

Titre: Étude sur la réduction de la zone thermiquement affectée dans le
procédé de soudage de goujons par décharge des condensateurs

Auteur: Mihail Basilio Nitescu

Date: 1998

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Nitescu, M. B. (1998). Étude sur la réduction de la zone thermiquement affectée
dans le procédé de soudage de goujons par décharge des condensateurs
Citation: [Master's thesis, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.
<https://publications.polymtl.ca/8747/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/8747/>
PolyPublie URL:

**Directeurs de
recherche:** Marek Balazinski
Advisors:

Programme: Unspecified
Program:

INFORMATION TO USERS

This manuscript has been reproduced from the microfilm master. UMI films the text directly from the original or copy submitted. Thus, some thesis and dissertation copies are in typewriter face, while others may be from any type of computer printer.

The quality of this reproduction is dependent upon the quality of the copy submitted. Broken or indistinct print, colored or poor quality illustrations and photographs, print bleedthrough, substandard margins, and improper alignment can adversely affect reproduction.

In the unlikely event that the author did not send UMI a complete manuscript and there are missing pages, these will be noted. Also, if unauthorized copyright material had to be removed, a note will indicate the deletion.

Oversize materials (e.g., maps, drawings, charts) are reproduced by sectioning the original, beginning at the upper left-hand corner and continuing from left to right in equal sections with small overlaps.

Photographs included in the original manuscript have been reproduced xerographically in this copy. Higher quality 6" x 9" black and white photographic prints are available for any photographs or illustrations appearing in this copy for an additional charge. Contact UMI directly to order.

**ProQuest Information and Learning
300 North Zeeb Road, Ann Arbor, MI 48106-1346 USA
800-521-0600**

UMI[®]

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

**ÉTUDE SUR LA RÉDUCTION DE LA ZONE THERMIQUEMENT
AFFECTÉE DANS LE PROCÉDÉ DE SOUDAGE DE GOUJONS PAR
DÉCHARGE DES CONDENSATEURS**

**MIHAIL BASILIO NITESCU
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL**

**MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLOME DE MAÎTRE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES (M.Sc.A.)
(GÉNIE MÉCANIQUE)
DÉCEMBRE 1998**

©Mihail Basilio Nitescu, 1998



**National Library
of Canada**

**Acquisitions and
Bibliographic Services**

**395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada**

**Bibliothèque nationale
du Canada**

**Acquisitions et
services bibliographiques**

**395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada**

Your file Votre référence

Our file Notre référence

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

0-612-60910-3

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

**ÉTUDE SUR LA RÉDUCTION DE LA ZONE THERMIQUEMENT
AFFECTÉE DANS LE PROCÉDÉ DE SOUDAGE DE GOUJONS PAR
DÉCHARGE DES CONDENSATEURS**

présenté par : **NITESCU Mihail Basilio**

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. MASCLE, Christian, D.Sc.A, président

M. BALAZINSKI, Marek, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. TURENNE, Sylvain, Ph.D., membre

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier mon directeur de recherche, le professeur Marek Balazinski, sans qui cette œuvre n'aurait pas vu le jour. Son soutien et son encadrement ont été sans faille.

Je remercie madame Josée Dugas pour son travail au niveau de la mise en page.

Je remercie également mon épouse pour son soutien moral tout au long de mes études.

RÉSUMÉ

Cette recherche a comme objectif l'analyse des performances d'un nouveau concept de soudage par décharge des condensateurs. On vise principalement à diminuer l'étendue de la zone thermiquement affectée (ZTA).

Conformément aux hypothèses de base de ce concept (voir le chapitre 4), on peut diminuer l'étendue de la ZTA en réduisant le temps de décharge de l'énergie électrique stockée dans une batterie de condensateurs. Le temps de décharge peut être réduit si la quantité d'énergie stockée est élevée.

Le mémoire comporte trois volets majeurs. Dans le premier volet (chapitres 1 à 4), on vient à définir les notions de base de soudage électrique à l'arc et on fait un survol de l'état des connaissances dans la problématique. Dans le deuxième volet (chapitre 5), on présente une évaluation numérique des principaux paramètres du concept proposé et leurs homologations par simulation. Le dernier volet (chapitres 6 et 7) porte sur l'application pratique de ce concept et sur les résultats des essais.

Pour prouver les possibilités de réduction de la zone thermiquement affectée pendant le soudage de goujons, on a fait, dans une première étape, la simulation des procédés de

soudage par décharge des condensateurs pour établir les principaux paramètres de réglage.

Dans une deuxième étape, un appareil commercial de soudage par décharge des condensateurs a été modifié avec les nouveaux paramètres obtenus par simulation. Dans la troisième étape, on a validé le nouveau procédé de soudage par une série de tests.

ABSTRACT

The objective of this document is to analyze the performances of a new concept of capacitor discharge stud welding. The main aim of this research is to decrease the area of Heat Affected Zone (HAZ).

In accordance with the basis hypothesis of this new concept (see chapter 4), we can decrease the area of Heat Affected Zone (HAZ) by reducing the discharging time of the electric energy stocked in a capacitors battery. The discharging time can be decreased if the quantity of stored energy is high.

The memory consists of three essential sections. In the first one (chapter 1 to 4), we have just defined the fundamental notions of arc welding and we skim through the state of the art of this domain. In the second section (chapter 5), there is a presentation of a numerical estimate of the principal parameters of the proposed concept and their homologations by simulation. The last section (chapter 6 and 7) offers the practical application of the new concept and the testing results.

In order to prove the possibilities of reduction of the Heat Affected Zone during the stud welding we have done, in a first stage, the simulation of capacitor discharge stud welding process to establish the main setting parameters.

In a second stage, a commercial stud welding device was modified with the new parameters obtained by simulation.

In the third stage, the new welding process was validated by a succession of tests.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	iv
RÉSUMÉ.....	v
ABSTRACT	vii
TABLE DES MATIÈRES.....	ix
LISTE DES FIGURES	xii
LISTE DES TABLEAUX	xvii
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS.....	xviii
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 - REVUE DE LITTÉRATURE.....	4
1.1 Soudage à l'arc des goujons au pistolet.....	4
1.2 Soudage des goujons par décharge des condensateurs	5
1.3 ZTA (zone thermiquement affectée)	6
CHAPITRE 2 - PHYSIQUE DE SOUDAGE À L'ARC	9
2.1 Définition et mécanisme de l'arc.....	10
2.2 Transfert thermique de l'arc aux pièces.....	12
2.3 Diffusion thermique dans la pièce	13
2.4 Zone thermiquement affectée dans les pièces	16
2.4.1 Structure de la zone thermiquement affectée.....	16

CHAPITRE 3 - PROCÉDÉS DE SOUDAGE À L'ARC.....	27
3.1 Arcs électriques confinés.....	29
3.2 Arc électrique libre.....	29
3.2.1 Sources de courant.....	30
3.2.2 Électrode.....	32
3.2.3 Protection.....	32
3.2.4 Soudage des goujons au pistolet.....	33
3.2.5 Soudage par décharge de condensateur.....	37
CHAPITRE 4 - SOUDAGE À CONTACT PAR DÉCHARGE DE CONDENSA-	
TEUR.....	46
4.1 Séquences de soudage.....	47
4.2 Principe de fonctionnement.....	48
4.3 Caractéristiques.....	52
4.4 Domaine d'applications.....	54
4.5 Évaluations des performances.....	55
CHAPITRE 5 - ÉVALUATION NUMÉRIQUE DES PARAMÈTRES DE	
SOUDAGE.....	56
5.1 Évaluation numérique.....	56
5.1.1a Température de fusion.....	57
5.1.1b Calcul de P en fonction des dimensions géométriques de goujons.....	58
5.1.1c Évaluation de l'énergie de fondage.....	60

5.1.2	Évaluation de l'énergie nécessaire au soudage.....	62
5.2	Validation des résultats.....	65
CHAPITRE 6 - RÉALISATION D'UN MODÈLE FONCTIONNEL		77
6.1	Modification	79
6.2	Fonctionnement du modèle	90
6.3	Mode d'utilisation du modèle.....	93
CHAPITRE 7 - RÉSULTATS ET ANALYSE DES RÉSULTATS.....		95
7.1	Identification des échantillons	95
7.2	Analyse macrographique	96
7.3	Analyse micrographique.....	103
7.4	Analyse de microdureté.....	109
7.5	Test de pliage.....	115
CONCLUSION.....		116
DIRECTION DE DEVELOPEMENT		117
REFERENCES.....		118
ANNEXE I.....		121

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1	Soudure à l'arc avec électrodes enrobées	9
Figure 2.1.1	Caractéristiques de l'arc électrique	10
Figure 2.3.1	Diagramme de transformation	15
Figure 2.4.1	ZTA et les principales zones de la soudure	17
Figure 2.4.1.1	Modèles de croissance cristalline	19
Figure 2.4.1.2	Influence du gradient de refroidissement sur la solidification	19
Figure 2.4.1.3	Influence du cycle thermique de soudage sur la dimension du grain du métal de base	20
Figure 2.4.1.4	Influence du chauffage et du régime de refroidissement sur la microstructure du métal	25
Figure 2.4.1.5	Variation des températures de transformation en fonction de la quantité de chrome ajouté	26
Figure 2.4.1.6	Variation des températures de transformation en fonction de la quantité de manganèse ajouté	26
Figure 3.1	Classification du soudage à l'arc électrique	28
Figure 3.2.1.1	Courbe caractéristique d'un poste de soudage	30
Figure 3.2.4.1	Séquences du soudage à l'arc de goujons au pistolet	36
Figure 3.2.5.1	Séquences du soudage par décharge de condensateurs	38

Figure 3.2.5.2	Schéma de principe de fonctionnement des appareils pour le soudage par décharge des condensateurs.....	38
Figure 3.2.5.3	Variation des paramètres dans la phase de chargement de la batterie des condensateurs en fonction de la constante de temps	39
Figure 3.2.5.4	Variation des paramètres dans la phase de déchargement de la batterie des condensateurs en fonction de la constante de temps	40
Figure 3.2.5.5	Cycle de Have - Duty d'un condensateur	41
Figure 4.1	Types des assemblages	46
Figure 4.1.1	Séquences du soudage par décharge des condensateurs	48
Figure 4.2.1	Schéma de principe de l'appareil de soudage, blocs fonctionnels	49
Figure 4.2.2	Schéma de principe de l'appareil de soudage à contact par décharge de condensateur (phase de chargement)	51
Figure 4.2.3	Schéma de principe de l'appareil de soudage à contact par décharge de condensateur (phase de déchargement)	51
Figure 5.2.1	Variation de la température en fonction du temps pendant le soudage. Procédé classique E = 640 J.....	66
Figure 5.2.1	Variation de la température en fonction du temps pendant le soudage. Nouveau procédé E = 1500J.....	67
Figure 5.2.3	Pénétration et ZTA. Procédé classique E = 640	68
Figure 5.2.4	Pénétration et ZTA. Nouveau procédé E = 1500 J.....	69

Figure 5.2.5	Variation de la température en fonction de temps pendant le soudage. Nouveau procédé $E = 1200$ J.....	72
Figure 5.2.6	Variation de la température en fonction de temps pendant le soudage. Nouveau procédé $E = 900$ J.....	73
Figure 5.2.7	Variation de la température en fonction de temps pendant le soudage. Nouveau procédé $E = 750$ J.....	74
Figure 5.2.8	Variation de la température en fonction de temps pendant le soudage. Nouveau procédé $E = 600$ J.....	75
Figure 5.2.9	Variation de la température en fonction de temps pendant le soudage. Nouveau procédé $E = 525$ J.....	76
Figure 6.1	Schéma de principe de l'appareil de soudage par décharge de condensateur "OMARK"	78
Figure 6.1.1	Schéma de principe du modèle fonctionnel	81
Figure 6.1.2	Schéma de principe du modèle fonctionnel. Modification 1. Étape 2.....	82
Figure 6.1.3	Schéma de principe du modèle fonctionnel. Modification 2. Étape 2	84
Figure 6.1.4	Schéma de principe du modèle fonctionnel. Étape 3 des modifications	86
Figure 6.1.5	Schéma de principe du modèle fonctionnel. Étape 4 des modifications	87

Figure 6.1.6	Limiteur de tension avec triac commandé par octocoupleur	88
Figure 6.1.7	Schéma de principe du modèle fonctionnel. Étape 5 des modifications	89
Figure 6.1.8	Contrôleur de tension (MC)	90
Figure 6.1.9	Schéma de principe du modèle fonctionnel. Étape 6 des modifications	91
Figure 7.2.1a	Échantillons PC ₁ et PN ₁ vus de face	97
Figure 7.2.1b	Échantillons PC ₁ et PN ₁ vus de au-dessous.....	97
Figure 7.2.2	Soudure de goujons but à but, échantillons PC ₂ et PN ₂	98
Figure 7.2.3	Soudure acier-aluminium, échantillon PN ₃	99
Figure 7.2.4	Soudure acier - laiton, échantillon PN ₅	100
Figure 7.2.5	Soudure acier - laiton, échantillon PN ₆	100
Figure 7.2.6	Soudure acier doux - acier inoxydable, échantillon PN ₇ , vue de face.....	101
Figure 7.2.7	Soudure acier doux - acier inoxydable, échantillon PN ₇ , vue d'au-dessous.....	102
Figure 7.3.1	Micrographie de la soudure, échantillon PC ₃	104
Figure 7.3.2	Micrographie de la soudure, échantillon PN ₃	104
Figure 7.3.3	Micrographie de la soudure, échantillon PC ₂	105
Figure 7.3.4	Étude structurale de l'assemblage à contact par décharge de condensateurs	106

Figure 7.3.5	Micrographie de la soudure, échantillon PN ₂	107
Figure 7.3.6	Micrographie de la soudure, zone A, échantillon PN ₂	107
Figure 7.3.7	Micrographie de la soudure, zone C, échantillon PN ₂	109
Figure 7.4.1	Empreinte du pénétrateur pyramidal à travers la soudure	110
Figure 7.4.2	Variation de la grandeur de l'empreinte en fonction de la dureté du métal	110
Figure 7.4.3	Dimensions des empreintes dans la zone A, échantillon PN ₂ , grossissement 500 x.....	110
Figure 7.4.4	Dimensions des empreintes dans la zone B, échantillon PN ₂ , grossissement 500 x.....	111
Figure 7.4.5	Dimensions des empreintes dans la zone C, échantillon PN ₂ , grossissement 500 x.....	112
Figure 7.4.6	Variations de la dureté à travers la soudure.....	114
Figure 7.5.1	Test de pliage, échantillons PN ₈ et PN ₉	116

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 4.1	Performances des procédés.....	47
Tableau 5.1.2.1	Bilan énergétique de transfert dans le soudage par décharge des condensateurs, procédé classique et nouveau concept.....	62
Tableau 6.1	Composants utilisés dans la reconstruction de la plaque de commande.....	77
Tableau 7.1	Identification des échantillons	96
Tableau 7.4.1	Résultats de l'essai de microdureté sur l'échantillon PN ₂	113
Tableau 7.4.2	Correspondance dureté - charge de rupture	114

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

Symbole	Description	Unités
A	Section du goujon	m ²
C	Capacité de la batterie	F
E	Energie	J
GF	Ferrite granulaire	
GMAW	Soudage à l'arc avec fil électrode plein	
GTAW	Gas Tungsten Arc Welding	
H	Énergie thermique	J
I _{cc}	Intensité du courant de court-circuit	A
I _s	Intensité du courant de soudage	A
I	Intensité du courant	A
MAG	Metal Active Gas	
MIG	Metal Inert Gas	
MOS	Transistor bipolaire à grille isolée	
K'	Constante dépendant de la nature du métal de goujons	
P	Puissance	W
P _v	Densité de puissance	W m ⁻²
P _{at}	Pression atmosphérique	
R	Résistance de circuit	Ω

RC	Circuit résistance - condensateur	
SMAW	Shielded Metal Arc Welding	
TIG	Tungsten Inert Gas	
T_w	Température de fusion	$^{\circ}\text{C}$
T_{∞}	Température du milieu	$^{\circ}\text{C}$
T_w	Température de fusion	$^{\circ}\text{C}$
ZTA	Zone thermiquement affectée	
U_f	Tension de fonctionnement	V
U_0	Tension à vide du générateur	V
U	Tension d'amorçage	V
V_c	Tension dans condensateurs	V
V_r	Chute de tension sur la résistance	V
α	Diffusivité thermique	m^2/s
k_s	Conductibilité thermique	$\text{W}/\text{m }^{\circ}\text{C}$
c_p	Chaleur spécifique à pression constante	$\text{kJ}/\text{kg }^{\circ}\text{C}$
ρ_s	Densité de matériau	kg/m^3
m	Martensite	
$\tau = RC$	Constante de temps	
q	Flux thermique	J
h	Coefficient de convection thermique	$\text{W } \text{m}^{-2} \text{ } ^{\circ}\text{C}^{-1}$
k	Constante dépendant de la nature du métal de goujons	

Δl	Variation de la longueur de l'arc	mm
I/S	Densité du courant	Amm ⁻²
d	Diamètre de goujons	mm
m	Masse de matériel	kg
c	Chaleur spécifique du métal	kJ / kg
ρ	Densité du métal	kg /m ³
l	Longueur du goujon fondu	mm
t	Temps	s

INTRODUCTION

La tendance de l'industrie manufacturière moderne vers la robotisation des procédés de fabrication reflète un besoin pressant d'augmenter la productivité et la qualité des produits afin de rester compétitive sur le marché.

Dans le cas du soudage électrique des métaux (80 % de la production est manuelle), ce besoin se fait aussi sentir à cause d'un dénuement de main-d'œuvre spécialisée, du faible rendement et des conditions sévères qui prévalent durant le soudage. Pour résoudre ces problèmes, la nécessité de mettre au point des appareils de soudage permettant même à des soudeurs inexpérimentés de souder correctement va devenir encore plus pressante, tout comme la nécessité de pousser encore plus loin l'automatisation des opérations de soudage (Ushio et Yamamoto, 1994)[1].

Depuis l'apparition, en 1982, du thyristor MOS (transistor bipolaire à grille isolé) pour les sources de courant destinées au soudage, la recherche a été orientée vers le contrôle du courant comme moyen d'amélioration des performances, plutôt que sur des améliorations fonctionnelles. La recherche ne se reflète pas dans la production d'appareil de soudure du fait que les producteurs continuent à viser la miniaturisation et l'allègement du matériel. Seulement les producteurs européens et japonais font des efforts pour diminuer la consommation d'énergie électrique.

La miniaturisation, l'électronique, la mécanique de précision et la haute technologie réclament l'assemblage des matériaux de plus en plus diversifiés imposant des exigences impossibles à rencontrer par les procédés de soudage actuels.

Dans son article, publié en 1993, Yamamoto [2] précise que les nouvelles recherches devront se concentrer surtout sur l'analyse des phénomènes, liés à l'arc de soudage et sur la manière de maîtriser ces phénomènes par des paramètres externes.

À cette lumière, ce rapport présente les résultats d'un travail de recherche appliqué, obtenus sur un nouveau procédé de soudage de goujons par décharge des condensateurs. Ce procédé réduit la zone thermiquement affectée (ZTA). De plus, étant donné que le bruit électromagnétique est extrêmement réduit dans ce procédé de soudage, il est compatible à l'automatisation et à la robotisation de la fabrication.

La revue de littérature au chapitre 1 examine brièvement les travaux réalisés dans le domaine du soudage de goujons au pistolet et des études sur ZTA. Dans le chapitre 2, on présente les notions de base sur le soudage à l'arc. Au chapitre 3, on présente les procédés de soudage de goujons au pistolet et un bref survol sur l'état de l'art dans le domaine. Le chapitre 4 contient la présentation d'un nouveau concept de soudage par décharge des condensateurs. L'évaluation numérique des principaux paramètres de soudage et la validation des résultats avec un logiciel de simulation sont présentées dans

le chapitre 5. Le chapitre 6 décrit les étapes de modification d'un appareil commercial.

Les essais faits avec l'appareil modifié et les résultats sont présentés dans le chapitre 7.

La présentation du simulateur de l'Université de Tokyo est présentée dans l'annexe 1.

CHAPITRE 1

REVUE DE LITTÉRATURE

Ce chapitre fait le survol de l'état de l'art dans le domaine du soudage à l'arc de goujons au pistolet et du soudage de goujons par décharge de condensateurs. Un accent particulier est donné à l'étendue de la ZTA (zone thermiquement affectée) dans les pièces soudées par ces procédés.

