



HAL
open science

Modélisation du soudage par résistance par points

Eric Thieblemont

► **To cite this version:**

Eric Thieblemont. Modélisation du soudage par résistance par points. Sciences de l'ingénieur [physics]. Institut National Polytechnique de Lorraine, 1992. Français. NNT : 1992INPL068N . tel-01776210

HAL Id: tel-01776210

<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01776210v1>

Submitted on 24 Apr 2018

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

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



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE LORRAINE

[M] 1992 THIEBLEMONT, E.

**MODELISATION DU SOUDAGE
PAR RESISTANCE PAR POINTS****THESE****présentée devant****L'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE LORRAINE**

pour obtenir le titre de

**DOCTEUR DE L'INPL
(Mécanique Energétique)**

par

Eric THIEBLEMONT

soutenue le 4 Septembre 1992, devant la commission d'Examen

JURY:

Monsieur	G.BECK	Président
Messieurs	M.EGEE	Rapporteurs
	R.MAINARD	"
	P.LEGOFF	Examineurs
	J.M.BERGHEAU	"
	R.F.MAGNAUD	"
	F.SAUVAGE	"
	J.Ch.CHEVRIER	Directeur de Thèse

AVANT PROPOS

Ce travail a été mené au laboratoire de Science et Génie des Matériaux Métalliques de L'école des Mines de Nancy sous la direction de Monsieur le Professeur Jean-Charles CHEVRIER.

Que toutes les personnes qui, par leur accueil, leur collaboration, leurs conseils et leur gentillesse m'ont permis d'entreprendre et de mener à bien ce travail trouvent ici l'expression de mes profonds remerciements.

SOMMAIRE

SOMMAIRE

Nomenclature

Introduction générale	1
-----------------------	---

CHAPITRE 1

I. Le soudage par résistance par points	4
I.1 Définition	4
I.2 Principe	4
I.2.1 Cycles de soudage particuliers	6
I.2.1.1 Variantes relatives à l'intensité	
I.2.1.2 Variantes relatives à la pression	
I.2.2 Electrode, tôle et contact	7
I.2.3 Paramètres de soudage	8
I.2.4 Aspect métallurgique	10
I.3 Théorie du soudage par résistance par points	11
I.3.1 Principes fondamentaux	11
I.3.2 Résistance dynamique globale	12
I.3.3 Interprétation des courbes de résistance dynamique globale	12
I.3.3.1 Acier non revêtu	
I.3.3.2 Acier revêtu	
I.3.3.3 Résumé	
I.3.4 Conclusion	18
I.4 Etude théorique des résistances de contact	18
I.4.1 Introduction	18
I.4.2 Résistance de contact	19
I.4.3 Aspect mécanique	19
I.4.3.1 Relation entre l'effort de pression F et la surface S_p	
I.4.3.2 Cas d'une déformation élastique	
I.4.3.3 Cas d'une déformation plastique	
I.4.4 Aspect électrique	21
I.4.5 Résistance de constriction	21
I.4.5.1 Surface de contact unique	
I.4.5.2 Cas de n contacts métalliques élémentaires	
I.4.6 Résultats expérimentaux	25

I.4.6.1 Conclusion	
I.4.7 Conclusions	26

I.5 Analyse générale de la démarche	26
--	-----------

CHAPITRE 2

II. Modélisation du soudage par résistance par points	30
II.1 Introduction	30
II.2 Phénomènes mécaniques	30
II.2.1 Introduction	30
II.2.2 Modèle mécanique	31
II.2.2.1 Présentation	
II.2.2.2 Présentation du problème	
II.2.2.3 Modèle mathématique	
II.2.2.4 Conditions aux limites	
II.2.2.5 Maillage	
II.3 Phénomènes électriques et thermiques	35
II.3.1 Introduction	35
II.3.2 Hypothèses de calcul	35
II.3.2.1 Influence de l'effet de peau	
a-L'effet de peau transitoire	
b-L'effet de peau permanent	
II.3.2.2 Effet Peltier et effet Thomson	
a-Effet Peltier	
b-Effet Thomson	
II.3.2.3 Etude des temps caractéristiques électromagnétiques et thermiques	
II.3.2.4 Conclusions	
II.3.3 Formulation mathématique du problème	41
II.3.3.1 Introduction	
II.3.3.2 Problème électrique	
a-Présentation	
b-Formulation électrocinétique stationnaire	
II.3.3.3 Problème thermique	
a-Présentation	
b-Formulation thermique instationnaire	

c-Formulation enthalpique	
II.3.4 Couplage électro-thermique	45
II.3.4.1 Introduction	
II.3.4.2 Aspects mathématiques	
II.3.4.3 Formulation mathématique	
II.3.4.4 Hypothèses de calcul et conditions aux limites	
a-Hypothèses	
b-Conditions aux limites	
II.3.4.5 Discrétisation dans le temps	
II.3.4.6 Résolution par éléments finis	
II.3.4.7 Discrétisation en espace	
a-Définition géométrique	
b-Maillage	

CHAPITRE 3

III. Paramètres physiques	58
III.1 Introduction	58
III.2 Erreur et sensibilité. Définition	59
III.2.1 Erreur	59
III.2.2 Sensibilité	59
III.3 Données électriques	60
III.3.2 L'acier	60
III.3.2.1 Conductivité et résistivité	
III.3.2.2 Erreur et sensibilité	
III.3.3 L'électrode	62
III.3.3.1 Conductivité et résistivité	
III.3.3.2 Erreur et sensibilité	
III.3.4 Le zinc	64
III.3.4.1 Conductivité et résistivité	
III.3.4.2 Conductivité électrique des éléments représentant la couche de zinc	
III.3.4.3 Erreur et sensibilité	
III.3.4.4 Conclusions	

III.4 Données thermiques	66
III.4.1 Introduction	66
III.4.2 L'acier	66
III.4.2.1 Diffusivité	
III.4.2.2 Chaleur spécifique	
III.4.2.3 Conductivité thermique	
III.4.2.4 Masse volumique	
III.4.2.5 Erreur et sensibilité	
III.4.2.6 Enthalpie	
III.4.2.6.1- Hypothèses de l'état d'équilibre	
III.4.2.6.2 Chemin de solidification-Détermination des Températures de Solidus et Liquidus	
a- Enthalpie-Chemin de solidification	
b- Température Liquidus et Solidus	
III.4.2.6.3 Données et mesures	
a- Introduction	
b- Données	
c- Mesures expérimentales	
d- Conclusions	
III.4.2.7 Erreur et sensibilité	
III.4.2.8 Conclusions	
III.4.3 L'électrode	77
III.4.3.1 Caractéristiques thermiques	
III.4.3.2 Erreur et sensibilité	
III.4.4 Le zinc	79
III.4.4.1 Caractéristiques thermiques	
III.4.4.2 Erreur et sensibilité	
III.4.5 Coefficients d'échanges	81
III.4.5.1 Echanges convectifs	
III.4.5.2 Echanges radiatifs	
III.4.5.3 Erreur et sensibilité	
III.4.6 Conclusions	82
III.5 Résistances de contact	83
III.5.1 Introduction	83
III.5.2 Résistance électrique de contact	84
III.5.2.1 Interface électrode-tôle	
III.5.2.2 Erreur et sensibilité	

III.5.2.3 Conclusions	
III.5.2.4 Interface tôle-tôle	
III.5.2.5 Erreur et sensibilité	
III.5.2.6 Conclusions	
III.5.3 Résistance thermique de contact	87
III.5.3.1 Interface électrode-tôle	
III.5.3.2 Interface tôle-tôle	
III.5.3.3 Erreur et sensibilité	
III.5.3.4 Conclusions	
III.5.4 Conclusions	88
III.6 Données mécaniques	89
III.6.1 Introduction	89
III.6.2 L'acier	89
III.6.3 L'électrode	92
III.6.4 Le zinc	92

CHAPITRE 4

IV. Détermination des résistances de contact	94
IV.1 Introduction	94
IV.2 Résistances électriques de contact	94
IV.2.1 But	94
IV.2.2 Détermination de la résistance dynamique globale	95
IV.2.2.1 Résistance statique globale: R_{GS}	
a- Introduction	
b- Montage	
c- Résultats	
d- Conclusions	
IV.2.2.2 Résistance dynamique globale: R_{dynG}	
a- Introduction	
b- Mesure et principe	
c- Résultats	
d- Conclusions	
IV.2.3 Détermination des résistances ohmiques tôles et électrodes	102
IV.2.3.1 Introduction	
IV.2.3.2 Calcul de la résistance ohmique	

a- Hypothèses	
b- Puissance dissipée	
c- Résultats	
d- Conclusions	
IV.2.4 Détermination de la résistance dynamique de contact électrode-tôle	106
IV.2.4.1 Introduction	
IV.2.4.2 Cahier des charges	
IV.2.4.3 Conception de l'électrode instrumentée	
a- Introduction	
b- Présentation	
IV.2.4.4 Définition des paramètres physiques et géométriques	
a- Diminuer les perturbations de mesure	
b- Précision et sensibilité de la mesure	
c- Conclusions	
IV.2.4.5 Mesure: Principe et méthodologie	
IV.2.4.6 Mesure de contact électrode-tôle en régime dynamique	
a- Avant soudage	
Résultats	
Conclusions	
b- Pendant le cycle de soudage	
- Mesure décentrée	
Résultats	
Conclusion	
IV.2.5 Détermination de la résistance dynamique de contact tôle-tôle	117
IV.2.6 Calcul d'erreurs	119
IV.2.6.1 Résistance de contact électrode-tôle	
IV.2.6.2 Résistance de contact tôle-tôle	
IV.2.7 Conclusions	121
IV.2.8 Détermination des résistances électriques de contact en fonction de la température	122
IV.2.8.1 Présentation	
IV.2.8.2 Résistance de contact électrode-tôle	
IV.2.8.3 Résistance de contact tôle-tôle	
IV.2.8.4 Conclusions	
IV.3 Résistances thermiques	124
IV.3.1 Introduction	124

IV.3.2	Présentation	124
IV.3.3	Modèle analytique	125
IV.3.3.1	Cellule unité	
IV.3.3.2	Formulations mathématiques	
	a- Hypothèses	
	b- Equations	
IV.3.4	Paramètres géométriques	127
IV.3.5	Mesure de profil de rugosité	130
IV.3.5.1	Introduction	
IV.3.5.2	Tôles nues	
	a- avant indentation	
	b- après indentation	
IV.3.5.3	Tôles revêtues double faces	
	a- avant indentation	
	b- après indentation	
IV.3.5.4	Conclusions	
IV.3.6	Détermination de la résistance thermique de contact électrode-tôle	133
IV.3.6.1	Introduction	
IV.3.6.2	Tôle nue	
IV.3.6.3	Tôle revêtue double faces	
IV.3.7	Conclusion	135

CHAPITRE 5

V.	Résultats et exploitation du code	137
V.1	Introduction	137
V.2	Résultats mécaniques relatifs à la phase d'accostage	137
V.2.1	Introduction	137
V.2.2	Annulation du jeu initial	139
V.2.3	Augmentation de la surface de contact tôle-tôle	139
V.2.3.1	Mesures expérimentales	
V.2.3.2	Calculs numériques	
	a- Influence du jeu initial	
	b- Evolution des surfaces de contact	
	c- Contraintes mécaniques au niveau des deux interfaces	
V.2.4	Conclusions	144

V.3 Résultats électrothermiques relatifs à la phase de soudage	144
V.3.1 Introduction	144
V.3.2 Distribution de puissance générée par effet Joule	145
V.3.2.1 Introduction	
V.3.2.2 Tôle nue	
V.3.2.3 Tôle revêtue	
V.3.2.4 Conclusion	
V.3.3 Distribution de température	145
V.3.3.1 Introduction	
V.3.3.2 Tôle nue	
V.3.3.3 Tôle revêtue	
V.3.3.4 Conclusion	
V.3.4 Evolution de température durant le cycle de soudage	151
V.3.4.1 Introduction	
V.3.4.2 Tôle nue	
V.3.4.3 Tôle revêtue	
V.3.4.4 Conclusion	
V.3.5 Comparaison calcul expérience	154
V.3.5.1 Introduction	
V.3.5.2 Tôle nue	
V.3.5.3 Tôle revêtue	
V.3.5.4 Conclusion	
V.4 Conclusions	156
 Conclusion générale	 163
 Bibliographie	 166

ANNEXES

Annexe 1	172
Annexe 2	175
Annexe 3	177
Annexe 4	179
Annexe 5	181

NOMENCLATURE

Liste des symboles et des abréviations

a	Rayon d'une cellule de contact.
a*	Rayon de la surface porteuse.
b	Rayon de l'aspérité.
C _p	Chaleur spécifique.
D	Déformation spécifique.
D _{th}	Diffusivité thermique.
D _{em}	Diffusivité électromagnétique.
D*	Coefficient de Wiedmann-Franz-Lorenz.
d _{mimi}	Distance minimale de recollement.
d _{maxi}	Distance maximale de recollement.
e	épaisseur du sous domaine.
E	Module d'Young.
E _p	Module d'Young domaine plastique.
E*	Champ électrique.
Er	Erreur commise sur la température.
ES	Acier nu.
EZ	Acier revêtu double faces.
F	Force appliquée aux électrodes.
f ^l	Fraction liquide.
h	Coefficient d'échange.
h _c	Coefficient d'échange convectif.
h _r	Coefficient d'échange radiatif.
H	Enthalpie massique.
H*	Dureté.
I, I _s	Intensité de mesure, intensité de soudage.
I _{eff}	Intensité efficace.
I _{max}	Intensité maximale.
j	Jeu initial entre les tôles en contact.
J	Densité de courant.
k	Coefficient de partage.
K	Rigidité.
l	Longueur du tube de courant.
l ₁ , l ₂ ,	Epaisseur des milieux 1 et 2.
L	Chaleur latente.
L*	Longueur caractéristique.
m	Pente de Liquidus.

M	Coefficient d'écrouissage.
p	Pression moyenne.
P	Pression de soudage.
P _e	Puissance électrique.
q	Terme source; énergie dissipée par effet Joule.
Q	Quantité de chaleur.
r	Rayon de la sphère de contact.
R	Résistance électrique.
R _a	Résistance d'aspérité.
R _f	Résistance du fluide ou du film interstitiel.
R _c	Résistance de contact.
R _{ct}	Résistance de constriction.
R _{c E/T}	Résistance de contact électrode-tôle.
R _{c T/T}	Résistance de contact tôle-tôle.
R _{c A/T}	Résistance de contact aiguille-tôle.
R _{GS}	Résistance électrique globale statique.
R _{ΩCu}	Résistance ohmique du cuivre.
R _{ΩTôle}	Résistance ohmique de la tôle.
R _{ΩAiguille}	Résistance ohmique de l'aiguille de mesure.
R _{dynG}	Résistance électrique dynamique globale.
s	Surface d'une aspérité.
S	Section de contact et de passage du courant, section d'une cellule.
S _a	Surface de contact apparente.
S _e	Surface de contact électrique.
S _p	Surface en contact mécanique, surface porteuse.
S _s	Sensibilité.
S*	s/S.
t	Temps, durée du cycle de soudage.
T	Température.
t _{sol}	Temps de solidification.
U, U _s	Tension de mesure, tension de soudage.
U _x , U _y	Déplacement suivant les directions x et y.
V	Potentiel électrique.
w	Titre massique du soluté.
W	Distance horizontale correspondant au jeu mécanique j.
ZF	Zone fondue.
ZL	Zone de Liaison.
ZAC	Zone affectée par la chaleur.

ZAT	Zone affectée thermiquement.
α	Coefficient de variation de température.
δ	Épaisseur de peau.
δ_1, δ_2	Épaisseur des aspérités milieu 1 et 2.
ε	Déformation.
ε^p	Déformation dans le domaine plastique.
ε^*	Emissivité du corps.
λ	Conductivité thermique.
μ	Coefficient de Poisson.
μ_0	Perméabilité magnétique du vide.
μ_r	Perméabilité relative.
π	Coefficient de Peltier.
ξ	Facteur empirique de pression.
ρ	Résistivité électrique.
ρ_0	Résistivité électrique à température ambiante.
ρ_m	Masse volumique.
σ	Conductivité électrique.
σ_0	Limite d'élasticité.
σ_{eq}	Conductivité équivalente.
σ^*	Constante de Planck.
τ	Coefficient de Thomson.
τ_{em}	Constante de temps électromagnétique.
τ_{th}	Constante de temps thermique.
Φ	Flux thermique.
Φ_r	Flux radiatif.
ω	Pulsation.
ζ	Paramètre thermophysique.

Rq: Les expressions en caractères **gras** sont vectorielles.

INTRODUCTION GENERALE

INTRODUCTION GENERALE

Le récent développement des tôles revêtues électrozinguées nécessite l'optimisation des techniques classiques d'assemblage, particulièrement en ce qui concerne le soudage par résistance par points. Cette nouvelle génération de tôles, largement utilisées dans l'industrie automobile, augmente de façon significative la durée de vie des carrosseries des véhicules en limitant la corrosion. Cependant, avec l'arrivée de ces tôles de faibles épaisseurs (0.7 mm) revêtues, est survenu un nouveau problème: celui de la durée de vie des électrodes de cuivre destinées à assurer le soudage. En effet pendant la soudure, le revêtement de zinc d'une épaisseur de 10 μm déposé électrolytiquement sur le substrat de base, fond plus rapidement que le substrat d'acier et diffuse dans les électrodes de cuivre en créant un laiton: alliage Zn-Cu. Cette diffusion du zinc dans le cuivre, endommage prématurément l'électrode et diminue sa longévité. Cette usure rapide des électrodes de cuivre modifie les paramètres de soudage et nécessite l'arrêt fréquent des chaînes de production robotisées, diminuant alors la rentabilité des ateliers de fabrication. Une étude réalisée par Renault sur le préjudice économique, estime le coût à 25 francs par véhicule.

Nous pensons qu'il est possible de corrélérer la durée de vie des électrodes à la température atteinte au niveau de l'interface électrode-tôle. Un programme important de recherche sur le plan de l'expérimentation et de la modélisation a donc été défini dans le but d'améliorer la tenue des électrodes de cuivre pendant le cycle de soudage. Cette étude devra également permettre d'améliorer la compréhension des mécanismes de formation du noyau soudé tout au long du cycle de soudage.

L'étude théorique du soudage par résistance par points est un problème complexe qui fait intervenir plusieurs phénomènes physiques. Pour cette étude de modélisation, nous ne considérons que les phénomènes mécaniques liés à la phase d'accostage ainsi que l'interaction étroite entre les phénomènes électrique et thermique. L'étude métallurgique et thermomécanique n'est pas abordée ici.

La modélisation des phénomènes mécaniques vise à déterminer les contraintes qui affectent la structure ainsi que l'évolution des surfaces de contact électrode-tôle et tôle-tôle dans le cas de différentes configurations d'assemblage.

Cette première étape conditionne alors le calcul électrothermique qui simule la phase de soudage. L'objectif est alors de définir d'un point de vue quantitatif la distribution spatio-temporelle des températures ainsi que la géométrie du noyau fondu durant le cycle de soudage.

Pour cela, une approche expérimentale nous a permis de déterminer les données nécessaires au problème:

- propriétés mécaniques des matériaux à froid,
- propriétés électriques et thermiques des matériaux en fonction de la température,
- résistances dynamiques électriques de contact au niveau des interfaces électrode-tôle puis tôle-tôle,
- résistance thermique de contact électrode-tôle en fonction de la température.

Une confrontation calcul-expérience permet enfin de valider le modèle.

CHAPITRE 1

I. Le Soudage par résistance par points

I.1 Définition

Le soudage par résistance par points a été inventé en 1877 par E.Thomson et continue aujourd'hui à être largement employé dans l'industrie automobile [Réf 1]. Le soudage électrique par résistance par points est un procédé de soudage sans métal d'apport dit autogène. La fusion du métal localisée entre les tôles à assembler, est obtenue par effet Joule (courant électrique de quelques kiloampères).

I.2 Principe

Le soudage par points s'applique généralement à des assemblages de deux tôles de faibles épaisseurs (0.1 à quelques millimètres mm) que l'on cherche à joindre par un point de soudure. Les tôles, mises en contact et soumises à un effort de pression par l'intermédiaire de deux électrodes reliées aux bornes du secondaire d'un transformateur, sont ainsi traversées par un courant alternatif de forte intensité sous une faible tension. Les figures I.1 et I.2 représentent respectivement les schémas d'une machine à souder par points et les différentes phases d'une opération de soudage par points.

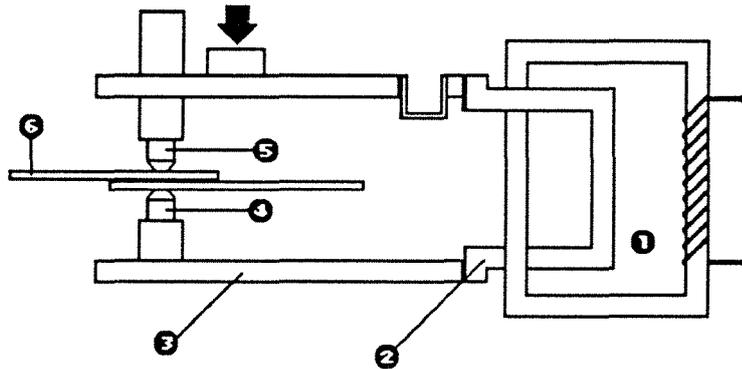


Figure I.1: Représentation schématique d'une machine à souder par points:

- ① Transformateur de soudage
- ② Secondaire du transformateur
- ③ Circuit secondaire extérieur
- ④ Electrode inférieure
- ⑤ Electrode supérieure
- ⑥ Pièces superposées à souder

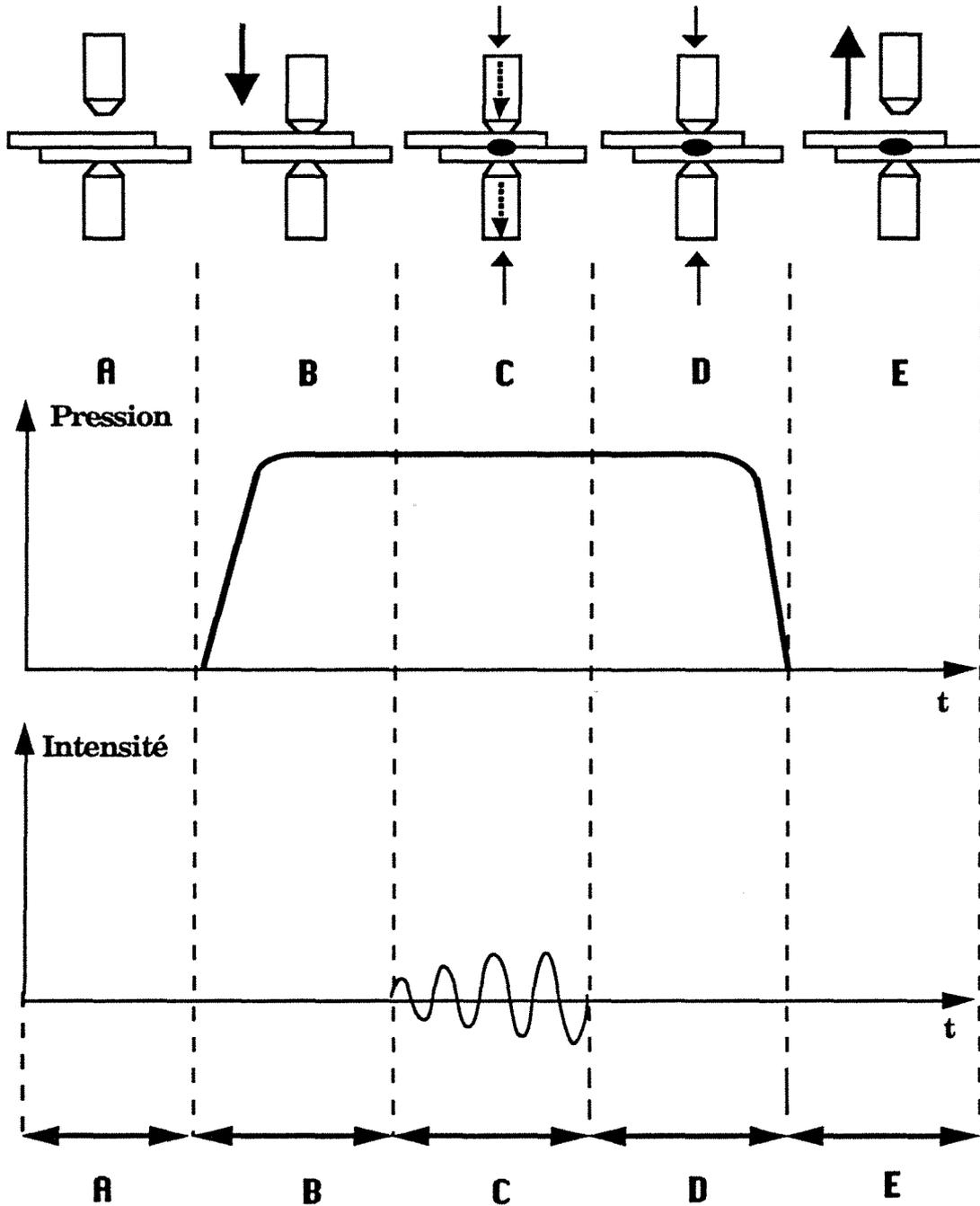


Figure I.2: Représentation schématique des différentes phases d'une opération de soudage.

- A Eléments à souder posés l'un sur l'autre;
- B Descente de l'électrode supérieure;
- C Passage du courant alternatif de soudage;
- D Interruption du courant de soudage;
- E Fin de l'application de l'effort sur le point de soudure, l'électrode remonte.

On distingue trois périodes importantes:

- **La phase d'accostage: A, B** a pour but d'assurer le positionnement correct des tôles et d'établir ainsi un bon contact électrique entre les pièces à souder et l'électrode.
- **La période de soudage: C** proprement dite pendant laquelle le courant passe et porte une partie du métal à l'état liquide.
- **La période de maintien: D** pendant laquelle le courant est coupé mais la pression maintenue (forgeage).

En ce qui concerne les tôles de faibles épaisseurs destinées à l'industrie automobile, l'ordre de grandeur du temps des différentes phases [Réf 2] est:

- accostage: 1 seconde
- soudage: 0.2 seconde
- forgeage: 0.2 seconde

I.2.1 Cycles de soudage particuliers

Dans certains cas particuliers, ce cycle de base peut subir plusieurs variantes:

I.2.1.1 Variantes relatives à l'intensité

* postchauffage:

Pour certains aciers (>0,3 % de carbone) la rupture brusque de courant et par suite le refroidissement rapide de la soudure entraînent un effet de trempe métallurgique. Pour palier cet inconvénient, on peut soit maintenir le passage du courant après le soudage proprement dit, en diminuant progressivement l'intensité, soit faire passer un courant de postchauffage.

* préchauffage:

Lorsque les pièces à joindre sont de formes compliquées, le passage d'un faible courant pendant l'accostage facilite celui-ci en ramollissant légèrement le métal.

* chauffage par impulsion:

Utilisé dans le cas de tôles épaisses dans le but d'accumuler la chaleur dans les endroits nécessaires à la soudure, cette technique permet de diminuer l'intensité moyenne de courant et la pression utile.

I.2.1.2 Variantes relatives à la pression

* Le forgeage:

Il est utile après soudage non seulement de maintenir la pression comme nous venons de le voir, mais même de l'augmenter et cela pour plusieurs raisons:

a- Sous l'effet de la dilatation thermique, la petite masse de métal en fusion tend à s'échapper. Les électrodes, par l'intermédiaire des tôles jouent le rôle de "couvercle" de façon à empêcher toute projection de métal liquide vers l'extérieur. Ce phénomène porte le nom d'expulsion ou de crachement.

b- Dans le métal en fusion, les gaz dissous forment des bulles. Ces dernières ainsi que les tensions dues aux inégalités de refroidissement entraînent à l'intérieur du noyau fondu des ruptures (tapures) qui, après refroidissement, diminuent la résistance mécanique du métal. Si au contraire le refroidissement s'effectue sous pression, les cavités sont éliminées.

c- Cette pression pendant le refroidissement affine le grain du métal, ce qui est favorable au bon comportement mécanique de l'assemblage.

d- Le forgeage est d'autant plus indispensable que les tôles sont plus épaisses.

I.2.2 Electrode, tôle et contact

Les électrodes sont en cuivre, additionné généralement de métaux d'apport, chrome et zirconium. L'électrode ainsi constituée présente les avantages d'un matériau bon conducteur thermique, pouvant alors évacuer la chaleur emmagasinée au sein des tôles tout en offrant de bonnes caractéristiques mécaniques en matière de dureté.

Du point de vue effet ohmique, électrode (bon conducteur électrique) et tôle n'offrent qu'une faible résistance au courant. Par contre, les interfaces de contact électrode-tôle et principalement tôle-tôle présentent de fortes résistances de contact thermique et électrique. On peut l'expliquer en remarquant qu'une surface métallique, même polie, présente le plus souvent des rugosités d'ordre macroscopique ou microscopique. Dans ces conditions, le contact ne s'effectue donc pas sur toute la surface mais sur de petites zones distinctes dont la somme des aires est inférieure à l'aire totale de la section. La résistance électrique, inversement proportionnelle à l'aire de la surface traversée par le courant, sera donc très élevée au contact de deux métaux. Si au contraire, le contact est amélioré, en exerçant par exemple une pression accolant les métaux l'un à l'autre ou en les chauffant, ce qui les ramollit et efface en partie leurs aspérités, la résistance de contact diminue. Cette résistance dépend aussi de la nature des matériaux, en effet, dans notre cas, la résistance de contact électrode-tôle est toujours plus faible que la résistance tôle-tôle. Il en résulte qu'au niveau du contact entre les deux tôles, la résistance bien plus forte qu'en tout autre point du circuit, est le siège d'un dégagement de chaleur intense qui provoque la fusion des métaux en présence et, après refroidissement, un point soudé.

I.2.3 Paramètres de soudage

Les paramètres de contrôle communément utilisés par le soudeur sont essentiellement pour un assemblage tôles et électrodes donné:

- la force appliquée aux électrodes: F
- l'intensité du courant: I
- la durée du cycle de soudage: t

Ils sont généralement portés sur un système d'axe pour définir les diagrammes de soudabilité. Ces diagrammes, déterminés en faisant varier deux des paramètres énoncés ci-dessus, le troisième étant fixé, définissent le domaine de soudabilité (figures I.3). La soudabilité est alors une notion très subjective qui dépend à la fois des conditions de préparation et d'utilisation des soudures. Dans le cas du soudage par points, on utilise pour la définir deux types de tests:

- le tracé de la latitude de soudage (tôles nues et revêtues)
- la durée de vie des électrodes (uniquement pour les tôles revêtues)

I.2.3.1 Latitude de soudage

Celle-ci est définie par des diagrammes constitués de courbes enveloppes, appelées limites inférieures et supérieures. Dans notre étude, ces deux limites sont définies de la façon suivante:

* limite inférieure:

Intensité minimale conduisant à la rupture par déboutonnage d'une éprouvette soumise à un effort de traction cisaillement. Le point qui se forme alors entre les deux tôles en contact est dit "collé".

* limite supérieure:

Intensité maximale proche de celle conduisant à une expulsion du métal fondu. Le point ainsi formé est dit "craché".

Le réglage des paramètres de soudage est d'autant plus précis que la zone de soudabilité est étroite. Il est à noter que le domaine de soudabilité est beaucoup plus faible pour les tôles revêtues ou galvanisées que pour les tôles nues.

I.2.3.2 Durée de vie des électrodes

La durée de vie est le nombre de points, satisfaisant à un critère bien défini, qu'est capable de réaliser, dans des conditions opératoires données (type d'électrode, intensité stable ou variable, cadence de soudage), un jeu d'électrodes. Les conditions d'essais ne faisant pas encore l'objet d'une norme, chaque laboratoire utilise ses propres spécifications (définition des limites, type d'électrode, essais mécaniques). Il vaut donc mieux éviter de comparer des latitudes entre elles sans avoir préalablement contrôlé leurs conditions de tracé.

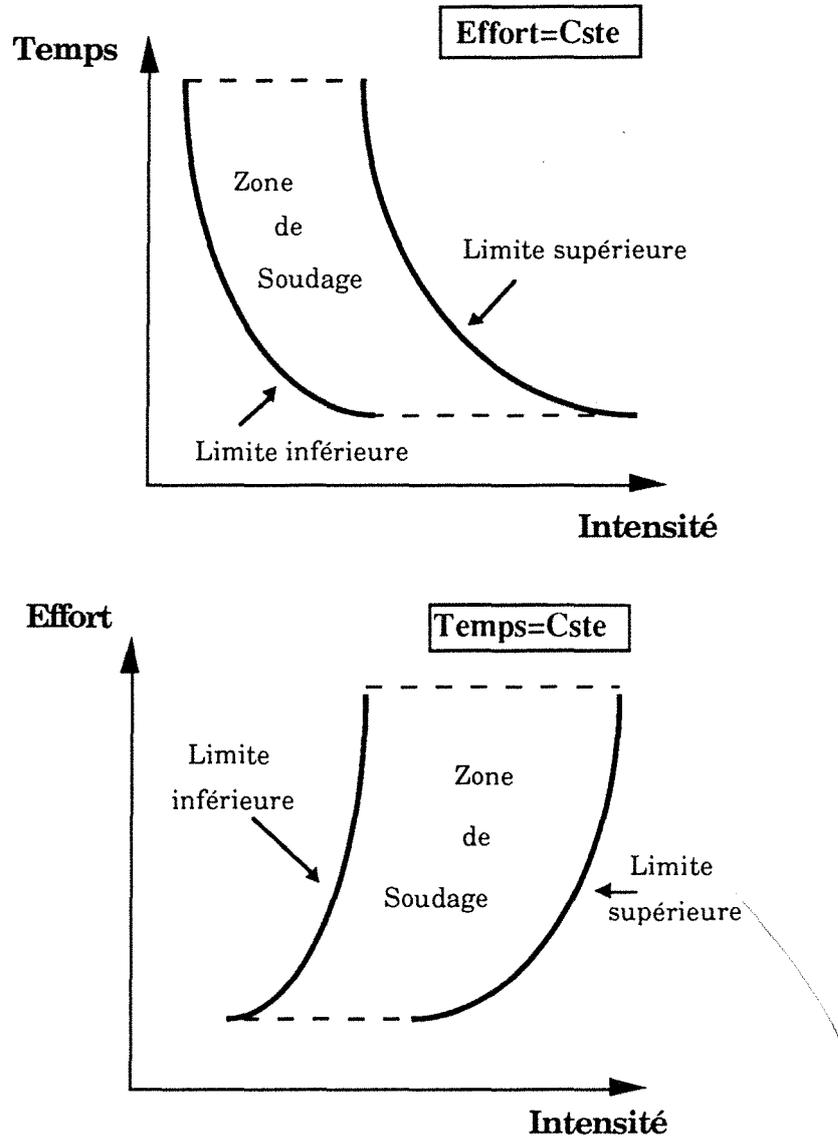


Figure I.3: Diagrammes de soudabilité.

I.2.4 Aspect métallurgique

La soudure est fréquemment caractérisée à partir de coupes métallographiques de façon à mettre en évidence la structure métallurgique des différentes phases qui interviennent dans le point soudé (figure I.4).

On distingue trois zones essentielles:

- **zone 1:** la zone fondue (ZF) représente le noyau fondu où le métal a atteint et dépassé la température de fusion subissant ainsi un cycle de fusion solidification. Cette dernière met en évidence une structure basaltique ou de trempe.
- **zone 2:** zone de liaison (ZL), caractérisée par une coque pâteuse qui entoure la zone centrale en fusion en fin de chauffage.
- **zone 3:** zone affectée thermiquement (ZAT), également appelée zone affectée par la chaleur (ZAC). Cette zone de recristallisation et de transformation à l'état solide est directement liée au gradient thermique qui apparaît entre la zone fondue et le métal de base.

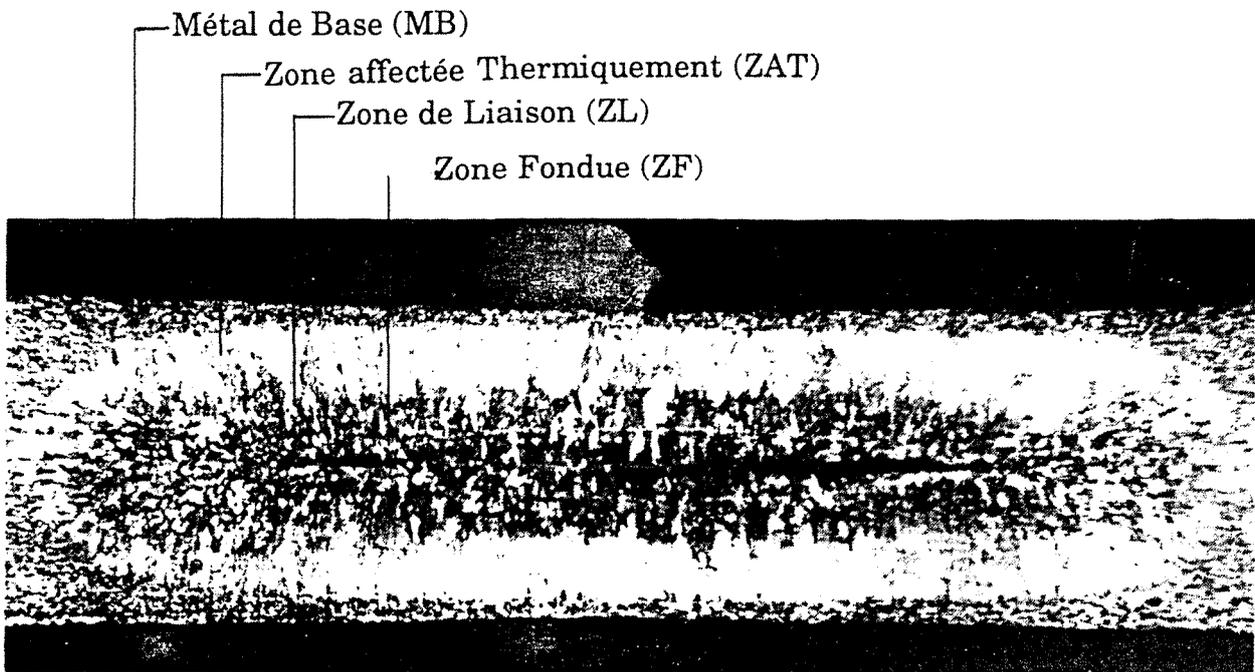


Figure I.4: Structure métallographique d'un point soudé.
Coupe diamétrale.

I.3. Théorie du soudage par résistance par points

L3.1 Principes fondamentaux

Soient deux tôles en contact T1 et T2 serrées par l'intermédiaire de deux électrodes de cuivre à travers lesquelles circule un courant de soudage alternatif de forte intensité (figure I.5).

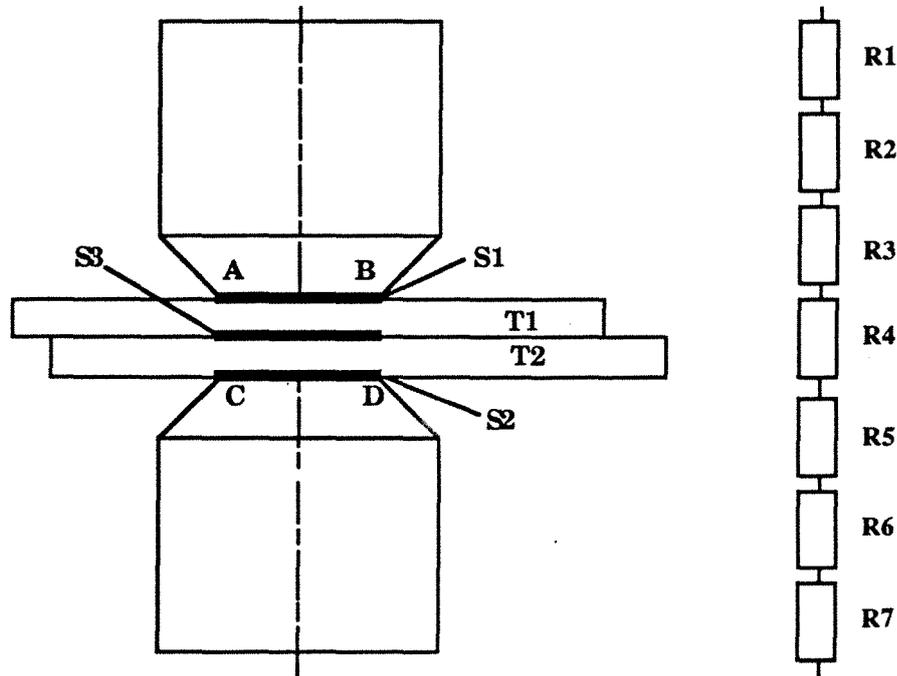


Figure I.5: Circuit électrique série représentatif de l'assemblage électrodes et tôles.

Le courant électrique traverse alors trois interfaces: S1 et S2 représentent les contacts électrode-tôle et S3, le contact tôle-tôle. Du point de vue électrique, l'assemblage électrodes et tôles est équivalent à une somme de sept résistances séries de deux types: les résistances ohmiques et les résistances de contact.

- Résistances ohmiques:

- R1 et R7 représentent les résistances ohmiques des électrodes de cuivre caractérisées par leurs bonnes conductivités électriques.

- R3 et R5 sont les résistances ohmiques représentatives des tôles en acier.

De façon générale, la résistance ohmique se définit comme:

$$R = \frac{l}{\sigma \cdot S} \tag{I.1}$$

Où σ est la conductivité électrique du matériau (fonction de la température), S la section de passage du courant et l , la longueur du tube de courant.

- Résistance électrique de contact:

- R₂ et R₆ représentent les résistances électriques de contact au niveau de l'interface électrode-tôle.

- R₄ est la résistance électrique de contact à l'interface tôle-tôle. Cette résistance de contact est la plus élevée et est le siège d'un dégagement de chaleur important Q, où débute la formation du noyau fondu.

Compte tenu de leurs plus faibles valeurs, les résistances de contact électriques électrode-tôle et les différentes résistances ohmiques sont le siège d'un dégagement de chaleur moins important.

L3.2 Résistance dynamique globale

Cette résistance dynamique globale est déterminée en fonction du temps grâce à la mesure de la tension de soudage U_s aux bornes des deux électrodes et de l'intensité de soudage I_s relevée durant le cycle de soudage. On a alors:

$$R_{\text{dynG}} = \frac{U_s}{I_s} \quad (1.2)$$

Le paragraphe IV.2.2 présente de façon détaillée la mesure de cette résistance. La courbe R_{dynG} = f(temps) intègre la diminution des résistances de contact d'une part et l'augmentation des résistances ohmiques d'autre part durant le cycle de soudage et permet de caractériser le type de soudure.

Le paragraphe suivant vise donc à caractériser, d'un point de vue qualitatif, les différentes phases du cycle de soudage en interprétant l'allure de deux courbes de résistance électrique globale, R_{dynG} pour des tôles nues et revêtues de 10 microns de zinc sur chaque face.

L3.3 Interprétation des courbes de résistance dynamique globale

I.3.3.1 Acier non revêtu (figure I.6)

Cette démarche consistant à analyser l'allure des courbes a déjà fait l'objet de quelques travaux de recherche: en ce qui concerne les tôles nues, en 1980 D.W Dickinson [Réf 3] puis J.G Kaiser en 1982 [Réf 4] et enfin S.A Gédéon en 1987 [Réf 5] interprétèrent la cinétique du point soudé à partir de la courbe R_{dynG} = f(temps) . En s'appuyant sur les mesures expérimentales réalisées à Sollac, nous présentons une synthèse de leurs études.

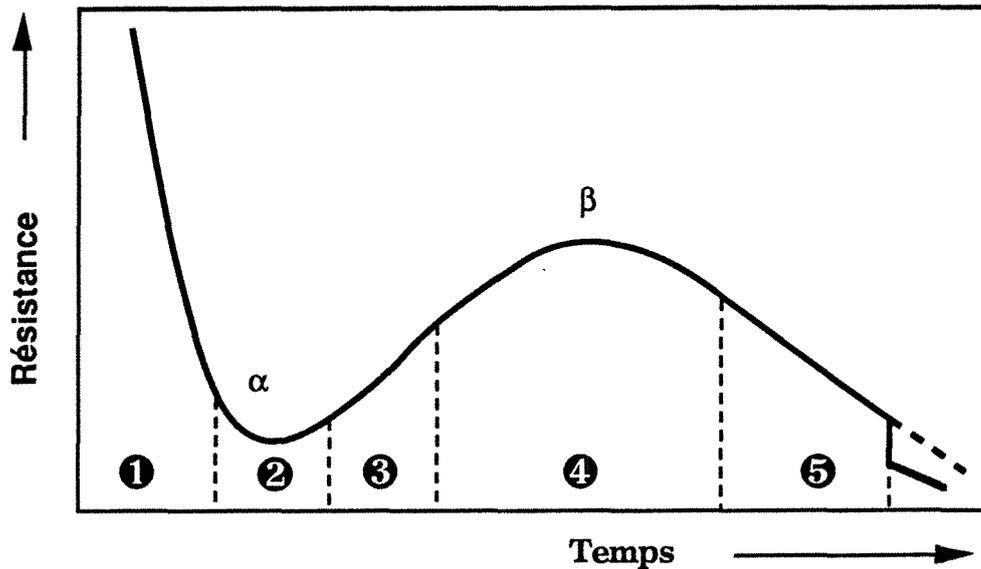


Figure I.6: Courbe type de résistance électrique dynamique globale d'un acier non revêtu.

Durant le cycle de soudage, deux phénomènes principaux interagissent avec l'augmentation de température. Il s'agit d'une part de la diminution des résistances de contact électrode-tôle et tôle-tôle et de l'augmentation des résistances ohmiques de la tôle d'autre part.

Les cinq phases principales apparaissant durant la formation du point soudé sont les suivantes:

- enfoncement de la surface et effondrement des aspérités;
- augmentation de la résistivité des tôles avec la température;
- formation du noyau fondu;
- cassures mécaniques;
- expulsion.

Examinons plus en détails, les cinq phases présentées. La durée de celles-ci dépendent à la fois des paramètres de soudage (pression, intensité et temps) et des caractéristiques du matériau.

•Phase 1:

Durant cette phase, on observe un écrasement des surfaces de contact provoqué par la force transmise par les électrodes entre les deux tôles. Cette pression provoque la formation de petites surfaces de contacts électriques. On applique alors une tension alternative aux bornes des électrodes générant ainsi une circulation de courant à travers les micros contacts. Les mauvais contacts au niveau des interfaces, principalement entre les deux tôles sont le siège d'un

dégagement de chaleur important qui provoque une augmentation rapide de la température. Ce phénomène, par diminution des caractéristiques mécaniques, entraîne un écrasement des micros aspérités provoquant ainsi une brusque chute de la résistance.

•Phase 2:

Juste après l'écrasement des surfaces, un contact plus intime entre les deux tôles apparaît. Cependant, les résistances de contact peuvent rester relativement élevées à cause de la surface limitée offerte au flux de courant par les aspérités. L'échauffement est alors concentré à l'interface tôle-tôle. A ce moment, la température dans cette région et dans le volume de matière augmente. A mesure que la température s'élève, les aspérités se ramollissent et la surface de contact augmente. Ce phénomène s'observe aussi bien à l'interface tôle-tôle qu'à l'interface électrode-tôle et provoque la diminution de la résistance électrique. Au même moment, avec l'élévation de température, la résistivité du métal augmente. Il y a alors production d'un effet opposé; la compétition de ces deux mécanismes peut entraîner une augmentation ou une diminution de la R_{dynG} et détermine la position minimum du point α . A ce moment, il arrive que l'augmentation de la surface de contact soit vaincue par l'augmentation de la température dans le matériau et la résistance totale commence à augmenter.

•Phase 3:

Durant cette période, l'augmentation de la résistivité résultant de l'élévation de température domine le processus de soudage. La fin de cette phase correspond au début de la fusion locale qui apparaît au niveau des contacts et des aspérités. La transition en phase 4 se situe près du point d'inflexion.

•Phase 4:

Plusieurs mécanismes influencent la phase 4: le volume de matière fondu (noyau) continue à s'élever en température, provoquant alors une augmentation de la résistivité du métal donc de la résistance électrique. Mais l'échauffement entraîne aussi la création de points de fusion qui apparaissent au niveau des interfaces, élargissant ainsi la taille de la région fondue et la section de passage du flux de courant. Ce mécanisme entraîne une diminution de la résistance. En effet, le ramollissement important du métal provoque la naissance de "cassures" mécaniques offrant ainsi au courant un chemin plus court. Le pic β est une conséquence de la stabilisation de température au moment où la croissance du noyau et les "cassures" mécaniques commencent à gouverner le processus de soudage. A partir de ce moment, la résistance diminue. Le pic β semble correspondre à la fusion complète du métal à l'interface tôle-tôle; il y a donc une augmentation de résistivité de la matière qui s'associe à une diminution de la

résistance de contact. Ce phénomène est particulièrement observable pour des temps de soudage courts.

•Phase 5:

Après le pic β , la croissance du noyau fondu ainsi que les "cassures" mécaniques continuent à provoquer la diminution de la résistance. Si le noyau fondu continue à augmenter et que celui-ci, sous l'action de la force exercée par les électrodes ne peut être contenu par le métal solide environnant, l'expulsion peut se produire.

I.3.3.2 Acier revêtu (figure I.7)

Nous présentons ici la courbe type (figure I.7) correspondant à la résistance dynamique globale pour des tôles revêtues double faces. Certains auteurs, S.A Gédéon, T.W Eagar et Sorensen en 1986 et 1987 [Réf 5] analysèrent les différentes phases de soudage au travers de courbes. C'est à partir de leurs études et des mesures réalisées au C.R.D.M de Dunkerque sur les tôles revêtues que nous présentons une interprétation précise des différentes phases de soudage.

Comme pour les tôles non revêtues, l'augmentation de température entraîne une compétition entre deux mécanismes: diminution des résistances de contact et augmentation de la composante ohmique des matériaux échauffés. Pour les tôles revêtues, l'interaction des mécanismes est cependant plus complexe et peut être décomposée en huit phases.

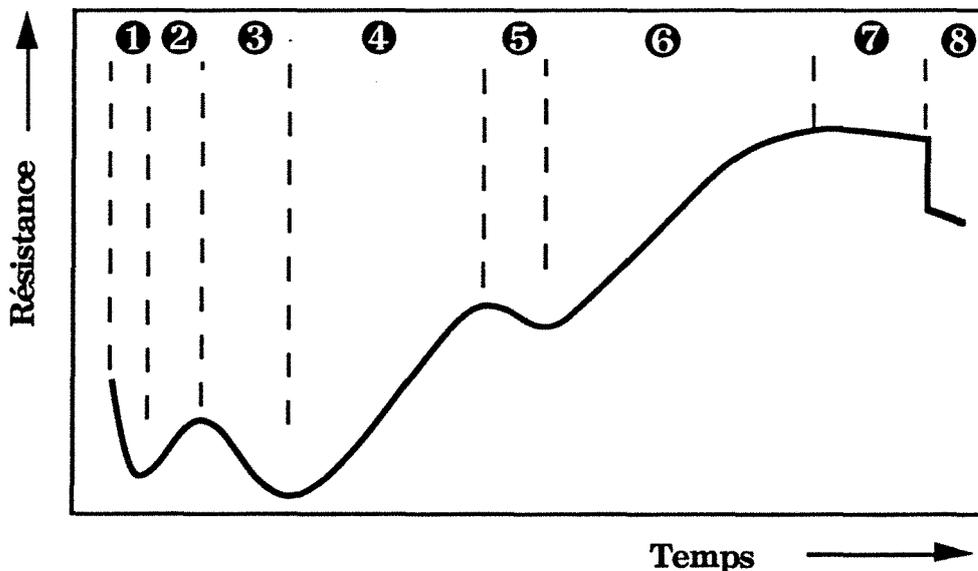


Figure I.7: Courbe type de la résistance électrique dynamique globale d'un acier revêtu de zinc.

•Phase 1:

La chute initiale de la résistance est provoquée par la "cassure" et par l'écrasement des différentes aspérités au niveau des deux interfaces. Ce phénomène apparaît avant que le flux de courant ne soit détectable et porte le nom de "frittage". Lorsque le courant circule à travers l'assemblage, les régions en contact ponctuel s'échauffent et se ramollissent. De cette façon, d'autres aspérités peuvent entrer en contact et s'échauffer à leur tour. Ce mécanisme se produit jusqu'à ce que l'on ait un contact parfait aussi bien à l'interface électrode-tôle qu'à l'interface tôle-tôle. Cette chute initiale est très rapide dans le cas de tôles revêtues, à cause des faibles caractéristiques mécaniques du zinc à basse température.

•Phase 2:

La courte croissance de la résistance électrique pouvant durer depuis le premier ou le deuxième cycle de soudage est provoquée par l'échauffement du zinc à l'interface électrode-tôle et tôle-tôle. Durant les deux premiers cycles, on observe un début de fusion de la couche de zinc située au niveau de l'interface tôle-tôle; alors qu'après trois cycles de soudage, quasiment pas de zinc fondu n'est apparu au niveau de l'interface électrode-tôle. La présence d'un liquide conducteur à l'interface tôle-tôle va alors largement favoriser la diminution de la résistance.

•Phase 3:

La chute de la résistance dynamique et ensuite la "vallée" qui forme le reste de la première bosse est due à l'arrivée du zinc complètement fondu au niveau des deux interfaces. Celui-ci va favoriser ainsi la naissance de contacts électriques intimes. On remarque que pour des électrodes usées, le zinc à l'interface électrode-tôle peut devenir liquide à un stade plus avancé à cause de l'alliage de cuivre qui se forme sur l'électrode. Malgré la diminution des résistances d'interface, la résistance globale continue à augmenter grâce à l'échauffement du volume d'acier durant les deux premiers cycles. Sous la pression exercée par les électrodes, le zinc fondu commence à former un anneau extérieur.

•Phase 4:

L'échauffement important du volume de métal entraîne une diminution rapide de la résistance de contact provoquée par le zinc fondu. On observe alors une augmentation linéaire de la R_{dynG} . A ce stade, aucune zone fondue du substrat n'est apparue, et il reste encore un peu de zinc à l'interface tôle-tôle et électrode-tôle.

•Phase 5:

Après environ six cycles, la majorité du zinc libre a été déplacée vers l'extérieur et un "collage" mécanique commence à se développer à la périphérie de la

surface de contact électrode-tôle et tôle-tôle. Sous l'effet de la pression, les électrodes poussées à travers la couche de zinc provoquent une évacuation périphérique de celui-ci. Nied a montré en 1986 [Réf 6] que ce phénomène était accentué par une augmentation des contraintes en périphérie au niveau des deux interfaces. Le collage qui s'est formé à la périphérie piège le reste de zinc ainsi que le métal fondu entre la "corne" de l'électrode et la tôle. A cet endroit, la température élevée et la pression importante favorise le zinc à se combiner avec le cuivre et former ainsi un laiton, alliage Cu-Zn. L'augmentation soudaine de la taille du halo de zinc et la formation d'un collage entre le cinquième et le sixième cycle provoque un élargissement de la surface offerte au flux de courant diminuant ainsi la résistance entre les pointes des électrodes. L'anneau de zinc ainsi formé est un excellent conducteur et favorise la diminution de la résistance totale. De plus, le mouvement de la matière sous l'effet de la pression tend à diminuer le volume de métal, ce qui entraîne également la diminution de la R_{dynG} .

•Phase 6:

La linéarité qui caractérise la partie croissante de la courbe s'explique par l'augmentation de la résistance du métal à l'origine du dégagement important de chaleur à l'interface tôle-tôle qui provoque la fusion.

•Phase 7:

Le ramollissement important de la surface électrode-tôle et de la matière environnante qui se concrétise par l'indentation de l'électrode dans la tôle entraîne une croissance de la surface de l'anneau. Cette augmentation de la surface tôle-tôle provoque une diminution de la R_{dynG} . En même temps, l'épaisseur de la matière continue à diminuer. Le noyau fondu se développe.

•Phase 8:

Si la matière fondue est rapidement expulsée vers l'extérieur, la R_{dynG} diminuera rapidement. Ce mécanisme est provoqué en priorité par la perte brutale d'épaisseur des deux tôles. Nous avons vu que le collage qui se forme à la phase 5 a pour rôle principal d'empêcher l'évacuation radiale du métal. On observe alors que la matière contrainte à haute température est le siège d'une expansion thermique et a pour effet de repousser les électrodes. Quand cette expansion devient importante, le collage est brisé et la matière fondue est brusquement libérée. Généralement la matière en fusion est éjectée avec force à cause de la pression exercée par les électrodes. Un autre mécanisme d'expulsion apparaît quand l'acier fondu (environ 1500°C) se rapproche de la température d'ébullition du zinc à 907°C. Ce phénomène peut alors forcer les électrodes à s'écarter en provoquant l'expulsion simultanée du zinc et de l'acier.

I.3.3.3 Résumé

Durant la formation du point, le zinc à l'interface tôle-tôle fond et est radialement évacué de la zone fondue vers l'extérieur pour former un anneau de zinc qui encercle le noyau fondu. Cet anneau détourne le courant autour de la zone du point soudé, laissant ainsi moins de courant pour la formation du noyau. Pour les tôles revêtues, une intensité plus importante est par conséquent nécessaire pour générer la soudure. De plus, le zinc fondu apparaît également au niveau de l'interface électrode-tôle. A ce moment, sous l'effet de la pression et de la température élevée, une partie du zinc diffuse dans l'électrode de cuivre. Il en résulte alors que les caractéristiques électriques, la forme de l'électrode ainsi que les paramètres de soudage changent. Comme les cadences de soudage sont importantes, les faces actives des électrodes s'érodent rapidement. Ce phénomène augmente le diamètre des électrodes, diminuant ainsi la densité de courant jusqu'au moment où le noyau ne se forme plus [Réf 7].

I.3.4 Conclusion

L'interprétation des courbes, résistance dynamique globale fonction du temps explique l'influence des paramètres de soudage: intensité, pression et temps sur la formation du noyau fondu. Cependant, l'allure générale des courbes qui caractérise et différencie les deux nuances d'acier est liée au dépôt de zinc. On note que la présence de zinc déposé électrolytiquement sur une très faible épaisseur suffit à modifier les surfaces de contact électrode-tôle et tôle-tôle. Dans les deux cas que nous venons de considérer, ces surfaces de contact jouent un rôle prépondérant sur la cinétique du point soudé.

Le paragraphe suivant présente d'un point de vue théorique l'existence et le rôle de ses résistances de contact.

I.4 Etude théorique des résistances de contact

I.4.1 Introduction

Une caractéristique importante de la surface des matériaux est leur rugosité. Le contact entre deux métaux soumis à une pression P s'établit d'abord par leurs aspérités respectives. La pression locale intense à l'échelle microscopique d'une aspérité provoque une déformation qui est le plus souvent plastique. A mesure que la surface se déforme, la surface de contact augmente grâce à la création de nouveaux contacts entre aspérités. Mais même quand la phase de mise en pression est terminée et que des déformations importantes sont intervenues au niveau des micro-aspérités, une partie importante de la surface

n'est toujours pas en contact, excepté au niveau de quelques aspérités où des contacts intimes sont apparus. Dans ce cas, si un courant passe entre deux métaux en contact, les lignes de courant seront soumises à un étranglement, appelé constriction, donnant ainsi naissance à une résistance additionnelle dans le circuit: **la résistance de constriction**. La région où les lignes de courant subissent la constriction s'étend à l'intérieur de la matière jusqu'à une distance égale à plusieurs fois le diamètre de la surface de contact; mais la constriction est plus sévère dans la zone de métal proche du contact où l'on observe une chute de potentiel importante. Par conséquent, lorsqu'un courant électrique traverse deux conducteurs en contact, la plus grande part d'énergie dissipée à cause de la constriction apparaît à proximité de l'interface de contact.

I.4.2 Résistance de contact

La figure I.8 présente la mise en contact de deux cylindres **C1** et **C2**. Ils sont placés l'un sur l'autre en contact sur les surfaces **Sa1** et **Sa2**. **Sa**, représente la surface de contact apparente. On fait l'hypothèse que les surfaces **Sa1** et **Sa2** sont propres, mais qu'à cause de leurs irrégularités, ne sont en contact que sur une partie de **Sa** appelée **Se**, surface de contact électrique. Le flux de courant qui traverse une diminution de section, fait intervenir une résistance de constriction. Cette résistance ne dépend pas seulement de la dimension de **Se** mais aussi de sa forme. Si les surfaces sont dépourvues d'oxydes, cas d'une expérimentation sous vide, les surfaces **Se** et **Sp**, surfaces porteuses (somme de toutes les surfaces en contact mécanique) sont égales. On a le plus souvent:

$$S_a > S_p > S_e$$

I.4.3 Aspect mécanique

L'effort exercé par les électrodes de soudage sur les tôles provoque une pénétration dans l'acier. Ce phénomène d'indentation macroscopique peut s'assimiler à des essais de dureté dont la finalité est de caractériser la résistance du métal à la déformation. La dureté **H**, définie comme le rapport de la force sur la surface de l'empreinte est une propriété physique complexe et difficile à interpréter qui dépend principalement des caractéristiques du matériau. C'est ainsi que l'alliage Cu-Cr-Zr offre une plus grande résistance à la pénétration que l'acier doux.

