} dy \quad (V-13)$   $q_{z + dz/2} - q_{z - dz/2} = (q_z + \frac{\partial q_z}{\partial z} (\frac{\partial z}{2})) - (q_z + \frac{\partial q_z}{\partial z} (\frac{-\partial z}{2})) = \frac{\partial qz}{\partial z} dz$ 

Chapitre V : Distribution thermique en cours du soudage.



Figure V.1: modèle à section rectangulaire.

D'après le principe de la conservation d'énergie, la variation de l'énergie du système est égale à la somme de l'énergie  $Q_g$  et  $Q_s$  quittant celui-ci :

$$\frac{du}{dt} = m.c \left(\frac{d\theta}{dt}\right) = \rho . c. \left(\frac{d\theta}{dt}\right) dV$$
 (V-14)

Ainsi,

λ.

.

.

κ.

ł

ŝ

· · · ·

i,

i

$$Q_g . dV = \frac{\partial q_x}{\partial x} dx + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy + \frac{\partial q_z}{\partial z} dz + \rho . dV. c \left(\frac{d\theta}{dt}\right)$$
(V-15)

d'après la loi de Fourier pour la conduction on a :

$$q_x = -\lambda A_x \left(\frac{d\theta}{dx}\right);$$
 où  $A_x = dy.dz$  (V-16)

de la même manière:

$$q_y = -\lambda A_y \left(\frac{\partial \theta}{\partial y}\right);$$
  $A_y = dz.dx$  (V-17)

$$q_z = -\lambda A_z \left(\frac{d\theta}{dz}\right);$$
  $A_z = dx.dy$  (V-18)

En substituant toutes ces quantités dans l'équation (V-15) on obtient :

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda\frac{d\theta}{dx}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda\frac{d\theta}{dy}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda\frac{d\theta}{dz}\right) + q_{v} = \rho \ c\left(\frac{d\theta}{dt}\right)$$
(V-19)

l'équation de la conduction dans le solide.

Puisque  $\theta$  est fonction de (x, y, z, t), l'équation précédente peut être écrite sous la forme d'une différentielle totale :

$$d\theta = \frac{\partial \theta}{\partial x} dx + \frac{\partial \theta}{\partial y} dy + \frac{\partial \theta}{\partial z} dz + \frac{\partial \theta}{\partial t} dt$$
(V-20)

En posant :

L

ŝ,

$$u = \frac{dx}{dt}; v = \frac{dy}{dt}; w = \frac{dz}{dt}, l'équation (V-20) \text{ devient}:$$
$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{\partial\theta}{\partial t} + u\frac{\partial\theta}{\partial x} + v\frac{\partial\theta}{\partial y} + w\frac{\partial\theta}{\partial z}$$
(V-21)

L'élément choisi étant stable par rapport au système c'est à dire (u = v = w = 0), on a :

$$\frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}t} = \frac{\partial\theta}{\partial t} \tag{V-22}$$

Enfin l'équation différentielle (V-19) décrivant le phénomène devient :

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda\frac{\partial\theta}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda\frac{\partial\theta}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda\frac{\partial\theta}{\partial z}\right) + Q_g = \rho \ c \left(\frac{\partial\theta}{\partial t}\right)$$
(V-23)

On voit que les termes convectifs et radiatifs ne figurent pas dans l'équation différentielle, mais apparaîtront dans les conditions aux limites.

## V.2. ETUDE THERMIQUE DE CONDUCTION

### V.2.1 - Echantillon rectangulaire mince.

L'équation (V-23) représente la forme générale de l'équation de la conduction en tridimensionnel. En agissant sur certains termes, cette équation peut être applicable à plusieurs autres cas .

Cette équation peut s'écrire sous la forme :

$$\rho.C.\frac{\partial\theta}{\partial t} = Q_g + \lambda \left[\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2\theta}{\partial z^2}\right] + \frac{\partial\lambda}{\partial\theta} \left[(\frac{\partial\theta}{\partial x})^2 + (\frac{\partial\theta}{\partial y})^2 + (\frac{\partial\theta}{\partial z})^2\right] \quad (V-24)$$

où  $\rho$  est la densité du milieu [g.cm<sup>-3</sup>]

 $\lambda$  la conductivité thermique du milieu [W/m.°C]

C la chaleur spécifique du domaine [cal.g<sup>-1</sup>]

et Qg la vitesse d'évolution de la température due à la chaleur fournie par unité de volume [°C.s<sup>-1</sup>.cal.cm<sup>-3</sup>].



Figure V.2 : Echantillon et zone fondue .

Afin d'éviter les complications liées à la résolution d'une équation non linéaire (V-24), en premier lieu, on admet que les propriétés thermiques ne sont pas modifiées par la température, c'est à dire la valeur de la conductivité thermique  $\lambda$  ne change pas avec cette dernière :  $\frac{\partial \lambda}{\partial \theta} = 0$ .

L'équation (V-24) peut donc être ramenée à une équation différentielle linéaire :

$$\rho.c.\frac{\partial\theta}{\partial t} = Q_g + \lambda \left[\frac{\partial^2\theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2\theta}{\partial z^2}\right]$$
(V-25)

En l'absence d'une perte ou d'une production de chaleur dans l'élément considéré ; cà-d  $Q_g = 0$ ; l'équation (V-25) devient :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \mathbf{a} \left[ \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right]$$
(V-26)

où,

$$a = \frac{\lambda}{\rho.c}$$
 : est la diffusivité thermique [ cm<sup>2</sup>.s<sup>-1</sup>]

où l = V/A.

.

į

Rosenthal (1946) dans son analyse avait fixé d'autres hypothèses en vue de simplifier l'étude. On peut citer : source ponctuelle, système infini, champ de température stationnaire et coefficients thermiques indépendants de la température.



Figure V.3 : Modèle rectangulaire de conduction.

### V.2.2 . Etude analytique d'une conduction simple

La résolution des équations de la conduction consiste à trouver des solutions qui satisferont l'équation différentielle et les conditions aux limites.

En connaîssant la distribution de la température et avec le principe de Fourier, on peut calculer le flux de chaleur qui circule dans le matériau.

Dans le cas bidirectionnel du champ de températures, le flux local de chaleur est représenté par la combinaison linéaire de deux vecteurs orthogonaux. Les termes constants sont exprimés par le gradient de température.

Le flux de chaleur est donné par :

$$q = -\lambda A_{x} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x} - \lambda A_{y} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial y}$$
(V-28)

Dans le cas quasi-stationnaire et en supposant que notre matériau est homogène et que le système ne fournit aucune sorte d'énergie interne, le phénomène de transfert de chaleur est régi par l'équation de Laplace :

$$\begin{cases} \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} = 0 & (V-29) \\ T_0 = \theta_0(x, y, 0) = q_{\text{max}} \cdot \exp -k(x^2 + y^2) & (V-30) \end{cases}$$

Appliquée au domaine des figures V.3 et V.4, l'équation (V-29), avec les conditions aux limites imposées par l'expérience peut être résolue par séparation de variables.

Introduisons les paramètres adimensionnels suivants :

$$\theta = \frac{T - T_1}{T_2 - T_1} \tag{V-31}$$

$$\overline{\mathbf{X}} = \frac{\mathbf{x}}{\mathbf{I}} \tag{V-32}$$

$$\overline{\mathbf{Y}} = \frac{\mathbf{y}}{\mathbf{I}} \tag{V-33}$$

où  $T_0, T_1$  et l sont respectivement les températures et une longueur de référence. Ainsi les conditions aux limites deviennent :

| $\theta = \theta_0$ | pour $\mathbf{x} = 0$ |        |
|---------------------|-----------------------|--------|
| $\theta = 0$        | pour $y = 0$          | (V-34) |
| $\theta = 0$        | pour $x = w$          |        |
| $\theta = 1$        | pour y = l            |        |

Trois des quatres conditions aux limites sont homogènes, ce qui facilite la résolution analytique de l'équation (V-29). Dans ce cas de figure, la solution peut être donnée par la méthode de séparation des variables.

La solution de l'équation de Laplace peut être obtenue sous la forme d'un produit de deux fonctions, telque :

$$\theta(\mathbf{x},\mathbf{y}) = \mathbf{X}(\mathbf{x})\mathbf{Y}(\mathbf{y}) \tag{V-35}$$

dans l'équation donnée ; X ne dépendant que x, et Y ne dépendant que de y. La différentielle de (V-35) substituée dans (V-29) nous donne :

$$\frac{-1}{X}\frac{d^2X}{dx^2} = \frac{1}{Y}\frac{d^2Y}{dy^2}$$
 (V-36)

Chaque membre doit être une constante, soit  $\lambda^2$ . Pour éviter la trivialité cette constante doit être différente de zéro, les solutions des équations :

$$\frac{d^2X}{dx^2} + \lambda^2 X = 0$$
(V-37)  
$$\frac{d^2Y}{dx^2} + \lambda^2 X = 0$$
(V-37)

$$\frac{\mathrm{d}^2 Y}{\mathrm{d}y^2} - \lambda^2 Y = 0 \tag{V-38}$$

sont :

i

Ì,

1

ì

٢

i

.

 $X = C_1 \cos \lambda x + C_2 \sin \lambda x \qquad (V-39)$ 

$$Y = C_3 e^{-\lambda y} + C_4 e^{\lambda y}$$
(V-40)

La substitution de (V-39) et (V-40) dans l'équation du produit (V-284) donne :

$$\theta(\mathbf{x}, \mathbf{y}) = (C_1 \cos \lambda \mathbf{x} + C_2 \sin \lambda \mathbf{x}) (C_3 e^{-\lambda \mathbf{y}} + C_4 e^{\lambda \mathbf{y}})$$
(V-41)

Les constantes d'intégration sont déterminées par la connaissance des conditions aux limites. La surface en x = 0 pour 0 < y < 1, la première condition donne  $\theta(0,y) = 0$ .

De l'équation (V-41) on a :

ŝ,

1

i,

÷,

$$0 = C_1 \ (C_3 \ e^{-\lambda y} + C_4 \ e^{\lambda y}) \tag{V-42}$$

Le choix de  $C_3 = C_4 = 0$  conduit à une solution triviale, où  $C_1 = 0$ .

La seconde condition en y=0 pour 0<y<w ramène l'équation  $\theta(x,0) = 0$ .

Ainsi, cette condition nous mène à :

$$0 = C_2 \sin \lambda x (C_3 + C_4) \tag{V-43}$$

Cette équation est satisfaite pour  $C_3 = -C_4$ 

La troisième condition en x = w, 0 < y < 1, donne  $\theta(w,y) = 0$ , et on obtient :

$$0 = C_2 \sin \lambda w (C_4 e^{-\lambda y} + C_4 e^{\lambda y})$$
  
= C\_2 C\_4 (e^{\lambda y} - e^{-\lambda y}) sin \lambda w (V-44)

Pour satisfaire cette équation, les valeurs de  $\lambda$  doivent vérifier sin  $\lambda w = 0$ .Cette condition nous ramène à :  $\lambda = n \pi/w$ , n=1,2,...