1.1 SOUDEGE À L'ARC DES GOUJONS AU PISTOLET

Dans l'article de Geffroy (1946) [3] est présenté le procédé de soudage à l'arc au pistolet (ou procédé Nelson breveté en 1939). Décrit brièvement, le soudage de goujons au pistolet est un procédé de soudage en courant alternatif basé sur la fusion directe des pièces (les deux pièces jouent le rôle des électrodes).

J. Sarazin (1950) [4] propose une technique de soudage au pistolet en courant continu comme alternative au procédé de Nelson. Dans son article, l'auteur présente brièvement le principe du procédé, une description de l'appareil, les résultats des essais mécaniques et les aspects métallurgiques du procédé. Les résultats des essais ont mis en évidence la supériorité du procédé de soudage de goujons au pistolet sur celui de soudage à l'arc libre. Le goujon soudé au pistolet présente une section entière de métal fondu et l'effet de forgeage. L'auteur élimine le phénomène de soufflage magnétique,

limite pour la plupart des procédés de soudage en courant continu, par une très bonne prise de masse. En première sont présentés deux appareils de soudage au pistolet fonctionnant en régime semi-automatique et automatique.

Granjon et Bouverot (1961) [5] présentent l'utilisation du flux solide ou granulaire et l'interposition d'une férule réfractaire pour améliorer les performances de soudage des goujons. Ils présentent aussi la méthode Graham de soudage de goujons à béton.

1.2 SOUDEGE DES GOUJONS PAR DÉCHARGE DES CONDENSATEURS

Le principe de soudage avec l'énergie emmagasinée dans des champs magnétiques est présenté en première de Sciaky (1944) [6].

Klemperer, Belmont et Mars (1944) [7] présentent le premier appareil de soudage avec condensateurs, Condenser Welding, et réglage inductif des cycles de chargement et déchargement.

Johnson et Leathers (1948) [8] présentent «Energy Storage Apparatus». Les auteurs décrivent dans leurs brevets un dispositif de protection des circuits à une décharge accidentelle des condensateurs. Ils proposent aussi un stockage inductif de l'énergie comme alternative au stockage dans les condensateurs.

L'appareil de soudage par décharge des condensateurs réalisé par Omark Industries (USA) est présenté par Gerboux (1961) [9]. Le principe de fonctionnement de l'appareil repose sur des circuits RC à deux cycles (chargement et déchargement). Le procédé permet de souder de la tôle (vernée ou plastifiée à l'envers) sans altération du fini de surface. La pénétration de fusion est de 0,25 mm pour un goujon de 4,2 mm. La capacité de la batterie des condensateurs est de 0,04 à 0,08 F.

Devis (1992) [10] présente la dernière génération d'appareillage pour le soudage de goujons par décharge des condensateurs. Les améliorations touchent seulement la capacité de la batterie des condensateurs (jusqu'à 0,2 F), la vitesse de soudage et l'utilisation de milieu protecteur (argon) pour le soudage des métaux non ferreux.

1.3 ZTA (ZONE THERMIQUEMENT AFFECTÉE)

Aucune information n'a été trouvée sur la zone thermiquement affectée dans les pièces soudées par les procédés de soudage de goujons au pistolet.

Dans la littérature de spécialisées dans le soudage par décharge des condensateurs, les informations sont très faibles, faute de quoi on a fait appel à d'autres sources, principalement à l'Internet.

Même situation sur Internet, nous n'avons trouvé aucune information de base, de principe de fonctionnement ou d'approches théoriques sur le soudage par décharge des condensateurs.

Le seul site WEB qui nous a permis d'adapter leurs logiciels de simulation «Welding Heat Conduction Simulator» pour l'étude de la problématique de soudage de goujons par décharge des condensateurs est celui de NRIM (National Research Institute for Metals). Le simulateur de NRIM et de l'Université de Tokyo est capable de reproduire les conditions caractéristiques d'un soudage à l'arc à partir d'un modèle de sources de chaleur. Le système interactif de simulation permet la détermination de l'étendue de la ZTA, de la pénétration, du cratère, de la dureté et de la composition de la microstructure dans la ZTA et dans le cordon de soudure. Le simulateur est amplement présenté dans l'annexe 1.

Les logiciels et les simulateurs consultés, mais inutilisables pour notre recherche, sont :

- «MAVIS» de l'Université de Wales est un simulateur 3D pour le transfert de chaleur dans les pièces chauffées par l'effet Joule. Inaccessible pour le public.
- «Solving the heat conduction equations with FEM» et le simulateur «Test Heat» de l'Université d'Oslo. C'est un simulateur interactif avec le choix des méthodes

d'analyse. Le logiciel peut résoudre seulement les modèles de transfert de chaleur avec solution linéaire «1 D Heat Equation».

Les catalogues des producteurs des équipements de soudure et les brevets présentés sur l'Internet nous ont permis seulement de connaître les tendances actuelles dans le domaine de soudage par décharge des condensateurs.

Les recherches démontrent d'une part l'existence du procédé de soudage par décharge des condensateurs depuis de 50 ans. Il est resté pratiquement inchangé depuis son apparition. D'autre part, le potentiel réel présenté par ce procédé de soudage pour l'automatisation et la robotisation représentera de forts arguments (vitesse de soudage de 10^{-3} secondes et bruit électromagnétique minime) pour la recherche.

CHAPITRE 2

PHYSIQUE DE SOUDAGE À L'ARC

On ne peut pas parler de soudage sans définir la physique de l'arc électrique. La première section de ce chapitre décrit la structure de l'arc lors du soudage. Dans la deuxième section, on analyse les aspects thermiques du phénomène. La dernière section est dédiée à la ZTA.

Puisque les caractéristiques d'une soudure dépendent du flux thermique généré lors du soudage, ce dernier sera analysé afin d'évaluer son influence sur des paramètres tels que l'énergie appliquée, la vitesse de soudage, la protection de l'arc et la nature des électrodes. Le champ thermique autour du bain de fusion dépend de la distribution de la température dans la pièce, du champ d'émission thermique en surface et de la zone thermiquement affectée. Le soudage électrique à l'arc avec électrode est présenté à la figure 2.1.

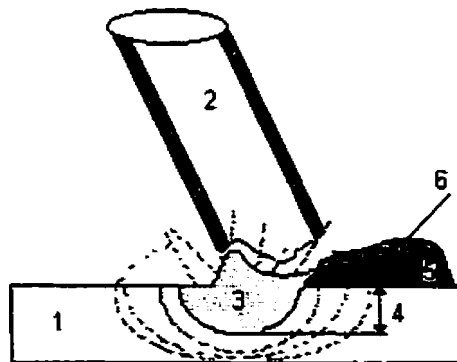


Figure 2.1 - Soudure à l'arc avec électrodes enrobées : 1- métal de base, 2- électrode, 3- bain de fusion, 4- pénétration, 5- métal solidifié (zone composée), 6- laitier de protection.

2.1 DÉFINITION ET MÉCANISME DE L'ARC

L'arc électrique est la manifestation d'une émission d'électrons provenant d'une cathode, portée à l'incandescence, venant à bombarder l'anode à une très grande vitesse. Ce bombardement provoque l'ionisation des molécules neutres (un milieu généralement isolant) par choc, entraînant une forte élévation de température qui permet la fusion des extrémités des deux pièces mises en contact.

On distingue trois zones dans un arc électrique : la zone cathodique, la colonne de l'arc et la zone anodique, zones présentées schématiquement à la figure 2.1.1.

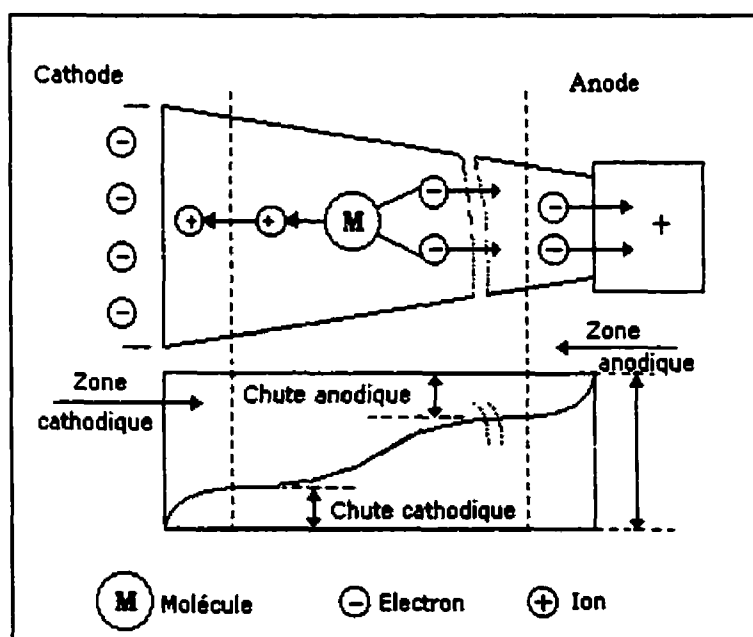


Figure 2.1.1 - Caractéristiques de l'arc électrique [11]

La zone cathodique est la zone positive de l'arc. Elle se caractérise par une forte émission électronique. Le spot cathodique est très petit et il se déplace avec une grande vitesse vers l'endroit où l'énergie d'extraction est minimale.

La densité de courant du spot est très élevée, ce qui détermine un fort échauffement de la cathode.

Des valeurs estimées de la densité du courant pour des arcs avec cathodes thermoioniques ($10^6 - 10^8 \text{ A/m}^2$) et non thermoioniques ($10^{10} - 4 \times 10^{12} \text{ A/m}^2$) ont été obtenues par observation indirecte ou calcul direct [11].

La chute de tension est de l'ordre de 10 V pour une zone de longueur 10^{-4} mm. Le champ électrique est donc de 10^5 V/mm , valeur à partir de laquelle l'émission des électrons est possible.

La colonne d'arc est la zone électriquement neutre en ensemble et aussi la zone plus chaude de l'arc. Les électrons plus nombreux et moins lourds se déplacent tous vers l'anode à une vitesse d'environ 10^3 m/s (Robertson, 1938) [11] ou 10^2 m/s (pour des petites électrodes Wienecke, 1955) [11], tandis que les ions plus lourds se dirigent soit vers l'anode (ions +), soit vers la cathode (ions -) à une vitesse de 1-10 m/s environ. Les vitesses des électrons sont déterminées pour des pressions proches de la pression

atmosphérique. À vide, la vitesse des électrons émis par une surface en cuivre est de 10^4 m/s (Reece, 1963) [11].

La zone anodique est électriquement négative. Les émissions ioniques dues aux collisions entre les atomes du métal sont la caractéristique principale de cette zone.

Bruit électromagnétique

Dans la littérature de spécialité, le bruit électromagnétique est défini comme les variations des champs électromagnétiques entourant l'arc. Puisque la tension et la longueur de l'arc sont interdépendantes, toutes les variations en longueur entraînent des variations en tension. Les modifications de tension génèrent le bruit électromagnétique. À une intensité donnée, la dépendance longueur-tension de l'arc est linéaire lorsque la chute de tension dans la colonne de l'arc devient prépondérante sur la chute de tension dans la zone anodique et cathodique.

2.2 TRANSFERT THERMIQUE DE L'ARC AUX PIÈCES

Du point de vue de la théorie cinétique-moléculaire une fois l'arc amorcé, le niveau énergétique à l'anode augmente. Cette augmentation est due à l'impact du spot cathodique avec la surface de l'anode. Les électrons cèdent à la surface de l'anode leur énergie thermique (cathode chaude), l'énergie cinétique (due à l'accélération à travers la

colonne de l'arc) et leur énergie d'extraction. De la même manière, la température de la cathode augmente cette fois par les collisions des ions positifs (générés dans la colonne de l'arc) qui cèdent leur énergie cinétique à la surface de la cathode. Du point de vue macromoléculaire, le transfert de chaleur de l'arc vers l'anode se fait par conduction, convection et radiation.

Le taux de chaleur transférée par conduction dépend de la conductibilité thermique du gaz, de la section de l'onde et du gradient de température de l'arc près de l'anode. Le taux de chaleur transféré par convection dépend de la surface de l'anode et du gradient de température à l'interface arc-anode. Le transfert de chaleur par radiation suit la loi de Stefan-Boltzman, donc dépend de l'émissivité de l'arc et de l'absorptivité du bain de fusion. L'émissivité de gaz à la température de l'arc se situe entre 1 % et 0.1 % tandis que pour le bain, c'est autour de 3 %. Les pertes par radiation sont peu importantes, représentant 1 % de la puissance fournie à l'arc. La puissance dissipée dans les pièces représente environ la moitié de la chaleur transférée aux pièces et au moins le quart de la puissance totale fournie à l'arc.

2.3 DIFFUSION THERMIQUE DANS LA PIÈCE

À mesure que la puissance calorifique est transférée aux pièces, il y a une libération de chaleur à un taux égal dans la zone du bain de fusion. L'intensité de la source augmente et un point est atteint ($P_v \sim 10^9 \text{ Wm}^{-2}$) où la source est capable de vaporiser le métal

aussi bien que de le fondre. La pression générée par la vapeur émergente du métal réduit alors le bain de fusion, jusqu'à ce que cette pression soit équilibrée par la pression hydrostatique et la tension de surface. La soudure est commencée [12].

Le flux thermique qui se propage dans les pièces peut être calculé à l'aide de l'équation de diffusion thermique de longueur et de l'équation de la conservation de l'énergie [12].

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial Y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial Z^2} \right) \quad (2.3.1)$$

$$q = -\frac{\partial T}{\partial t} \rho_s c_p \quad (2.3.2)$$

$$\alpha = \frac{k_s}{\rho_s c_p} \quad (2.3.3)$$

où α est la diffusivité thermique, k_s est la conductibilité thermique, c_p la chaleur spécifique à pression constante et ρ_s la densité de matériel.

Donc, la distribution de ce flux dépendra de plusieurs facteurs comme la conductibilité thermique et la diffusivité qui sont propres au métal de base. La propagation du flux thermique dépendra aussi de l'épaisseur des plaques, de la vitesse de soudage et de la puissance transférée aux pièces.

Les effets de convection, de la pression du plasma, de la tension superficielle et du soufflage magnétique dans le bain de fusion influenceront eux aussi la distribution de température dans la plaque et la géométrie du bain de fusion de la soudure.

Une augmentation dans la densité du courant augmentera la portée des isothermes, mais n'affectera pas leur forme. Une modification des propriétés physiques du métal de base (acier ou aluminium) influencera la forme et la portée des isothermes, ce qui les rend dépendantes des matériaux à souder.

L'augmentation de la vitesse de soudage (rapprochera les isothermes en avant du bain concentrant la chaleur plus près de la source) diminue la quantité de chaleur transférée aux pièces et, par conséquent, la géométrie du bain de fusion. Quand la vitesse de soudage est beaucoup plus grande que la vitesse de diffusion thermique, alors le flux thermique sera plus élevé dans une direction perpendiculaire que dans d'autres positions. Sur cette base, un cycle thermique pour un point donné dans le métal de base peut être représenté par un simple diagramme température-temps (figure 2.3.1).

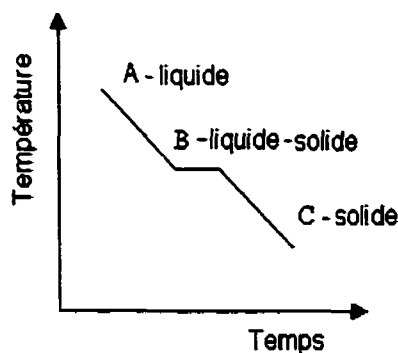


Figure 2.3.1 - Diagramme de solidification (métal pur)

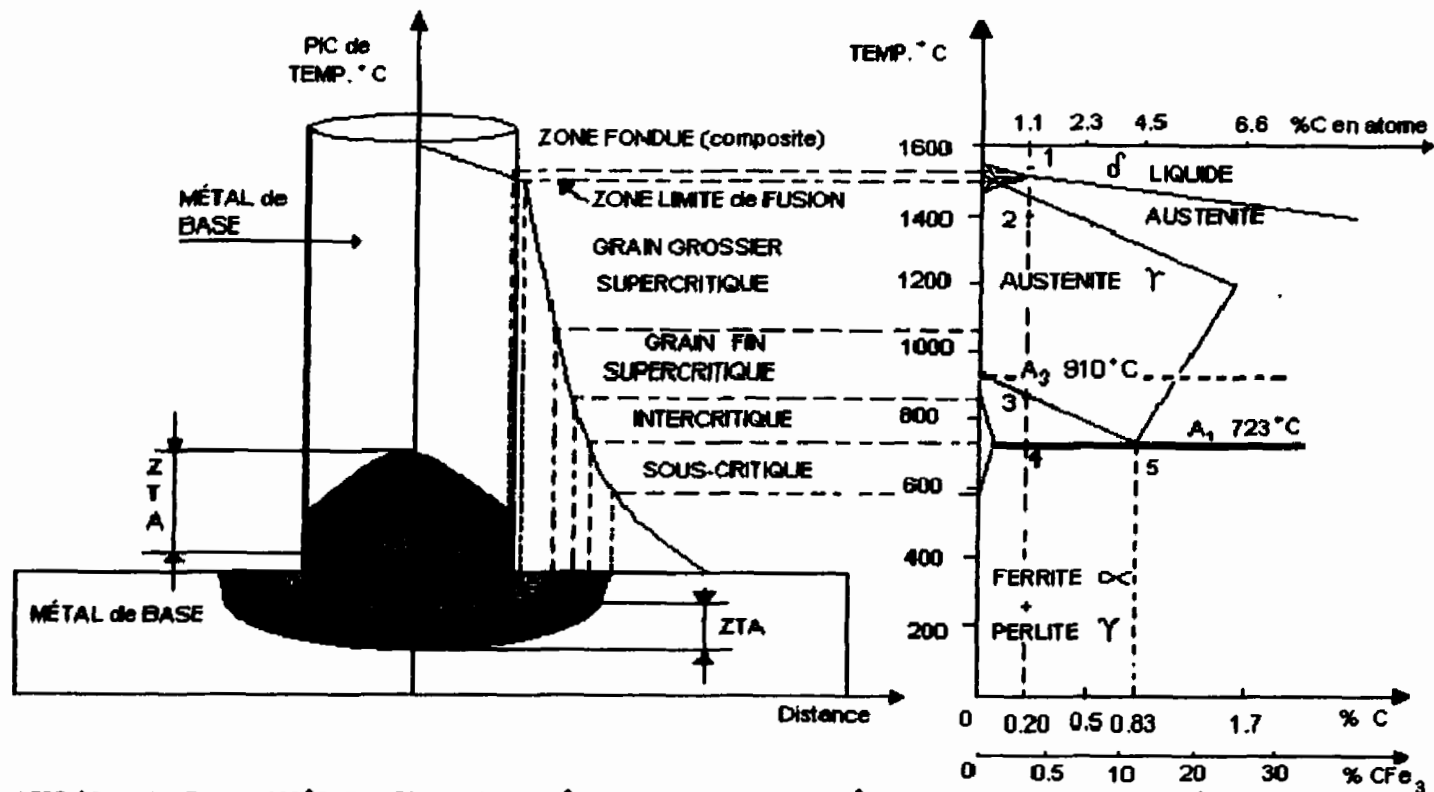
De ce diagramme, on tire des informations sur les taux de refroidissement, donc sur la qualité de la soudure. Cela nous permet, notamment, de prévoir l'étendue et la composition de la zone thermiquement affectée.

2.4 ZONE THERMIQUEMENT AFFECTÉE DANS LES PIÈCES

La zone thermiquement affectée (ZTA) est définie comme étant la zone dans laquelle les propriétés mécaniques des matériaux (métal de base et d'apport) changent dû à la soudure. Ces changements sont directement liés aux transformations dans la microstructure générées par le refroidissement de la soudure. Les zones spécifiques de la ZTA peuvent être définies à l'aide du diagramme Fe-C présenté à la figure 2.4.1 en corrélation avec l'état thermique instantané de la zone de soudage.

2.4.1 Structure de la zone thermiquement affectée

- **La zone supercritique adjacente** est située à la zone limite de fusion et se caractérise par des grains grossiers. Sur le diagramme Fer-Carbone, la zone supercritique adjacente est située à un point inférieur de la température de solidification (1495°C) et à un point supérieur à la température de recristallisation (1000°C), étant la zone de coexistence de l'austénite et de la ferrite. La dimension de la zone supercritique adjacente est sous le diamètre d'un grain.