I.4.3.1 Relation entre l'effort de pression **F et la surface **Sp****

De façon générale, la relation entre la force appliquée **F** et la surface porteuse **Sp**, dépend de la pression moyenne **p** et s'exprime par:

$$F = p.S_p \qquad (I.3)$$

La pression locale à l'échelle d'une aspérité peut varier d'un point à l'autre en présentant des déformations élastiques ou élasto-plastiques. Néanmoins, dans beaucoup de cas, la surface entière S_p , subira une déformation plastique irréversible. La description mathématique des phénomènes fait appel à de nombreuses approximations: les calculs élaborés, ne concernent que les cas idéaux de contacts élastiques ou plastiques faisant intervenir des formes simplifiées (éléments en contact de géométrie sphérique ou cylindrique).

I.4.3.2 Cas d'une déformation élastique

Cas d'un contact entre deux sphères lisses où la surface de contact S_p est plane et circulaire. Si la déformation est élastique, la formule de Hertz donne le rayon $a_{(S_p)}$ de la surface porteuse S_p en fonction de la force F [Réf 8 p 368].

$$a_{(S_p)} = \left[\frac{3}{4} F \left(\frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2} \right) * \left(\frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2} \right)^{-1} \right]^{1/3} \quad (I.4)$$

Avec μ_i , coefficient de Poisson, E_i module d'Young et r_i , rayon de la sphère. i représente l'indice du matériau

L'expression (I.4) s'applique également à un contact sphère-plan ($r_2 = \infty$).

I.4.3.3 Cas d'une déformation plastique

Dans le cas d'une déformation plastique, l'ensemble des travaux effectués, dont un résumé figure dans l'ouvrage de Holm [Réf 8], montre que la surface S_p est proportionnelle à la force appliquée F . Avec l'augmentation de la pression, la totalité des déformations sera plastique jusqu'à atteindre une valeur de déformation spécifique D de 0.03 ou plus.

$$F = H^* \cdot S_p \text{ et } H^* = \frac{F}{S_p} \text{ (pour } D \geq 0.03) \quad (I.5)$$

On retrouve alors la définition de la dureté Meyer où H^* est la dureté du matériau au sens Meyer [Réf 9]

Dans le cas où la déformation est moins profonde (D plus petit), p (pression moyenne) sera plus faible que H^* . On a donc la relation suivante:

$$F = \xi \cdot S_p \cdot H^* \quad (I.6)$$

Où ξ est un facteur empirique de pression ($0.2 < \xi < 1$).

D'un point de vue mécanique microscopique, il est à noter qu'une étude fondamentale réalisée par Pullen et Williamson [Réf 10] relie la pression exercée sur les matériaux en contact avec le rapport des surfaces de contacts électriques réelles sur la surface de contact apparente. Leur démarche prend en compte la redistribution de matière pendant l'écrasement des aspérités. En d'autres termes, la matière déplacée depuis la région en contact doit réapparaître à un endroit de la surface qui n'est pas en contact. Ils prouvent ainsi que le

mouvement de matière qui s'élève varie dans la même proportion que la pression. On peut alors avancer l'hypothèse que pour un contact plastique, le relèvement des surfaces qui ne sont pas en contact est uniforme.

I.4.4 Aspect électrique

Si l'on mesure la tension U_{ab} entre les points a et b de la figure I.8 lorsqu'un courant I circule, on obtient :

$$R_{ab} = \frac{U_{ab}}{I} \quad (I.7)$$

On peut imaginer la même mesure, mais cette fois en considérant la surface S_a parfaitement conductrice. Dans ce cas, la résistance mesurée serait:

$$R_{ab}^0 = \frac{U_{ab}}{I} = \frac{\rho \cdot l}{S_a} \quad (I.8)$$

Par définition, la résistance de constriction est:

$$R_{ct} = R_{ab} - R_{ab}^0 \quad (I.9)$$

Dans le cas d'un contact propre (sans film de contact: oxyde, impureté, graisse...), la résistance R_{ct} est simplement une résistance de constriction. Si un film est présent et si les deux matériaux en contact sont de nature différentes on a alors:

$$R_{ct} = R_1 + R_2 + R_f \quad (I.10)$$

Avec R_1 et R_2 résistances de constriction des deux milieux et R_f , résistance du film.

I.4.5 Résistance de constriction

La région proche du contact où l'on observe une déviation des lignes de courant qui convergent vers les points en contact électriques porte le nom de constriction. Cette zone caractérisée par une résistance additionnelle (résistance de constriction) est le siège de gradients de potentiels importants. En d'autres termes, R_{ab}^0 est en général négligeable comparé à R_{ab} . La résistance de constriction R_{ct} est alors fonction de la résistivité du ou des matériaux en contact et de leurs formes. Nous présentons quelques formulations analytiques dans le cas où:

* S_e est un cercle

* S_e est composé de plusieurs surfaces de contacts circulaires.

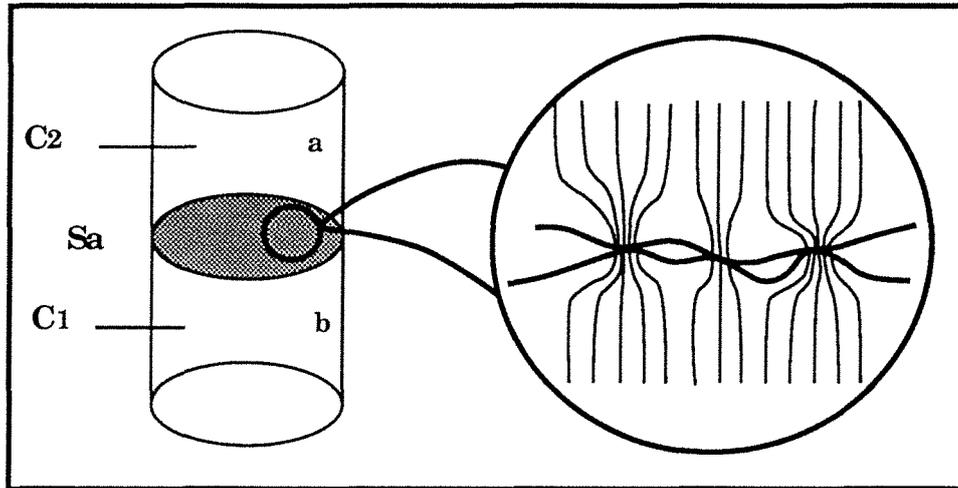


Figure I.8: Contact entre deux cylindres; zoom des micros-constrictions.

I.4.5.1 Surface de contact unique

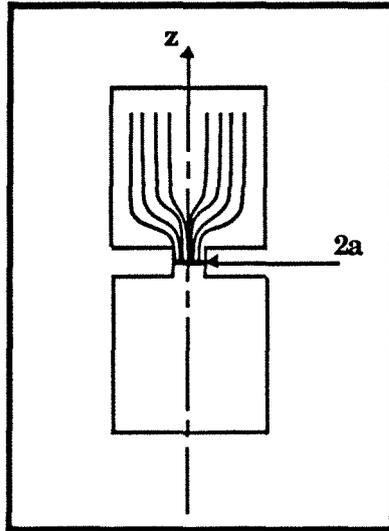


Figure I.9: Striction des lignes de courant au voisinage d'une micro surface de contact électrique.

Dans ce cas et pour des matériaux de même nature en contact, Holm a montré [Réf 8] que pour la zone comprise entre 0 et z (z, distance entre le centre du disque conducteur et un point situé sur l'axe des deux cylindres), la résistance de constriction R_{ct} pour un élément de contact est donnée par:

$$R_{ct}(z) = \frac{\rho}{2\pi a} \cdot \arctg \frac{z}{a} \quad (I.11)$$

Où ρ est la résistivité électrique du matériau et a le rayon du cercle de contact.

Si le volume de constriction (région limitée par les parois du cylindre et correspondant à une déviation des lignes de courant) est très grand devant le volume a^3 , on parle de longue constriction. Dans ce cas, l'expression précédente reste valable pour $z \gg a$; on a alors.

Pour un élément en contact:

$$R_{ct} = \frac{\rho}{4a} \quad (I.12)$$

Soit pour le contact complet:

$$R_{ct} = \frac{\rho}{2a} \quad (I.13)$$

Cette relation est valable pour un contact unique. Si la conduction se fait par plusieurs surfaces élémentaires [Réf 11,12], on peut lever la difficulté en

considérant l'ensemble de ces surfaces comme une surface circulaire unique équivalente.

D'après Williamson (1955) [Réf 13], on peut également écrire:

$$R_{ct} = \frac{1}{2} \cdot G \cdot \rho \cdot \left(\frac{\pi}{a}\right)^{0.5} \quad (\text{I.14})$$

Avec $G=1$ dans le cas une seule surface de contact circulaire sinon, G voisin de 1.

I.4.5.2 Cas de n contacts métalliques élémentaires

Le plus souvent, la conduction s'effectue par quelques surfaces élémentaires. L'ensemble de ces surfaces constituant la surface de conduction est S_e . Toutes les surfaces de contact sont supposées circulaires de rayon ($a_1, a_2, a_3\dots$). D'autre part, on se place dans la configuration d'une longue constriction [Réf 14].

$$R_{ct} = \frac{\rho}{4 \sum a_i} \quad (\text{I.15})$$

En 1966, Greenwood a étudié le cas où n contacts circulaires de rayon a_{ij} sont distribués aléatoirement sur une surface quelconque:

$$R_{ct} = \frac{\rho}{2 \sum a_j} + \frac{\rho}{\pi n^2} \sum_{i \neq j} \sum_j \frac{1}{r_{ij}} \quad (\text{I.16})$$

Avec a_j , rayon du $j^{\text{ème}}$ site et r_{ij} distance entre le $i^{\text{ème}}$ et le $j^{\text{ème}}$ site.

Dans le cas où ces contacts de rayon a sont uniformément répartis dans un cercle de rayon α , un calcul simple permet de montrer que l'équation (I.16) s'écrit:

$$R_{ct} = \rho \left(\frac{1}{2na} + \frac{32}{6\pi^2 \alpha} \right) \quad (\text{I.17})$$

Holm a montré en 1929 [Réf 8] que lorsque n contacts élémentaires de même rayon a sont uniformément répartis sur une surface circulaire de rayon α (surface de contact apparente), la résistance de constriction est donnée par:

$$R_{ct} = \rho \left(\frac{1}{2na} + \frac{1}{2\alpha} \right) \quad (\text{I.18})$$

D'après Whitley et Malucci, cette relation [Réf 15] n'est valable que si les surfaces élémentaires sont assez éloignées les unes des autres pour qu'il n'y ait pas

d'interaction entre chaque constriction élémentaire. Cette condition est satisfaite seulement si:

$$\frac{na^2}{\alpha^2} \leq 0.1$$

I.4.6 Résultats expérimentaux

Nous présentons le résultat d'une étude réalisée en 1958 par Bowden et Williamson [Réf 16]. L'étude concerne la conduction entre deux métaux identiques en or recouvert de cuivre: une surface tronconique de 1.5 mm de rayon est appliquée sur une surface plane; chaque surface étant soigneusement nettoyée. On fait passer un courant de faible intensité (qq mA), puis une impulsion de courant I pouvant varier de 5 à 160 A traverse alors l'assemblage. On mesure ensuite le rapport de la tension sur l'intensité, de façon à obtenir la résistance de constriction avant et après l'impulsion de courant.

On remarque que lorsque I augmente: **$R_c \cdot I_{max} = \text{Constante}$** .

Cette expérience montre que pour un seuil de courant donné, il y a un certain degré critique de constriction au niveau duquel le courant passera sans provoquer de changement de la région en contact. Si le courant augmente, la résistance de constriction va diminuer. Cependant la diminution de la résistance de constriction n'est en fait pas la cause directe d'augmentation du courant. En effet, la diminution de la résistance de constriction observée expérimentalement est liée soit au changement de la résistivité soit à la surface de contact. Des mesures annexes ont mis en évidence le fait que la diminution de la résistance de constriction était directement liée à l'augmentation de la surface de contact. Comme l'effort de pression F entre les surfaces est constant, il résulte que la pression au niveau des aspérités a diminué, au moins temporairement, à cause du passage du courant. Il est à noter qu'une réduction temporaire de la pression au niveau des aspérités peut provoquer une augmentation permanente de la surface de contact.

I.4.6.1 Conclusions

Ces expériences mettent en évidence que le changement dans la qualité du contact entre deux métaux, provoqué par le passage d'un courant électrique entre eux est directement lié à la chaleur générée dans la région de constriction où les lignes de courant se resserrent. Le changement observé au niveau de la résistance de constriction génère la fusion du métal à l'interface en ayant au préalable provoqué la croissance de la surface de contact.

I.4.7 Conclusions

Ces formulations analytiques concernent la détermination des résistances de contact électriques. Seulement, ces modèles d'utilisations simples font souvent appel à des approximations importantes et nécessitent des paramètres difficiles à appréhender tels que le nombre de micros contacts, les distances inter contact. et sont le plus souvent adaptés à des matériaux en contact de même nature. De plus, ces modèles valables pour des régimes permanents ne permettent pas de décrire l'évolution des résistances de contact durant le cycle de soudage. De nombreuses expressions obtenues par analogie électrique [Réf 17 ,18 ,19], permettent la détermination des résistances de contact thermique. Cependant, dans ce cas la validité des résultats est délicate. En effet, pour certain matériau, la loi de Wiedmann-Franz-Lorenz permet de relier la conductivité thermique λ à la conductivité électrique σ :

$$\frac{\lambda}{\sigma} = D^* \cdot T \quad (\text{I.19})$$

Avec $D^* = 2.4 \cdot 10^{-8} \text{ (V/}^\circ\text{K)}^2$ et T la température du contact supposée homogène en (K).

La résistance de contact thermique peut ainsi être estimée par analogie à la résistance de contact électrique. Cependant, cette loi est à considérer avec une certaine réserve. En effet, dans le cas de contacts présentant un film isolant, des échanges radiatifs ou une conduction à travers un milieu interstitiel, cette analogie n'est plus valable.

Par ailleurs, à partir de mesures expérimentales, de nombreux auteurs [Réf 18] ont tenté d'établir des corrélations empiriques permettant de décrire les résistances de contact électriques et thermiques. On observe dans ce cas, de fortes dispersions au niveau des résultats.

Nous venons de traiter quelques exemples de constriction microscopique où seule la rugosité des matériaux en contact intervient. Dans notre cas, l'utilisation d'une électrode de soudage tronconique fait intervenir en plus une constriction macroscopique. En effet, la diminution de diamètre liée à la conicité de l'électrode (30°/horizontale) provoque un étranglement au niveau de la section de passage des lignes de courant.

I.5 Analyse générale de la démarche

Rappelons que c'est en voulant corrélérer la diffusion du zinc dans l'électrode de cuivre avec la température d'interface électrode-tôle, qu'une étude de modélisation numérique du procédé de soudage nous est apparue comme la plus

adaptée à notre problème. En effet, les difficultés et les incertitudes de mesures de températures au niveau des différentes interfaces de contact, la rapidité du process (environ 0.2 seconde) et enfin les forts gradients thermiques qui caractérisent le soudage par points ne permettent pas de déterminer correctement l'évolution de température à partir de mesures expérimentales.

Cette étude de modélisation, visant à décrire le plus finement possible le procédé de soudage par résistance par points a pour objectifs:

- De remplacer une mesure directe de température.
- D'approfondir la compréhension des phénomènes physiques liés au procédé, en étudiant la cinétique de formation du noyau fondu au cours du cycle de soudage.
- D'optimiser et de caractériser les différents paramètres de soudage: intensité, pression et temps.
- Et enfin d'étudier la sensibilité des caractéristiques thermophysiques sur le développement du noyau.

Cependant, cette étude nécessite la connaissance d'un certain nombre de paramètres. C'est pourquoi, nous déterminerons parallèlement, les caractéristiques thermophysiques des matériaux en fonction de la température ainsi que l'évolution des résistances de contact durant le cycle de soudage. Une approche expérimentale est alors nécessaire. Une dernière étape de confrontation entre les résultats numériques et expérimentaux (coupes macrographiques du noyau fondu), nous permettra de valider notre modèle.

L'étude décomposée en quatre chapitres se présente de la façon suivante:

- Chapitre II: Ce chapitre présente dans un premier temps, le calcul mécanique d'indentation permettant de définir les surfaces de contact électro-tôle et tôle-tôle nécessaires au calcul électro-thermique, ainsi que la détermination des contraintes mécaniques au niveau des deux interfaces. Dans un deuxième temps, nous présenterons le couplage électrique-thermique. Ces deux phénomènes physiques qui gouvernent principalement le soudage par résistance par points, répondent parfaitement à notre objectif principal: détermination de la carte de température au niveau de la structure électrodes et tôles durant le soudage. L'intimité des interactions qui entrent en jeu nécessite pour cela un couplage fort entre les phénomènes électriques et thermiques. Le calcul électrique détermine la distribution spatiale de densité de courant afin de définir la puissance dissipée par effet Joule. Le calcul thermique qui en découle nous donne alors la distribution de température dans l'assemblage. Température dont dépend étroitement les résistances de contact ainsi que les caractéristiques thermophysiques des matériaux.

•Chapitre III: Les gradients thermiques importants ainsi que les températures élevées atteintes en cours de soudage (fusion du matériau) sont le reflet des fortes non linéarités qui caractérisent le soudage par points. Ces raisons nous ont conduit à une détermination précise des caractéristiques thermo-électriques des différents matériaux en fonction de la température. En effet, elles permettent de décrire l'évolution thermique depuis l'ambiante jusqu'à environ 1800°C en intégrant les phénomènes de changement de phase. Une étude de sensibilité de ces différents paramètres définit l'influence de chacun d'eux sur la réponse en température du modèle numérique.

•Chapitre IV: Ce chapitre fait l'objet de la détermination des résistances de contact; étape importante dans la modélisation du procédé de soudage par points. L'étude de la cinétique du point soudé à partir des courbes de résistance dynamique globale pour des aciers nus et revêtus nous ont permis de juger du rôle important des résistances de contact sur la genèse du point soudé. D'autre part, la détermination des résistances de contact à partir de modèles analytiques ou de formulations empiriques ne peuvent en aucun cas rendre compte du régime dynamique durant le cycle de soudage et nous amènent le plus souvent à des résultats approximatifs. Ces raisons nous ont amenées à mesurer expérimentalement la résistance de contact électrique à l'interface électrode-tôle pour déduire ensuite la résistance de contact tôle-tôle en régime dynamique. Par ailleurs, nous présentons également la démarche utilisée pour définir les résistances thermiques de contact à partir des résistances électriques en fonction de la température.

•Chapitre V: Enfin, nous présentons les résultats des calculs numériques mécaniques puis électro-thermiques, ainsi qu'une confrontation entre l'expérience et le calcul pour les deux nuances d'acier considérées: tôle nue ($I_{\text{eff}} = 7.5 \text{ kA}$) et revêtue double faces ($I_{\text{eff}} = 11.5 \text{ kA}$).

CHAPITRE 2

II. Modélisation du soudage par résistance par points

II.1 Introduction

Dans une première étape, nous présentons le calcul mécanique, grâce auquel nous simulons la phase d'accostage et de mise en pression des tôles. Cette étude vise à déterminer les contraintes mécaniques ainsi que l'évolution des surfaces de contact au niveau des interfaces électrode-tôle et tôle-tôle, dans différentes configurations. Les surfaces de contact conditionnent en effet la distribution de puissance dans la structure. C'est pourquoi, nous étudions dans une deuxième étape, les phénomènes électriques et thermiques qui interviennent lors de la phase de soudage proprement dite (passage du courant alternatif de forte intensité). A ce sujet, plusieurs études antérieures ont permis de mettre en évidence l'importance de ces deux phénomènes [Réf 20, 21]. De façon à pousser plus en avant la compréhension des mécanismes thermoélectriques et leurs interactions, le couplage complet entre ces deux phénomènes physiques a été réalisé. Cette démarche nous a conduit à étudier la distribution de puissance électrique au sein de l'assemblage électrode-tôle, laquelle conditionne l'évolution de température durant le cycle de soudage. Elle dépend principalement des résistances de contact électriques.

La modélisation des phénomènes électrique et thermique fortement couplés et l'étude mécanique faisant intervenir des géométries complexes ont été développées à partir d'un code éléments finis. Parmi les codes de calcul existant, Sysweld [Réf 22], dont la vocation est de modéliser les phénomènes de soudage, nous est apparu comme le plus adapté. Par ailleurs sa structure modulaire offre de nombreuses possibilités d'extension: calcul métallurgique et thermomécanique.

II.2 Phénomènes mécaniques

II.2.1 Introduction

Pour réduire le poids des tôles, tout en préservant de bonnes caractéristiques mécaniques, les aciers à haute tension mécanique sont largement employés dans l'industrie automobile. Cependant, l'aptitude de ces aciers aux pressions de mise en forme est relativement faible comparé aux aciers doux conventionnels. Cet acier est alors souvent à l'origine de problèmes de soudabilité liés à la présence d'un jeu initial au niveau des contacts entre les tôles à assembler. Il s'agit donc d'étudier les phénomènes mécaniques de la phase d'accostage (paragraphe I.2) dépendant de ce jeu. Cette phase peut ainsi être décomposée en deux parties:

- Début de l'effort de soudage jusqu'au contact initial des deux tôles;
- Augmentation de la surface de contact à l'interface tôle-tôle jusqu'à l'application de l'effort maximal de soudage.

II.2.2 Modèle mécanique

II.2.2.1 Présentation

Le cahier des charges que le problème mécanique doit satisfaire est le suivant:

- modélisation des déformations et des contraintes mécaniques à température ambiante.
- détermination des surfaces de contact au niveau des interfaces électrode-tôle et tôle-tôle.

Les effets de température et de vitesse sur les déformations ne seront donc pas considérés. Les matériaux seront supposés homogènes et isotropes (paragraphe III.6). Les géométries des tôles (épaisseur = 0.7 mm) et des électrodes (\varnothing face active = 6 mm) seront par ailleurs fixées tout au long de l'étude. Ce calcul mécanique élasto-plastique éléments finis réalisé en grandes déformations à partir du module mécanique de Sysweld, nécessite la prise en compte d'éléments de contact particuliers au niveau des deux interfaces électrode-tôle et tôle-tôle (paragraphe II.2.2.5). Les équations de plasticité sont discrétisées en utilisant une méthode implicite.

II.2.2.2 Présentation du problème

Le jeu initial j a été simulé par un espace artificiel créé entre les deux tôles en contact (figure II.1). La distance W correspond à l'espacement horizontal entre les deux prises de contact.

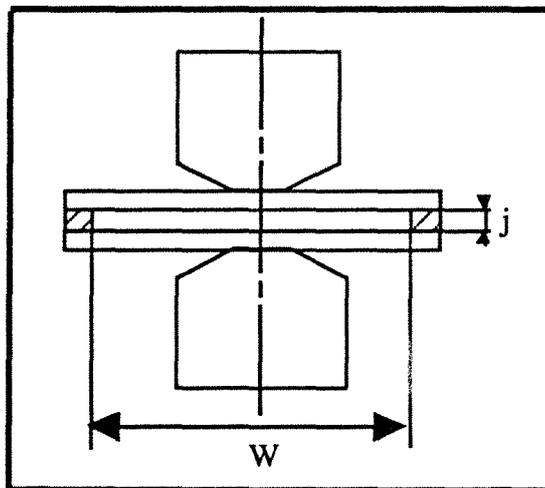


Figure II.1: Schéma de principe représentant le jeu initial j ainsi que la distance W inter contact.

II.2.2.3 Modèle mathématique

Nous nous intéresserons ici au cas de la sollicitation uniaxiale classique: les deux tôles d'acier sont alors soumises à un chargement simple en compression. Dans ce cas, l'utilisation d'un modèle avec écrouissage isotrope suivant le critère de Von Mises est donc bien adapté.

Grâce aux courbes expérimentales $\sigma = f(\epsilon)$ obtenues à partir des essais de traction, le comportement élasto-plastique du matériau a été modélisé par une loi bilinéaire constituée de deux droites successives D1 et D2 (figure II.2). Dans le domaine élastique, le module d'Young du matériau E est la pente de D1. Les droites D1 et D2 se coupent en un point Mo de coordonnées $(\epsilon^e_{\max}, \sigma_0)$, où ϵ^e_{\max} est la déformation réversible maximale que peut subir le matériau et σ_0 la limite d'élasticité initiale du matériau. La pente de D2 est notée E_p et porte le nom de module plastique tangent. Lorsque l'on applique une contrainte supérieure à σ_0 , le matériau subit une déformation plastique: il s'écrouit. On peut écrire:

$$\sigma_y = \sigma_0 + M \cdot \epsilon^p \quad (\text{II.1})$$

Où M est le coefficient d'écrouissage $= \frac{E \cdot E_p}{E - E_p}$ et ϵ^p la déformation plastique.

Nous présentons au niveau du paragraphe III.6, les différentes propriétés mécaniques obtenues à partir des essais de traction et de vibrations.

II.2.2.4 Conditions aux limites

La figure II.3 présente les conditions aux limites utilisées pour le calcul mécanique. Avec U_x et U_y les déplacements suivant les directions respectives x et y.

- sur $\partial\Omega_1$: pression imposée, $P = \frac{\text{Effort de soudage}}{\text{Section d'application}}$,
- sur $\partial\Omega_2$: plan de symétrie horizontal, $U_x=U_y=0$;
- sur $\partial\Omega_3$: $U_x=U_y=0$.

II.2.2.5 Maillage

La modélisation de tôles de mêmes épaisseurs fait intervenir des symétries verticales et horizontales nous conduisant ainsi à réduire l'étude sur un quart du problème (figures II.4.a, b). L'utilisation de mailles triangulaires et rectangulaires permet alors de discrétiser à partir d'un modèle axisymétrique les deux sous domaines: électrode et tôle. En ce qui concerne les interfaces électrode-tôle et tôle-tôle, des éléments de contact ont été introduit. En effet, ces mailles spéciales de liaison à deux noeuds et une dimension, rendent compte du décollement et de la déformation des tôles durant la phase d'accostage. Elles ont en effet pour objet de relier entre eux les mêmes degrés de liberté de deux noeuds en générant des matrices de raideurs par l'intermédiaire de rigidités. Quand les

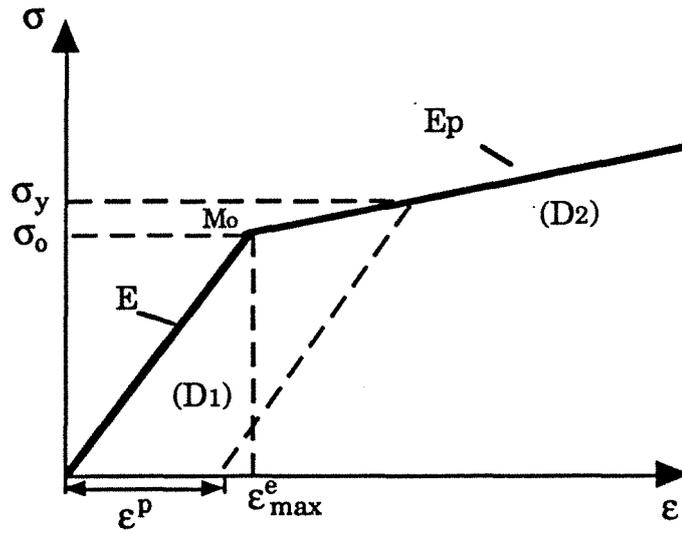


Figure II.2: Comportement élastoplastique avec écrouissage linéaire, loi bilinéaire. $\sigma_y = \sigma_0 + \frac{E \cdot E_p}{E - E_p} \cdot \epsilon^p$.

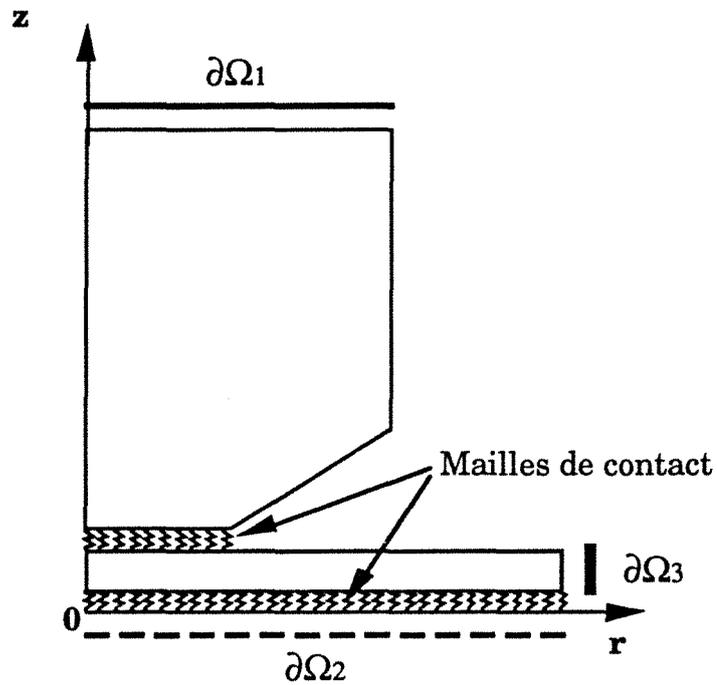


Figure II.3: Conditions aux limites du calcul mécanique.

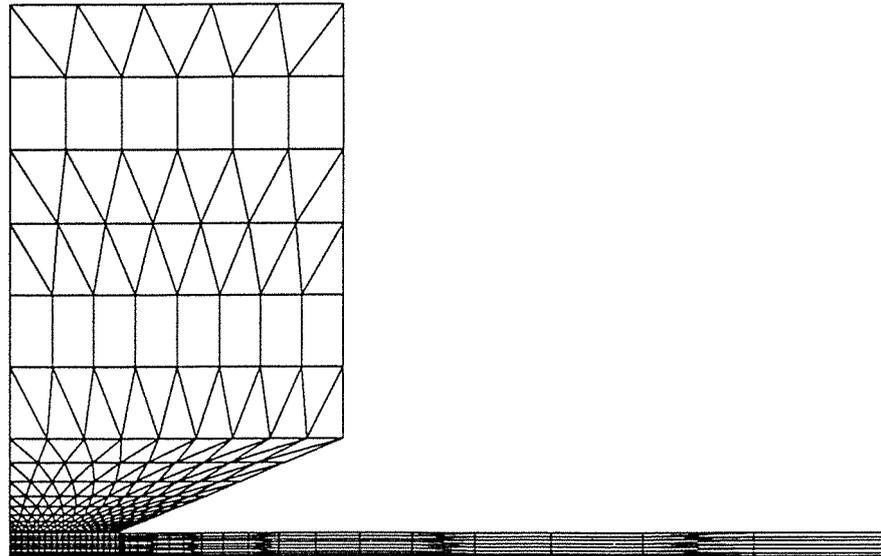


Figure II.4.a: Maillage calcul mécanique. 675 noeuds et 865 mailles.

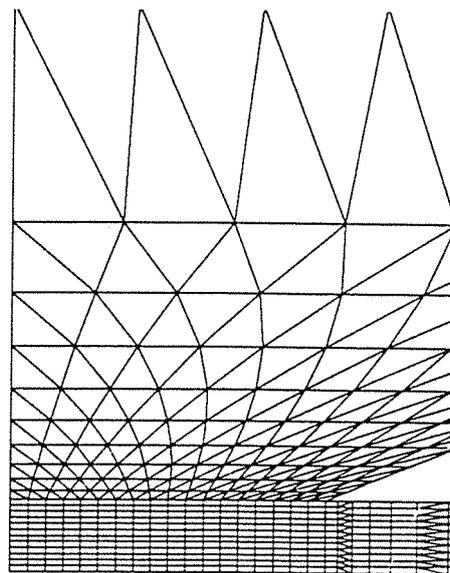


Figure II.4.b: Zoom de la zone à forte discrétisation d'espace.

noeuds sont séparés, la rigidité des mailles K est nulle. Dans le cas contraire où les noeuds sont en contact, la rigidité des mailles est affectée d'une valeur importante afin de maintenir les noeuds en contact. A partir de l'effort de pression et du jeu maximal j entre les deux tôles, nous avons défini sous forme de table, une relation entre la rigidité K ($K=F.j$) et le déplacement relatif des noeuds en contact (U_2-U_1).

Déplacement (mm)	Rigidité K (N/mm ²)
-100	0
-1.10 ⁻⁶	0
0	10 ⁶
100	10 ⁶

En ce qui concerne les tôles revêtues, des sous domaines d'épaisseur 10 μ m, tiennent compte du dépôt de zinc.

Ces mailles sont alors affectées de propriétés mécaniques dont la détermination fait l'objet du paragraphe III.6.

Les résultats mécaniques sont présentés au paragraphe V.2.

II.3 Phénomènes électriques et thermiques

II.3.1 Introduction

Comme nous l'avons déjà précisé, les phénomènes électriques et thermiques sont sans conteste les plus importants dans le procédé de soudage par résistance par points. Un effort particulier visant à définir les hypothèses de calcul ainsi que la formulation mathématique simulant l'interaction étroite entre ces deux phénomènes physiques a été entrepris et est présenté dans ce paragraphe.

II.3.2 Hypothèses de calcul

II.3.2.1 Influence de l'effet de peau

Deux types d'effet de peau peuvent ainsi être définis:

a- L'effet de peau transitoire

Il intervient lors d'une variation brutale du courant et dépend par conséquent fortement des conditions initiales d'application. Les problèmes de contacteur et d'interrupteur électrique où l'établissement et la coupure du courant est brutal (quelques millièmes de secondes) sont caractéristiques des phénomènes d'effet de peau transitoire [Réf 23]. Bien que travaillant sur des périodes de temps assez courtes, ce phénomène reste négligeable et ne vient pas perturber le régime thermique (figure II.6).

b- L'effet de peau permanent

Lorsqu'un courant alternatif traversant un conducteur, varie en tout point du métal, il apparaît une f.é.m induite qui s'oppose au passage du courant. En régime sinusoïdal, l'électrisation du conducteur est alors superficielle. Ce phénomène est d'autant plus important que la fréquence est élevée. Le tableau II.1 donne une estimation des valeurs concernant l'épaisseur de la peau (en mm) en fonction de la fréquence et du matériau pour différentes températures.

Fréquence (Hz)	10	50	10 ²	10 ³	10 ⁴	10 ⁵	10 ⁶
Cu froid	20	8.5	6	2	0.6	0.2	0.06
Acier froid	5	2.25	1.6	0.5	0.16	0.05	0.016
Acier à 600°C	10	4.47	3	1	0.3	0.1	0.03
Acier à 800°C	160	72	50	16	5	1.5	0.5

Tableau II.1: Influence de la fréquence et de la température sur l'effet de peau (en mm)

Cette épaisseur de peau, également appelée pénétration δ est déterminée à l'aide de la relation suivante:

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \cdot \sigma \cdot \mu_r \cdot \mu_0}} \quad (\text{II.2})$$

Avec ω la pulsation (s^{-1}), σ la conductivité électrique ($\Omega^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$), μ_r la perméabilité relative et μ_0 la perméabilité magnétique du vide ($\text{H} \cdot \text{m}^{-1}$).

La pénétration est d'autant plus faible que la fréquence est élevée et que la conductivité et la perméabilité sont grandes. Afin de visualiser avec précision l'influence de l'effet de peau dans notre acier (nous nous placerons à température ambiante où l'effet de peau est maximum), un calcul électrocinétique et un calcul électromagnétique ont été réalisés dans un cylindre de rayon 3 mm, correspondant au rayon de contact électrode-tôle de notre assemblage. Le calcul électromagnétique qui tient compte de l'effet de peau permanent et le calcul électrocinétique nous donnent alors la distribution de densité de courant le long du rayon (figure II.5).

Les résultats obtenus (tableau II.1 et figure II.5), confirment l'épaisseur de peau de 2.25 mm caractéristique d'un acier à température ambiante. Compte tenu de la montée en température très rapide qui caractérise le procédé de soudage durant les premiers instants (environ 45000°C/s), cette électrisation superficielle

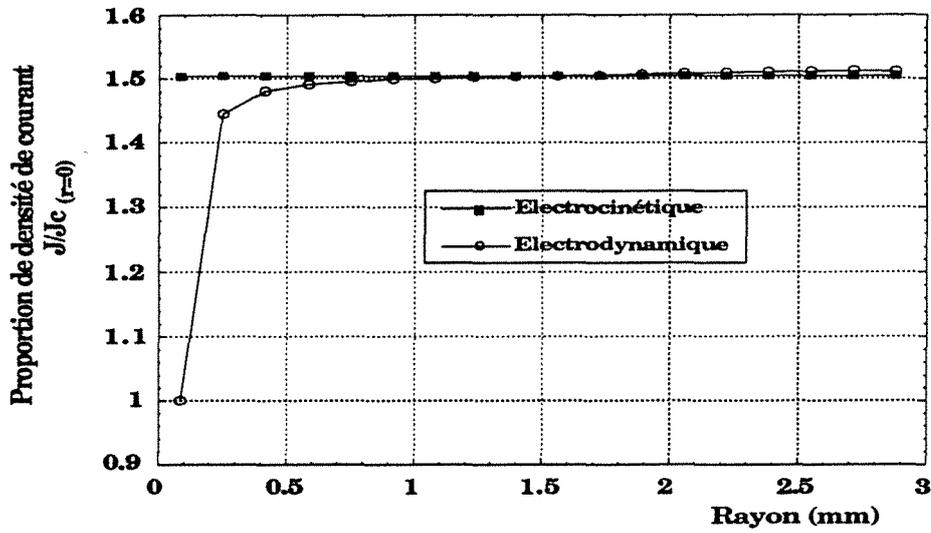


Figure II.5: Comparaison du rapport de densité de courant (J/J_c) dans un cylindre en acier ($\varnothing = 6$ mm) entre une formulation électrocinétique et électromagnétique. Avec J =densité de courant et J_c =densité de courant correspondant au calcul électrodynamique sur l'axe vertical.

du conducteur disparaît très rapidement et ne vient pas perturber le régime thermique. En effet, pour une température de 600 °C, la pénétration δ est de 4.5 mm. Dans ce cas, une formulation électrocinétique du problème électrique semble être tout à fait adaptée. Nous présentons en annexe 1 la formulation électromagnétique sur laquelle nous nous sommes appuyé pour le calcul tenant compte de l'effet de peau permanent.

II.3.2.2 Effet Peltier et effet Thomson

a- Effet Peltier

Lorsqu'un courant traverse l'interface de deux métaux A et B mis en contact, il apparaît que la chaleur dégagée est différente de celle qui se déduit du seul effet Joule: suivant le sens du courant, il faut ajouter ou retrancher une quantité supplémentaire de chaleur qui dépend de la nature des métaux en présence et de leur température et est proportionnelle à l'intensité I du courant. La puissance électrique correspondante libérée ou absorbée P_e s'écrit donc:

$$P_e = \pi.I \quad (\text{II.3})$$

Où π est le coefficient de Peltier et I l'intensité de soudage.

Cet échauffement ou ce refroidissement lié à l'effet Peltier dépend du sens du courant; si l'on inverse le sens de celui-ci le phénomène s'inverse. Dans notre cas, l'utilisation d'un courant de soudage alternatif annule ce phénomène.

b- Effet Thomson

Lorsque l'on chauffe localement un conducteur métallique, on obtient une certaine répartition des températures le long de ce conducteur. On peut en particulier définir une f.é.m τ , dite f.é.m de température qui caractérise la quantité de chaleur fournie ou absorbée par effet Thomson. Cette chaleur proportionnelle au gradient thermique et au courant électrique peut s'écrire:

$$\delta Q = \tau.J.gradT \quad (\text{II.4})$$

Avec δQ la quantité de chaleur en w/m^3 , τ le coefficient de Thomson ($2.2 \mu V/K$ pour le Cu et $8 \mu V/K$ pour le Fer), J la densité de courant (A/m^2) et T la température.

La chaleur Thomson qui se substitue à la chaleur dégagée par effet Joule, change de signe si l'on inverse le sens du courant ou du gradient thermique. Etant donnés les faibles coefficients de Thomson dans le cas du cuivre et du fer et l'utilisation d'un courant alternatif de soudage, l'effet Thomson est négligeable devant l'effet Joule.

Dans notre approche, les phénomènes liés aux effets Peltier et Thomson seront donc négligés. Cette approximation est tout à fait justifiée dans le cas d'un courant de soudage alternatif.

II.3.2.3 Etude des temps caractéristiques électromagnétiques et thermiques

Il s'agit de déterminer les constantes de temps électromagnétiques et thermiques intervenant dans le procédé de soudage, de façon à définir les régimes électrique et thermique qui conditionnent la formulation mathématique. Afin d'étudier les phases transitoires électrique et thermique, définissons pour chacune d'elles un temps caractéristique. Si:

$$D_{th} \text{ est la diffusivité thermique du matériau: } D_{th} = \frac{\lambda}{\rho \cdot Cp};$$

$$D_{em}, \text{ la diffusivité électromagnétique du matériau: } D_{em} = \frac{1}{\sigma \cdot \mu_0 \cdot \mu_r};$$

L^* , la longueur caractéristique;

les constantes de temps thermique, τ_{th} et électromagnétique, τ_{em} ainsi définies sont données par:

$$\tau_{th} = \frac{L^{*2}}{D_{th}} \quad (II.5)$$

$$\tau_{em} = \frac{L^{*2}}{D_{em}} \quad (II.6)$$

Afin de comparer les temps caractéristiques électrique et thermique, nous présentons dans le tableau II.2 les différentes valeurs du rapport $\frac{\tau_{th}}{\tau_{em}}$ relatif aux trois matériaux utilisés dans la modélisation.

Métaux	D_{th} (m ² /s)	D_{em} (m ² /s)	$\frac{\tau_{th}}{\tau_{em}} = \frac{D_{em}}{D_{th}}$
Cu	1.11.10 ⁻⁴	142.8.10 ⁻⁴	128.5
Zn	0.366.10 ⁻⁴	500.10 ⁻⁴	1360
Acier	0.1.10 ⁻⁴	800.10 ⁻⁴	8000

Tableau II.2: Temps caractéristiques électromagnétique et thermique pour le cuivre, le zinc et l'acier.

Rq: Les matériaux sont considérés paramagnétiques: $\mu = \mu_0 \cdot \mu_r = 4\pi \cdot 10^{-7}$ H.m⁻¹ et d'épaisseur 1 mm pour les tôles.

Il apparaît clairement sur le tableau II.2 que le temps caractéristique τ_{th} est très grand devant τ_{em} . La durée de la phase transitoire électromagnétique est donc très brève devant la phase transitoire thermique. Pour visualiser les différentes phases intervenant dans le processus d'évolution du cycle électrique et

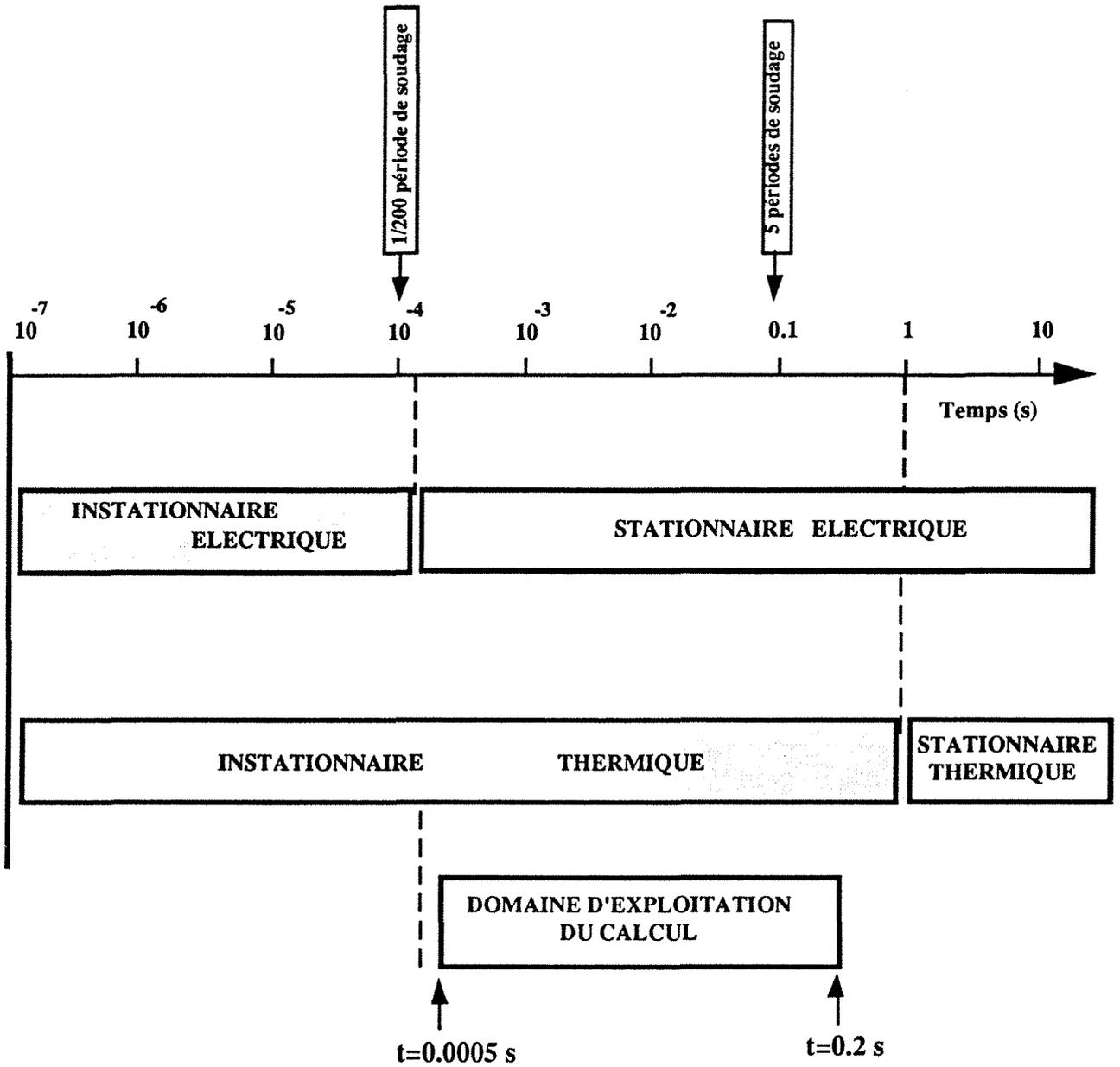


Figure II.6: Constantes de temps électrique et thermique.

thermique de soudage, nous avons reporté sur un axe des temps (échelle logarithmique) les valeurs des constantes τ_{th} et τ_{em} (figure II.6). On considère que le régime établi est atteint après une période correspondant à 10 fois la constante de temps. Le calcul s'effectuera entre $t = 0.0005$ s (premier pas temps du calcul) et $t = 0.2$ s. Ces résultats nous conduisent par conséquent à utiliser une formulation stationnaire pour le régime électrique et instationnaire pour le régime thermique.

II.3.2.4 Conclusions

Le calcul de la densité de courant \mathbf{J} à partir des formulations électromagnétique et électrocinétique met en évidence une distribution de courant spatiale pratiquement identique pour les deux cas. Aucune électrisation superficielle ou effet de peau ne peut donc être attribué ici à la fréquence de soudage de 50 Hz. Compte tenu des hypothèses liées à l'effet de peau d'une part et des différents temps caractéristiques des deux phénomènes physiques d'autre part, nous nous placerons en régime électrocinétique stationnaire et thermique instationnaire. Les formulations mathématiques qui découlent de ces deux régimes sont présentées dans les paragraphes suivants.

II.3.3 Formulation mathématique du problème

II.3.3.1 Introduction

Il s'agit de présenter et de justifier les formulations mathématiques utilisées dans la modélisation, relatives aux phénomènes électrique et thermique qui interviennent dans le procédé de soudage par résistance par points. Ces choix, motivés par les différentes hypothèses et les exigences du cahier des charges ont également été guidés par une analyse bibliographique. Nous présentons dans un premier temps les formulations électrique et thermique, lesquelles seront dans un deuxième temps traitées simultanément sous la forme d'un couplage fort.

II.3.3.2 Problème électrique

a- Présentation

Le cahier des charges que le problème électrique doit satisfaire est le suivant:

- modéliser la distribution de courant au sein de l'assemblage électrode et tôle (matériaux opaques et isotropes).
- déterminer la densité de puissance par effet Joule à partir de l'intensité de soudage I , donnée d'entrée du problème.

La puissance générée par l'effet Joule, liée à la distribution des densités de courant \mathbf{J} , dépend alors étroitement de la température et de l'espace. Le problème électrocinétique stationnaire définit donc le terme source du problème

thermique qui provoquera le dégagement de chaleur nécessaire à la création du point soudé.

b- Formulation électrocinétique stationnaire

Mise en équation:

Dans ce cas, le champ électrique E^* dérive d'un potentiel V , on peut écrire:

$$E^* = - \text{grad } V \quad (\text{II.7})$$

Cette relation exprime que E est perpendiculaire aux surfaces équipotentielles et dirigé dans le sens des potentiels décroissants. Arithmétiquement, E^* est égal à la valeur absolue de la dérivée normale: dV/dn .

Soit J , la densité de courant en un point quelconque de l'espace et S une surface qui s'appuie sur un contour (Γ) quelconque. Le courant I qui traverse (Γ) est alors:

$$I = \int \int_S J \cdot dS$$

La condition nécessaire pour que le vecteur J ait un flux conservatif est que sa divergence soit nulle en tous points du champ:

$$\text{div } J = 0 \quad (\text{II.8})$$

$$\text{div } E^* = 0 \quad (\text{II.9})$$

Etant données les relations:

$$E^* = - \text{grad } V$$

$$\text{div } J = 0$$

$$\text{div } E = 0$$

et comme d'après la loi d'Ohm:

$$J = \sigma E^* \quad (\text{II.10})$$

On obtient, $J = - \sigma \text{grad } V$

soit aussi:

$$\text{div } (\sigma \text{grad } V) = 0 \quad (\text{II.11})$$

Où σ , conductivité électrique ($\Omega^{-1} \cdot m^{-1}$) est une fonction de l'espace et du temps, E^* représente le champ électrique (V/m), J la densité de courant (A/m^2) et V le potentiel (V).

II.3.3.3 Problème Thermique

a- Présentation

Nous présentons tout d'abord le cahier des charges que le problème thermique doit satisfaire. Il s'agit de:

- modéliser les transferts de chaleur dans des matériaux opaques et isotropes.
- décrire thermiquement les différentes phases du cycle de soudage pour lesquelles une dépendance en temps est indispensable (problème instationnaire).

- prendre en compte les échanges thermiques à la surface de la pièce du point de vue radiatif et convectif en fonction de la température.
- prendre en compte la dépendance en température des différents coefficients thermophysiques ainsi que les transformations métallurgiques des phases solide et liquide. Cette dépendance est le plus souvent très sévère et fait intervenir de fortes non linéarités.

b- Formulation thermique instationnaire

Le problème thermique ainsi posé a pour objectif de calculer la température dans un volume Ω de frontières $\partial\Omega$. Dans notre cas, l'ensemble des pièces (électrodes et tôles) constituant le volume sont de dimensions finies et fixes. De façon à rendre compte des différents changements de phases, une formulation enthalpique mixte a été retenue. En effet le terme source \dot{q} , prend en compte la puissance dissipée par effet Joule alors que l'enthalpie traduit les effets de chaleur sensible et de chaleur latente. Mathématiquement, l'équation est de la forme:

$$\rho_m \frac{\partial H}{\partial t} = \text{div } \lambda \text{grad} T + \dot{q} \quad (\text{II.12})$$

Il s'agit d'un problème de conduction instationnaire où ρ_m est la masse volumique (kg/m^3), H l'enthalpie massique (J/kg), λ la conductivité thermique ($\text{W/m}\cdot^\circ\text{C}$) et \dot{q} la puissance dissipée par effet Joule. Cette équation s'interprète simplement: La variation d'énergie d'un élément de volume (premier membre=terme d'accumulation) est égale à la somme des dissipations par conduction (premier terme du second membre=terme de diffusion) et de la génération de chaleur (dernier terme).

Les échanges thermiques aux frontières sont pris en compte par une condition aux limites de type Fourier. Le flux de chaleur est alors proportionnel à la différence entre la température à l'endroit où on l'estime au niveau de la frontière: $T_{\partial\Omega}$ et à une température de référence T_∞ . Le coefficient de proportionnalité h est appelé coefficient d'échange. On obtient alors:

$$-\lambda \text{grad } T_{\partial\Omega} = h(T_{\partial\Omega} - T_\infty) \quad (\text{II.13})$$

Avec $T_{\partial\Omega}$ la température à la frontière et T_∞ la température du fluide extérieur.

Les échanges convectifs et radiatifs seront modélisés à partir d'un coefficient d'échange h ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$), évalué par des corrélations empiriques. Le paragraphe III.4.5, présente de façon plus détaillée la détermination des échanges thermiques.

c- Formulation enthalpique

Parmi les trois méthodes les plus couramment employées pour décrire le comportement thermique de matériaux subissant des transformations de phases, on distingue:

- la méthode directe;
- la méthode d'introduction du terme source;
- la méthode enthalpique.

• Méthode directe

Cette méthode consiste à introduire la chaleur spécifique effective dans l'équation de conduction de la chaleur. Le changement de phase se traduit alors par une augmentation importante de la capacité calorifique $\rho_m \cdot C_p$ [Réf 24]. Cette technique très simple à introduire dans un code éléments finis, ne peut malheureusement pas convenir pour tous les types de matériaux. En effet, pour les faibles intervalles de températures de changement de phase, le pas de temps doit être fortement réduit pour assurer une description satisfaisante des changements de phases.

• Méthode du terme source

Cette méthode revient à introduire les différents changements de phase à partir d'un terme source, représentant ainsi une absorption ou un dégagement de chaleur. La méthode du terme source est surtout adaptée lorsque les transformations dépendent du temps et de la température.

• Méthode enthalpique

Cette méthode, retenue dans notre procédé pour décrire les différents changements de phase de l'acier consiste à introduire l'enthalpie H du matériau en fonction de la température au lieu de la capacité calorifique $\rho_m \cdot C_p$. Si l'on considère deux phases solide (s) et liquide (l), on peut écrire:

$$h = f^s h_s + f^l h_l \tag{II.14}$$

Où h est l'enthalpie massique et f^i , la fraction massique de la phase i .

Pour une température de transformation, on a:

$$h^l(T) - h^s(T) = L \tag{II.15}$$

$$h^s(T) = \int_{T_0}^T C_p^s \cdot dT \tag{II.16}$$

et

$$h^l(T) = \int_{T_0}^T C_p^l \cdot dT + C_{te} \tag{II.17}$$

Où L est la chaleur latente et C_p^i la chaleur spécifique.

Quelle que soit la discrétisation en temps, on a alors l'assurance de prendre correctement en compte les différents changements de phases.

Nous présentons au paragraphe III.4.2.6, les lois physiques sur lesquelles nous nous sommes appuyé pour décrire les différents changements de phases de l'acier.

II.3.4 Couplage Electro-thermique

II.3.4.1 Introduction

Ces deux phénomènes sont étroitement liés et caractérisent le procédé de soudage par points. Numériquement, il s'agit de décrire avec précision l'interaction couplée entre les mécanismes électriques et thermiques de façon à obtenir une solution stable et convergente. La solution classique utilisée dans le cas d'un problème physique couplé fait appel à une résolution indépendante des deux phénomènes électrique et thermique. La résolution du calcul électrique fournit alors le terme source (densité de puissance générée par effet Joule) au calcul thermique qui modifie les coefficients électriques dépendant de la température. On procède alors de façon itérative en alternant les deux calculs pour atteindre une solution stable des problèmes électrique et thermique [Réf 6, 24]. Ce type de résolution mathématiquement découplée est particulièrement bien adaptée aux cas des problèmes linéaires. Cependant pour le procédé de soudage par points, les non linéarités brutales qui interviennent au niveau des caractéristiques électriques risquent d'engendrer une instabilité de la solution. En effet, pour s'assurer de la fiabilité des résultats, il faut que la dépendance en température des coefficients électriques ne soit pas trop sévère. Ce n'est pas le cas des résistances de contact électrique au niveau des interfaces électrode-tôle et tôle-tôle qui présentent des variations importantes.

En effet, la résistance de contact tôle-tôle varie dans un rapport de 1 à 100 dans l'intervalle des températures [0 1000°C]. De façon à prendre en compte les interactions importantes entre les phénomènes électriques et thermiques, le problème étant couplé par l'effet Joule d'une part et la dépendance des propriétés physiques avec la température d'autre part, nous avons choisi un couplage fort. Dans ce cas, les équations électriques et thermiques sont alors traitées simultanément [Réf 25]

II.3.4.2 Aspects mathématiques

A partir de l'équation elliptique (formulation stationnaire électrocinétique) et de l'équation parabolique (formulation instationnaire thermique), il s'agit de

déterminer un algorithme de calcul adapté à notre problème. Si l'on écarte les techniques de résolution analytique [Réf 26, 27], qui ne permettent pas la prise en compte de la dépendance en température des coefficients thermophysiques, des conditions aux limites et des géométries complexes, il reste deux grandes familles de méthodes numériques pouvant s'adapter à notre type de problème:

- Les méthodes de type différences finies. D'utilisation aisée, elles n'offrent cependant pas une grande liberté quant à la description géométrique de la pièce à modéliser. Plusieurs études concernant la modélisation du soudage par points ont pourtant déjà été traitées par cette méthode [Réf 28,29,30,31,32]. Dans ces différents cas, les hypothèses de calculs souvent grossières ne permettent cependant pas une interprétation quantitative des résultats.

- Parmi les méthodes d'éléments finis volumiques, la méthode d'éléments finis de type Galerkin [Réf 33] a été retenue. Nous avons pour cela utilisé le code éléments finis Sysweld [Réf 22]. En ce qui concerne la modélisation du procédé de soudage par points, traité par éléments finis de façon découplé, on notera les études de Nied sur Ansys [Réf 6] , de Anastassiou sur Systus [Réf 20] et plus récemment celle de Dickinson [Réf 34]. Nous présentons ici la formulation mathématique retenue pour la modélisation du couplage fort électro-thermique.

II.3.4.3 Formulation mathématique

Il s'agit donc de traiter simultanément les phénomènes électrique et thermique. Conformément aux hypothèses, le problème électrique sera traité à partir d'une formulation électrocinétique stationnaire (pas d'effet de courant induit); alors que du point de vue thermique, nous utiliserons une formulation instationnaire. Les équations qui régissent alors le problème dans un domaine borné Ω sont les suivantes:

$$\rho_m \cdot \frac{\partial H}{\partial t} - \text{div}(\lambda(T) \cdot \text{grad } T) - \text{grad } V \cdot (\sigma(T) \cdot \text{grad } V) = 0$$

$$\text{div}(\sigma(T) \cdot \text{grad } V) = 0 \tag{II.18, 19}$$

avec des conditions aux limites sur $\partial\Omega$:

- De type thermique.

$$\lambda(T) \cdot \text{grad } T \cdot \mathbf{n} = \Phi(T) \quad \text{sur } \partial_{\Omega T} \tag{II.20}$$

$$\partial_{\Omega} = \partial_{\Omega T}$$

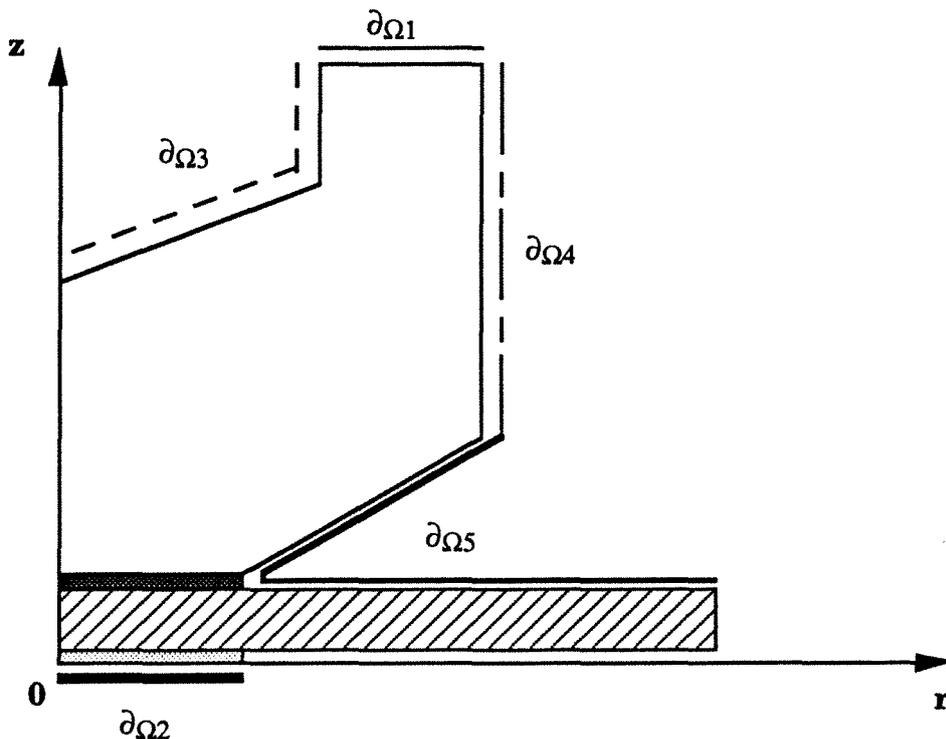
- De type électrique.

$$\sigma(T) \cdot \text{grad } V \cdot \mathbf{n} = J(V) \quad \text{sur } \partial_{\Omega j} \tag{II.21}$$

$$V = V_i \quad \text{sur } \partial_{\Omega v} \tag{II.22}$$

$$\partial_{\Omega} = \partial_{\Omega j} \cup \partial_{\Omega v}$$

et des conditions initiales sur T:



-  : Electrode de Cuivre
-  : Contact électrode-tôle
-  : Tôle en acier
-  : Contact tôle-tôle

Figure II.7: Conditions aux limites calcul électro-thermique.