En tenant compte de tout ce qui précède l'expression de  $\theta(x,y)$  prend la forme :

$$\theta(\mathbf{x}, \mathbf{y}) = C_2 C_4 \sin \frac{n\pi x}{w} (e^{n\pi y/w} - e^{-n\pi y/w}) \quad n = 1, 2...$$
 (V-45)

En introduisant sh  $\lambda y = (e^{\lambda y} - e^{-\lambda y})/2$ , l'équation précédente devient :

$$\theta(\mathbf{x}, \mathbf{y}) = 2C_2 C_4 \sin \frac{n\pi x}{w} \sinh \frac{n\pi y}{w} \quad n = 1, 2...$$
 (V-46)

L'équation de Laplace étant linéaire, le principe de superposition donne la somme de n solutions sous la forme :

$$\theta(\mathbf{x},\mathbf{y}) = \sum_{n=1}^{n=+\infty} C_n \sin \frac{n\pi x}{w} \operatorname{sh} \frac{n\pi y}{w}$$
(V-47)

Dans l'équation (V-47) les constantes sont déterminées par la quatrième condition au bords pour  $\theta(x, l) = 1.0$  en y = l, ce qui donne :

$$1.0 = \sum_{n=1}^{n=+\infty} C_n \sin \frac{n\pi x}{w} \, \operatorname{sh} \frac{n\pi l}{w} \tag{V-48}$$

Les valeurs de C<sub>n</sub> sont déterminées en comparant l'équation (V-48) avec les termes en séries de Fourier sur l'intervalle  $0 \le x \le w$ . Ce qui donne :

$$1.0 = \frac{2}{\pi} \sum_{n=1}^{n=+\infty} \frac{(-1)^{n+1} + 1}{n} \operatorname{sh} \frac{n\pi x}{w}$$
(V-49)

La comparaison des équations (V-48) et (V-49) permet de donner une expression correcte de  $C_n$ :

$$C_{n} = \frac{2}{\pi \sinh (n\pi l/w)} \frac{(-1)^{n+1} + 1}{n} \qquad n = 1, 2...$$
 (V-50)

La solution finale de l'équation de la conduction bi-dimensionnelle en état stationnaire devient :

$$\theta(\mathbf{x}, \mathbf{y}) = \frac{2}{\pi} \sum_{n=1}^{n=+\infty} \frac{(-1)^{n+1} + 1}{n} \operatorname{sh} \frac{n\pi x}{w} \frac{\operatorname{sh} (n\pi y/w)}{\operatorname{sh} (n\pi l/w)}$$
(V-51)

### V.2.3. Approximation par différences finies .

### 2.3.1 - Maillage.

.

×.

Į,

1

•

÷.

k,

.

¥.

Dans les formulations différentielles, l'analyse par différences finies commence par la définition du modèle.

Vue la petite taille de nos échantillons, nous pouvons conduire notre étude à un problème plan. Le domaine rectangulaire  $\Omega$  est formé d'une multitude de petits éléments. Nous choisissons évidemment les directions x et y parallèles aux côtés dudit rectangle. La différence entre l'étude analytique et l'étude numérique dépend effectivement du choix du modèle. Et la précision des résultats dépend en effet des dimensions de l'élément de volume choisi.

Le maillage du modèle se fait par le traçage d'un réseau de droites parallèles à l'axe des x, équidistantes de pas k, ainsi qu'un réseau de droites parallèles à l'axe des y, équidistantes de pas h. Les intersections des deux réseaux donnent les points Mi, j de coordonnées (ih, jk) ; i élément de Z et j élément de Z. Ces points constituent l'ensemble hZxkZ, appelé maillage (ou grille).







On suppose que la température est assignée à chaque noeud et que sa valeur est celle de l'élément entier. En premier lieu, on ne s'occupe que des noeuds intérieurs et nous appliquons le principe de la conservation de l'énergie à un élément de volume intérieur pour le cas stationnaire. Tout en supposant que le gradient de température entre deux noeuds est constant.

Pour calculer l'énergie dissipée à travers les frontières de cet élément on utilise la loi de Fourier pour la conduction.

L'énergie entre un noeud (i,j) et un noeud (i,j-1) est égale à :

$$Q = \lambda \Delta y \frac{T_{i,j-1} - T_{i,j}}{\Delta x}$$
(V-52)

Le même principe peut être appliqué aux noeuds voisins. En tenant compte de l'énergie interne, on a :

$$\lambda \Delta y \frac{T_{i,j-1} - T_{i,j}}{\Delta x} + \lambda \Delta x \frac{T_{i-1,j} - T_{i,j}}{\Delta y} + \lambda \Delta y \frac{T_{i,j+1} - T_{i,j}}{\Delta x} + \lambda \Delta x \frac{T_{i+1,j} - T_{i,j}}{\Delta y} + Q_g \Delta x \Delta y = 0$$
(V-53)

Pour  $\Delta x = \Delta y$ , c-à-d h = k , l'expression précédente se ramène à :

$$T_{i,j-1} + T_{i-1,j} + T_{i,j+1} + T_{i+1,j} - 4T_{i,j} + \frac{Q_g \ (\overline{\Delta x})^2}{\lambda} = 0 \qquad (V-54)$$

Cette équation est applicable à tous les noeuds intérieurs. Par commodité nous reprenons la forme adimentionnelle de l'équation (V-54) telque :

$$\theta_{i,j-1} + \theta_{i-1,j} + \theta_{i,j+1} + \theta_{i+1,j} - 4\theta_{i,j} + \frac{Q_g(\overline{\Delta x})^2}{\lambda(T_2 - T_1)} = 0$$
 (V-55)

où

$$\theta = (T - T_1)/(T_2 - T_1)$$

Le terme  $\frac{Q_g(\overline{\Delta x})^2}{\lambda(T_2-T_1)}$  représente l'énergie interne au domaine.

En posant :  $\overline{\Delta x} = \frac{\Delta x}{l}$ 

et N1= Q<sub>g</sub>  $l^2/\lambda$ (T<sub>2</sub> -T<sub>1</sub>), on obtient sous forme de produit :  $\overline{\Delta x^2}$ .N1

### 2.3.2. Erreurs associées à l'approximation par différences finie.

L'erreur commise par cette approximation du champ des températures dépend des dimensions de l'élément d'étude choisi. Les réusultats obtenus par le modèle des diférences finies s'approchent des résultats obtenus par les équations différentielles quand  $\Delta x \rightarrow 0$ , et  $\Delta y \rightarrow 0$ . Le développement en séries de Taylor permet de déterminer l'erreur commise par la méthode des différences finies. Pour l'intervalle  $\Delta x = x - x_{i,j}$ , les termes d'ordre supérieurs dans les séries de Taylor sont pris en compte.

La variation de la température T dans la direction x au voisinage de  $x_{i,j}$  est :

$$T = T_{i,j} + \left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_{i,j} (x - x_{i,j}) + \frac{1}{2!} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}\right)_{i,j} (x - x_{i,j})^2 + \frac{1}{3!} \left(\frac{\partial^3 T}{\partial x^3}\right)_{i,j} (x - x_{i,j})^3 + \frac{1}{4!} \left(\frac{\partial^4 T}{\partial x^4}\right)_{i,j} (x - x_{i,j})^4 + \dots$$
(V-56)

Pour  $x = x_{i,j+1}$ , la valeur de  $x - x_{i,j} = \Delta x$ , et on a :

$$T_{i,j+1} = T_{i,j} + \left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_{i,j} \Delta x + \frac{1}{2!} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}\right)_{i,j} (\Delta x)^2 + \frac{1}{3!} \left(\frac{\partial^3 T}{\partial x^3}\right)_{i,j} (\Delta x)^3 + \frac{1}{4!} \left(\frac{\partial^4 T}{\partial x^4}\right)_{i,j} (\Delta x)^4 + \dots$$
(V-57)

Pour  $x = x_{i,j-1}$ , la valeur de  $x_{i,j-1} - x_{i,j} = -\Delta x$ , et on a :

$$T_{i,j-1} = T_{i,j} + \left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_{i,j} \Delta x + \frac{1}{2!} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}\right)_{i,j} (\Delta x)^2$$
$$- \frac{1}{3!} \left(\frac{\partial^3 T}{\partial x^3}\right)_{i,j} (\Delta x)^3 + \frac{1}{4!} \left(\frac{\partial^4 T}{\partial x^4}\right)_{i,j} (\Delta x)^4 - \dots$$
(V-58)

L'addition de (V-57) et (V-58) nous donne :

i.

i,

i

۰.

í

$$T_{i,j+1} + T_{i,j-1} = 2T_{i,j} + \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}\right)_{i,j} (\Delta x)^2 + \frac{1}{12} \left(\frac{\partial^4 T}{\partial x^4}\right)_{i,j} (\Delta x)^4 + \dots \quad (V-59)$$

En négligeant les termes d'ordre quatre et plus dans l'équation (V-59), on obtient une approximation par différence centrale de la dérivée seconde :

$$\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}\right)_{i,j} = \frac{1}{(\Delta x)^2} \left(T_{i,j+1} - 2T_{i,j} + T_{i,j-1}\right)$$
(V-60)

L'erreur de troncature est de l'ordre du dernier terme  $(\Delta x)^4$  .

En retirant l'équation (V-58) de l'équation (V-57) on obtient :

$$T_{i,j+1} - T_{i,j-1} = 2\left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_{i,j} \Delta x + \frac{1}{3}\left(\frac{\partial^3 T}{\partial x^3}\right)_{i,j} (\Delta x)^3 + \dots$$
(V-61)

De nouveau en négligeant les termes d'ordre trois et plus dans l'équation (V-61), on obtient une approximation par différence centrale de la dérivée première :

$$\left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_{i,j} = \frac{T_{i,j+1} - T_{-i,j-1}}{2\Delta x}$$
(V-62)

L'erreur de troncature introduite par les différences finies est de l'ordre de  $(\Delta x)^3$ .En réduisant les dimensions de l'élément choisi, on fait accroître la précision du calcul, mais d'un autre côté on fait augmenter le temps de calcul.

#### 2.3.3 - Discrétisation des conditions aux limites .

Quand il s'agit d'un nœud de surface, il faut tenir compte de l'énergie quittant le système et de l'énergie transmise à la surface par conduction.

Plusieurs possibilités de transmission d'énergie à travers la frontière sont à envisager (convection, rayonnement, ou leur combinaison). Pour obtenir les équations nodales d'un nœud de surface, on applique le principe de la conservation d'énergie à la surface en question. Examinons le cas d'un nœud de surface de la figure suivante :



Figure V.5 : Maillage au niveau des nœuds de surface.

Le flux d'énergie traverse trois des quatres surfaces par conduction et la quatrième par convection et rayonnement.

Dans un état stationnaire en terme de chaleur, la somme des énergies émises par conduction, convection, et de l'énergie interne est égale à zéro.

$$\lambda \Delta y \frac{T_{i,j-1} - T_{i,j}}{\Delta x} + \lambda \frac{\Delta x}{2} \frac{T_{i-1,j} - T_{i,j}}{\Delta y} + \bar{\alpha} \Delta y (T_{\infty} - T_{i,j}) + \lambda \frac{\Delta x}{2} \frac{T_{i+1,j} - T_{i,j}}{\Delta y} + Q_g \frac{\Delta x}{2} \Delta y = 0$$
(V-63)

Pour  $\Delta x = \Delta y$ , l'équation précédente devient :

$$T_{i,j} = \frac{T_{i+1,j} + T_{i-1,j} + 2T_{i,j-1} + 2\overline{\alpha}\Delta x T_{\infty}/\lambda + Q_g (\Delta x)^2/\lambda}{4 + 2\overline{\alpha}\Delta x/\lambda}$$
(V-64)

En l'absence de convection à la surface et sans énergie interne l'équation (V-64) devient :

$$T_{i,j} = \frac{T_{i+1,j} + T_{i-1,j} + 2T_{i,j-1}}{4}$$
(V-65)

Dans un souci de généralisation des équations pour diverses données, l'équation (V-63) peut être écrite sous une forme adimensionnelle en prenant une température de référence T<sub>w</sub> (température du fluide de refroidissement).
Introduisons  $\theta = (T-T_w)/(T_f-T_w)$ , l'équation (V-64) devient :

$$\theta_{i,j} = \frac{\theta_{i+1,j} + \theta_{i-1,j} + 2\theta_{i,j-1} + Q_g (\Delta x)^2 / \lambda (T_f - T_w)}{4 + 2\overline{\alpha} \Delta x / \lambda}$$
(V-66)

où T<sub>f</sub> est la température à la surface libre. Le choix sur  $(T_f - T_w)$  a été fait pour qu'en x=0,  $\theta$ soit égal à 1.