1500 °C LIQUIDE. : 1400 °C SOLIDE : 1400-910 °C FER GAMMA : 910-723 °C. AUSTENITE-FERRITE : 723-0 °C FER ALPHA

1510 - 1400 C FER DELTA (système semblable au FER ALPHA)

Figure 2.4.1 ZTA et les principales zones de la soudure

- La zone supercritique (ou la zone de fixation) est adjacente à la zone supercritique grains grossiers et se caractérise par des grains fins. La zone de fixation prévient les mouvements des grains. Sur le diagramme Fer-Carbone, la zone supercritique est située à un point supérieur à 1000°C et à un point inférieur à la ligne A₃ où l'austénite se transforme en ferrite.

- La zone intercritique est située au-dessus de la zone de fixation et se caractérise par des grains relativement grossiers. Dans le diagramme Fe-C, elle correspond à un point inférieur à la ligne A₃ et A₁. Ici, le métal de base ferritique commence à se transformer en austénite.

- La zone sous-critique est située entre la zone intercritique et le métal de base non affecté par le pic de température et se caractérise par des larges grains sphériques. Sur le diagramme Fer-Carbone, la zone commence après A₁ typique pour la perlite et ferrite.

La solidification se produit suivant un des trois modèles de croissance cristalline (planaire, cellulaire, dendritique) présentés à la figure 2.4.1.1. La croissance planaire se produit pour des compositions semblables du métal fondu et du métal de base. La croissance cellulaire se produit s'il y a une légère différence en composition entre le métal fondu de la soudure et le métal de base. La croissance dendritique se produit s'il y a une plus grande différence de composition entre le métal fondu de la soudure et le

métal de base. Les deux derniers modèles de croissance sont caractéristiques pour les refroidissements en surfusion.

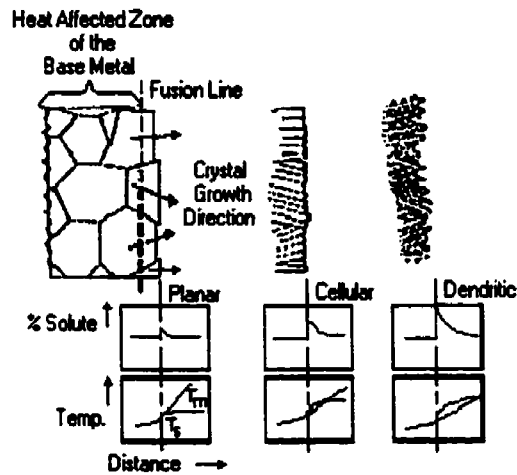


Figure 2.4.1.1 - Modèles de croissance cristalline[13]

Les valeurs du gradient de refroidissement influencent directement les structures et l'étendue de la ZTA (figure 2.4.1.2).

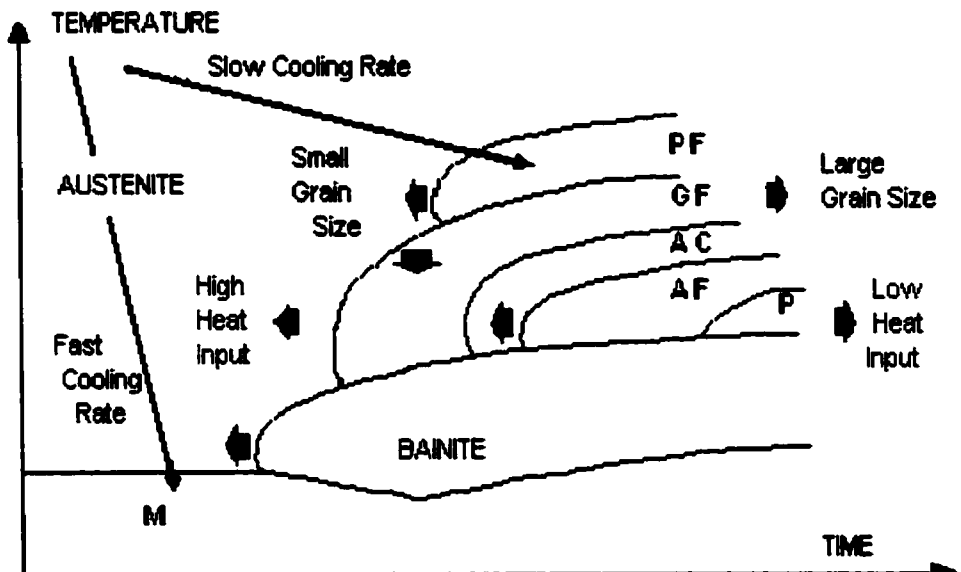


Figure 2.4.1.2 - Influence du gradient de refroidissement sur la solidification [13]

L'influence du cycle thermique de soudage sur les dimensions du grain du métal de base est présentée à la figure 2.4.1.3.

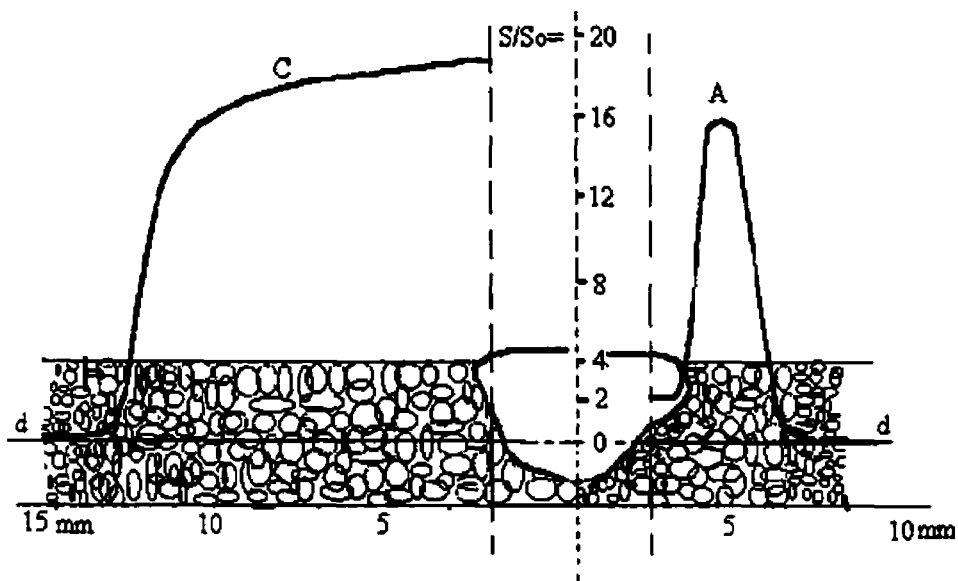


Figure 2.4.1.3 - Influence du cycle thermique de soudage sur la dimension du grain du métal de base [14]
 Courbe C : procédé oxyacétylénique; Courbe A : procédé électrique

Le diagramme de la phase Fer-Carbone est basé sur l'équilibre de refroidissement comme un processus très lent. La réalité dans le soudage est bien différente. Les taux de refroidissement peuvent être lents, moyens, rapides et très rapides.

Vitesse de refroidissement très lente

Considérant le cas de l'acier de construction (0,10-0,20 %C) en partant de l'état liquide, avec passage progressif de cet état à l'état solide, suivi d'un refroidissement lent (Figure 2.4.1), la solidification et le refroidissement ont lieu en plusieurs phases.

Aux environs de 1500°C, le fer commence à se solidifier. La ligne délimitant l'état liquide est franchie en (1). Les atomes s'assemblent autour des germes et forment, comme dans le fer gamma, des mailles cubiques à faces centrées; la structure est austénitique. Pendant un certain intervalle de température, l'acier demeure à l'état pâteux. Des grains d'austénite se trouvent dispersés dans le métal liquide. La solidification se poursuivant, la ligne de solidification totale est franchie en (2). Les grains solides d'austénite contiennent, en solution d'insertion, des atomes de carbone.

Cette phase austénitique se maintient jusqu'au point (3) de la ligne A3. À partir de ce point, l'austénite commence à se transformer en ferrite; les atomes changent de système de cristallisation et passent au système cubique centré.

La transformation est accompagnée d'une nouvelle répartition du carbone dans les grains car la ferrite ne peut dissoudre que très peu de carbone (maximum 0,02 % à 723°C) par rapport à l'austénite (maximum 1,7 % à 1130°C). Les grains d'austénite s'éliminent peu à peu en libérant du carbone.

Au point (4) de la ligne A1 (723°C), l'austénite disparaît totalement. Le carbone en excès se combine avec une certaine quantité de fer et forme de la cémentite (perlite ou cémentite Fe_3C présentant l'aspect de la nacre). La cémentite, composé dur et fragile, ne se répartit pas uniformément dans la ferrite sous forme de particules, mais elle se

dispose avec celle-ci en fines lamelles alternées. Au-dessous de la ligne A_1 , l'acier se compose donc de grains de ferrite et de perlite.

Tous les phénomènes précités sont inverses lorsque, au lieu de passer de l'état liquide à l'état solide, le métal passe de l'état solide à l'état liquide. En conséquence, le point de fusion d'un acier baisse à mesure que sa teneur en carbone croît.

Vitesse de refroidissement lente

Dans la zone composite de soudage, la ferrite commence à cristalliser dans des grains austénitiques quand la température de refroidissement arrive immédiatement sous la température A_3 . Le gonflement se fait au long d'un front planaire dans l'austénite. Même si la solubilité du carbone dans la ferrite est réduite, le carbone est expulsé. Une redistribution de carbone (ayant comme résultat la ferrite massive) est efficace en présence d'une température élevée.

Dans la région d'austénite et de ferrite, une haute température combinée à un lent refroidissement permet une rapide diffusion de carbone de la ferrite dans l'austénite. Pour une chute de température sous A_1 , le carbone enrichit la région et l'austénite se transforme en perlite.

Vitesse de refroidissement moyenne

De nouveau, la ferrite commence à cristalliser dans des grains polygonaux, le gonflement se fait le long d'une direction planaire. La redistribution du carbone est moins efficace que dans le cas précédent.

Vitesse de refroidissement rapide

À cette cadence de refroidissement, A1 est enfoncé au-dessous de 690°C et le carbone a peu de temps pour diffuser dans l'austénite comme une forme de ferrite granulaire (GF). Le carbone diffuse en se concentrant au long des précipités de GF comme des aiguilles. Ce type de microstructure est connu comme bainite supérieure (b).

Vitesse de refroidissement très rapide

Dans le cas d'une vitesse de refroidissement très rapide, les principales microstructures présentées sont les bainites et les martensites. Si le rythme de refroidissement permet la diffusion de carbone, la bainite commence sa germination en couches minces d'une croissance rapide. La bainite inférieure est également présente. Puisque la diffusion de carbone est très lente, il y a la martensite (m). Quand aucune diffusion de carbone n'est permise par le rythme de refroidissement, les microstructures formées sont des martensites à bas contenus de carbone.

La formation de martensite devrait être artificiellement mise en valeur par un apport très bas de chaleur et un refroidissement rapide (c'est-à-dire exposition de soudure à des températures inférieures à zéro ou la soudure sous-marine).

Si la solidification est rapide et très rapide (figure 2.4.1.4), ce qui est le cas dans la plupart des conditions pratiques de soudage, il peut être utile de retarder ou de supprimer volontairement certaines transformations par l'apport d'autres éléments d'alliage. L'intervalle de solidification est plus ou moins grand suivant la teneur du métal en chacun des constituants. L'effet de l'apport des éléments d'alliage sur les températures de changement d'état est présenté dans les figures 2.4.1.5 et 2.4.1.6.

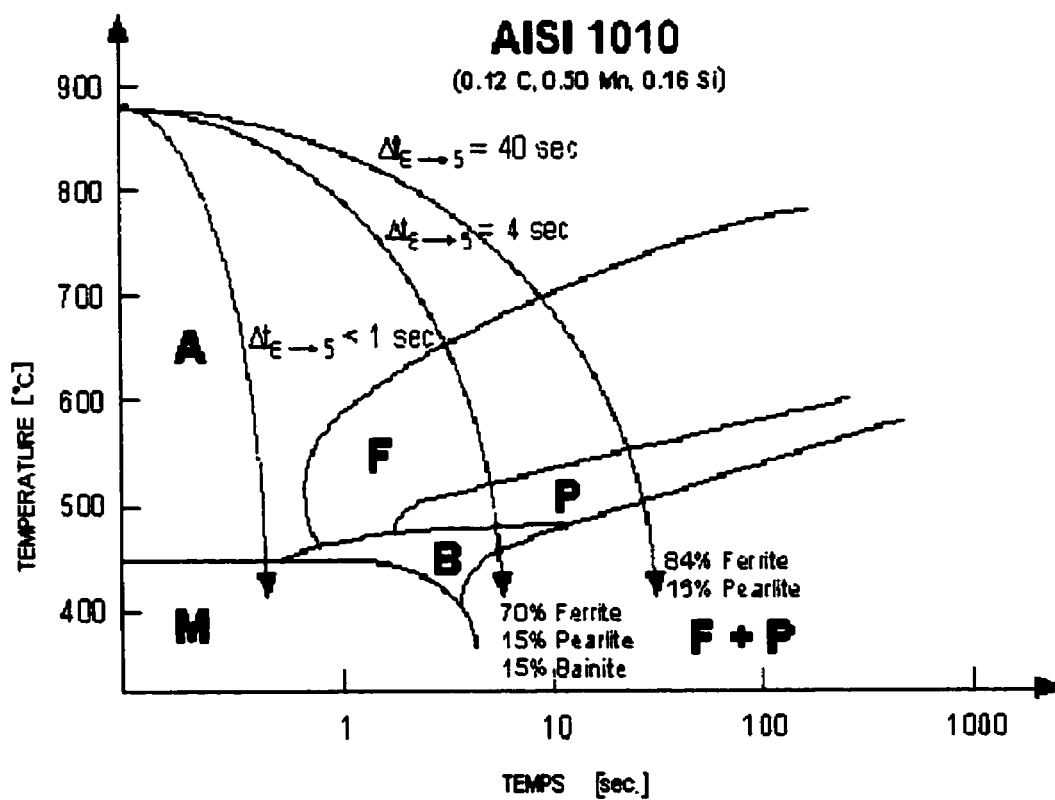


Figure 2.4.1.4 - Influence du chauffage et du régime de refroidissement sur la microstructure de métal [13]

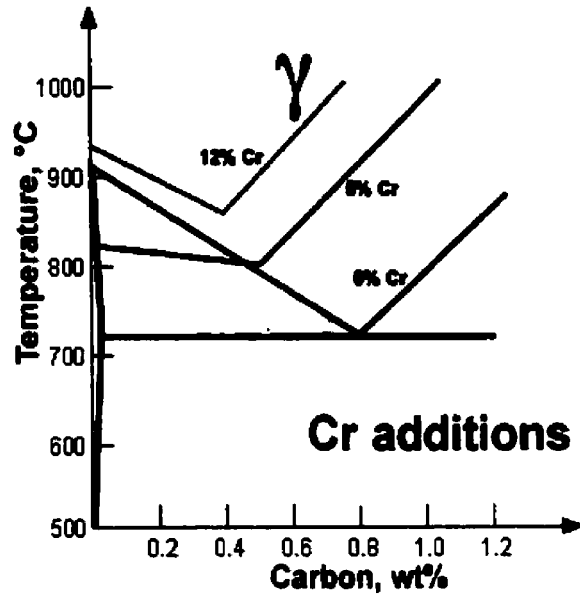


Figure 2.4.1.5 - Variation des températures de transformation en fonction de la quantité de chrome ajouté [13]

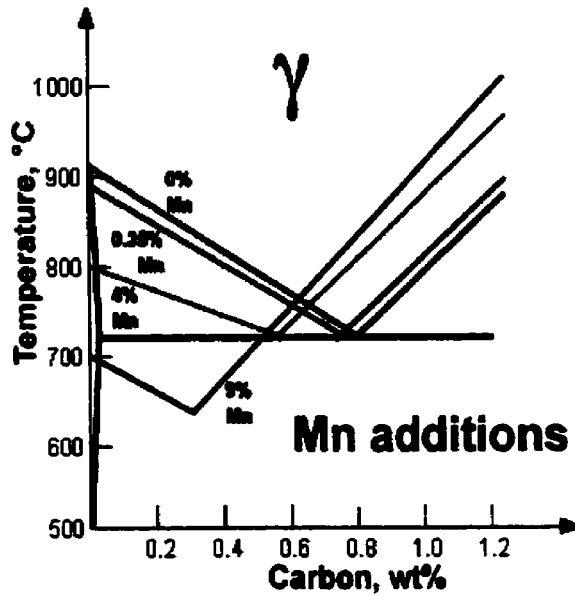


Figure 2.4.1.6 - Variation des températures de transformation en fonction de la quantité de manganèse ajouté[13]

CHAPITRE 3

PROCÉDÉS DE SOUDAGE À L'ARC

Le chapitre présente brièvement les procédés de soudage à l'arc électrique et leurs principales caractéristiques.

Le type de décharge appelé «arc électrique» a été mis en évidence pour la première fois par Davy et Ritter en 1808 [15] entre deux électrodes de carbone en position horizontale. La première application, en vue du soudage, d'un arc allumé entre deux électrodes non fusibles en carbone est due à Auguste de Méritens (1881)[15]. Puis, en 1888, le Russe Bérnados [15] se servit d'un arc établi entre une électrode en carbone et une pièce en fer. En 1888, N.G. Slavinoff [15] employa à cet effet une électrode fusible nue en acier et on le considère généralement comme l'inventeur du soudage avec électrode métallique.

Avec le développement des sources d'énergie, de nouvelles techniques de soudage vont apparaître comme le soudage à l'arc de goujons avec pistolet, procédé breveté en 1939 de l'américain Nelson, le soudage par décharge des condensateurs en 1944, comme une variation de soudage à l'arc de goujons (Nelson), le soudage MIG (Metal Inert Gas) en 1950 (le gaz est l'Argon), le soudage MAG (Metal Active Gas) en 1960 (le gaz est le CO₂).

Les deux types de soudage à l'arc électrique et leur classification en fonction des principales caractéristiques sont présentés dans l'organigramme 3.1.

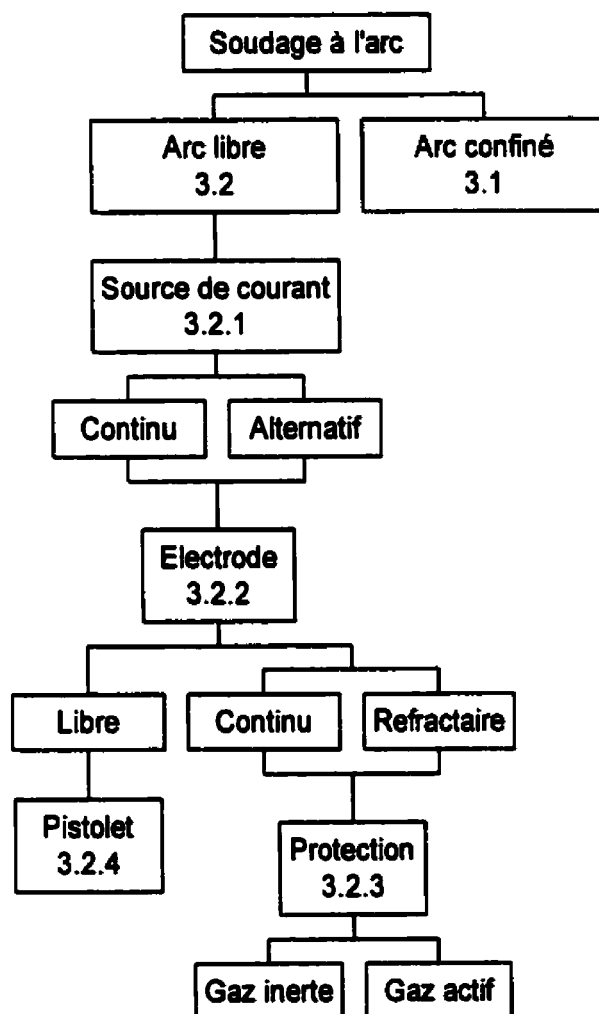


Figure 3.1 - Classification du soudage à l'arc électrique

Types des procédés de soudage à l'arc électrique

Il existe deux principaux procédés de soudage à l'arc : l'arc électrique libre et l'arc électrique confiné.