- Sur $\partial\Omega_1$, entrée du courant: densité de courant imposée J .
- Sur $\partial\Omega_2$, plan de symétrie horizontale: $V=0$.
- Sur $\partial\Omega_3$, refroidissement de l'électrode: $\Phi = h_c(T_{\partial\Omega_3} - T_{\text{eau}})$.
- Sur $\partial\Omega_4$, échange convectif avec le milieu ambiant: $\Phi = h_c(T_{\partial\Omega_4} - T_{\text{ext}})$.
- Sur $\partial\Omega_5$, échange convectif et radiatif avec le milieu ambiant: $\Phi = h_r(T_{\partial\Omega_5} - T_{\text{ext}})$.
- Sur $\Omega - \partial\Omega_1 - \partial\Omega_2 - \partial\Omega_3 - \partial\Omega_4 - \partial\Omega_5$, flux nul.

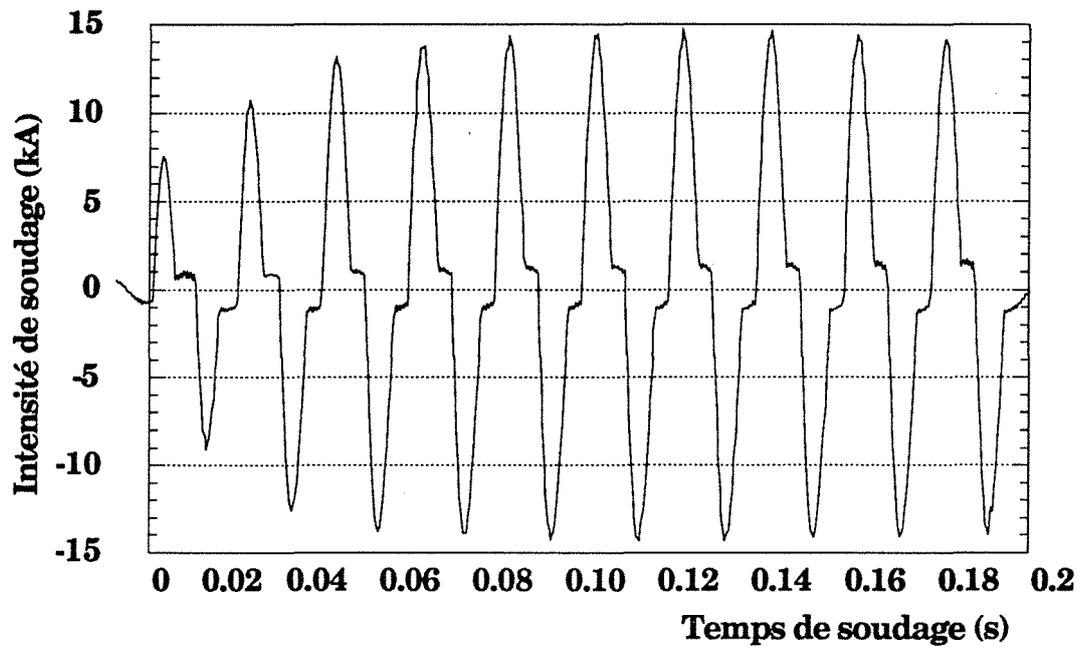


Figure II.8.a: Intensité de soudage; acier ES. $I_{\text{eff}} = 7.5 \text{ kA}$.

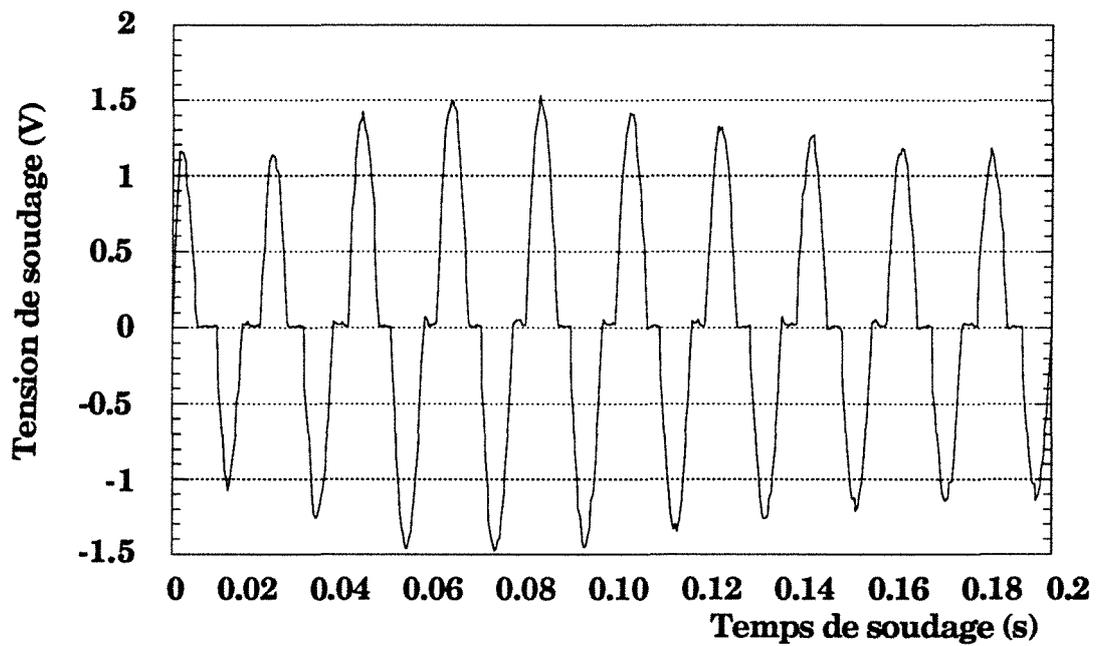


Figure II.8.b: Tension de soudage; acier ES; $I_{\text{eff}} = 7.5 \text{ kA}$.

A $t=0$, $T=20^{\circ}\text{C}$.

L'équation (II.18) représente l'équation de la chaleur en régime transitoire avec le terme source de dissipation interne de chaleur par effet Joule:

$$\rho \cdot J^2 = \frac{1}{\sigma} \cdot J^2$$

soit
$$\rho \cdot J^2 = \sigma(T)(\text{grad } V)^2 \quad (\text{II.23})$$

Rq: Les écritures en **gras** correspondent à des grandeurs vectorielles.

Où ρ_m représente la masse volumique, t le temps, H l'enthalpie massique, λ la conductivité thermique (matériaux isotropes), T la température, V le potentiel électrique scalaire, σ la conductivité électrique (matériaux isotropes), n la normale sortante à $\partial\Omega$, et J la densité de courant imposée sur $\partial\Omega_j$.

II.3.4.4 Hypothèses de calcul et conditions aux limites

a- Hypothèses

Dans le cas de tôles de mêmes épaisseurs, la symétrie horizontale et verticale du problème nous conduit à utiliser un modèle axisymétrique: étude dans le plan Orz (figure II.7). Par ailleurs, tous les matériaux sont considérés isotropes.

b- Conditions aux limites

Expérimentalement, nous avons accès à la tension et à l'intensité de soudage: $u(t)$ et $i(t)$ (figures II.8.a et II.8.b). En ce qui concerne la prise en compte des conditions aux limites, deux cas peuvent alors être envisagés (figure II.7):

- Deux conditions aux limites de types Dirichlet. On impose alors un potentiel V_1 sur $\partial\Omega_1$ et un potentiel V_2 sur $\partial\Omega_2$.

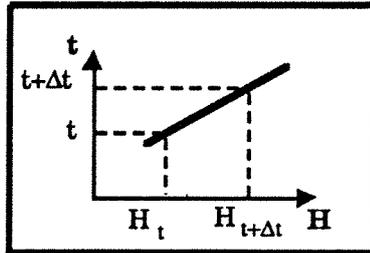
- Conditions aux limites mixtes. On impose alors une condition de type Neuman (flux de courant imposé) Φ_1 sur $\partial\Omega_1$ et une condition de type Dirichlet (potentiel imposé) V_1 sur $\partial\Omega_2$.

Chacune de ces méthodes fait intervenir des résolutions numériques spécifiques que nous n'aborderons pas ici [Réf 33].

En ce qui concerne le soudage par points, la variable intensité est toujours prise comme une grandeur de référence. Par conséquent, nous adopterons la deuxième méthode qui possède l'avantage de faire intervenir l'intensité I par l'intermédiaire de la densité de courant J . La densité de courant sera alors introduite en valeurs instantanées, nous permettant ainsi de rendre compte du régime pseudo-établi et de l'allure sinusoïdale du courant de soudage (annexe 3). La figure II.7 présente les conditions aux limites du couplage fort (problème électrique et thermique).

II.3.4.5 Discretisation dans le temps

A partir de notre approche enthalpique et en adoptant un algorithme des trapèzes généralisés, on obtient l'équation II.25.



$$\frac{H(t+\Delta t)-H(t)}{\Delta t} = \overset{\circ}{H}(t+v\Delta t) \Rightarrow (1-v)\overset{\circ}{H}(t) + v\overset{\circ}{H}(t+\Delta t)$$

avec $0 < v \leq 1$ (II.24)

Soit:

$$\rho_m \cdot \frac{1}{v} \frac{H(t+\Delta t)-H(t)}{\Delta t} - \text{div}(\lambda(T) \cdot \text{grad } T) - \text{grad } V \cdot (\sigma(T) \cdot \text{grad } V) + \rho_m \cdot H(t) \left(1 - \frac{1}{v}\right) = 0$$

(II.25)

II.3.4.6 Résolution par éléments finis

La projection de l'équation (II.25) sur la base des fonctions de forme conduit à résoudre à chaque instant:

$$\begin{Bmatrix} \varphi \\ \psi \end{Bmatrix} = 0 \quad \text{(II.26)}$$

où $\begin{Bmatrix} \varphi \\ \psi \end{Bmatrix}$ est le vecteur des résidus nodaux $\begin{Bmatrix} \varphi_n \\ \psi_n \end{Bmatrix}$.

De façon à simplifier les expressions, on notera sans indice les quantités à $t+\Delta t$ et avec l'indice o , les quantités à t .

• φ_n : résidu thermique au noeud n

$$\varphi_n = \sum_{\text{éléments } e} \varphi_n^e$$

$$\begin{aligned} \varphi_n^e = & \int_{\Omega^e} w_n^e \left[\mathbf{grad} V \cdot \sigma(T) \cdot \mathbf{grad} V - \rho_m \cdot \dot{H}_0 \left(1 - \frac{1}{v} \right) \right] d\tau + \int_{\partial\Omega^e \cap \partial\Omega} w_n^e \cdot q \cdot ds \\ & - \int_{\Omega^e} w_n^e \cdot \rho_m \cdot \frac{1}{v} \frac{H - H_0}{\Delta t} d\tau - \int_{\Omega^e} \mathbf{grad} w_n^e \cdot \lambda(T) \cdot \mathbf{grad} T \cdot d\tau \end{aligned}$$

avec w_n^e : fonction de forme de l'élément "e" au noeud n.

En tout point P de Ω^e :

$$* T = \sum_{\text{noeuds } n \text{ de } e} w_n^e \cdot T_n; \quad V = \sum_{\text{noeuds } n \text{ de } e} w_n^e \cdot V_n;$$

$$* \mathbf{grad} T = \sum_{\text{noeuds } n \text{ de } e} T_n \cdot \mathbf{grad} w_n^e; \quad \mathbf{grad} V = \sum_{\text{noeuds } n \text{ de } e} V_n \cdot \mathbf{grad} w_n^e;$$

• ψ_n : résidu électrique au noeud n

$$\psi_n = \sum_{\text{éléments } e} \psi_n^e$$

$$\psi_n^e = \int_{\partial\Omega^e \cap \partial\Omega_j} w_n^e \cdot j \cdot ds - \int_{\Omega^e} \mathbf{grad} w_n^e \cdot \sigma(T) \cdot \mathbf{grad} V \cdot d\tau$$

L'équation (II.26) est résolue par une méthode implicite ($v = 1$) itérative de Newton-Raphson. La matrice tangente du système résulte de l'assemblage des matrices tangentes élémentaires $[K^e]$ qui se présentent sous la forme:

$$[K^e] = \begin{bmatrix} [K_{TT}^e] & [K_{TV}^e] \\ [K_{VT}^e] & [K_{VV}^e] \end{bmatrix}$$

Où les matrices $[K_{TT}^e]$... sont de dimension n_e : nombre de noeuds de l'élément e.

$$• (K_{TT}^e)_{nm} = - \frac{\partial \varphi_n^e}{\partial T_m}$$

$$\begin{aligned} (K_{TT}^e)_{nm} = & \int_{\Omega^e} w_n^e \frac{\rho_m \cdot dH}{v \Delta t \cdot dT} \cdot w_m^e \cdot d\tau + \int_{\Omega^e} \mathbf{grad} w_n^e \cdot \lambda(T) \cdot \mathbf{grad} w_m^e \cdot d\tau - \int_{\Omega^e} w_n^e \frac{dQ}{dT} \cdot w_m^e \cdot d\tau \\ & - \int_{\Omega^e} w_n^e \cdot \mathbf{grad} V \cdot \frac{d\sigma}{dT} \cdot \mathbf{grad} V \cdot w_m^e \cdot d\tau - \int_{\partial\Omega^e \cap \partial\Omega_j} w_n^e \cdot \frac{dq}{dT} \cdot w_m^e \cdot d\tau \end{aligned}$$

$$\bullet (K_{TV}^e)_{nm} = -\frac{\partial \varphi_n^e}{\partial V_n}$$

$$(K_{TV}^e)_{nm} = -\int_{\Omega^e} w_n^e \cdot (\mathbf{grad} w_m^e \cdot \sigma(T)) \cdot \mathbf{grad} V + \mathbf{grad} V \cdot \sigma(T) \cdot \mathbf{grad} w_m^e d\tau$$

$$\bullet (K_{VT}^e)_{nm} = -\frac{\partial \psi_n^e}{\partial T_m}$$

$$(K_{VT}^e)_{nm} = \int_{\Omega^e} \mathbf{grad} w_n^e \cdot \frac{d\sigma}{dT} \cdot \mathbf{grad} V \cdot w_m^e \cdot d\tau$$

$$\bullet (K_{VV}^e)_{nm} = -\frac{\partial \psi_n^e}{\partial V_m}$$

$$(K_{VV}^e)_{nm} = \int_{\Omega^e} \mathbf{grad} w_n^e \cdot \sigma(T) \cdot \mathbf{grad} w_m^e \cdot d\tau - \int_{\partial\Omega^e \cap \partial\Omega_j} w_n^e \cdot \frac{dj}{dV} \cdot w_m^e \cdot dS$$

II.3.4.7 Discrétisation en espace

a- Définition géométrique

La structure à modéliser comporte les éléments suivants:

- Electrodes tronconiques à faces planes en cuivre-chrome-zirconium dont les caractéristiques géométriques sont définies en annexe 2.
- Tôles nues et revêtues double faces d'épaisseur 0.7 mm.

b- Maillage

Les hypothèses définies au paragraphe II.2.4.4 nous conduisent à restreindre l'étude à un quart du problème. La structure composée alors de quatre sous domaines sera donc maillée à partir d'éléments à fonctions de forme linéaires à deux degrés de liberté par noeud (température et potentiel) pour les éléments de diffusion et de mailles de peau pour les éléments d'échanges (flux, échanges convectifs et radiatifs).

Les quatres sous domaines sont les suivants:

- *Electrode;
- *Contact électrode-tôle;
- *Tôle;
- *Contact tôle-tôle.

Dans le cas des tôles revêtues mono ou double faces, un ou deux sous domaines supplémentaires seront définis pour chaque couche de zinc.

Des mailles triangulaires et rectangulaires, comportant chacune respectivement trois et quatre points de Gauss ont été utilisées de façon à établir un maillage homogène. En effet, les zones à fort gradient localisées au niveau des interfaces

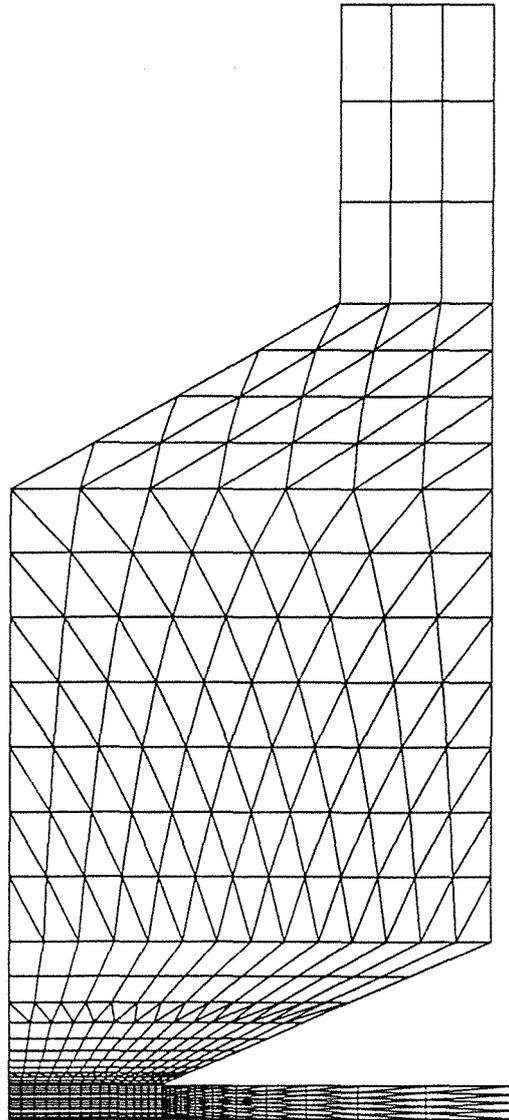


Figure II.9.a: Maillage calcul électro-thermique.
Tôle nues: 721 noeuds et 927 mailles.
Tôles revêtues: 829 noeuds et 1027 mailles.

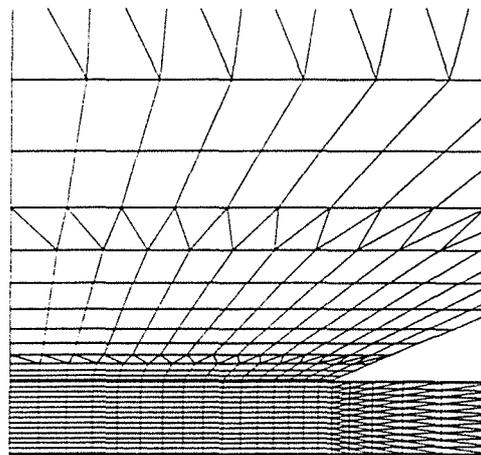


Figure II.9.b: Zoom de la zone à forte discrétisation d'espace.

de contact, siège d'une densité de courant importante, nécessitent un maillage très fin. De façon à ne pas alourdir inutilement les temps de calcul, un maillage plus grossier caractérise les autres zones. Des mailles triangulaires de liaison entre ces deux zones ont donc été utilisées (figures II.9.a et II.9.b).

Attachons nous plus particulièrement aux deux sous domaines représentatifs des interfaces de contact électrode-tôle et tôle-tôle. Il s'agit donc d'intégrer au niveau de ces mailles d'interface les caractéristiques des résistances électriques et thermiques de contact. De façon à simuler le dégagement de chaleur par effet Joule, libéré au niveau des deux contacts, nous avons défini deux sous domaines de faibles épaisseurs (0.01 mm) où une conductivité électrique et thermique équivalente a été introduite. Ces conductivités équivalentes déterminées à partir des résistances de contact électriques et thermiques (voir Chapitre 4), dépendent alors des dimensions géométriques du sous domaine. On a donc:

$$\begin{aligned} R_c &= \frac{e}{\sigma_{eq} \cdot S} \\ \text{soit} \quad \sigma_{eq} &= \frac{e}{R_c \cdot S} \end{aligned} \quad (II.22)$$

Avec R_c , résistance de contact électrique ou thermique, σ_{eq} la conductivité électrique ou thermique équivalente, e la hauteur du sous domaine et S la section du sous domaine.

Des tests numériques, à résistance de contact constante, pour lesquelles nous avons fait varier la hauteur du sous domaine entre 0.001 et 0.01 mm ont été réalisés dans le but d'étudier l'influence du paramètre e . Pour chacun des essais, où la distance de recollement** (distance entre deux noeuds du maillage) reste la même, l'erreur commise sur la température maximale atteinte est comprise entre 0.2 et 1%. De façon à utiliser des mailles les plus régulières possible et dans un souci de se rapprocher de la distance physique entre deux pièces en contact, nous avons défini pour les interfaces de contact et la couche superficielle de zinc une hauteur de sous domaine de 0.01 mm pour une distance de recollement** minimum de 0.0025 mm. Nous présentons au niveau de la figure II.10 les sous domaines représentatifs des interfaces de contact électrode-tôle et tôle-tôle.

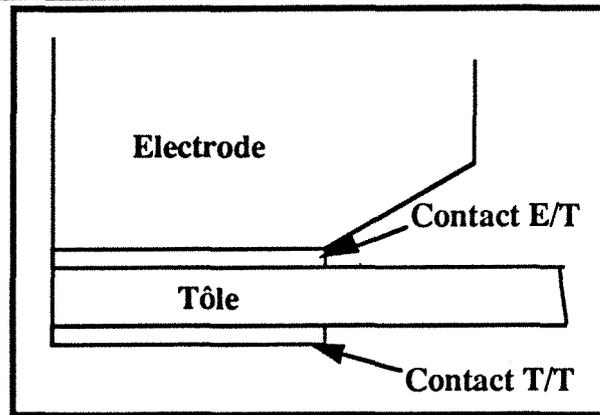


Figure II.10: Sous domaines de contact au niveau deux interfaces.

Dans le but d'étudier l'influence du nombre de mailles sur la température maximale atteinte en fin de cycle de soudage, nous avons réalisé plusieurs calculs numériques électro-thermique. Le nombre total de mailles dans la structure varie alors de 700 à environ 2000 mailles, lesquelles sont principalement concentrées dans les zones à forts gradients (contacts et zones environnantes). On notera qu'à partir d'environ 1000 mailles, la température maximale se stabilise; l'erreur commise n'est plus alors que de 0.3 %. L'optimisation du temps de calcul nous conduit alors à limiter le nombre de mailles à 1027 dans le cas des tôles revêtues et 927 dans le cas des tôles nues (figures II.9). Nous indiquons au niveau de la figure II.11 les distances minimales et maximales de recollement** qui caractérisent la zone fortement raffinée respectivement par d_{mini} et d_{maxi} (en mm).

** distance de recollement: On définit par distance de recollement la distance qui sépare deux noeuds d'une même maille. Celle-ci dépend à la fois du nombre de mailles qui définit le sous domaine et du raffinement choisis (plus le raffinement est important est plus la distance de recollement est faible).

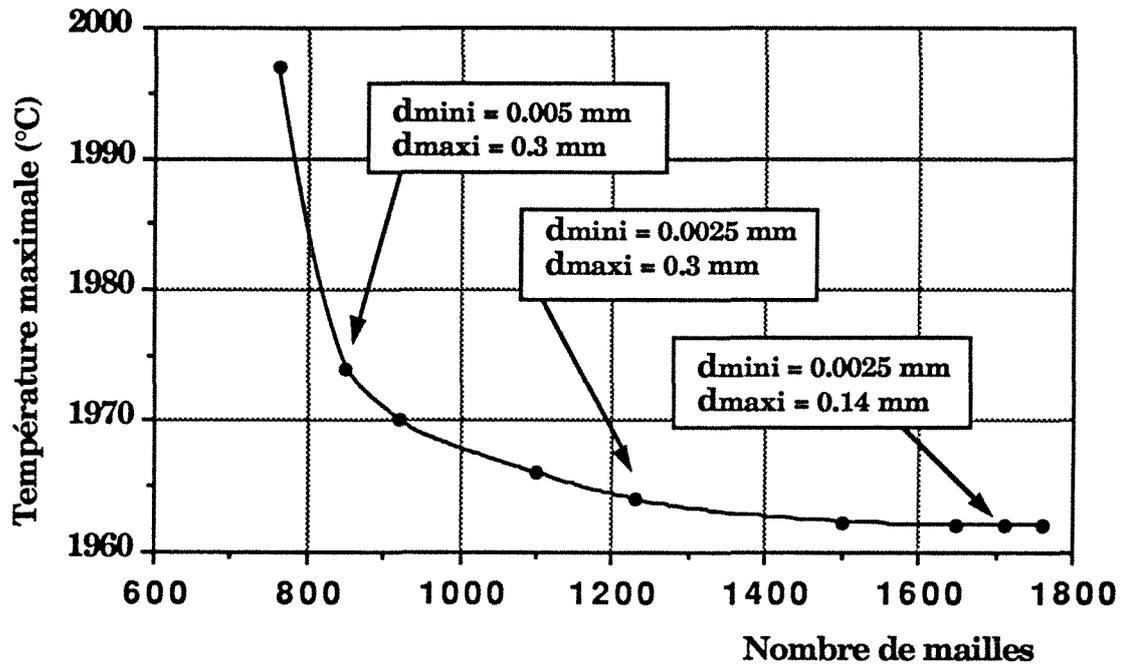


Figure II.11: Influence du nombre de mailles sur la température maximale atteinte dans la structure.

CHAPITRE 3

III. Paramètres physiques

III.1 Introduction

Il s'agit de dresser la liste exhaustive des paramètres physiques qui interviennent dans la modélisation du soudage par résistance par points. Pour cela, nous présenterons tout d'abord les propriétés physiques des matériaux mis en jeu par le procédé, d'un point de vue électrique, thermique et mécanique. On distinguera trois matériaux différents:

- * électrode en alliage cuivre-chrome-zirconium;
- * tôle en acier bas carbone;
- * revêtement de zinc.

Analyse chimique de l'électrode (% massique)

Alliage cuivre, chrome et zirconium.

Soit: Cu (99.27 %); Cr (0.65 %); Zr (0.08 %)

Analyse chimique des aciers bas carbone en %*10⁻³.(% massique)

Acier non revêtu: **ES**

C	Mn	Ph	S	N	Si	Al	Cu	Ni	Cr
39	280	8	11	4.6	10	48	30	41	21

Acier revêtu double faces: **EZ**

C	Mn	Ph	S	N	Si	Al	Cu	Ni	Cr
16	180	16	9	4.6	10	52	15	30	12

Le revêtement est donné comme étant du zinc pur polycristalin.

Des mesures de diffusivité thermique réalisés pour les deux nuances d'acier ne révèlent pas de différences significatives. L'analyse chimique très voisine des deux aciers présentant des comportements thermiques identiques, seul l'acier **ES** sera étudié.

Enfin nous présenterons les résistances de contact électriques et thermiques relatives aux interfaces électrode-tôle et tôle-tôle. La forte non linéarité de ces paramètres sera prise en compte sur la plage de température correspondant à leurs états physiques durant le cycle de soudage.

- * électrode: $20^{\circ}\text{C} \leq T \leq 900^{\circ}\text{C};$
- * tôle: $20^{\circ}\text{C} \leq T \leq 1800^{\circ}\text{C};$
- * contact électrode-tôle: $20^{\circ}\text{C} \leq T \leq 900^{\circ}\text{C};$
- * contact tôle-tôle: $20^{\circ}\text{C} \leq T < T_{\text{fusion}}.$

Afin d'étudier l'influence de ces différents paramètres sur la réponse du modèle et dans le but de concentrer nos efforts sur la détermination précise des plus importants, nous avons calculé leurs sensibilités respectives ainsi que l'erreur engendrée par une variation de $\pm 20\%$ du signal d'entrée (propriétés physiques).

III.2 Erreur et sensibilité-Définition

III.2.1 Erreur

Pour des variations d'entrées des paramètres thermophysiques de $\pm 20\%$, l'erreur commise sur la température, Er par rapport à un calcul de référence (calcul réalisé sans variation) s'exprime par:

$$Er = \frac{T_{réf} - T_{\Delta\pm 20\%}}{T_{réf}} \quad (III.1)$$

III.2.2 Sensibilité

De façon générale, la sensibilité est définie par le rapport de la variation Δs de la grandeur de sortie sur la variation Δe de la grandeur d'entrée. Cette dernière ayant donnée naissance à la grandeur de sortie. Dans notre cas, la grandeur de sortie sera la variation de température ΔT , alors que la grandeur d'entrée représente la variation du paramètre physique à l'origine de la variation de température. De façon à l'adimensionner, la sensibilité, que l'on notera S_s , sera définie de la façon suivante:

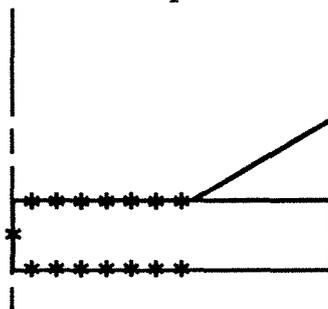
$$S_s = \frac{e \Delta s}{s \Delta e} \quad (III.2)$$

où $\frac{\Delta s}{s} = \frac{T_{réf} - T_{\Delta 20\%}}{T_{réf}}$ et $\frac{\Delta e}{e} = \frac{\zeta_{réf} - \zeta_{\Delta 20\%}}{\zeta_{réf}}$

Avec ζ , le paramètre thermophysique (diffusivité, conductivité etc...)

L'erreur et la sensibilité ainsi définies ont été calculées en différents endroits de la structure comme l'indique la figure ci-dessous et permettent ainsi d'étudier l'influence des paramètres physiques, électriques et thermiques sur le modèle.

- interface électro-tôle;
- interface tôle-tôle;
- centre de la tôle.



Pour chaque interface de contact où la température a été calculée en chacun des noeuds du maillage, seule l'erreur maximale atteinte sera relevée.

III.3 Données électriques

Elles conditionnent la distribution des lignes de courant au sein de l'assemblage et par conséquent, déterminent la quantité de chaleur dissipée par effet Joule. Pour chacun des éléments de l'assemblage, nous présentons la variation de conductivité avec la température, seule caractéristique physique à intervenir dans le calcul électrique. La résistivité électrique ρ , définie comme l'inverse de la conductivité électrique σ , dépend principalement de la température et de la composition chimique du matériau.

III.3.2 L'acier

III.3.2.1 Conductivité et résistivité

La résistivité, très sensible à la température varie linéairement pour les faibles intervalles de température [Réf 35]:

$$\rho = \rho_0(1 + \alpha T) \quad \text{(III.3)}$$

Avec ρ_0 ($\Omega.m$), résistivité électrique à température ambiante et α (K^{-1}) le coefficient de variation dans l'intervalle de température considéré.

Compte tenu de la large plage de température [$20 \leq T < 1800^\circ C$] qui caractérise le soudage par points, cette approximation ne peut être utilisée.

La composition chimique de l'acier est également à l'origine de variations importantes. A ce sujet, plusieurs études empiriques ont permis d'établir des relations entre la résistivité ρ et les différents éléments d'addition à température ambiante, ρ s'exprime alors en ($10^{-8} \Omega.m$)

$$\textcircled{1} \rho \approx 9.4 + 4.2 C \quad \text{[Réf 36]}$$

$$\textcircled{2} \rho \approx 9.9 + 30 (C+N) + 6 Mn + 12 Si + 14 P - 10 S + 1 Co + 2.9 Ni + 5.5 Cr + 2.8 Mo + 1.3 W + 3.3 V + 6.4 Ti + 3.9 Cu + 13 Al \quad \text{[Réf 37]}$$

$$\textcircled{3} \rho \approx 10.1169 + 6.985 Mn + 11.7499 Si + 14.3269 P - 10.3715 S + 2.9775 Ni + 5.5696 Cr + 3.8815 Cu \quad \text{[Réf 38]}$$

$$\textcircled{4} \rho \approx 11 + 16 (Si + 0.35 Mn + 0.43 Cr) \quad \text{[Réf 39]}$$

Rq: Les compositions chimiques sont exprimées en % massique.

Nous avons fait figurer dans le tableau III.1 les valeurs de résistivité à température ambiante correspondant aux formules ②, ③ et ④ pour un acier Es.

ρ ($\Omega.m$) $\times 10^{-7}$	Acier Es	Fer pur
②	1.2	1.01
③	1.34	0.99
④	1.49	1.11

Tableau III.1: Résistivité de l'acier Es et du fer pur à $T=20^\circ C$.

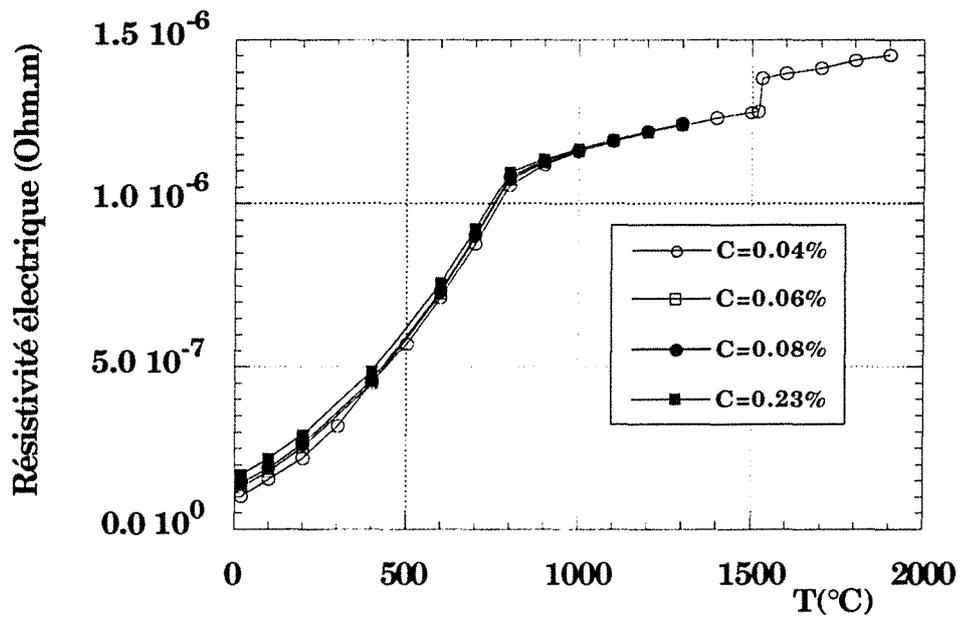


Figure III.1: Courbes d'évolution de la résistivité électrique de l'acier en fonction de la température pour différents taux de carbone.

Ne disposant pas de mesures expérimentales pour notre acier, la littérature assez riche, nous a fournie des courbes d'évolution de résistivité électrique d'acier bas carbone en fonction de la température [Réf 40, 41]. Ces courbes d'allures générales identiques (figure III.1), définies en fonction du pourcentage de carbone, présentent un décalage important aux basses températures (environ 10 %), lequel va en diminuant à mesure que la température augmente. En effet, pour une température supérieure à 800°C, les courbes se trouvent pratiquement confondues. On observe par ailleurs un bon accord entre ces valeurs et celles issues des lois empiriques. Un calcul de sensibilité, prenant en compte ce décalage de 10 % à basses températures dans la première portion de courbe ($T < 800^\circ\text{C}$), entraîne une erreur inférieure à 2 % sur la température finale atteinte. Il est alors possible de se satisfaire des données bibliographiques. La figure III.2 présente la conductivité électrique de l'acier, retenue pour la modélisation.

III.3.2.2 Erreur et sensibilité

Le tableau III.2 présente l'erreur et la sensibilité de la conductivité électrique de l'acier pour une variation de $\pm 20\%$.

Variation de $\pm 20\%$	Erreur(%)	Sensibilité
Interface E/T	11.9	0.595
Interface T/T	15.8	0.79
Centre tôle	7.9	0.395

Tableau III.2: Erreur et sensibilité sur la température finale atteinte correspondant à une variation de $\pm 20\%$ de la conductivité électrique de l'acier.

III.3.3 L'électrode

III.3.3.1 Conductivité et résistivité

De la même façon que le cuivre pur, la résistivité de l'alliage Cu-Cr-Zr dépend fortement de la température et comme pour l'acier, une approximation linéaire ne peut être valable que sur un faible intervalle de température. Il apparaît cependant qu'une variation de $\pm 20\%$ de la conductivité a peu d'influence sur la température finale (tableau III.3). Par conséquent, nous utiliserons les caractéristiques du cuivre pur provenant de la littérature [Réf 43] et celles données par le constructeur d'électrodes (figure III.3).

III.3.3.2 Erreur et sensibilité

Le tableau III.2 présente l'erreur et la sensibilité de la conductivité électrique de l'électrode pour une variation de $\pm 20\%$.

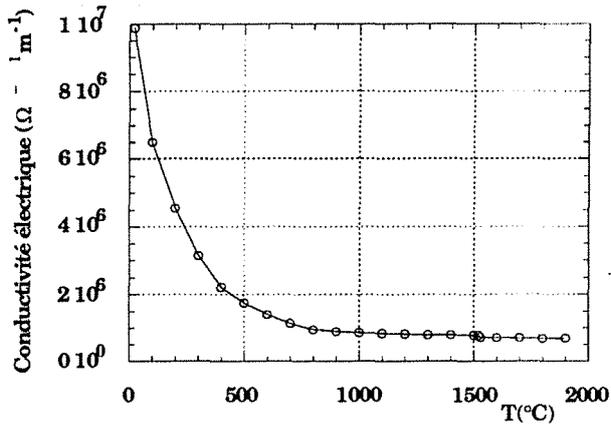


Figure III.2: Conductivité électrique acier.

Température (°C)	Conductivité ($\Omega^{-1}\cdot m^{-1}$)($\times 10^6$)
20	9,88
100	6,49
200	4,55
300	3,14
400	2,22
500	1,75
600	1,40
700	1,14
800	0,948
900	0,894
1000	0,862
1100	0,841
1200	0,820
1300	0,806
1400	0,793
1500	0,783
1520	0,781
1530	0,724
1600	0,716
1700	0,708
1800	0,696
1900	0,689

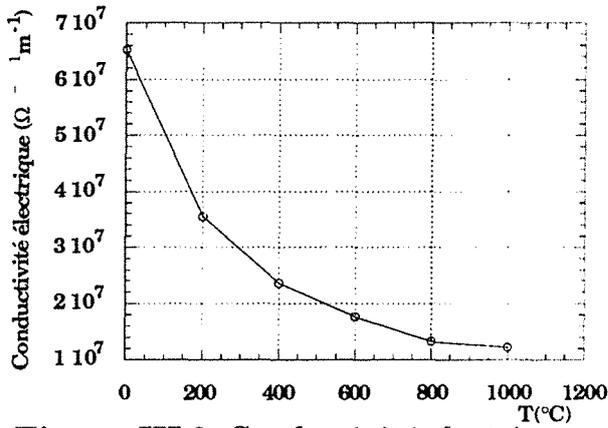


Figure III.3: Conductivité électrique électrode.

Température (°C)	Conductivité ($\Omega^{-1}\cdot m^{-1}$)($\times 10^7$)
0	6,53
200	3,55
400	2,36
600	1,77
800	1,33
1000	1,22

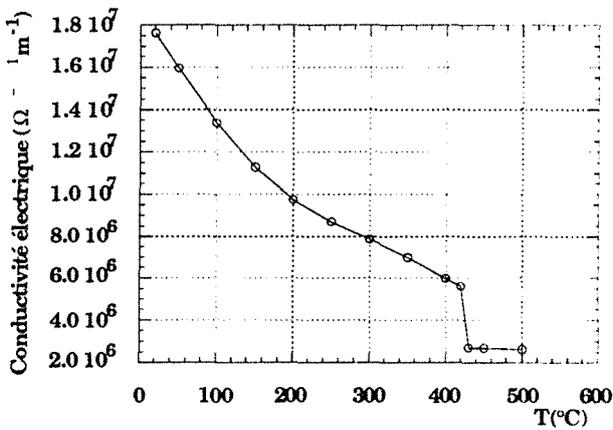


Figure III.4: Conductivité électrique zinc.

Température (°C)	Conductivité ($\Omega^{-1}\cdot m^{-1}$)($\times 10^7$)
20	1,8
50	1,6
100	1,3
150	1,1
200	0,97
250	0,87
300	0,79
350	0,7
400	0,6
420	0,56
430	0,27
450	0,26
500	0,26

Variation de $\pm 20\%$	Erreur(%)	Sensibilité
Interface E/T	0.66	0.033
Interface T/T	0.6	0.03
Centre tôle	0.8	0.04

Tableau III.3: Erreur et sensibilité sur la température finale atteinte correspondant à une variation de $\pm 20\%$ de la conductivité électrique de l'électrode.

III.3.4 Le zinc

III.3.4.1 Conductivité et résistivité

Le zinc n'intervient que dans le cas de la modélisation des tôles revêtues. Sa résistivité électrique, fortement dépendante de la température et de la pression est cependant un paramètre dont les variations ne sont pas très sensibles sur la température (voir tableau III.4). En effet, compte tenu de sa faible épaisseur et de sa résistivité proche de celle de l'acier, une variation de $\pm 20\%$ n'induit qu'une faible erreur. La conductivité électrique du zinc utilisé par Sollac étant très proche de celle du zinc pur polycristalin, nous avons fait appel aux données de la littérature [Réf 43], présentées sur la figure III.4.

III.3.4.2 Conductivité électrique des éléments représentant la couche de zinc.

Le zinc déposé électrolytiquement sur les deux faces du substrat en acier, sur une épaisseur d'environ 10 micromètres, atteint sa température de fusion à 420 °C. Au delà de cette température et sous l'effet de la pression exercée par les électrodes, le zinc liquide commence à s'évacuer pour laisser place à l'acier. L'expulsion du zinc nous conduit donc à introduire dans le calcul une maille à deux états, possédant selon la température, deux valeurs de conductivité électrique (figure III.5). Il est cependant difficile de connaître avec précision la température au delà de laquelle le zinc est complètement expulsé. Pour une intensité de 11.5 kA, des photographies de la face électrode-tôle en cours de soudage nous indiquent que la majeure partie du zinc est évacuée entre la 5^{ème} et la 6^{ème} périodes. La température correspondante a été estimée à 600°C.

* $T \leq 600^\circ\text{C}$: Conductivité électrique du zinc.

* $T > 600^\circ\text{C}$: Conductivité électrique de l'acier.

III.3.4.3 Erreur et sensibilité

Le tableau III.4 présente l'erreur et la sensibilité correspondant à une variation de $\pm 20\%$ de la conductivité électrique des éléments représentatifs de la couche de zinc.

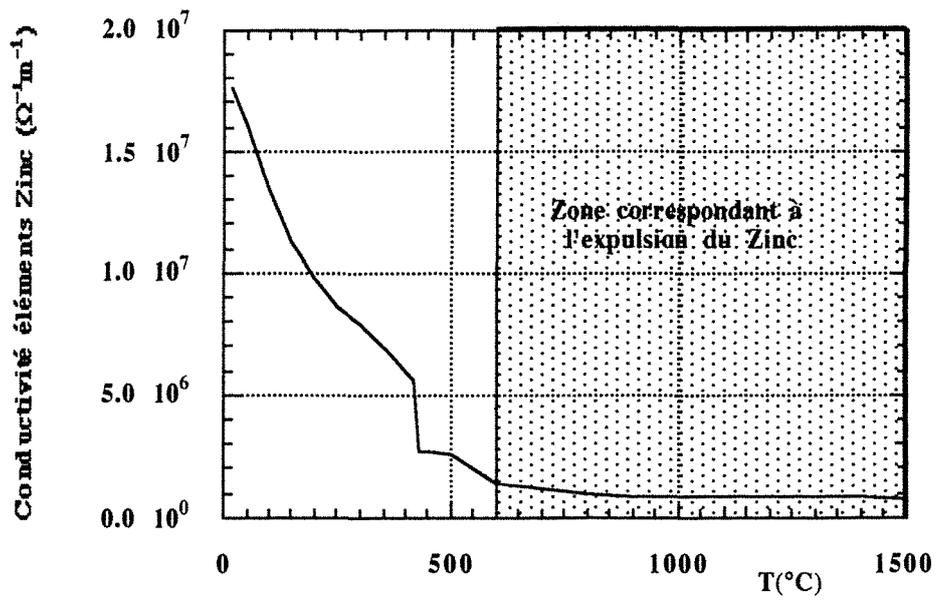


Figure III.5: Conductivité électrique des éléments représentant la couche de zinc.

Variation de $\pm 20\%$	Erreur(%)	Sensibilité
Interface E/T	1	0.05
Interface T/T	1.2	0.06
Centre tôle	1.24	0.062

Tableau III.4: Erreur et sensibilité sur la température finale atteinte correspondant à une variation de $\pm 20\%$ de la conductivité électrique des éléments de la couche de zinc.

III.3.4.4 Conclusions

Parmi les trois matériaux acier, alliage de cuivre et zinc pour lesquelles nous avons étudié la sensibilité, il apparaît qu'une variation de $\pm 20\%$ de la conductivité électrique du zinc et de l'alliage Cu-Cr-Zr est très peu sensible sur la température finale atteinte. Par contre, la conductivité électrique de l'acier présente une sensibilité plus forte. Par conséquent, la prise en compte dans notre calcul d'une dépendance en température de ce paramètre doit être plus précise.

III.4 Données thermiques

III.4.1 Introduction

Le calcul thermique, activé par le calcul électrique, détermine la distribution de température durant le cycle de soudage à partir des caractéristiques thermophysiques des matériaux et des coefficients d'échanges convectifs et radiatifs. Les paramètres physiques utilisés, dépendent alors du matériau et de la température.

Pour la tôle (zinc et acier):

Les effets de chaleur latente et de chaleur sensible seront pris en compte en introduisant l'enthalpie et la masse volumique en fonction de la température dans le terme d'accumulation. La conductivité thermique fonction de la température sera introduite dans le terme de diffusion.

Pour l'électrode (alliage de cuivre):

Le comportement thermique de cet alliage Cu-Cr-Zr sera pris en compte à partir de la conductivité thermique et de la chaleur massique (produit de la masse volumique et de la chaleur spécifique).

Les paramètres thermophysiques ont pour la plupart été déterminés expérimentalement. En ce qui concerne l'enthalpie, une mesure par analyse thermique différentielle (A.T.D) pouvant atteindre et dépasser la température de fusion du matériau, nous apporte des informations précieuses du point de vue qualitatif sur les enthalpies de changement de phase et du point de vue quantitatif sur les températures de transformation de phase. La méthode A.T.D,

consiste à relever durant la transformation métallurgique du matériau, la différence de température entre l'échantillon et une référence (Alumine) inerte en température sur la plage mesurée.

La conductivité thermique a pour sa part été déterminée à partir de la diffusivité thermique et de la chaleur spécifique. Le groupement $D_{th} = \frac{\lambda}{\rho C_p}$ est appelé

diffusivité thermique (m^2/s). λ la conductivité thermique en $W/m.K$, ρ_m la masse volumique en kg/m^3 et C_p la chaleur spécifique à pression constante en $J/kg.K$.

La mesure de la diffusivité thermique et de la chaleur massique nous permettent alors de déterminer la conductivité thermique du matériau. La masse volumique qui varie peu avec la température sera pour sa part définie à partir de données bibliographiques [Réf 41].

III.4.2 L'acier

III.4.2.1 Diffusivité

C'est à partir de la méthode flash avec un four sous vide pouvant atteindre une température de $1400^\circ C$ que la diffusivité a été mesurée (figure III.6). On évite ainsi toute oxydation sur l'échantillon. En ce qui concerne les températures supérieures à $1400^\circ C$, pour lesquelles aucune mesure n'a été possible, nous ferons appel aux données bibliographiques [Réf 44].

III.4.2.2 Chaleur spécifique

La figure III.7, représente les résultats de la mesure de chaleur spécifique apparente de 0 à $800^\circ C$ obtenues à partir de la méthode D.S.C (differential scanning calorimeter). Le principe revient alors à compenser les chaleurs dégagées ou absorbées, qui correspondent à l'état de transformation du matériau, de façon à se ramener à une différence de température nulle. Pour les températures supérieures à $800^\circ C$, des données bibliographiques ont été utilisées [Réf 40].

III.4.2.3 Conductivité thermique

La figure III.8 présente la conductivité thermique de l'acier bas carbone pour $T \leq 800^\circ C$, déduite à partir des mesures de diffusivité et de chaleur massique. Par ailleurs, nous présentons sur la figure III.9 les conductivités thermiques obtenues à partir de différentes méthodes et sources bibliographiques [Réf 40, 41]. La sensibilité de ce paramètre (tableau III.5), étudiée à partir de la diffusivité rend compte de l'importance d'une mesure précise. Des écarts de 25% ont été relevés entre la mesure et les autres courbes.

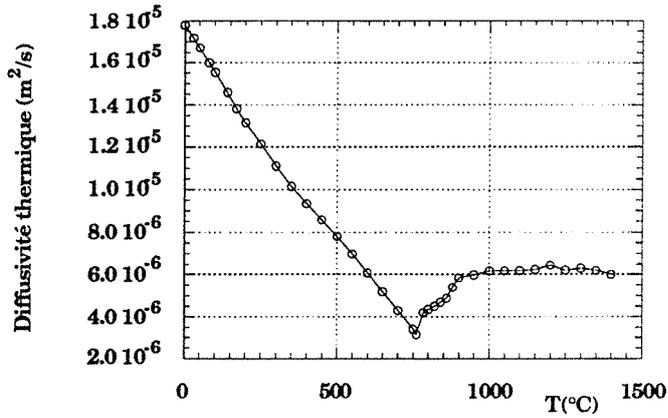


figure III.6: Diffusivité acier.

T(°C)	D _{th} (m ² /s) (×10 ⁻⁶)	T(°C)	D _{th} (m ² /s) (×10 ⁻⁶)
0	17,8	784	4,2
50	16,7	800	4,35
100	15,5	820	4,5
140	14,6	840	4,69
200	13,1	860	4,87
250	12,2	880	5,4
300	11,1	900	5,84
350	10,1	950	5,98
400	9,35	1000	6,16
450	8,58	1050	6,16
500	7,8	1100	6,18
550	6,98	1150	6,24
600	6,08	1200	6,44
650	5,19	1250	6,21
700	4,3	1300	6,3
750	3,39	1350	6,19
760	3,14	1400	6

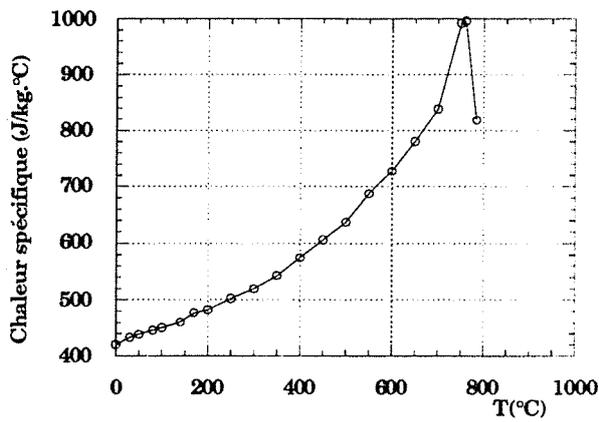


Figure III.7: Chaleur spécifique apparente acier.

Température(°C)	C _p (J/kg.°C)
0	420
50	438
100	450
140	460
200	482
250	502
300	519
400	542
450	574
500	605
550	637
600	688
650	728
700	780
750	838
760	991
784	995
800	819

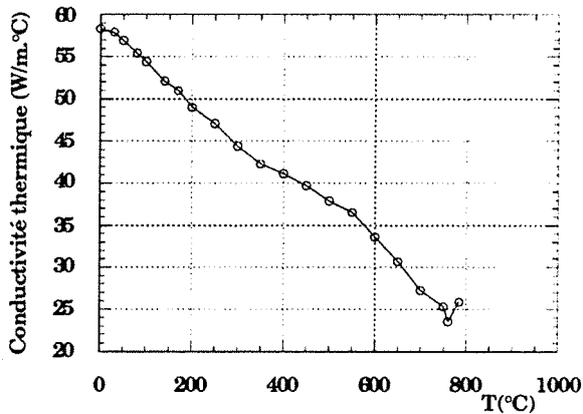


Figure III.8: Conductivité thermique acier.

Température(°C)	Conductivité(W/m°C)
0	58,3
50	56,9
100	54,4
140	52,1
200	49
250	47
300	44,3
350	42,3
400	41,2
450	39,7
500	37,9
550	36,5
600	33,6
650	30,7
700	27,2
750	25,3
760	23,5
784	25,9
800	27

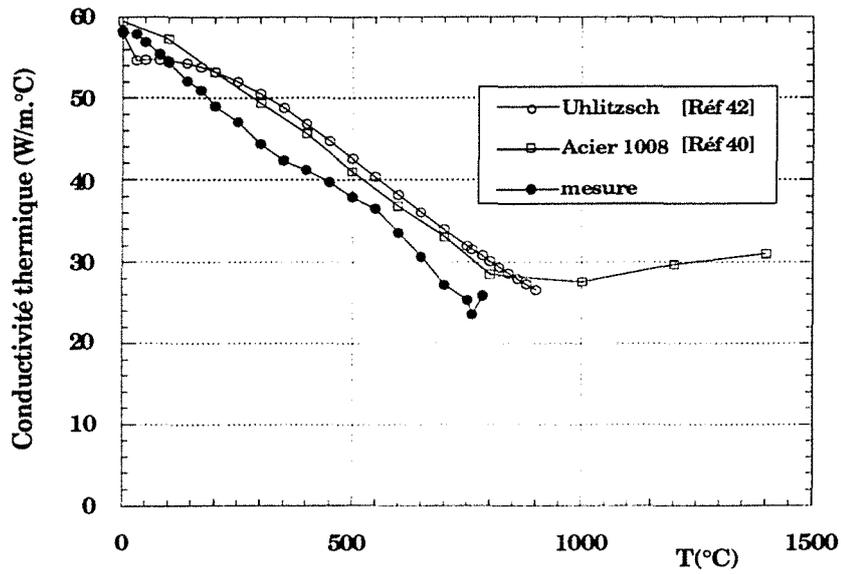


Figure III.9: Comparaison de différentes conductivités thermiques d'aciers bas Carbone.

- Uhlitzsch: Formulation valable dans la zone de température située au-dessous de la transformation austénite-ferrite.
- Acier 1008: Courbe correspondant à un acier bas Carbone: C: 0.06; Mn: 0.38; P: 0.017 (en %).
- Mesure: Conductivité thermique déduite à partir des mesures de diffusivité et de chaleur massique.

III.4.2.4 Masse volumique

La masse volumique utilisée pour nos calculs est celle du fer pur. Son comportement de 0 à 1500°C purement linéaire est de la forme:

$$\rho_m = - 0.35T + 7800 \text{ (en kg/m}^3\text{)}.$$

III.4.2.5 Erreur et sensibilité

Nous présentons au niveau du tableau III.5 les résultats des tests numériques concernant la sensibilité et l'erreur maximale sur la température finale, pour une variation de ± 20 % de la diffusivité.

Variation de ±20%	Erreur(%)	Sensibilité
Interface E/T	3.9	0.195
Interface T/T	13.7	0.685
Centre tôle	9.7	0.485

Tableau III.5: Erreur et sensibilité sur la température finale atteinte correspondant à une variation de ± 20 % de la diffusivité de l'acier.

III.4.2.6 Enthalpie

Ce paragraphe a pour but de décrire les différents changements de phase à l'état solide et solide-liquide d'un acier bas carbone, constitué de plusieurs éléments d'alliages. Pour cela, la formulation enthalpique retenue, nécessite la détermination des variations d'enthalpie en fonction de la température, tenant compte à la fois des effets de chaleur sensible et des effets de chaleur latente de changement de phase. Au niveau de notre approche, seules les phénomènes thermiques nous intéressent. Ils se caractérisent par une absorption de chaleur au chauffage et par un dégagement de chaleur au refroidissement. Par ailleurs, nous prendrons comme hypothèse que les quantités de chaleur qui apparaissent au chauffage et au refroidissement ainsi que les températures de transformation respectives sont identiques.

Afin de déterminer les différentes enthalpies de changements de phases qui caractérisent l'acier ainsi que les températures qui leurs sont associées, nous ferons appel à l'utilisation des lois d'équilibre et d'extrapolation ainsi qu'à des mesures expérimentales. Cependant, la plupart des lois utilisées pour caractériser les états thermodynamiques locaux entre liquide et solide, nécessitent un état d'équilibre du système. Des hypothèses doivent donc être faites.

III.4.2.6.1 Hypothèses de l'état d'équilibre

Compte tenu de l'approche thermique macroscopique où la cinétique de solidification n'intervient pas, la démarche physique développée dans les paragraphes suivants [Réf 45] nous permettra de décrire avec suffisamment de

précision l'évolution thermique de notre procédé de soudage. Dans le cas du soudage par points, où les temps sont très rapides et les distances de fusion très faibles, on admettra l'état d'équilibre thermodynamique local.

III.4.2.6.2 Chemin de solidification-Détermination des températures de solidus et liquidus [Réf 46].

Trois domaines principaux apparaissent:

- phase solide: $T < T_{\text{solidus}}$
- phase pâteuse: $T_{\text{solidus}} < T < T_{\text{liquidus}}$
- phase liquide: $T > T_{\text{liquidus}}$

On définit alors la fraction liquide: f^l . $f^l=0$ (état solide), $f^l=1$ (état liquide).

a- Enthalpie-chemin de solidification

• Phase solide

$$f^l=0$$

$$H=C_p.T, \text{ donc}$$

$$\frac{dT}{dH} = \frac{1}{C_p^s} \quad \text{(III.6)}$$

• Zone pâteuse

$$0 < f^l < 1$$

$$H = C_p.T + f^l.L, \text{ on a alors:}$$

$$H = f^l.h^l + (1-f^l)h^s$$

A l'intérieur de cette zone, physiquement très complexe, nous décrivons la variation d'enthalpie dans l'intervalle de solidification. Elle est également appelée chemin de solidification entre les deux températures de transformation: $T_{\text{solidus}}(T_s)$ et $T_{\text{liquidus}}(T_l)$. Cependant, compte tenu de notre approche thermique macroscopique et du faible intervalle de solidification qui caractérise l'acier microallié, l'hypothèse d'une variation linéaire d'enthalpie entre T_s et T_l sera retenue.

• Phase liquide

$$f^l=1$$

$$H=C_p.T + L, \text{ donc}$$

$$\frac{dT}{dH} = \frac{1}{C_p^l} \quad \text{(III.8)}$$

où C_p représente la chaleur spécifique (J/kg.K), H l'enthalpie (J/kg), h^s et h^l l'enthalpie des phases solides et liquides, L la chaleur latente (J/kg) à température de fusion T_f et T la température (K).

indices: l = liquide, s = solide, o = état initial.

b- Température liquidus et solidus

En général, la plupart des modèles présentés dans la littérature traitent d'alliages binaires. Pour des alliages constitués d'au moins six composants, tels que les aciers que l'on utilise, les formulations suivantes établissant les températures de liquidus et solidus peuvent être faites.

• Température de liquidus

Nous présentons ici la relation sur laquelle nous nous sommes appuyé pour déterminer la température de liquidus à partir de la loi de Scheill et de la règle du bras de levier [Réf 46]. De façon générale, la température locale de liquidus peut s'écrire:

$$T = T_f + \sum_{i=1}^n m_i w_i^l \tag{III.9}$$

Pour les éléments d'alliage du type interstitiel, cas du carbone uniquement où le soluté diffuse parfaitement dans le solide, on utilisera la règle du bras de levier pour déterminer le titre massique. Cette relation donne la composition dans le liquide à partir du diagramme de phase en prenant l'hypothèse que les mouvements convectifs sont négligeables. Pour le carbone, on obtient donc la relation:

$$w_c^l = \frac{w_c}{k_c^{s/l} + (1 - k_c^{s/l})f^l} \tag{III.10}$$

Pour les autres éléments d'alliage de type substitution (le soluté ne diffuse pas dans le solide), le titre massique des solutés i est donné grâce aux équations de Scheill et Guliver. On a donc:

$$w_i^l = w_i^o \cdot f^l (k_i^{s/l} - 1) \tag{III.11}$$

On définit alors le coefficient de partage k_i comme le rapport des titres massiques de soluté i à l'équilibre dans le solide, w_i^s et dans le liquide, w_i^l respectivement:

$$k_i^{s/l} = \frac{w_i^s}{w_i^l} \tag{III.12}$$

On obtient finalement la relation qui définit la température de liquidus:

$$T_l = T_f + m_c \cdot \frac{w_c^o}{k_c^{s/l} + (1 - k_c^{s/l})f^l} + \sum_{i \neq c} m_i^o \cdot w_i \cdot f^l (k_i^{s/l} - 1) \tag{III.13}$$

Avec T_f la température de fusion du fer pur (1538°C), w_i le titre massique du soluté i (% massique), m_i la pente de liquidus ($K.\%^{-1}$) et k_i le coefficient de partage du constituant i entre le liquide et le solide.

• Température de solidus

L'expression III.13 donne la température de liquidus avec une bonne précision. En ce qui concerne la température de solidus, nous utiliserons les lois expérimentales de A.A Howe [Réf 47] qui permettent une meilleure définition. Pour la nuance d'acier qui nous concerne, l'expression est de la forme:

$$T_s = T_f - 467.C - 18.85.Si - 0.8 (Si)^2 + 0.0366.(Si)^3 \\ - 370.P^2 - 120 P^3 - 170.S - 8.5 Cu \\ \text{(III.14)}$$

Rq: Les compositions chimiques sont exprimées en % massique et les températures en °C.