En posant  $\overline{\Delta x} = \Delta x/w$ , l'équation (V-66) prend la forme :

$$\theta_{i,j} = \frac{\theta_{i+1,j} + \theta_{i-1,j} + 2\theta_{i,j-1} + (\overline{\Delta x})^2 N 1}{4 + 2 \overline{\Delta x} B i}$$
(V-67)

où Bi =  $\overline{\alpha}$  |  $\lambda$  est le nombre de Biot.

### V.3. <u>RÉSOLUTION NUMÉRIQUE</u>

La solution d'un problème de conduction bidimensionnelle de chaleur dans un état stationnaire demande la connaissance de la température en chaque point de la grille. Ces valeurs doivent satisfaire chaque équation nodale.

L'équation adimensionnelle (V-67) appliquée à un noeud central (i,j) donne :

$$\theta_{i,j} = \frac{\theta_{i,j-1} + \theta_{i-1,j} + \theta_{i,j+1} + \theta_{i+1,j} + (\overline{\Delta x})^2 N 1}{4}$$
(V-68)  
= (T - T<sub>1</sub>)/(T<sub>2</sub>-T<sub>1</sub>)

où θ  $1)/(1_2-1_1)$ 

Prenons la grille de l'échantillon de la figure V.6. En imposant sur  $\Omega_1$  une température T\_2 égale à une constante. Les trois autres surfaces  $\Omega_{2,}$   $\Omega_{3}$  et  $\Omega_{4}$  sont maintenues à la même température  $T_1$ .

Les valeurs adimentionnelles des conditions aux limites sont données sur le modèle de la figure V.6, par :

(V-69)

$$\theta_{\Omega 1} = \frac{T - T_1}{T_2 - T_1} = 1,0$$

et

i

ι

١.

i,

÷

$$\theta_{\Omega_1,\Omega_2,\Omega_3} = \frac{T - T_1}{T_2 - T_1} = 0,0$$

Dans le calcul itératif, il faut spécifier quelques valeurs initiales estimées à partir des conditions aux limites.





Figure V.6 : Maillage de l'échantillon.

Ainsi en parcourant la grille de gauche à droite et de bas en haut par des parallèles successives à l'axe des x, il vient :

Le domaine est  $\Omega = ]0,L[x]0,w[$ 

Les pas 
$$h = \frac{L}{n+1}$$
 et  $k = \frac{W}{n+1}$ 

où n et p entiers.

κ.

ι.

ι.

•

į

i

ł,

i,

L.

Ľ

ŝ

ι,

í,

· ·

Le système linéaire des équations, s'écrit :

$$\mathbf{A}\mathbf{X} = \mathbf{B} \tag{V-70}$$

où X est la matrice colonne des (nxp) inconnues, A est une matrice (NxN) (N=nxp) traduisant l'équation de Laplace discrète et ne dépendant que de h et k, enfin, B une matricecolonne faisant intervenir les données aux limites.

Comme seuls des points géométriquement voisins sont reliés par des équations discrètes, l'énorme matrice A est très "creuse", i.e comporte beaucoup de zéro.

De même, comme les équations correspondant à 1 < i < n et 1 < j < p sont homogènes, la matrice B est également très creuse.

Chapitre V : Distribution thermique en cours du soudage.

Comme il est difficile de se représenter cette matrice A, nous avons choisi un maillage n = 10 et p = 53 noeuds, d'où N= 530, et A une matrice 10x53, avec  $\Delta x = \Delta y$ . La longueur totale de la grille est égale à L = 52 $\Delta y$  et sa largeur w = 9 $\Delta x$ .

Si  $\overline{y} = \frac{y}{L}$  et  $\overline{x} = \frac{x}{w}$ , alors  $0 \le \overline{y} \le 1$  et  $0 \le \overline{x} \le \frac{52}{9}$ .

ε.

i.

Ļ

ŝ,

i,

ŝ

Le maillage dans le plan physique est donné par des points numérotés de 1 à 530 comme indiqué ci-dessus.

Le programme NGH06991.For permet de résoudre ce type de problème, c'est à dire il permet de donner la répartition de la température en chaque point de la grille. On fait intervenir des frontières adiabatiques, isothermes ou leur combinaison. Le nombre de Biot ou le nombre de Prandtl est introduit dans les conditions aux limites. L'effet de la source et l'effet de l'énergie interne avec une interface mobile sont pris en compte dans ce calcul.

Les erreurs sur les résultats numériques comparés aux résultats analytiques donnés par l'équation (V-51) sont inférieures à deux pour cent.

### V.4. <u>RÉPARTITION BIDIMENSIONNELLE DE LA TEMPÉRATURE</u>

L'étude précédente a été réalisée pour une source de chaleur immobile et uniformément répartie sur toute la surface libre de l'échantillon. Dans le cas présent nous adoptons une nouvelle approche pour résoudre le problème quand il s'agit de systèmes finis et de champs de température transitoires. Les phénomènes ainsi élaborés sont traités par la méthode des superpositions. Cette méthode est inspirée de [Tikhonov A.N.and AA.Samarski, 1963] et [Hildebrand F.B.,1956].

### V.4.a - <u>Source ponctuelle</u>

On suppose que la chaleur émise par la source est concentrée soit en un point (dans l'analyse tridimensionnelle), soit sur une ligne (dans l'analyse bidimensionnelle).

Bien que les études sur l'écoulement de la chaleur aient été élargies par divers chercheurs, toutes les études conduites concernaient l'état quasi-stationnaire. L'apport de chaleur  $q_v$  par unité de volume et de temps est fourni par une source supposée ponctuelle.

En appliquant le principe de la conservation d'énergie sur un élément de volume, l'équation de la conduction de la chaleur peut s'écrire suivant le principe de Fourier. Les équations écrites peuvent être résolues analytiquement ou numériquement. Quand il s'agit d'un domaine irrégulier, les méthodes numériques sont plus faciles à traiter. Les travaux initiaux les plus importants ont été effectués par Rosenthal [ ]. Ils consistent essentiellement en une analyse de la conduction thermique dans une tôle, avec une source de chaleur en déplacement.

# V.5. CHAMP DE TEMPÉRATURE DANS UN ÉCHANTILLON MINCE

### V.5.1 - Equation de la conduction

i

Dans le cas d'un échantillon mince, le champ de température peut être pris comme uniforme sur toute son épaisseur. En régime stationnaire, le problème de la conduction bidimensionnelle est un cas particulier de la conduction tridimensionnelle en régime transitoire.

Les pertes de chaleur à la surface libre se font par convection et par rayonnement. D'autre part, le flux thermique provenant de la source est supposé avoir une distribution spatiale de profil gaussien symétrique radial dans le plan de l'échantillon et uniformément réparti dans toute son épaisseur. Le déplacement de la source est uniforme.



Figure V.7 : Echantillon mince et isothermes.

Chapitre V : Distribution thermique en cours du soudage.

En appliquant le principe de la conservation d'énergie à un élément de volume, l'équation de la conduction de la chaleur peut s'écrire suivant le principe de Fourier.

Ainsi, toutes les conditions aux limites, c'est-à-dire la perte de chaleur à la surface et le flux thermique provenant de l'arc, peuvent être incorporées à l'équation de diffusion de la chaleur en termes de dégagement ou perte de chaleur interne (flux thermique du corps :  $Q_g$ ). où

$$Q_{g} = \frac{2h (T - T_{w})}{H} - \frac{2\sigma\epsilon(T^{4} - T_{w}^{4})}{H} + \frac{q_{arc}}{H} q_{i}$$
(V-71)

### 5.1.a - Source en déplacement.

L'équation fondamentale de la conduction thermique en espace bidimensionnnel [49, 50], s'obtient à partir de (V-26), en supposant une conduction nulle suivant z et un flux parallèle au plan xoy,  $\theta$  sera indépendant de z et  $\frac{\partial \theta}{\partial \tau}$  sera nul :

$$\frac{1}{a}\frac{\partial\theta}{\partial t} = \frac{\partial^2\theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\theta}{\partial y^2}$$
(V-72)

où  $\theta$ : température d'un point M(x,y) à un certains temps t.[°C]

t : temps écoulé depuis l'amorçage [sec]

a : coefficient de diffusivité thermique [cm<sup>2</sup>/sec]

Dans l'équation précédente (V-72), le terme perte de chaleur par rayonnement et convection en cours de la fusion a été négligé.



Figure V.8 : Vue de dessus d'un échantillon rectangulaire.

Or, à la surface libre une bonne partie de l'énergie est perdue par convection due à l'écoulement des gaz de protection et l'autre par rayonnement d'où :

$$\frac{1}{a}\frac{\partial\theta}{\partial t} = \frac{\partial^2\theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\theta}{\partial y^2} - \frac{Q_g}{\rho.c.a}$$
(V-73)

La loi de refroidissement de Newton [49] nous permet d'introduire un terme  $\alpha$  exprimé en [cal/cm<sup>2</sup>.sec.°C].

En tenant compte de l'échange thermique par convection et rayonnement par l'intermédiaire de ce coefficient, on obtient :

$$\frac{1}{a}\frac{\partial\theta}{\partial t} = \frac{\partial^2\theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\theta}{\partial y^2} - \frac{2\alpha}{\rho.c.a.\delta} \cdot \theta$$
 (V-74)

On pose :

i.

ł.

i.

s,

i.

.

$$\frac{2\alpha}{\rho c.\delta} = b; \qquad a = \frac{\lambda}{\rho.c}$$

où  $\delta$ : l'épaisseur de l'échantillon [cm],

 $\alpha$ : le coeff.de refroidissement de la loi de Newton. [cal/cm<sup>2</sup>.s.°C].

t : le temps (s)

c : la chaleur spécifique (cal/g.°C)

 $\rho$ : la densité du matériau (g/cm<sup>3</sup>)

 $\lambda$ : le coefficient de conductivité thermique (cal/cm.°C.s)

La température en un point quelconque du corps à un instant donné t, est  $\theta(x,y,t)$  et sera solution de l'équation aux dérivées partielles (V-74). De plus cette fonction  $\theta$  devra satisfaire à des conditions initiales et à des conditions aux limites qui réciproquement permettrons de la déterminer complètement.

En prenant comme condition initiale la condition de la source équations (II.94) et (II.95), on peut écrire :

 $\theta_0 (x, y, 0) = qmax \cdot exp \cdot kr^2 = qmax \cdot exp \cdot k(x^2 + y^2)$  (V-75)

où x,y sont les coordonnées d'un point M à partir de la source.

 $q_M$  est la puissance maximale atteinte au centre de la source (cal/cm<sup>2</sup>).

k est le coefficient de concentration de la source  $(1/cm^2)$ .

Par un changement de variable :

 $\theta = T.\exp^{-bt}$ 

L'équation (V-323) devient :

$$\begin{cases} \frac{1}{a} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} & (V-76) \\ T_0 = \theta_0(x, y, 0) = q \max. \exp -kr^2 = q \max . \exp -k(x^2 + y^2) & (V-77) \end{cases}$$

La solution du système (V-325) avec la condition initiale (V-77) peut être exprimée par le produit de deux solutions monodimensionnelles .