3.1 ARCS ÉLECTRIQUES CONFINÉS

Dans les procédés à arcs électriques confinés (plasma d'arc), l'arc jaillit entre une électrode réfractaire (tungstène) et la pièce à souder; la colonne d'arc est soumise à une convection forcée et un étranglement, d'où un accroissement de température. L'ensemble des procédés utilisant un arc confiné est qualifié de soudage au plasma. Ce type d'arc est désigné en Europe par TIG (Tungsten Inert Gas) et en Amérique par GTAW (Gas Tungsten Arc Welding).

3.2 ARC ÉLECTRIQUE LIBRE

Dans les procédés à arcs électriques libre à la pression atmosphérique (P_{at}), l'arc jaillit entre la pièce et une électrode fusible qui sert à la fois de conducteur et de métal d'apport ou entre les pièces à souder (procédé SMAW - Shielded Metal Arc Welding). Ce type d'arc est utilisé dans les procédés MIG ou MAG, les deux derniers de désignation européenne. En Amérique, ces deux sont réunis sous le sigle GMAW.

Le soudage à l'arc de goujons (Stud Arc Welding) et le soudage par décharge de condensateur (Capacitor Discharge Stud Welding) font partie aussi du premier type d'arc, à la différence que l'arc jaillit entre les deux pièces à souder.

3.2.1 Sources de courant

Les sources statiques (les plus utilisées) du courant sont de type transformateur redresseur pour courant continu, transformateur et convertisseur de fréquence pour courant alternatif. Pour rencontrer les exigences d'un fonctionnement correct de l'arc, les sources de courant doivent avoir une caractéristique tension-intensité de la forme présentée à la figure 3.2.1.1.

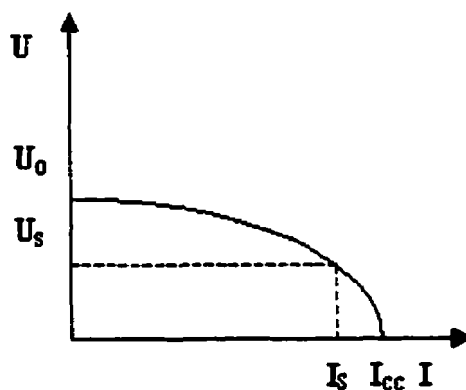


Figure 3.2.1.1 - Courbe caractéristique d'un poste de soudage [16]

I_{cc} = intensité de courant de court-circuit; U_0 = tension à vide du générateur;

I_s = intensité du courant de soudage

Une source de courant a une caractéristique statique plongeante (figure 3.2.1.1) quand le courant à l'arc est caractérisé par une faible augmentation de l'intensité pour une forte diminution de la tension.

Donc, un fonctionnement correct de l'arc nécessite une intensité I_r maximale du courant limitée, une intensité I_{cc} du courant de court-circuit pas trop intense et une tension à vide U_o supérieure à la tension d'amorçage U de l'arc.

En fonction de la nature du courant utilisé, les sources de courant pour le soudage à l'arc sont groupées en deux types de sources de courant : source de courant continu et source de courant alternatif.

Courant continu

L'avantage dans l'utilisation d'une source de courant continu est donné par la facilité d'amorçage et d'entretien de l'arc. L'amélioration du facteur de puissance par le redressement du courant constitue un autre avantage majeur d'une source de courant continu. Les sources de courant continu ont comme désavantage le soufflage magnétique (l'arc se comporte comme un conducteur mobile, dévié par le champ magnétique induit par le courant de soudage). Le soufflage magnétique produit des arcs multiples entre l'extrémité de l'électrode et la pièce, en divers points, en même temps.

Courant alternatif

Une source de courant alternatif a deux principaux avantages. Un premier avantage est l'utilisation d'un simple transformateur (car le courant de distribution du réseau est aussi alternatif) pour abaisser la tension et le deuxième est l'absence du phénomène de soufflage magnétique. L'instabilité de l'arc (car il refroidit à chaque alternance) en courant alternatif est le principal désavantage.

3.2.2 Électrode

Les électrodes utilisées dans les procédés de soudage à l'arc peuvent être de type libre, continu et réfractaire. L'électrode libre (fusible) est une électrode d'une longueur finie, elles peuvent être protégées (enrobées) ou non protégées tel que le cas particulier de soudage au pistolet de goujons (voir 3.2.4). L'électrode fusible continu est une électrode de type fil de longueur variable (procédés MAG ou MIG). L'électrode réfractaire (habituellement en tungstène) est non fusible, donc le matériel d'apport est indépendant de l'électrode (procédé TIG).

3.2.3 Protection

Dans le soudage à l'arc, la protection est assurée de deux manières :

- protection par flux solide (enrobage) utilisée dans les procédés de soudage manuel et automatique (procédé SMAW) ;
- protection par gaz actif (ou inerte) utilisée dans les procédés semi-automatiques; le choix du type de gaz est fonction des matériaux à souder.

3.2.4 Soudage des goujons au pistolet

Le soudage des goujons au pistolet est une variante de soudage à l'arc libre à pression atmosphérique. Ce procédé consiste à fixer par soudage, sur une paroi métallique, «un goujon», c'est-à-dire une pièce métallique de forme allongée, en général de section circulaire, dont le diamètre peut varier de 3 à 25 mm, et de réaliser par l'intermédiaire de ces goujons les assemblages les plus hétérogènes (Séférian, 1954) [17]. Procédé très simple et surtout très économique, il permet un travail sûr et rapide même sur des tôles minces sans déformation ou altération du côté opposé de la soudure du goujon.

Description du procédé

Il suffit de placer le goujon dans un pistolet relié à un générateur de courant (courant alternatif ou courant continu), d'appuyer le goujon contre la tôle et de presser la gâchette du pistolet qui commande le cycle de soudage. Le soudage est presque instantané. Le principe du soudage au pistolet s'apparente à celui du procédé à l'arc, d'une part, par le fait que la fusion de l'extrémité du goujon est obtenue par un arc

(fonctionnant à une tension de 25 à 65 V) et, d'autre part, par l'intervention d'un flux jouant le même rôle que l'enrobage d'une électrode (Séférián, 1954) [17]. La différence réside dans l'application d'une pression de courte durée sur le goujon lors du soudage.

Le système de soudage des goujons au pistolet comporte les composantes suivantes :

- a) l'outil manuel ou pistolet a la fonction de créer l'arc en mettant en contact le goujon et la paroi métallique et en s'éloignant aussitôt (pour la version soudage à l'arc) ou d'amortir le choc d'explosion (pour le soudage par décharge de condensateur);
- b) le module de commande maintient la fermeture du circuit de soudage pendant toute la période de l'existence de l'arc et permet le réglage des paramètres de travail;
- c) le générateur de courant alternatif ou continu avec stabilisateur de l'arc pour soudage à l'arc et générateur de courant continu avec une batterie de condensateurs pour le soudage par décharge de condensateur et rectificateur de front;
- d) le dispositif de commande à distance facilite l'utilisation du procédé dans les systèmes semi-automatiques.

En fonction de la source de courant utilisée, le soudage de goujons se présente sous deux variantes fondamentales : le soudage à l'arc en courant alternatif et en courant continu.

En courant alternatif, les séquences de fonctionnement sont présentées à la figure 3.2.4.1.

Séquence a

- Mettre en contact le goujon et la paroi métallique.

Séquence b

- Soulever le goujon (électro-aimant) de la tôle pour amorcer un arc et maintenir l'arc jusqu'à la période de fusion en présence d'un flux protecteur désoxydant placé à l'extrémité des goujons.

Séquence c

- Pousser le goujon dans le métal en fusion (l'action de la pression provoque un forgeage de la soudure) et la protection du métal en voie de solidification par une bague en céramique appelée «ferrule».

Séquence d

- Soudage complet de 3 à 8 secondes.

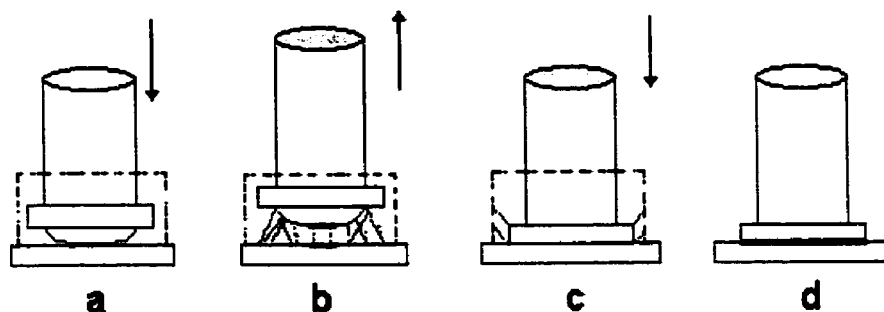


Figure 3.2.4.1 - Séquences du soudage à l'arc de goujons au pistolet

Avantage

La meilleure résistance mécanique des assemblages soudés parmi tous les autres procédés de soudage de goujons au pistolet.

Limites

- Générateur de courant et pistolet de forte dimension
- Bruit électromagnétique à des niveaux élevés (rendant le procédé inapplicable pour le processus de fabrication robotisée ou automatisée)
- Consommation élevée d'énergie
- Zone thermiquement affectée prononcée dans les pièces soudées.

En courant continu, l'arc électrique est généré soit de manière classique, soit par décharge des condensateurs. La première version n'est pas différente du soudage à l'arc de goujons en courant alternatif. La même séquence d'opérations s'applique.

3.2.5 Soudage par décharge de condensateur

Les séquences de fonctionnement du soudage par décharge des condensateurs présentées à la figure 3.2.5.1 sont complètement différentes de celles du procédé décrit au paragraphe 3.2.4. Cette différence provient de son principe de fonctionnement spécifique.

Séquence a

- Mise en contact du goujon avec la paroi métallique

Séquence b

- Décharge de l'énergie emmagasinée dans la batterie des condensateurs, amorçage de l'arc, ionisation, formation du bain de fusion, pressage de goujon dans le bain de fusion par le ressort du pistolet, solidification et soudage complet.

À la mise en marche de l'appareil, la source de courant Tx fournit deux tensions, une tension de 35 V pour la commande de déchargement et une tension redressée (groupe redresseur DR) de 240 V pour le chargement des condensateurs.

Le réglage du courant (potentiomètre réglable P_R) effectué, le chargement de la batterie des condensateurs (C_1) commence par l'intermédiaire du circuit de chargement CC. Une fois arrivée à la valeur de tension choisie dans la batterie, l'alimentation est coupée et l'appareil est prêt pour le cycle de soudage. L'interrupteur K_2 , situé sur le pistolet, commande le cycle de déchargement assuré par le circuit CD (circuit de déchargement). Le contact défait entre la pièce et le pistolet, le cycle de chargement recommence automatiquement. $I(t)$ et $V_c(t)$ varieront différemment dans chaque phase en fonction du temps. Le diagramme de variation des principaux paramètres $I(t)$ et $V_c(t)$ en phase de chargement est présenté à la figure 3.2.5.3.

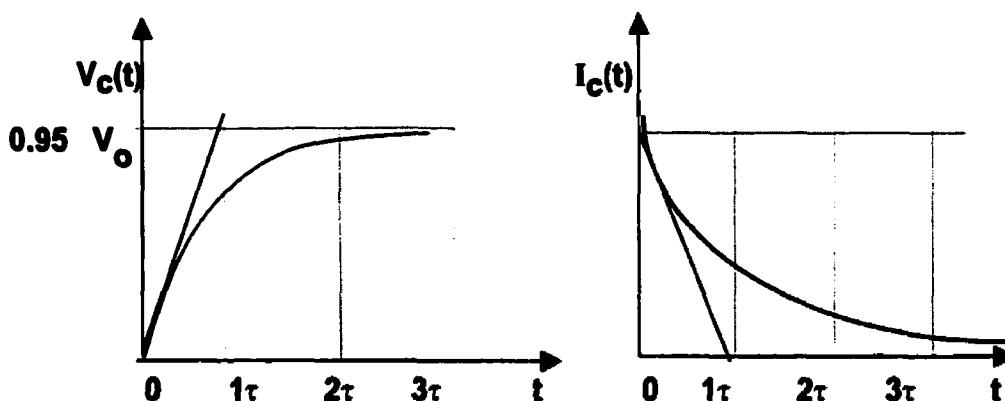


Figure 3.2.5.3 - Variation des paramètres dans la phase de chargement de la batterie des condensateurs en fonction de la constante de temps $\tau = RC$

On observe que la tension dans le condensateur a une croissance exponentielle avec la constante de temps RC . De même, on peut voir que le courant a une décroissance exponentielle en fonction de la constante de temps RC . Dans un condensateur, la tension ne peut pas arriver instantanément à la valeur de tension appliquée; il a besoin de plusieurs constantes de temps RC pour se charger.

La variation des paramètres du travail ($I(t)$, $V_c(t)$ et $V_r(t)$) dans la phase de déchargement est présentée dans le diagramme de la figure 3.2.5.4.

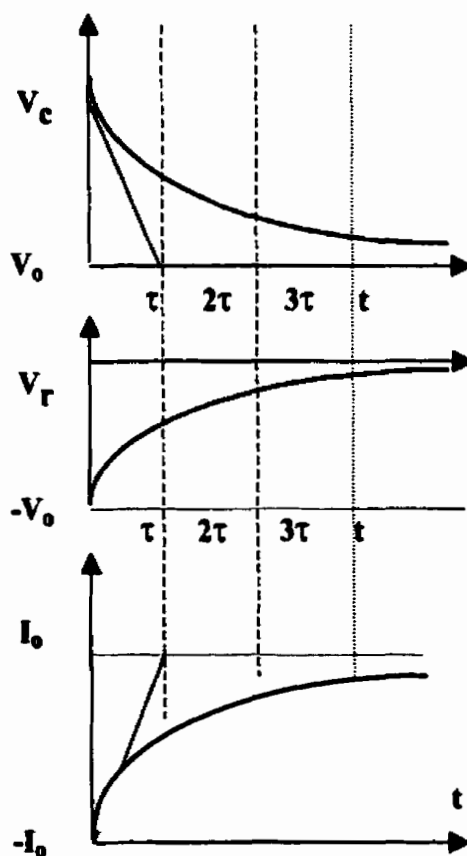


Figure 3.2.5.4 - Variation des paramètres dans la phase de déchargement de la batterie des condensateurs en fonction de la constante de temps $\tau = RC$

Le diagramme nous indique une décroissance exponentielle de la tension dans le condensateur en fonction de la constante du temps $\tau = RC$. La chute de tension (de signe contraire au courant de chargement) sur la résistance de contact a un décroissement exponentiel vers zéro. Le courant est initialement maximal, puis il a une tendance exponentielle vers zéro en fonction des constantes de temps.

Le cycle Have-Duty (cycle de chargement) d'un condensateur est présenté à la figure 3.2.5.5.

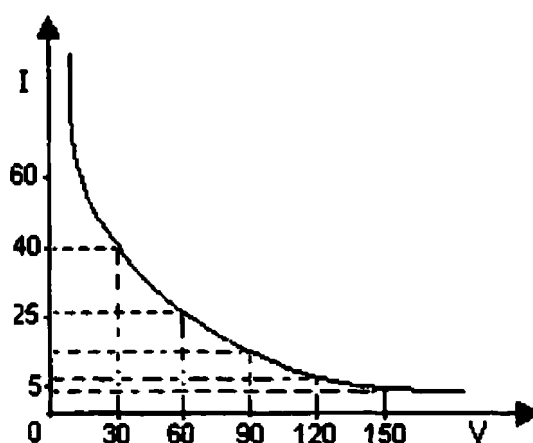


Figure 3.2.5.5 - Cycle de Have-Duty d'un condensateur

Dans un condensateur chargé en tension à 50 % de sa valeur nominale, le courant représente seulement 20 % de sa valeur nominale, ce qui détermine une distribution non uniforme des charges électriques.

Caractéristiques

Les paramètres caractéristiques de ce procédé de soudage sont le faible courant et la tension élevée. L'énergie disponible pour le soudage est en fonction de la capacité de la batterie des condensateurs et de temps de décharge.

Producteurs d'équipements de soudage par décharge des condensateurs

Les progrès constants en composants électroniques ont permis de nos jours la fabrication de matériel d'une grande fiabilité et de haute qualité. Plusieurs compagnies à travers le monde réalisent des appareils de soudure par décharge des condensateurs de petite puissance, particulièrement pour le domaine électronique, mécanique de précision et micromécanique.

Les principaux constructeurs d'équipements de soudage par décharge de condensateurs sont : TWR NELSON, SOUTHERN STUD WELD, PALOMAR STUD WELDING, MORROW Tech. Industrie, CONTINENTAL HEBERLE GENERAL et CUTLASS aux Etats-Unis, SARAZIN, ORIGIN ELECTROD, PHILIPS, KURTCHATOV INSTITUTE et DABOTEK en Europe, MIDWEST ASIA IND et SUNNICE SUPPLIES, STD en Asie.

Caractéristiques des équipements produits par les compagnies mentionnées ci-haut :

Performances

- Diamètre du goujon : de 1 à 13 mm
- Épaisseur de tôle : de 0.4 à 6 mm
- Productivité : de 6 à 24 pièces par minute
- Matériaux : acier, acier inoxydable, alliages cuivreux, aluminium

Paramètres

- Capacité des condensateurs : de 1500 à 168 000 F
- Tension d'alimentation : de 110 à 240 V (60/50 Hz)
- Tension de chargement : de 40 à 420 V
- Temps de soudure : de 0.003 à 0.7 s
- Puissance dans la batterie : de 600 W à 2500 W (voltage de 200 à 420 V)

Avantages

- Facilité d'amorçage et d'entretien de l'arc
- Consommation d'énergie diminuée
- Bruit électromagnétique le plus bas parmi les procédés de soudage à l'arc

- Temps de soudage court
- ZTA diminuée par rapport au procédé de soudage présenté
- Procédé adaptable au processus de fabrication automatisée
- Procédé praticable même pour des soudeurs inexpérimentés

Désavantages

- À puissance élevée, l'efficacité dimensionnelle est réduite
- La concentration des circuits de commande dans un seul module donne des courants parasites et des interférences entre les phases (chargement et déchargement)

À première vue, les systèmes de soudage par décharge des condensateurs présentés semblent performants, mais certains aspects relèvent des limites difficiles à surmonter dans la configuration actuelle. Une de ces limites imposées aux systèmes de soudage par décharge des condensateurs est due aux paramètres de travail.

Limite due à la tension élevée

- Arc soufflé
- Perte énergétique dans les champs magnétiques du transformateur
- Soudage dévié, porosité et inclusions

- **Chargement et déchargement en avalanche apportant une diminution considérable de la vie des composantes électroniques (principalement les condensateurs)**

Limites causées par une faible intensité de courant

- **Instabilité de l'arc**
- **Manque de pénétration, cratère superficiel**
- **Pertes en diélectrique**

Les pertes en diélectrique et l'instabilité de l'arc sont provoquées par un cycle incomplet de chargement du condensateur.

Certaines de ces limites peuvent être surmontées par une approche différente du même principe de fonctionnement, présenté dans le chapitre 4.

CHAPITRE 4

SOUDAGE À CONTACT PAR DÉCHARGE DE CONDENSATEUR

Ce chapitre présente un nouveau concept de soudage par décharge de condensateur qui vise la réduction de l'étendue de la zone thermiquement affectée.

Le concept intitulé soudage à contact par décharge des condensateurs est le fruit d'un travail de recherche de plusieurs années concrétisé en 1989 par la réalisation d'un premier prototype de l'appareil. À la figure 4.1 sont présentés certains types des échantillons d'essais réalisés avec ce prototype.

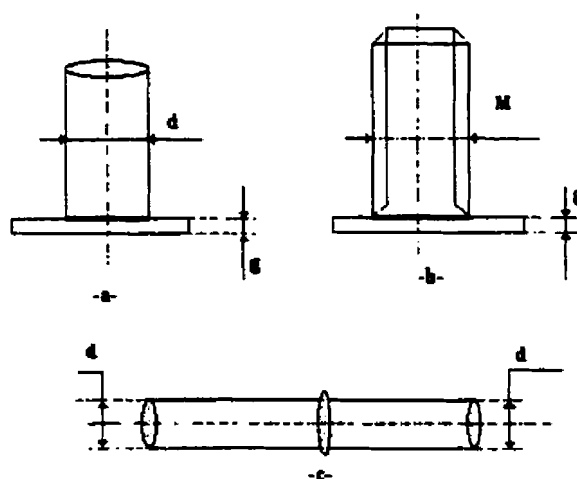


Figure 4.1 - Types des assemblages : a et b - goujons sur tôle, c- goujons bout à bout

Les essais effectués sur les échantillons soudés avec le prototype ont montré des soudures de bonne qualité, sans contrainte et avec une ZTA réduite. Les résultats encourageants des essais nous ont convaincus de poursuivre les recherches.