A partir de ces deux formulations, nous obtenons pour l'acier utilisé, les températures suivantes:

$$T_s = 1515.5^\circ C$$

$$T_l = 1532.5^\circ C$$

Le tableau III.6 présente les coefficients de partage $k_i^{s/l}$ ainsi que les pentes de liquidus à l'équilibre m_i pour les principaux éléments d'alliage.

III.4.2.6.3 Données et mesures

a- Introduction

L'interrogation d'une banque de données ainsi que des mesures expérimentales d'analyse thermique différentielle à haute température (ATD) vont nous permettre de décrire avec précision la variation d'enthalpie entre 0 et 1600°C.

b- Données

Cette banque de données thermochimique et métallurgique développée au Royal Institute de Stockholm [Réf 48] nous donne une bonne prédiction des états d'équilibres thermodynamiques pour notre acier jusqu'à une température de 1600°C. On peut alors définir les différents changements de phase et leurs températures de transformation respectives.

Transformations solides

• $T = 760^\circ C$

Température de Curie qui correspond au passage ferromagnétique paramagnétique de l'acier.

• $T = 860^\circ C$

Température de début de transformation $\alpha \rightarrow \gamma$. L'enthalpie de changement de phase est: $\Delta H = 36700 \text{ J/kg}$ (8.8 cal/g). La température de fin de transformation est 885°C.

Rappelons que pour le fer pur, la température de transformation est 912°C pour un ΔH de 16720 J/kg (4 cal/g) [Réf 49].

•T=1397°C

Température de début de transformation $\gamma \rightarrow \delta$, correspondant à une enthalpie de changement de phase de 53480 J/kg (12.8 cal/g). La température de fin de transformation est 1447°C.

Pour le fer pur, la température de transformation est de 1394°C pour un ΔH de 19646 J/kg (4.7 cal/g) [Réf 49].

Transformation solide-liquide

Pour notre acier, la température de début de transformation qui correspond à la température de solidus est de 1515.6°C. La transformation prend fin à la température de liquidus de 1534°C. L'enthalpie de fusion ΔH_f est de $2.54 \cdot 10^5$ J/kg soit 60.84 cal/g. Celle du fer pur étant de $2.46 \cdot 10^5$ J/kg (58.9 cal/g) pour une température de transformation de 1538°C [Réf 49].

Nous présentons sur la figure III.10, la courbe $H=f(T)$ obtenue à partir du logiciel Thermocalc (banque de données).

c- Mesures expérimentales

Examinons maintenant les résultats obtenus à partir des mesures A.T.D, qui nous ont permis de connaître avec une bonne précision les différentes températures de transformation. En ce qui concerne les enthalpies de transformation, celles-ci ne pourront être interprétées que qualitativement.

Trois mesures différentes ont été réalisées afin de s'assurer d'une bonne reproductibilité des résultats. Pour chacune d'elle, une montée en température jusqu'à 1650°C suivie d'un maintien et d'un refroidissement ont été réalisés.

Nous présentons au niveau du tableau III.7, les résultats des différents essais.

Un exemple de transformation en cours de chauffage est illustré par la courbe expérimentale présentée en figure III.11.

d- Conclusions

Les températures de transformation mesurées expérimentalement se situent généralement au-dessus des températures calculées par le logiciel. Ce faible décalage entre les deux méthodes peut s'expliquer par des phénomènes de diffusion et de germination qui provoquent un effet de retard.

Le bon accord observé entre le calcul et l'expérience confirme la validité des résultats obtenus par Thermocalc tant pour les températures de transformation que pour les enthalpies de changement de phase. Nous utiliserons par conséquent les valeurs issues du calcul.

Soluté	$k_i^{s/l}$	$-m_i$ (K.‰ ⁻¹)
H	0.297	707
N	0.281	51.7
O	0.0053	55
S	0.052	33.5
P	0.16	27.6
C	0.11	80
Si	0.77	13
Cr	0.94	1.9
Al	0.7	3
Ni	0.9	3.2
Mo	0.6	7.8
Mn	0.73	5

Tableau III.6: Coefficients de partage et pente de liquidus des principaux éléments d'alliage.

Essais	Chauffage				Refroidissement			
	T _c	T _{α→γ}	T _{γ→δ}	T _{s→l}	T _c	T _{α→γ}	T _{γ→δ}	T _{s→l}
n°1	770	910	1397	1517	764	887	1340	1506
n°2	770	913	1395	1520	763	886	1360	1507
n°3	770	911	1398	1518	763	886	1345	1508
moy	770	911.3	1397	1518	763	886	1348	1507

Tableau III.7: Températures expérimentales de transformation au chauffage et refroidissement.

Température	Formulation	Thermocalc	Mesure
T _c		760	770
T _{α→γ}		860	911
T _{γ→δ}		1397	1397
T _s	1515.5	1517.6	1518
T _l	1532.5	1534	1535

Tableau III.8: Récapitulatif des températures de transformation obtenues par les différentes méthodes.

*Toutes les températures sont exprimées en degrés Celcius.

*T_c=température de Curie

*indices: s=Solidus, l=Liquidus.

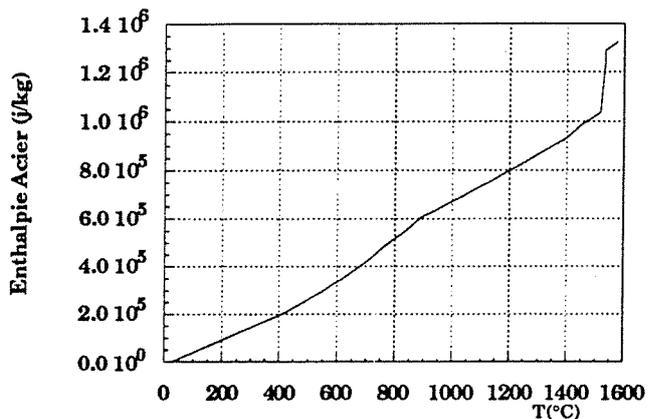


Figure III.10: Enthalpie massique acier.

T(°C)	H(J/kg) × 10 ⁶	T(°C)	H(J/kg) × 10 ⁶
25	0	1193,6	0,795
381,6	0,1854	1227,4	0,8177
415,4	0,2066	1261,1	0,84
449,1	0,2283	1294,9	0,862
482,9	0,2507	1328,6	0,885
516,7	0,274	1362,4	0,9079
550,41	0,2982	1396,1	0,931
584,16	0,3234	1396,5	0,9312
617,9	0,3498	1396,8	0,9314
651,9	0,3778	1397,2	0,9316
685,4	0,4074	1412,2	0,945
719,2	0,4393	1445,9	0,984
752,9	0,4736	1446,2	0,9843
786,6	0,5062	1446,6	0,9847
820,4	0,5359	1446,9	0,985
854,2	0,5661	1449,2	0,9867
887,9	0,6028	1482,9	1,011
888,25	0,6032	1516,6	1,036
888,58	0,6036	1517	1,036
888,9	0,6041	1517,3	1,036
889,9	0,6047	1517,7	1,037
923,64	0,6252	1533,3	1,25
957,4	0,646	1533,6	1,26
991,14	0,6667	1533,9	1,28
1024,9	0,687	1534,3	1,29
1058,6	0,709	1542,1	1,30
1092,4	0,7304	1575,9	1,32
1126,1	0,752	1576,2	1,325
1159,8	0,7737	1576,5	1,326

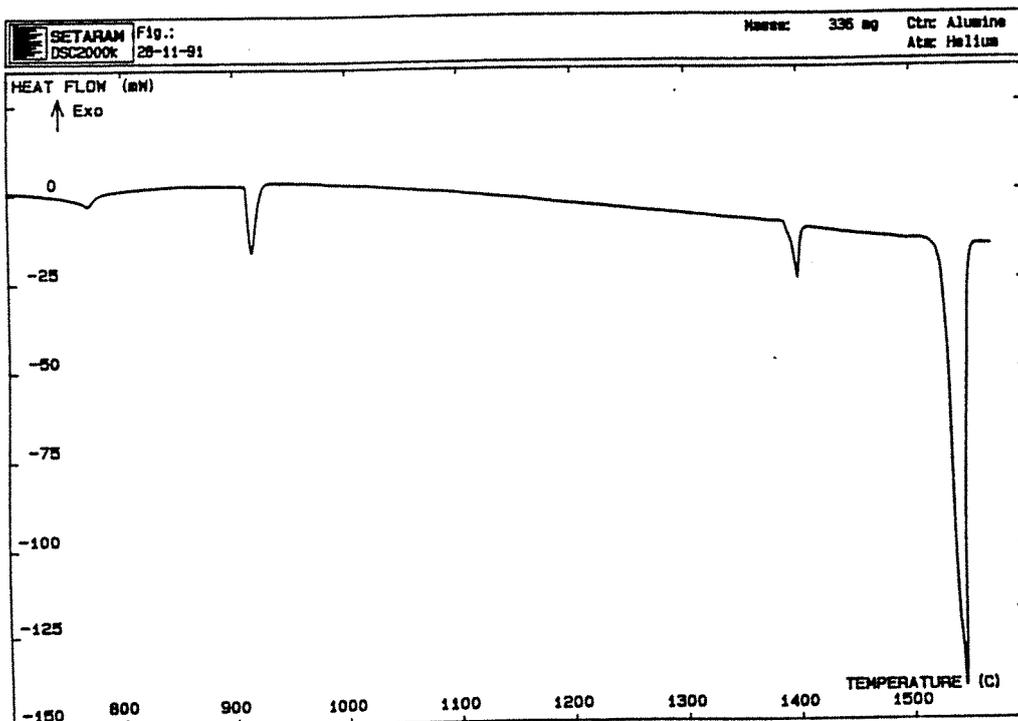


Figure III.11: Analyse thermique différentielle d'un échantillon d'acier ES (tôle nu) pour la phase de chauffage.

Par ailleurs, les résultats déterminés à partir de Thermocalc ont pu être vérifiés grâce aux lois expérimentales de A.A Howe pour la température de solidus et à partir de la règle du bras de levier et des équations de Scheill Guliver pour la température de liquidus. Le tableau III.8 récapitule les valeurs d'enthalpies obtenues à partir des différentes méthodes.

III.4.2.7 Erreur et sensibilité

Nous avons étudié l'influence d'une variation de $\pm 20\%$ de l'enthalpie de changement de phase (tableau III.9) et celle d'une variation de $\pm 5\%$ de la température de transformation (tableau III.10) sur les températures finales.

Variation de $\pm 20\%$	Erreur(%)	Sensibilité
Interface E/T	1.8	0.09
Interface T/T	3.9	0.195
Centre tôle	3.5	0.175

Tableau III.9: Erreur et sensibilité sur la température finale atteinte correspondant à une variation de $\pm 20\%$ de l'enthalpie.

Variation de $\pm 5\%$	Erreur(%)	Sensibilité
Interface E/T	0.6	0.12
Interface T/T	0.92	0.18
Centre tôle	0.34	0.07

Tableau III.10: Erreur et sensibilité sur la température finale atteinte correspondant à une variation de $\pm 5\%$ des températures de transformation.

III.4.2.8 Conclusion

Les sensibilités concernant l'enthalpie de l'acier, obtenues pour des variations de $\pm 20\%$ de l'enthalpie et $\pm 5\%$ des températures de transformation restent inférieures à 0.2. Bien qu'étant inférieures aux sensibilités atteintes pour la diffusivité (0.48), l'enthalpie reste un paramètre important sur la précision du modèle.

III.4.3 L'électrode

III.4.3.1 Caractéristiques thermiques

Pour définir les caractéristiques thermiques de l'alliage cuivre-chrome-zirconium, nous avons adopté la même démarche expérimentale que pour l'acier. A savoir, mesure expérimentale de la diffusivité (figure III.12), de la chaleur spécifique apparente (figure III.13) jusqu'à une température de 800°C et détermination de la conductivité thermique (figure III.14). La masse volumique,

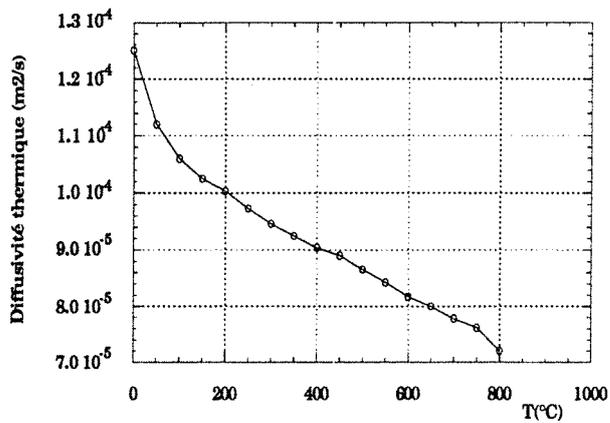


Figure III.12: Diffusivité électrode.

Température (°C)	Diffusivité (m ² /s)(×10 ⁻⁵)
0	12,5
50	11,2
100	10,6
150	10,25
200	10,04
250	9,73
300	9,46
350	9,25
400	9,04
450	8,9
500	8,66
550	8,43
600	8,17
650	8
700	7,78
750	7,62
800	7,2

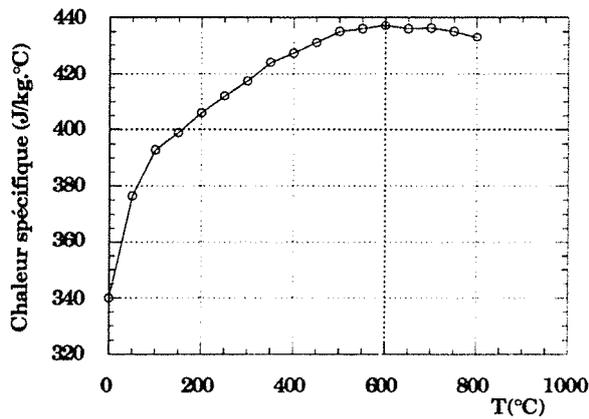


Figure III.13: Chaleur spécifique apparente électrode.

Température(°C)	Cp(J/kg.°C)
0	3,40
50	376,6
100	392,8
150	399
200	406
250	412
300	417,3
350	424
400	427,2
450	431
500	435
550	436
600	437
650	436
700	436
750	435
800	433

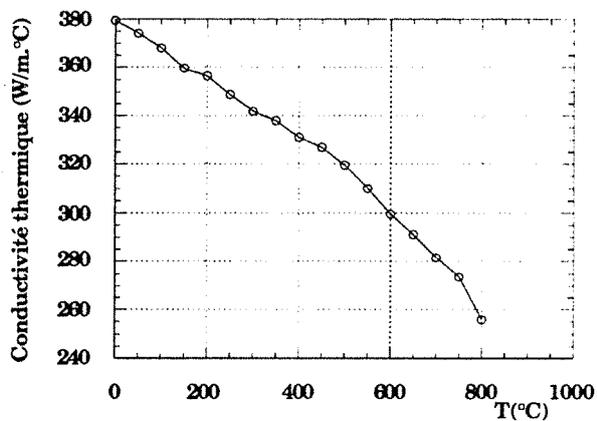


Figure III.14: Conductivité thermique électrode.

Température(°C)	Conductivité(W/m.K)
0	379,5
50	374,1
100	368,1
150	359,7
200	356,7
250	349
300	341,9
350	337,9
400	331
450	327
500	319,5
550	310
600	299,5
650	291,1
700	281,7
750	273,6
800	256

dont l'influence sur la détermination de la conductivité reste négligeable, sera prise égale à celle du cuivre pur; son comportement linéaire est de la forme: $\rho_m = - 0.9T + 8900$ (en kg/m³).

III.4.3.2 Erreur et sensibilité

Variation de $\pm 20\%$	Erreur(%)	Sensibilité
Interface E/T	9.15	0.46
Interface T/T	8.51	0.425
Centre tôle	8.4	0.42

Tableau III.11: Erreur et sensibilité sur la température finale atteinte correspondant à une variation de $\pm 20 \%$ de la diffusivité de l'alliage Cu-Cr-Zr.

III.4.4 Le zinc

III.4.4.1 Caractéristiques thermiques

Comme pour les phénomènes électriques, le zinc n'intervient que dans le cas des tôles revêtues. Les effets de chaleur latente et sensible seront pris en compte à partir de la variation d'enthalpie avec la température. Dans le but de rendre compte de l'évacuation du zinc au delà de sa température de fusion, nous avons introduit dans le sous domaine représentant la couche de zinc, une maille à deux niveaux, comme pour la conductivité électrique. Au delà de 600°C (température estimée à partir d'analyses photographiques de la surface électrode-tôle en cours de soudage), les caractéristiques de la maille seront prises égales à celles de l'acier. Ce type de maille concerne l'enthalpie et la conductivité thermique. Au même titre que la conductivité électrique, les paramètres thermiques sont peu sensibles sur la température (tableaux III.12 et 13). Nous utiliserons par conséquent les données bibliographiques du zinc pur polycristalin. Les figures (III.15, 16, 17) présentent respectivement l'enthalpie, la conductivité thermique et la masse volumique des éléments représentatifs de la couche de zinc. L'enthalpie de fusion du zinc pur polycristalin à 420°C sera prise égale à 100.9 Kj/kg.

III.4.4.2 Erreur et sensibilité

Les tableaux III.12 et III.13 présentent la sensibilité et l'erreur maximale sur la température atteinte, correspondant à une variation de $\pm 20 \%$ de la diffusivité et de l'enthalpie du zinc.

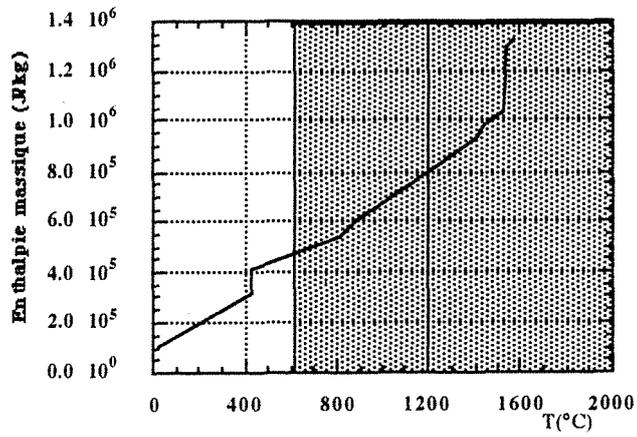


Figure III.15: Enthalpie des éléments représentatifs de la couche de zinc.

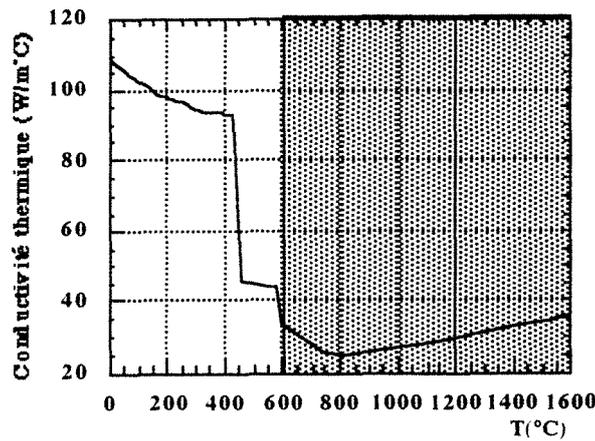


Figure III.16: Conductivité thermique des éléments représentatifs de la couche de zinc.

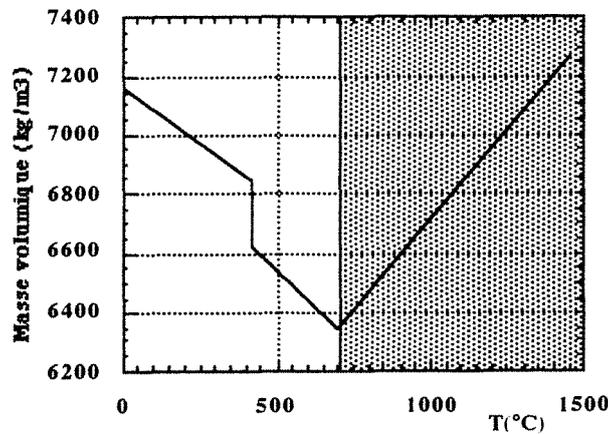


Figure III.17: Masse volumique des éléments représentatifs de la couche de zinc.



Zone d'évacuation complète du Zinc: propriété physique de l'acier.

Variation de $\pm 20\%$	Erreur(%)	Sensibilité
Interface E/T	0.4	0.02
Interface T/T	0.72	0.036
Centre tôle	0.4	0.02

Tableau III.12: Erreur et sensibilité sur la température finale atteinte correspondant à une variation de $\pm 20 \%$ de la diffusivité des éléments de la couche de zinc.

Variation de $\pm 20\%$	Erreur(%)	Sensibilité
Interface E/T	0.13	0.065
Interface T/T	0.16	0.008
Centre tôle	0.16	0.008

Tableau III.13: Erreur et sensibilité sur la température finale atteinte correspondant à une variation de $\pm 20 \%$ de l'enthalpie des éléments de la couche de zinc.

III.4.5 Coefficients d'échanges

Au niveau de la surface libre de la pièce, les échanges thermiques sont de deux types: échanges convectifs et échanges radiatifs.

III.4.5.1 Echanges convectifs

La convection est un phénomène complexe qui nécessite la résolution couplée des équations de la mécanique des fluides et de la thermique. Dans notre cas, nous utiliserons une approche simplifiée, modélisant le flux extrait Φ à partir de la loi de Newton.

$$\Phi = h_c \cdot \Delta T \quad \text{(III.15)}$$

Où ΔT est la différence de température entre la paroi et le fluide extérieur et h_c , le coefficient d'échange. Ce dernier est déterminé de façon phénoménologique à partir de corrélations qui s'appuient sur des nombres adimensionnels de la thermique et de la mécanique des fluides. Nous avons ainsi défini un coefficient de convection naturel et de convection forcé pour simuler respectivement l'échange de chaleur avec l'air ambiant et avec le liquide de refroidissement. En ce qui concerne la convection forcée, c'est à partir de la corrélation de Colburn [Réf 50] qu'a été calculé le coefficient d'échange. Pour une simulation numérique de points isolés où l'électrode n'est soumise à aucune cadence de soudage, l'échauffement reste modéré et les variations des coefficients d'échange (convection naturelle et forcée) sont peu sensibles sur la température. Les valeurs retenues pour la modélisation sont:

* coefficient d'échange en convection naturelle: $h_c = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$

* coefficient d'échange en convection forcée: $h_c = 4500 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$

III.4.5.2 Echanges radiatifs

On fera l'hypothèse d'un rayonnement entre un milieu semi-infini et un corps supposé noir et opaque. Les échanges de chaleur surfacique suivent alors la loi de Stefan qui fait intervenir la puissance quatrième de la température:

$$\Phi_r = \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T_{\partial\Omega}^4 - T_{\infty}^4)$$

Où ε représente l'émissivité du corps et σ la constante de Planck: $\sigma = 5.6710^{-8} \text{ W/m}^2.\text{K}^4$.

De façon à obtenir une expression pouvant s'assimiler à une forme de type convection, nous linéarisons la loi de Stefan.

$$\Phi_r = \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T_{\partial\Omega}^2 - T_{\infty}^2) \cdot (T_{\partial\Omega}^2 + T_{\infty}^2)$$

$$\Phi_r = \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T_{\partial\Omega} - T_{\infty}) \cdot (T_{\partial\Omega} + T_{\infty}) \cdot (T_{\partial\Omega}^2 + T_{\infty}^2)$$

Par similitude avec la loi de Newton, nous considérons comme coefficient d'échange radiatif le terme:

$$h_r = \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T_{\partial\Omega} + T_{\infty}) \cdot (T_{\partial\Omega}^2 + T_{\infty}^2)$$

III.4.5.3 Erreur et sensibilité

Variation de $\pm 20\%$	Erreur(%)	Sensibilité
Interface E/T	2.6	0.13
Interface T/T	1.2	0.06
Centre tôle	0.12	0.006

Tableau III.14: Erreur et sensibilité sur la température finale atteinte correspondant à une variation de $\pm 20 \%$ du coefficient d'échange radiatif.

L'erreur maximale au niveau des interfaces de contact électrode-tôle et tôle-tôle a été relevée sur les noeuds proches de la surface extérieure.

III.4.6 Conclusions

Le tableau III.15 présente un récapitulatif des erreurs et sensibilités correspondant aux deux principales caractéristiques physiques (diffusivité et enthalpie) pour les trois matériaux intervenant dans la modélisation. Ces résultats correspondent à l'erreur sur la température maximale atteinte au centre de la tôle pour une variation de $\pm 20 \%$.

Variation de $\pm 20\%$	Erreur (%)		Sensibilité	
	Diffusivité	Enthalpie	Diffusivité	Enthalpie
Matériaux				
Acier	9.7	3.5	0.485	0.175
Electrode	8.4		0.42	
zinc	0.4	0.16	0.02	0.008

Tableau III.15: Erreur et sensibilité sur la température maximale atteinte correspondant à une variation de $\pm 20\%$ de la diffusivité et de l'enthalpie des différents matériaux. Récapitulatif.

Il apparaît qu'une variation de $\pm 20\%$ de la diffusivité de l'acier ou de l'alliage Cu-Cr-Zr entraîne une forte variation sur la température finale. La grande sensibilité de ces deux paramètres, leur confère alors un rôle prépondérant dans le calcul:

- En ce qui concerne l'électrode, sa fonction de "pompe thermique", lui permet d'évacuer la chaleur dissipée au sein des tôles.

- La diffusivité de l'acier gouverne quant à elle la diffusion de chaleur dans les tôles et par conséquent la température atteinte au sein de la structure.

L'enthalpie de l'acier est également un paramètre d'une grande sensibilité qui permet de rendre compte des effets de chaleur latente et sensible durant le cycle de soudage. Un effort de caractérisation expérimental a donc été entrepris afin de connaître avec la plus grande précision possible l'évolution de ces paramètres en fonction de la température tout au long du cycle de soudage.

III.5 Résistances de contact

III.5.1 Introduction

Le rôle des résistances de contact électriques et thermiques sur la genèse du point soudé, leur confère une importance toute particulière. Elles conditionnent et gouvernent en effet le procédé de soudage par résistance par points. C'est pourquoi une méthode expérimentale, visant à définir avec précision cette classe particulière de propriétés physiques, que sont les résistances de contact, a été développé et fait l'objet du chapitre 4. Nous présentons ici la variation des résistances de contact électriques et thermiques en fonction de la température ainsi qu'une étude de sensibilité. Il est à noter que le volume des mailles d'interface qui caractérisent les contacts tôle-tôle et électrode-tôle est tel que les effets d'inerties sont négligeables (masse volumique et chaleur spécifique). Seules les fonctions d'apport et d'évacuation de chaleur sont présent en compte,

respectivement par l'intermédiaire de la conductivité électrique et thermique équivalente en fonction de la température.

III.5.2 Résistance électrique de contact

III.5.2.1 Interface électrode-tôle

Cette résistance, beaucoup plus faible que la résistance de contact tôle-tôle contribue malgré tout à l'échauffement de la matière. En effet, la nature électrique du contact à l'interface électrode-tôle conditionne la distribution des lignes de courant et par conséquent l'évolution et la distribution des températures. Certains auteurs font des hypothèses simplificatrices importantes en considérant cette résistance constante durant le cycle de soudage [Réf 26, 30, 32]. D'autres [Réf 31] vont même jusqu'à la négliger. Les erreurs sur la température en fin de cycle de soudage sont alors importantes (tableau III.16). La figure IV.14 du chapitre 4 présente les variations de cette résistance en fonction de la température pour une tôle nue et revêtue double faces, correspondant respectivement aux intensités efficaces de soudage: 7.5 et 11.5 kA pour une pression nominale de 300 daN.

III.5.2.2 Erreur et sensibilité

Il nous est apparu important de mettre en évidence l'erreur commise par l'approximation d'une résistance de contact électrode-tôle constante durant le cycle de soudage (tableau III.16). Dans un deuxième temps, nous avons étudié la sensibilité des tôles nues et revêtues correspondant à une variation de $\pm 20\%$ de la résistance de contact électrique électrode-tôle (tableau III.17).

Rc = constante	Erreur (%)	
	Tôles nues	Tôles revêtues
Interfaces		
Interface E/T	12	1.26
Interface T/T	24	3
Centre tôle	30	2.7

Tableau III.16: Erreur sur la température finale atteinte correspondant au cas d'une résistance électrique de contact électrode-tôle constante.

Variation de $\pm 20\%$	Erreur (%)		Sensibilité	
	Tôles nues	Tôles revêtues	Tôles nues	Tôles revêtues
Interface E/T	8	0.8	0.4	0.04
Interface T/T	9.5	1	0.48	0.05
Centre tôle	8	0.6	0.4	0.03

Tableau III.17: Erreur et sensibilité sur la température finale atteinte correspondant à une variation de $\pm 20\%$ de la résistance électrique de contact électrode-tôle.

III.5.2.3 Conclusions

Il apparaît que l'hypothèse d'une résistance de contact électrode-tôle constante durant le cycle de soudage est à l'origine d'erreurs importantes dans le cas des tôles nues. En effet, ces dernières sont caractérisées par des résistances de contact électrode-tôle plus élevées que les tôles revêtues (§ IV.2.4.6) et présentent par ailleurs une plus grande variation d'amplitude durant le cycle de soudage. En ce qui concerne la sensibilité relative à une variation de $\pm 20\%$, on notera là encore des valeurs plus importantes pour les tôles nues. D'autre part, la faible sensibilité qui caractérise les tôles revêtues s'explique par le bon contact électrode-tôle lié à la couche de zinc. On peut alors penser que la contribution de la résistance de contact électrode-tôle sur le développement du point soudé est plus importante dans le cas des tôles nues. Il existe en effet un rapport de l'ordre de 10 entre les deux nuances que l'on retrouve sur la sensibilité et les valeurs de résistances électriques de contact statique. Nous accorderons par conséquent un soin particulier à la mesure de cette résistance.

III.5.2.4 Interface tôle-tôle

Lieu d'initiation et de développement du noyau fondu, cette résistance conditionne la genèse du point soudé en terme de géométrie et de température atteinte. Sous l'effet de la pression exercée par les électrodes et de la chaleur importante libérée à cette interface, la résistance de contact initialement très importante, décroît rapidement après quelques périodes de soudage pour s'annuler complètement lorsque le noyau fondu apparaît. L'allure de cette variation a une influence importante sur la température atteinte en fin de cycle. Certains auteurs [Réf 6, 26, 32] font l'hypothèse d'une décroissance linéaire entre la résistance statique mesurée avant passage du courant et une résistance de contact nulle en début de fusion. A ce sujet, des tests de sensibilité permettant d'apprécier l'erreur commise, mettent en cause ces hypothèses (tableau III.18). La figure IV.15 du chapitre 4 présente les variations de cette résistance en

fonction de la température pour une tôle nue et revêtue double faces correspondant respectivement aux intensités efficaces de soudage: 7.5 et 11.5 kA pour une pression nominale de 300 daN.

III.5.2.5 Erreur et sensibilité

L'erreur et la sensibilité ont été calculées pour les deux nuances d'acier: tôle nue et revêtue double faces. Nous avons alors étudié les conséquences d'une approximation linéaire (tableau III.18) puis la variation de $\pm 20\%$ (tableau III.19) de la résistance électrique de contact tôle-tôle sur les températures finales

Variation linéaire	Erreur (%)	
	Tôles nues	Tôles revêtues
Interfaces		
Interface E/T	10	15
Interface T/T	27	32
Centre tôle	19	18

Tableau III.18: Erreur sur la température finale atteinte correspondant au cas d'une variation linéaire de la résistance électrique de contact tôle-tôle.

Variation de $\pm 20\%$	Erreur (%)		Sensibilité	
	Tôles nues	Tôles revêtues	Tôles nues	Tôles revêtues
Interfaces				
Interface E/T	1	1.1	0.05	0.055
Interface T/T	2.8	3	0.14	0.15
Centre tôle	1.7	1.6	0.085	0.08

Tableau III.19: Erreur et sensibilité sur la température finale atteinte correspondant à une variation de $\pm 20\%$ de la résistance électrique de contact tôle-tôle.

Pour chacune des deux nuances, des essais de sensibilité correspondant à des variations de $\pm 20\%$ sur la première puis la deuxième portion de la courbe de résistance électrique de contact tôle-tôle mettent en évidence l'importance des toutes premières périodes de soudage sur la température atteinte en fin de cycle.

III.5.2.6 Conclusions

Il apparaît que l'hypothèse, la plus fréquente, d'une variation linéaire de la résistance de contact tôle-tôle est à l'origine d'erreurs importantes sur les températures. En effet, cette approximation linéaire ne correspond pas à l'état physique du contact durant le cycle de soudage et surestime alors la résistance

de contact tôle-tôle et les températures atteintes en fin de cycle de soudage. Les résultats expérimentaux (chapitre 4) mettent en évidence une chute beaucoup plus brutale de la résistance de contact qui atteint une valeur proche de zéro après environ trois périodes. En effet, les non linéarités importantes qui caractérisent les résistances de contact tôle-tôle présentent une variation de l'ordre de 100. La démarche expérimentale mise en oeuvre permet dans ces conditions de connaître avec une bonne précision l'ordre de grandeur et l'allure des résistances de contact durant le cycle de soudage. Par ailleurs, la sensibilité résultant d'une variation de $\pm 20\%$ reste faible et nous laisse une marge d'erreurs expérimentales qui n'affecte pas de façon importante la température finale.

III.5.3 Résistance thermique de contact

III.5.3.1 Interface électrode-tôle

D'un point de vue thermique, cette résistance régit l'évacuation de chaleur libérée au niveau de la tôle vers l'électrode de cuivre et conditionne ainsi la géométrie du point soudé. Une sous estimation de cette résistance pourrait provoquer une surchauffe dans la tôle et au niveau de l'interface électrode-tôle; alors qu'inversement, une surestimation nous conduirait à un point soudé de petite dimension. Une mesure thermique de cette résistance étant très difficile, celle-ci sera déterminée à partir des résultats expérimentaux de contact électrique en s'appuyant sur un modèle analytique de micro contact présenté au chapitre 4. Comme pour les résistances de contact électriques, des hypothèses parfois grossières (résistance thermique constante) sont à l'origine d'erreurs importantes.

III.5.3.2 Interface tôle-tôle

Dans le cas d'une modélisation d'assemblages symétriques (cas de notre étude où les tôles sont de mêmes épaisseurs), le flux thermique qui traverse la résistance de contact tôle-tôle est nul. La résistance de contact thermique, matérialisée par une conductivité thermique équivalente n'a donc aucune influence sur le transfert vertical de chaleur. Cependant, des essais numériques ont permis de mettre en évidence l'importance d'affecter une conductivité thermique à la première période de soudage; celle-ci favorise en effet la diffusion latérale de chaleur dans la maille d'interface. Nous prendrons pour cela une valeur constante de résistance thermique: $R = 3 \text{ W/K}$ qui n'a pour seul effet que de favoriser la convergence du calcul.

III.5.3.3 Erreur et sensibilité

Nous ne présenterons ici que les essais numériques qui concernent les tôles nues. En effet, comme pour la résistance de contact électrique, les tôles revêtues présentent des sensibilités très faibles du même ordre de grandeur.

Rc = Constante	Erreur(%)
Interface E/T	17.3
Interface T/T	8.2
Centre tôle	5.3

Tableau III.20: Erreur sur la température finale atteinte correspondant au cas d'une résistance thermique de contact électrode-tôle constante.

Variation de $\pm 20\%$	Erreur(%)	Sensibilité
Interface E/T	0.76	0.038
Interface T/T	0.68	0.034
Centre tôle	0.63	0.031

Tableau III.21: Erreur et sensibilité sur la température finale atteinte correspondant à une variation de $\pm 20\%$ de la résistance électrique de contact électrode-tôle.

III.5.3.4 Conclusion

L'hypothèse d'une résistance de contact thermique électrode-tôle constante est à l'origine d'erreurs beaucoup plus importantes qu'une variation de $\pm 20\%$. Une détermination correcte de la courbe d'évolution de cette résistance durant le cycle de soudage apparaît donc être un facteur essentiel sur la précision du modèle. Par contre, la faible sensibilité liée à une variation de $\pm 20\%$ de cette même résistance ne semble pas trop affecter la température finale et nous "autorise" par conséquent une erreur expérimentale d'au moins 20 %.

III.5.4 Conclusions

Qu'il s'agisse des résistances de contact électrique ou thermique, il apparaît qu'une détermination correcte de leur évolution au cours du temps soit une étape indispensable pour la précision du modèle. Par ailleurs, une erreur de mesure de 20 % engendrée par la détermination expérimentale de ces résistances, ne semble pas perturber la température finale, particulièrement pour les résistances de contact thermiques. De plus, il est à noter que le paramètre résistance électrique de contact est beaucoup plus sensible pour les tôles nues que revêtues. Ce dernier point confirme l'importance des résistances de contact

électrique des tôles nues, qui gouvernent principalement le procédé de soudage par points.

III.6 Données mécaniques

III.6.1 Introduction

Elles caractérisent l'état mécanique des matériaux intervenant dans la modélisation (cuivre, acier, zinc) à température ambiante. Nous avons pour cela réalisé des essais de traction. L'allongement maximal déterminé par le calcul ne dépassant pas 0.005 mm, nous nous sommes limité à un domaine de déformation de 5 %. Le domaine d'écrouissage se situe alors entre 0 et 0.5%. L'utilisation d'un modèle mécanique bilinéaire avec écrouissage isotrope nous conduit à déterminer pour chaque matériaux:

- le module d'Young;
- le coefficient de Poisson;
- la limite élastique apparente ;
- le coefficient d'écrouissage (se reporter au paragraphe II.2.2.3)

III.6.2 L'acier

Dans le procédé de soudage par points, la tôle est sollicitée dans l'épaisseur où les essais de traction sont impossibles à réaliser. Afin de valider l'hypothèse d'isotropie du matériau, faite au niveau du modèle mécanique, les essais de traction ont été réalisés sur des éprouvettes d'épaisseurs 0.7 mm découpées dans le sens long, transversal et travers de la tôle. Les caractéristiques mécaniques (module d'Young, limite élastique et coefficient d'écrouissage) ont été définies à partir des courbes de contraintes-déformations dont un exemple est présenté en figure III.18. Pour les différentes tôles étudiées (tôles nues et revêtues double faces) trois mesures dans chacune des directions ont été réalisées afin de s'assurer d'une bonne reproductibilité des résultats. Nous présentons dans les tableaux III.22 et III.23, les valeurs obtenues pour les deux nuances d'acier. D'après les résultats, l'hypothèse d'isotropie qui a été faite pour la modélisation semble tout à fait justifiée.

Des mesures de module d'Young à partir d'une méthode vibratoire, dont une présentation figure en annexe 4, font état de valeurs légèrement supérieures par rapport aux résultats obtenus grâce aux courbes de contraintes. Le module d'Young moyen défini par cette méthode vaut alors 203 GPa avec une dispersion inter échantillon de 0.5 GPa.

Sens	σ_e (MPa)	σ_{ea} (MPa)	E(GPa)	E_p (GPa)	M(GPa)
Long	113.5	144.2	184	14	15.3
Travers	113.3	150.4	188	12	12.6
Diagonal	117.5	151.5	185	13.6	10.9
Moyenne	114.8	148.9	185.7	13.2	12.9

Tableau III.22: Caractéristiques mécaniques des tôles nues.

Sens	σ_e (MPa)	σ_{ea} (MPa)	E(GPa)	E_p (GPa)	M(GPa)
Long	162	176.4	188.7	4	4.1
Travers	153.4	169.2	191.3	8	7.12
Diagonal	164.7	179	199	5.44	5.59
Moyenne	160	174.9	193	5.8	5.61

Tableau III.23: Caractéristiques mécaniques des tôles revêtues double faces.

Essais traction	σ_e (MPa)	σ_{ea} (MPa)	E(GPa)	E_p (GPa)	M(GPa)
Essais 1	380	403	126	33	44.7
Essais 2	388	410	130	36	49.8
Essais 3	372	398	125	32	43
Moyenne	380	403.7	127	33.7	45.8

Tableau III.24: Caractéristiques mécaniques de l'électrode de soudage

Avec:

- σ_e = limite d'élasticité;
- σ_{ea} = limite d'élasticité apparente;
- E = module d'Young;
- E_p = pente du domaine plastique;
- M = coefficient d'écrouissage.

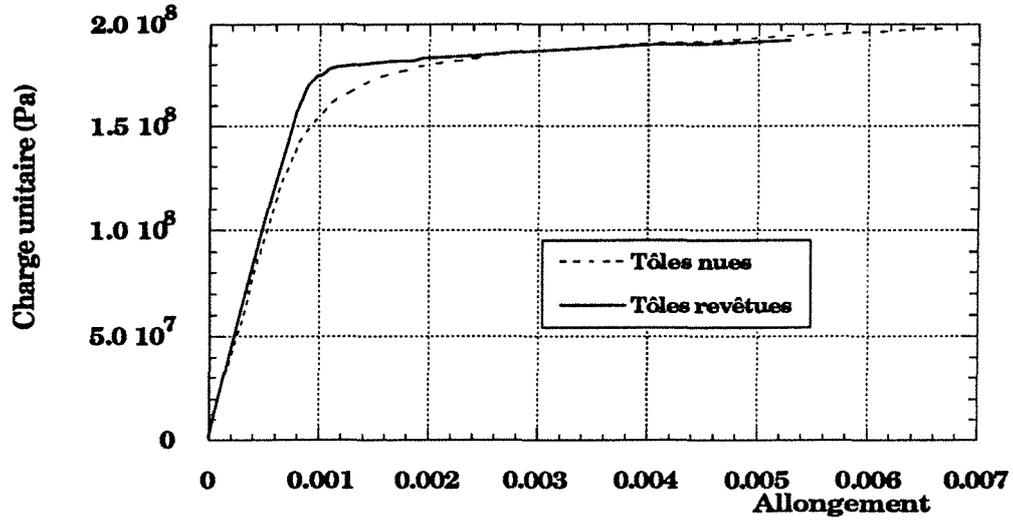


Figure III.18.a: Essais de traction de tôles nues et revêtues double faces

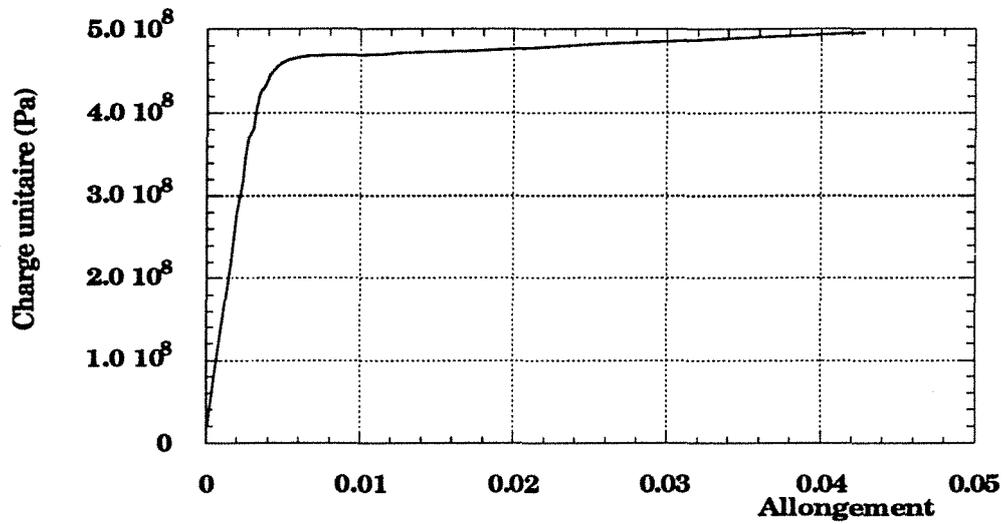


Figure III.18.b: Essais de traction d'une éprouvette de Cu-Cr-Zr.

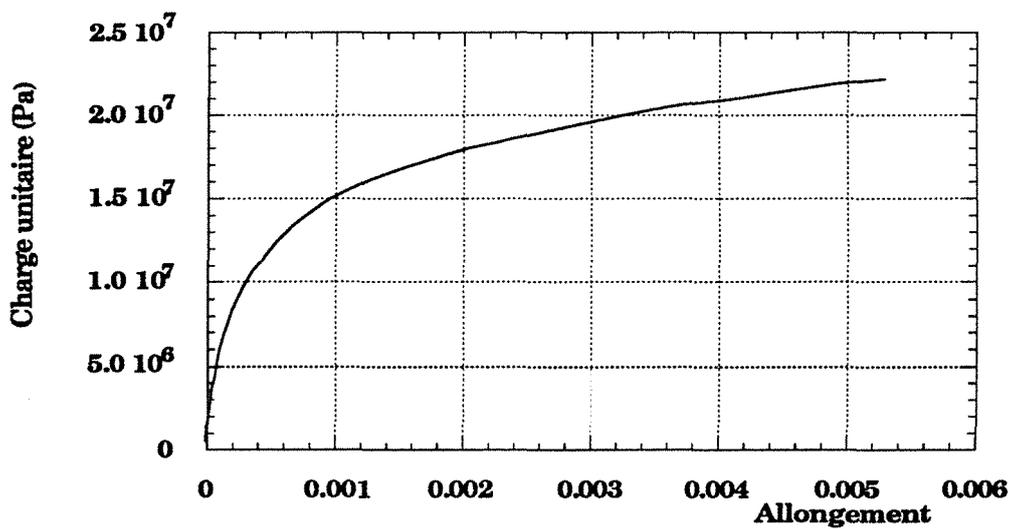


Figure III.18.c: Essais de traction d'une éprouvette de zinc.

III.6.3 L'électrode

Des essais de traction nous ont permis de déterminer les caractéristiques mécaniques de l'alliage cuivre-chrome-zirconium à partir des courbes de contraintes déformations. Nous présentons les résultats au niveau du tableau III.24.

III.6.4 Le zinc

Le module d'Young du revêtement de zinc a été mesuré grâce à une méthode vibratoire. Connaissant le module d'Young du substrat et celui du multicouche revêtement-substrat-revêtement, il est possible de remonter au module d'Young du revêtement (annexe 4).

La définition moyenne des trois échantillons testés est la suivante:

longueur \approx 200 mm

largeur \approx 10 mm

épaisseur \approx 0.013 - 0.666 - 0.013 mm

Les caractéristiques mécaniques moyennes obtenues sont:

- Masse volumique du zinc = 6840 kg.m⁻³

- Module d'Young moyen du zinc: 110.7 GPa avec une dispersion inter échantillon de 3 GPa.

Dans la littérature [Réf 43], les caractéristiques du zinc polycristalin couramment admises sont:

- Masse volumique = 7140 kg.m⁻³

- Module d'Young = 104.5 GPa

- Coefficient de Poisson = 0.249

- Limite d'élasticité = 280 MPa

CHAPITRE 4

IV. Détermination des résistances de contact

IV.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous nous attacherons plus particulièrement à la détermination des résistances de contact électriques et thermiques au niveau des interfaces électrode-tôle et tôle-tôle.

Dans une première étape, nous présentons la méthodologie expérimentale employée pour définir la résistance électrique de contact électrode-tôle en régime dynamique, conduisant ensuite à la détermination de la résistance de contact tôle-tôle. A partir de confrontations expérimentales s'appuyant sur des coupes macrographiques du point soudé nous présentons alors les courbes de résistances de contact en fonction de la température.

Dans une deuxième étape, nous déterminons les résistances de contact thermiques en fonction de la température pour les deux interfaces à partir d'un modèle analytique de micro contact. Cette démarche nécessite la connaissance des résistances de contact électriques précédemment définies ainsi que des mesures expérimentales de profil de rugosité.

Afin de minimiser le nombre de mesures, nous nous limiterons dans cette étude aux deux nuances d'acier couramment utilisées dans l'industrie automobile:

- tôles nues d'épaisseur 0.7 mm (ES)

- tôles revêtues double faces (10 μm de dépôts) d'épaisseur 0.7 mm (EZ)

correspondant respectivement aux intensités efficaces de soudage: 7.5 et 11.5 kA.

IV.2 Résistances électriques de contact

IV.2.1 But

En s'appuyant sur la courbe de résistance électrique dynamique globale, notée R_{dynG} , il s'agit de déterminer les résistances de contact électrode-tôle et tôle-tôle, après avoir défini les différentes parties ohmiques composées par les tôles et les électrodes de soudage. En effet, la résistance électrique dynamique globale, R_{dynG} s'écrit sous la forme:

$$R_{\text{dynG}} = R_{\Omega\text{Cu}} + R_{\text{cE/T}} + R_{\Omega\text{Tôle}} + R_{\text{cT/T}} \quad (\text{IV.1})$$

Où $R_{\Omega\text{Cu}}$ représente la résistance ohmique des électrodes de soudage, $R_{\text{cE/T}}$ la résistance électrique de contact des deux interfaces électrode-tôle, $R_{\Omega\text{Tôle}}$ la résistance ohmique des tôles et $R_{\text{cT/T}}$ la résistance électrique de contact à l'interface tôle-tôle.

La démarche utilisée peut alors se décomposer en quatre phases principales:

• **Phase 1:** Détermination expérimentale de la résistance électrique dynamique globale, R_{dynG} dont l'interprétation fait l'objet du paragraphe I.2.3.

• **Phase 2:** Détermination des résistances ohmiques des tôles et des électrodes de soudage en fonction du temps pour une intensité de soudage fixée. Il s'agit de connaître avec la plus grande précision possible l'évolution des résistances ohmiques, $R_{\Omega Cu}$ et $R_{\Omega Tôle}$ qui interviennent dans la mesure de la résistance dynamique globale. Celles-ci, fortement variables avec la température, dépendent de l'intensité de soudage et du type de tôles à assembler. Leur détermination ne peut alors se faire correctement qu'à partir du calcul numérique.

• **Phase 3:** Détermination de la résistance électrique de contact électrode-tôle, $R_{cE/T} = f(\text{temps})$ à partir d'une approche expérimentale, nécessitant l'utilisation d'une électrode de mesure instrumentée dont la description fait l'objet du paragraphe IV.2.4.6.

• **Phase 4:** Dédution de la résistance électrique de contact tôle-tôle, $R_{cT/T} = f(\text{temps})$ à partir des différents éléments définis dans les trois phases précédentes.

$$R_{cT/T} = R_{dynG} - R_{\Omega Cu} - R_{cE/T} - R_{\Omega Tôle} \quad (IV.2)$$

Les mesures seront réalisées sur les deux nuances de tôles: nues et revêtues double faces pour des intensités de soudage correspondant à un point soudé, soit:

- Tôles nues: $I_{eff} = 7.5 \text{ kA}$;
- Tôles revêtues: $I_{eff} = 11.5 \text{ kA}$.

Dans un souci de synthèse et de compréhension globale de la méthodologie utilisée, nous avons regroupé au niveau d'un organigramme (Figure IV.1) les différentes phases énoncées ainsi que la situation des paragraphes où elles figurent.

IV.2.2 Détermination de la résistance dynamique globale

IV.2.2.1 Résistance statique globale: R_{GS}

a- Introduction

Cette résistance électrique mesurée entre les deux électrodes de soudage correspond à l'état des contacts et des matériaux (électrodes et tôles) avant passage du courant de soudage. La mesure de cette résistance globale statique, R_{GS} ne présente pas de difficultés majeures. En 1982, J.G Kaiser [Réf 4], étudie

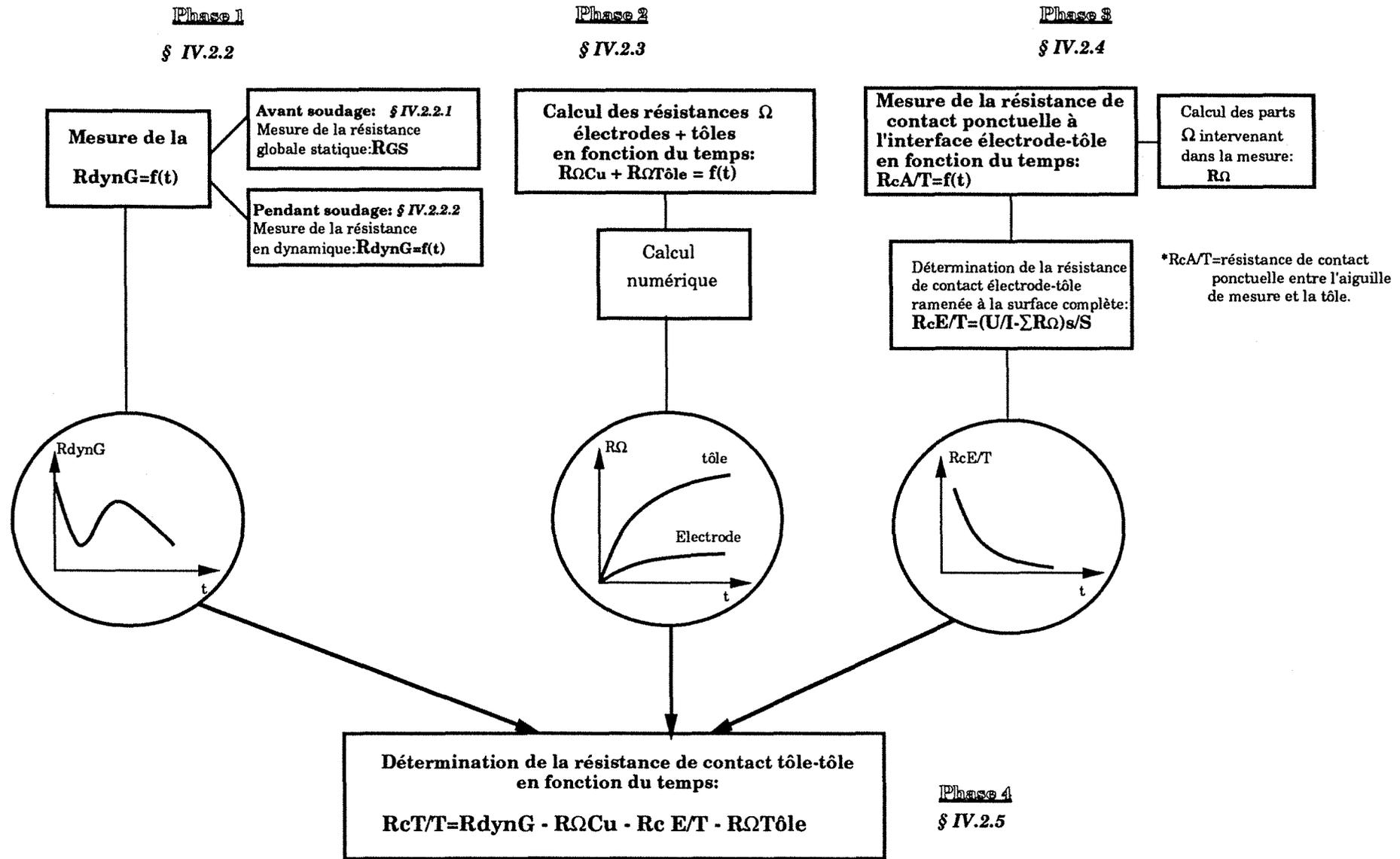


Figure IV.1: Organigramme

l'influence du courant continu de mesure sur la R_{GS} . D'après les résultats de l'étude théorique réalisée par Pullen et Williamson [Réf 10], dont une présentation figure au paragraphe I.3.3.2, il existe une intensité maximale de mesure au delà de laquelle, le contact subit des transformations irréversibles. Afin de rendre compte par la mesure de U et I de la nature exacte des contacts avant passage du courant de soudage, le courant continu de mesure sera limité à 1 A. Il est par contre intéressant d'étudier plus en détail l'influence des variations de l'effort transmis par les électrodes, depuis l'accostage jusqu'à la pression nominale de soudage ($0 \leq P \leq 300$ daN):

b- Montage

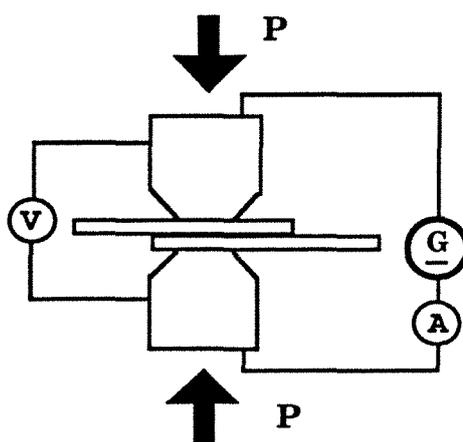


Figure IV.2: Montage de mesure de la résistance globale statique en fonction de la pression.

c- Résultats

Nous présentons sur les figures IV.3 a, b et c les courbes d'évolution de la résistance globale statique en fonction de la pression pour des tôles nues et revêtues double faces. L'écart type calculé à partir des différentes mesures effectuées a également été reporté sur les courbes.

d- Conclusions

Ces courbes mettent en évidence l'influence de la couche de zinc sur la résistance statique. En effet, dans le cas de tôles revêtues double faces, la conductivité élevée du zinc mais surtout ses faibles caractéristiques mécaniques (grande malléabilité), même à froid, améliore l'intimité des contacts en diminuant ainsi la résistance. D'un point de vue microscopique, les phénomènes liés à l'augmentation de pression provoquent des déformations plastiques au niveau des micros aspérités qui composent le contact.

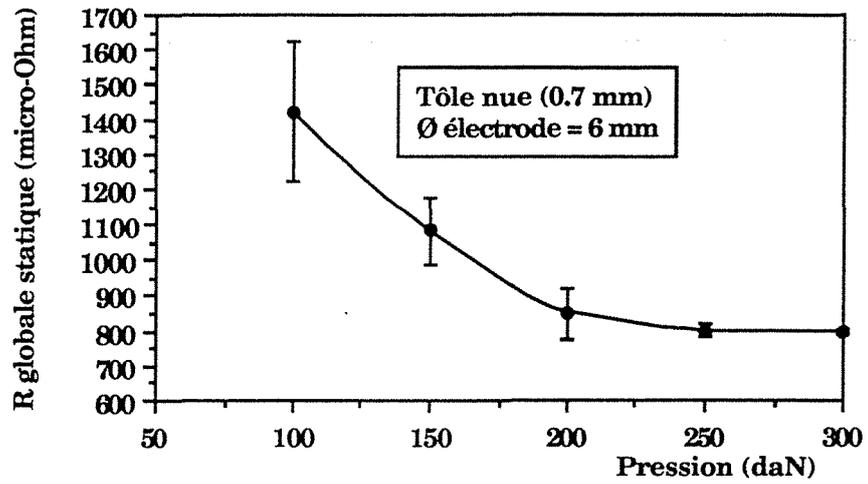


Figure IV.3.a: Evolution de la résistance globale statique en fonction de la pression. Tôles nues.

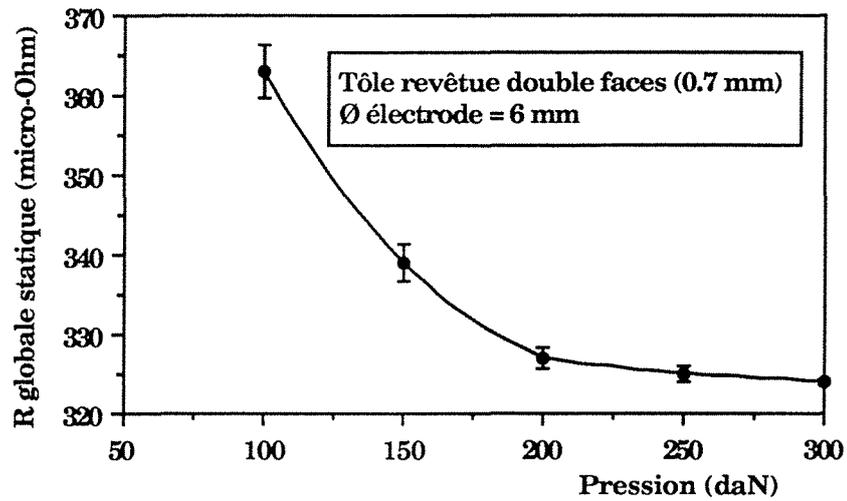


Figure IV.3.b: Evolution de la résistance globale statique en fonction de la pression. Tôles revêtues double faces.

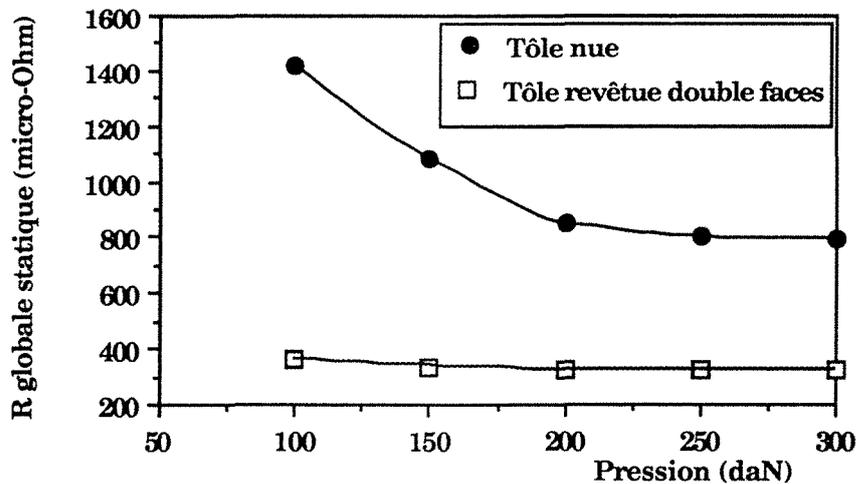


Figure IV.3.c: Evolution de la résistance globale statique en fonction de la pression. Tôles nues et revêtues double faces.