L'équation différentielle de l'écoulement de chaleur en espace mono-dimensionnnel a été déjà vue en supposant que l'écoulement est nul suivant y et z. C'est le problème de Cauchy "sans conditions aux limites" et elle s'exprime :

$$T = T(x,t) ; x \in \mathbb{R}, t > 0$$

ì

$$\begin{cases} \frac{1}{a} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} & (V-78) \\ T_a(x,0) = q_M . exp(-k.x^2) = T_0(x) \\ \forall x \in \mathbb{R} & (V-79) \end{cases}$$

Pour résoudre (V-78) on peut effectuer une transformation de Fourier sur la variable (x) ; définie par :

$$\hat{T}(y,t) = \int_{-\infty}^{+\infty} T(x,t) = \exp (-i2\pi yx) \, dx = f(T(x,t)) \quad (V-80)$$

et la solution de l'équation (V-78) avec la condition initiale (V-79) peut être donnée sous la forme :

$$T_{1}(x,t) = T_{0}(x). \frac{1}{\sqrt{4\pi t}} .\exp\left(\frac{-x^{2}}{4t}\right)$$
(V-81)  

$$T_{1}(x,t) = q_{M} \exp\left(-kx^{2}\right) \frac{1}{2\sqrt{\pi t}} .\exp\left(\frac{-x^{2}}{4t}\right)$$

$$= \int_{-\infty}^{+\infty} q_{M} \exp\left(-k\xi^{2}\right) \frac{1}{2\sqrt{\pi t}} .\exp\left(\frac{-(x-\xi)^{2}}{4t}\right) d\xi$$

$$= \int_{-\infty}^{+\infty} q_{M} \exp\left(-k(x-\xi)^{2}\right) \frac{1}{2\sqrt{\pi t}} .\exp\left(\frac{-\xi^{2}}{4t}\right) d\xi$$

$$= \int_{-\infty}^{+\infty} q_{M} \exp\left(-k(x-\xi)^{2}\right) \frac{1}{2\sqrt{\pi t}} .\exp\left(\frac{-\xi^{2}}{4t}\right) d\xi$$

$$= \frac{q_{M}}{2\sqrt{\pi}} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{1}{\sqrt{t}} \exp\left(\frac{-(x-\xi)^{2}}{4t}\right) \exp\left(-k\xi^{2}\right) d\xi$$
(V-81)

Si a≠1

L'équation (V-330') [ ] devient :

$$T_{1}(x,t) = \frac{q_{M}}{2\sqrt{\pi}} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{1}{\sqrt{at}} \exp\left(\frac{-(x-\xi)^{2}}{4at}\right) \exp\left(-k\xi^{2}\right) d\xi \qquad (V-82)$$

Par un changement de variable :

$$\xi = x + 2\sqrt{at} v$$
$$d\xi = 0 + 2\sqrt{at} dv$$

L'équation (V-82) devient :

i

L

i,

i

r

$$T_{1}(x,t) = \frac{q_{M}}{2\sqrt{\pi}} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{1}{\sqrt{at}} \exp\left(\frac{-[x-(x+2\sqrt{at.v})]^{2}}{4at}\right) \exp\left(-k(x+2\sqrt{at.v})^{2}\right) 2\sqrt{at} dv$$
(V-83)

$$T_{1}(x,t) = \frac{q_{M}}{2\sqrt{\pi}} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{1}{\sqrt{at}} \exp\left(\frac{-(-2\sqrt{at}\cdot v)^{2}}{4at}\right) \exp\left(-k(x^{2}+4x\sqrt{at}\cdot v+4atv^{2})\right) 2\sqrt{at} \, dv$$

$$T_{1}(x,t) = \frac{q_{M}}{2\sqrt{\pi}} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{1}{\sqrt{at}} \exp\left(\frac{-4at.v^{2}}{4at}\right) \exp\left(-k(x^{2}+4x.v\sqrt{at}+4at.v^{2})\right) 2\sqrt{at} \, dv$$

$$T_{1}(x,t) = \frac{q_{M}}{2\sqrt{\pi}} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{2\sqrt{at}}{\sqrt{at}} \exp((-v^{2})) \exp((-k(x^{2}+4x.v\sqrt{at}+4at.v^{2}))) dv$$
  
$$T_{1}(x,t) = \frac{2q_{M}}{2\sqrt{\pi}} \int_{-\infty}^{+\infty} \exp((-v^{2})) \exp((-k(x^{2}+4x.v\sqrt{at}+4at.v^{2}))) dv$$

$$T_{1}(x,t) = \frac{q_{M}}{\sqrt{\pi}} \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-v^{2}) \exp(-k(x+2\sqrt{at} v)^{2}) dv \qquad (V-84)$$

De la même manière, on obtient pour le système suivant :

$$\begin{cases} \frac{1}{a} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \\ T_b(y,0) = q_M . exp (-k.y^2) = T_0(y) \\ \forall y \in \mathbb{R} \end{cases}$$
(V-85)

La solution suivante :

$$T_{2}(y,t) = \frac{2q_{M}}{2\sqrt{\pi}} \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-v^{2}) \exp(-k(y^{2}+4y.v\sqrt{at}+4at.v^{2})) dv$$
  
$$T_{2}(y,t) = \frac{q_{M}}{\sqrt{\pi}} \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-v^{2}) \exp(-k(y+2.\sqrt{at}v)^{2}) dv \qquad (V-86)$$

La solution du système (V-76) (V-77) est donnée par le produit de deux solutions monodimensionnelles :

 $T_{1}(x,t)$  et  $T_{2}(y,t)$ 

avec une condition initiale :

$$T_0(x,y,0) = q_M \exp(-k(x^2 + y^2)) = T_a(x,0) \cdot T_b(y,0)$$
 (V-87)  
on peut donc écrire :

On p

¢.

ţ,

ì

i

ι

ļ

ţ

$$\begin{aligned} \Gamma(\mathbf{x},\mathbf{y},\mathbf{t}) &= T_{1}(\mathbf{x},\mathbf{t}) \cdot T_{2}(\mathbf{y},\mathbf{t}) \\ \Gamma(\mathbf{x},\mathbf{y},\mathbf{t}) &= \frac{q_{M}^{2}}{(\sqrt{\pi})^{2}} \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-v^{2}) \exp(-k(x+2\sqrt{at}+v)^{2}) dv. \\ &+\infty \\ \cdot \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-v^{2}) \exp(-k(y+2\sqrt{at},v)^{2}) dv \\ &= \frac{q_{M}^{2}}{(\sqrt{\pi})^{2}} \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-v^{2}) \exp(-k(x^{2}+4x.v\sqrt{at}+4at.v^{2})) dv. \\ &+\infty \\ \cdot \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-v^{2}) \exp(-k(y^{2}+4y.v\sqrt{at}+4at.v^{2})) dv \\ &= \frac{q_{M}^{2}}{\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-v^{2}) \exp(-kx^{2}-4kvx\sqrt{at}-4katv^{2}) dv. \\ &+\infty \\ \cdot \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-v^{2}) \exp(-ky^{2}-4kyv\sqrt{at}-4kat.v^{2}) dv \\ &= \frac{q_{M}^{2}}{\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-v^{2}) \exp(-kx^{2})\exp(-4kvx\sqrt{at})\exp(-4katv^{2}) dv. \\ &+\infty \\ \cdot \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-v^{2}) \exp(-ky^{2})\exp(-4ky\sqrt{at})\exp(-4katv^{2}) dv. \\ &= \frac{q_{M}^{2}}{\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-kx^{2})\exp(-4ky\sqrt{at})\exp(-4kat.v^{2}) dv \\ &= \frac{q_{M}^{2}}{\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-kx^{2})\exp(-4ky\sqrt{at})\exp(-4kat.v^{2}) dv. \end{aligned}$$

$$= \frac{q_M^2}{\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-k(x^2+y^2)) \exp(-4kxv\sqrt{at}) \exp(-4kyv\sqrt{at})).$$
  
.exp.(-4katv<sup>2</sup>-v<sup>2</sup>) exp.(-4kat.v<sup>2</sup>-v<sup>2</sup>)) dv.

$$= \frac{q_{M}^{2}}{\pi} \exp(-k(x^{2}+y^{2})). \int_{-\infty}^{+\infty} \exp[-4k\sqrt{at} x]v \cdot \exp[-(4kat+1)]v^{2} dv$$
  
+\vec{w}{2}  
$$\int_{-\infty}^{+\infty} \exp[-4k\sqrt{at} y]v \cdot \exp[-(4kat+1)]v^{2} dv.$$
  
=  $\frac{q_{M}^{2}}{\pi} \exp(-k(x^{2}+y^{2})).I(x) \cdot J(y)$  (V-88)

Dans l'expression (V-88) on peut traiter I(x) par :  $+\infty$ 

κ.

÷

i

$$I(x) = \int_{\infty}^{+\infty} \exp(-ax) \cdot \exp(-bx^{2}) dx = \int_{0}^{+\infty} [\exp(-ax) + \exp(ax)] \cdot \exp(-bx^{2}) dx$$

$$I(x) = \int_{0}^{+\infty} [1 - ax + \frac{(ax)^{2}}{2!} - \frac{(ax)^{3}}{3!} + \frac{(ax)^{4}}{4!} - \dots + 1 + ax + \frac{(ax)^{2}}{2!} + \frac{(ax)^{3}}{3!} + \frac{(ax)^{4}}{4!}$$

$$+ \dots] \exp(-bx^{2}) dx.$$

$$= \int_{0}^{+\infty} 2\sum_{n=0}^{n=+\infty} \frac{a^{2n}}{(2n)!} x^{2n} \exp(-bx^{2}) dx$$

$$= 2\sum_{n=0}^{n=+\infty} \frac{a^{2n}}{(2n)!} \frac{1 \cdot 3 \cdot 5 \cdot 7 \dots (2n-1)}{2^{n+1} \cdot b^{n}} \sqrt{\frac{\pi}{b}}$$

$$= 2\sqrt{\frac{\pi}{b}} \sum_{n=0}^{n=+\infty} \frac{a^{2n}}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 4 \cdot 5 \dots (2n-1)(2n)2^{n+1} \cdot b^{n}}$$

$$= 2\sqrt{\frac{\pi}{b}} \sum_{n=0}^{n=+\infty} \frac{a^{2n}}{n! \cdot 2^{n} \cdot 2^{n+1} \cdot b^{n}}$$

$$= \sqrt{\frac{\pi}{b}} \sum_{n=0}^{n=+\infty} \frac{a^{2n}}{n! \cdot 2^{n} \cdot 2^{n+1} \cdot b^{n}}$$

$$= \sqrt{\frac{\pi}{b}} \sum_{n=0}^{n=+\infty} \frac{a^{2n}}{n! \cdot 2^{n} \cdot 2^{n+1} \cdot b^{n}}$$

$$=\sqrt{\frac{\pi}{b}}\sum_{n=0}^{n=+\infty}\frac{a^{2n}}{(4b)^n n!}$$
$$I=\sqrt{\frac{\pi}{b}}\exp\frac{a^2}{4b}$$
(V-89)

Par substitution dans l'équation (V-89) de a =  $4 \cdot k \cdot \sqrt{at} \cdot x$  et b = 4k at +1, on obtient :

$$I = \sqrt{\frac{\pi}{4k \text{ at } + 1}} \cdot \exp\left(\frac{(4.k.\sqrt{at.x})^2}{4(4k \text{ at } + 1)}\right)$$
(V-90)

$$=\sqrt{\frac{\pi}{4k \text{ at } + 1}} \cdot \exp\left(\frac{16.k^2.\text{at.}x^2}{16k \text{ at } + 4}\right)$$
(V-91)

De la même manière on obtient l'intègrale en fonction de y :

κ.

γ.,

ς.

i,

ŝ

ί

Ļ

ŧ,

ŝ,

í,

$$J(y) = \int_{-\infty}^{+\infty} \exp(-ay) .\exp(-by^2) dx = \int_{0}^{+\infty} [\exp(-ay) + \exp(ay)] .\exp(-b^2) dy$$
$$J = \sqrt{\frac{\pi}{b}} \cdot \exp\frac{a^2}{4b} = \sqrt{\frac{\pi}{4 \text{ kat } + 1}} \cdot \exp(\frac{16.k^2 at.y^2}{16 \text{ kat } + 4}) \qquad (V-92)$$

. ...