Le principe de base de ce concept repose sur l'augmentation de niveau énergétique du système de soudage en vue d'améliorer ses performances.

Dans le tableau 4.1 on présente la correspondance entre les performances et le niveau énergétique pour divers procédés de soudage.

Tableau - 4.1 Performances des procédés [12]

	(MIG) (MAG)	(TIG) (TAG)	PLASMA	LASER	EB
Penetration [mm]	0.7 - 8	0.5 - 5	0.1 - 10	0.5 - 200	0.5 - 20
Maximum Power [kW]	2.5	6	15	15	100
Power Density [W/m ²]	3×10^6	3×10^4	$3 \times 10^9 -$ 3×10^{10}	Upto 3×10^{11}	Upto 10^{13}
Distortion	High	High	Moderate	Low	Very Low
Welding speed	Slow	Slow	Medium	Fast	Very Fast

4.1 SÉQUENCES DE SOUDAGE

Les deux séquences de soudage spécifique à ce nouveau concept sont présentées à la figure 4.1.1.

Séquence a

Une fois le contact électrique établi, une première décharge de condensateur produit l'ionisation directe de l'atmosphère (ayant aussi un effet nettoyant sur les pièces).

Séquence b

L'amorçage instantané de l'arc déclenche l'échauffement des extrémités dans la zone de contact; la petite pièce est alors pressée dans le bain de fusion, généralement par un ressort, tandis qu'il se produit une décharge complète des condensateurs.

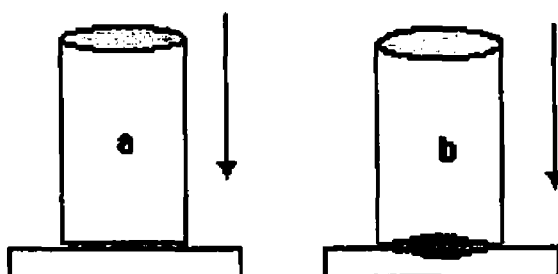


Figure 4.1.1 - Séquences du soudage par décharge des condensateurs

4.2 PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT

Le nouveau concept de soudage repose sur le principe de base des appareils classiques de soudage par décharge des condensateurs. Les différences essentielles découlent d'une approche différente au sujet du réglage et du contrôle des paramètres de fonctionnement en fonction des matériaux à souder.

Cette approche implique le contrôle et le réglage sélectif des phases de fonctionnement. Conformément à ce nouveau concept, les phases de chargement et déchargement sont complètement indépendantes. Ceci est assuré par une conception modulaire des circuits

électroniques correspondants et se traduit par l'isolement électrique des circuits contre les interférences externes (surcharge accidentelle, courants parasites, etc.).

Les principaux blocs fonctionnels de l'appareil sont présentés à la figure 4.2.1.

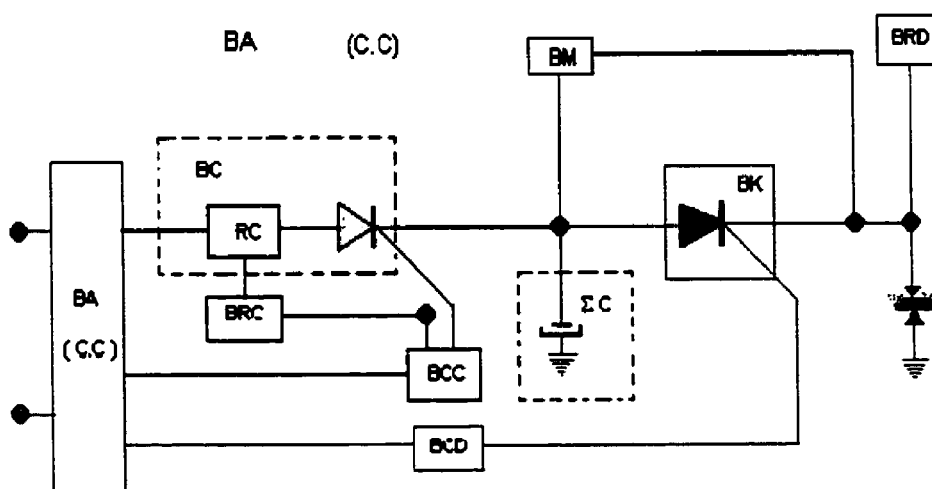


Figure 4.2.1 - Schéma de principe de l'appareil de soudage, blocs fonctionnels

Les principaux blocs fonctionnels sont :

- BA bloc d'alimentation (courant continu) assure les trois tensions V_1 (chargement), V_2 (réglage) et V_3 (commande);
- ΣC batterie des condensateurs ;
- BC bloc de chargement;
- BRC bloc de réglage de chargement;
- BCC bloc de commande de chargement;

- BRD bloc de réglage de déchargement;
- BM bloc de mesure;
- BK bloc de commutation;
- BCD bloc de commande de déchargement.

Les deux cycles de fonctionnement de l'appareil sont présentés dans les schémas simplifiés des circuits électriques aux figures 4.2.2 et 4.2.3.

Phase de chargement

L'interrupteur ID ouvert permet l'enclenchement du relais de commutation Re_1 (à circuit de maintien) qui remet le contacteur $2Re$ (normalement ouvert) à l'état fermé. Le réglage de chargement fait par les diviseurs à résistance variable P_1 et le thyristor Th_1 activé entraîne le chargement de la batterie des condensateurs ΣC (flèche continue). Le thyristor Th_2 assure le chargement de condensateur C_1 en vue de l'amorçage subséquent du thyristor Th_3 de décharge (flèche continue).

Phase de déchargement

À la fermeture de l'interrupteur ID (gâchette du pistolet), les séquences suivantes se réalisent à travers le relais sélectif Re_1 : la fermeture du contacteur $1Re$, l'ouverture de contacteur $2Re$ et la fermeture de contacteur $3Re$.

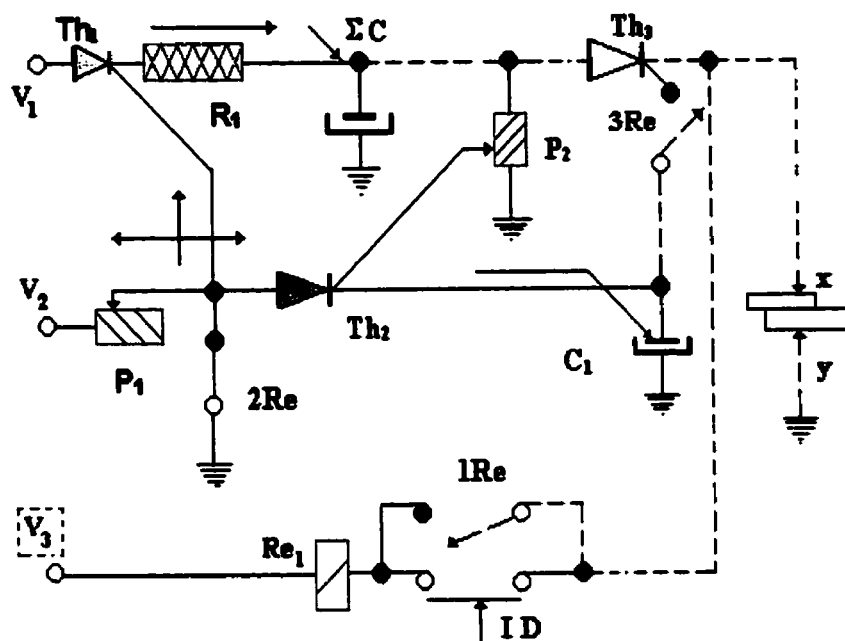


Figure 4.2.2 - Schéma de principe de l'appareil de soudage à contact par décharge de condensateur (phase de chargement)

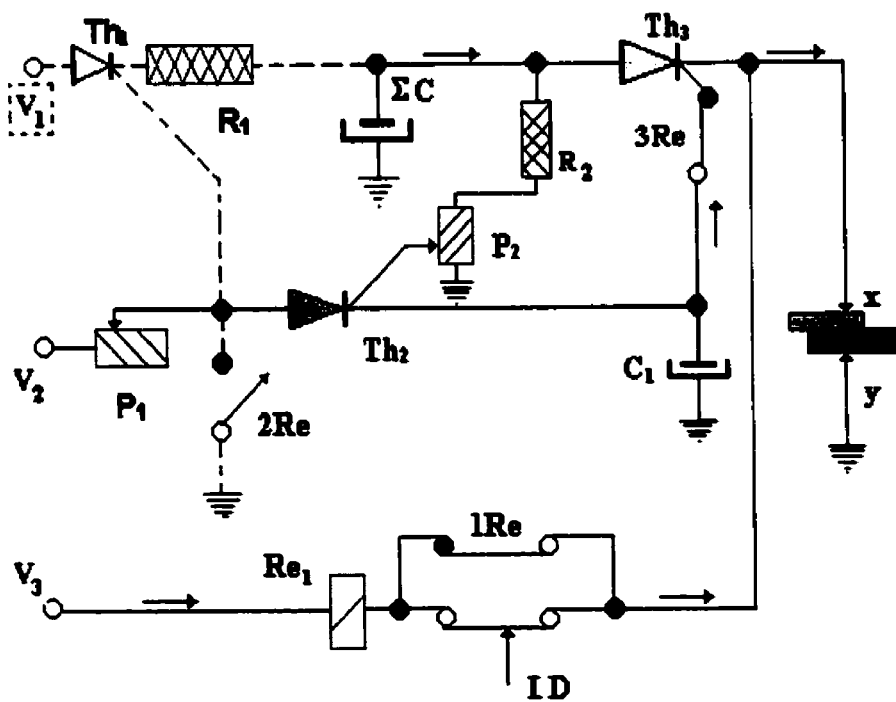


Figure 4.2.3 - Schéma de principe de l'appareil de soudage à contact par décharge de condensateur (phase de déchargement)

La fermeture du contacteur 1Re excite le circuit de maintien du relais Re_1 tout le temps que les pièces à souder sont en contact. L'ouverture du contacteur 2Re produit l'isolement des circuits de chargements (blocage des thyristors Th_1). La fermeture du contacteur 3Re produit la décharge du condensateur C_1 sur la porte du thyristor Th_3 . Ce dernier permet la décharge de la batterie des condensateurs ΣC (flèche continue). À l'interruption du contact entre la pièce soudée et le pistolet, le contacteur 1Re s'ouvre et l'appareil revient à la phase de chargement.

Les bornes de connexion X et Y (de commande à distance) de l'appareil permettent le branchement des dispositifs auxiliaires : pistolet, dispositif spécialisé pour la soudure bout à bout, pédale de commande à distance, etc.

4.3 CARACTÉRISTIQUES

Performances

- Diamètre du goujon : de 1 à 16 mm
- Épaisseur de tôle : min 0.1 mm
- Productivité : 40 goujons par minute
- Matériaux : acier, acier inoxydable, acier spécial à haute teneur de carbone, alliages cuivreux, aluminium et laiton

Paramètres

- Capacité des condensateurs : 0.7 F
- Temps de soudage : de 0.1 à 0.5 ms
- Tension d'alimentation : 110 V ou 220 V (60/50 Hz)
- Tension max. de chargement : 100 V (courant continu)
- Puissance dans la batterie : 3500 W

Avantages

Par rapport à l'équipement de soudage des goujons produits actuellement, l'appareil proposé présente les avantages suivants :

- ZTA réduite;
- traitement thermique post-soudage n'est plus nécessaire;
- réserve énergétique (utilisation de l'effet tampon dans le chargement);
- pertes énergétiques réduites (dans transformateurs, condensateurs, circuits, etc.);
- consommation de courant réduite (60 %);
- construction modulaire (annule les interférences et les courants parasites);
- séparation du module de puissance du module de commande;
- protections des circuits (surcharge accidentelle);
- flexibilité de réglage (un seul réglage assure la puissance et le temps de décharge);

- bruit électromagnétique (presque nul);
- pistolet léger (une pression de contact n'est plus nécessaire);
- appareil léger;
- la désoxydation des surfaces n'est plus nécessaire;
- les goujons de construction spéciale ne sont plus nécessaires (goujon à téton, etc.);
- le soudage ne dépend plus du milieu (eau, huile, pétrole, etc.).

La simplicité d'utilisation, la robustesse et la haute fiabilité même dans des conditions particulières de fonctionnement caractérisent cet appareil.

4.4 DOMAINE D'APPLICATIONS

Le procédé est recommandable surtout dans le domaine où la température élevée du soudage classique nuit aux caractéristiques des matériaux.

L'aérospatiale, la miniaturisation, l'électronique, la mécanique de précision et la haute technologie représentent tous autant que possible des domaines d'application de ce nouveau concept de soudage. De plus, étant donné que le bruit électromagnétique est extrêmement réduit dans ce procédé de soudage, il est compatible à l'automatisation et à la robotisation de la fabrication.

4.5 ÉVALUATIONS DES PERFORMANCES

Les systèmes de commande de soudage, adoptés sans exception par les constructeurs d'équipement de soudage par décharge des condensateurs, utilisant un module unique de commande, peuvent assurer la maîtrise et le contrôle limité des paramètres de soudage. Par contre, l'appareil décrit dans ce chapitre permet le contrôle et la maîtrise des paramètres de soudage indépendamment pour chaque phase apportant ainsi de clairs avantages.

Deux autres caractéristiques majeures qui distinguent la solution présentée par rapport aux solutions existantes sont la reproductibilité des soudures et la flexibilité de réglage des paramètres de soudage. D'un seul réglage, on peut souder plusieurs dimensions de goujons.

Du point de vue de la conception et de la fabrication, on peut constater que le nouveau concept peut couvrir une gamme très large de performances. Donc, le nouveau concept de soudage possède une grande flexibilité d'adaptation aux exigences des diverses applications.

CHAPITRE 5

EVALUATION NUMERIQUE DES PARAMETRES DE SOUDAGE

Le calcul des principaux paramètres de soudage repose sur l'évaluation approximative de l'énergie nécessaire au soudage. Puisque la complexité des phénomènes qui interviennent lors d'un soudage ne permet pas une approche analytique exacte, la procédure de calcul repose sur une base de données expérimentale.

Lors de cette évaluation, on a quantifié, aussi proche que possible, les paramètres spécifiques du soudage. Les paramètres les plus importants sont l'énergie et la puissance nécessaires. En fonction de ces paramètres, on peut déterminer la dimension maximale soudable, la température maximale et la profondeur de la pénétration.

La première section de ce chapitre (paragraphe 5.1) présente l'évaluation numérique des paramètres pour le goujon à téton et le goujon plat. La deuxième section (paragraphe 5.2) est dédiée à l'évaluation de ces résultats à l'aide d'un logiciel de simulation.

5.1 EVALUATION NUMERIQUE

L'évaluation numérique comporte deux étapes. Dans la première étape 5.1.1, on fait une évaluation globale de l'énergie ou de la puissance nécessaire. Cette évaluation peut être

faite soit à partir de la température de fusion, soit à partir des dimensions géométriques ou à partir des propriétés physiques des goujons.

5.1.1.a Température de fusion

Le point de départ de calcul pour cette méthode est la formule [18] :

$$P = q = h \sum A(T_w - T_\infty) \quad (5.1.1.a.1)$$

où : T_w est la température de fusion [$^{\circ}\text{C}$];

T_∞ est la température du milieu [$^{\circ}\text{C}$];

h est le coefficient de convection thermique [$\text{W m}^{-2} \text{K}^{-1}$] et

A est la section du goujon [m^2].

D'un point de vue pratique, les valeurs de la puissance (P) obtenue pour les différents cas doivent être corrigées à l'aide d'un facteur de correction. La valeur (15 %) de ce facteur de correction est établie en fonction des trois résistances thermiques spécifiques; résistance à la conduction de goujons, résistance à la conduction du métal support et la résistance du contact (résistance de contact pincette-goujons et résistance de contact goujons-support).

Les données utilisées dans le calcul sont :

- l'acier doux (1010 -1020), $T_w = 1530^{\circ} \text{C}$ et $h = 6000 \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-1}$.
- $T_{\infty} = 20^{\circ} \text{C}$, $\rho = 1 \times 10^{-7} \Omega \text{m}$, $A = 3.14 \times 10^{-6}$ à $28.3 \times 10^{-6} \text{ m}^2$

Résultats

Les valeurs de la puissance (P) et de la puissance corrigée (P') sont :

$P = 237 \text{ W}$ et $P' = 272 \text{ W}$ pour un diamètre de goujons de 2.5 à 4.5 mm

$P = 342 \text{ W}$ et $P' = 376 \text{ W}$ pour un diamètre de goujons de 5 à 6 mm

5.1.1.b Calcul de P en fonction des dimensions géométriques de goujons

Ce calcul repose sur les formules empiriques de M. Lebrun [17] [19]. Ces formules ont fourni des indications sur l'ordre de grandeur de l'intensité du courant et de tension de fonctionnement en fonction du diamètre de goujons.

$$I = \left(k - \frac{d}{10} \right) (d^2 + 4d) \quad (5.1.1.b.1)$$

k est une constante dépendant du métal de goujons (pour acier, $k = 2,7$ à $6,2$)

d est le diamètre de l'électrode en millimètres.

$$U_f = K' + \frac{\Delta l \cdot d}{10} \cdot \frac{I}{S} \quad (5.1.1.b.2)$$

K' est une constante dépendant de la nature du métal de goujons;

Δl est la variation de la longueur de l'arc exprimée en [mm];

I/S est la densité du courant exprimée en [Amm⁻²];

d est le diamètre de goujons en [mm].

À partir des valeurs de tension (U) et de l'intensité (I) nécessaire en fonction des deux types de goujons (à téton et plat), on a calculé les valeurs correspondantes de la puissance P à l'aide de la formule :

$$P = U \cdot I \quad (5.1.1.b.3)$$

En appliquant le même coefficient de correction utilisé au paragraphe 5.1.1a, on obtient aussi P'.

Les données utilisées dans le calcul sont :

$K' = 7,8$ à 12 ;

$\Delta l = 1 \times 10^{-6}$ mm à $0,2$ mm;

$S = 3,14 \times 10^{-6}$ à $28,3 \times 10^{-6}$ m² et $d = 2,5$ à 6 mm

Résultats

$P = 269 \text{ W}$ et $P' = 309 \text{ W}$ pour un diamètre de goujons de 2.5 à 4.5 mm

$P = 395 \text{ W}$ et $P' = 454 \text{ W}$ pour un diamètre de goujons de 5 à 6 mm

On constate que dans ces formules empiriques, les deux paramètres U et I ne sont pas indépendants, ils sont reliés l'un à l'autre par la relation de compatibilité géométrique.

5.1.1.c Évaluation de l'énergie de fusion

Ce calcul est fait à partir de l'énergie minimale requise pour fondre une masse de métal définie par la formule[10] :

$$E = H = mc\Delta T = [J] \quad (5.1.1.b.1)$$

$$m = \rho V = \rho Al \quad (5.1.1.b.2)$$

où : m est la masse de matériel [kg];

c est la chaleur spécifique du métal [kJ / kg];

T est la température de fusion du métal [°C];

ρ est la densité du métal en [kg /m³];

l est la longueur du goujon fondu [mm];

A est la section du goujon [m²].

Les suivantes données ont été utilisées lors de calcul :

pour l'acier doux; $c = 0,45 \text{ kJ / kg}$ à $0,54 \text{ kJ / kg}$, $T = 1530 \text{ }^\circ\text{C}$, $\rho = 7850 \text{ kg / m}^3$);

$A = 0,5 \times 10^{-9} \text{ m}^2$ à $28,3 \times 10^{-6} \text{ m}^2$, $l = 0,5 \text{ mm}$ à $2,5 \text{ mm}$, $d = 0,1 \text{ mm}$ à 6 mm

$m = 0,5 \times 10^{-6} \text{ kg}$ à $28,3 \times 10^{-6} \text{ kg}$.