Le chapitre 1 traite de façon plus approfondie des différents phénomènes. Il est alors possible de déduire l'inégalité suivante:

$$\left(\frac{S_e}{S_a}\right)_{EZ} \gg \left(\frac{S_e}{S_a}\right)_{ES} \quad (IV.3)$$

Rappelons que S_e représente la surface réelle en contact électrique et S_a la surface de contact apparente correspondant à un acier revêtu double face (EZ) ou à un acier nu (ES).

Les résultats de résistance statique global, R_{GS} pour les tôles nues présentent de ce fait une plus grande dispersion surtout pour les basses pressions. A pression nominale de soudage, $P=300$ daN, nous obtenons:

- tôles nues: $R_{GS} = 756 \mu\Omega \pm 10$
- tôles revêtues: $R_{GS} = 326 \mu\Omega \pm 0.5$

IV.2.2.2 Résistance dynamique globale: R_{dynG}

a- Introduction

L'interprétation de cette même résistance pour des aciers revêtus et nus, présenté au chapitre 1, nous a permis d'analyser les différentes phases qui caractérisent la cinétique du point soudé. Dans un premier temps, il s'agit de présenter la méthode expérimentale utilisée pour mesurer cette résistance. Plusieurs auteurs se sont déjà intéressés à la détermination de la R_{dynG} [Réf 3,4,5,51,52]. Dans de nombreux cas, les signaux de tension et d'intensité de soudage utilisés pour la mesure de la R_{dynG} sont obtenus à partir de relevés d'oscillogrammes. Cette technique rapide est cependant à l'origine d'incertitudes importantes [Réf 4,52]. En 1987, Gédéon et Sorensen [Réf 5] intègrent dans leur mesure, le déphasage entre la tension et l'intensité mais font l'hypothèse que la résistance et l'inductance du circuit restent constante sur une demi-période.

b- Mesure et principe

Bien que fréquemment employée, la mesure de la R_{dynG} reste délicate et nécessite quelques précautions:

Les nouvelles générations de machines à souder par points sont équipées de dispositifs électroniques à thyristors qui permettent de réguler avec précision la puissance de soudage. Dans ce cas, suivant l'angle d'ouverture des thyristors, les signaux de soudage présentent des durées importantes (jusqu'à 0.01 s) durant lesquelles l'intensité et la tension passent par zéro. Toute mesure de R_{dynG} est alors impossible. De plus, la nature inductive du circuit de soudage est à l'origine d'un déphasage de quelques degrés entre les signaux de tension et d'intensité alternatifs. Ce déphasage qui dépend de la résistance

globale **R** et de l'inductance **L** du circuit est variable au cours du cycle de soudage. On peut alors écrire:

$$Z = R + jL\omega$$

et

$$\text{tg}\varphi = \frac{L\omega}{R}$$

avec

$$U = RI + L \frac{dI}{dt}$$



(IV.4)

Où **R**, **L** et **Z** représente respectivement la résistance, l'inductance et l'impédance totale du circuit électrique. ω est la pulsation correspondant à une fréquence de 50 Hz et φ le déphasage entre l'intensité et la tension.

Compte tenu des variations de **L** durant le cycle de soudage d'une part et dans un souci de précision et de simplicité de mesure d'autre part, nous ne considérons que la partie résistive du circuit. De façon à s'affranchir alors totalement de la composante inductive, la mesure sera effectuée au moment où l'intensité de soudage est maximum: $\frac{dI}{dt} = 0$.

Le rapport de la tension alternative de soudage **U** relevée à l'instant où $\frac{dI}{dt} = 0$ sur l'intensité maximale de soudage **I**, nous permet ainsi de mesurer la résistance dynamique à chaque demi-période. A $t=0$, avant passage du courant de soudage, nous prendrons la valeur de **R_{GS}**. En pratique, le pic correspondant à l'instant où $\frac{dI}{dt} = 0$ est difficile à localiser. Pour cela, un logiciel d'acquisition développé au C.R.D.M nous permet d'enregistrer les signaux d'intensité et de tension à une fréquence de 2000 Hz par voie, soient 40 informations par période. Ces données sont ensuite transférées sur un tableur où leur traitement est alors possible.

c- Résultats

Nous présentons sur les figures IV.4.a et IV.4.b les courbes **R_{dynG}** obtenues dans le cas des tôles nues et revêtues double faces pour des intensités variables correspondant à des points collés, soudés et expulsés. Pour des problèmes d'échelles, liés à la valeur importante de la **R_{GS}** ($t=0$ s), nous ne présentons sur ces deux courbes que les points mesurés en cours de soudage ($t > 0$ s).

d- Conclusions

En se reportant aux courbes types présentées au chapitre 1 (figures I.5 et I.6) il est possible de retrouver à partir des courbes expérimentales, les différentes phases de soudage. En accord avec les remarques du paragraphe I.2.3.3, une intensité de soudage supérieure est nécessaire pour assurer le soudage des tôles revêtues.

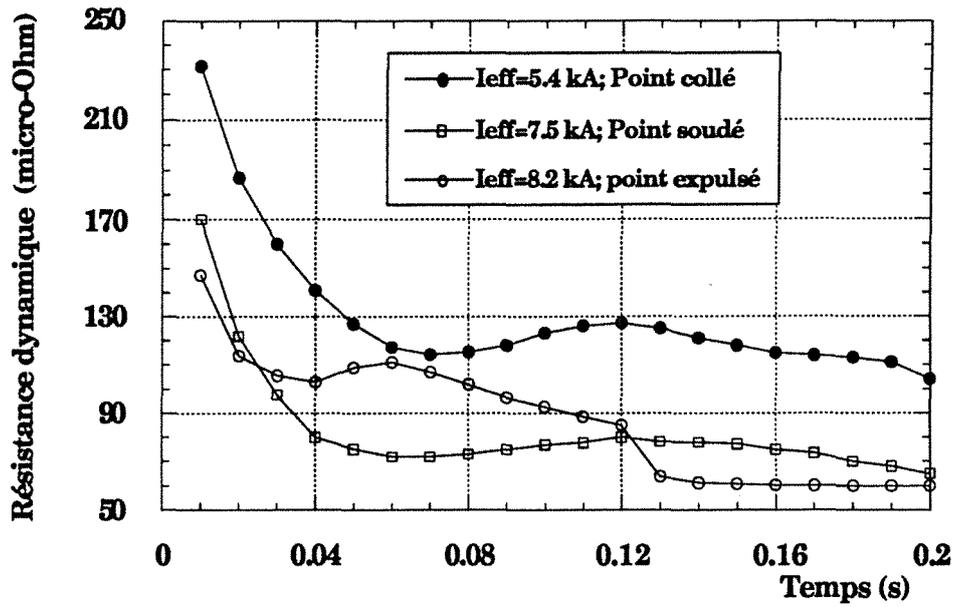


Figure IV.4.a: Résistance électrique dynamique globale d'une tôle nue à différentes intensités efficaces de soudage.

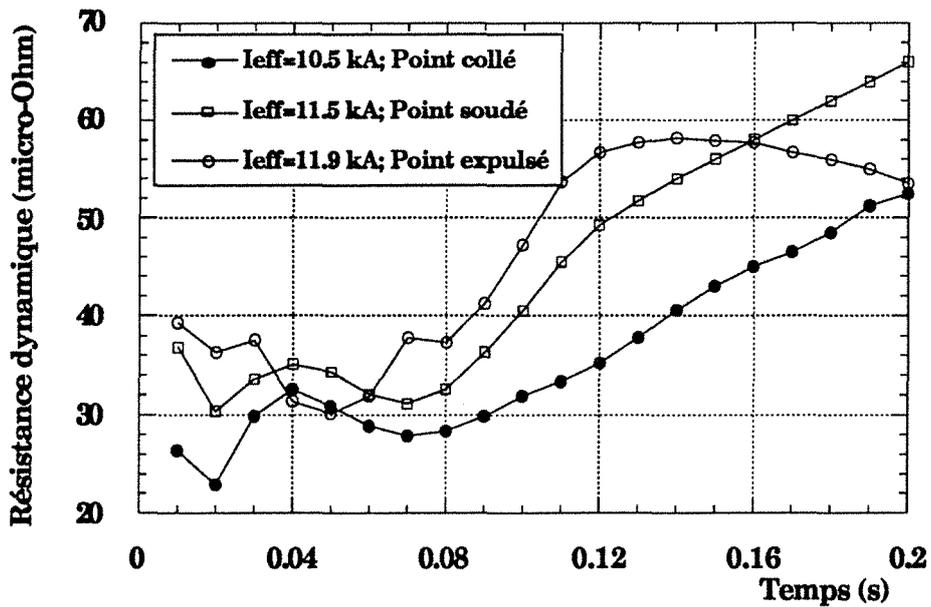


Figure IV.4.b: Résistance électrique dynamique globale d'une tôle revêtue double faces à différentes intensités efficaces de soudage.

*Tôles nues: Avec l'augmentation de l'intensité de soudage, les courbes R_{dynG} se décalent vers le bas. En effet, pour les tôles nues, les résistances de contact importantes, gouvernent le cycle de soudage. Dans ces conditions, l'intensité élevée, proportionnelle à la quantité de chaleur libérée, fait chuter prématurément les résistances de contact et provoque une diminution plus rapide de la courbe R_{dynG} . Par ailleurs, on peut noter le retard de l'apparition du point α (figure I.5) lorsque l'intensité diminue. Dans ce cas, l'augmentation de la R_{dynG} liée à l'échauffement de la matière est alors plus tardive. Pour le point expulsé, on observe une cassure brutale de la courbe provoquée par l'expulsion du métal en fusion.

*Tôles revêtues: La couche de zinc qui recouvre les deux faces de la tôle modifie de façon importante l'allure et la valeur de la R_{dynG} . Dans ce cas, l'allure générale croissante des courbes est principalement gouvernée par l'échauffement de la matière. En effet, plus l'intensité est élevée et plus la R_{dynG} est importante. De plus, la grande malléabilité du zinc fait rapidement chuter la résistance: après une demi-période de soudage, la valeur mesurée est de l'ordre de $40 \mu\Omega$, soit une différence d'environ $150 \mu\Omega$ par rapport aux tôles nues. Par ailleurs, on relève dans le cas du point soudé, deux valeurs de résistance globale en fin de cycle très proches les unes des autres (environ $65 \mu\Omega$), correspondant principalement à la composante ohmique constituée par les électrodes de cuivre et les tôles d'acier échauffées en fin de soudage: $R_{\Omega Cu}$ et $R_{\Omega Tôle}$.

L'incertitude correspondant à l'erreur de mesure de la résistance électrique dynamique globale a été estimée à 2 %.

IV.2.3 Détermination des résistances ohmiques: tôles et électrodes

IV.2.3.1 Introduction

Il s'agit donc de calculer numériquement les composantes ohmiques constituées par les tôles et les électrodes de soudage qui interviennent dans la mesure de la résistance dynamique globale R_{dynG} . Ces résistances variant fortement avec la température, il est donc indispensable de déterminer leurs valeurs avec précision durant le cycle de soudage.

IV.2.3.2 Calcul de la résistance ohmique

a- Hypothèses

On suppose que la chaleur est dissipée uniquement par effet Joule dans un assemblage purement résistif. Cette hypothèse a été vérifiée expérimentalement en calculant le facteur de puissance à partir des enregistrements de tension et d'intensité durant le cycle de soudage: $\cos\phi = 0.99$.

b- Puissance dissipée

Le courant sinusoïdal de soudage induit un dégagement de chaleur suivant un régime alternatif de fréquence double par rapport à l'intensité. En effet, la puissance électrique dissipée par effet Joule s'écrit en valeur instantanée:

$$P_e = R.i^2 = u.i \quad (IV.5)$$

Avec:

$$\begin{aligned} i &= \sqrt{2} I_{\text{eff}} \cdot \cos(\omega t + \varphi) \\ u &= \sqrt{2} U_{\text{eff}} \cdot \cos(\omega t + \theta) \\ \omega &= 2\pi f \end{aligned}$$

Dans le cas d'un assemblage purement résistif; $\varphi = \theta$ donc:

$$P_e = U_{\text{eff}} \cdot I_{\text{eff}} [\cos(2\omega t + 2\varphi) + 1] \quad (IV.6)$$

La puissance est donc une fonction sinusoïdale de fréquence 100 Hz et d'amplitude $U_{\text{eff}} \cdot I_{\text{eff}}$ dont les valeurs sont comprises entre 0 et $2U_{\text{eff}} \cdot I_{\text{eff}}$.

L'échauffement se produit à chaque alternance indépendamment du sens du courant. Déterminons la puissance totale dissipée par effet Joule dans l'assemblage (tôles et électrodes) en faisant la somme des puissances locales libérées dans chacun des éléments du maillage. Sur chaque élément du maillage d'égale densité de courant, la puissance électrique dégagée par effet Joule s'exprime alors par:

$$P_e = \rho \cdot J^2 ds \cdot dl = \rho \cdot J^2 dv \quad (IV.7)$$

Où J représente la densité de courant moyenne traversant l'élément considéré, intégré au centre de la maille. ρ est la résistivité de l'élément dépendant de sa température et dv le volume de l'élément de maillage.

Par ailleurs, sur une période, la puissance dissipée par effet Joule définie en IV.5 devient:

$$P_e = R \cdot I_{\text{eff}}^2 \cdot T \quad (IV.8)$$

En identifiant les expressions (IV.7) et (IV.8), il est possible de déterminer la puissance dissipée par effet Joule dans l'électrode et la tôle durant chaque période de soudage et de définir ainsi une résistance ohmique équivalente:

$$R = \frac{k \cdot \rho \cdot j^2 \cdot V \cdot dt}{I_{\text{eff}}^2 \cdot T} \quad (IV.9)$$

Où T représente la période, dt le pas de temps élémentaire, V le volume, k le facteur multiplicatif dépendant de la symétrie axiale et horizontale du calcul

($k=4\pi$) et I_{eff} , l'intensité efficace dont le calcul, dépendant de l'angle d'ouverture des thyristors est présenté en annexe 3.

Les résistances ohmiques de la tôle et de l'électrode peuvent ainsi être définies numériquement sur l'ensemble du cycle de soudage en sommant sur chaque période, les puissances dissipées par effet Joule au niveau des volumes élémentaires qui constituent l'assemblage résistif tôles et électrodes. Le calcul étant réalisé pour chaque période, l'intégration de la puissance dissipée s'effectue à partir de la méthode d'intégration de Gauss.

c- Résultats

Les figures IV.5.a, b et c représentent l'évolution des résistances ohmiques de l'assemblage (électrodes et tôles) en fonction du temps de soudage pour les deux nuances d'acier: ES et EZ correspondant respectivement aux intensités efficaces de soudage de 7.5 et 11.5 kA.

d- Conclusions

Pour les tôles nues, on note une augmentation rapide de la résistance ohmique qui se stabilise après environ 4 périodes. Pour les tôles revêtues, l'augmentation de la part ohmique est initialement moins importante mais ne cesse de croître tout au long du cycle de soudage. Sur la figure IV.5.c, on constate une différence importante entre les deux courbes de résistance ohmique totale (résistances ohmique des tôles + résistances ohmiques des deux électrodes). Le décalage entre les deux nuances d'acier (ES et EZ) est maximum vers la quatrième période et s'annule à la huitième période, moment à partir duquel la part ohmique des tôles revêtues est supérieure à celle des tôles nues. Ce phénomène s'explique par le fait que, la résistance électrique de contact tôle-tôle plus importante dans le cas des tôles nues, impose initialement, une augmentation brutale de la résistance ohmique en libérant une grande quantité de chaleur. Dans le cas des tôles revêtues, une intensité efficace de soudage de 11.5 kA (pour les tôles nues $I_{\text{eff}} = 7.5$ kA), destinée à assurer la fusion entre les tôles revêtues est nécessaire pour compenser la faible résistance de contact électrique tôle-tôle. Cette intensité de soudage élevée, provoque alors une augmentation de chaleur importante au sein de la matière en fin de cycle de soudage. A cet instant, le volume échauffé, dépendant de la quantité de chaleur libérée par effet Joule, est ainsi plus important pour les tôles revêtues que pour les tôles nues; les résultats numériques présentés aux paragraphes V.4 et V.5 le confirme.

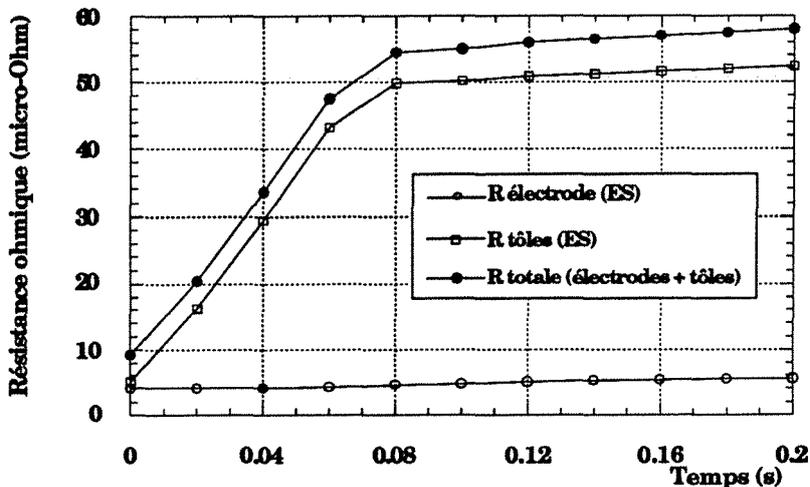


Figure IV.5.a: Evolution des résistances ohmiques électrodes et tôles durant le cycle de soudage. Acier nu, ES; $I_{eff} = 7.5$ kA.

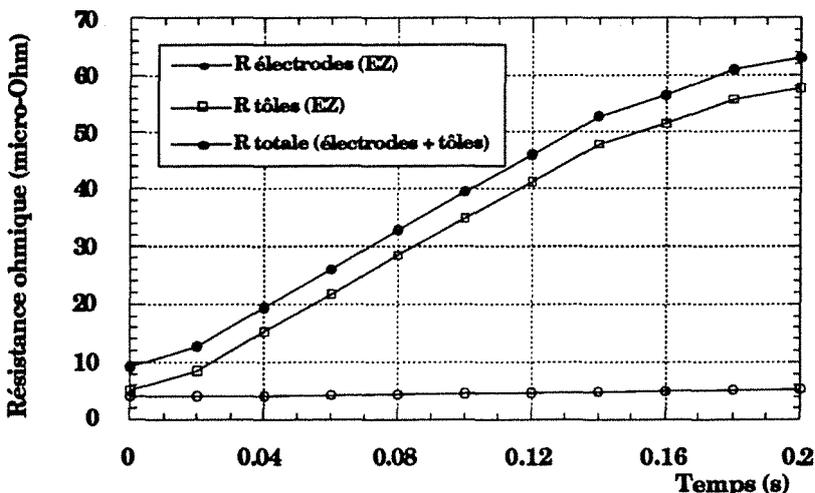


Figure IV.5.b: Evolution des résistances ohmiques électrodes et tôles durant le cycle de soudage. Acier revêtu, EZ; $I_{eff} = 11.5$ kA.

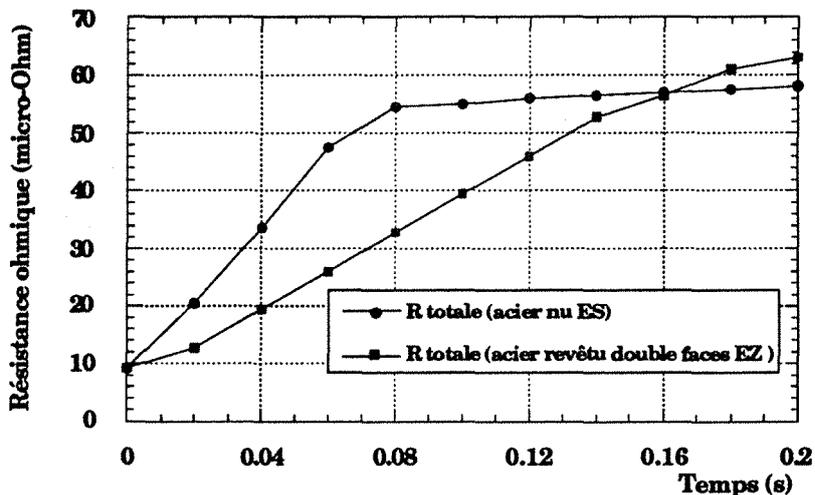


Figure IV.5.c: Evolution des résistances ohmiques totales (électrodes et tôles) durant le cycle de soudage pour un acier ES et EZ.

IV.2.4 Détermination de la résistance dynamique de contact électrode-tôle.

IV.2.4.1 Introduction

Dans le but de déterminer les résistances dynamiques électriques de contact au niveau des différentes interfaces, deux tentatives mettant en oeuvre des techniques différentes ont déjà été réalisées. La première nécessite l'utilisation d'un liquide conducteur, lequel, placé entre deux interfaces, diminue fortement l'une d'elle. Le passage d'un courant continu de faible amplitude, permet alors la détermination de l'autre résistance de contact. Cette technique d'utilisation simple [Réf 4] ne prend cependant pas en compte l'évolution des résistances durant le cycle de soudage et est à l'origine d'incertitudes de mesure importantes.

La deuxième solution consiste à mesurer les trois résistances électriques: (figure IV.6) entre électrodes (❶ et ❷), entre électrode et tôle (❸ et ❹) et enfin entre tôles (❺ et ❻) durant le cycle de soudage à partir de fils de mesures placés suivant le schéma ci-dessous:

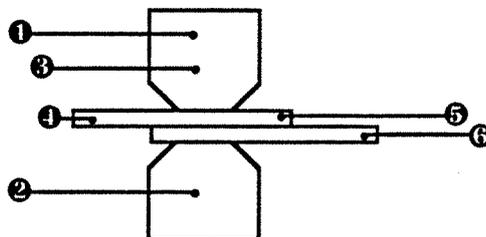


Figure IV.6: Montage expérimental destiné à la mesure des résistances électriques de contact.

Des essais déjà réalisés à Sollac Dunkerque et par le Welding Institute UK [Réf 51] révèlent de fortes dispersions au niveau des résultats. En effet, cette méthode, très sensible au positionnement des fils de mesures intègre une part ohmique importante de la tôle, difficile à évaluer.

Compte tenu des incertitudes de mesures importantes liées à ces méthodes expérimentales et face à l'impossibilité de déterminer par ailleurs l'évolution de ces résistances de contact durant le cycle de soudage, une nouvelle approche expérimentale a été engagée.

Avant de présenter le dispositif expérimental destiné à la mesure électrique de la résistance de contact électrode-tôle, il est important de définir le cahier des charges sur lequel nous nous sommes appuyé afin d'obtenir une mesure précise qui corresponde à nos besoins de modélisation.

IV.2.4.2 Cahier des charges

C'est à partir d'enseignements tirés des tentatives expérimentales précédentes et du degré de précision fixé par la mesure, qu'il nous a été possible de définir cinq points importants:

① Mesure en dynamique:

Afin de suivre l'évolution du point soudé tout au long du cycle de soudage, la mesure de la résistance électrique de contact électrode-tôle doit dépendre du temps. On parlera donc de résistance de contact électrique dynamique.

② Précision et sensibilité de la mesure:

Un des objectifs fixé est de modéliser finement le procédé de soudage pour accéder à la température d'interface électrode-tôle. Pour cela, la détermination des résistances de contact dont le rôle prépondérant n'est plus à démontrer nous est apparu comme un point de passage obligatoire. De la précision et de la sensibilité de la mesure, dépendent donc la validité du modèle numérique.

③ Diminuer les perturbations de mesure sur la cinétique du point:

Cet impératif de mesure concerne la neutralité du dispositif expérimental sur la cinétique du point soudé. La mesure ne doit en aucun cas être à l'origine d'une perturbation risquant de modifier l'évolution du noyau en cours de soudage ou d'altérer d'une façon ou d'une autre la nature du contact.

④ Situation spatiale de la mesure:

Ce point doit permettre de définir la zone à mesurer. En effet, la mesure de la résistance de contact électrode-tôle doit également pouvoir rendre compte des hétérogénéités locales qui peuvent apparaître le long du rayon de contact. Celles-ci peuvent avoir pour origine les variations de contraintes mécaniques exercées par les électrodes aux niveaux des surfaces de contact.

⑤ Pas de restrictions sur le produit à mesurer:

La mesure de contact à l'interface électrode-tôle doit pouvoir s'appliquer à tous les types de tôles indépendamment de la nature du substrat ou du dépôt et quelles que soient les configurations géométriques présent en compte.

C'est en s'attachant à respecter ce cahier des charges qu'une électrode de mesure instrumentée ainsi qu'une méthodologie expérimentale a été définie, dans le but de mesurer la résistance de contact électrique au niveau de l'interface électrode-tôle.

IV.2.4.3 Conception de l'électrode instrumentée

a- Introduction

A partir du cahier des charges précédemment défini, il s'agit de concevoir un dispositif permettant d'accéder à la mesure électrique du contact entre l'électrode de soudage et l'une des tôles. Une électrode instrumentée a donc été imaginée [Réf 53]. Celle-ci a cependant connu de nombreuses étapes de transformation. En effet, il a fallu prendre en compte et surmonter à la fois des impératifs liés au cahier des charges et des problèmes de réalisations pratiques quelquefois incompatibles. Nous passerons sous silence les différents stades d'évolution de l'électrode ainsi que les nombreuses difficultés auxquelles nous avons du faire face, pour ne présenter que le dispositif final (figure IV.7). Il est à noter que le modèle numérique nous a été d'un grand secours pour la conception géométrique de l'électrode instrumentée surtout en ce qui concerne les points ② et ③ du cahier des charges. Celui-ci nous a en effet permis de définir une géométrie optimale de l'électrode et de connaître avec une bonne précision les chutes ohmiques liées à la mesure.

b- Présentation

Dans une électrode de soudage tronconique en alliage Cu-Cr-Zr, de caractéristiques physiques et géométriques inchangées, nous avons inséré une aiguille de mesure de même nature (figure IV.7). Celle-ci est isolée électriquement de l'électrode de soudage. Cet isolant électrique qui par définition présente une conductivité proche de zéro joue également le rôle de maintien mécanique et assure au même titre que les ergots, le positionnement et la rigidité de l'ensemble lors de la mise en pression, évitant ainsi à l'aiguille de mesure de se rétracter. En plus des contraintes mécaniques importantes qui apparaissent durant la phase d'accostage, l'isolant électrique est soumis à des températures (environ 800°C) et à des gradients thermiques élevés. Les caractéristiques de l'isolant ainsi que les dimensions géométriques de l'électrode instrumentée sont présentées en annexe 2.

IV.2.4.4 Définition des paramètres physiques et géométriques

Nous reviendrons plus particulièrement dans ce paragraphe sur les points ② et ③ du cahier des charges, qui ont conditionné la définition géométrique de l'électrode instrumentée, et l'optimisation des paramètres de mesure.

a- Diminuer les perturbations de mesure

De façon à ne pas modifier l'état des contacts d'une part et dans le but de minimiser les perturbations liées au développement du noyau d'autre part, la mesure s'effectuant en cours de soudage, l'aiguille de mesure devra présenter un faible diamètre. Par ailleurs, celle-ci sera placée préférentiellement sur l'axe

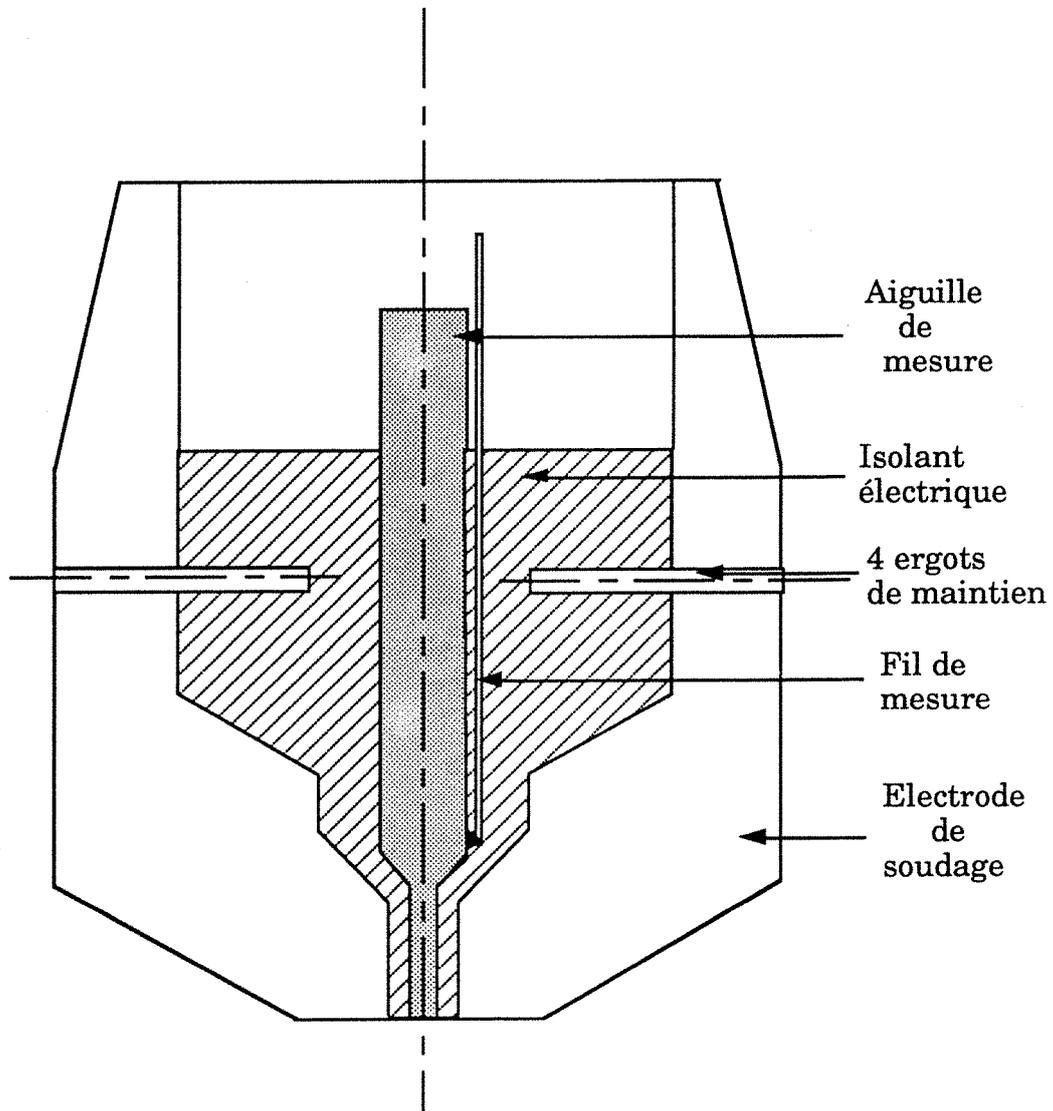


Figure IV.7: Coupe axiale de l'électrode instrumentée
(Rapport d'échelle $\times 5$)

vertical à l'endroit où les densités de courant sont les moins importantes. Plusieurs calculs numériques destinés à optimiser le positionnement et les dimensions de l'électrode instrumentée ont ainsi été réalisés.

Un autre facteur d'influence sur la cinétique du point soudé est le courant de mesure. Il s'agit dans notre cas d'un courant continu, lequel introduit par l'aiguille de cuivre, assurera la mesure électrique du contact électrode-tôle. ce point fera l'objet d'un développement plus détaillé au paragraphe suivant. Ce courant devra être suffisamment important pour permettre à un millivoltmètre de détecter le signal de tension résultant de la faible résistance de contact. Sa valeur ne devra cependant pas dépasser une certaine limite au delà de laquelle la densité de courant risque de modifier le contact entre l'aiguille de mesure et la tôle: risques de fusion et d'écrasement des micros aspérités provoqués par un courant de mesure trop important. Après essais, un courant continu de 5 A a été retenu pour assurer la mesure de la résistance de contact électrode-tôle.

b- Précision et sensibilité de la mesure.

La mesure de la résistance électrique de contact électrode-tôle intègre une part ohmique liée aux éléments résistifs traversés par le courant de mesure: aiguille et tôle. Attachons nous ici aux aspects qualitatifs et phénoménologiques permettant d'augmenter la précision et la sensibilité de cette mesure. Là encore, le diamètre de l'aiguille est un paramètre prépondérant. La résistance électrique de contact est en effet inversement proportionnelle à la section de passage des lignes de courant. Dans le but d'augmenter l'information concernant le contact, nous avons donc diminué la section de passage du courant au niveau de la zone de contact par l'intermédiaire de l'aiguille de mesure. Dans sa partie la plus étroite, un diamètre de 0.6 mm a finalement été retenu. Il existe alors un rapport entre S et s de l'ordre de 100.

Où S représente la section de l'électrode de soudage et s la section de l'aiguille de mesure.

En accord avec la loi d'Ohm, cette diminution de diamètre va cependant favoriser une augmentation de la résistance ohmique de l'aiguille de mesure.

La détermination du diamètre de l'aiguille de mesure a donc été dictée par le compromis entre une mesure la plus précise possible et une faible chute ohmique dans le conducteur (calculée numériquement). Il s'agit pour cela d'utiliser un matériau de bonne conductivité électrique en s'attachant à éviter tout phénomène thermoélectrique entre les conducteurs. Dans notre cas, compte tenu des faibles tensions mesurées, l'effet Seebeck peut en effet être à l'origine d'une f.é.m supplémentaire d'environ 1mV qui viendrait perturber la mesure.

L'utilisation d'une aiguille en cuivre, établit alors une alternance Cu-acier-Cu qui annule cette f.é.m tant que l'acier peut être considéré isotherme.

c- Conclusions

Nous venons d'étudier l'influence du diamètre de l'aiguille sur la mesure du contact électrode-tôle. D'un point de vue géométrique, les perturbations liées aux lignes de courant d'une part et la précision de mesure d'autre part vont dans le même sens et passent par une diminution du diamètre de l'aiguille de mesure au niveau du contact.

Rappelons qu'une implantation de cette aiguille de mesure sur l'axe vertical de l'électrode de soudage reste préférable car elle minimise les perturbations liées aux lignes de courant. Un décentrement de l'aiguille sur le diamètre de contact, dans le but d'identifier la résistance électrique de contact sur toute la surface, reste cependant possible avec une aiguille de faible diamètre.

IV.2.4.5 Mesure: principe et méthodologie [Réf 54]

Le montage schématisant le principe de mesure est représenté sur la figure IV.8. Un générateur de courant continu stabilisé, délivrant une intensité fixe de 5 A est branché aux bornes des points ③ et ④. Un microvoltmètre analogique connecté entre les points ① et ② mesure alors la différence de potentiel provoqué par le passage du courant. Afin de minimiser les chutes ohmiques dans le circuit, les points de mesures ont été rapprochés du contact en utilisant un montage potentiométrique (figure IV.9).

On peut écrire:

$$R_c = \frac{U_{12}}{i} = R_{\Omega\text{aiguille}} + R_{cA/T} + R_{\Omega\text{Tôle}} + R_{cT/E} + R_{\Omega\text{Cu}} \quad (\text{IV.10})$$

Sur les figures IV.8 et IV.9, la résistance de contact a volontairement été séparée en deux:

- la résistance de contact entre l'aiguille de mesure et la tôle: $R_{cA/T}$
- la résistance de contact entre la tôle et l'électrode de soudage: $R_{cT/E}$

Etant donné le rapport de section S/s proche de 100, il est possible de négliger la résistance de contact tôle-électrode: $R_{cA/T} \gg R_{cT/E}$ et considérer le rapport de la tension U_{12} sur l'intensité de mesure comme étant le résultat d'une mesure **ponctuelle de contact**. A partir de la relation IV.12, nous pouvons alors déduire la résistance de contact ponctuelle entre l'électrode et la tôle:

$$R_{cA/T} = \frac{U_{12}}{i} - R_{\Omega\text{aiguille}} - R_{\Omega\text{Tôle}} - R_{\Omega\text{Cu}} \quad (\text{IV.11})$$

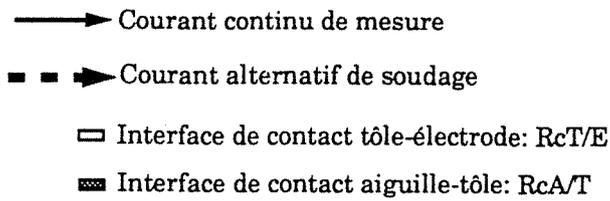
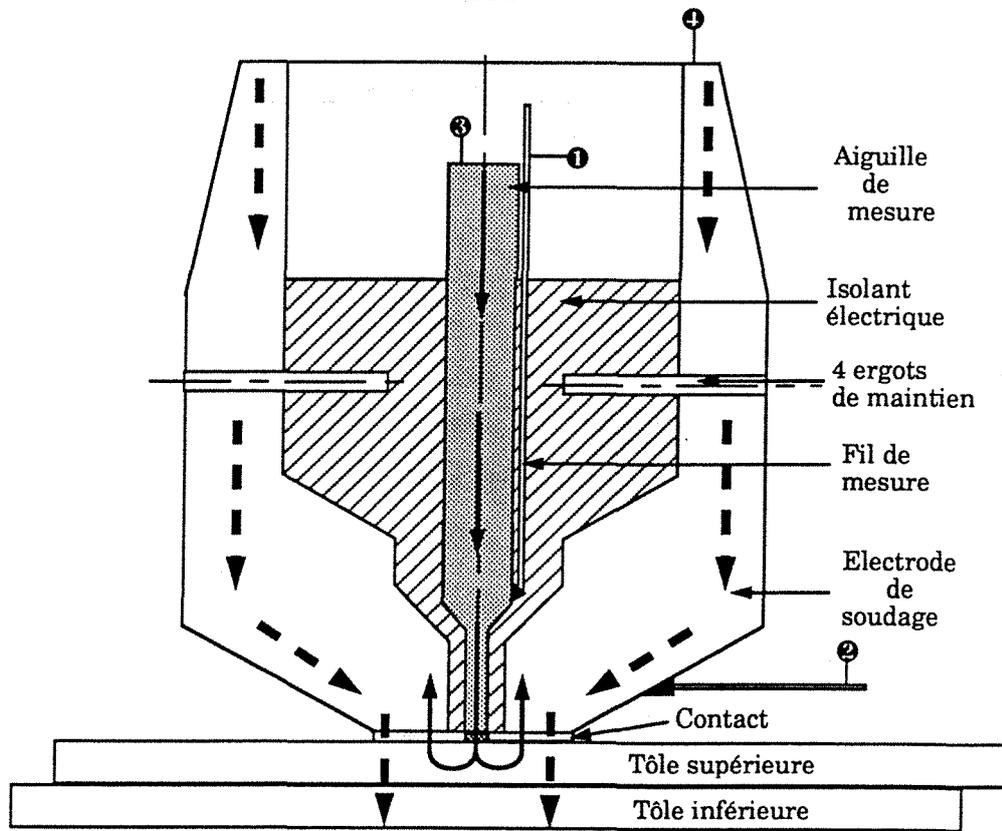
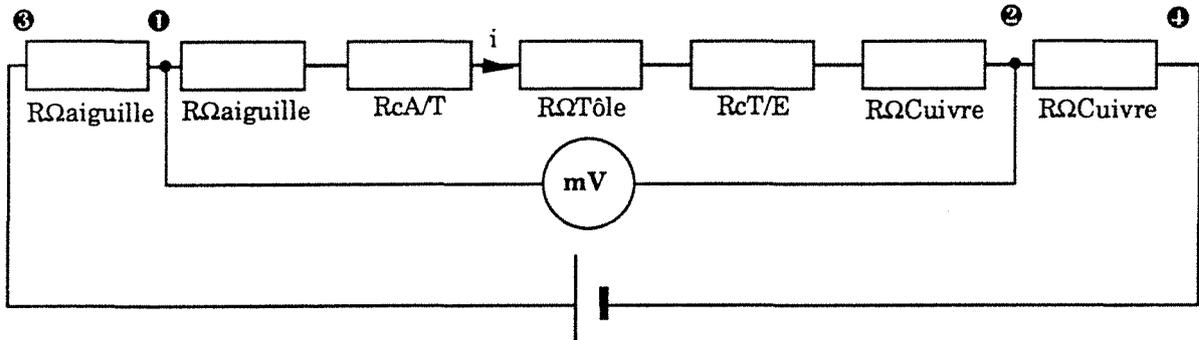


Figure IV.8: Electrode instrumentée- Principe de mesure



$R_{cA/T}$: Résistance de contact entre l'aiguille de mesure et la tôle

$R_{cT/E}$: Résistance de contact entre la tôle et l'électrode

Figure IV.9: Mesure potentiométrique

Compte tenu des géométries adoptées, les parties ohmiques de l'aiguille, de la tôle et de l'électrode restent négligeables par rapport au signal de mesure U_{12}/i . Cependant, pour plus de précision, celles-ci seront prises en compte et calculées à l'aide du code de calcul. Cette mesure ponctuelle caractérise avec précision le contact au niveau de la zone d'implantation de l'aiguille de mesure. Il est cependant possible d'estimer correctement la résistance de contact sur la surface complète en multipliant U_{12}/i par le rapport des sections, s/S . On fait alors l'hypothèse d'une résistance électrique de contact électrode-tôle uniforme sur toute la surface. A ce sujet, une mesure décentrée, dont les résultats figurent au paragraphe IV.2.4.6.c, a permis de mesurer le contact électrode-tôle sur une plus grande partie de la surface et de confirmer cette hypothèse.

La mesure de la résistance de contact s'effectue alors toutes les $n+1$ périodes en interrompant le cycle de soudage. Sur un cycle d'une durée de 0.2 seconde, 10 mesures seront donc enregistrées. L'intensité de soudage très élevée qui génère des champs électriques importants au sein de l'électrode instrumentée rend toute mesure de contact impossible durant le passage du courant de soudage. Actuellement notre dispositif d'acquisition permet cependant, après interruption du cycle de soudage, de mesurer la résistance de contact électrode-tôle à chaque période et de recréer ainsi la totalité du cycle. Nous parlerons donc plutôt de mesure ponctuelle de contact en régime semi-dynamique. De façon à caractériser l'état du contact entre l'électrode et la tôle après chaque période de soudage, un courant continu de mesure de 5 A est superposé au courant alternatif de soudage (figure IV.10). Ce signal de mesure de faible amplitude représentant 0.6 % du courant de soudage ne modifie pas la genèse du point soudé; un calcul numérique a permis de le vérifier.

Comme l'indique la figure IV.10, pour réaliser une mesure dynamique, le signal de tension continu doit être acquis juste après la coupure du signal alternatif de soudage aux instants: $t > 0.02$ s; $t > 0.04$ s; $t > 0.06$ s $t > 0.2$ s.

IV.2.4.6 Mesure de contact électrode-tôle en régime dynamique

Nous décrivons ici les différentes étapes visant à déterminer la résistance de contact électrode-tôle durant le cycle de soudage.

a- Avant soudage

De la même façon que la résistance statique globale (R_{GS}), définie au paragraphe IV.2.2.1, cette mesure permet de caractériser l'état du contact électrode-tôle avant soudage. Nous utilisons pour cela le montage de la figure IV.8 où seul le courant continu de mesure est introduit. Des mesures statiques à pressions variables ont ainsi été réalisées sur tôles nues et revêtues double faces.

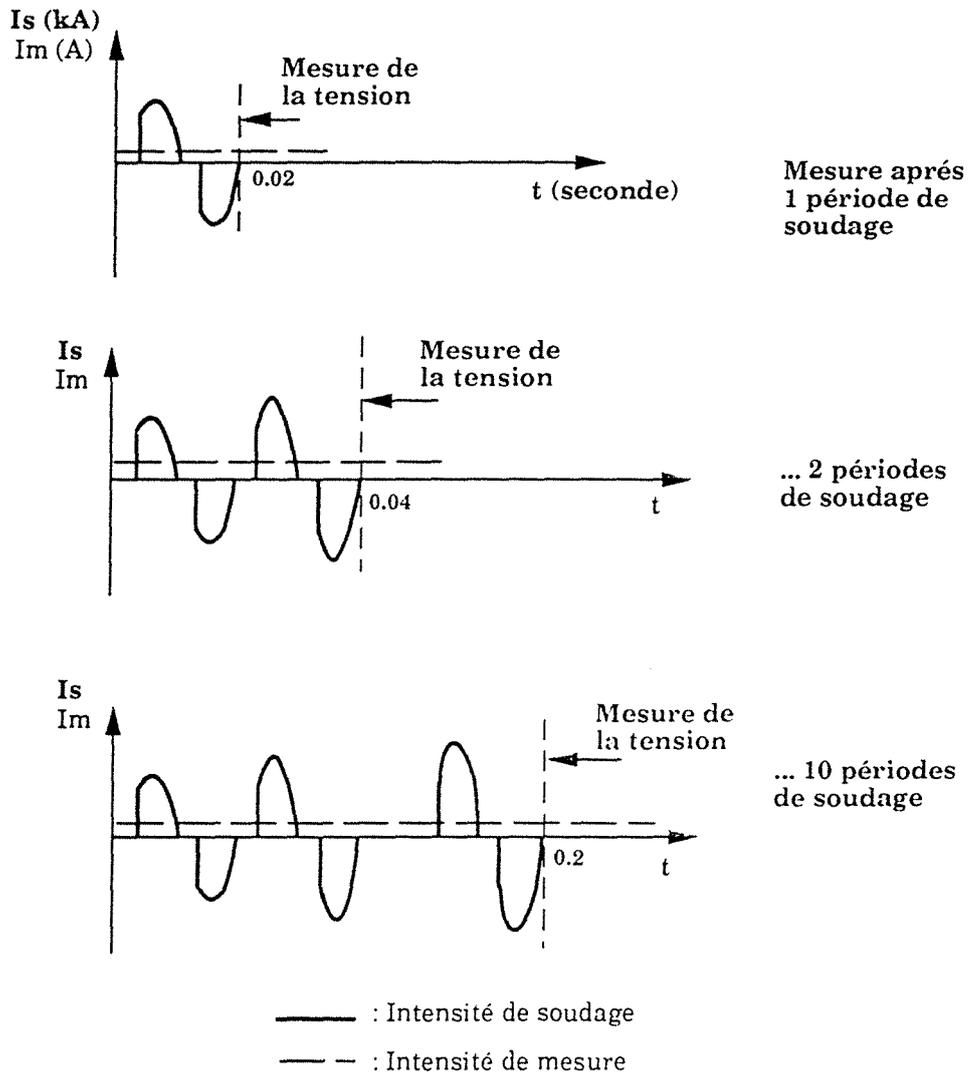


Figure IV.10: Principe de mesure de la résistance de contact électrode-tôle.

- Résultats

Les figures IV.11 a, b et c présentent l'évolution des résistances de contact électrode-tôle en fonction de la pression avant passage du courant de soudage ainsi que l'écart type.

- Conclusions

Pour les deux nuances de tôles, la résistance de contact électrode-tôle semble se stabiliser autour d'une pression de 250 daN. Comme pour la R_{GS}, le zinc de part sa faible résistance mécanique, fait considérablement chuter la résistance de contact. Par ailleurs, il est à noter que la rugosité d'une tôle nue est fortement hétérogène. Ces variations de rugosité sont à l'origine d'une dispersion importante des mesures de contact. Celles-ci diminuent avec l'augmentation de pression. A pression nominale de soudage (P = 300 daN), nous obtenons:

- tôles nues: $R_{cE/T} = 63 \mu\Omega \pm 7.5$

- tôles revêtues: $R_{cE/T} = 10 \mu\Omega \pm 1.2$

b- Pendant le cycle de soudage

Afin de se placer dans des conditions opératoires identiques, les mesures s'effectuent sur des tôles dégraissées présentant une qualité de surface la plus homogène possible. De plus, la face active de l'électrode instrumentée sera rectifiée après chaque essais de façon à éviter, dans le cas des tôles revêtues, toute diffusion du zinc à l'intérieur de l'isolant électrique. Ce phénomène peut en effet provoquer des micros contact entre l'aiguille de mesure et l'électrode de soudage, empêchant ainsi la mesure électrique de contact.

- Mesure décentrée

Les calculs mécaniques d'indentation réalisés au chapitre 2 et confirmés par ceux de Nied [Réf 6], mettent en évidence des contraintes mécaniques plus importantes en périphérie (r = 2.5 mm). Dans le but d'étudier l'évolution spatiale du contact au niveau de la surface électrode-tôle nous avons effectué des essais en décentrant l'aiguille de mesure par rapport à l'axe verticale. Il est alors possible de caractériser le contact sur une partie plus importante de l'interface électrode-tôle. Pour des raisons techniques de réalisation, nous nous sommes limité à un décentrement maximum de 1.5 mm par rapport à l'axe vertical sur des tôles nues. Cette mesure plus délicate, nécessite alors un centrage parfait de l'aiguille de mesure dans une zone où la densité de courant est plus importante.

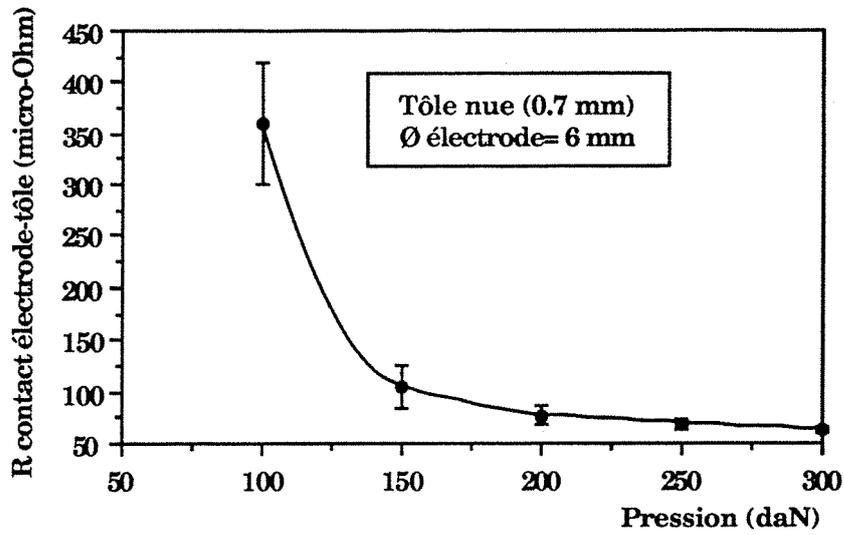


Figure IV.11.a: Evolution de la résistance statique de contact électrode-tôle en fonction de la pression. Tôles nues.

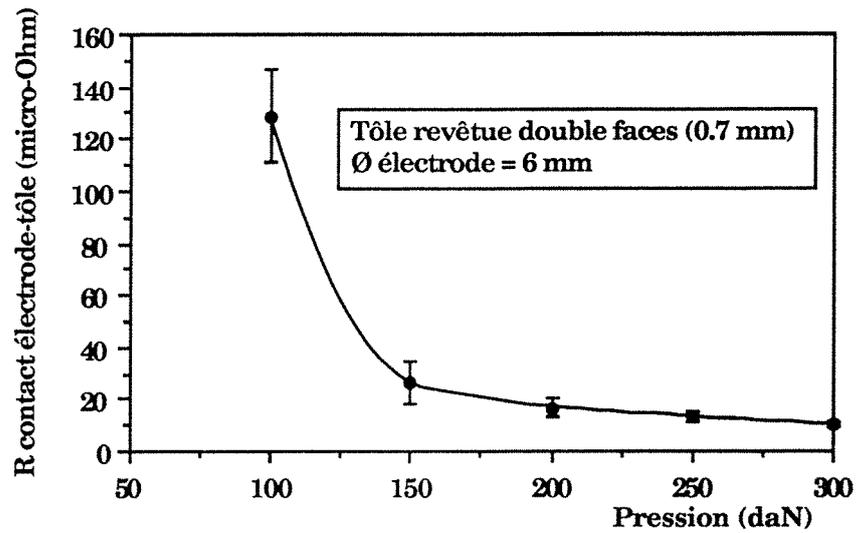


Figure IV.11.b: Evolution de la résistance statique de contact électrode-tôle en fonction de la pression. Tôles revêtues doubles faces.

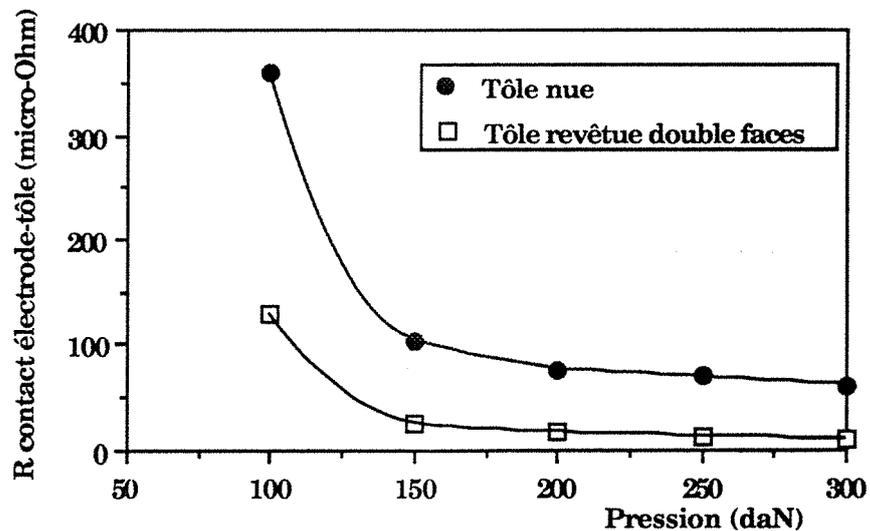


Figure IV.11.c: Evolution de la résistance statique de contact électrode-tôle en fonction de la pression. Tôles nues et revêtues double faces.

- Résultats

Les figures IV.12.a, b et c présentent l'évolution de la résistance électrique de contact électrode-tôle pour une tôle nue et revêtue double faces. Les résultats obtenus pour la mesure décentrée sont présentés sur figure IV.12.a.

- Conclusion

Qu'il s'agisse d'une tôle nue ou revêtue double faces, l'allure des courbes est identique avec cependant des valeurs de résistances de contact électrode-tôle beaucoup plus faibles dans le cas des tôles revêtues à cause du revêtement de zinc. Il est à noter qu'entre la première et la deuxième période de soudage, la résistance de contact se stabilise pour former un palier, qui caractérise les deux nuances d'acier. Après une chute initiale rapide liée à l'écrasement des aspérités, le palier qui apparaît peut être à l'origine de deux phénomènes:

- L'échauffement local des micros aspérités traversées par un courant de soudage élevé entraîne une augmentation de la composante résistive de la résistance de contact et vient ainsi s'opposer à sa chute.
- La dissipation de la chaleur libérée par effet Joule au niveau de l'interface tôle-tôle ne provoque l'échauffement de la matière environnant le contact électrode-tôle, qu'après un certain temps. Ce qui a pour effet de retarder la chute de la résistance de contact.

Il est à noter que ce palier est apparu sur toutes les mesures de résistance électrique de contact électrode-tôle que nous avons réalisées.

Avant soudage, la mesure décentrée de 1.5 mm sur le rayon de contact, met en évidence un écart d'environ $10 \mu\Omega$ inférieur à la mesure sur l'axe verticale (figure IV.12.a). Dans ce cas, la diminution de résistance de contact est corroboré par le calcul mécanique qui fait état de contraintes axiales supérieures en périphérie (figures V.5). Pendant le cycle de soudage, aucune différence notable n'est à signaler par rapport aux mesures effectuées sur l'axe vertical. A défaut d'autres points expérimentaux, on fera donc l'hypothèse que la résistance électrique de contact est uniforme sur l'ensemble de la surface dès le passage du courant de soudage.

IV.2.5 Détermination de la résistance dynamique de contact tôle-tôle

La dernière étape, correspondant à la phase 4 de l'organigramme, présenté en début de chapitre, consiste alors à déterminer la résistance électrique de contact tôle-tôle, $R_{CT/T}$ à partir de l'expression (IV.2) et des éléments définis au niveau des phases 1, 2 et 3 qui sont respectivement: la résistance électrique dynamique globale, R_{dynG} , la résistance ohmique totale, $R_{\Omega Cu} + R_{\Omega Tôle}$ et enfin la résistance électrique de contact électrode-tôle, $R_{CE/T}$. Comme pour l'interface

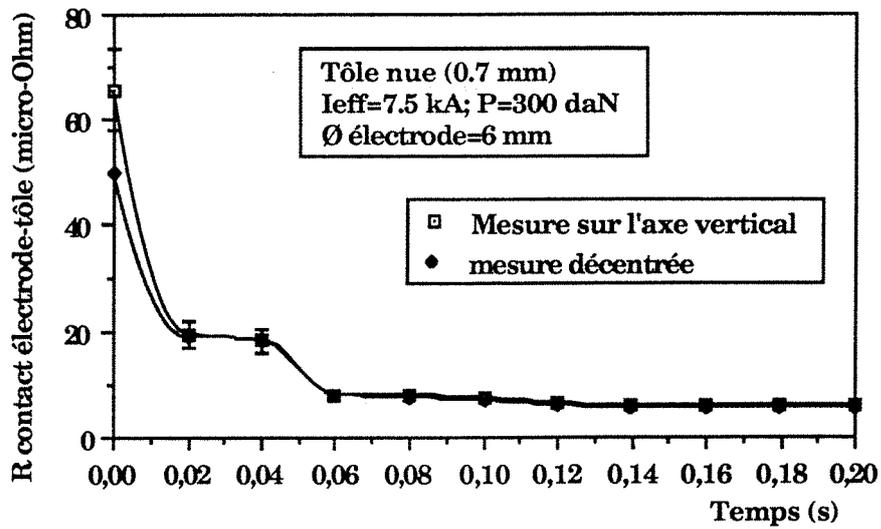


Figure IV.12.a: Evolution de la résistance électrique de contact électrode-tôle d'un acier nu durant le cycle de soudage.

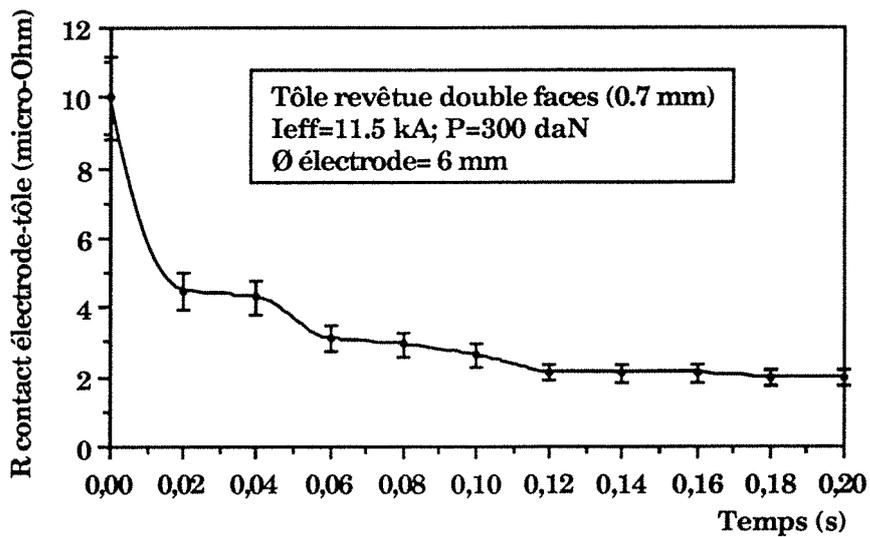


Figure IV.12.b: Evolution de la résistance électrique de contact électrode-tôle d'un acier revêtu durant le cycle de soudage.

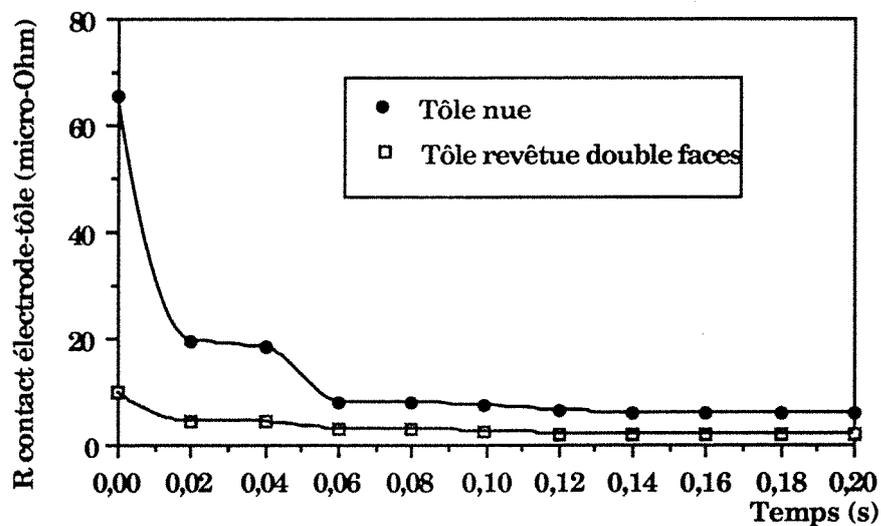


Figure IV.12.c: Evolution de la résistance électrique de contact électrode-tôle d'un acier nu et revêtu durant le cycle de soudage.

électrode-tôle, on fera l'hypothèse d'une résistance de contact tôle-tôle uniforme et homogène sur la totalité de la surface pendant le soudage.

Les figures IV.13.a,b et c présentent l'évolution de la résistance électrique de contact tôle-tôle durant le cycle de soudage pour une tôle nue et revêtue double faces.