La substitution de I et de J dans (V-88) nous donne :

1.00

$$T(\mathbf{x},\mathbf{y},\mathbf{t}) = \frac{q_M^2}{\pi} \exp\left(-k(\mathbf{x}^2+\mathbf{y}^2)\right) \cdot \sqrt{\frac{\pi}{4k \text{ at } + 1}} \cdot \exp\left(\frac{(4.k.\sqrt{at.x})^2}{4(4k \text{ at } + 1)}\right) \cdot \sqrt{\frac{\pi}{4k \text{ at } + 1}} \cdot \exp\left(\frac{16.k^2 \text{ at.} \mathbf{y}^2}{16 \text{ kat } + 4}\right)$$

$$= \frac{q_M^2}{\pi} \cdot \frac{\pi}{4k \text{ at } + 1} \cdot \exp\left(\frac{16.k^2 \text{ at.} \mathbf{x}^2}{16 \text{ kat } + 4} + \frac{16.k^2 \text{ at.} \mathbf{y}^2}{16 \text{ kat } + 4}\right) \exp\left(-k(\mathbf{x}^2+\mathbf{y}^2)\right)$$

$$= \frac{q_M^2}{\pi} \cdot \frac{\pi}{4k \text{ at } + 1} \cdot \exp\left(\frac{16.k^2 \text{ at.} \mathbf{x}^2 + 16.k^2 \text{ at.} \mathbf{y}^2}{16 \text{ kat } + 4}\right) \exp\left(-k(\mathbf{x}^2+\mathbf{y}^2)\right)$$

$$= " " \cdot \exp\left(\frac{(\mathbf{x}^2+\mathbf{y}^2)(16.k^2 \text{ at.}) + (16 \text{ kat } + 4)(-k(\mathbf{x}^2+\mathbf{y}^2))}{16 \text{ kat } + 4}\right)$$

$$= " " \cdot \exp\left(\frac{(\mathbf{x}^2+\mathbf{y}^2)(16.k^2 \text{ at.}) - (16 \text{ k}^3 \text{ at } + 4k).(\mathbf{x}^2+\mathbf{y}^2)}{16 \text{ kat } + 4}\right)$$

$$= " " \cdot \exp\left(\frac{(\mathbf{x}^2+\mathbf{y}^2)(16.k^2 \text{ at.}) - (16 \text{ k}^3 \text{ at } + 4k).(\mathbf{x}^2+\mathbf{y}^2)}{16 \text{ kat } + 4}\right)$$

$$= " " . \exp\left(\frac{(x^{2}+y^{2})(4k(4.k^{2}at.-4k^{2}at.-1))}{4k(4kat+1)}\right)$$

$$= " " . \exp\left[\frac{(x^{2}+y^{2})(-1)}{4kat+1}\right]$$

$$= " " . \exp\left[\frac{-(x^{2}+y^{2})}{4kat+1}\right]$$

$$= " " . \exp\left[\frac{-(x^{2}+y^{2})}{4kat+1}\right]$$

$$= \frac{q_{M}^{2}}{4kat+1} \exp\left[\frac{-(x^{2}+y^{2})}{4kat+1}\right]$$
(V-93)

En substituant à l'équation ( $\theta = T.exp^{-bt}$ ), on obtient :

$$\theta(x,y,t) = \frac{q_M^2}{4k a t + 1} \exp\left[\frac{-(x^2 + y^2)}{4k a t + 1}\right] \exp(-bt)$$
 (V-94)

La quantité de chaleur dégagée ( $q_r$  [cal/cm<sup>2</sup>.sec]) par unité de temps et par unité d'aire c'est-à-dire la densité du flux calorifique de la source peut être exprimée par :

$$q_r = q_{max} \cdot exp \cdot kr^2 = q_{max} \cdot exp \cdot k(x^2 + y^2)$$
 (V-95)

où k est le coefficient de concentration de la source de chaleur (1/cm<sup>2</sup>). La puissance de la source de chaleur Q(cal/sec) est donnée par :

$$Q = \int_{0}^{+\infty} q_{r} \cdot 2\pi \ r \cdot dr = \int_{0}^{+\infty} q_{max} \cdot exp \ (-kr^{2}) \cdot 2\pi \ r \cdot dr = \frac{\pi \cdot q_{max}}{k}$$
(V-96)

d'où

٩.

ŝ

ŝ

ί

i.

$$q_{\text{max}} = \frac{Q.k}{\pi} \tag{V-97}$$

Par substitution de (V-97) à (V-95) on obtient :

$$q_r = \frac{Q.k}{\pi} .exp - k(x^2 + y^2)$$
 (V-98)

En prenant à l'origine de la fusion t = 0, la quantité de chaleur dégagée dans un intervalle de temps  $\Delta t$  est :

$$q_{At} = q_r \cdot \Delta t$$
 [cal/cm<sup>2</sup>] (V-99)

En supposant que cette quantité de chaleur est donnée instantanément. La répartition initiale de la température  $\theta_0(x,y,0)$ , à (t = 0) est calculée de la manière suivante :

$$\theta_0.\rho.C.\delta.dx.dy = q_r \cdot \Delta t.dx.dy = \frac{Q.k}{\pi} \Delta t \cdot exp \cdot k(x^2+y^2) dx.dy$$

Chapitre V : Distribution thermique en cours du soudage.

i.

ί.

i

i

i

ŝ

k

i,

÷

ŝ

i

ŝ,

$$\theta_0(\mathbf{x}, \mathbf{y}, 0) = \frac{\mathbf{Q} \cdot \mathbf{k}}{\pi \cdot \rho \cdot \mathbf{C} \cdot \delta} \Delta t \cdot \exp(-\mathbf{k}(\mathbf{x}^2 + \mathbf{y}^2))$$
(V-100)

En comparant (V-100) et (V-93) avec l'équation (V-94), nous pouvons exprimer la répartition de la température à un certain temps t (sec) en fonction de la quantité de chaleur  $\mathbf{Q} \cdot \Delta t \Big|_{t=0}$  autour d'un point M(0; 0) telque :

$$\theta_{M}(x,y,t) = \frac{Q.k.\Delta t}{\pi.\rho.C.\delta(4kat+1)} \cdot \exp(-bt) \cdot \exp(\frac{-k(x^{2}+y^{2})}{4kat+1}$$
(V-101)

Dans le prochain intervalle de temps  $\Delta t$ , la quantité de chaleur dégagée ( $Q \cdot \Delta t$ ) autour d'un point  $M_2(v\Delta t; 0); (x = v\Delta t; y = 0)$ , où v est la vitesse de déplacement de l'arc suivant x.

La répartition de la température  $\theta_M$  due à cette quantité de chaleur s'obtient en remplaçant t par  $(t - \Delta t)$  et x par  $(x - v\Delta t)$  à  $\theta_M$ .

$$\theta_{M}(x,y,t) = \frac{Q.k.\Delta t}{\pi.\rho.C.\delta(4ka(t - \Delta t) + 1)} \cdot \exp(-b(t - \Delta t))$$
$$\cdot \exp\left[\frac{-k((x - v\Delta t)^{2} + y^{2})}{4ka((t - \Delta t) + 1)}\right] \quad (V-102)$$

En général, la répartition de la température  $\theta_{Mi}$  due à la quantité de chaleur du i<sup>ème</sup> intervalle du temps est :

$$\theta_{Mi}(x,y,t) = \frac{Q.k.\Delta t}{\pi.\rho.C.\delta(4ka(t-(i-1)\Delta t)+1)} \cdot \exp[-b(t-(i-1)\Delta t)]$$
  
$$\cdot \exp[\frac{-k((x-(i-1)v\Delta t)^2+y^2)}{4ka((t-(i-1)\Delta t)+1)}] \quad (V-103)$$

La répartition de la température pendant la fusion est la somme des répartitions des températures dues à la quantité de chaleur dégagée dans chaque intervalle de temps.

Si on a n divisions du temps à partir de l'origine de la fusion, le champ des températures devient :

$$\theta_{M}(x,y,t) = \sum_{i=1}^{n} \theta_{Mi} = \sum_{j=0}^{n-1} \theta_{Mj}$$
  
=  $\sum_{j=0}^{n-1} \frac{Qk \cdot \Delta t}{\pi \cdot \rho \cdot c \cdot \delta(4ka(t - j\Delta t) + 1)}$  .exp [-b(t -j\Delta t)]  
.exp [ $\frac{-k[(x - jv\Delta t)^{2} + y^{2}]}{4ka[(t - j\Delta t) + 1]}$ ] (V-104)

Quand  $\Delta t$  tend vers zéro, l'équation précédente devient :

$$\theta_{M}(x,y,t) = \frac{Q.k.\Delta t}{\pi.\rho.c.\delta_{0}} \int_{0}^{t} \frac{1}{(4ka(t-j\Delta t)+1)} \cdot exp[-b(t-j\Delta t)]$$

$$.\exp\left[\frac{-k((x-jv\Delta t)^2+y^2)}{4ka((t-j\Delta t)+1)}\right]dt$$
 (V-105)

ou encore,

Ĺ.

ί

í

ł

i

1

÷

i.

÷

i,

i,

$$\theta_{M}(x,y,t) = \frac{Q.k}{\pi.\rho.c.\delta_{0}} \int_{0}^{t} \frac{1}{(4ka(t-\tau)+1)} \cdot exp [-b(t-\tau)]$$
  
$$\cdot exp \left[\frac{-k((x-\tau v)^{2}+y^{2})}{4ka((t-\tau)+1)}\right] d\tau \qquad (V-106)$$

L'équation (V-106) exprime la répartition de la température transitoire pendant la fusion d'un échantillon mince. La source de chaleur de l'équation (V-95) est exprimée en coordonnées immobiles dont l'origine est le point d'amorçage de l'arc. Après un balayage total du matériau pour  $t = t_w$ , la répartition de la température s'obtient par intégration de l'équation précédente de t = 0 jusqu'à  $t = t_w$ .

En simplifiant l'expression de (V-355) comme suit :

$$\theta_{M}(x,y,t) = \frac{Q.k}{\pi.\rho.C.\delta} H_{t}(x,y,t) \qquad (V-107)$$

où

$$H_{t}(x,y,t) = \int_{0}^{t_{0}} \frac{1}{(4ka(t-\tau)+1)} \cdot \exp\left[-b(t-\tau)\right] \cdot \exp\left[\frac{-k[(x-\tau v)^{2}+y^{2}]}{4ka[(t-\tau)+1]}\right] d\tau$$
  
$$t_{0} = \inf(t, t_{w})$$

On arrive à l'état stationnaire quand (t tend vers l'infini). En outre si l'on suppose une source ponctuelle de chaleur [Rosenthal-Rykaline] et si le champ des températures est exprimé en coordonnées mobiles dont l'origine est fixée à la source mobile on retrouve la formule de Rosenthal[].

Pour exprimer l'équation (V-106), en coordonnées mobiles, dont l'origine est fixée à la source de chaleur, nous remplaçons x par x + vt.

$$\theta_{M}(x,y,t) = \frac{Q.k.}{\pi.\rho.C.\delta} \int_{0}^{t} \frac{1}{(4ka(t-\tau)+1)} \cdot \exp\left[-b(t-\tau)\right] \cdot \exp\left[\frac{-k((x+vt-\tau v)^{2}+y^{2})}{4ka((t-\tau)+1)}\right] d\tau$$
(V-108)

En faisant un changement de variable : t -  $\tau = \omega$  et t tend vers l'infini, on arrive à l'état stationnaire :

$$\theta_{M}(x,y) = \frac{Q.k.}{\pi.\rho.c.\delta} I_{s}(x,y)$$
(V-109)

où

x

į.

.

1

i.

i.

L.