Résultats

Pour un diamètre de goujons de 2 à 3,5 mm, l'énergie calculée est :

$$E = H = 257 \text{ J} = 257 \text{ Ws.}$$

Pour un diamètre de goujons de 5 à 6 mm, l'énergie calculée est :

$$E = H = 368 \text{ J} = 368 \text{ Ws.}$$

Les résultats des calculs par les trois méthodes ont abouti presque aux même valeurs.

On constate que la dissipation des résultats est d'un maximum 8 % par rapport aux moyens pour les deux types des goujons.

5.1.2 Évaluation de l'énergie nécessaire au soudage

Les valeurs calculées dans le paragraphe 5.1.1 représentent l'énergie théorique nécessaire aux soudures. Pour déterminer la valeur réelle de cette énergie, il faut faire un bilan énergétique (tableau 5.1.2.1) qui tient compte de toutes les pertes d'énergie dans le système.

Tableau 5.1.2.1 - Bilan énergétique de transfert dans le soudage par décharge des condensateurs, procédé classique et nouveau concept

PUISSANCE TOTALE DE LA BATTERIE %		PROCEDE CLASSIQUE %	PROCEDE TIG %	NOUVEAU CONCEPT %
Travail d'extraction	I_{ϕ}	27.9	26.2	30.5
Effet Thomson	IV_{th}	5.3	3.8	1.6
Chute anodique	IV_a	10.9	9.4	6.3
Conduction		4.8	4.4	3.1
Convection		3.4	2.1	1
Radiation		2.7	1.8	0.6
Perte par évaporation		- 1.2	-2.1	- 1.5
Perte par radiation		- 0.2	-0.9	- 0.1
Autre perte (résistance, désoxydation, etc.)		- 1.5	-0.5	- 9
Puissance totale transférée aux pièces		52.1%	44.2%	32.5%
Perte ou redistribution énergétique dans le système		47.9%	55,8%	67.5%

Pour le nouveau concept, on a attribué des valeurs aux composants par analogie avec d'autres procédés dont on dispose des informations dans diverses banques de données (soudage, MIG, TIG, GMAW, Laser) [11] [12] [20].

En analysant les résultats du tableau, on peut observer que la distribution d'énergie est différente selon le procédé. Le modèle de répartition énergétique adopté pour le nouveau procédé nous a permis d'augmenter le potentiel d'ionisation et de réduire les influences thermiques dans les pièces.

Les résultats de calcul du paragraphe précédent et le bilan énergétique nous a permis d'établir l'énergie nécessaire dans le procédé en fonction des dimensions des goujons selon ce qui suit :

- Le procédé classique exige une énergie deux fois supérieures à celle calculée (puisque'on a considéré l'énergie minimale de fusion égale à 52,1% de l'énergie du système). La batterie des condensateurs de l'appareil doit assurer une énergie minimale de 580 J (pour une moyen de 280 Ws) pour le soudage de goujons de 2 à 4 mm. Pour le soudage de goujons de 4,1 à 6 mm, la batterie des condensateurs doit fournir 820 J (pour une moyen calculé de 400Ws).

- Le nouveau concept exige une énergie au moins 3 fois supérieure à celle calculée. (puisque'on a considéré l'énergie minimale de fusion égale à 32,5% de l'énergie du système). Le niveau énergétique minimal nécessaire à ce procédé pour le soudage de

goujons de 2 à 4 mm est de 900 J (pour une moyen de 280 Ws) pour des goujons de 2 à 4 mm et de 1300 J (pour une moyen de 400 Ws) pour des goujons de 4.1 à 6 mm.

Une plus grande marge de sécurité a été prise en raison de certaines pertes énergétiques qui peuvent se produire dans un système de soudage modifié.

Le calcul de dimensionnement de la batterie des condensateurs a été fait à l'aide de la formule :

$$E = \frac{1}{2}CU^2 \quad (5.1.2.1)$$

où : E est l'énergie emmagasinée dans la batterie [J ou Ws];

C est la capacité de la batterie [F];

U est la tension [V].

La valeur de tension (U) maximale de chargement des condensateurs est déterminée à partir des formules :

$$P = \frac{E}{t} = \frac{U^2}{R} \quad (5.1.2.2)$$

où: E est l'énergie[J ou Ws];

t est le temps [s];

U est la tension [V];

R est la résistance de circuit RC [Ω].

5.2 VALIDATION DES RESULTATS

La validation des résultats a été faite à l'aide d'un logiciel de simulation numérique de soudage. Le simulateur a été conçu par l'Université de Tokio et NRIM (National Research Institute for Metals) en utilisant la méthode de calcul par différence finie et par régressions multiples.

Tous les détails concernant le logiciel sont présentés dans l'annexe 1.

Tous les diagrammes qui seront présentés dans ce chapitre ont été obtenus avec ce logiciel à partir d'un modèle de sources de chaleur reproduisant le soudage par décharge des condensateurs. Puisque le logiciel a été conçu pour les simulations de soudage à l'arc avec électrodes, on a apporté des modifications (temps de soudage, modèle de source, etc.) au logiciel, modifications permettant d'effectuer des simulations de soudage pour des conditions aussi proches que possible d'un fonctionnement réel.

Dans les premiers tests de simulation, les disponibilités énergétiques des modèles ont été vérifiées. Les résultats sont présentés dans les diagrammes (figures 5.2.1, 5.2.2, 5.2.3 et 5.2.4).

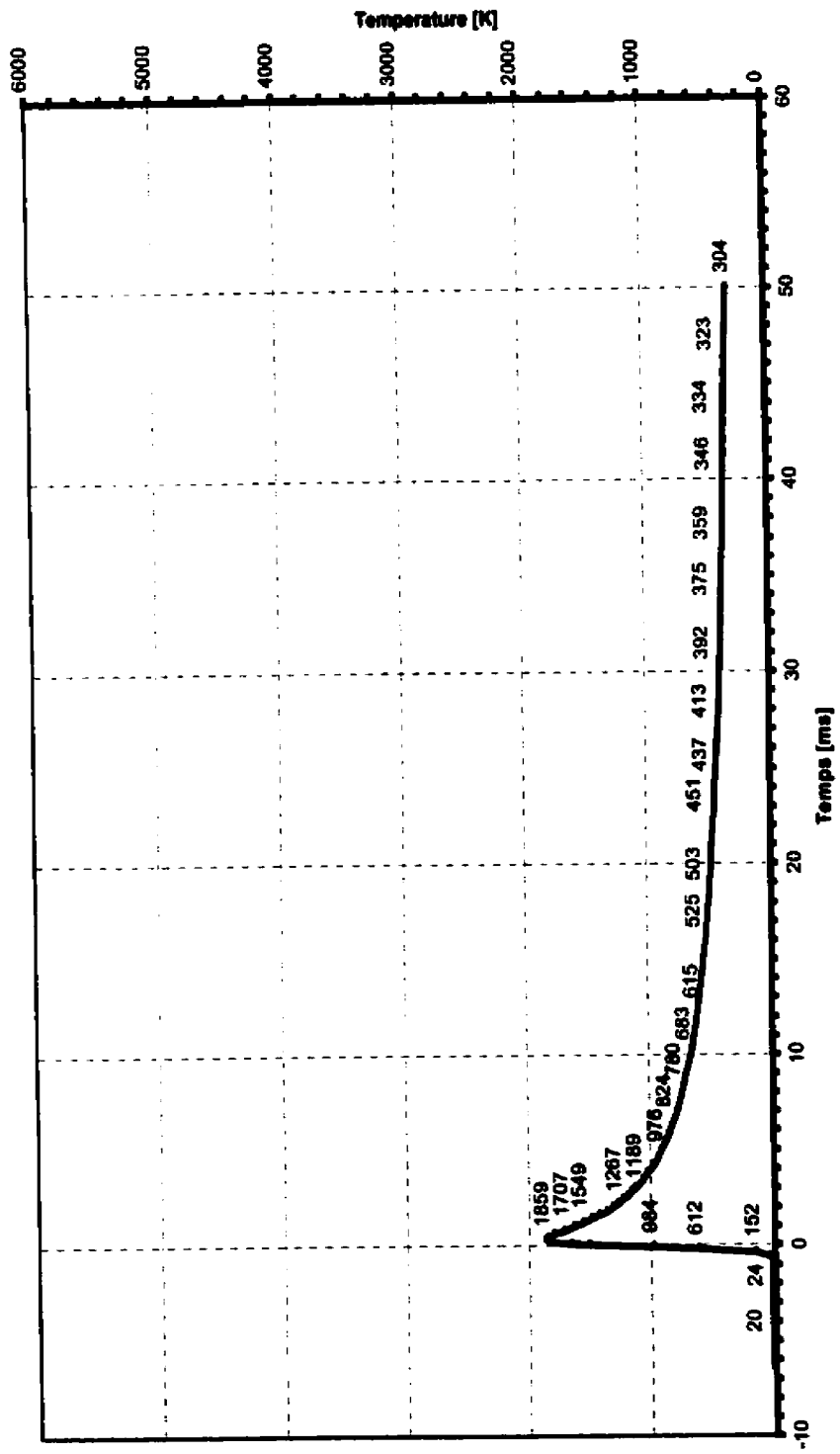


Figure 5.2.1 - Variation de la température en fonction du temps pendant le soudage. Procédé classique E = 640 J

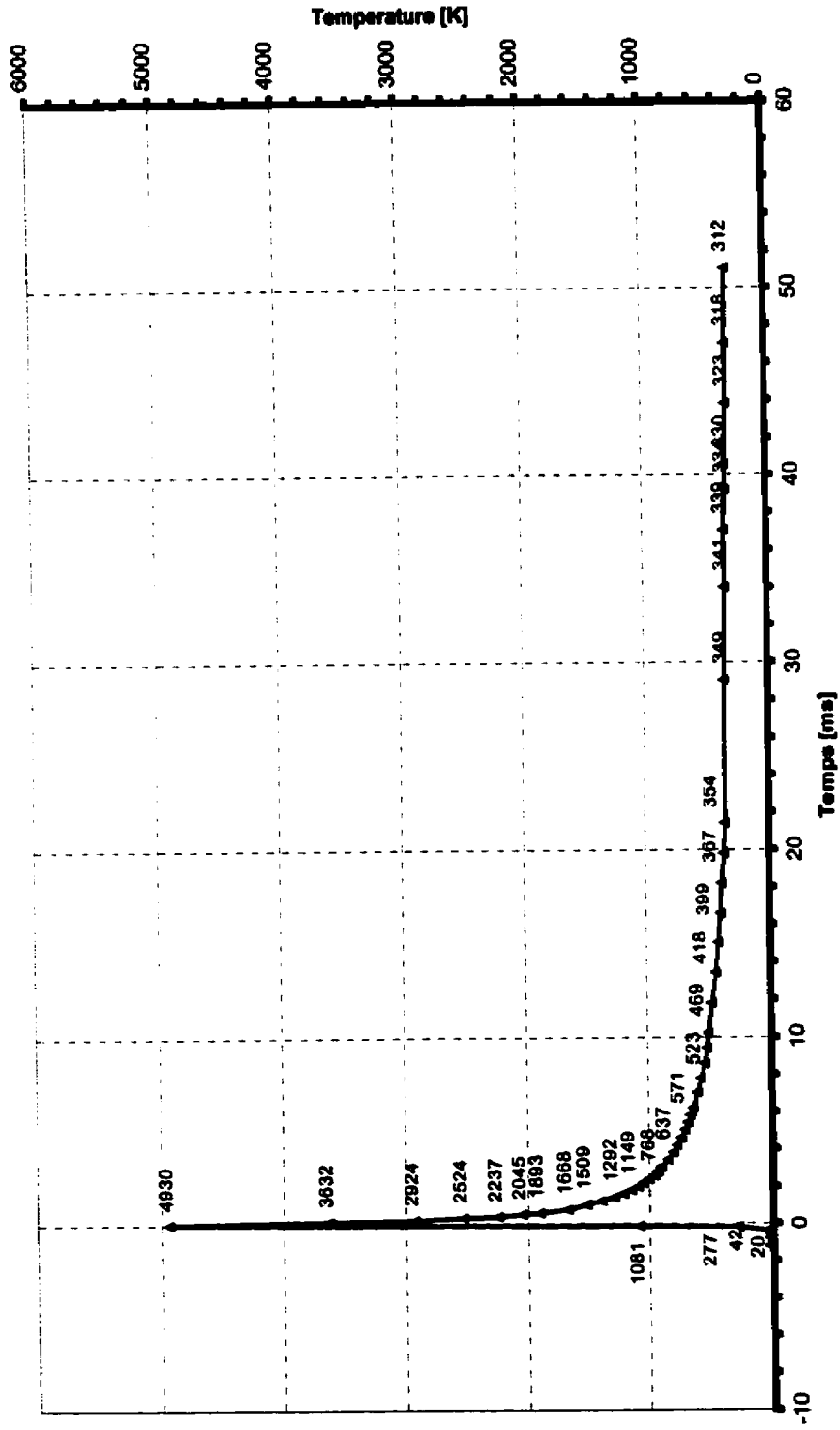


Figure 5.2.2 - Variation de la température en fonction du temps pendant le soudage, Nouveau procédé E = 1500 J

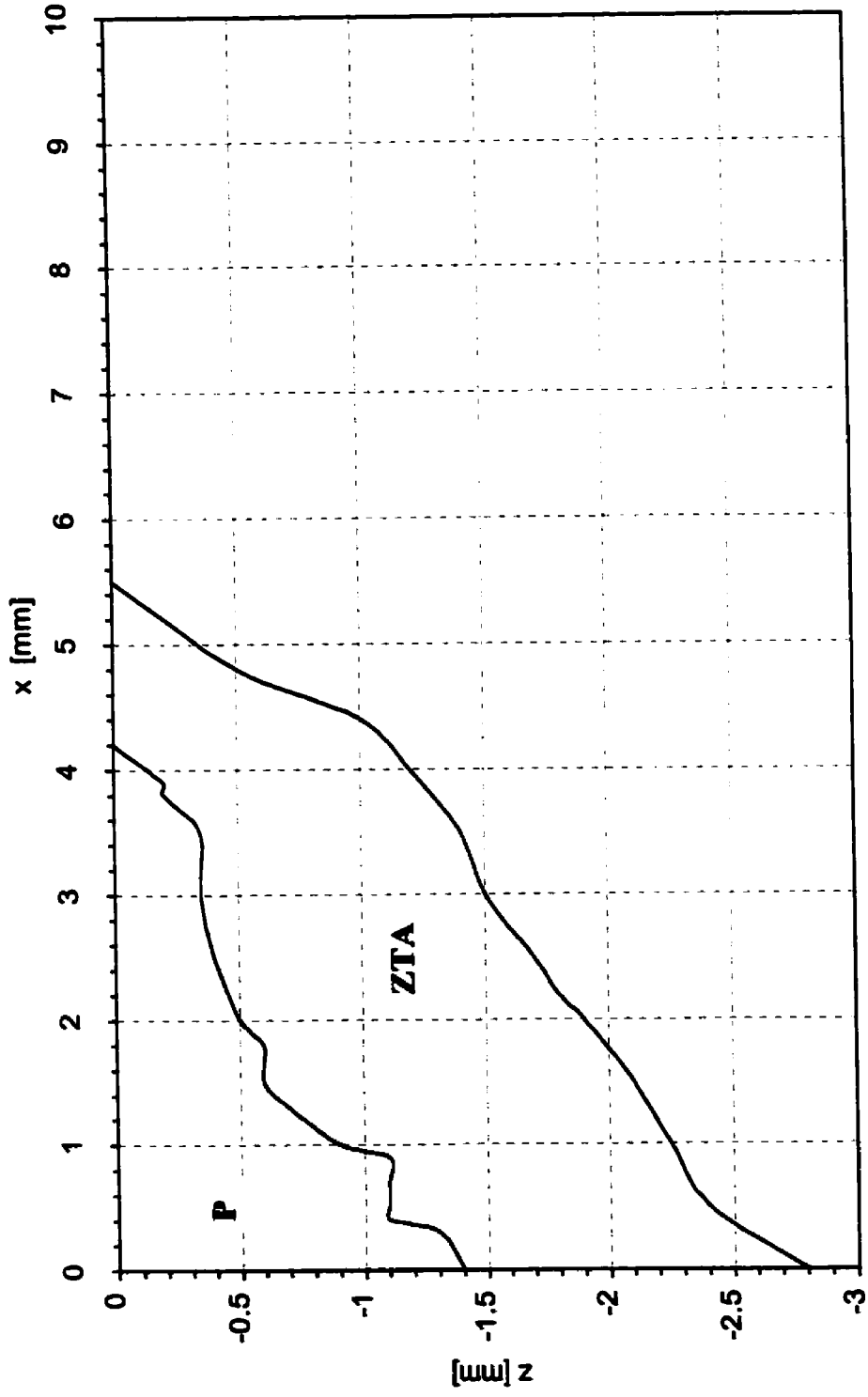


Figure 5.2.3 - Pénétration et ZTA. Procédé classique E = 640 J

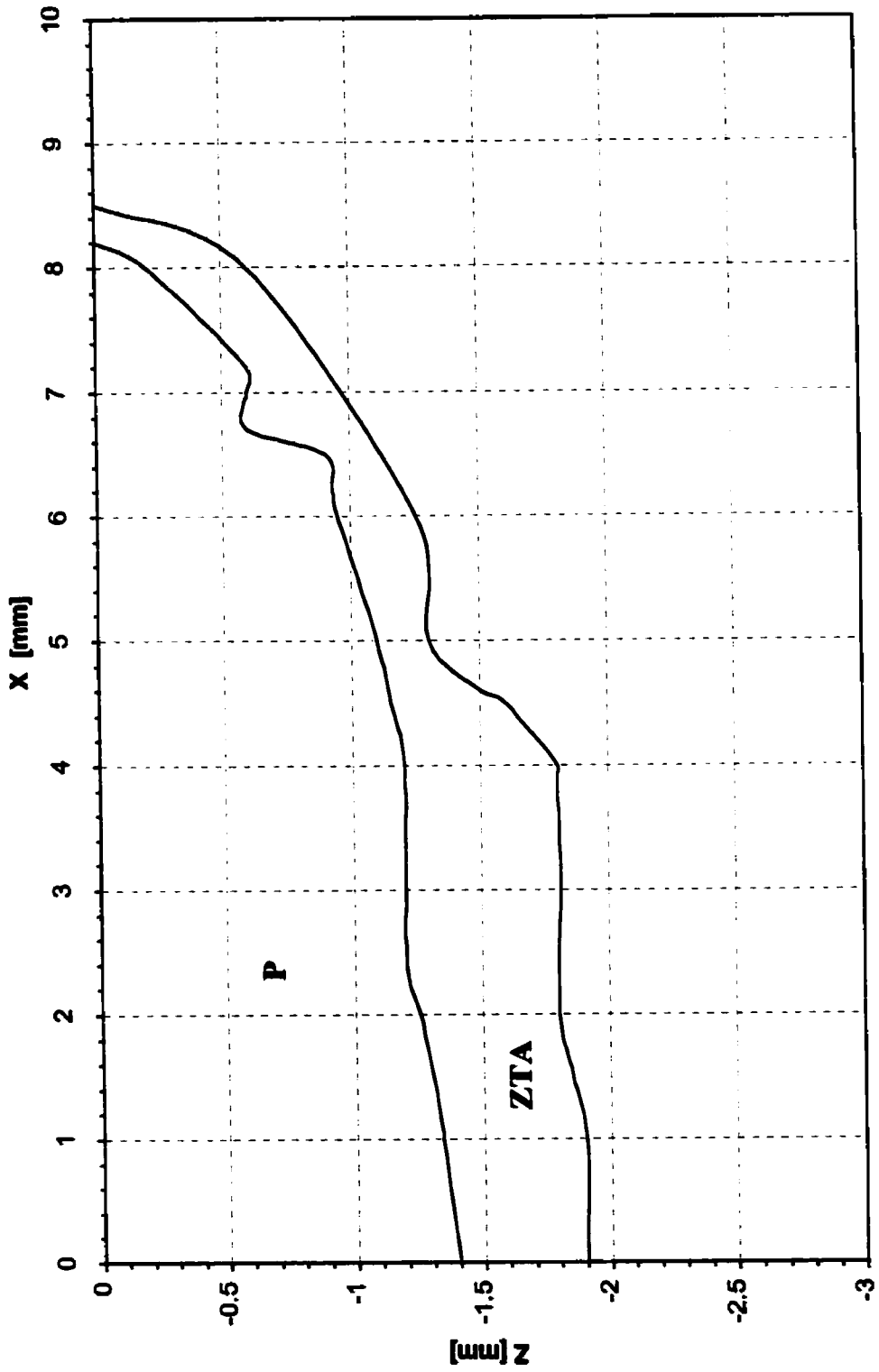


Figure 5.2.4 - Pénétration et ZTA. Nouveau procédé E = 1500 J

.On peut constater sur les diagrammes que pour un niveau énergétique élevé (du nouveau concept), on a obtenu une température maximale de 2.6 fois supérieure à la température maximale du procédé classique.