Avant passage du courant de soudage, on relève une résistance électrique statique de contact tôle-tôle pour l'acier nu environ deux fois supérieure à celle de l'acier revêtu double faces:

- tôles nues: $R_{c\ T/T} = 616\ \mu\Omega \pm 95$
- tôles revêtues: $R_{c\ T/T} = 297\ \mu\Omega \pm 45$

La résistance de contact tôle-tôle chute de façon très brutale et s'annule, pour les deux nuances d'acier, entre la troisième et la quatrième période de soudage. dès que le début de fusion assure un contact électrique parfait. Il est à noter qu'entre la valeur initiale et celle mesurée après 0.04 seconde, on relève un rapport d'environ 100.

IV.2.6 Calcul d'erreurs

Les déterminations des résistances électriques de contact électrode-tôle et tôle-tôle font intervenir des erreurs liées aux incertitudes de mesures et de calcul que nous allons essayer d'estimer dans ce paragraphe.

IV.2.6.1 Résistance de contact électrode-tôle

On a:

$$R_{c\ E/T} = \frac{U_{\text{mesure}}}{I_{\text{mesure}}} - \sum R_{\Omega}(\text{aiguille} + \text{tôle}) \quad (\text{IV.12})$$

A partir de cette expression, il est alors possible de déterminer l'erreur concernant la résistance électrique de contact électrode-tôle. On obtient:

$$\Delta R_{c\ E/T} = R_{\text{mesure}} \left(\frac{\Delta U}{U} + \frac{2\Delta r}{r} \right) + R_{\text{calcul}} \left(\frac{\Delta R_{\Omega\ Cu}}{R_{\Omega\ Cu}} + \frac{R_{\Omega\ tôle}}{R_{\Omega\ tôle}} \right) \quad (\text{IV.13})$$

Où U représente la tension de mesure, r le rayon de contact de l'aiguille de mesure, $R_{\Omega\ Cu}$ la résistance ohmique de l'électrode de soudage (calcul) et $R_{\Omega\ tôle}$ la résistance ohmique de la tôle (calcul).

L'erreur la plus importante, concerne la partie mesurée. Il est en effet très difficile de connaître précisément la surface de contact entre l'aiguille de mesure insérée dans l'électrode et la tôle. D'un point de vue microscopique, cette surface dépend de la pression locale et de la rugosité au niveau du contact. De plus, des micros fusions locales durant la mesure peuvent endommager la nature du

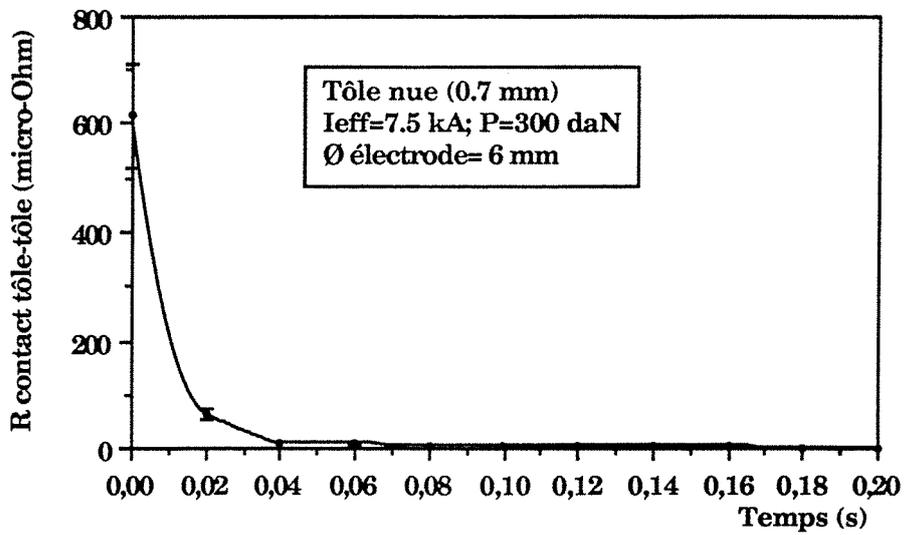


Figure IV.13.a: Evolution de la résistance électrique de contact tôle-tôle d'un acier nu durant le cycle de soudage.

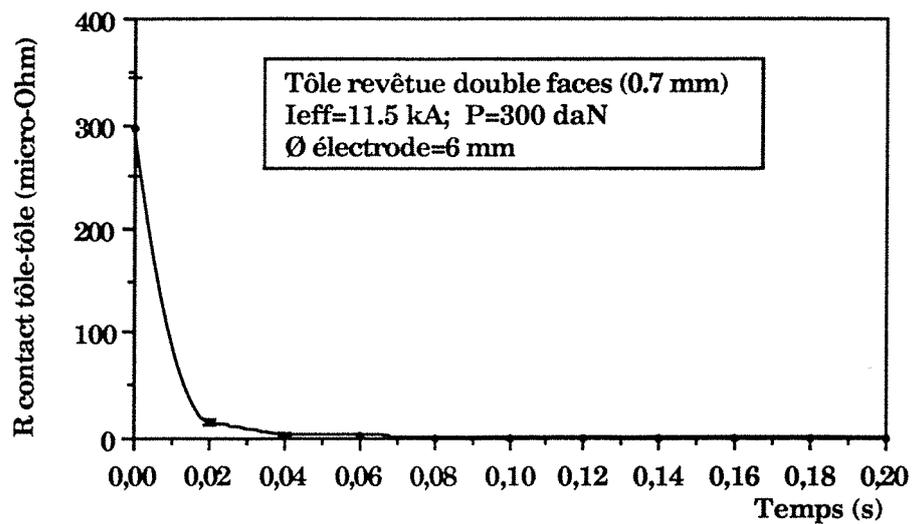


Figure IV.13.b: Evolution de la résistance électrique de contact tôle-tôle d'un acier revêtu durant le cycle de soudage.

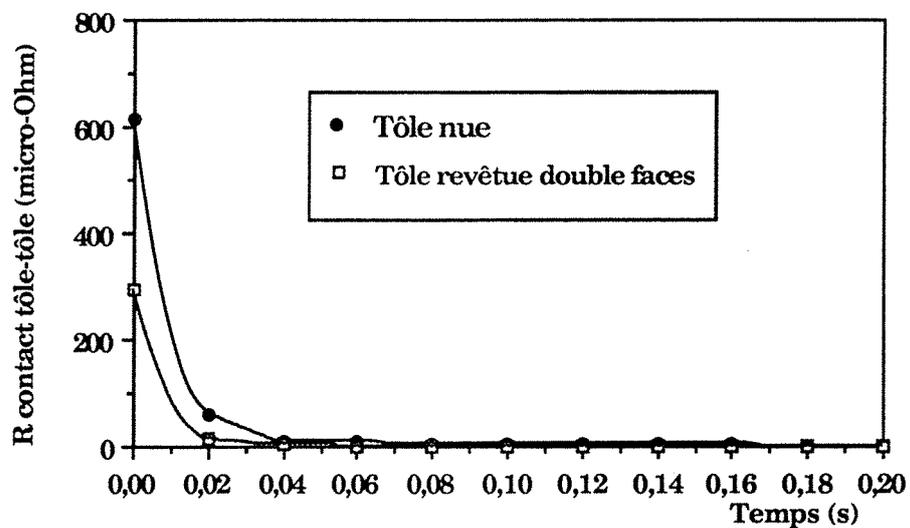


Figure IV.13.c: Evolution de la résistance électrique de contact tôle-tôle d'un acier nu et revêtu durant le cycle de soudage.

contact, c'est pourquoi la face active de l'électrode est rectifiée après chaque mesure.

La dispersion des différents résultats ainsi que la sensibilité des appareils de mesures nous ont permis d'estimer les incertitudes liées à la mesure:

$$\frac{\Delta U}{U} = 2\%$$

$$\frac{2\Delta r}{r} = 8\%$$

En ce qui concerne le calcul (détermination des parties ohmiques):

$$\frac{\Delta R_{\Omega}}{R_{\Omega}} = 2\%$$

Soit une incertitude d'environ 12%.

IV.2.6.2 Résistance de contact tôle-tôle

On a:

$$R_{cT/T} = R_{dynG} - \sum R_{\Omega} - R_{cE/T} \quad (IV.14)$$

On obtient alors une expression pour l'incertitude:

$$\Delta R_{cT/T} = R_{cT/T} \left(\frac{\Delta R_{dynG}}{R_{dynG}} + \frac{\Delta R_{\Omega}}{R_{\Omega}} + \frac{\Delta R_{cE/T}}{R_{cE/T}} \right) \quad (IV.15)$$

On obtient alors pour les différents termes:

$$\frac{\Delta R_{dynG}}{R_{dynG}} = 2\%$$

$$\frac{\Delta R_{\Omega}}{R_{\Omega}} = 2\%$$

$$\frac{\Delta R_{cE/T}}{R_{cE/T}} = 12\%$$

Soit une incertitude d'environ 16%.

IV.2.7 Conclusions

En ce qui concerne les mesures de résistances électriques de contact électrode-tôle et tôle-tôle se rapportant au soudage par points, il n'existe à notre connaissance, aucune autre étude similaire établissant des valeurs de références, permettant d'établir des comparaisons.

Par ailleurs, la méthode expérimentale proposée ici, reste très délicate et nécessite un soin particulier de mise en oeuvre:

- Usinage et assemblage parfait de l'aiguille de mesure et de l'électrode;
- Rectification de la face active de l'électrode de mesure après chaque essais;
- Positionnement parfait entre l'électrode et la tôle de façon à éviter les défauts de parallélismes.

Dans ces conditions opératoires très sévères, les résultats obtenus présentent une reproductibilité et une précision satisfaisante.

IV.2.8 Détermination des résistances électriques de contact en fonction de la température

IV.2.8.1 Présentation

Les résistances électriques de contact électrode-tôle et tôle-tôle en fonction de la température dépendent à la fois de la nature des tôles et des paramètres de soudage (I, t et F). Pour les deux nuances d'acier, la détermination des résistances de contact en fonction de la température nécessite alors la connaissance des résistances électriques dynamiques de contact, obtenues par mesures expérimentales en fonction du temps ainsi que des coupes macrographiques des points soudés reconstituant la cinétique de soudage. Il est possible de connaître avec une bonne estimation (environ 5 %), les isothermes correspondant aux zones de métal fondu ($T \approx 1515 \text{ °C}$) durant le cycle de soudage, pour les deux nuances d'acier. Par ailleurs, la connaissance des résistances électriques statiques de contact électrode-tôle et tôle-tôle à $T = 20 \text{ °C}$ sont d'une importance capitale pour la suite du calcul. Elles constituent le point de départ du calcul électrothermique et nous permettent, par pas de temps successifs d'établir une correspondance entre la température et le temps. Un recalage des résultats est alors possible en confrontant la taille des noyaux fondus, obtenus expérimentalement (coupes macrographiques) et par le calcul.

Pour les deux interfaces, les résistances de contact seront considérées uniformes sur la surface complète de contact (cf § IV.2.4).

IV.2.8.2 Résistance de contact électrode-tôle

La figure IV.14 présente l'évolution de la résistance de contact électrode-tôle en fonction de la température pour les deux nuances d'acier. On retrouve ici le palier, déjà mis en évidence sur les courbes de résistances dynamiques de contact, qui caractérise les deux nuances d'acier

IV.2.8.3 Résistance de contact tôle-tôle

La figure IV.15 présente l'évolution de la résistance de contact tôle-tôle en fonction de la température pour les deux nuances d'acier. On note que la résistance de contact tôle-tôle, beaucoup plus faible dans le cas des tôles revêtues, chute très rapidement pour atteindre sa valeur minimale aux environs de 300 °C . Pour les tôles nues, la valeur minimale atteinte aux environs de 1000 °C est lié à l'augmentation rapide de température qui caractérise les premiers instants de soudage.

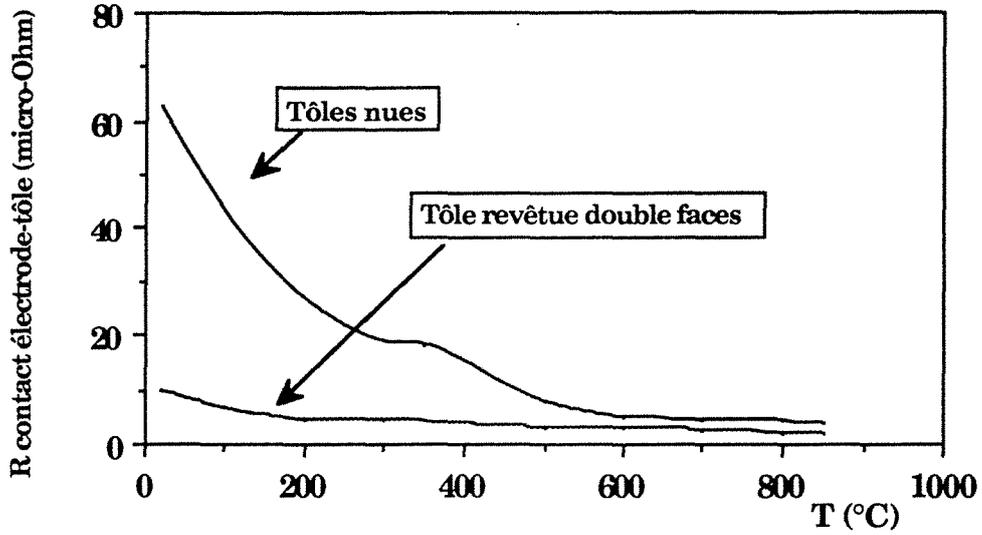


Figure IV.14: Résistance électrique de contact électrode-tôle en fonction de la température; comparaison entre acier nu et revêtu double faces.

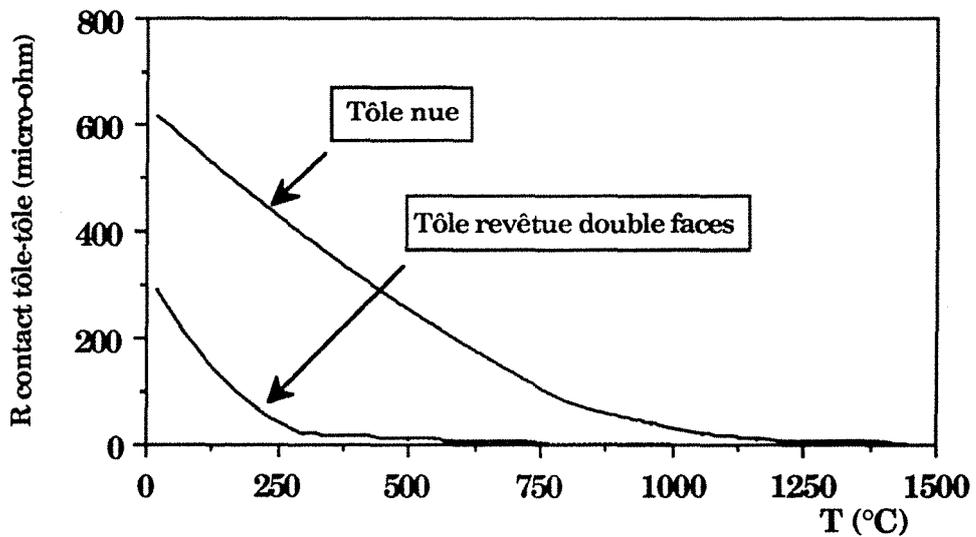


Figure IV.15: Résistance électrique de contact tôle-tôle en fonction de la température; comparaison entre acier nu et revêtu.

IV.2.8.4 Conclusions

La détermination des résistances de contact électrode-tôle et tôle-tôle en fonction de la température reste délicate car elle nécessite une double approche expérimentale: résistances dynamiques de contact et coupes macrographiques, pour lesquelles les incertitudes de mesures demeurent importantes. Cependant, des tests de sensibilités présentées au paragraphe III.5, font état d'une faible erreur sur les températures finales atteintes, pour des variations de résistances inférieures à $\pm 20 \%$ et valident par conséquent notre approche à la fois numérique et expérimentale.

IV.3 Résistance thermique

IV.3.1 Introduction

Compte tenu des rugosités de surface qui caractérisent les tôles, la mise en contact de celles-ci est imparfaite et génère des résistances thermiques de contact, provoquant ainsi un obstacle au transfert de chaleur d'un solide à l'autre. Cette zone interfaciale est physiquement très complexe.

Comme nous l'avons déjà précisé au chapitre 1, les lois empiriques et les modèles analytiques classiques ne nous permettent pas de déterminer la résistance de contact thermique en régime dynamique. Par ailleurs, une mesure expérimentale visant à déterminer la résistance de contact thermique est beaucoup plus délicate qu'une mesure de contact électrique. En effet, le temps nécessaire pour atteindre un régime établi au niveau du contact est nettement plus long en thermique qu'en électrique. De plus, dans notre cas, une isolation, nécessaire pour ce type de mesure, est considérablement plus simple à réaliser du point de vue électrique que thermique.

Par conséquent, la solution que nous avons retenue pour déterminer la résistance de contact thermique électrode-tôle (seule à intervenir dans le calcul), est d'utiliser un modèle analytique de micro contact.

A partir d'une analogie électrique thermique, ce modèle permet alors de tenir compte à la fois du phénomène de micro constriction et du flux de chaleur à travers le milieu interstitiel.

IV.3.2 Présentation

Ce modèle de micro contact en régime permanent, vise à déterminer la résistance de contact thermique en fonction de la température durant le cycle de soudage à partir de la résistance de contact électrique, dont l'évolution avec la température a fait l'objet d'une démarche expérimentale présentée au paragraphe précédent. Pour chaque résistance électrique de contact,

correspondant à une température, le micro modèle sera appliqué sur une géométrie de contact préalablement définie. Les contacts électriques et thermiques étant géométriquement identiques, le passage de l'un à l'autre se fera grâce aux caractéristiques thermophysiques. La connaissance géométrique du contact (hauteur des aspérités, nombre de contacts...) s'effectuera alors grâce à des mesures de profil de rugosité.

IV.3.3 Modèle analytique

Parmi les formulations existantes [Réf 60, 61, 62, 63, 64], nous avons retenu la formulation analytique définie par A.Degiovanni et C.Moyne [Réf 55, 56] qui fait apparaître la résistance de contact sous forme d'un réseau de cellules élémentaires en mettant en évidence la résistance de micro constriction. Il s'agit donc de décrire à partir d'une cellule élémentaire la surface de contact complète avec ses rugosités. Comme l'indique la figure IV.16, le flux de chaleur au niveau du contact peut emprunter deux voies distinctes:

- une voie directe à travers les micros aspérités en contact;
- une voie indirecte à travers le milieu interstitiel (air).

Pour une température donnée, dont dépendent les propriétés mécaniques et thermiques, la cellule unité représentative du contact sera définie à partir d'une moyenne des rugosités qui caractérisent le contact. Pour cette première approche, nous ne considérons que les rugosités de surface (échelle microscopique), sans tenir compte des phénomènes d'ondulation (échelle macroscopique).

IV.3.3.1 Cellule unité

Nous présentons sur les figures IV.16 et IV.17, la cellule unité représentative du contact et sur la figure IV.18, le réseau de résistances.

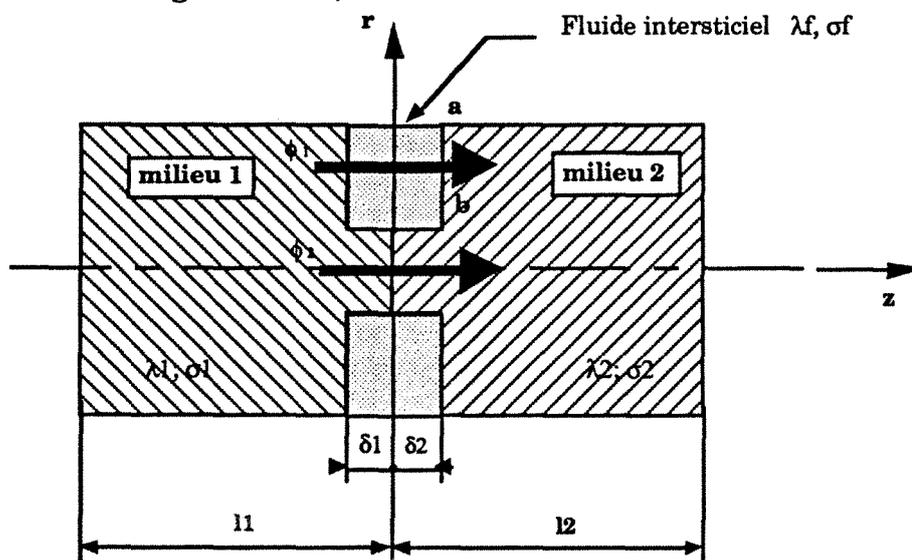


Figure IV.16: Cellule unité

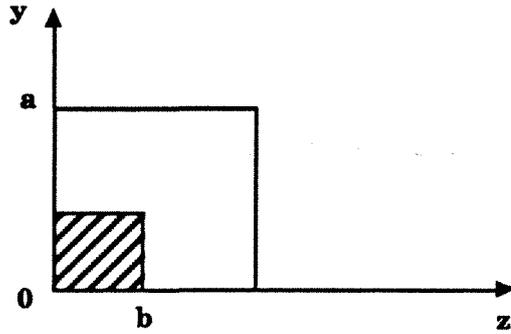


Figure IV.17: Cellule de contact carré.

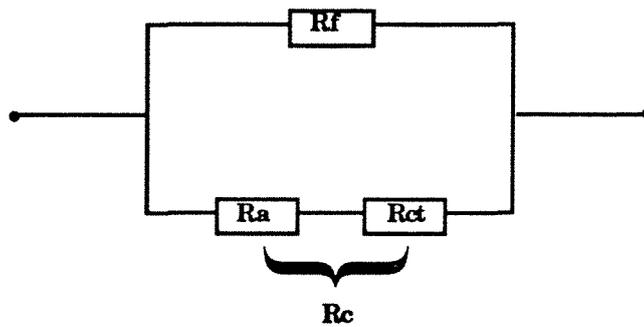


Figure IV.18: Réseau de résistances

Où λ et σ représentent les conductivités thermique et électrique, l l'épaisseur des milieux, δ l'épaisseur des aspérités, a le rayon de la cellule unité et b le rayon de l'aspérité. Les indices 1, 2 et f représentent respectivement les milieux 1, 2 et celui du fluide interstitiel. R_f , R_a et R_{ct} représentent respectivement les résistances du fluide interstitiel, de l'aspérité et de la constriction.

IV.3.3.2 Formulations mathématiques [Réf 55, 56]

a- Hypothèses

- * Les cellules des milieux 1 et 2 sont supposées identiques;
- * Flux unidirectionnel dans les aspérités et dans le milieu interstitiel;
- * Température homogène au niveau du contact;
- * Cellule de contact carré permettant de paver complètement le plan (figure IV.17).

b- Equations

Les résistances de contact présentées au niveau de la figure IV.18, sont définies par unité de surface par:

$$R_f = \frac{\delta_1 + \delta_2}{\lambda_f} \tag{IV.16}$$

$$R_a = \left(\frac{\delta_1}{\lambda_{1a}} + \frac{\delta_2}{\lambda_{2a}} \right) \frac{1}{S^*} \tag{IV.17}$$

$$R_{ct} = \frac{A \cdot \sqrt{s}}{\sqrt{\pi} \cdot S^*} \left(\frac{1}{\lambda_1} + \frac{1}{\lambda_2} \right) \quad (\text{IV.18})$$

avec:

$$A = \sqrt{\pi} \cdot \left[\frac{1}{\pi^3} \frac{\beta \sqrt{\gamma}}{\alpha^2} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin^2(k\pi\alpha)}{k^3} + \frac{1}{\pi^3} \frac{\alpha}{\beta^2 \sqrt{\gamma}} \sum_{l=1}^{\infty} \frac{\sin^2(l\pi\beta)}{l^3} \right] \\ + \sqrt{\pi} \cdot \left[\frac{2}{\pi^5 S^*} \sum_{k=1}^{\infty} \sum_{l=1}^{\infty} \frac{\sin^2(k\pi\alpha) \cdot \sin^2(l\pi\beta)}{k^2 l^2 \sqrt{\frac{k^2 \alpha^2}{\gamma} + \gamma l^2 \beta^2}} \right] \quad (\text{IV.19})$$

Dans le cas d'une cellule carré, $\alpha = \beta = \frac{a}{b}$ et $\gamma = 1$.

En électrique:

$$R_c = R_a + R_{ct} \quad \text{car } (\sigma_f = 0) \quad (\text{IV.20})$$

En thermique:

$$R_c = \frac{R_f(R_a + R_{ct})}{R_f + R_a + R_{ct}} \quad (\text{IV.21})$$

Où R_c représente la résistance totale de contact.

Par analogie, les équations IV.16, 17 et 18 peuvent être formulées sous forme thermique ou électrique, où λ_i et λ_{ia} représentent respectivement la conductivité du milieu et de l'aspérité (généralement identiques). Du point de vue électrique la conductivité du fluide interstitiel σ_f (air) étant nulle, la résistance du fluide infinie n'intervient pas dans le calcul (équation IV.21). D'un point de vue thermique, la conductivité de l'air varie de 0.0263 à 0.06 W/(m.K) dans l'intervalle de température [20, 850 °C] et nous conduit alors à tenir compte d'une résistance de fluide interstitiel au niveau de la résistance de contact (équation IV.21).

On pose $S^* = s/S$, avec s surface d'une aspérité, en pratique surface totale en contact réel divisée par le nombre de contacts ($s = b^2$) et S la section de la cellule, en pratique surface totale ($S = a^2$).

IV.3.4 Paramètres géométriques

Afin d'étudier l'influence des paramètres géométriques du modèle (S^* et δ) sur la résistance thermique de contact, nous avons considéré deux cas concrets.

Pour les tôles nues, nous avons alors déterminé les deux résistances thermiques de contact électrode-tôle correspondant aux résistances électriques de contact: $R_c = 63 \mu\Omega$ ($T = 20 \text{ °C}$) et $R_c = 28 \mu\Omega$ ($T = 200 \text{ °C}$).

Pour les deux résistances électriques de contact ($63 \mu\Omega$ et $28 \mu\Omega$), il s'agit de définir le couple de valeurs géométriques: (S^* et δ) correspondant. Par ailleurs, de façon à mettre en évidence l'influence du nombre de points en contact (n) sur la résistance, nous avons fait varier n dans un rapport de 1 à 3 et tracé ainsi un faisceau de courbes correspondant aux multiples cas géométriques pouvant caractériser une résistance de contact donnée (figures IV.19 et IV.20). Pour chaque valeur de S^* , nous avons ainsi fait varier le rapport s/S en modifiant la valeur de s dans un rapport de 3 de façon à étudier l'influence du nombre de points en contact sur la résistance de contact.

Pour les valeurs importantes de résistances électriques de contact électrode-tôle ($T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$, $R_c = 63 \mu\Omega$), on relève un intervalle de valeurs très large pour S^* ($0.01 \leq S^* \leq 0.5$) et δ ($410^{-6} \leq \delta \leq 0.01 \text{ mm}$). Dans ce cas, la résistance thermique de contact correspondante est comprise entre 4.3 et $11.26 \mu\Omega$ (figure IV.19) Pour des résistances de contact plus petites ($T = 200 \text{ }^\circ\text{C}$, $R_c = 28 \mu\Omega$), les courbes se décalent alors vers des intervalles de valeurs plus étroits pour S^* et δ . La résistance thermique de contact est alors comprise entre 2.3 et $2.46 \mu\Omega$ (figures IV.20). D'après les résultats du modèle analytique, il apparaît que sous l'effet de la pression et de l'augmentation de température, la chute de la résistance de contact électrode-tôle, se traduit par une augmentation importante de S^* . Ce qui correspond à une augmentation de la surface électrique de contact. Par ailleurs, pour les mauvais contacts ($R = 63 \mu\Omega$), le milieu interstitiel et le nombre de points en contact, ont une importance capitale sur la résistance de contact thermique où l'on relève des erreurs d'environ 60 % (figure IV.19). Très rapidement, lorsque la résistance électrique de contact chute, l'erreur devient négligeable.

Ces courbes confirment l'importance des paramètres géométriques s , S et δ ainsi que celui du nombre de contact pour les résistances de contact importantes. Compte tenu de la chute rapide des résistances de contact qui caractérise le procédé de soudage par résistance par points, l'influence des paramètres géométriques devient rapidement négligeable. Nous ne nous intéresserons donc dans cette étude, qu'à la définition géométrique du contact électrode-tôle à température ambiante (état du contact en fin de cycle d'accostage, précédent le passage du courant de soudage). Des mesures de profils de rugosités pour tôles nues et revêtues double faces ont alors été réalisés (figure IV.21 et IV.22).

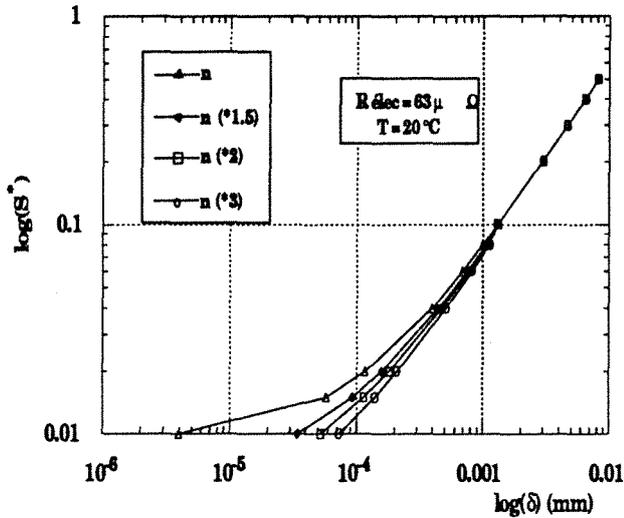


Figure IV.19.a: Caractéristique $S^* = f(\delta)$ pour différents nombres de points de contacts . $R_{c \text{ elec}} = 63 \mu\Omega$.

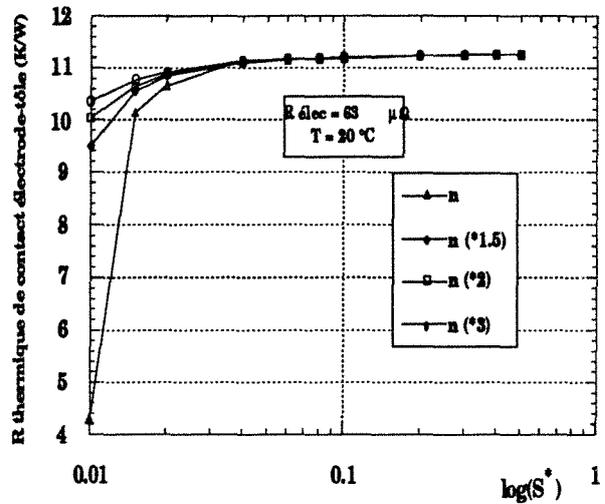


Figure IV.19.b: Caractéristique $R_{th} = f(S^*)$ pour différents nombres de points de contacts . $R_{c \text{ elec}} = 63 \mu\Omega$.

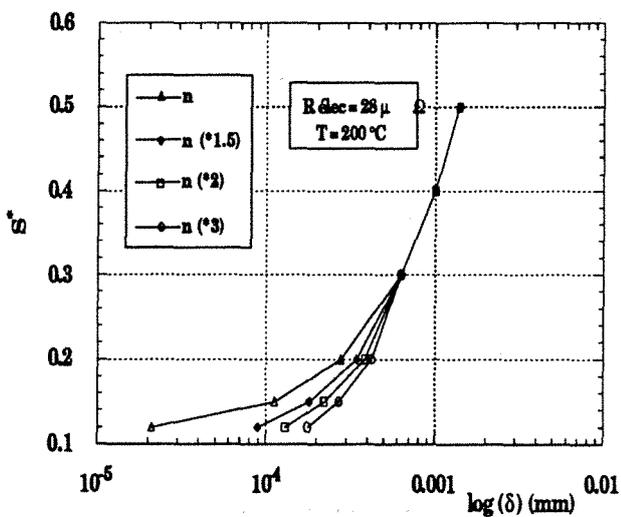


Figure IV.20.a: Caractéristique $S^* = f(\delta)$ pour différents nombres de points de contacts . $R_{c \text{ elec}} = 28 \mu\Omega$.

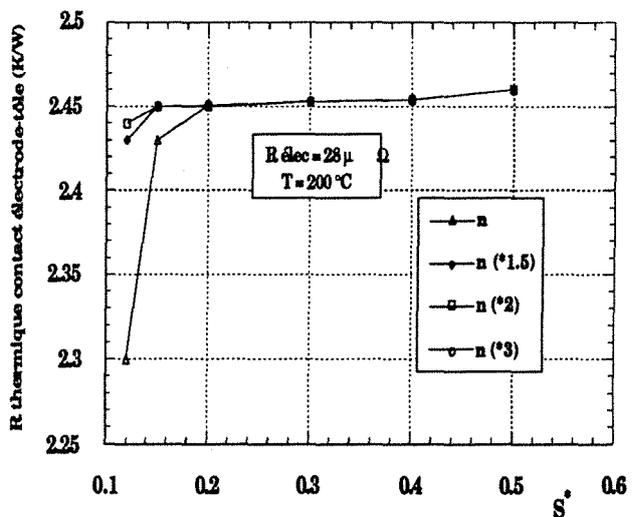


Figure IV.20.b: Caractéristique $R_{th} = f(S^*)$ pour différents nombres de points de contacts . $R_{c \text{ elec}} = 28 \mu\Omega$.

IV.3.5 Mesure de profil de rugosité

IV.3.5.1 Introduction

Ces mesures de profil de rugosité, réalisées en 3D sur tôles nues et revêtues double faces, constituent une première approche pour la caractérisation des surfaces électrode-tôle en fin de cycle d'accostage (indentation). Les résultats obtenus, nous permettent alors d'étudier le comportement mécanique des surfaces de contact et d'estimer la hauteur et la profondeur moyenne des pics et vallées qui définissent les surfaces. De plus, à partir des profils 3D, nous avons estimé la proportion de matière en contact et défini ainsi la valeur de S^* .

Pour chaque essais, avant et après la mise en pression, nous avons déterminé les courbes de distribution d'amplitude ainsi que les différentes grandeurs caractéristiques du contact: R_a , R_T , R_p , S_k et E_k définies en annexe 5.

IV.3.5.2 Tôles nues

a- avant indentation

La courbe de distribution d'amplitude (figure IV.21.b) et la valeur de S_k , font état état d'un profil "plein". La matière se trouve concentrée dans la partie supérieure du profil.

b- après indentation

La courbe de distribution d'amplitude (figure IV.21.c) et les valeurs de S_k et E_k , mettent en évidence une distribution plus symétrique (par rapport au niveau zéro, le nombre des vallées est identique à celui des pics) ainsi qu'une répartition plus étendue (ou aplatie). Sous l'effet de la pression, la matière contrainte, provoque un affaissement des aspérités. Grâce à la nature élastique du matériau, il apparaît que la matière déplacée se trouve accommodée au sein de l'acier.

On relève alors: une profondeur moyenne des vallées = - 2.32 μm .

une hauteur moyenne des pics = 2.36 μm .

Soit une hauteur moyenne d'aspérité: $\delta = 4.68 \mu\text{m}$.

et $S^* \approx 0.01$. S^* a été déterminé à partir des profils 3D, en estimant la surface en contact sur une dimension puis sur la surface complète.

IV.3.5.3 Tôles revêtues double faces

a- avant indentation

Comme pour les tôles nues, la courbe de distribution d'amplitude (figure IV.22.b) met en évidence un profil "plein" qui semble présenter une meilleure symétrie par rapport à la ligne de base.

b- après indentation

Après l'effort de pression, les valeurs de S_k et E_k confirment la concentration de matière dans la partie supérieure du profil ainsi qu'une répartition plus aplatie

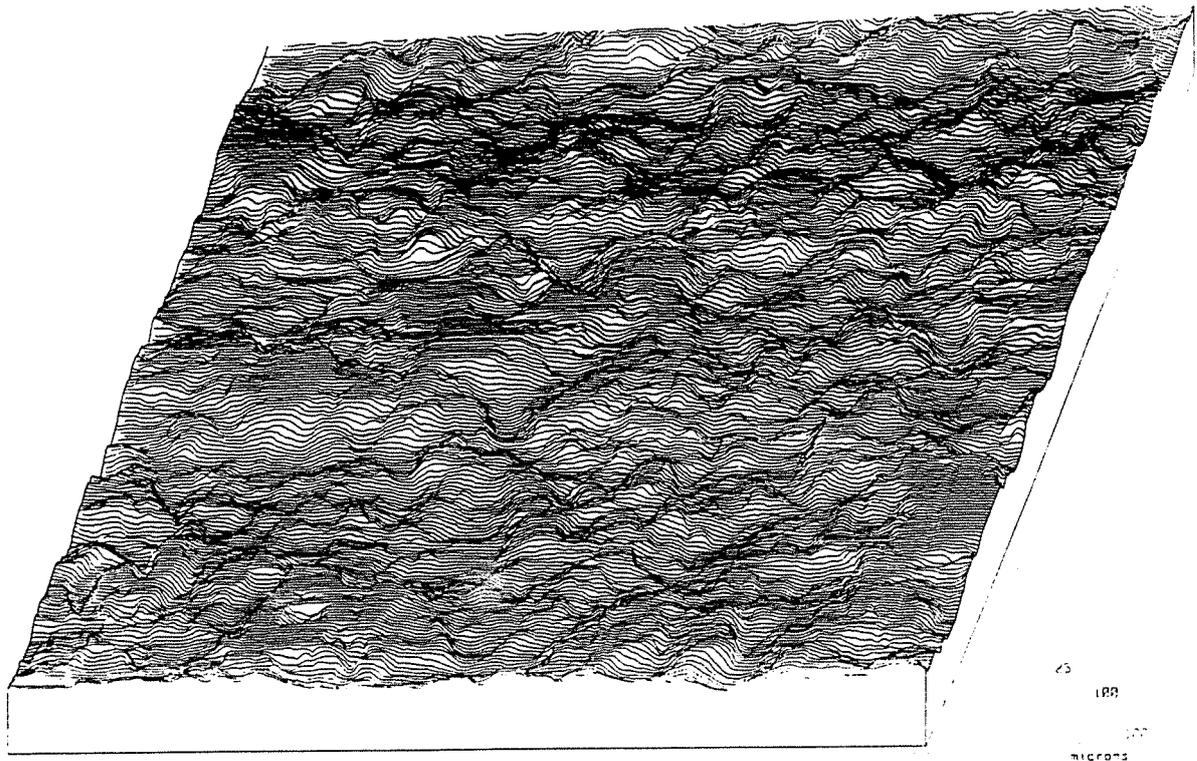


Figure IV.21.a: Profil de rugosité après effort de soudage ($P = 300$ daN).
Tôle nue; interface électrode-tôle.

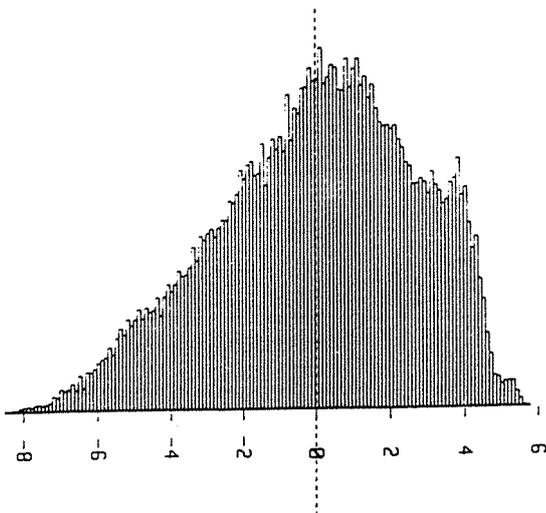


Figure IV.21.b:

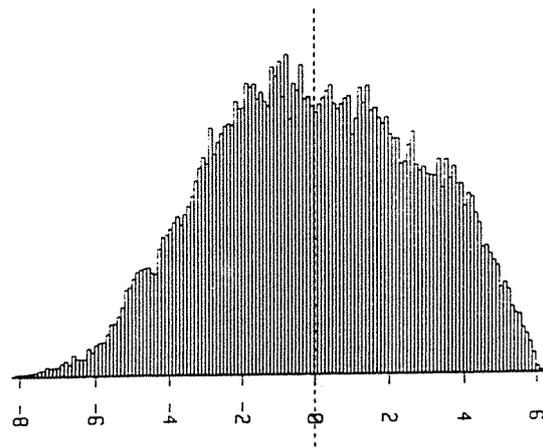


Figure IV.21.c:

Figure IV.21.b: Distribution d'amplitude avant effort de soudage.
Tôle nue; interface électrode-tôle.

Figure IV.21.c: Distribution d'amplitude après effort de soudage.
Tôle nue; interface électrode-tôle.

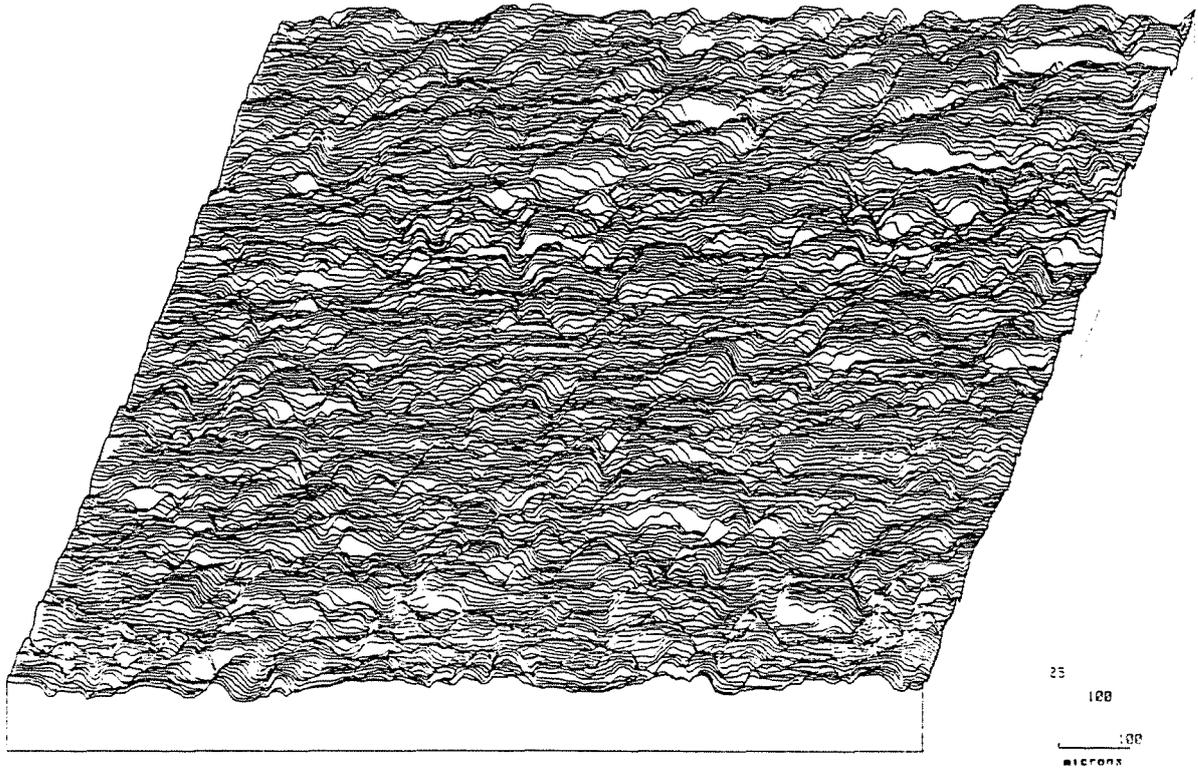


Figure IV.22.a: Profil de rugosité après effort de soudage ($P = 300$ daN).
Tôle revêtue double faces; interface électrode-tôle.

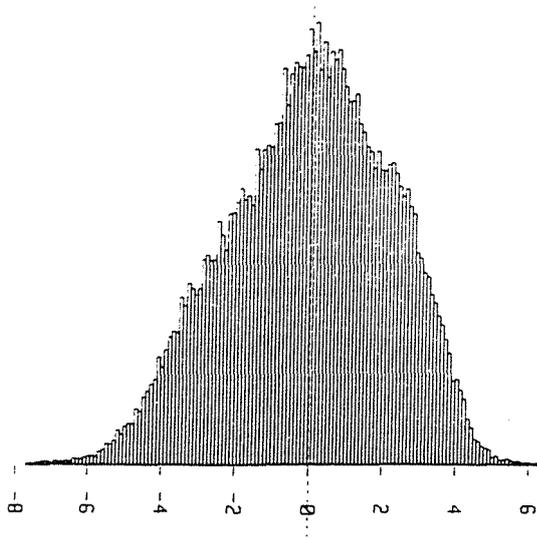


Figure IV.22.b:

Figure IV.22.b: Distribution d'amplitude avant effort de soudage.
Tôle revêtue double faces; interface électrode-tôle.

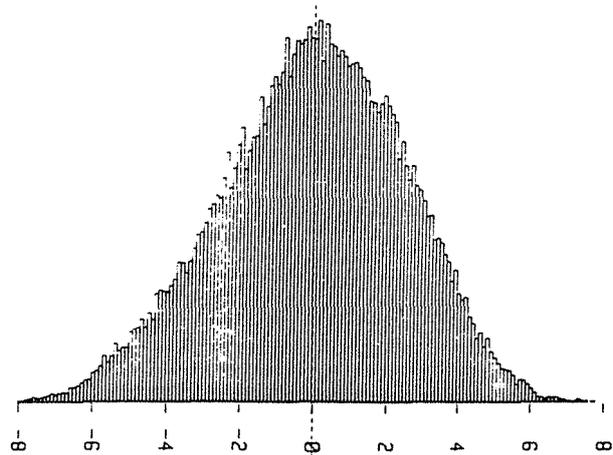


Figure IV.22.c:

Figure IV.22.c: Distribution d'amplitude après effort de soudage.
Tôle revêtue double faces; interface électrode-tôle.

(figure IV.22.c). Par rapport aux tôles nues, on relève ici un affaissement plus marqué des pics ainsi qu'une diminution de la profondeur moyenne des vallées. Ce phénomène est directement lié aux faibles caractéristiques mécaniques du zinc.

On relève alors: une profondeur moyenne des vallées = - 1.85 μm .

une hauteur moyenne des pics = 1.73 μm .

Soit une hauteur moyenne d'aspérité: $\delta = 3.58 \mu\text{m}$.

IV.3.5.4 Conclusions

Ces mesures donnent une première estimation sur la hauteur moyenne des aspérités. Les essais réalisés ne permettent cependant pas de connaître le nombre de points de contact ou la surface porteuse électrique avec une bonne précision. Le peu de mesures réalisées et le degré de précision requis pour ce type d'essais expliquent les résultats observés. Cette première approche est cependant encourageante car elle permet de confirmer la faisabilité et l'intérêt de telles mesures pour le modèle analytique. Dans le cadre d'une étude plus poussée sur le comportement mécanique des contact, il serait intéressant, parallèlement à des mesures plus précises de profils de rugosité, d'effectuer des analyses d'images des surfaces de contact. Ces mesures permettent en effet de déterminer et de quantifier avec une meilleure précision les différentes zones ainsi que le nombre de points de contact. Etant donné la faible résistance de contact électro-tôle qui caractérise les tôles revêtues à température ambiante, l'intervalle des valeurs obtenues à partir du modèle analytique est très étroit et dans ce cas, l'erreur commise sur la résistance de contact reste inférieure à 5 % et ne nécessite pas par conséquent une connaissance parfaite des différents paramètres géométriques.

IV.3.6 Détermination de la résistance thermique de contact électro-tôle.

IV.3.6.1 Introduction

L'estimation de la valeur de S^* d'une part et la mesure de δ , d'autre part, nous permettent de situer la zone de contact à partir des caractéristiques représentées sur les figures IV.19. A partir de la courbe (figure IV.19.a), obtenue par des formulations analytiques il est possible de déduire le troisième paramètre (nombre de contacts) et de déterminer ainsi la résistance thermique de contact (figure IV.19.b). D'après la notation utilisée, on se situe alors à proximité de la courbe n et la résistance thermique correspondante se situe aux environs de: $R_{th} = 4.5 \text{ K/W}$. Malheureusement, la difficulté à déterminer le nombre de points de contacts ainsi que les valeurs de S^* et δ , peuvent conduire à des erreurs

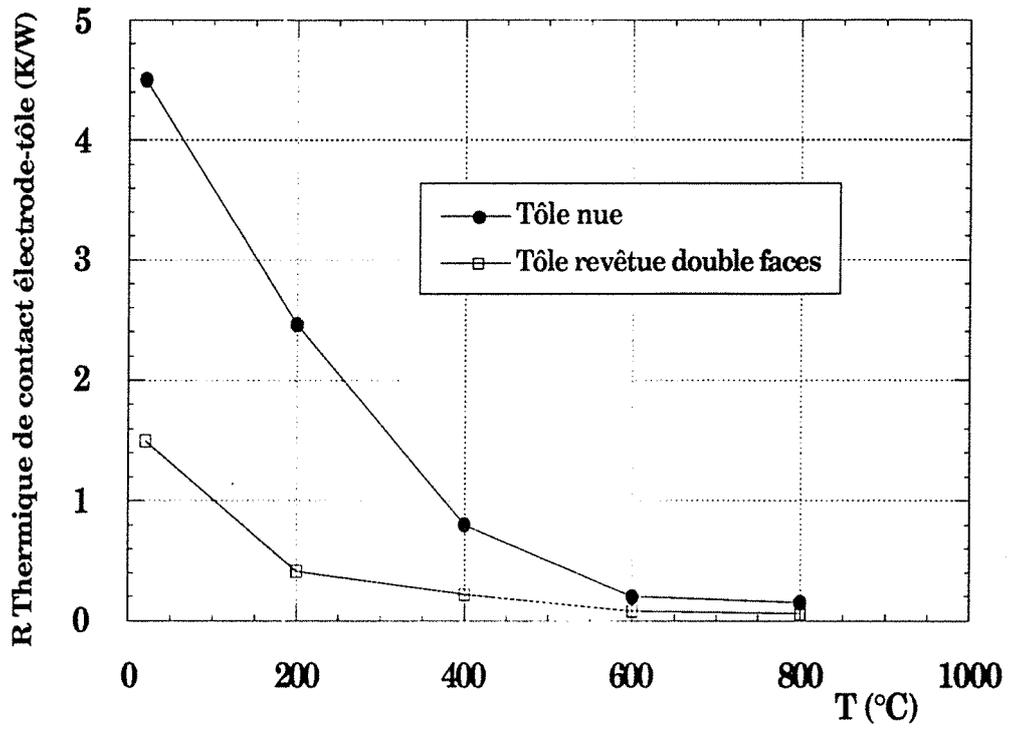


Figure IV.23: Résistance thermique de contact électrode-tôle en fonction de la température. Tôle nue et revêtue double faces.

importantes surtout pour les valeurs élevées de résistances. Nous présentons sur la figure IV.23 les courbes de résistance thermique de contact en fonction de la température pour des tôles nues et revêtues double faces.

IV.3.6.2 Tôle nue

La figure IV.23 présente la courbe de résistance thermique de contact en fonction de la température pour une tôle nue. A température ambiante, l'incertitude sur la résistance de contact est directement liée à l'imprécision des paramètres géométriques: nombre de points de contact et S^* .

IV.3.6.3 Tôle revêtue double faces

La figure IV.23 présente la courbe de résistance thermique de contact en fonction de la température pour une tôle revêtue double faces. Contrairement aux tôles nues, les faibles valeurs de résistances électriques réduisent fortement l'intervalle des paramètres géométriques, représenté par le couple (S^* , δ). Dans ces conditions, les erreurs sont minimisées (inférieures à 5 %) et le modèle analytique permet de définir les résistances thermiques de contact avec une bonne précision.

IV.3.7 Conclusion

Cette approche destinée à déterminer la résistance thermique de contact à partir d'un modèle analytique reste délicate. Elle nécessite en effet la connaissance de paramètres géométriques (mesure de profils de rugosités) et font appel à des hypothèses importantes. Cette approche, approximative pour les valeurs importantes de résistances de contact (basses températures), est cependant satisfaisante dans le cas de notre étude de modélisation. En effet des calculs numériques de sensibilité, pour lesquelles nous avons fait varier la résistance thermique de contact, font état du rôle important de celle-ci à partir de la 6^{ème} période. A partir de ce moment, la chaleur importante libérée au sein des tôles, est évacuée par l'intermédiaire des électrodes et la résistance de contact électrode-tôle chute de façon importante. L'erreur commise sur la détermination de la résistance de contact est alors minimisée.

CHAPITRE 5

V. Résultats et exploitation du code

V.1 Introduction

La première partie de ce chapitre concerne la présentation des résultats mécaniques relatifs à la phase d'accostage. Il s'agit alors de déterminer le comportement mécanique de l'assemblage électrodes - tôles ainsi que l'évolution des surfaces de contact durant la phase d'accostage pour différentes configurations.

La deuxième partie du chapitre est consacrée aux résultats des calculs électrothermiques. Pour les deux nuances d'acier, tôles nues et revêtues double faces, nous présentons une évolution spatiale et temporelle des températures ainsi qu'une comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques, concernant le développement du noyau fondu.

Pour tous les calculs, les dimensions géométriques de l'électrode de soudage et de la tôle seront fixées: électrode de forme tronconique à face plane de rayon 3 mm; épaisseur des tôles 0.7 mm. Nous nous limiterons par ailleurs aux deux nuances de tôles suivantes: tôles nues ($I_{\text{eff}} = 7.5 \text{ kA}$) et revêtues double faces ($I_{\text{eff}} = 11.5 \text{ kA}$).

V.2 Résultats mécaniques relatifs à la phase d'accostage

V.2.1 Introduction

La phase d'accostage permet d'assurer une surface de passage du courant bien localisée, une résistance de contact entre tôles suffisamment élevée et régulière et une résistance de contact électrode-tôle la plus faible possible.

Cette première phase, dont dépend l'évolution des phénomènes électriques et thermiques est alors très importante pour la phase de soudage qui suit. Comme on l'a déjà précisé, celle-ci peut être décomposée en deux parties, que nous allons étudier dans le paragraphe suivant:

- Annulation du jeu initial j jusqu'au contact entre les deux tôles;
- Augmentation de la surface de contact tôle-tôle sous l'effet de l'effort de pression exercé par les électrodes.

Il est à noter qu'une première étude mécanique simulant la phase d'accostage a déjà été réalisée par Ueda. [Réf 57, 58]

Nous rappelons que j représente le jeu initial entre les deux tôles, W la distance inter contact et F l'effort de pression exercé sur les tôles par l'intermédiaire des électrodes (figure II.1).

Rq: Des essais de sensibilité du paramètre W sur la réponse du calcul mécanique, mettent en évidence sa faible influence. Pour la suite des calculs nous prendrons une valeur de 50 mm.

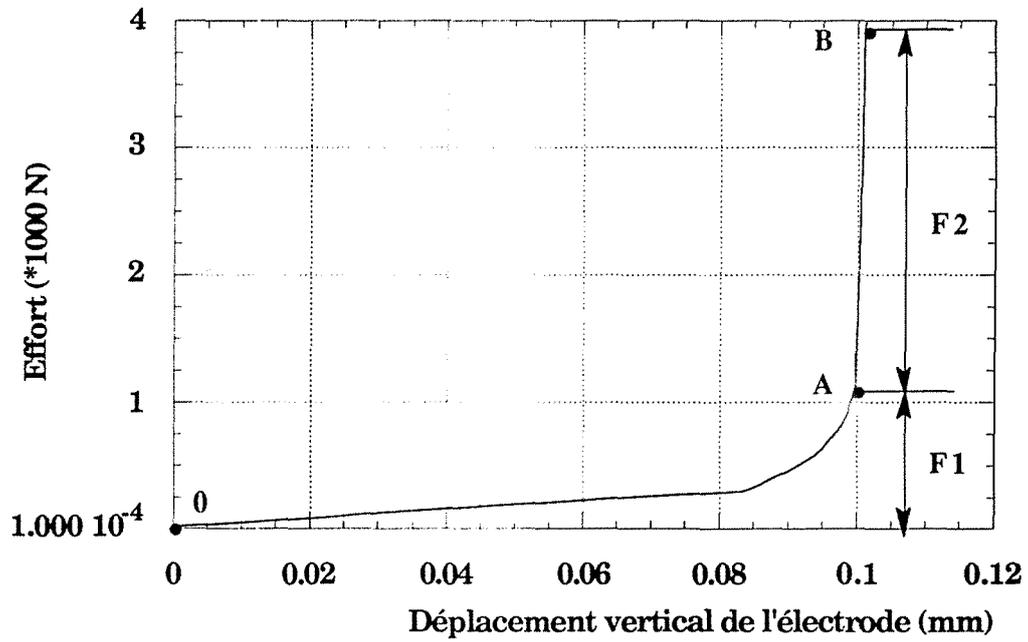


Figure V.1: Calcul numérique. Déplacement vertical de l'électrode en fonction de l'effort de soudage durant la phase d'accostage au centre de la tôle pour un jeu initial j de 0.2 mm. Tôle nue.

V.2.2 Annulation du jeu initial

Durant cette première partie de la phase d'accostage, représentée sur la figure V.1 par la portion de courbe OA, l'électrode de soudage se déplace verticalement jusqu'à atteindre le premier point de contact entre les deux tôles, matérialisé par le point A.

V.2.3 Augmentation de la surface de contact tôle-tôle

Intéressons nous plus particulièrement à la deuxième partie de la phase d'accostage, matérialisée par la portion de courbe AB, durant laquelle la surface de contact augmente avec l'effort de soudage. Le point B représente la surface finale de contact avant application du courant de soudage. L'effort de pression F_1 assure la force nécessaire pour annuler le jeu initial j et F_2 permet d'obtenir une surface de contact suffisante entre les deux tôles (figure V.1)

V.2.3.1 Mesures expérimentales

Une première approche expérimentale, destinée à évaluer la surface de contact tôle-tôle est présentée ici. Nous avons pour cela fait varier l'effort de pression de 100 à 300 daN en augmentant, pour chaque valeur de pression, l'intensité de soudage jusqu'au collage (paragraphe I.2.3). En séparant les deux tôles collées, une marque indique alors les surfaces en contact. Les résultats expérimentaux concernant les tôles nues et revêtues double faces sont présentés sur la figure V.2 et font état d'un rayon de contact tôle-tôle voisin de 2.5 mm pour les deux nuances d'acier. Ces résultats doivent cependant être interprétés avec précaution. En effet, des incertitudes importantes (environ 20 %) liées aux imprécisions de mesures peuvent faire intervenir des erreurs importantes sur la détermination du rayon de contact tôle-tôle. Par ailleurs, le passage d'un courant de soudage, destiné à "marquer" le contact tôle-tôle modifie la nature des surfaces de contact. Néanmoins, ces résultats expérimentaux, corroborent les calculs numériques présentés au paragraphe suivant, selon lesquelles le rayon de contact tôle-tôle à l'issue de la phase d'accostage, reste inférieur ou égal au rayon électrode-tôle dans la plage de pression [0, 300 daN] que nous avons considérée.

V.2.3.2 Calculs numériques

a- Influence du jeu initial

La figure V.1 présente la relation entre l'effort de soudage et le déplacement de l'électrode au centre de la tôle durant la phase d'accostage. De façon à étudier plus en détail le domaine au delà duquel le premier contact apparaît (portion de courbe AB), nous présentons sur la figure V.3 l'évolution du rayon de contact tôle-tôle en fonction de l'effort de soudage F_2 , pour différentes valeurs du jeu initial. On constate que pour des faibles valeurs du jeu j , le rayon de contact

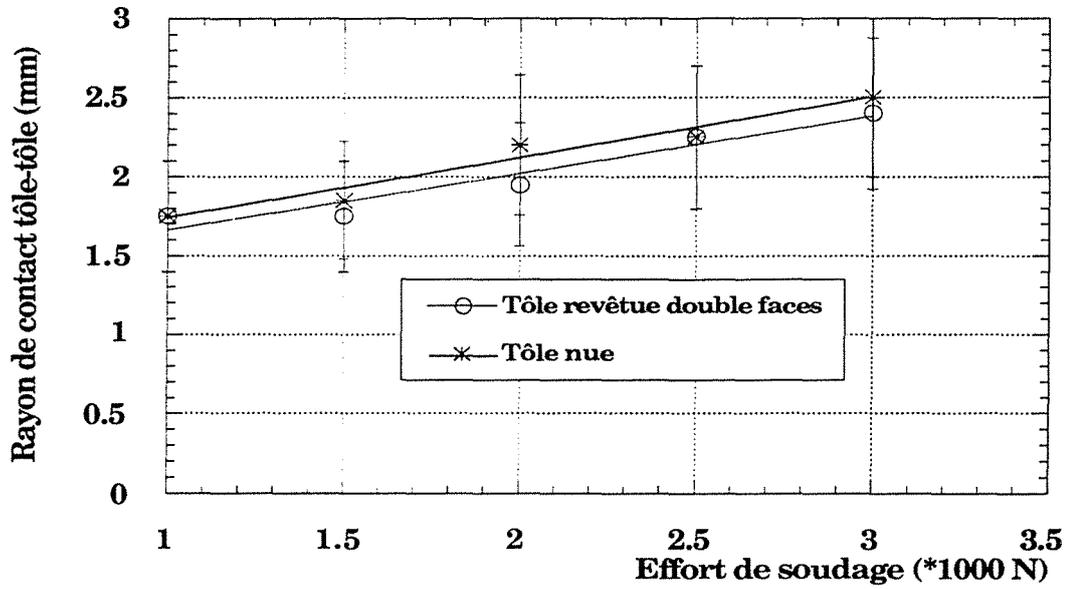


Figure V.2: Evolution du rayon de contact tôle-tôle pour différents efforts de soudage. Résultats expérimentaux.