ŗ

$$I_{s}(x,y) = \int_{0}^{\infty} \frac{1}{(4ka \ \omega + 1)} \ .exp \ [-b \ \omega] \ .exp \ [\frac{-k((x+v\omega)^{2}+y^{2})}{4ka \ \omega + 1}] \ d\omega \quad (V-110)$$

Si la source est supposée ponctuelle, le coefficient de concentration k tend vers l'infini (k  $\rightarrow \infty$ ), et en posant :

$$\frac{Q.k.}{\pi.\rho.c.\delta} = B_M$$

on obtient :

$$\theta_{M}(x,y) = B_{M} \int_{0}^{\infty} \frac{1}{4a \ \omega} \cdot \exp\left[-b \ \omega\right] \cdot \exp\left[\frac{-\left[(x+v\omega)^{2}+y^{2}\right]}{4a \ \omega}\right] d\omega$$

$$= B_{M} \int_{0}^{\infty} \exp\left[\frac{\left[-b \ \omega\right] - \left((x+v\omega)^{2}+y^{2}\right)}{4a \ \omega}\right] d\omega$$

$$= B_{M} \int_{0}^{\infty} \exp\left(\frac{\left[-b\omega - x^{2} - 2xv\omega + v^{2}\omega^{2}+y^{2}\right]}{4a \ \omega}\right) d\omega$$

$$= B_{M} \exp\left[\frac{-2xv\omega}{4a \ \omega} \int_{0}^{\infty} \exp\left(\frac{\left[-b\omega - v^{2}\omega^{2}\right]}{4a \ \omega}\right) \exp\left(\frac{-x^{2}+y^{2}}{4a \ \omega}\right) d\omega$$

$$= B_{M} \exp\left[\frac{-xv}{2a} \int_{0}^{\infty} \exp\left(\frac{-b}{4a} - \frac{v^{2}\omega}{4a \ \omega}\right) \exp\left(\frac{-x^{2}+y^{2}}{4a \ \omega}\right) d\omega$$

$$= B_{M} \exp\left[\frac{-xv}{2a} \int_{0}^{\infty} \exp\left(-\frac{b}{4a} - \frac{v^{2}\omega}{4a \ \omega}\right) \exp\left(\frac{-x^{2}+y^{2}}{4a \ \omega}\right) d\omega$$

En faisant de nouveau un changement de variable :

$$E_{\rm M} = \log\omega + \log\sqrt{\frac{4{\rm ab} + {\rm v}^2}{{\rm x}^2 + {\rm y}^2}}$$

On obtient :

$$\theta_{M}(x,y) = B_{M}.exp.\frac{-xv}{2a}\int_{0}^{\infty} exp \left[-\sqrt{\frac{b}{a} + \frac{v^{2}}{4a}}\right].exp\sqrt{x^{2} + y^{2}}.coshE_{M}.dE$$
 (V-111)

L'équation (V-111) est identique à la formule de Rosenthal. La différence entre l'équation (V-109) et (V-111) réside dans le choix des hypothèses sur la source de chaleur.

Dans l'équation (V-111) la source de chaleur est supposée ponctuelle.Ce qui donne une température infinie au point  $M_0(x_0 ; y_0)$ .Par contre l'équation (V-109) nous permet d'avoir une valeur assez correcte du champ des températures du bain de fusion.

#### V.5.2 - <u>Méthode de superposition</u> :

Les équations établies précédement concernent des systèmes infinis. En remarquant que la température en un point éloigné de la source de chaleur diminue rapidement comme l'inverse de la fonction exponentielle, pour des échantillons assez large ces équations peuvent être aisément appliquées.

Les systèmes finis et le champ de température transitoire ainsi élaborés sont traités par la méthode des superpositions.

Nos échantillons sont réduits et les cas précédents ne peuvent être appliqués. En reprenant l'équation (V-108) dans le cas d'une étude bidirectionnelle :

$$\theta_{M}(x,y,t) = \frac{Q.k.}{\pi.\rho.C.\delta} It(x,y,t)$$
(V-112)

où

i.

ł

1

÷

$$I_{t}(x,y,t) = \int_{0}^{t_{0}} \frac{1}{4ka(t-\tau)+1} \cdot \exp\left[-b(t-\tau)\right] \cdot \exp\left[\frac{-k(x-v\tau)^{2}+y^{2}}{4ka(t-\tau)+1}\right] d\tau$$

 $\mathbf{t}_0 = \inf\left(\mathbf{t}, \, \mathbf{t}_{\mathbf{W}}\right).$ 

En supposant que les coefficients thermiques sont indépendants de la variation de la température, on peut calculer la température d'un point quelconque dans l'échantillon en superposant les températures des points qui sont symétriques par rapport au plan de joint entre la lingotière et l'échantillon, cas de la figure 3.

Si l'échantillon est infiniment large, la répartition de la température est exprimée par l'équation (1-9)'. Dans ce cas le flux de chaleur  $\dot{q}_w$  est dégagé par les bords AA' et BB'.

Dans le cas d'un échantillon de largeur donnée  $(H_y)$ , pour pouvoir respecter les conditions aux limites sur les bords AA' et BB', il faut ajouter un flux de direction opposé (-

 $\dot{q}_w$ ) sur ces bords. Il n'y aura alors pas de flux de chaleur passant par les bords et le champ de température sera celui de l'échantillon de largeur (Hy).

Donc, la température d'un point  $M_1(x,y)$  dans l'échantillon est la somme des températures des points symétriques par rapport aux bords dans l'échantillon infiniment large.

Sur la figure 3.2, on représente tous les points  $M_i$  symétriques par rapport au bord AA' et les points  $M_i$  symétriques par rapport au bord BB'.

Les températures  $\theta_1; \theta_2; \theta_3; ...; \theta_{-1}; \theta_{-2}; \theta_{-3}; \theta_{-4}...$  calculées par l'équation (112) et appliquées à un échantillon assez large sont représentées.

Par conséquent la température du point  $M_1(x,y)$  est la somme des températures  $\theta_i$ , telque :

$$\theta = \theta_1 + \theta_2 + \theta_3 + \dots + \theta_{-1} + \theta_{-2} + \theta_{-3} + \theta_{-4} \dots$$

Les coordonnées des points  $M_1$ ,  $M_2$ ,  $M_3$ ,  $M_4$ ,... sont (x,y), (x,2Si-y), (x,2Hy+y), (x,2Hy+2Si-y),...et les coordonnées des points  $M_{-1}$ ,  $M_{-2}$ ,  $M_{-3}$ ,  $M_{-4}$ , ...sont (x,-2Hy+2Si-y), (x,-2Hy+y), (x,-4Hy+2Si-y), (x,-4Hy+y),...

Les abscisses sont toujours x et les ordonnées y<sub>n</sub> sont :

| $\mathbf{y_n} = (\mathbf{n} - 1) \mathbf{H}\mathbf{y} + \mathbf{y}$ | pour n : impair |
|---------------------------------------------------------------------|-----------------|
| $y_n = nHy + 2Si - y$                                               | pour n : pair.  |

La substitution de y par  $y_n$  dans l'équation ( ), nous donne la répartition de la température dans un échantillon de largeur Hy et de longueur infinie, comme :

$$\theta_{M}(x,y,t) = \frac{Q.k.}{\pi.\rho.C.\delta} \sum_{n=-\infty}^{n=+\infty} It(x,y_{n},t)$$
(V-113)

où :

i,

 $y_n = (n-1) H_y + y, (n : impair)$  $y_n = nH_y + 2Si - y, (n : pair).$ 

Hy = largeur de l'échantillon.

Dans l'équation (113), la superposition de la température a été faite dans la direction des y.

Quand il sagit d'un échantillon dont les dimensions sont finies, il faut effectuer une superposition dans la direction des x. La démarche est la même, sauf que cette fois-ci la longueur de l'échantillon prend une valeur  $(H_x)$  finie.

Ainsi, on obtient la répartition de la température dans un échantillon de largeur  $H_y$  et de longueur  $H_x$ , comme :

$$\theta_{M}(x,y,t) = \frac{Q.k.}{\pi.\rho.C.\delta} \sum_{m=-\infty}^{m=+\infty} \sum_{n=-\infty}^{n=+\infty} I_{t}(x_{m},y_{n},t)$$
(V-114)

où :  $x_m = mH_x - x$ , (m : pair).

 $x_m = (m-1)H_x + x, (m : impair)$  $H_x = longueur de l'échantillon.$ 

ŝ

L'équation (114) donne la répartition de la température transitoire dans un échantillon de largeur  $H_y$  et de longueur  $H_x$ , exprimée en coordonnées immobiles dont l'origine est le point d'amorçage de l'arc et dont l'axe des abscisses est la direction du déplacement de la source.

Les températures exprimées par cette équation sont superposées infiniment de  $(-\infty \ a +\infty)$ . Nous avons vu dans les paragraphes précédents que la température décroit rapidement comme l'inverse de la fonction exponentielle. Par conséquent pour calculer la température dans l'échantillon, il suffit de faire trois ou quatre superpositions. Cela revient à donner à m et n la valeur quatre.

$$\theta_{M}(x,y,t) = \frac{Q.k.}{\pi.\rho.C.\delta} \sum_{m=1}^{m=+4} \sum_{n=1}^{n=+4} I_{t}(x_{m},y_{n},t)$$
(V-115)

| où : | $\mathbf{x}_1 = \mathbf{x}$ | $\mathbf{x}_2 = 2\mathbf{H}_{\mathbf{X}} - \mathbf{x}$ | $x_3 = 2H_x + x$ | $\mathbf{x_4} = 4\mathbf{H_x} - \mathbf{x}$ |
|------|-----------------------------|--------------------------------------------------------|------------------|---------------------------------------------|
|      | $y_1 = y$                   | $y_2 = 2H_y + 2Si - y$                                 | $y_3 = 2H_y + y$ | $y_4 = 4H_y + 2Si - y$                      |

# V.6 <u>RÉPARTITION DE LA TEMPÉRATURE EN ESPACE TRIDIMENTIONNEL</u>.

### V.6.1 - <u>Source ponctuelle</u> .

Pour faire l'analyse de la répartition de la température en espace bidimensionnel, il a fallu supposer que la température suivant la direction z est constante.

Dans le cas d'un échantillon épais, la différence des températures des deux surfaces extrêmes est importante, ce qui conduit à une analyse tridimentionnelle.



Chapitre V : Distribution thermique en cours du soudage.

Figure V.9 : Echantillon épais et lignes isothermes.

Les coordonnées d'un point A de l'échantion sont exprimées cette fois-ci en fonction de (x,y,z,t) autrement par R =  $\sqrt{x^2+y^2+z^2}$ .

L'équation différentielle de l'écoulement de chaleur en espace tridimentionnel est déjà vue.

$$\frac{\partial \Theta}{\partial t} = a \left[ \frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial z^2} \right]$$
(V-116)

Equation donnant la répartition de la température pour une demi-sphère infinie exprimée en coordonnées immobiles.

En s'inspirant de l'étude bidimensionnelle, on peut écrire :

$$\theta_{M}(x,y,z,t) = \frac{Q.k.}{\pi.\rho.C.\delta} J_{s}(x,y,z,t)$$
(V-117)

où

i

$$J_{s}(x,y,z,t) = \int_{0}^{t_{0}} \frac{1}{[4ka(t-\tau)+1]^{3/2}} \cdot \exp\left[-b(t-\tau)\right] \cdot \exp\left[\frac{-k[(x-\tau v)^{2}+y^{2}+z^{2}]}{4ka[(t-\tau)+1]}\right] d\tau$$
  
$$t_{0} = \inf(t, t_{w}).$$

L'équation (V-107) est exprimée en coordonnées immobiles dont l'origine est fixée au point d'amorçage de l'arc. En prenant des coordonnées mobiles avec la source, il suffit de remplacer x par (x + vt) dans les équations de transfert.

En outre, si le temps t tend vers l'infini (t  $\rightarrow \infty$ ), cas d'une source ponctuelle, on atteint l'état stationnaire, l'équation (V-117) devient :

$$\theta_{M}(x,y,z) = \frac{Q.k.}{\pi.\rho.c.\delta} J_{s}(x,y,z)$$
(V-118)  
$$J_{s}(x,y,z) = \int_{0}^{\infty} \frac{1}{(4kaw+1)^{3/2}} .exp [-b(t-\tau)] .exp [\frac{-k[(x-vw)^{2}+y^{2}+z^{2}]}{[4kaw+1]}] dw$$

Dans l'équation (V-118), un changement de variable a été fait par t -  $\tau = w$ .