Dans le nouveau concept, la température maximale de 4930°C est atteinte presque instantanément tandis que dans le procédé classique, on atteint la température maximale après 4.5 millisecondes.

Ce fait peut être expliqué par le taux d'apport d'énergie supérieure d'extraction disponible dans le nouveau procédé ainsi que par une plus forte ionisation. De plus, puisque les temps de refroidissement sont semblables, le taux de refroidissement dans le nouveau procédé est beaucoup plus fort que dans le procédé classique, ce qui peut conduire à la diminution de l'étendue de la ZTA (figure 5.2.4). Ce fait est confirmé par les diagrammes construits avec le même logiciel.

CONCLUSIONS

Concernant les procédures de calcul on constate que les résultats sont consistants puisqu'ils concordent avec les résultats obtenus par simulations.

Les résultats des calculs ont été confirmés de la simulation.

Les tests suivants ont été affectés aux études de comportement du nouveau procédé dans diverses conditions de fonctionnement. Ces tests ont permis de trouver des paramètres optimaux de soudage ainsi que de vérifier différentes solutions de modification d'un appareil classique.

Les diagrammes de 5.2.5 à 5.2.11 représentent les résultats de simulation pour plusieurs régimes de soudage qui ont été expérimentés et les résultats des ces tests sont présentés dans le paragraphe 7.2 du chapitre 7.

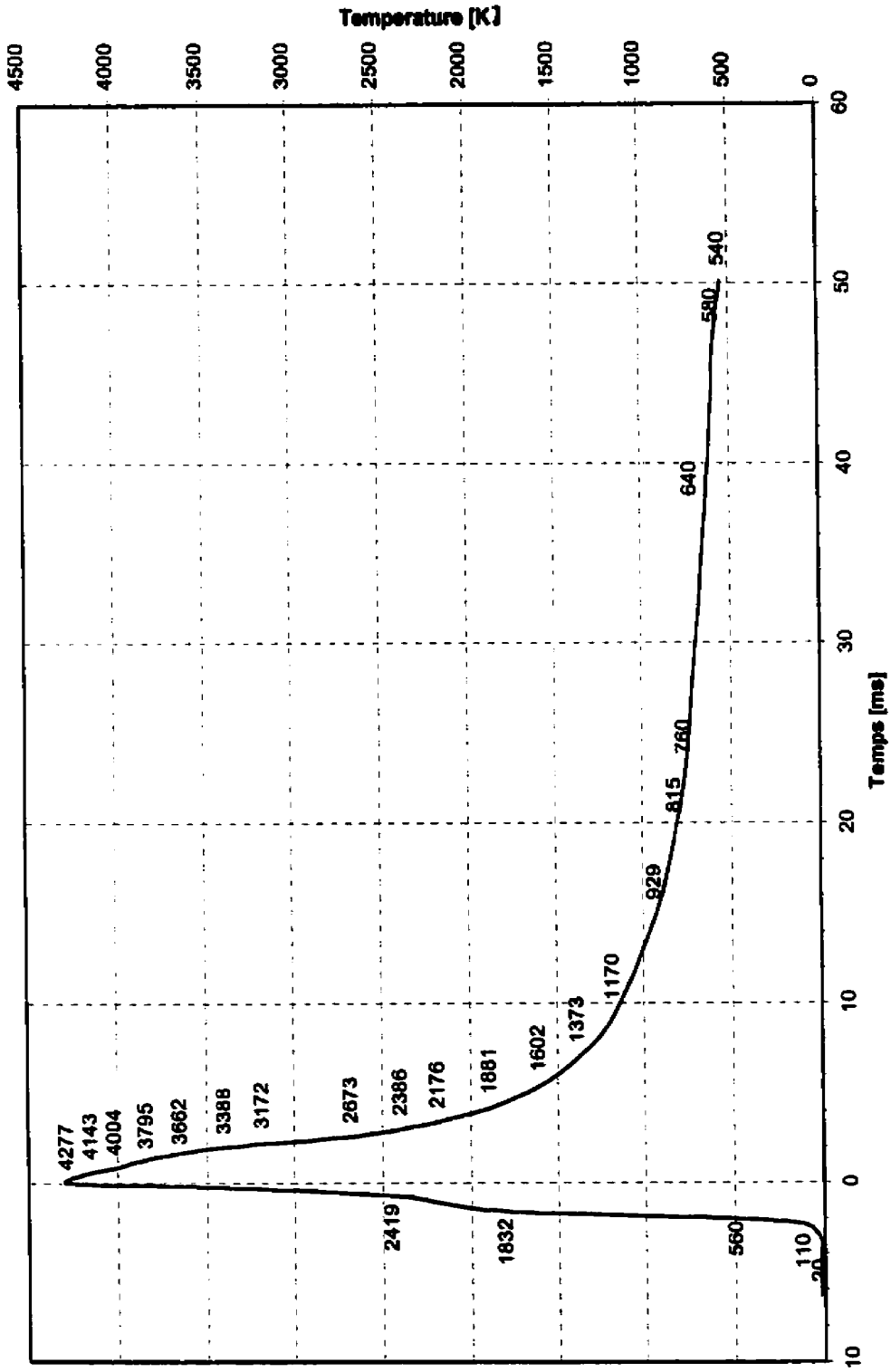


Figure 5.2.5 - Variation de la température en fonction de temps pendant le soudage. Nouveau procédé E = 1200 J

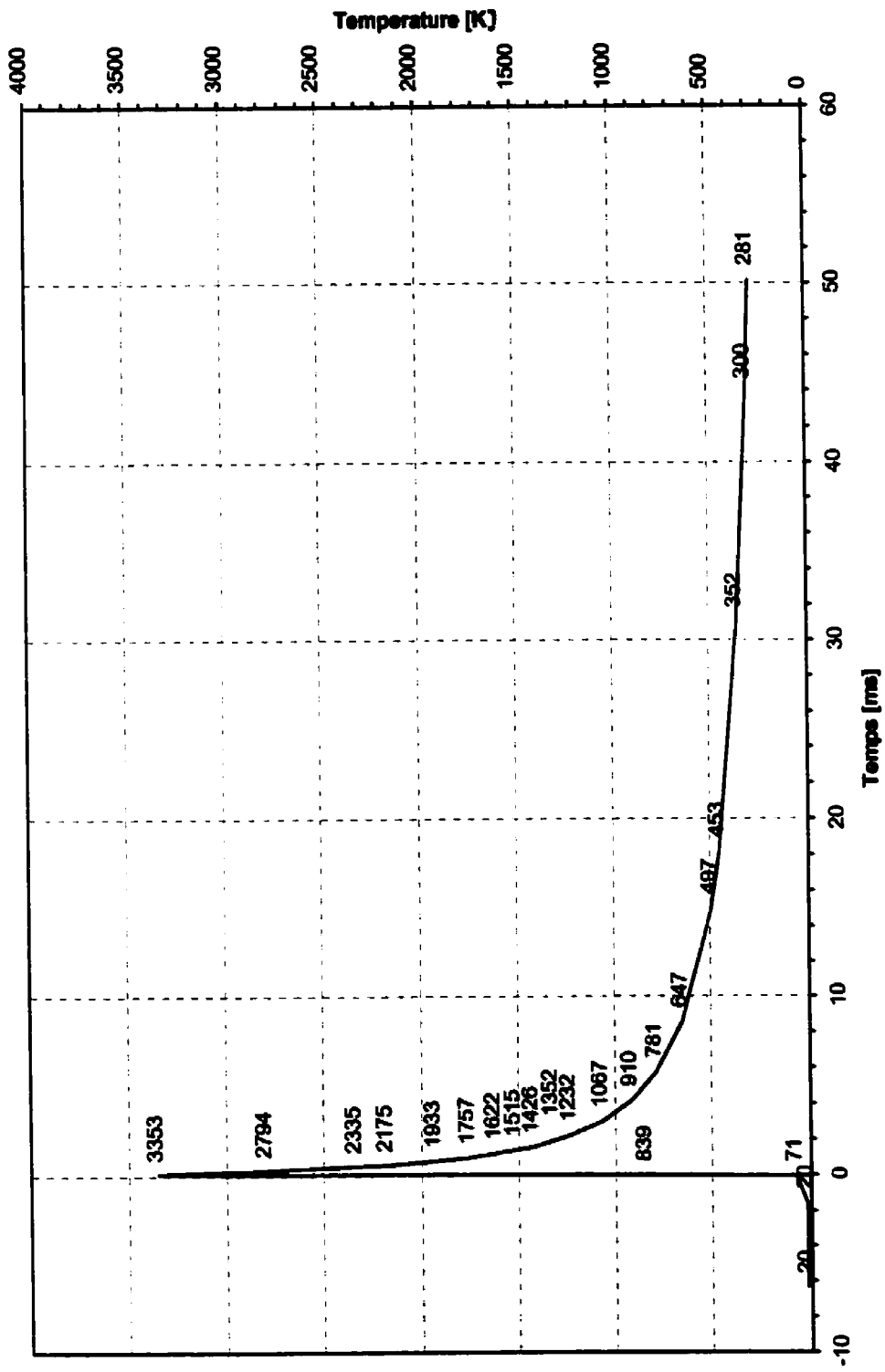


Figure 5.2.6 - Variation de la température en fonction de temps pendant le soudage. Nouveau procédé E = 900 J

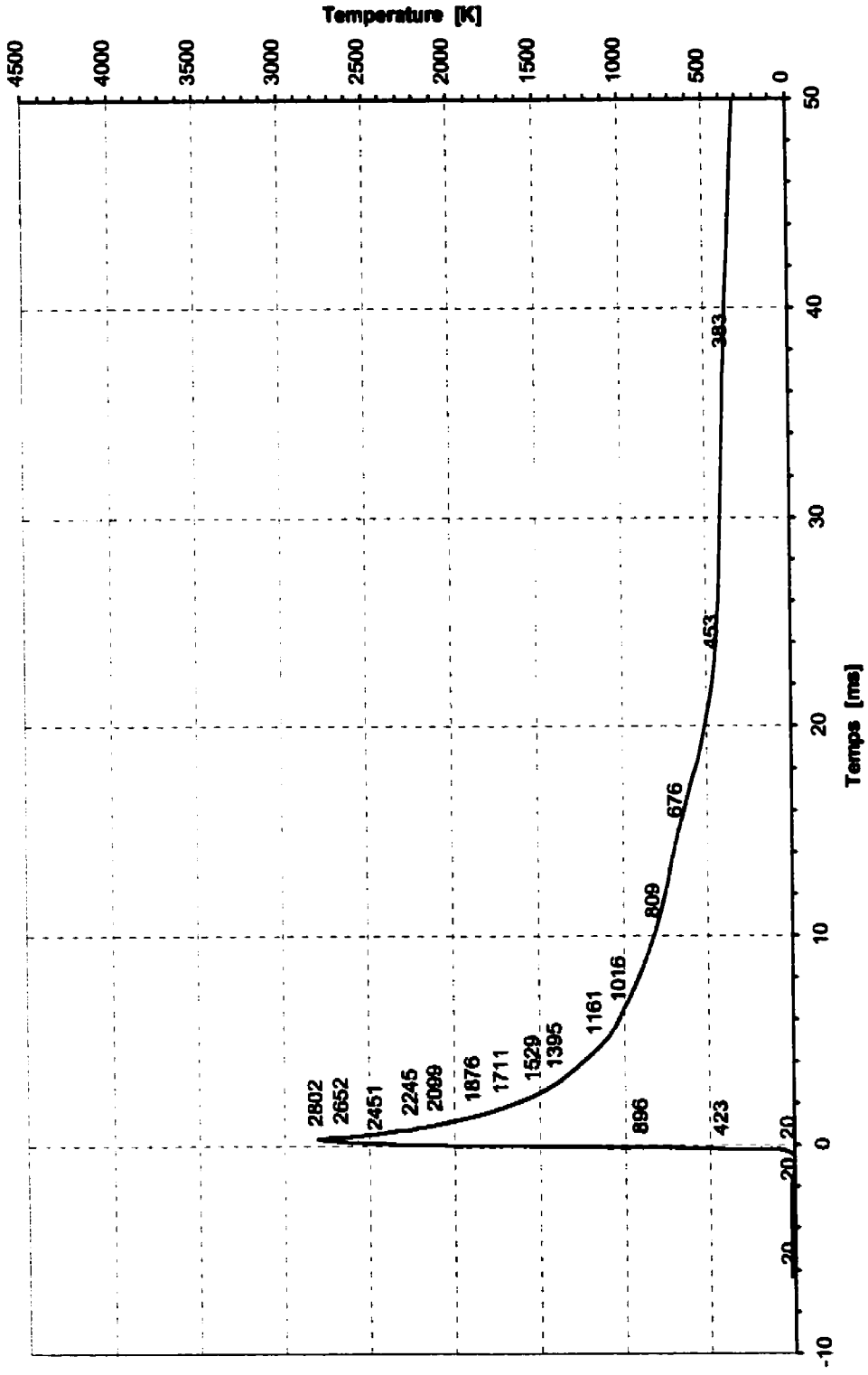


Figure 5.2.7 - Variation de la température en fonction de temps pendant le soudage. Nouveau procédé E = 750 J

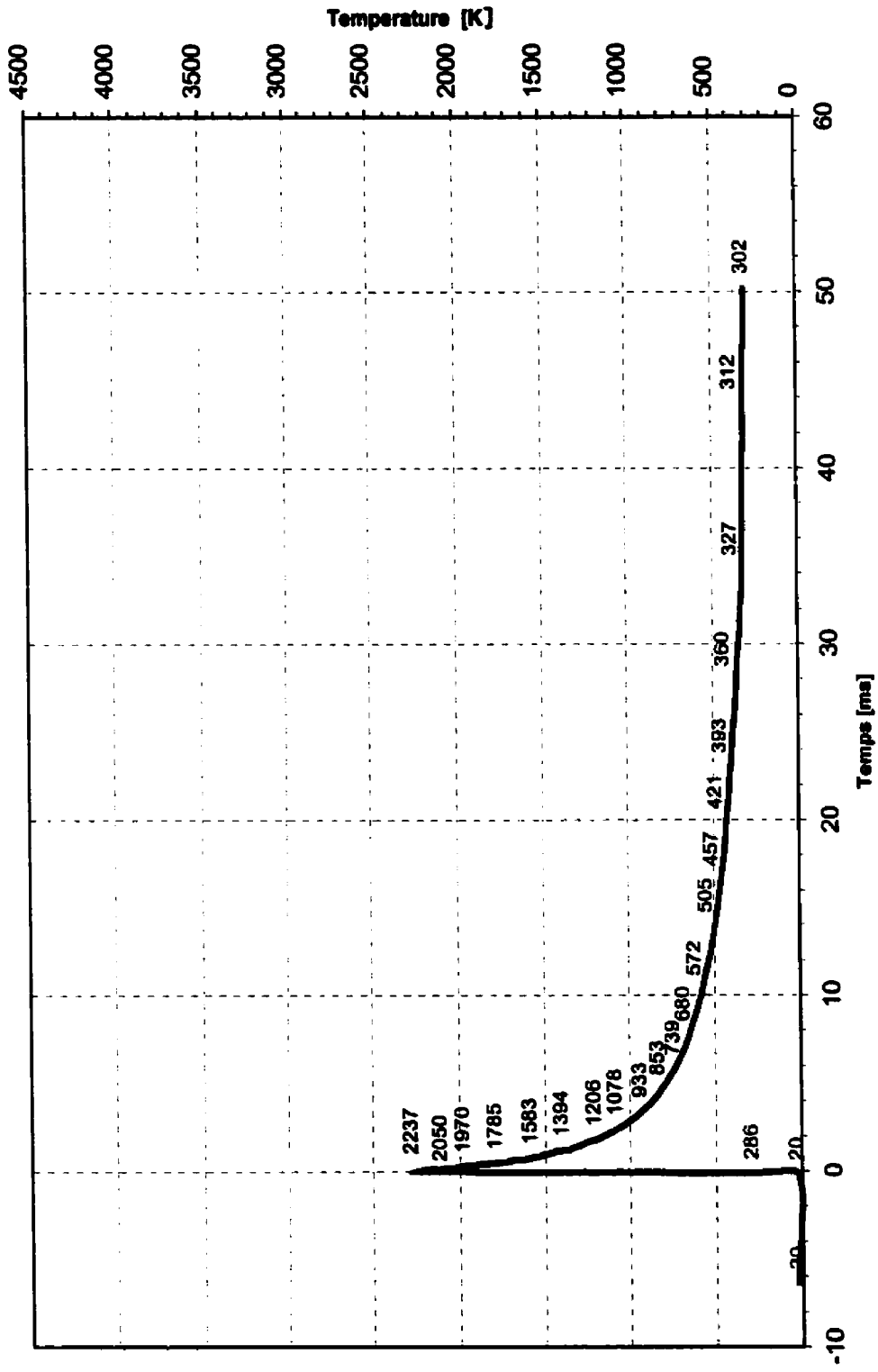


Figure 5.2.8 - Variation de la température en fonction de temps pendant le soudage. Nouveau procédé $E = 600 \text{ J}$

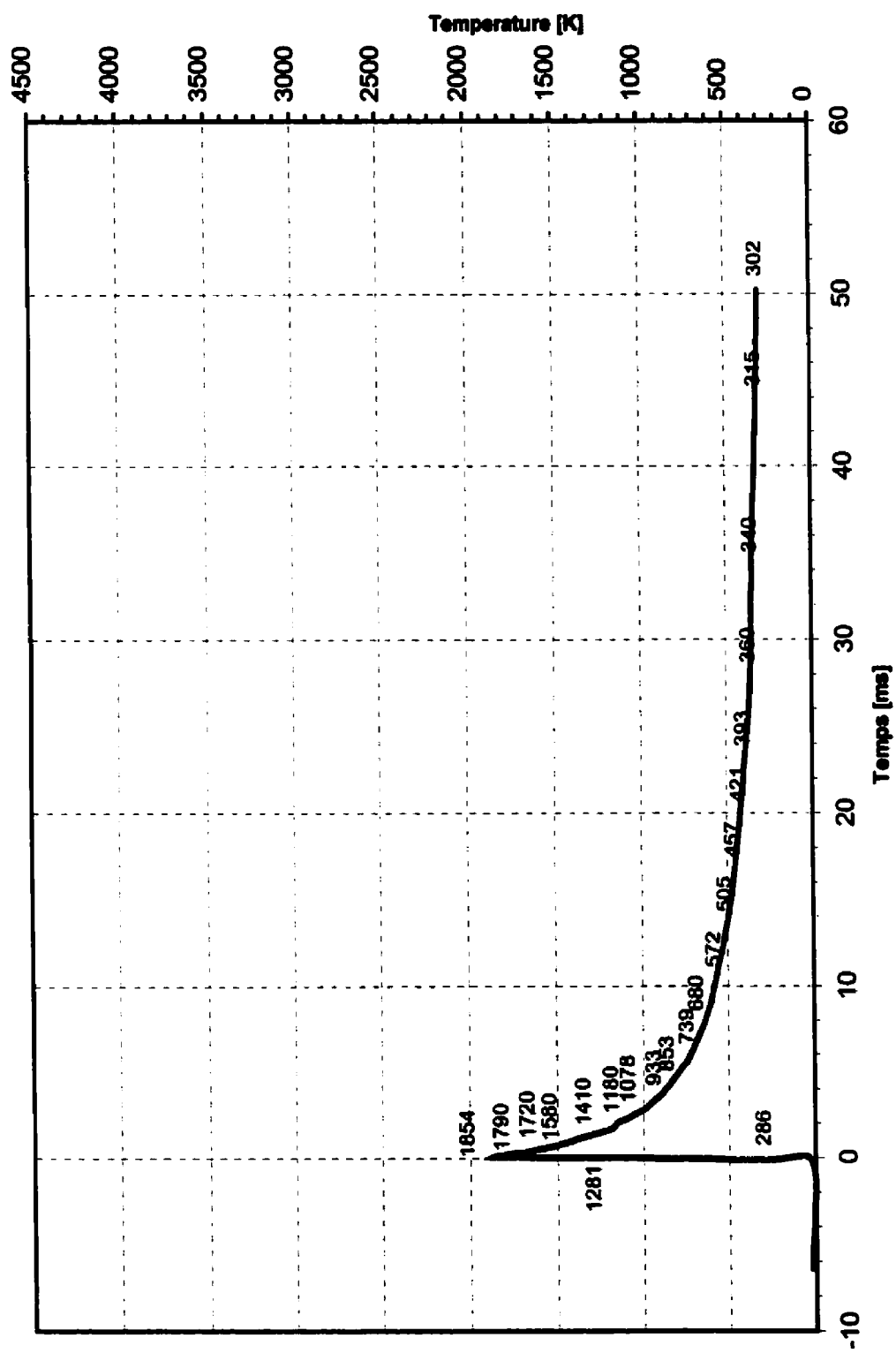


Figure 5.2.9 - Variation de la température en fonction de temps pendant le soudage. Nouveau procédé E = 525 J

CHAPITRE 6

RÉALISATION D'UN MODÈLE FONCTIONNEL

Afin de réaliser le modèle fonctionnel de l'appareil de soudage à contact par décharge des condensateurs, nous avons apporté certaines modifications à un appareil classique de soudage par décharge des condensateurs (spécifications techniques présentées dans l'annexe 2). Avec cet appareil modifié, nous avons validé les résultats de calcul et de simulation du chapitre 5.