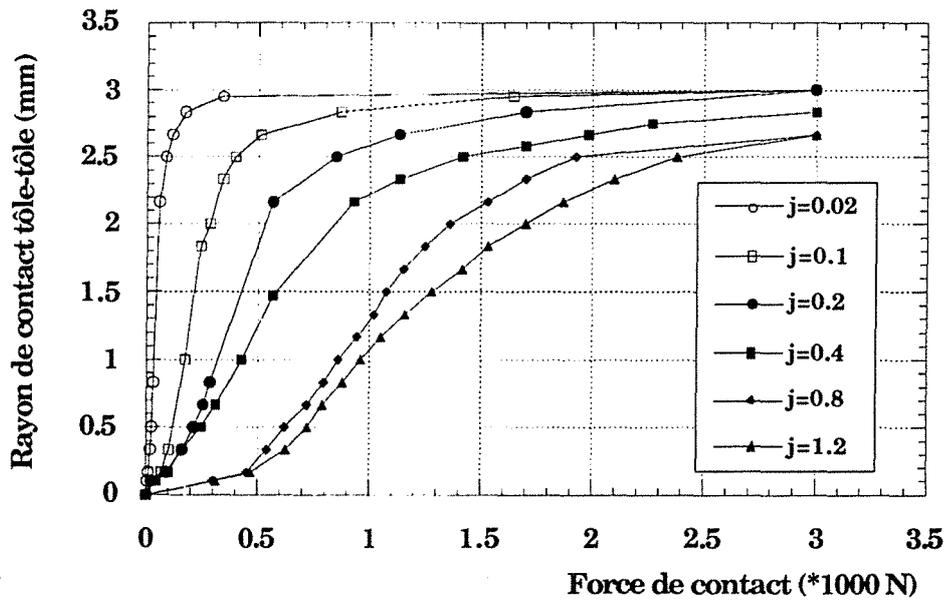


Figure V.3: Evolution du rayon de contact tôle-tôle en fonction de l'effort de pression pour différents jeux. Résultats numériques.

atteint très rapidement sa valeur maximale (3 mm). A mesure que le jeu augmente, l'évolution du rayon devient plus progressive pour atteindre une valeur maximale d'environ 2.7 mm. Dans tous les cas de calculs présentés ici ($0.02 \leq j \leq 1.2$), la surface maximale de contact tôle-tôle reste toujours inférieure ou égale à la surface électrode-tôle. En ce qui concerne notre modélisation, seules les valeurs du rayon correspondant à l'effort de soudage de 300 daN nous intéressent. Des calculs mécaniques réalisés alternativement sur des tôles nues et revêtues double faces ne révèlent pas de différences au niveau des rayons de contact. Une augmentation importante du nombre de mailles au niveau des tôles, nécessitant par conséquent des calculs beaucoup plus longs, permettrait peut être d'affiner les résultats.

b- Evolution des surfaces de contact

Les figures V.4.a et b présentent l'évolution des surfaces de contact électrode-tôle et tôle-tôle dans deux cas différents:

- Jeu initial faible: $j = 0.2$;
- Jeu initial important: $j = 0.8$.

Les surfaces en contact matérialisées par des points noirs nous permettent de suivre l'évolution des contacts de façon qualitative. Quand le jeu initial reste faible, la formation de la surface de contact tôle-tôle apparaît au centre et continue à se développer vers l'extérieur. Le phénomène est inversé pour la surface de contact électrode-tôle. Pour des jeux plus importants, la surface de contact tôle-tôle commence à se développer à partir du centre pour se transformer rapidement en géométrie annulaire. Dans notre cas, l'effort de pression de 300 daN est suffisant pour assurer un contact tôle-tôle sur toute la surface. Par contre, la surface électrode-tôle n'est en contact que sur une partie annulaire et sur le centre (figure V.4.b). Pour cette dernière configuration, il est important de réduire le jeu initial ou d'imposer un effort de soudage supérieur pour assurer un développement du noyau fondu correct. Dans certains cas industriels, ces contacts imparfaits à l'image de ceux qui caractérisent les jeux importants, peuvent être à l'origine de points soudés de géométries annulaires. La soudure de moins bonne qualité présente alors des caractéristiques mécaniques insuffisantes.

c- Contraintes mécaniques au niveau des deux interfaces

En plus de la détermination des surfaces de contact, le calcul mécanique permet de définir l'évolution des contraintes au niveau des deux interfaces. Les figures V.5.a, b, c, d, e, f représentent les profils de contraintes axiales pour un jeu initial de 0.2 mm sur tôles nues (ES) et revêtues double faces (EZ) en fonction de l'effort de soudage. On observe la présence de contraintes de compression

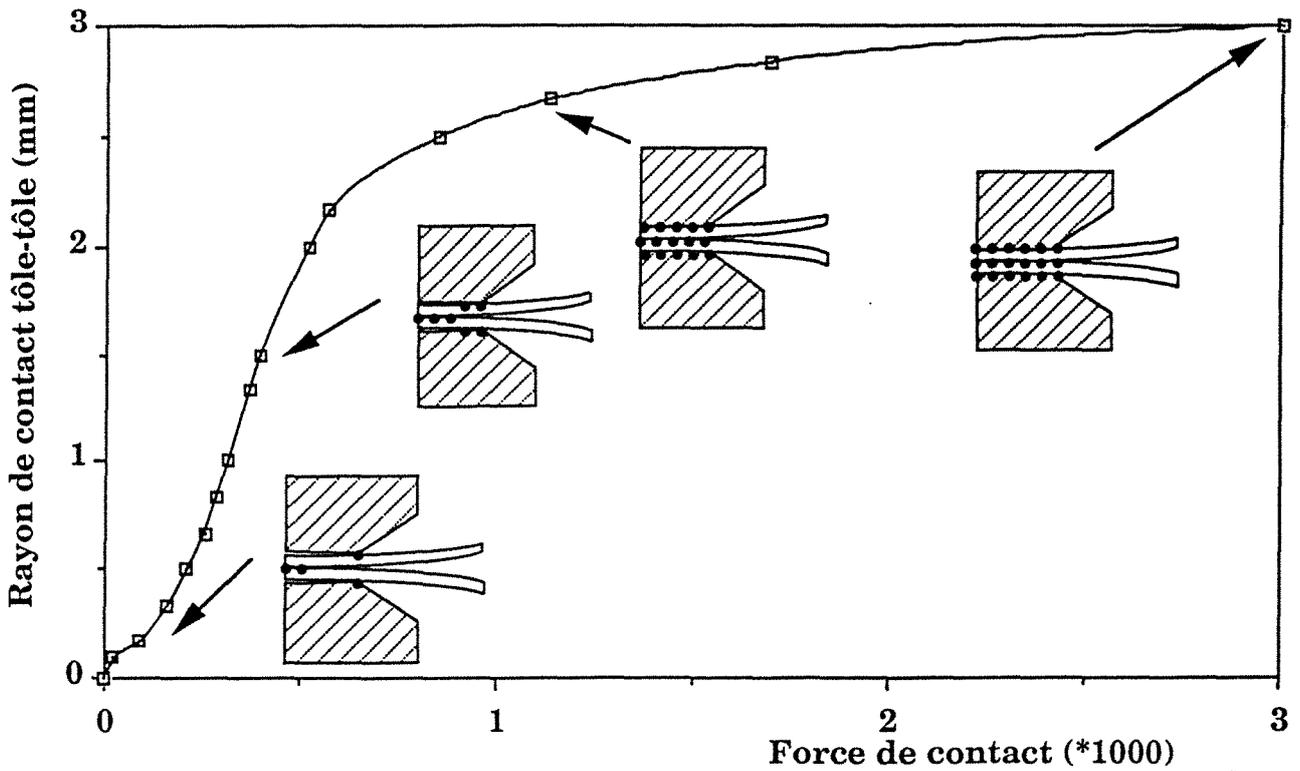


Figure V.4.a: Evolution des rayons de contact tôle-tôle et électrode-tôle en fonction de l'effort de pression. Tôle nue et revêtue, $j=0.2$ mm.

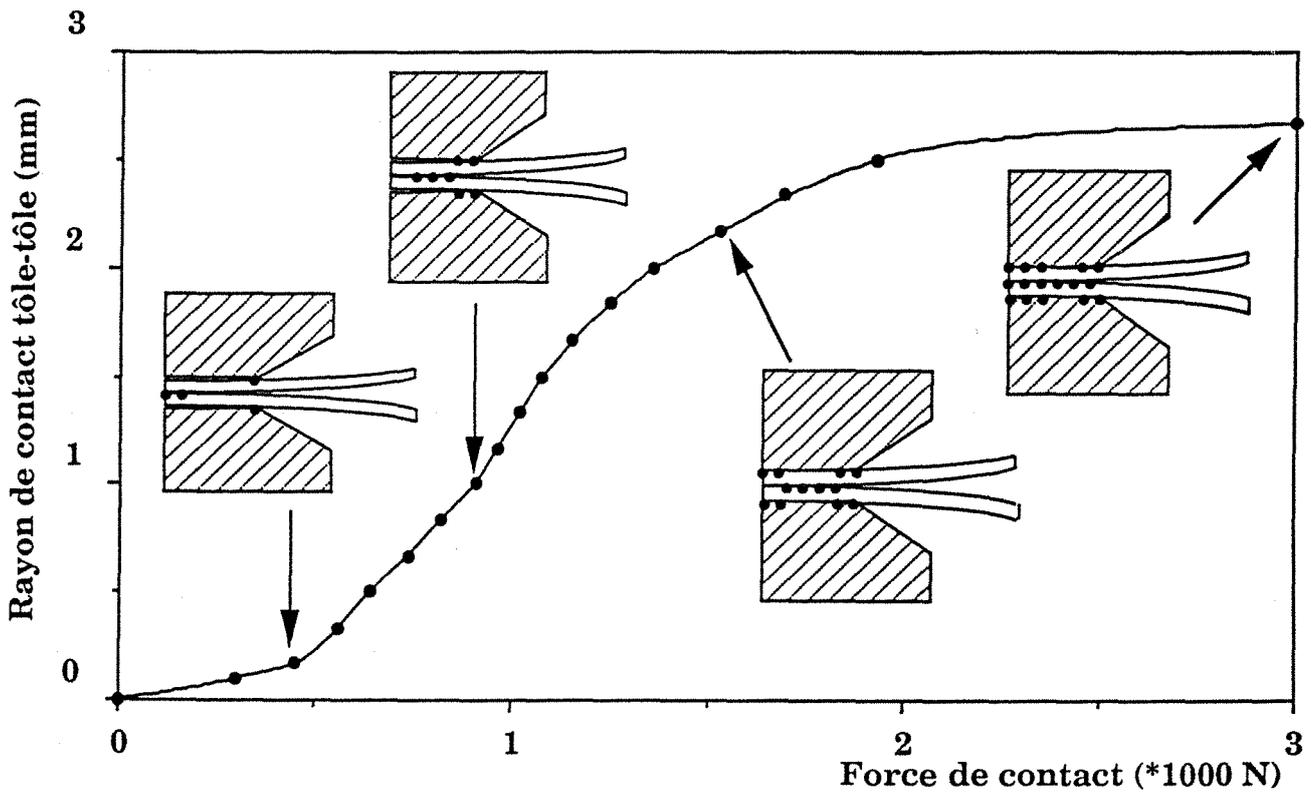


Figure V.4.b: Evolution des rayons de contact tôle-tôle et électrode-tôle en fonction de l'effort de pression. Tôle nue et revêtue, $j=0.8$ mm.

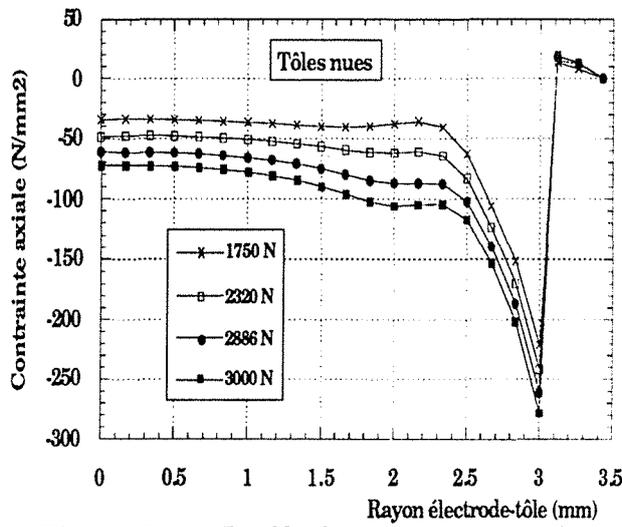


Figure V.5.a: Profils de contrainte interface électrode-tôle. $j=0.2$ mm. Acier ES.

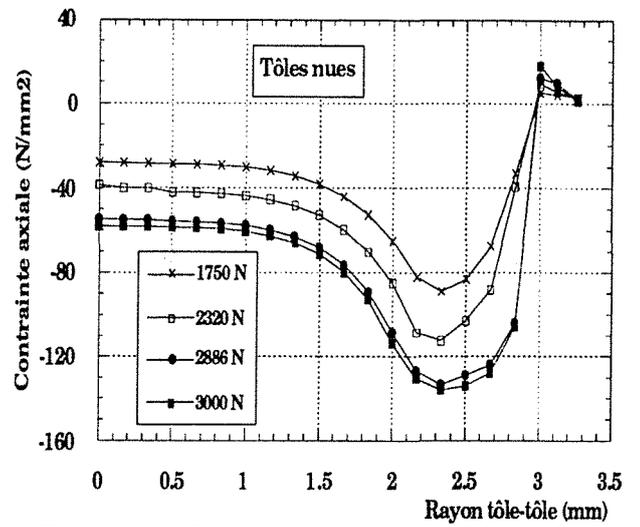


Figure V.5.b: Profils de contrainte interface tôle-tôle. $j=0.2$ mm. Acier ES.

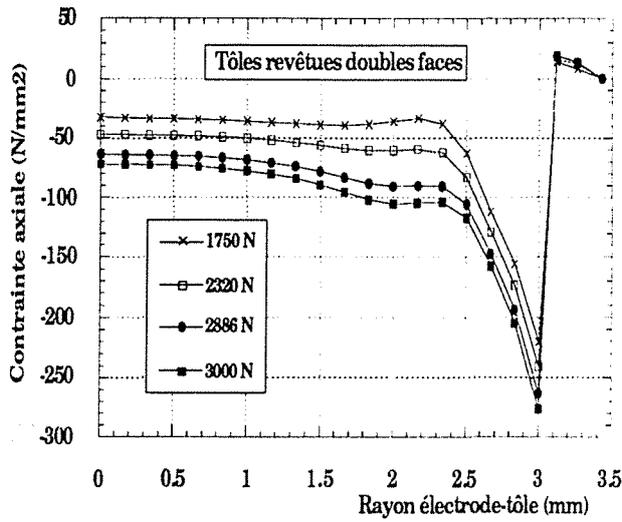


Figure V.5.c: Profils de contrainte interface électrode-tôle. $j=0.2$ mm. Acier EZ.

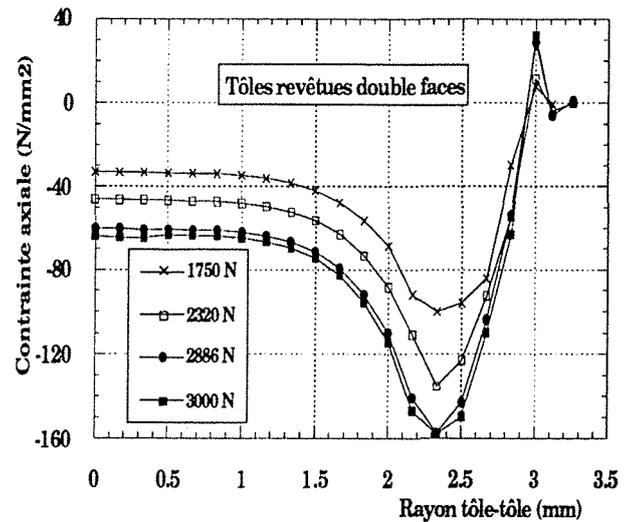


Figure V.5.d: Profils de contrainte interface tôle-tôle. $j=0.2$ mm. Acier EZ.

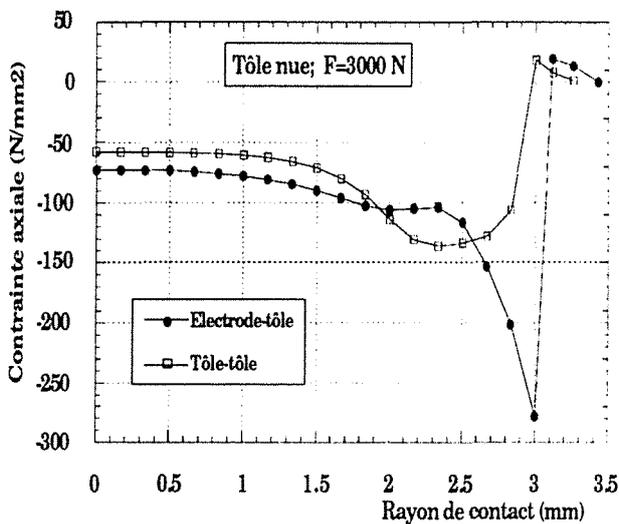


Figure V.5.e: Profils de contrainte au niveau des 2 interfaces. $j=0.2$ mm. Acier ES.

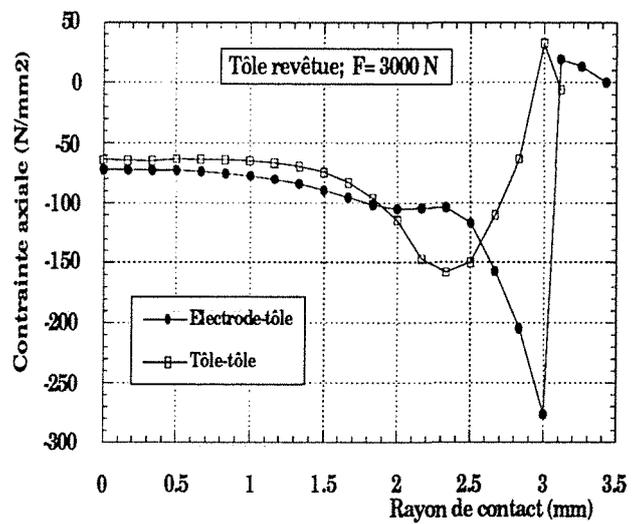


Figure V.5.f: Profils de contrainte au niveau des 2 interfaces. $j=0.2$ mm. Acier EZ.

périphériques très importantes pour les deux interfaces, allant même jusqu'à plastifier localement le matériau au niveau du contact électrode-tôle ($\sigma_{yy\max i}=2.8.10^8$ Pa). En accord avec les résultats de Nied [Réf 6], on observe des pressions surfaciques non homogènes le long du diamètre et localement plus importantes en périphérie. Les contraintes axiales correspondant aux tôles revêtues sont en périphérie, localement plus concentrées et plus importantes que pour les tôles nues. Ce phénomène est directement lié à la couche de zinc qui recouvre les deux faces de la tôle.

V.2.4 Conclusions

A travers cette première étude mécanique, nous venons de caractériser la phase d'accostage en déterminant d'une part les surfaces de contact pour différents jeux initiaux et d'autre part les profils de contraintes au niveau des interfaces électrode-tôle et tôle-tôle.

Le jeu initial j , qui dépend à la fois du positionnement des tôles, de leur nature (caractéristiques mécaniques) et des surfaces de contact électrode-tôle et tôle-tôle peut être relativement important. Cette dernière configuration est souvent rencontrée par les industriels automobiles pour qui l'ajustement des tôles est parfois difficile à réaliser. Il en résulte une diminution de la soudabilité des tôles, pouvant se traduire par un point expulsé ou un noyau fondu de géométrie annulaire. Dans notre cas, où les tôles ont été soigneusement ajustées avant chaque essais, nous ferons l'hypothèse d'un faible jeu initial entre les tôles ($j \leq 0.2$ mm), nous conduisant par conséquent à utiliser pour la suite des calculs, un rayon de contact électrode-tôle et tôle-tôle de 3 mm.

V.3 Résultats électrothermiques relatifs à la phase de soudage

V.3.1 Introduction

Durant la phase de soudage, le passage d'un courant alternatif élevé est à l'origine d'une distribution de puissance qui provoque un échauffement rapide de la structure. Nous présentons ici les résultats du calcul électrothermique pour des tôles nues et revêtues double faces. Il est possible de retracer les différentes étapes d'évolution du point soudé, depuis la puissance libérée par effet Joule jusqu'à la température finale atteinte en fin de soudage.

Les paramètres de soudage sont les suivants: pression de soudage, $P = 300$ daN; temps de soudage, $t = 0.2$ s; intensité efficace de soudage tôle nue, $I_{\text{eff}} = 7.5$ kA et tôle revêtue double faces $I_{\text{eff}} = 11.5$ kA.

V.3.2 Distribution de puissance générée par effet Joule

V.3.2.1 Introduction

Les figures V.6 et V.7 présentent une distribution adimensionnelle de la puissance libérée par effet Joule le long du rayon, au niveau des interfaces électrode-tôle, tôle-tôle et dans la section de la tôle. Nous avons ainsi calculés le rapport entre la puissance Joule respectivement libérée dans les interfaces électrode-tôle, tôle-tôle, section de la tôle sur la puissance Joule au centre de la tôle au niveau de l'axe vertical.

V.3.2.2 Tôle nue

Après cinq périodes (0.1 s), la plus grande quantité de puissance, libérée à l'interface électrode-tôle (figure V.6) est localisée en périphérie au voisinage du coin de l'électrode ($r \approx 3$ mm). On notera une distribution similaire pour l'interface tôle-tôle, avec cependant des valeurs de puissance beaucoup plus faibles. Greenwood [Réf 59], fut le premier à mettre en évidence cette production périphérique importante de puissance Joule au niveau des interfaces, particulièrement pour le contact électrode-tôle. Dans la section de la tôle, après 0.1 s, la distribution de puissance est maximale pour $r \approx 2$ mm.

V.3.2.3 Tôle revêtue

Sur la figure V.7, présentant la distribution de puissance des tôles revêtues doubles faces, on notera les mêmes allures de courbes. Cependant, après cinq périodes, la faible résistance électrique de contact tôle-tôle, liée au revêtement de zinc, fait considérablement chuter la puissance Joule au niveau de l'interface tôle-tôle.

V.3.2.4 Conclusion

La production annulaire de puissance Joule est directement liée à la forme tronconique de l'électrode de soudage qui provoque une concentration périphérique importante des lignes de courant. Ce phénomène de macro constriction est particulièrement marqué au niveau de l'interface électrode-tôle où l'effet de constriction est le plus important. Cependant, le rôle de pompe thermique que joue l'électrode de cuivre limite alors l'augmentation de température au niveau de l'interface électrode-tôle en évacuant la chaleur libérée; la température se stabilise alors autour de 800 °C.

V.3.3 Distribution de température

V.3.3.1 Introduction

Les figures V.8, V.9 et V.10 présentent les profils de température le long du rayon, au niveau des interfaces électrode-tôle et tôle-tôle pour les deux nuances d'acier, tôle nue et revêtue double faces durant le cycle de soudage.

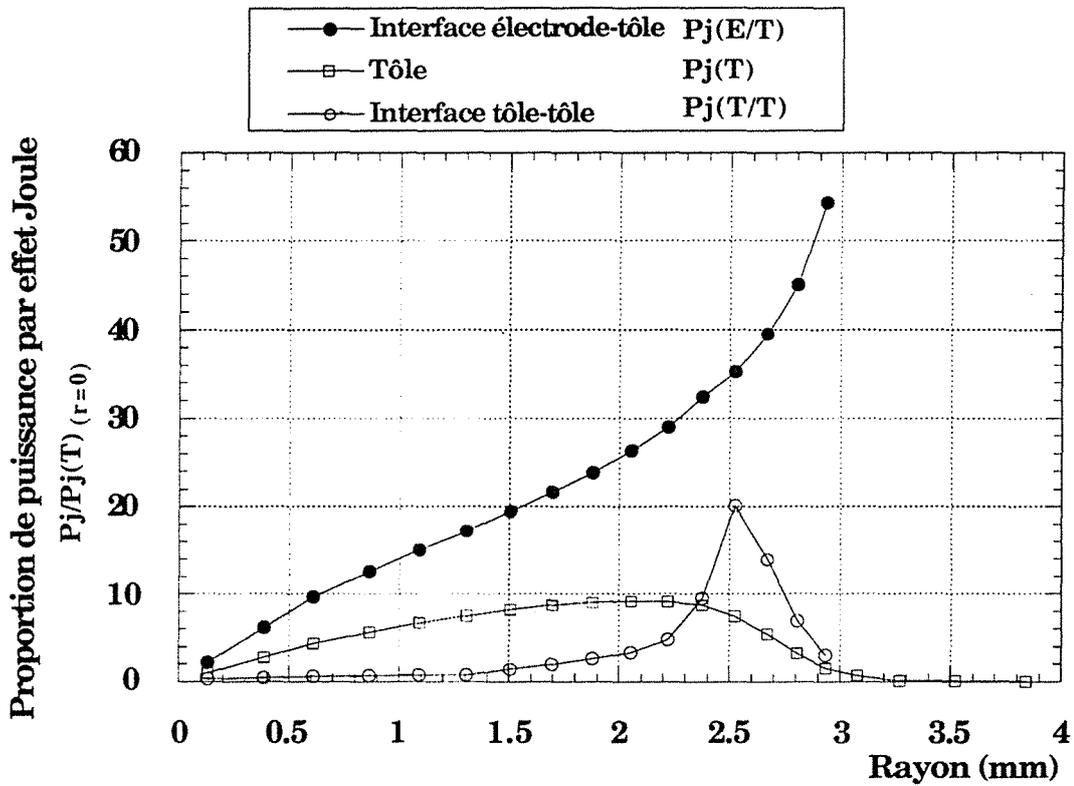


Figure V.6: Proportion du rapport de puissance libérée par effet Joule au niveau des interfaces électrode-tôle et tôle-tôle et de la tôle, le long du rayon. Tôle nue; $I_{eff}=7.5$ kA; $P=300$ daN; $t = 5$ périodes.

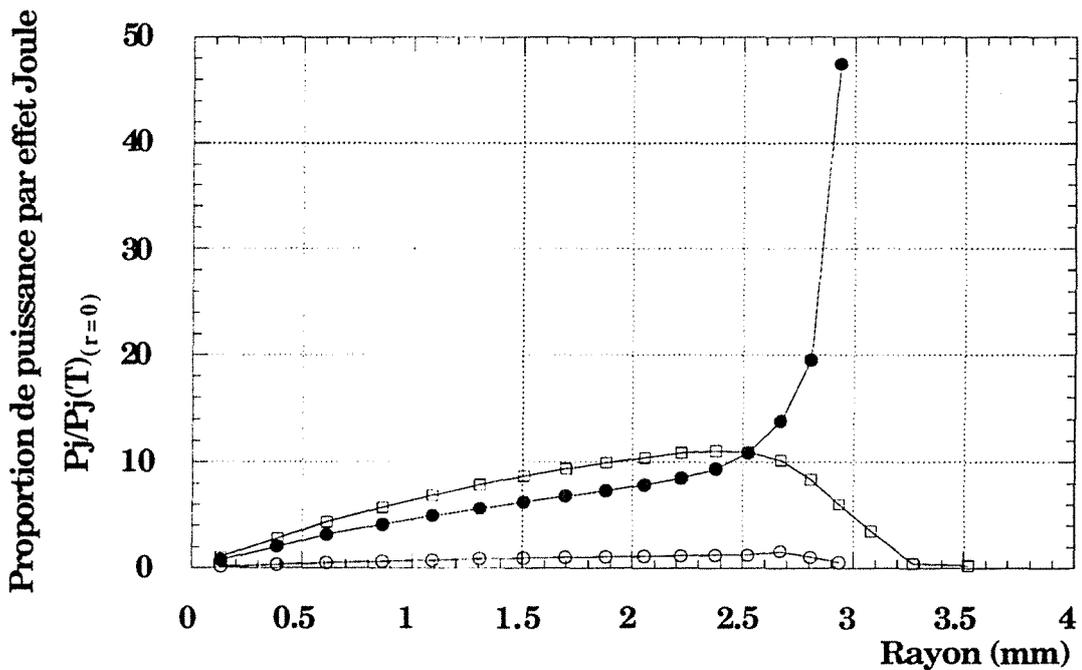


Figure V.7: Proportion du rapport de puissance libérée par effet Joule au niveau des interfaces électrode-tôle et tôle-tôle et de la tôle, le long du rayon. Tôle revêtue double faces; $I_{eff}=11.5$ kA; $P=300$ daN; $t = 5$ périodes.

V.3.3.2 Tôle nue

Les profils de température des tôles nues à différents instants du cycle de soudage ($t = 0.01, 0.1, 0.14$ et 0.2 s) sont présentés sur les figures V.8 et V.10.a. Entre la première et la deuxième période, on remarque une surchauffe annulaire au niveau des interfaces électrode-tôle et tôle-tôle à l'origine de la concentration périphérique des lignes de courant. A $t = 0.1$ s, la température maximale se situe au centre de la tôle. Après environ une à deux périodes, la chaleur initialement localisée en périphérie diffuse au sein de la tôle pour former un noyau fondu qui se développe à partir du centre de la tôle. A la septième période, une partie importante du métal est en fusion. Le noyau fondu se développe alors rapidement. Pour les paramètres de soudage considérés, on relève une température maximale atteinte d'environ 1600 °C. Au niveau de l'interface électrode-tôle, la température se stabilise très rapidement, après environ 5 périodes, à une température d'environ 800 °C.

V.3.3.3 Tôle revêtue

Les figures V.9 et V.10.b présentent les profils de température des tôles revêtues double faces à différents instants du cycle de soudage ($t=0.01,0.04,0.1,0.14$ et 0.2 s). Là encore, l'échauffement débute en périphérie, mais de façon beaucoup moins marqué que pour les tôles nues. Après un temps très rapide, la chaleur diffuse alors rapidement vers le centre de la tôle où l'on relève une température maximale de 1800 °C. A l'interface électrode-tôle, la température maximale atteinte en fin de cycle de soudage ($t = 0.2$ s) est d'environ 850 °C.

V.3.3.4 Conclusion

Entre la première et la deuxième période de soudage, les tôles nues présentent un échauffement périphérique local important. Pour des intensités de soudage plus élevées et des temps de soudage par conséquent plus rapides, on observe parfois des formations annulaires de noyau fondu. Ce phénomène est accentué dans certaine configuration d'assemblage, où le jeu initial entre les deux tôles est important. Cet échauffement périphérique, beaucoup moins marqué dans le cas des tôles revêtues, est directement lié à la faible résistance électrique de contact tôle-tôle. Pour les tôles revêtues, on note par ailleurs une température finale atteinte supérieure aux tôles nues. Cependant, dans le cas des tôles nues, l'augmentation de température, principalement gouvernée par la résistance électrique de contact tôle-tôle est beaucoup plus rapide.

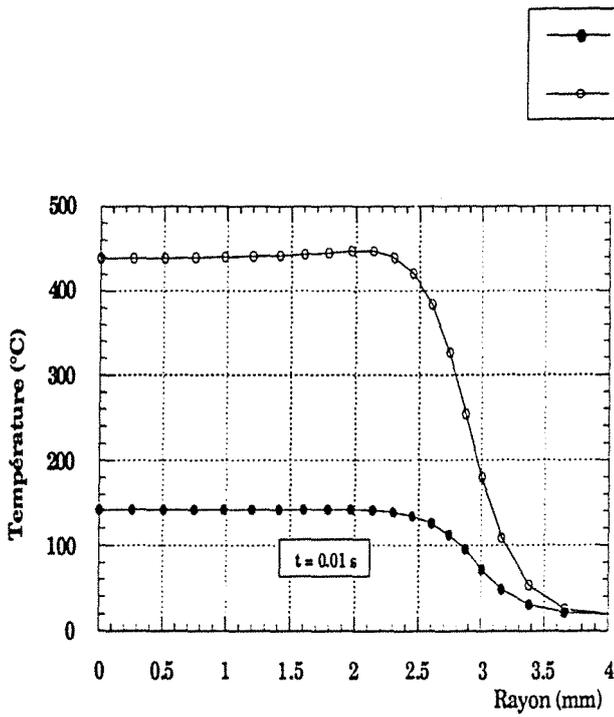


Figure V.8.a: Profil de température le long du rayon, tôle nue; $I_{eff} = 7.5$ kA; $t = 0.01$ s.

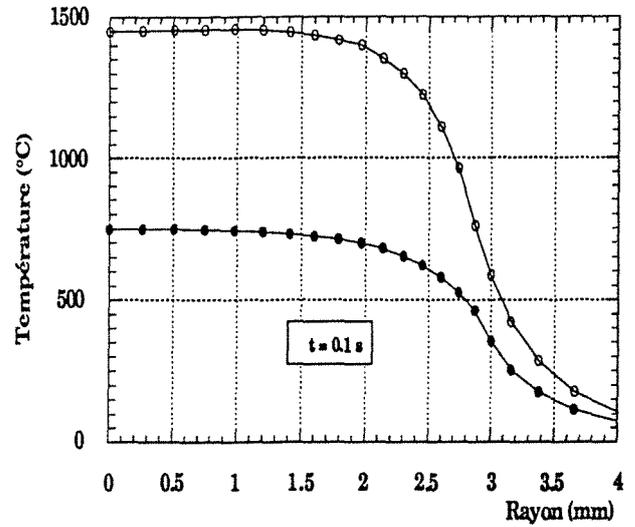


Figure V.8.b: Profil de température le long du rayon, tôle nue; $I_{eff} = 7.5$ kA; $t = 0.1$ s.

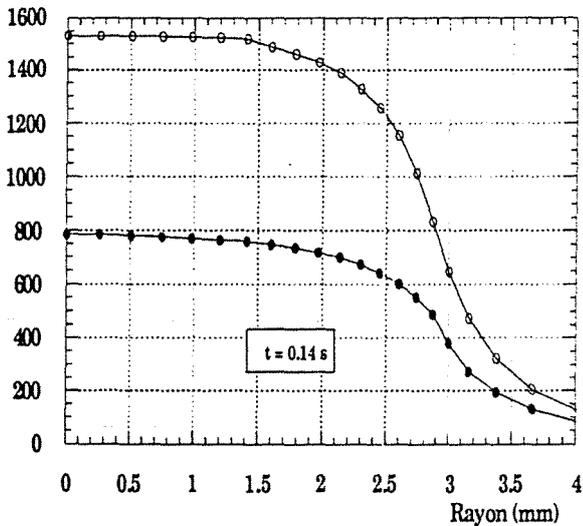


Figure V.8.c: Profil de température le long du rayon, tôle nue; $I_{eff} = 7.5$ kA; $t = 0.14$ s.

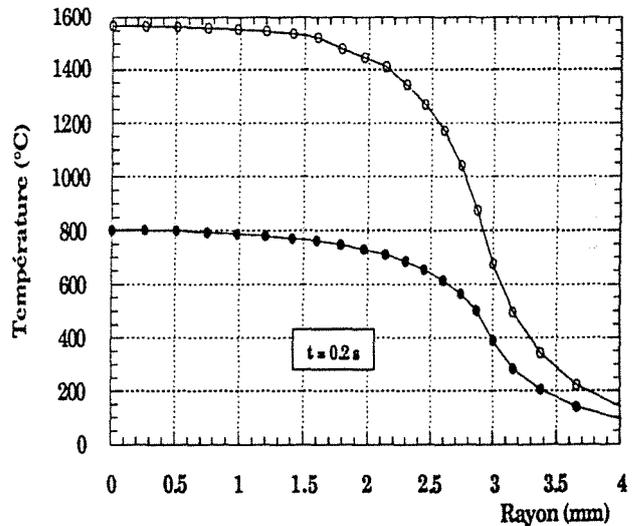


Figure V.8.d: Profil de température le long du rayon, tôle nue; $I_{eff} = 7.5$ kA; $t = 0.2$ s.

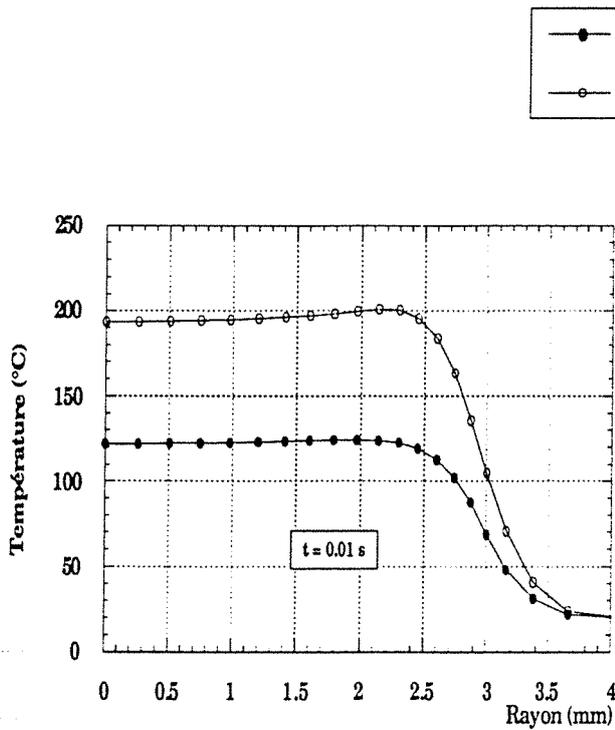


Figure V.9.a: Profil de température le long du rayon, tôle revêtue; $I_{eff}=11.5$ kA; $t=0.01$ s

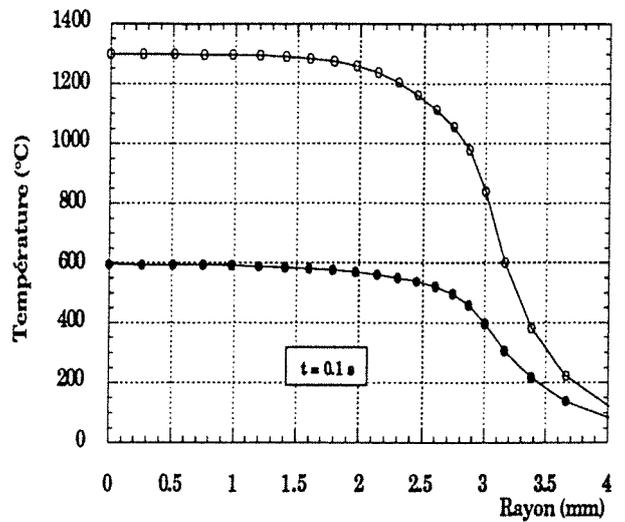


Figure V.9.b: Profil de température le long du rayon, tôle revêtue; $I_{eff}=11.5$ kA; $t=0.1$ s

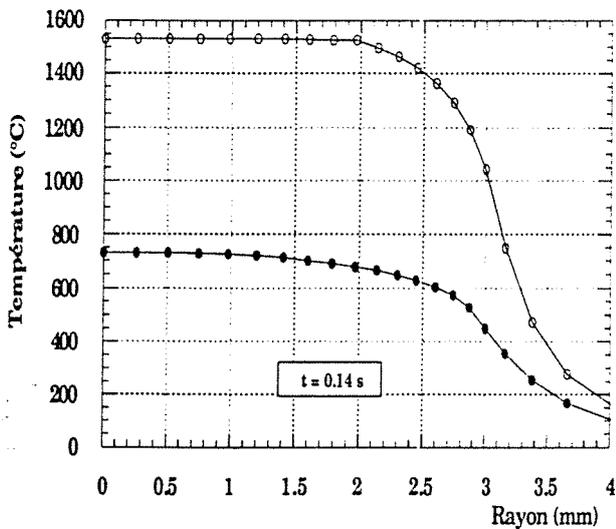


Figure V.9.c: Profil de température le long du rayon, tôle revêtue; $I_{eff}=11.5$ kA; $t=0.14$ s

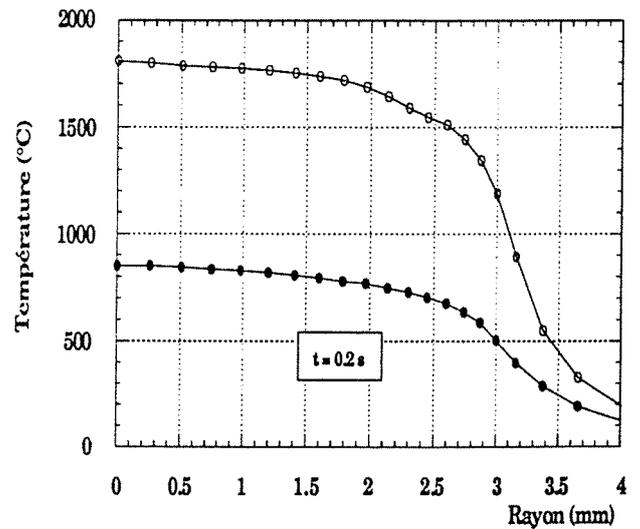


Figure V.9.d: Profil de température le long du rayon, tôle revêtue; $I_{eff}=11.5$ kA; $t=0.2$ s

Interface électrode-tôle

Interface tôle-tôle

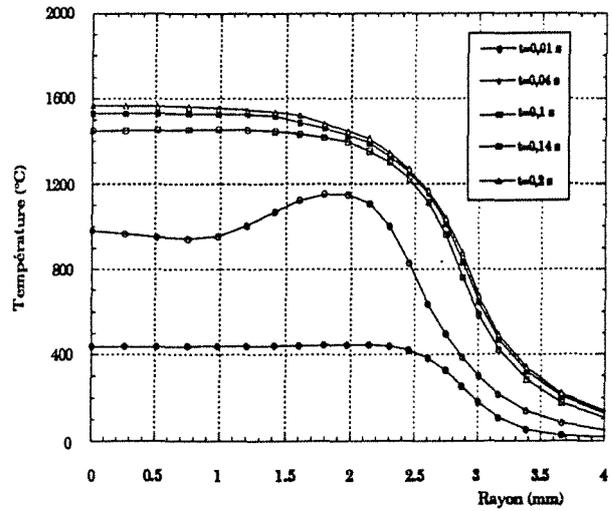
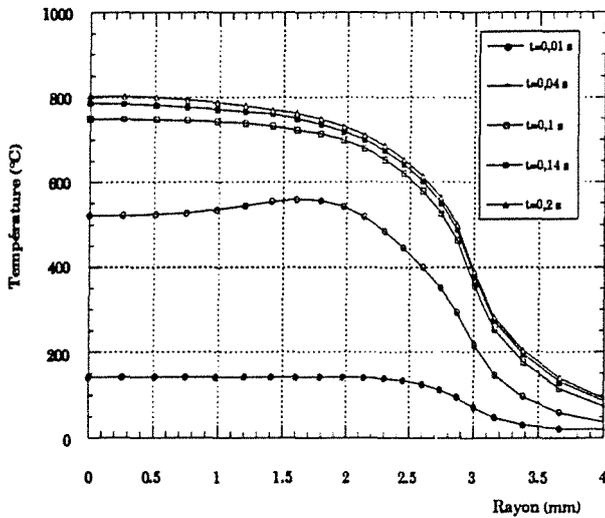


Figure V.10.a; Profil de température à différents instants du cycle de soudage ($t = 0.01, 0.04, 0.1, 0.14$ et 0.2 s). Tôle nue; $I_{\text{eff}} = 7.5$ kA; $P = 300$ daN.

Interface électrode-tôle

Interface tôle-tôle

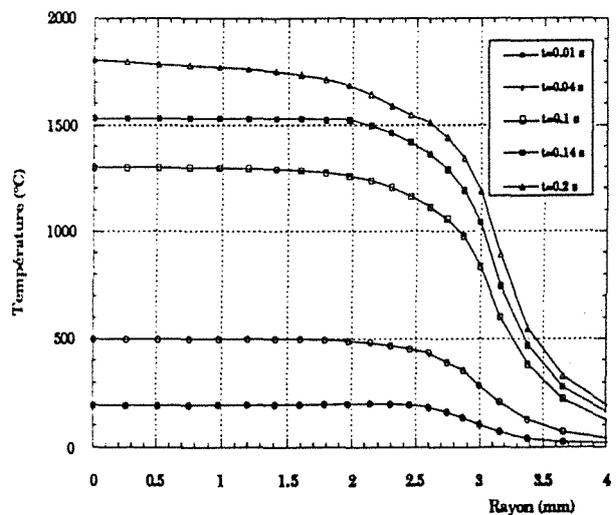
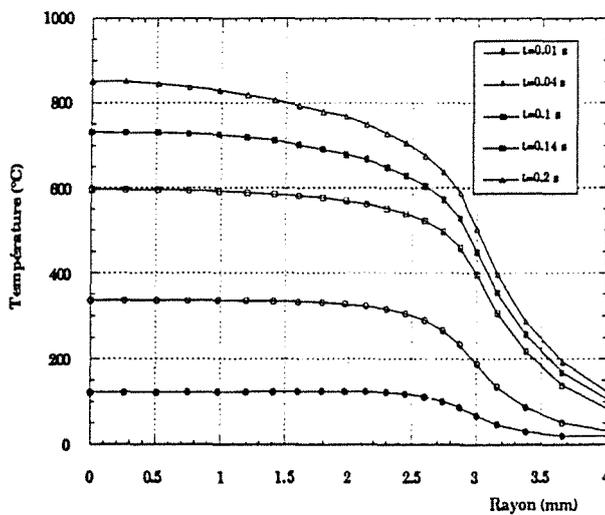


Figure V.10.b; Profil de température à différents instants du cycle de soudage ($t = 0.01, 0.04, 0.1, 0.14$ et 0.2 s). Tôle revêtue double faces; $I_{\text{eff}} = 11.5$ kA; $P = 300$ daN.

V.3.4 Evolution de température durant le cycle de soudage

V.3.4.1 Introduction

Les figures V.11 et V.12 présentent pour les deux nuances d'acier, le cycle thermique (chauffage et refroidissement) de trois points situés sur l'axe vertical au niveau de l'interface électrode-tôle, tôle-tôle et de la tôle. Il s'agit ici de comparer les cycles thermiques d'une tôle nue et revêtue double faces en mettant en évidence le rôle important des résistances électrique de contact. A ce sujet, les figures V.13.a et b présentent les variations de chutes de tension d'une tôle nue et revêtue double faces en cours de soudage.

V.3.4.2 Tôle nue

On constate sur la figure V.11.a une augmentation très rapide de la température durant les deux premières périodes, atteignant une vitesse de 27500 °C/s. Après environ deux à trois périodes, la chute brutale de la résistance électrique de contact tôle-tôle a pour conséquence de diminuer l'augmentation de température. On observe aussi une stabilisation du profil de température vers 1500 °C, au moment où le changement de phase apparaît, jusqu'à la fin du cycle de chauffage ($t = 0.2$ s). Le début de formation du noyau fondu apparaît à partir de la sixième période. Sur l'ensemble du cycle de soudage ($0 < t < 0.2$ s), on relève une vitesse de chauffage beaucoup plus faible de 8000 °C/s. Cette augmentation initiale très rapide de la température, suivie d'une stabilisation est directement liée à la résistance électrique de contact initialement très importante qui s'annule après environ 5 périodes (figure V.13.a)

V.3.4.3 Tôle revêtue

La figure V.11.b présente le cycle thermique d'une tôle revêtue double faces. Durant les deux premières périodes de soudage, on relève une vitesse de chauffage de 12500 °C/s, beaucoup plus faible que pour les tôles nues (figure V.12.a et b) bien que l'intensité de soudage soit beaucoup plus élevée. En fin de transformation de la phase solide-liquide de l'acier ($t \approx 0.15$ s), l'intensité de soudage plus élevée provoque par contre une augmentation importante de la température qui ne cesse de croître jusqu'à la fin du cycle de soudage. La fusion de l'acier apparaît pratiquement au même moment que les tôles nues après environ 6 périodes de soudage. Sur le cycle complet, la vitesse de chauffage est alors de 9000 °C/s. Dans le cas des tôles revêtues, la résistance électrique de contact tôle-tôle initialement très faible ainsi que le passage d'un courant de soudage élevé (figure V.13.b) explique cette évolution de température.

V.3.4.4 Conclusion

Comme on l'a déjà précisé, afin de compenser la faible résistance électrique de contact tôle-tôle liée à la couche de zinc (figure V.13.b), le soudage des tôles

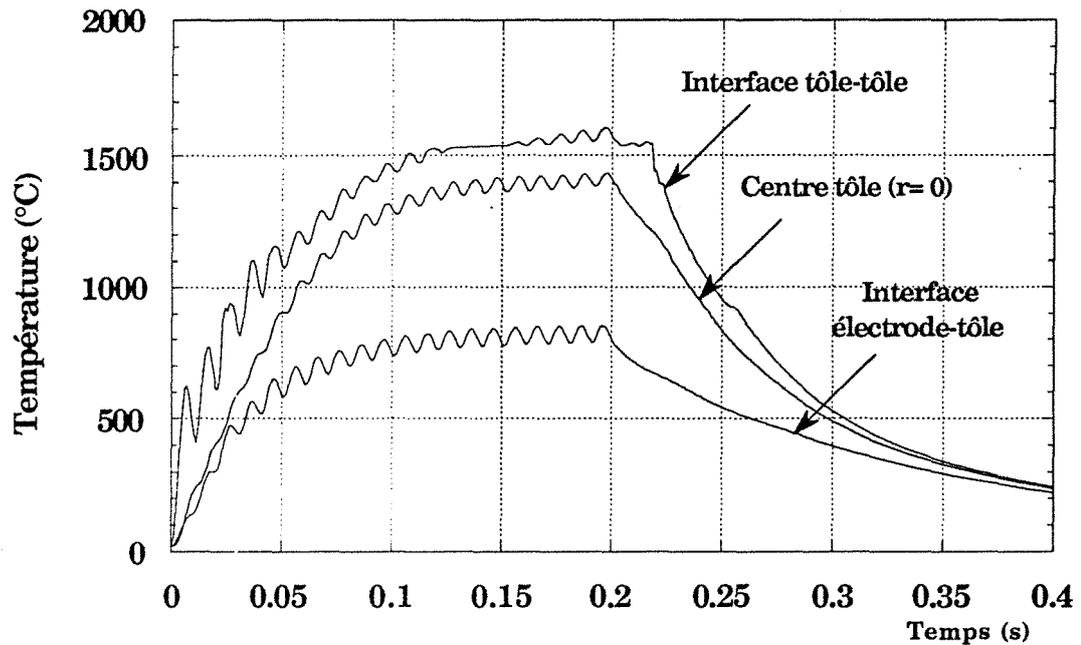


Figure V.11.a: Evolution de température durant le cycle de soudage sur l'axe vertical ($r=0$), au niveau: de l'interface tôle-tôle, de la tôle et de l'interface électrode-tôle. Tôle nue (ES); $I_{eff} = 7.5$ kA; $P = 300$ daN.

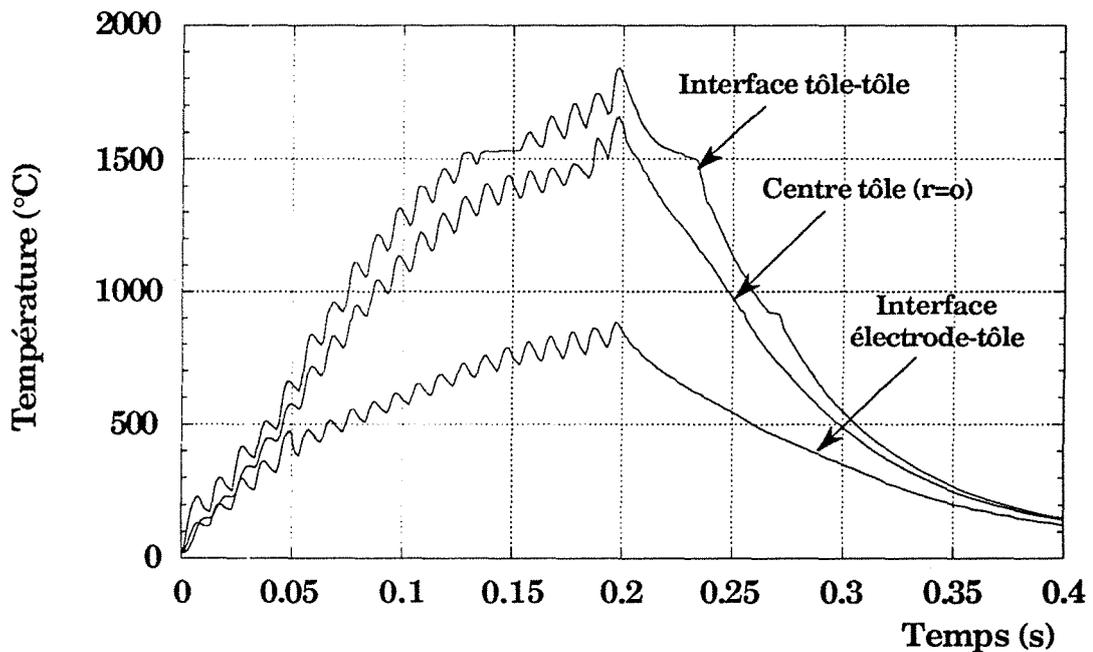


Figure V.11.b: Evolution de température durant le cycle de soudage sur l'axe vertical ($r=0$), au niveau: de l'interface tôle-tôle, de la tôle et de l'interface électrode-tôle. Tôle revêtue double faces (Ez); $I_{eff} = 11.5$ kA; $P = 300$ daN.

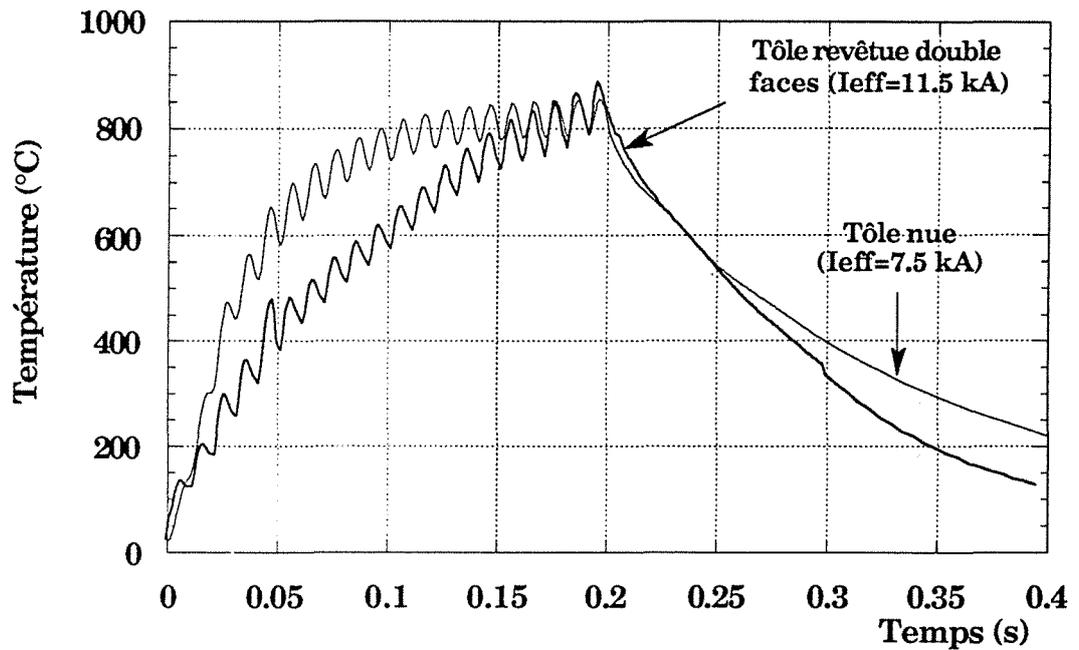


Figure V.12.a: Evolution de température durant le cycle de soudage sur l'axe verticale ($r=0$) au niveau de l'interface électrode-tôle. Comparaison entre tôle nue et revêtue double faces. $P = 300$ daN.

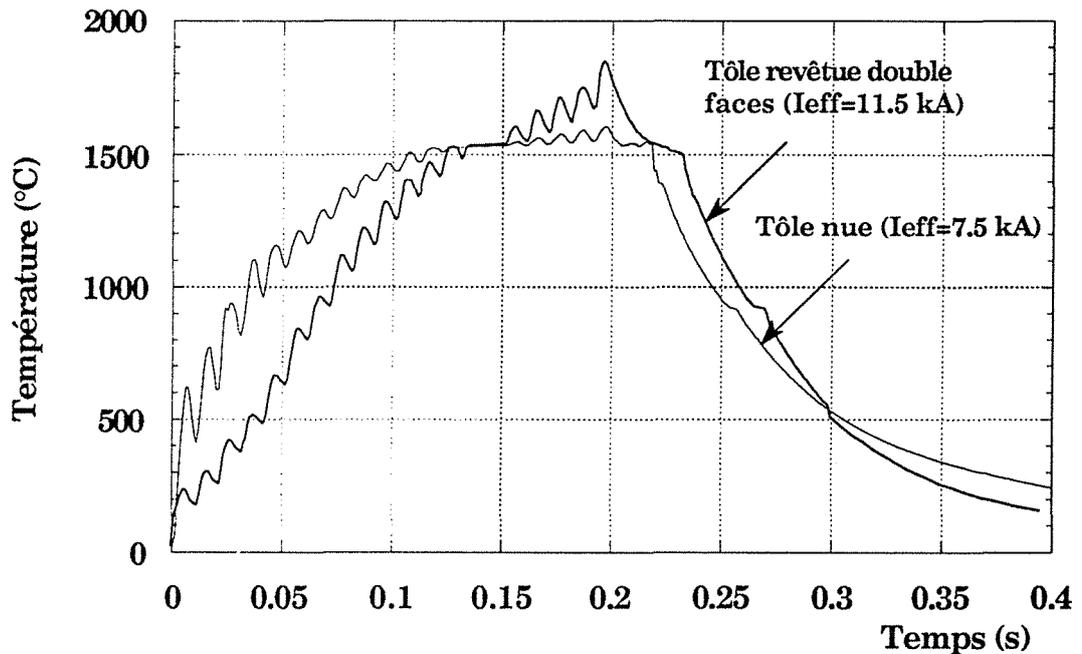


Figure V.12.b: Evolution de température durant le cycle de soudage sur l'axe verticale ($r=0$) au niveau de l'interface tôle-tôle. Comparaison entre tôle nue et revêtue double faces. $P = 300$ daN.

revêtues nécessite une intensité élevée. Cependant, cette intensité de soudage, nécessaire à la fusion du métal, crée une quantité de chaleur importante au sein de la tôle et est à l'origine d'une augmentation de température très rapide à partir de la huitième période. La poursuite du calcul après la dixième période de soudage fait état de températures très élevées, pouvant atteindre des vitesses de 30000 °C/s. Cet échauffement rapide, conduisant à des températures très importantes est souvent à l'origine de points expulsés (chapitre 1) et a pour effet de réduire alors fortement la latitude de soudage. Ces résultats numériques sont en accord avec les mesures expérimentales, qui font état de domaines de soudabilités plus faibles pour les tôles revêtues que pour les tôles nues. Cette augmentation de température très rapide et difficile à contrôler, peut alors dans certain cas être à l'origine d'une usure prématurée des électrodes de soudage. L'emballement de température observé pour les tôles revêtues peut s'expliquer par un bilan énergétique: la libération importante de chaleur au sein des tôles est supérieure aux calories évacuées grâce aux électrodes de cuivre. Il serait alors possible de jouer sur les effets de dissipations de chaleur (électrodes de cuivre) et (ou) sur l'intensité de soudage pour minimiser cette augmentation brutale de température.

Dans le cas du soudage de tôles nues, la résistance électrique de contact tôle-tôle très importante (figure V.13.a) , gouverne la genèse du point soudé en imposant des vitesses d'échauffement très rapides durant les premières périodes de soudage. En fin de cycle, lorsque la résistance électrique de contact tôle-tôle est nulle, l'intensité efficace de soudage d'environ 8 kA assure une stabilité de la température tout en permettant au noyau fondu de se développer.

V.3.5 Comparaison calcul expérience

V.3.5.1 Introduction

Pour les deux nuances d'acier considérées tout au long de l'étude, nous présentons dans ce dernier paragraphe, une confrontation entre les résultats du calcul numérique et les macrographies du point soudé durant le cycle de soudage. Les coupes macrographiques sont le reflet de l'état métallurgique du matériau après refroidissement complet de celui-ci. Par ailleurs, il est à noter que les températures de transformation correspondant aux principales phases: zones fondues et affectées thermiquement, présente une incertitude d'environ 5 %. Pour les deux nuances d'acier (tôle nue et revêtue double faces), nous présentons alors une carte de température de la structure en fin de cycle chauffage ($t = 0.2$ s) ainsi qu'une comparaison de la taille du noyau entre le calcul et l'expérience à différents instants.