Par ailleurs, si la source de chaleur est ponctuelle, cas de Rosenthal, le coefficient de concentration de la source de chaleur tend vers l'infini  $(k \rightarrow \infty)$ .

$$\theta_{M}(x,y,z) = \frac{Qk.}{\pi.\rho.c.\delta} .$$

$$\exp\left[\frac{-vx}{2a}\right] \int_{0}^{\infty} \frac{1}{(w)^{3/2}} .\exp\left[-\frac{r^{2}}{4aw} + \frac{v^{2}w}{4a}\right] dw \qquad (V-119)$$

avec un changement de variable :  $p = -\frac{2}{\sqrt{w}}$ , l'équation précédente devient :

$$\theta_{M}(\mathbf{x},\mathbf{y},\mathbf{z}) = \frac{\mathbf{Q}\mathbf{k}}{\pi.\rho.c.\delta}$$

$$\exp\left[\frac{-\mathbf{v}\mathbf{x}}{2\mathbf{a}}\right] \int_{0}^{\infty} \exp\left[\left(\frac{\mathbf{r}}{4\sqrt{\mathbf{a}}}\mathbf{p}\right)^{2} + \frac{\mathbf{v}^{2}}{\mathbf{a}\mathbf{p}^{2}}\right] d\mathbf{p} \qquad (V-120)$$

Un autre changement de variable :  $u = \frac{r}{4\sqrt{a}} p$ , nous donne :

ĺ,

i

$$\theta_{M}(x,y,z) = \frac{Q.k.}{\pi.\rho.c.\delta} \frac{\exp\left[-\frac{V}{2a} \cdot (r+x)\right]}{r}$$
(V-121)  
où  $r = \sqrt{x^{2}+y^{2}+z^{2}}$ 

L'équation (V-121) est identique à la formule de Rosenthal. La différence entre l'équation (V-120) et (V-121) réside dans le choix de la source de chaleur.

Comme dans le cas de l'analyse bidimensionnelle, pour obtenir la répartition de la température dans un échantillon de dimensions finies de largeur Hy, de longueur Hx et d'épaisseur Hz, il faut superposer les températures des points symétriques par rapport à chaque surface. On obtient :

$$\theta_{M}(x,y,z,t) = \frac{Q.k.}{\pi.\rho.c.\delta} \sum_{m=-\infty}^{m=+\infty} \sum_{e=0}^{n=+\infty} I_{t}(x_{m},y_{n},z_{e},t) \quad (V-122)$$
où:  $x_{m} = mH_{x} - x, (m : pair).$   
 $x_{m} = (m-1)H_{x} + x, (m : impair)$   
 $y_{n} = (n-1) Hy + y, (n : impair)$   
 $y_{n} = nHy + 2Si - y, (n : pair).$   
 $z_{e} = eHz + z, (e : pair)$   
 $z_{e} = (e+1)Hz - z, (n : impair).$   
 $Z_{e} = l'épaisseur de l'échantillon.$ 

En effectuant quatre superpositions dans les directions x, y et z, nous obtenons :

$$\theta_{M}(x,y,z,t) = \frac{Q.k.}{\pi.\rho.c.\delta} \sum_{m=1}^{m=4} \sum_{n=1}^{n=4} \sum_{e=0}^{e=+\infty} I_{1}(x_{m},y_{n},z_{e},t)$$
(V-123)

où: 
$$x_1 = x x_2 = 2Hx - x x_3 = 2Hx + x x_4 = 4Hx - x$$
  
 $y_1 = Hy + y y_2 = 2Hy + 2Si - y y_3 = 2Hy + y y_4 = 4Hy + 2Si - y$ 

### V.6.2. <u>Régime transitoire de la température</u>

Dans la pratique de la fusion il est important de connaître la variation de la température au sein du métal aprés refroidissement. Ceci peut nous renseigner sur la formation de structures et prévoir en cas de besoin les traitements qui s'imposent.

L'équation de la variation de la température en régime transitoire avec l'origine des coordonnées confondue avec celle de l'arc s'écrit :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = -v \frac{\partial \theta}{\partial x} = \mathring{\theta}$$
(V-124)

où : v : la vitesse de déplacement de la source.

i,

į,

 $\theta$ : la température exprimée en coordonnées mobiles.

 $\dot{\theta}$ : variation de la température en fonction du temps.

Pour une fusion superficielle suivant (x, y) et à partir des équations (112; 118), on peut écrire pour un échantillon mince :

$$\hat{\theta}(x,y) = \frac{Q.k.v}{\pi.\rho.c.\delta} \int_{0}^{\infty} \frac{2k(x+vw)}{T_{w}^{2}} .\exp[-bw] .\exp(\frac{-k(x+vw)^{2}}{T_{w}}) .$$

$$.\exp(\frac{-ky_{1}^{2}}{T_{w}}) + \exp(\frac{-ky_{2}^{2}}{T_{w}}) + \exp(\frac{-ky_{3}^{2}}{T_{w}})] dw \qquad (V-125)$$

où: 
$$T_w = 4 \text{ ka.w} + 1$$
  
et  $\begin{cases} y_1 = -2Hy+2Si-y \\ y_2 = y \\ y_3 = 2Si-y \end{cases}$ 

о.

i,

i

į,

Pour un échantillon plus épais, on peut écrire à partir des équations (V-119) et (V-125).

$$\hat{\theta}(x,y,z) = \frac{2Q.k.v}{\pi.\rho.c.\delta} \int_{0}^{\infty} \frac{2k(x+vw)}{T_{w}^{2}} .\exp[-bw] .\exp(\frac{-k(x+vw)^{2}}{T_{w}}) .$$

$$.\exp(\frac{-ky_{1}^{2}}{T_{w}}) + \exp(\frac{-ky_{2}^{2}}{T_{w}}) + \exp(\frac{-ky_{3}^{2}}{T_{w}})] . \sum_{e=0}^{\infty} \exp(\frac{-kz_{e}^{2}}{T_{w}}) dw \quad (V-126)$$

où: 
$$z_e = eHz + z$$
 (e = pair)  
 $z_e = (e + 1)Hz - z$  (e = impair)

00

$$T(R,x,t) = \frac{q}{2\pi\lambda R} \cdot \exp\left(-\frac{vx}{2a} - \frac{vR}{2a}\right)$$
(V-127)

 $R = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}$ , coordonnées du point M à partir de la source prise comme origine

Les résultats de ce calcul sont donnés sous forme de courbes de distribution de températures :

En coordonnées mobiles et pour le système bidimensionnel, l'équation permettant d'exprimer la température est donnée par :

$$\theta_{\rm M}(x,y) = \frac{Q.k.}{\pi.\rho.c.\delta} \exp\left(-\frac{v}{2a}x\right) k_0(\mu R)$$

$$= \frac{Q.k.}{\pi.\rho.c.\delta} \exp\left(-\frac{v}{2a}x\right) \int_{0}^{\infty} \exp\left[-\mu P.\cosh\rho\right] d\rho$$

Pour le système tridimensionnel :

$$\theta_{\rm M}(x,y,z) = \frac{{\rm Q.k.}}{\pi.\rho.c.\delta} \exp\left[\frac{\left(-\frac{{\rm v}}{2{\rm a}}\right)\,\left({\rm R}\,+\,x\right)}{{\rm R}}\right]$$

où

Å

i

Q =puissance de la source de chaleur (cal/sec).

 $\lambda$  = conductivité thermique (cal/cm.°C.sec)

 $\delta$  = épaisseur de l'échantillon (cm)

v = vitesse de déplacement de la source (cm/sec)

$$a = \frac{\lambda}{\rho.c}$$

$$\mu = \sqrt{\frac{\mathbf{v}^2}{4\mathbf{a}^2} + \frac{\mathbf{b}}{\mathbf{a}}}$$

 $b = \frac{2\alpha}{\rho.c.\delta}$ 

 $\rho$  = densité du matériau (g/cm3)

c = chaleur spécifique (cal/g.°C)

 $\alpha$  = coefficient de transfert de chaleur (cal/cm<sup>2</sup>.s.°C)

 $R = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}$  (en 3 dimensions)  $R = \sqrt{x^2 + y^2}$  (en 2 dimensions)

### V.7. CONCLUSION

La connaissance de la variation de température pendant le soudage est d'une utilité indispensable dans l'étude de la structure du cordon et de la zone affectée thermiquement. La vitesse de refroidissement et le temps de séjour à haute température jouent un rôle très important dans les transformations de phases.

Les régimes développés dans la cavité sont très sensibles aux variations de la condition aux limites de Dirichlet pour la température le long de la surface libre (elles changent en particulier lorsqu'il y a balayage). A l'effet naturel de confinement vient s'ajouter un effet fortement convectif à proximité de la paroi de refroidissement, effet qui est dû au gradient de température fortement variable et également au voisinage de l'axe de symétrie.

Deux méthodes, analytique et numérique, de détermination du champ de température dans trois échantillons (rectangulaire épais ou mince et hémisphérique) ont été présentés. L'avantage de la méthode analytique est de permettre le calcul et l'estimation de la température en tout point de l'échantillon y compris au niveau de la source où la température est difficilement mesurable par les instruments.

Pour une source ponctuelle et fixe l'équation :  $\theta(R,x) = \frac{q}{2\pi\lambda R} \exp(\frac{-v(x+R)}{2a})$  se

ramène (pour v=0) à l'équation :  $\theta(R) = \frac{q}{2\pi\lambda R}$  : les isothermes sont des cercles centrés au

point de la source car la température ne dépend que du rayon R. Quand on se rapproche de la zone anodique c'est à dire lorsque R tend vers zéro, la température tend vers l'infini. On peut constater également que plus la conductivité thermique  $\lambda$  est mauvaise, plus la dissipation thermique est lente dans l'échantillon, avec risque de concentration de contraintes donc de fissuration.

Si un point A d'abscisse négative x =-R se déplace à vitesse constante on a les mêmes conclusions que ci-dessus : autrement dit les points d'abscisses négatives ne dépendent pas de la vitesse de la source ; par contre pour les points d'abscisse x=R,  $\theta(R) = \frac{q}{2\pi\lambda R} \exp(\bar{})$ 

vR;a)). Il en résulte que les courbes de température en aval de la source décroissent plus vite quand la vitesse augmente que celles en amont qui en sont indépendantes.

# Conclusion générale et perspectives

[

### CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES.

L'étude bibliographique nous a permis de déterminer les paramètres de soudage TIG qui conditionnent la formation du bain de fusion. La constitution du bain de fusion est conditionnée par différents paramètres tels que : le courant de soudage, la vitesse de soudage, la vitesse du fil, la longueur de l'arc, la géométrie d'électrode et le gaz de protection. La diversité de ces paramètres et leurs interdépendances complexes rendent très difficile l'analyse de l'influence propre de chacun d'entre eux.

Le mouvement du liquide dans le bain de fusion est dû aux variations de la tension superficielle, des forces électromagnétiques et de l'action d'éléments tensio-actifs.

i.

ł

i

L'étude expérimentale a été réalisée sur des pièces tubulaires d'acier A 42.

En soudage sans métal d'apport, la formation du cordon est largement affectée par les variation du courant, de la vitesse de soudage, de la conicité d'électrode et du gaz de protection. Le rapport P/L augmente avec l'augmentation du courant. Cette augmentation est de l'ordre de 30% pour des valeurs de courant comprises entre 250 et 320 A et pour un angle de 30° de la conicité. L'accroissement de la vitesse de soudage. L'effet de l'augmentation de la conicité d'électrode est marqué par une diminution de la pénétration , de la largeur, du rapport P/L et de la tension d'arc. Cette diminution est importante lorsque la conicité dépasse 60° et pour une valeur du courant supérieure à 240 A. L'utilisation de l'inarc 6 donne un meilleur rapport P/L surtout pour des courants élevés.