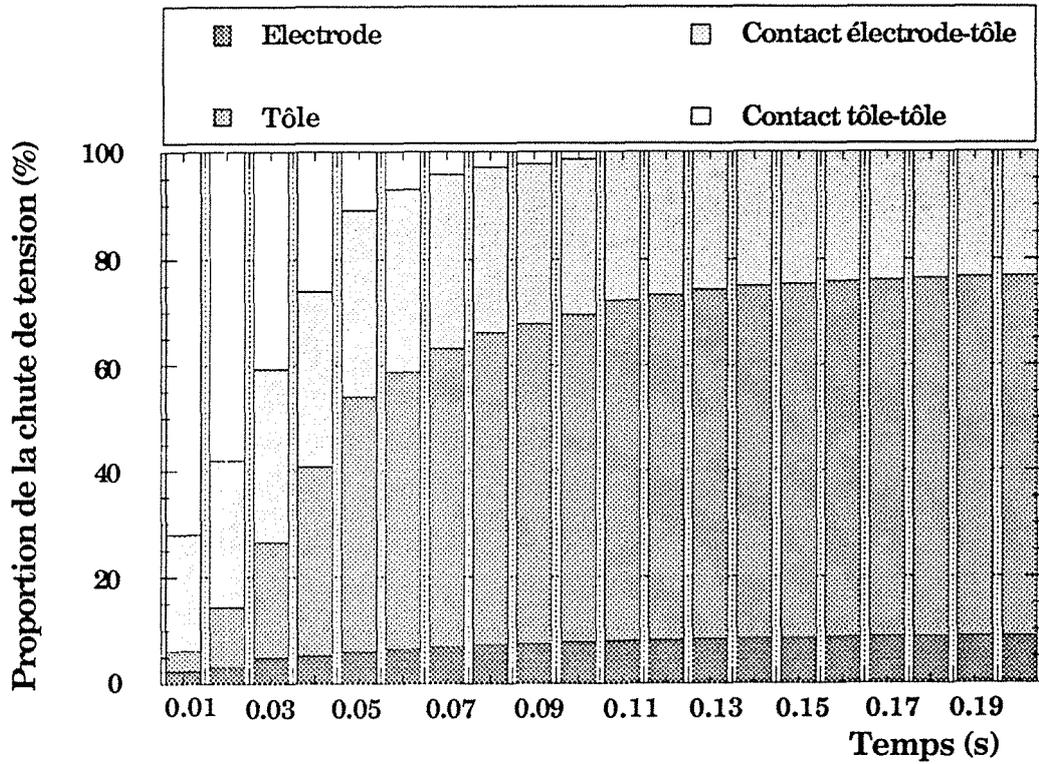


Figure V.13.a: Variation des chutes de tension durant le cycle de soudage sur l'axe vertical ($r=0$), au niveau : de l'électrode de soudage, de la tôle, des contacts électrode-tôle et tôle-tôle. **Tôle nue;** $I_{eff} = 7.5 \text{ kA}$; $P = 300 \text{ daN}$.

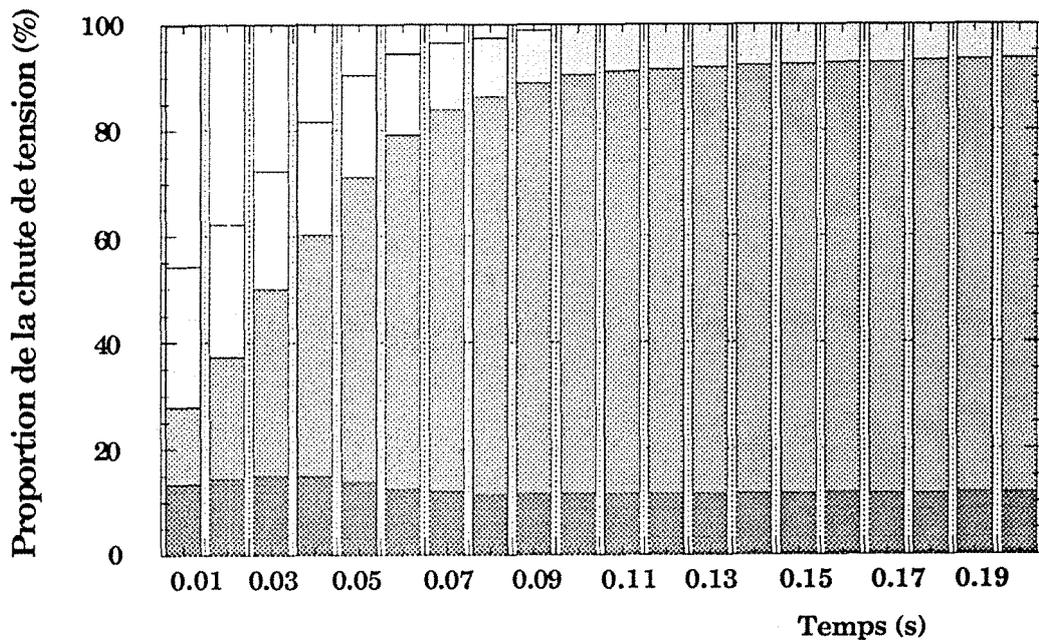


Figure V.13.b: Variation des chutes de tension durant le cycle de soudage sur l'axe vertical ($r=0$), au niveau : de l'électrode de soudage, de la tôle, des contacts électrode-tôle et tôle-tôle. **Tôle revêtue double faces;** $I_{eff} = 11.5 \text{ kA}$; $P = 300 \text{ daN}$.

V.3.5.2 Tôle nue

Les figures V.14, V.16 et V.18.présentent respectivement la distribution de température à $t = 0.2$ s et la taille du noyau au cours du cycle de soudage.

V.3.5.3 Tôle revêtue

Les figures V.15, V.17 et V.19 présentent respectivement la distribution de température à $t = 0.2$ s et la taille du noyau au cours du cycle de soudage.

V.3.5.4 Conclusion

Le calcul numérique permet de rendre compte de l'augmentation rapide et importante du noyau fondu qui caractérise les tôles revêtues (figure V.17), atteignant ainsi un diamètre d'environ 5 mm. Dans le cas des tôles nues, on notera la croissance initiale rapide du noyau qui a tendance à ce stabiliser après 7 périodes pour atteindre un diamètre final d'environ 3.5 mm. De la même façon que pour les profils de température, ce phénomène est directement lié a la nature des résistances électriques de contact qui caractérisent les deux nuances d'acier. On notera le bon accord entre les résultats expérimentaux et numériques et par conséquent, l'aptitude du modèle à prévoir les températures mais également le développement du noyau fondu, avec une bonne précision.

V.4 Conclusions

Les contraintes élevées, observées dans les zones périphériques mais également le développement de surfaces annulaires pour des jeux initiaux importants sont autant de phénomènes physiques, qui en se substituant à l'effet de macro constriction lié à la géométrie de l'électrode, expliquent dans certain cas, des formations de noyaux fondus annulaires allant même jusqu'à provoquer l'expulsion du métal en fusion. Il apparaît dès lors que les phénomènes électriques et mécaniques en terme de résistance de contact, sont étroitement couplés. A ce titre, il serait intéressant de poursuivre plus en avant l'étude mécanique, dans le but d'étudier de façon détaillée l'interaction des différents paramètres tels que l'effort de soudage et les caractéristiques mécaniques (module d'Young, limite élastique...) et thermiques sur les surfaces de contact, avant soudage mais également durant le cycle de soudage. Dans cet objectif, des mesures de profil de rugosité surfacique visant à définir une cartographie microscopique des surfaces en contact à différents instants du cycle de soudage ainsi que des mesures électriques de résistance de contact le long du diamètre sont alors nécessaires.

Il est apparu que la présence de zinc sur des tôles d'acier de faibles épaisseurs modifie les paramètres de soudage mais également le comportement thermique de la structure. En ce qui concerne les tôles nues, la résistance électrique de

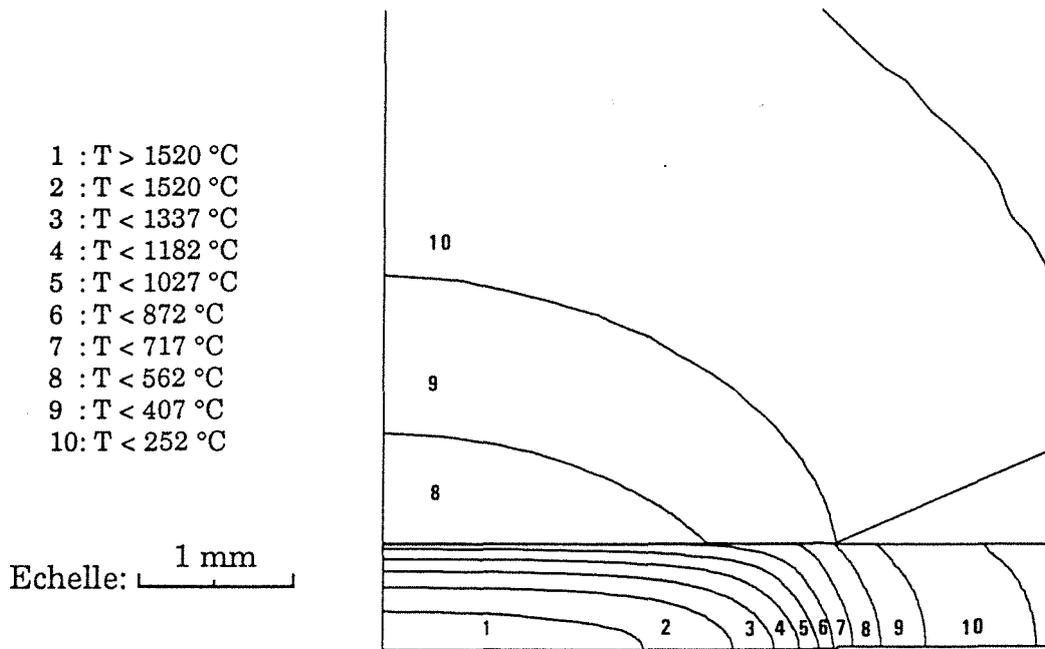


Figure V.14: Isothermes en fin de cycle de soudage (t=0.2 s).
Tôle nue; $I_{eff} = 7.5$ kA; $P = 300$ daN.

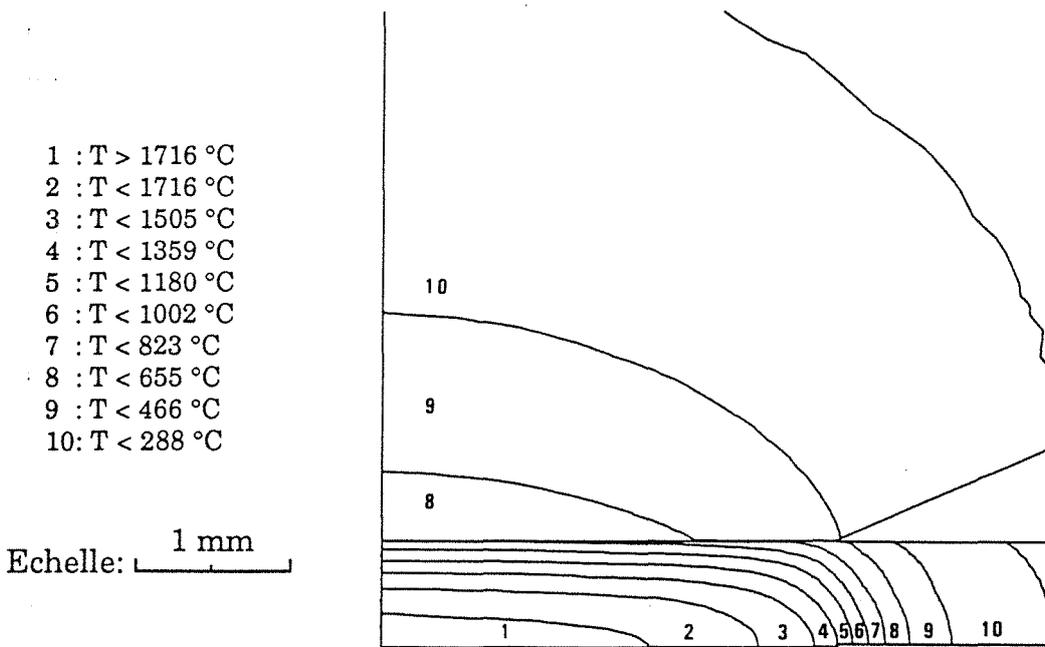


Figure V.15: Isothermes en fin de cycle de soudage (t=0.2 s).
Tôle revêtue double faces; $I_{eff} = 11.5$ kA; $P = 300$ daN.

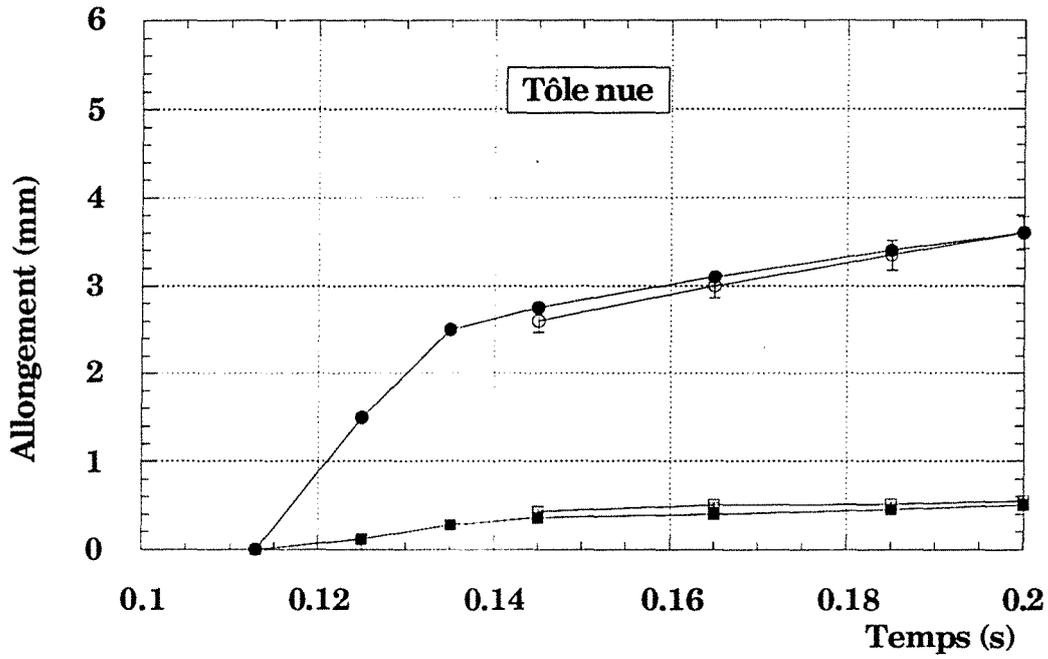


Figure V.16: Evolution du diamètre et de la hauteur du noyau fondu durant le cycle de soudage. Tôle nue (ES); $I_{eff} = 7.5$ kA; $P = 300$ daN.

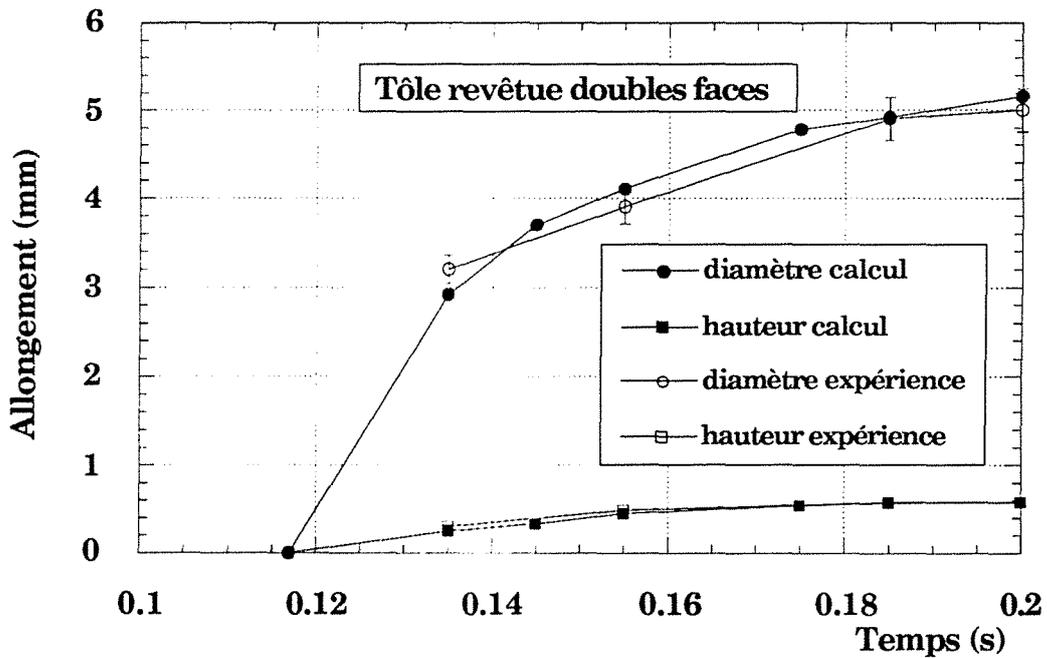
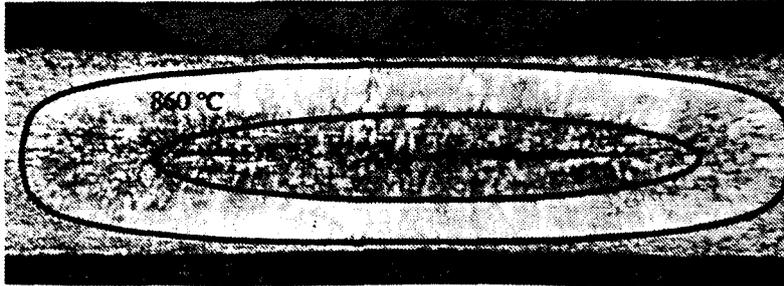


Figure V.17: Evolution du diamètre et de la hauteur du noyau fondu durant le cycle de soudage. Tôle revêtue double faces (EZ); $I_{eff}=11.5$ kA; $P = 300$ daN.

Figure V.18: Comparaison calcul expérience des tailles de noyaux et des zones affectées thermiquement. Tôle nue; $I_{\text{eff}} = 7.5 \text{ kA}$; $P = 300 \text{ daN}$.

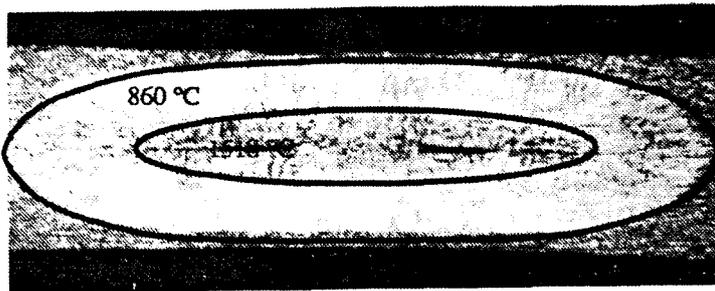
Echelle: 0  1 mm



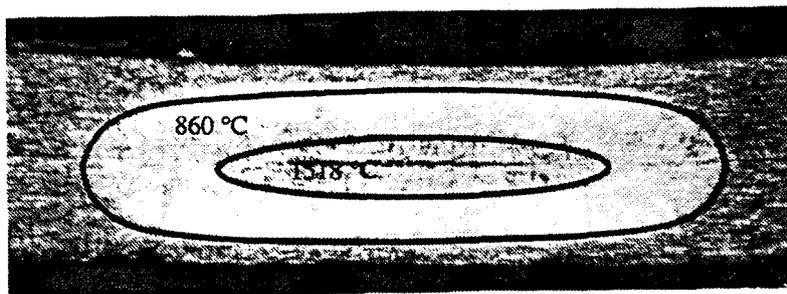
10 périodes



9 périodes



8 périodes



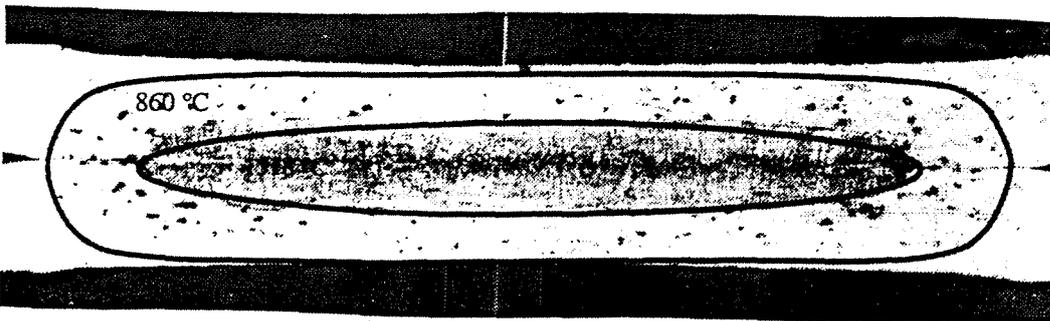
7 périodes

Figure V.19: Comparaison calcul expérience des tailles de noyaux et des zones affectées thermiquement. Tôle revêtue double faces
 $I_{\text{eff}} = 11.5 \text{ kA}$; $P = 300 \text{ daN}$.

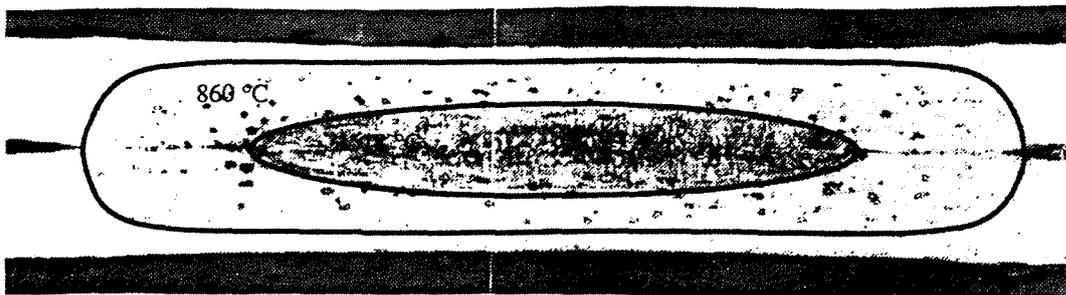
Echelle: 0 1 mm



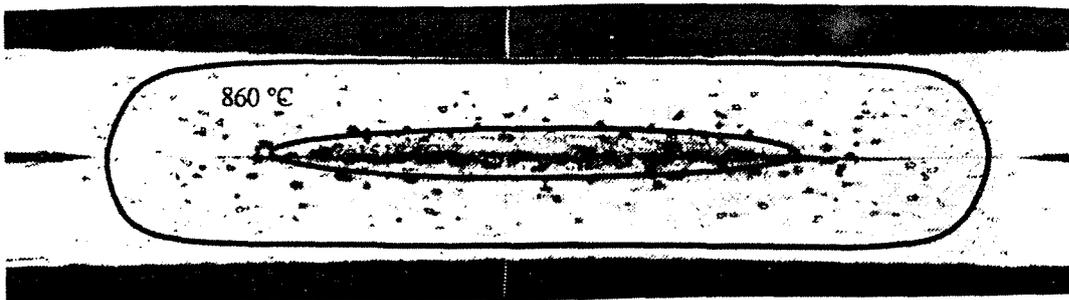
10 périodes



9 périodes



8 périodes



7 périodes

contact tôle-tôle impose une augmentation initiale importante de la température qui se stabilise après environ 6 périodes. Dans le cas des tôles revêtues, l'intensité de soudage élevée gouverne alors la croissance du noyau fondu mais peut provoquer, dans certains cas un échauffement très rapide en fin de cycle de soudage, pouvant conduire à l'expulsion du point.

CONCLUSION GENERALE

CONCLUSION GENERALE

Rappelons que cette étude de modélisation du soudage par résistance par points, comporte deux objectifs:

Il s'agit tout d'abord de comprendre et d'analyser les différents phénomènes de création et de développement d'un noyau fondu. De plus, concernant les tôles revêtues double faces, nous nous sommes intéressé au comportement thermique de l'assemblage et plus particulièrement à l'interface électrode-tôle, afin de corrélérer le vieillissement prématuré de l'électrode de soudage avec la température atteinte.

Pour cela, nous avons étudié et modélisé le comportement mécanique de la structure durant la phase d'accostage ainsi que les interactions étroites entre les phénomènes électrique et thermique durant la phase de soudage qui suit.

Le modèle mécanique d'indentation permet alors de déterminer la distribution des contraintes mécaniques au niveau des deux interfaces de contact et met en évidence la présence de contraintes axiales périphériques très importantes, allant même jusqu'à plastifier localement le matériau. Par ailleurs, la simulation de la phase d'accostage pour différentes configurations d'assemblages, nous permet de mieux comprendre le développement des surfaces de contact électrode-tôle et tôle-tôle et d'expliquer, dans certains cas, la formation de points expulsés ou de géométries de zones fondues annulaires.

Le modèle électro-thermique permet d'intégrer à travers un couplage fort, les non linéarités importantes qui caractérisent le procédé de soudage par résistance par points et les interactions entre les phénomènes électrique et thermique. En effet, le problème est couplé par la puissance libérée par effet Joule d'une part et la dépendance des propriétés physiques d'autre part. Des hypothèses physiques permettent alors de définir les formulations électrocinétique stationnaire et thermique instationnaire.

La précision et la validité de ces deux modèles, nécessitent la connaissances de données physiques. Pour cela, des mesures de coefficients mécaniques et thermoélectriques en fonction de la température ont été effectuées. Par ailleurs, la mise en place d'un dispositif expérimental et d'une nouvelle méthodologie visant à mesurer les résistances électriques de contact électrode-tôle et tôle-tôle en régime dynamique, nous a permis de tenir compte quantitativement des non linéarités liées à ses résistances. En s'appuyant sur des coupes macrographiques de points soudés, nous avons déterminé l'évolution de ces résistances électriques avec la température. A partir d'une analogie électrique

thermique, l'utilisation d'un modèle analytique de micro-contact nous a alors permis de déterminer l'évolution de la résistance thermique de contact électrode-tôle avec la température.

Des calculs de sensibilités des différents paramètres sur la réponse en température du modèle, mettent en évidence le rôle prépondérant des résistances électriques de contact électrode-tôle et tôle-tôle ainsi que les coefficients thermophysiques de l'acier.

Après simulation de deux cycles de soudage: tôle nue et revêtue double faces, il apparaît que dans le cas des tôles nues, la résistance électrique de contact tôle-tôle, initialement très importante, gouverne l'évolution de température durant les premières périodes de soudage. En ce qui concerne les tôles revêtues doubles faces, la présence d'un revêtement de zinc diminue considérablement la résistance électrique de contact tôle-tôle et nécessite alors une intensité de soudage importante pour assurer la fusion du métal. Cependant, cette intensité de soudage élevée impose en fin de cycle de soudage, des vitesses de chauffage très rapides entraînant parfois la formation de points expulsés et des températures très importantes (3000°C), difficiles à contrôler. Le domaine de soudabilité, caractéristique des tôles revêtues est alors très étroit et nécessite par conséquent une définition très précise des paramètres de soudage (intensité, temps et effort de soudage). En intervenant sur le temps ou sur l'intensité de soudage, il serait alors possible de contrôler cette surchauffe rapide et de limiter ainsi la température d'interface électrode-tôle qui favorise la diffusion du zinc dans l'électrode de soudage.

Indépendamment de son rôle de prédiction, le code élément finis peut également être utilisé en tant qu'outil d'optimisation, visant à déterminer avec une bonne précision les paramètres de soudage (intensité, temps et pression) dans le but de définir le point soudé en terme de géométrie et de température.

Cette étude a permis de développer un outil informatique ainsi qu'une méthodologie expérimentale répondant parfaitement aux objectifs de départ. Il est alors possible, quelles que soient les paramètres de soudage et le type d'assemblage, de déterminer avec une bonne précision la carte de température au sein de l'assemblage. Cependant, cette approche nécessite des mesures de résistances de contact parfois délicates à réaliser. Afin de limiter le nombre de mesures et dans le but de mieux comprendre les différents phénomènes liés aux problèmes de contact entre deux tôles soumises à une augmentation de température et de pression, il serait intéressant d'étudier les problèmes relatifs à la tribologie et à la mécanique microscopique des contacts.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

[1] - THIEBLEMONT (E), CHEVRIER (J.Ch). -"Le soudage par résistance par points de tôles destinées à l'industrie automobile", Paramètre 1990: l'automobile et la recherche.

[2] - LHEUREUX (G.E), BELOTTE (E.J). -"Le Soudage par Résistance", Dunod Paris 1965.

[3] - DICKINSON (D.W), FRANKLIN (J.E), STANYA (A). -"Characterization of Spot Welding behavior by Dynamic Electrical Parameter Monitoring", Welding Journal, pp 170 - 176, Juin 1980.

[4] - KAISER (J.G), DUNN (G.J), WEAGAN (T). -"The Effect of Electrical Resistance on Nugget Formation during Spot Welding", Welding Journal, Vol 62, pp 167 - 174, Juin 1982.

[5] - GEDEON (S.A), SORENSEN (C.D), ULRICH (K.T), EAGAR (T.W). -"Measurement of Dynamic Electrical and Mechanical Properties of Resistance Spot Weld", Welding Journal, pp 378 - 385, Décembre 1987.

[6] - NIED (H.A). -"The Finite Element Modeling of the Resistance Spot Welding Process", Welding Journal, pp 123 - 132, Avril 1984.

[7] - TANAKA (Y), SAKAGUCHI (M). -"Electrode life in Resistance Spot Welding of Zinc-plated Steel Sheets", Int Journal Mater Prod Technol, Vol 2, pp 64 - 74, 1987.

[8] - RAGNAR HOLM. -"Electric Contacts, Theory and Application", Springer Verlag 4^{eme} édition, New York 1967.

[9] - FRANÇOIS (D). - "Essais mécanique des matériaux; essais de dureté", Technique de l'ingénieur, Réf M123, 1984.

[10] - PULLEN (J), WILLIAMSON (J.B.P). - "On the Plastic Contact of Rough Surfaces", Corp Research Division, Norwalk Connecticut USA, pp 159 - 173, 1972.

[11] - MROCKOWSKI (R). - "Connector Contacts: Critical surfaces", A.M.P inc Harrisburg, Advanced Materials & Process, pp 49 - 54, 1988.

[12] - ENJO (T), IKEUCHI (K), AKIKAWA (N), OKAZAKI (T). - "Analysis of Electric Resistance of Diffusion-Welded Joint based on Constriction Resistance", Welding Research Institute, pp 67 - 74, Mai 1987.

[13] - GREENWOOD (J.A), WILLIAMSON (J.P.B). - "II Theory of Temperature dependant Conductors", Electrical Conduction in Solids; pp 13 - 31, 1958.

[14] - CHAKRAVARTI (V). - "Heat Flow through Conical Constriction", A.I.A.A Journal, Vol 18, pp 1261 - 1262, Octobre 1980.

[15] - WHITLEY (J.H), MALUCCI (R.D). - AMP incorporated, "Contact Resistance Failure Criteria", Electrical Contacts, 1978.

[16] - BOWDEN (F.P), WILLIAMSON (J.B.P). - "I Influence of the Passage of Current on the Contact between Solids", Electrical Conduction in Solids, Vol 246, pp 1 - 11, July 1958.

[17] - MIKIC (B.B). - "Thermal Contact Conductance: Theoretical Considerations", Int Journal of Heat and Mass Transfer, Vol 10, pp 1059 - 1070, Nov 1988.

[18] - SNAITH (B), PROBERT (S.D), O'CALLAGHAN (P.W). - "Thermal Resistances of Pressed Contacts", Applied Energy, pp 31 - 84, 1986.

[19] - FLETCHER (L.S). - "Recent developpments in Contact conductance Heat Transfer", Journal of Heat Transfer, Vol 110, pp 1059 - 1070, Nov 1988.

[20] - ANASTASSIOU (M). - "Influence des conditions de soudage sur les contraintes résiduelles dans un point soudé par résistance sur tôles minces d'acier à bas carbone. Relation avec la tenue en fatigue", Thèse de docteur, Ensam Paris, Sept 1987.

[21] - CASSE (A). - "Etude métallographique et analyse des courbes d'expansion volumique de points de soudure par résistance sur des tôles d'acier doux d'épaisseur 8 mm, en vue de déterminer, lors de la formation d'un point, l'influence des facteurs: Résistivité électronique, conductibilité thermique, surface de contact", Thèse CNAM, Paris, Déc 1980.

[22] - FRAMASOFT-CSI. - Sysweld; 10, rue Juliette Récamier, BP 3083, 69398 Lyon cedex 03.

[23] - HANNACKI (F), "Modélisation d'un Contact électrique soumis à une contrainte mécanique", thèse de docteur 3^{ème} cycle, Nancy, Novembre 1988.

[24] - VINSARD (G). - "Modélisation de l'électromagnétisme et des transferts thermiques couplés dans le cadre du chauffage par induction. Application à la simulation d'un procédé industriel", thèse de docteur INPL, Nancy, Mars 1990.

[25] - THIEBLEMONT (E), CONRAUX (P), BERGHEAU (J.M), GOBEZ (P), CHEVRIER (J.Ch).- "Couplage électro-thermique. Application au soudage par résistance par points", Strucome 1991.

[26] - GOULD (J.E). - "An Examination of Nugget Development during Spot Welding, using both Experimental and Analytical Techniques", Welding Journal, pp 1 - 10, Janvier 1987.

[27] - CHO (Y.J), BOO (K.S), CHO (H.S), NA (S.J), LEE (C.W). - "An Analysis of the Transient nugget Formation in Resistance Spot Welds", Proc Inst Mech Eng B Manage Eng Manuf, Vol 200, pp 167 - 172, 1986.

Références bibliographiques

[28] - NISHIGUCHI (K), MATSUYAMA (K.I). - "Influence de la forme d'onde du Courant sur la Formation du Noyau en Soudage par points de Tôles Minces en Acier", Welding in the World, Vol 25, pp 214 - 268, 1987.

[29] - YAMAMOTO, OKUDA. - "Etude sur le Soudage par Résistance par Points des Aciers Doux en Forte Epaisseur", Welding in the World, pp 234 - 255, 1971.

[30] - CHO (H.S), CHO (Y.J). - "A Study of Thermal behavior in Resistance Spots Welds", Welding Journal, pp 236 - 244, Juin 1989.

[31] - HAN (Z), OROZCO (J), INDACOCHEAS (J.E), CHEN (C.H). - "Resistance Spot Welding of Heat Transfer Study", Welding Journal, pp 363 - 371, Sept 1989.

[32] - GOULD (J.E), CHANG (P.H). - "Thermal Modeling of Spot Welds", Journal of Metals, pp 39 - 42, Mai 1986.

[33] - DHATT (G), TOUZOT (G). - "Une Présentation de la Méthode des Eléments Finis", Deuxième Edition, 1984 Maloine S.A éditeur Paris.

[34] - TSAI (C.L), W.L DAI (W.L), D.W DICKINSON (D.W), PAPRITAN (J.C). - "Analysis and Development of a Real Time Control Methodology in Resistance Spot Welding", Welding Journal, pp 339 - 352, Décembre 1991.

[35] - FALLOU (M). - "Résistivité des métaux", Technique de l'ingénieur, K 710, pp 1 - 6.

[36] - Documentation O.T.U.A

[37] - MEYZAUD (Y), PARMIERE (P). - Rapport Irsid [Re 168].

[38] - LUDWIGSON (D.G), SCHWERER (F.C). - "Influence de la composition du métal sur la résistivité électrique des aciers", Transactions- Déc 71.

[39] - DEFOURNY (J), BRAGARD (A). - Rapport C.R.M.

[40] - Metals Handbook, "Properties and Selection; Irons and Steels", 9ème Edition, Vol 1.

[41] - RAEZER, SAWYER, HOGAN, PALLISTER. - "Handbook of Thermophysical Properties of Solids Materials", Macmillan Company, Vol II, pp 34, 44.

[42] - UHLISTZSH (H). - Neue Hütte 4, 1959 (pp 277 - 287)

[43] - Metals Handbook, "Non Ferrous Alloys and Pure Metals", 9ème Edition, Vol 2, pp 730 - 732 et 824 - 825.

[44] - TOULOUKIAN (Y.S), POWELL (R.W), NICOLAOU (N.C), Thermal Diffusivity, "thermophysical properties of matter", Vol 10, IFI Plenum. New-York.Washington.1973.

[45] - LESOULT (G). - "Solidification, macrostructures et qualité des produits, cristallisation et microstructures", Technique de l'ingénieur.

[46] - COMBEAU (H), ROCH (F). - "Numerical Study of Heat and Mass Transfer during Solidification of Steel Ingots", Proceeding of the conference 'advanced computational methods', ed. Wrobel L.C, Springer-Verlag, pp 79-90, 1990.

[47] - HOWE (A.A). - "Estimation of Liquidus Temperatures for Steels", Iron making and steel making, Vol 15 n°13, pp 134 - 142, 1988.

[48] - SUNDMAN (B.O), JANSSON (B.O), ANDERSSON (J.O). - Thermocalc, Division of Physical Metallurgy Royal Institute of Technology 10044 Stockholm Sweden, Calphad Vol 9 n°2, pp 153 - 190.

[49] - STULL (D.R), PROPHET (H). - "Janaf Thermochemical Tables" Deuxième Edition, Nat stand Ref data Ser, Nat Bur Stand (US), 37 1141 pages, Juin 1971.

[50] - COLBURN (A.P). - Trans. AICHE 29 174 (1933).

[51] - NEEDHAM (J.C). - "Procedures for Measurement of Sheet Metal Contact Resistance for the Resistance Welding Processes", The Welding Institute, UK.

X [52] - SAVAGE (W.F), WESSEL (F.A), NIPPES (E.F). - "Dynamic Contact Resistance of Series Spot Welding", Welding Journal, Vol 57, pp 43 - 50, 1987.

[53] - THIEBLEMONT (E), GOBEZ (P) (Inventeurs). - "Procédé de soudage par résistance par points et électrode de soudage pour la mise en oeuvre du procédé", brevet mondial n° 9015946 au nom de Sollac.

↓ [54] - THIEBLEMONT (E), GOBEZ (P), BOLLINGER (E), CHEVRIER (J.Ch). - "Resistance Spot Welding: Measurement of Dynamic Electrical Resistance of the electrode Sheet Interface", Modeling of casting, Welding and advanced Solidification Processes V, Davos, Septembre 1990.

[55] - DEGIOVANNI (A), SINICKI (G), GERY (A), LAURENT (M). - "Un Modèle de Résistance Thermique de contact en Régime Permanent", Revue Générale de Thermique, pp 161 - 174, Mars 1984.

[56] - DEGIOVANNI (A), MOYNE (C). - "Résistance Thermique de Contact en Régime Permanent. Influence de la Géométrie du Contact", Revue Générale de Thermique, pp 557 - 564, Octobre 1989.

[57] - MURAKAWA (H), UEDA (Y). - "Mechanical Study on the Effect of the Initial Gap upon the Weldability of Spot Weld Joint", Transaction of J.W.R.I, Vol 9 n°1, 1990, pp 51 - 58.

[58] - MURAKAWA (H), UEDA (Y). - "Mechanical Study on the Effect of the Initial Gap upon the Weldability of Spot Weld Joint", Transaction of J.W.R.I, pp 57 - 66, 1989.

↓ [59] - GREENWOOD (J.A). - "Temperature in Spot Welding", British Welding Journal, Vol 8, pp 316 - 322, Juin 1961.

Références bibliographiques

[60] - C. SAINT BLANQUET. - "Etude du transfert de chaleur entre deux solides accolés en régime thermique sinusoïdal", Thèse de 3^{ème} cycle, Nantes, Décembre 1970.

[61] - MAKAYA (B). - "Influence de l'état de surface à une interface solide-solide sur la transmission de chaleur d'un milieu à un autre", Thèse INPL, Nancy, Juin 1983.

[62] - GARDIN (C), "Contribution à l'étude d'un problème de contact thermique", Thèse INPL, Nancy, Décembre 1988.

[63] - BARDON (J.P). - "Heat transfer at solid-solid interface: basic phenomenous recent works", congrès Eurotherm 4, Nancy 1988.

[64] - BARDON (J.P). - "Thermiques des interfaces: bases fondamentales, domaines couverts", Journée d'étude du 9 Janvier 1991 sur les "Résistances de contact: récents développements. Aspects industriels nouveaux".



ANNEXES

ANNEXE 1

Formulation Electromagnétique en régime quasistationnaire

De façon générale, le problème se formalise comme la recherche :

*D'un système de champ et d'induction:

	Electrique	Magnétique
Champ	\mathbf{E} (V/m)	\mathbf{H} (A/m)
Induction	\mathbf{D} (V/m)	\mathbf{B} (T)

*De deux champs vectoriel et scalaire:

Densité de courant: \mathbf{J} (A/m²)

Charge d'espace: ρ (C)

Satisfaisant:

Aux relations de Maxwell (valable sur tout l'espace R^3)

Maxwell Faraday: $\text{rot } \mathbf{E} = -\partial \mathbf{B} / \partial t$ premier ordre

Gauss magnétique: $\text{div } \mathbf{B} = 0$

Maxwell Ampère: $\text{rot } \mathbf{H} = \mathbf{J} + \partial \mathbf{D} / \partial t$ second ordre

Gauss électrique: $\text{Div } \mathbf{D} = \rho$

Et aux relations constitutives dans les matériaux considérés:

- Dans le vide:

$$\mathbf{J} = 0$$

$$\mathbf{B} = \mu_0 \cdot \mathbf{H}$$

$$\mathbf{D} = \epsilon_0 \cdot \mathbf{E}$$

μ_0 perméabilité magnétique du vide

ϵ_0 permittivité diélectrique du vide

- Dans un conducteur:

Loi d'Ohm: $\mathbf{J} = \sigma \cdot \mathbf{E}$

Relation magnétique: $f(\mathbf{B}, \mathbf{H}) = 0$

Relation diélectrique: $\mathbf{D} = \epsilon_0 \cdot \mathbf{E}$

Hypothèses de calcul:

Etant donné la fréquence de soudage de 50 Hz, on se place dans l'approximation électrotechnique, laquelle néglige tout aspect de propagation: pas de courant de déplacement $\partial \mathbf{D} / \partial t = 0$; ainsi que toute charge d'espace $\rho = 0$ dans le conducteur.

Le courant de déplacement étant négligeable vis à vis du courant de conduction, on obtient la relation suivante: $\text{rot } \mathbf{H}=\mathbf{J}$.

A partir des équations de Maxwell en régime quasistationnaire:

$$\text{rot } \mathbf{E}=-j\omega\mathbf{B}$$

$$\text{div } \mathbf{B}=0$$

$$\text{rot } \mathbf{H}=\mathbf{J}$$

$$\text{div } \mathbf{E}=0$$

et des relations constitutives dans le matériaux:

$$\mathbf{J}=\sigma\mathbf{E}$$

$$\mathbf{B}=\mu(\mathbf{H})\mathbf{H}$$

Où σ est une fonction prenant la valeur de la conductivité électrique locale dans les matériaux conducteurs (acier, contact, cuivre) et nulle dans l'air. μ est une fonction ayant une valeur dépendante du champ magnétique dans l'acier et le cuivre et valant μ_0 , la perméabilité du vide ailleurs.

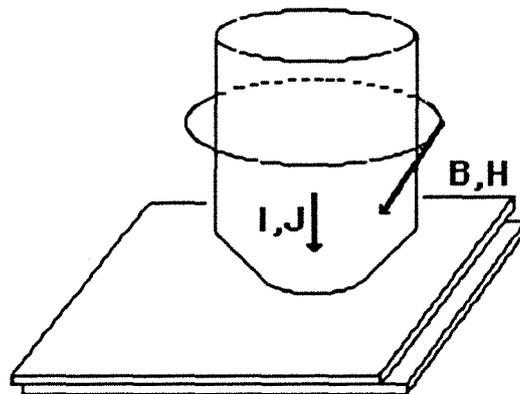
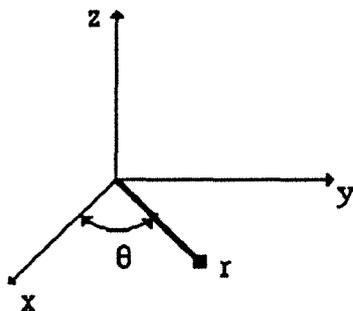
On obtient alors les équations:

$$\text{rot } \frac{1}{\sigma} \text{rot } \mathbf{H}-\mu_0\mu_r \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial t}=0$$

$$\text{div } \mathbf{H}=0$$

$$\text{où } \mathbf{H}=\mathbf{H}_0.e^{j\omega t}$$

$$\text{et } \text{rot } \mathbf{E}=-\partial\mathbf{B}/\partial t=-\mu_j\omega\mathbf{H}$$



En coordonnées cylindriques, les vecteurs champ magnétique et densité de courant ont pour composantes:

$$\mathbf{J} (J_r, 0, J_z) \quad \mathbf{E} (E_r, 0, E_z)$$

$$\mathbf{H} (0, H_\theta, 0) \quad \mathbf{B} (0, H_\theta, 0)$$

On obtient l'équation suivante:

$$\frac{\partial}{\partial r} \frac{1}{\sigma r} \frac{\partial}{\partial r} r H + \frac{\partial}{\partial z} \frac{1}{\sigma} \frac{\partial}{\partial z} H + \mu_0 \cdot \mu_r \frac{\partial H}{\partial t} = 0$$

$$\frac{\partial^2 H}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial H}{\partial r} - \frac{H}{r^2} + \frac{\partial^2 H}{\partial z^2} + j\omega\sigma\mu H = 0$$

La résolution de cette équation nous permettra de déterminer le champ magnétique \mathbf{H} et donc son rotationnel $\text{rot } \mathbf{H}$.

Pour déterminer les deux composantes J_r et J_z du vecteur densité de courant \mathbf{J} , on calculera:

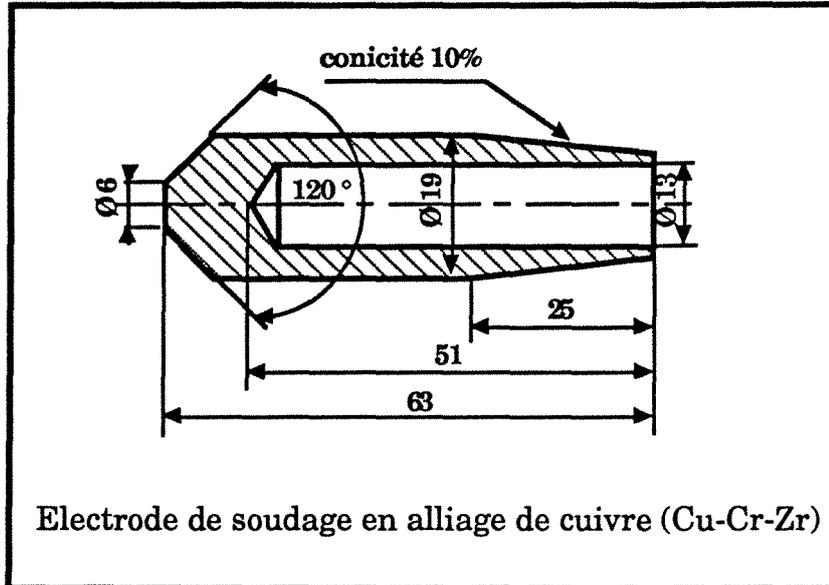
$$J_r = -\partial H_\theta / \partial z$$

$$J_z = \partial H_\theta / \partial r + H_\theta / r$$

$$\mathbf{J} = (J_r + J_z)^{1/2}$$

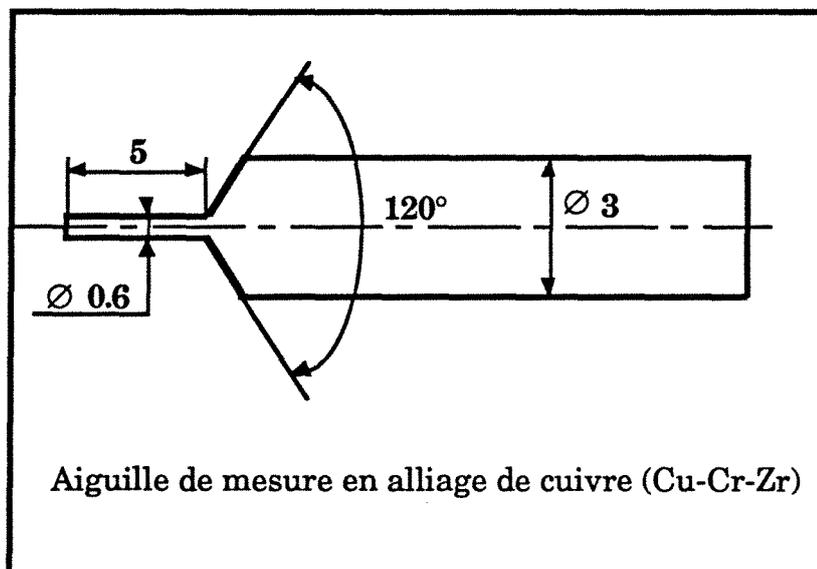
ANNEXE 2

Caractéristiques géométriques de l'électrode de soudage



Coupe axiale de l'électrode de soudage.

Caractéristiques géométriques de l'aiguille de mesure



Aiguille de mesure.

Caractéristiques et propriétés physiques du ciment

Il s'agit d'un ciment de type **Sauereisen n°8** (durcissement à l'air) pour haute isolation électrique à température élevée.

Emploi dominant

Remplissage

Caractère spécifique

Diélectrique élevé

Caractéristiques physiques

Couleur.....blanche
Densité apparente(*durci*).....2.5
Densité moy.....1.7
Retrait (libre) %.....0

Caractéristiques thermiques

T max de service.....1450°C
T max sans attaque.....1350°C
Coef de dilatation.....4.7e-06
Conductivité thermique.....0.82 kcal/h/m/°C

Caractéristiques électriques

Résistivité transversale:

20°C.....10¹⁰-10¹¹ Ω.cm
400°C.....10⁹-10¹⁰ Ω.cm
800°C.....10⁸-10⁹ Ω.cm

Rigidité diélectrique:

20°C.....3.0-4.0 kv/mm
400°C.....1.0-1.5 kv/mm
800°C.....0.5-1.0 kv/mm

Caractéristiques mécaniques

Résistance à la:

Compression.....316 kg/cm²
Traction.....17 kg/cm²
Cisaillement.....25 kg/cm²

ANNEXE 3

Intensité de soudage: détermination du régime établi

Le courant alternatif de soudage présente une phase d'établissement d'environ trois périodes (figure II.8.a) à l'origine de deux phénomènes:

Le premier, sans doute le plus important dépend directement de la variation brutale de la résistance ohmique du circuit au début du cycle de soudage: chute importante des résistances électriques de contact électrode-tôle et tôle-tôle. On observe alors une augmentation de la tension mais surtout de l'intensité de soudage qui se stabilise vers la troisième période. Ce phénomène est nettement plus marqué dans le cas de tôles nues pour lesquelles la variation de résistance électrique du circuit est plus importante.

Le deuxième phénomène est directement lié à l'établissement du courant dans un circuit inductif.

Le courant de soudage ne s'établit pas instantanément dans le circuit et n'atteint sa valeur finale I_0 que de manière asymptotique. En effet, dès qu'il apparaît un courant dans une bobine, il se crée un flux qui est à l'origine d'une f.c.é.m égale à: $-\frac{Ldi}{dt}$.

On distingue alors deux régimes qui se substituent:

- Le régime propre;
- Le régime forcé.

Après résolution de l'équation différentielle relative au circuit électrique, on obtient la l'expression suivante:

$$i=e_0 \left[\underbrace{\frac{R}{R^2+L^2\omega^2} \cdot \exp\left(-\frac{R}{L}t\right)}_{\text{Régime propre}} + \underbrace{\frac{1}{\sqrt{R^2+L^2\omega^2}} \cdot \cos(\omega t-\varphi)}_{\text{Régime forcé}} \right]$$



Régime propre



Régime forcé

Le premier terme est négligeable devant l'amplitude du second au bout d'une durée t assez grande vis a vis de la constante de temps $\tau = \frac{L}{R}$.

Où R représente la résistance ohmique du circuit dépendant du temps et $L\omega$ la réactance du circuit.

Les données électriques de la machine Sciaky de soudage sont les suivantes:

- Impédance: $Z=195 \mu\Omega$;
- Réactance: $L\omega=172 \mu\Omega$;
- Résistance: $R=92 \mu\Omega$.

A.N: $\tau = 0.006$ s; d'où $\tau \gg 0.01$ s (1 période)

Détermination de l'intensité efficace de soudage: I_{eff}

Calcul de l'intensité efficace pour un courant de soudage présentant un angle d'ouverture θ (en radian).

La valeur efficace d'un courant est l'intensité d'un courant continu qui dégage pendant une période la même quantité de chaleur que le courant alternatif considéré dans une résistance donnée. D'après la loi de Joule, la quantité de chaleur dégagée par ce courant continu est:

$$W = RI_{eff}^2.T$$

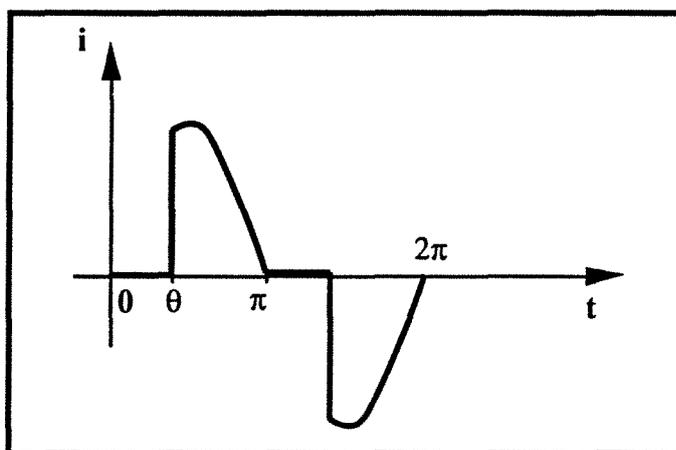
D'autre part, la quantité de chaleur dégagée par le courant alternatif est:

$$W = R \int_0^T I^2.dt$$

Si l'on intègre sur une demi alternance, on a:

$$\frac{R.I_{max}^2}{2} \left[\pi - \theta + \frac{1}{2} \sin 2\theta \right] = R.I_{eff}^2.\pi$$

$$\text{Soit: } I_{eff} = I_{max} \sqrt{\frac{1}{2\pi} \left(\pi - \theta + \frac{1}{2} \sin 2\theta \right)}$$



ANNEXE 4

L'annexe 4 présente la méthodologie employée pour déterminer le module d'Young du revêtement de zinc.

Méthodologie

Le module d'Young du substrat et celui du revêtement sont déterminés en comparant les spectres de fréquences propres théoriques et expérimentaux des divers échantillons sollicités en vibrations de flexion et placés dans les conditions aux limites complètement libres.

L'étude du substrat seul permet de déterminer son module d'Young alors que l'étude du multicouche revêtement-substrat-revêtement permet de remonter au module d'Young du revêtement connaissant celui du substrat.

Spectre de fréquences propres théoriques

Pour une poutre multicouche la fréquence propre peut s'écrire:

$$f_i = \frac{\bar{\Omega}_i}{2\pi \cdot l^2} \sqrt{\frac{(Ei)_{eq}}{(\rho s)_{eq}}}$$

Où:

- l est la longueur de la poutre;
- $(Ei)_{eq}$ la rigidité de flexion équivalente;
- $(\rho s)_{eq}$ la masse linéique équivalente;
- Ω_i la pulsation adimensionnelle.

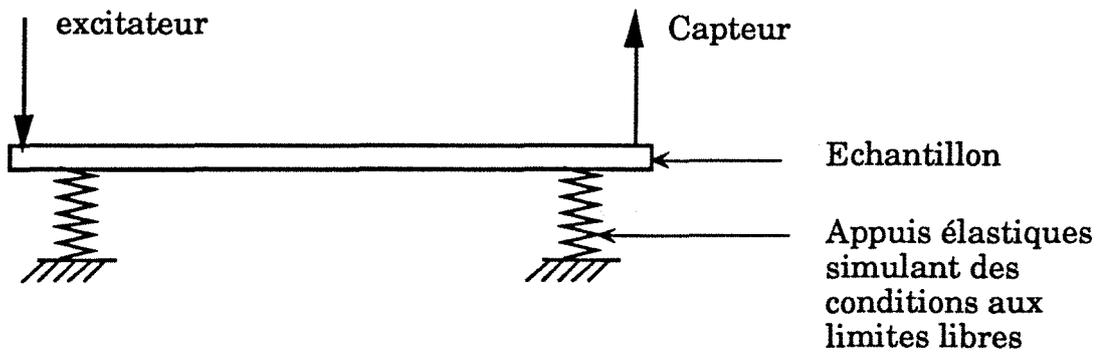
Les grandeurs équivalentes $(Ei)_{eq}$ et $(\rho s)_{eq}$ comme la pulsation adimensionnelle Ω_i dépendent des caractéristiques géométriques du multicouche et des caractéristiques élastiques (module d'Young et coefficient de Poisson) de chacune des couches.

Remarque 1: Pour une poutre homogène (substrat seul), les grandeurs $(Ei)_{eq}$ et $(\rho s)_{eq}$ représentent respectivement la rigidité de flexion et la masse linéique de la poutre.

Remarque 2: Pour des revêtements de faibles épaisseurs, le spectre de fréquences propres de la poutre multicouche est quasiment indépendant des coefficients de Poisson des différentes couches.

Spectre de fréquences propres expérimental

Le montage expérimental est schématisé sur la figure suivante:



Un analyseur de signaux FFT permet de déterminer la fonction de réponse en fréquence de la structure. Si l'amortissement de l'échantillon est négligeable, les maximums d'amplitude de la réponse en fréquence correspondent aux différentes fréquences propres.

ANNEXE 5

Paramètres d'états de surface liés au profil de rugosité

Ecart moyen arithmétique du profil: R_a

R_a , également appelé rugosité moyenne est la moyenne arithmétique de toutes les valeurs du profil de rugosité R sur la longueur d'évaluation l_m .

Rugosité maximale: R_T

R_T est l'écart vertical entre le point le plus haut et le point le plus bas du profil de rugosité R , sur la longueur totale d'évaluation l_m .

Capacité d'aplanissement maxi: R_p

R_p est la distance du point le plus haut du profil à la ligne moyenne, à l'intérieur de la longueur d'évaluation l_m .

Facteur d'asymétrie du profil (*Skewness*): S_k

S_k est la grandeur qui caractérise l'asymétrie de la distribution d'amplitude.

$S_k = 0$, la courbe de distribution est symétrique, le profil aussi.

$S_k < 0$, le profil est "plein", c'est à dire que l'on trouve une concentration de matière dans la partie supérieure du profil.

$S_k > 0$, le profil est creux.

Distribution de l'amplitude (*Kurtosis*): E_k

E_k est la grandeur qui caractérise l'aplatissement de la courbe de distribution d'amplitude.

$E_k = 3$, la distribution est normale, c'est le cas d'une distribution gaussienne.

$E_k < 3$, la distribution est plus étendue (ou aplatie).

$E_k > 3$, la distribution est plus serrée (ou étendue).

**AUTORISATION DE SOUTENANCE DE THESE
DU DOCTORAT DE L'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE LORRAINE**

o0o

VU LES RAPPORTS ETABLIS PAR :

Monsieur le Professeur EGEE, Faculté de Reims

Monsieur le Professeur MAINARD, ESSTIN Nancy

Le Président de l'Institut National Polytechnique de Lorraine, autorise :

Monsieur THIEBLEMONT Eric

à soutenir devant l'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE LORRAINE, une thèse
intitulée :

"Modélisation du soudage par résistance par points".

en vue de l'obtention du titre de :

DOCTEUR DE L'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE LORRAINE

Spécialité : "MECANIQUE ET ENERGETIQUE"



Fait à Vandoeuvre le, **20 Août 1992**

Le Président de l'I.N.P.L.,

M. LUCIUS



RESUME

Cette étude porte sur la modélisation du soudage par résistance par points de tôles nues et revêtues double faces de faibles épaisseurs (0.7 mm). Elle comporte d'une part une caractérisation mécanique de la phase d'accostage et d'autre part une étude électrothermique approfondie de la phase de soudage qui suit. Un couplage fort permet de tenir compte des interactions entre les phénomènes électrique et thermique. Le problème étant couplé par l'effet Joule d'une part et la dépendance des propriétés physiques avec la température d'autre part. Il intègre également les non linéarités importantes liées aux résistances électriques et thermiques de contact. Une approche expérimentale visant à mesurer les résistances électriques de contact en régime dynamique a ainsi été développée. Ces modélisations mécanique et électrothermique sont traitées par calcul éléments finis.

Les résultats mécaniques obtenues mettent en évidence de fortes contraintes axiales périphériques. Dans certaine configuration d'assemblage où le jeu initial entre les deux tôles est important, la formation des surfaces de contact électrode-tôle est annulaire. Ces deux phénomènes mécaniques favorisent alors la création de points expulsés. Les résultats du calcul électrothermique mettent en évidence le rôle important des résistances électriques de contact. Dans le cas des tôles nues, la résistance électrique de contact tôle-tôle, initialement très importante, impose une montée en température très brutale (27500 °C/s). Pour les tôles revêtues double faces, des intensités de soudage plus élevées (environ 30 % supérieures à celles des tôles nues) sont nécessaires pour compenser la faible résistance de contact tôle-tôle et obtenir la fusion du métal. Dans ce cas, l'intensité de soudage élevée gouverne le procédé de soudage et provoque un emballement thermique dans la deuxième partie du cycle de soudage. La latitude de soudage est alors fortement réduite.

MOTS CLEFS

Calcul par éléments finis - Modélisation - Soudage par résistance par points - Calcul mécanique d'indentation - Couplage électrothermique fort - Tôles nues et revêtues doubles faces - Résistance dynamique électrique de contact.