En ce qui concerne le soudage TIG avec fil chaud, les résultats obtenus ont montré que les variations de la morphologie du bain de fusion sont, encore une fois, étroitement liées aux valeurs des paramètres de soudage et à leurs interactions.

La pénétration, la largeur et la surépaisseur du cordon diminuent avec l'augmentation de la vitesse du soudage et surtout pour des vitesses faibles et un courant assez élevé. L'augmentation de la vitesse de soudage accroît le rapport P/L et diminue le rapport Se/L.

S'agissant de l'influence de la vitesse du fil, les résultats ont montré que son augmentation conduit à une diminution de la pénétration et de la largeur du cordon; tandis que la surépaisseur augmente systématiquement avec Ĺ

Ì.

i.

i

ł

İ.

l'accroissement de la vitesse du fil. Le rapport P/L diminue alors que le rapport Se/L augmente avec l'augmentation de la vitesse du fil.

Quant à l'influence de la conicité d'électrode, l'augmentation de celle-ci diminue la pénétration et augmente la largeur.

La zone thermiquement affectée est le siège de toutes les modifications de structure. Les modifications qui surviennent dans cette zone sont fonction du temps de séjour à haute température et de la loi de refroidissement. Le métal fondu d'une soudure en plusieurs passes d'aciers non alliés, comporte une importante proportion de métal régénéré par les austénisations successives.

Enfin, le bon choix des paramètres de soudage et du métal d'apport permet d'éviter toute apparition de fissures dans la zone affectée thermiquement et aide à l'augmentation de la ductilité du joint de soudure.

L'ensemble de ces résultats est utile pour une meilleure compréhension du procédé et donne la possibilité d'une application industrielle importante. Les différents résultats concernant la mesure des dimension du bain de fusion en fonction des paramètres de soudage peuvent être utilisés comme indication pour la soudabilité de pièces tubulaires.

Afin de poursuivre la recherche en ce sens, il serait utile :

- de réaliser des essais de CTOD (Crack Tip Opening displacement) sur la zone affectée thermiquement contenant des fissures entaillées suivant des distances variables par rapport au centre du cordon et sous différentes inclinaisons par rapport à l'axe de soudure.

- des essais de compression pour étudier l'amorçage de fissures réelles dans la ZAT (zone affectée thermiquement).

- d'approfondir l'étude métallurgique en essayant de voir l'évolution structurale après l'exécution de chaque passe .

- d'approfondir l'étude de la distribution de la température lors du soudage, en tenant compte de l'échange thermique par convection et rayonnement à la surface de la pièce souvent négligé, afin de localiser le déplacement de l'interface solide-liquide dans le temps et dans l'espace.

# Bibliographie

D

0

Г

### **REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES**

### [1] CORNU J.

l

i

ί

Traité de soudage automatique, Volume 2 Hermes, Paris-Londres-Lausanne, 1986.

[2] LUCAS W. Welding Institute, G-B.Contrôle automatique de la pénétration en soudage TIG.Soudage et Techniques Connexes, Septembre-Octobre 1991.

[3] GLICKSTEIN S.S., FRIEDMAN E. Arc modelling for welding analysis. Welding Journal, 1980.

[4] MARYA S. K., WANG Y.H, LE MAITRE F.
 Etude et prévision des cycles thermiques dans les assemblages soudés.
 Journées métallurgiques de la zone fondue, Marseille, 1981.

[5] Welding Handbook, seventh edition, volume 1.Fundamentals of welding.American Welding Society, Miami, Florida, 1976.

[6] LANCASTER J.F.

The metallurgy of welding, brazing and soldering. George Allen and Unwin Ltd, London, 1970.

[7] GOLDMAN K.
 Electics arcs in argon: Heat distribution.
 British Welding Journal, 1963, T. 10, n° 7, pp 343-347.

[8] APPS R.L., MILNER D.R.Heat flow in argon-arc welding.British Journal, Octobre1955, pp. 475-485.

[9] MAZEL A.G..

Electrode fusion and parent metal penetration in manual arc welding. Welding Production, 1960, n° 1, pp. 39-49. [10] JACKSON C.E. The science of arc welding. Welding Journal, January 1975,res. supp. pp. 129s-140s.

[11] NILES R.W. and JACKSON C.E.Wel thermal efficieny of the GTAW process.Welding Journal, January 1975, res. supp. pp. 25s-32s.

[12] GLICKSTEIN S.S, FRIEDMAN E., and YENISCAVICH H.Investigation of alloy 600 welding parametrs.Welding Journal, April 1975 res. supp. pp. 113s-122s.

[13] SAVAGE W.F, STRUNCK S.S and ISHIKAWA Y. The effect of electrode geometry in gas tungsten arc welding. Welding Journal, November 1965 res. supp. pp. 489s-496s.

[14] EROKHIN A.A, BUKAROV V.A. and ISCHENKO S. Influence of tungsten cathode geometry on some welding arc characteristic and metal penetration. Welding Production, 1971, n° 12, pp. 25-27.

[15] GOLDMAN, K. and WHITE, E.S. Effect of anode material on arc mechanism. Britidh Welding Journal, September 1985, pp. 430-434.

[16] HEIPLE C.R. et ROPER J.R.Effect of selenium on GTAW fusion zone geometry.Welding Journal, August 1981, res. suppl. pp. 143s-145s.

[17] OREPER G.M. ET SZEKELY J. On electromagnetically and buoyancy driven flow in weld pools. Jnl. Fluid Mech., 1983.

[18] SUNDELL,R. E., CORREA S. M. HARRIS L. P., SOLOMON H.D., WOJCIK L.
A, SAVAGE W. F.and WALSH D. W.
Minor element effects on gas-tungsten-arc weld penetration.
Interim report, contracr no. M.E.A-8208950, march 1985.

General Electric Company, Shenectady, New york 12301.

[19] FRIEDMAN E.

t

Analysis of weld puddle distorsion and its effects on penetration. Welding Journal, June 1978, Res. Supp. pp. 161s-168s.

[20] FAUTRELLE Y.

Ecoulement dans les bains métalliques en procédé de soudage TIG. Soudage et Technique Connexes, Jan-Fév. 1980, pp. 12-18.

[21] SUNDELL R.E., SOLOMON H.D., HARRIS L.D., WOJCIK L.A., SAVAGE W.F et WALSH D.W.
Minor element effects on gas tungsten arc weld penetration.
Contract No MEA-8208950, December 1983.
General Electic Company, Shenectady, New York 12301.

[22] OREPER G.M., EAGAR T.W et SZEKELY J.Convection in arc weld pools.Welding Journal, November 1983, Res. supp. pp. 307s-312s.

[23] KOU S. et WANG Y.H.Weld pool convection and its effectWelding Journal, March 1986, Res. supp. pp. 63s-70s.

[24] HEIPLE C.R. et ROPER J.R.Mechanism for minor element effect on GTA fusion zone geometry.Welding Journal, April 1982, Res. supp. pp. 97s-102s.

[25] SAHOO P. DEBROY T. et MC NALLAN M.J.

Surface tension of binary metal-surface active solute systems under condition relevant to welding metallurgy.

Metal Transaction, B. 19 B. 1988, p. 483.

[26] CHASE T. F. and SAVAGE W. F.Effect of anode composition on tungsten arc characteristic.Welding Journal, November 1971, res. supp. pp. 467s - 473s.

[27] EAGAR T. W. and TSAI N. S.
Temperature field produced by travelling distributed heat sources.
Welding journal, December 1983, Res. supp. pp. 346s-354s.
[28] KEENE B.J., MILLS K.C. et BROOKS R.F.
Surface properties of liquid metal and their effects on weldability.
Material Science and Technology, July 1985, vol.1, pp. 568-571.

[29] KEENE B.J.

÷.

i

τ

i.

ί

ſ

i.

i.

ŝ,

i

¢.

١,

٩,

٠

.

٤

The effect of thermocapillary flow on weld pool. National Physical Laboratory, Teddington, Middlesex, England

[30] LIPTAK J. A.

Gas tungsten arc welding heavy aluminium plate. Welding Journal, June 1965, res. supp. pp. 276s - 281s.

[31] BURGARD P. and HEIPPLE C. R.

Interaction between impurities and welding parametrs in determining GTA weld shape.

Welding Journal, June 1986, res. supp. pp. 150s - 155s.

[32] SPILLER K. R. and GREGOR G. M.

Effect of the electrode vertex angle on fused weld geometry in TIG welding Proc. of the conf. on advance in weld processes, 14-16, April 1970. The welding institue, Abington Hall, Cambridge, 1971.

[33] PETRIE J. et PFENDER E.

The influence of the cathode tip on temperature and velocity field in a gastungrten arc

Welding Journal, December 1970, Res. Supp. pp.588s-596s.

[34] BINARD J. et CHABENANT A.

Etude des paramètres définissant le bain de fusion. Soudage et Technique Connexes, Janvier-Février 1980, pp.020-35.

[35] HASCOET J. K., MARYA S. K. et LE MAITRE F. Proc. 4 th JOM, Helsingor, Danemark, 19-22 Dec. 1986.

# [36] KEY J.F.

i.

÷.

÷

4

í,

i.

ì

Anode/cathode geometry and shielding gas interrelationship in GTAW.

Welding Journal, December1980 res. supp. pp. 364s-369s.

[37] SHAHAB A. MARYA S. K. et LE MAITRE F.

Etude paramètrique et métalurgique du soudage TIG appliquée à l'inconel 625. 4 ème Journée Nationale de Soudage, Paris 14-16 Mars 1989.

[38] YAMAMOTO H., HARADA S. et YAMAMOTO Y. Japan Welding Technique, Vol. 38, No. 2 pp 68-85. 1990.

[39] GARA N. KERRICH D., HARIRI S., DURR J. et PARSY F.

TIG à fil chaud pour le soudage de pièces tubulaires type GWS, Soudage et Techniques Connexes, Janvier-Février 96, pp 47-57.

# [40] GARA N.

Analyse de transfert de chaleur et de masse dans un milieu à changement de phases, applications aux joints soudés.

Doctorat D'Etat en Sciences Mathématiques, spécialité Mécanique.(en cours de rédaction).

U.S.T.Lille, Dépt. Mécanique, U.F.R de Mathématiques.

[41] ATS/OTUA. Propriètés d'emploi des aciers de construction métallique et chaudronée. LE SOUDAGE. Cahiers de l'ATS/OTUA. 1980

# [42] DADIAN M.

Contribution à la connaissances des phénomènes métallurgiques du soudage Soudage et Technique Connexes, Sept-Oct. 1985, pp. 323-346.

# [43] LANCASTER J.F,

Metallurgy of welding, Ed. ALLEN & UNWIN 4e edition 1987.

# [44] EASTERLING K.

Introduction to the physical metallurgy of welding, p. 20, Ed. Butherworks, (1983).

[45] DUGDALE D.S., HOGGART J.S.

Relation entre la dureté Vickers et la résistance à la traction. Metallurgia. Mars 1964, pp. 127-129.

[46] GEORGE RA., DINDA S., KASPER AS.

Estimating yield strengh from hardness data metalprogress. Mai 1976, pp. 30-35.

[47] CAHOON J.R., BROUGHTON W.H., KUTSAK A.R.

The determination of yield strengh from hardness measurements. Metallurgical Transaction A. July 1971 (2), pp 1979-1983.

[48] CONSTANT A., HENRY G. Les principes de base du traitement thermique des aciers. PYC Editions, 1986.

[49] JON C. Walter Deformations par retrait dû au soudage longitudinal de poutres Service de documentation Trad. n° 808. Institut de soudure.

[50] TIKHONOV A.N and SAMARSKI A.A Equations of methematical physics Translated by A.R.M Robson, P. Basu - Pergamon Press, Ltd, 1963