Des problèmes majeurs ont dû être surmontés pour assurer le fonctionnement de l'appareil. Premièrement, on a dû reconstruire la plaque électronique de commande de l'appareil en respectant les valeurs indiquées par le producteur. Les changements rapportés à la plaque de commande de l'appareil classique sont présentés dans le tableau 6.1 et la figure 6.1.

Tableau 6.1 - Composants utilisés dans la reconstruction de la plaque de commande

Composant	Code ou Valeur
Relais TRL	KHU-170-24
SCR2 et SCR4	NTE 5465
SCR3	1-125-Z49
Q1	2N2646
R1-POT	10 K Ω
R4	100 Ω / 100W
C7 et C8	0.5 μ F / 400V
C2	0.1 μ F / 100V

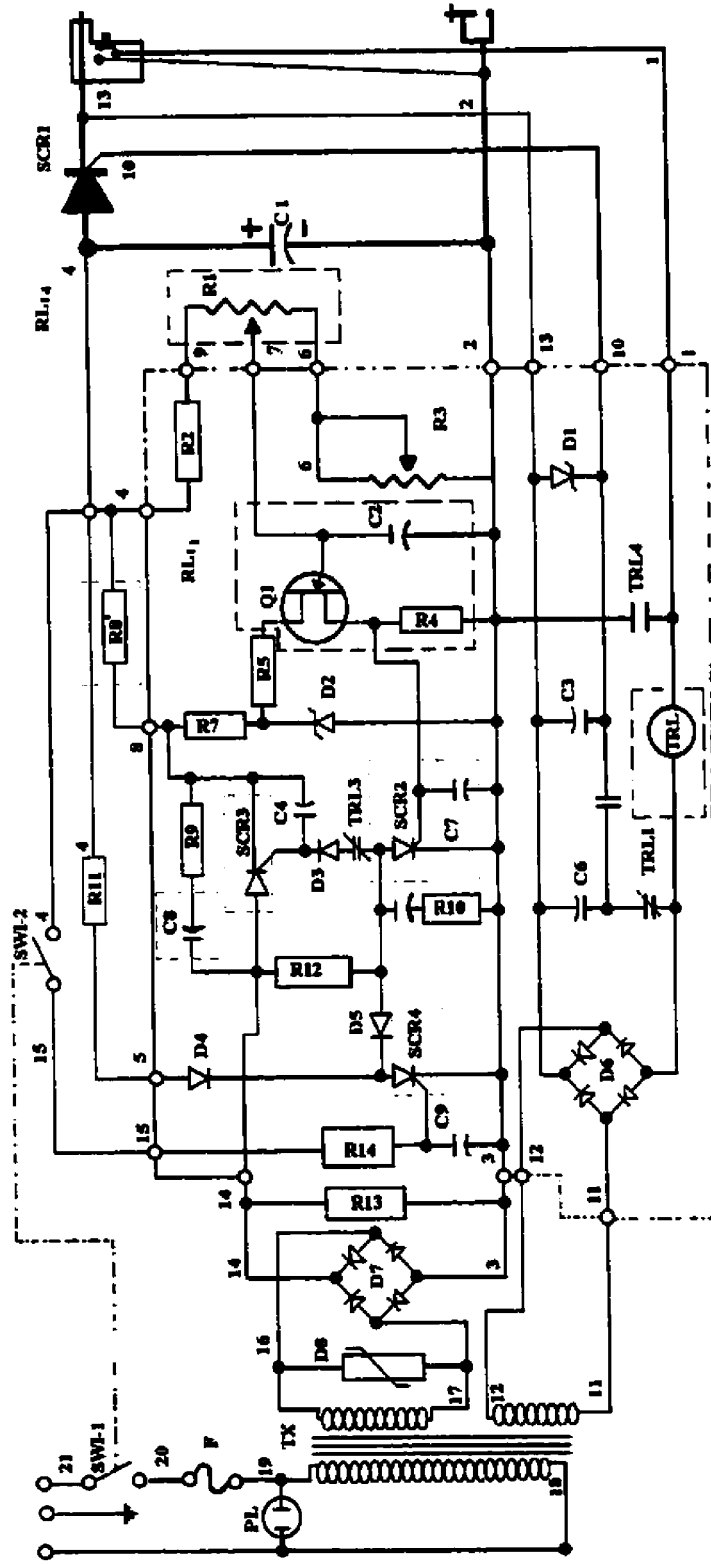


Figure 6.1 - Schéma de principe de l'appareil de soudage par décharge de condensateur "OMARK"
 Les cadres pointillés indiquent les principales composantes changées.

Deuxièmement, on a dû assurer la compatibilité des deux régimes de fonctionnement dans le même appareil :

- fabrication d'une batterie supplémentaire et des prises spéciales de courant capables d'assurer le passage d'une énergie élevée;
- modification des circuits électroniques de commande pour permettre le fonctionnement de l'appareil dans les deux régimes (classique et nouveau concept).

6.1 MODIFICATIONS

Les modifications doivent assurer le changement automatique du régime (classique ou nouveau concept) à l'ajout de la batterie supplémentaire et à la compatibilité des circuits électroniques de l'appareil pour les deux régimes de fonctionnement.

Par l'introduction d'un limiteur de tension de chargement avec relais aux bornes 18 et 19 (figure 6.2.1), on a assuré le passage automatique d'un régime à l'autre.

La compatibilité des circuits électroniques de commande de l'appareil, à l'ajout d'une capacité supplémentaire C_s , a été réalisée par les modifications suivantes (figure 6.2.1) :

- modification du diviseur résistif R1-R2-R3 pour assurer des valeurs de tension dans l'intervalle de 30 V à 90 V;

- **modification de la résistance R8 pour assurer le chargement des deux batteries des condensateurs et garantir la protection des circuits à une décharge accidentelle;**
- **modification du circuit de décharge pour le fonctionnement des thyristors SCR₂ et SCR₃ dans les nouvelles limites.**

Une fois ces modifications de principe accomplies, on a passé aux essais de l'appareil dans la soudure des goujons. Durant les tests de fonctionnement, on a rencontré de nombreux problèmes générés par la faiblesse de certaines composantes électroniques de l'appareil classique. Les modifications apportées aux circuits électroniques de l'appareil pendant les tests de fonctionnement sont reproduites dans les étapes suivantes :

ÉTAPE 1

Une résistance additionnelle est insérée en série entre la borne 6 et la résistance R3 dans le but d'établir la limite inférieure du transistor unidirectionnel Q1 (figure 6.1.1).

ÉTAPE 2

L'interruption brusque du courant d'alimentation produisait un arc entre les contacts du relais RL assez fort que les contacts restaient soudés.

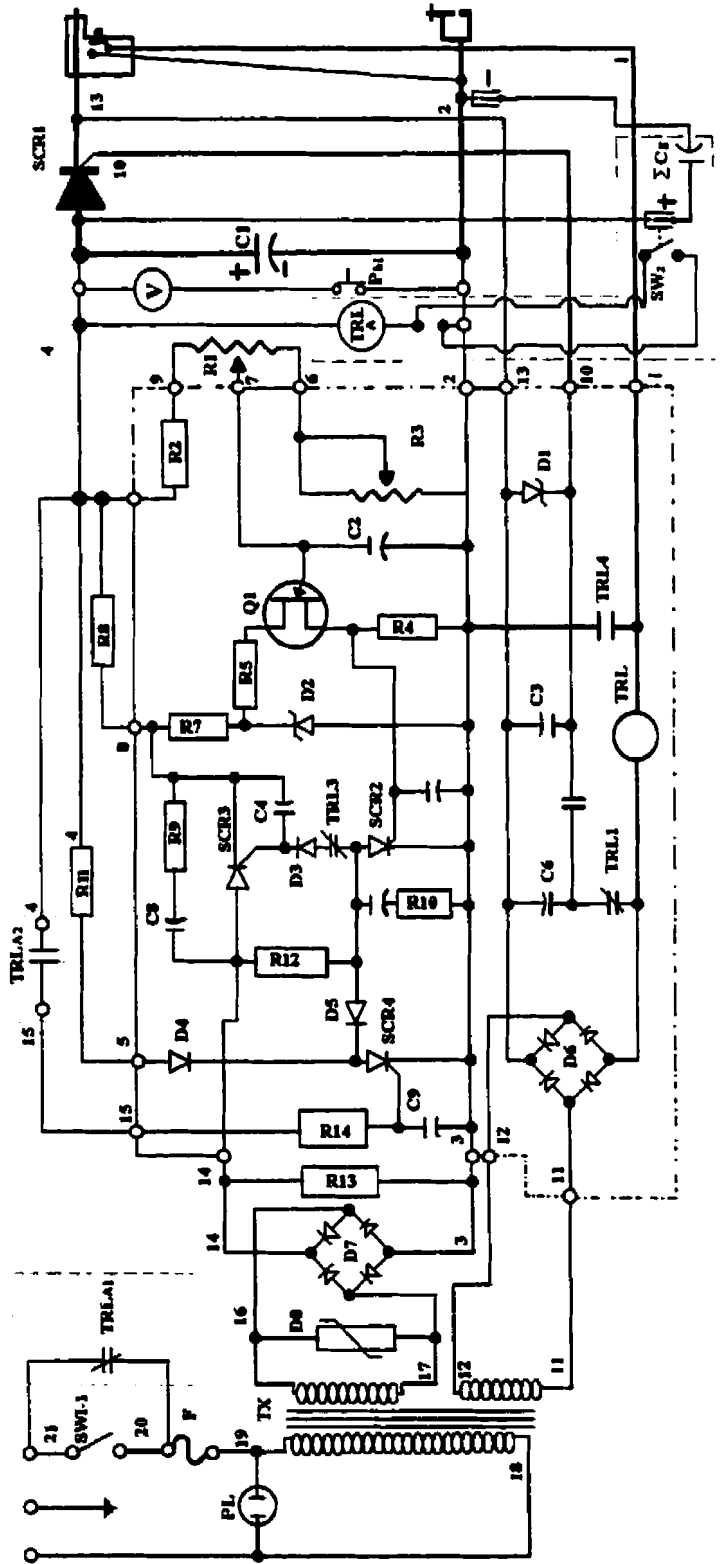


Figure 6.1.2 - Schéma de principe de modèle fonctionnel - Modification étape 2

Un nouvel emplacement a été donné au limiteur de la tension d'alimentation entre les bornes 20 - 21 et 4 - 4' (figures 6.1.2 et 6.1.3). Il a bien fonctionné pour le premier cycle de chargement. Dans le deuxième cycle, dû au fort courant absorbé par les batteries des condensateurs (C1 + Cs), la valeur nominale de la résistance des contacts du relais a été dépassée, produisant la mise en oscillation et parfois le soudage des contacts.

Pendant les essais de fonctionnement, plusieurs montages de limiteur de tension ont été détruits; la fréquence de la défaillance de certaines composantes a démontré clairement qu'il y a un autre problème dans le circuit de chargement.

La valeur maximale de la tension de chargement indiquée par le producteur est de 175 V, tandis que la valeur réelle mesurée dans le secondaire du transformateur est de 220 V.

C'est pour cette raison que l'utilisation du relais aux contacts a été abandonnée et on a opté pour l'utilisation d'un relais électronique réglable.

ÉTAPE 3

Les limiteurs de tension électroniques réglables avec un couplage en force commandé par un micro-relais sont présentés dans la figure 6.1.4.

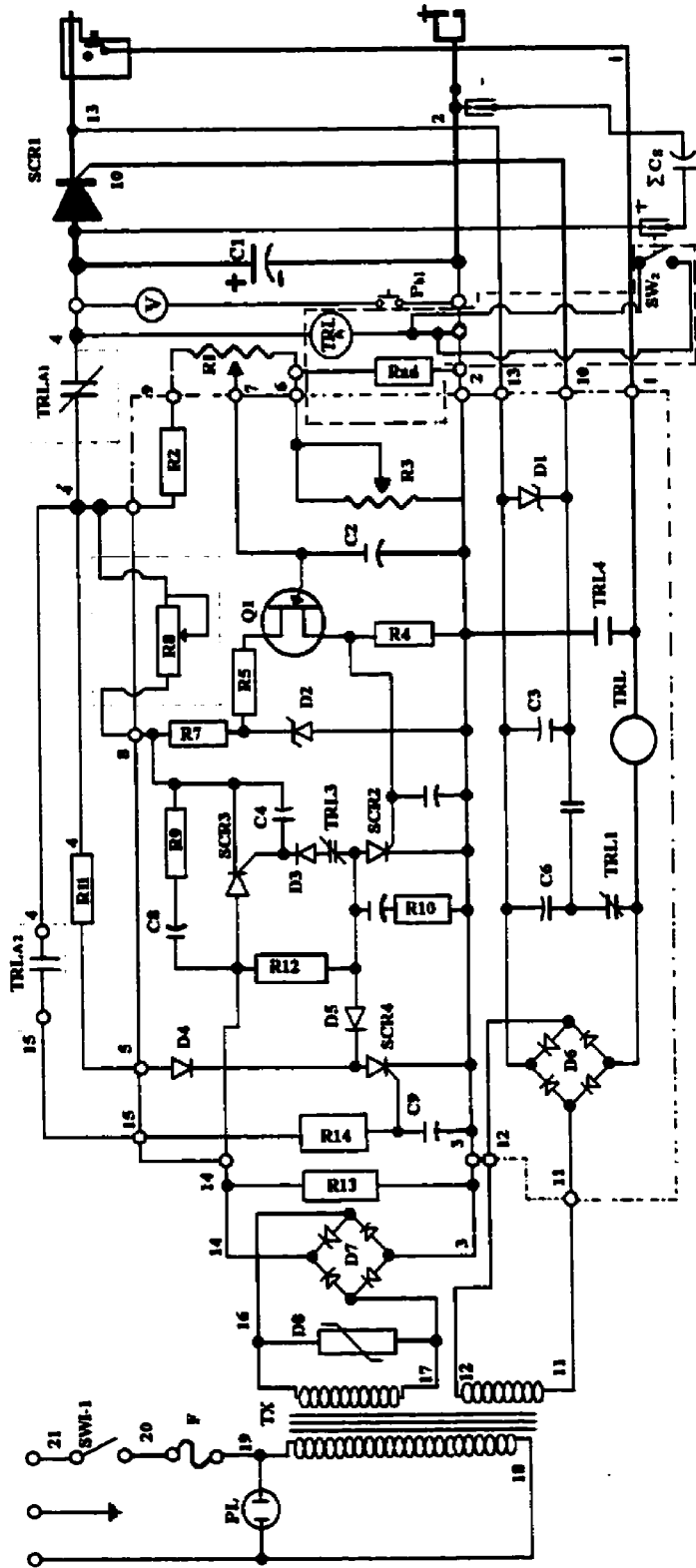


Figure 6.1.3 - Schéma de principe de modèle fonctionnel - Modification étape 2

Le nouveau limiteur n'a pas fonctionné parce que le courant fourni par le relais était insuffisant pour éteindre le relais de force, le circuit d'alimentation de la batterie des condensateurs restant ainsi en tension.

ÉTAPE 4

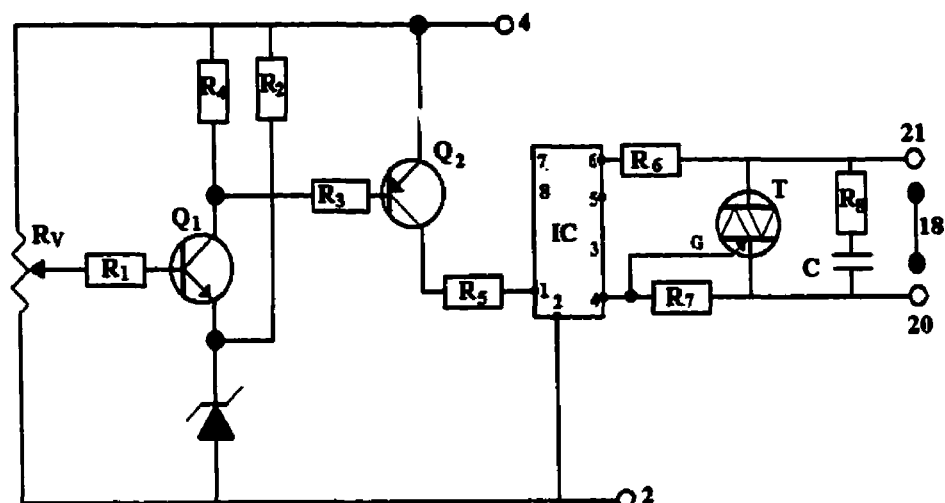
Dans cette étape, on a fait la séparation de la partie de commande de la partie de force (figure 6.1.5). La séparation a été effectuée par l'introduction du module MCO (triac commandé par un optocoupleur - schéma détaillé présenté à la figure 6.1.6).

Les différentes modifications apportées à ce montage du limiteur de tension électronique nous ont permis de réaliser jusqu'à 30 cycles complets.

ÉTAPE 5

Pour améliorer la fiabilité de fonctionnement, on a renforcé le circuit de chargement par l'introduction d'une diode Zener (D8) placée antiparallèle entre l'anode et la cathode du thyristor SCR3 (figure 6.1.7).

Le renforcement du circuit de chargement a produit l'instabilité du circuit de déchargement (le thyristor SCR2 n'était plus capable d'empêcher le déchargement occasionnel de la batterie par R8, Dz et R12).



$R_1 = R_2 = R_3 = 10\text{k}\Omega$
 $R_4 = 47\text{k}\Omega$
 $R_5 = 5\text{k}\Omega$
 $R_6 = 56\text{k}\Omega$
 $R_7 = 330\ \Omega$
 $R_8 = 47\ \Omega$
 $R_9 = 10\text{k}\Omega$
 $D = \text{Zener Diode } 24\text{V}$
 $Q_1 = Q_2 = 2\text{N}2646$
 $T = \text{SC}116\text{D}$
 $C = 10\ \mu\text{F} / 400\text{V}$
 $\text{IC} = \text{MOC } 3040$

Figure 6.1.6 - Limiteur de tension avec triac commandé par optocoupleur [21].

La protection contre une décharge accidentelle de la batterie a été réalisée par l'introduction du circuit électronique avec relais - RL1 (figure 6.1.7).

ÉTAPE 6

Par l'introduction du contrôleur de chargement MC (présenté dans la figure 6.1.8), on a obtenu la configuration actuelle du circuit électronique du modèle fonctionnel (figure 6.1.9). Une protection supplémentaire a été réalisée par l'introduction de l'interrupteur SW2 qui permet l'isolement des circuits de chargement et de déchargement. Cet isolement élimine les interférences entre les phases de fonctionnement et les courants parasites.

L'utilisation de cette dernière protection est recommandable dans les cas où le transistor unidirectionnel Q1 change ses limites de fonctionnement.

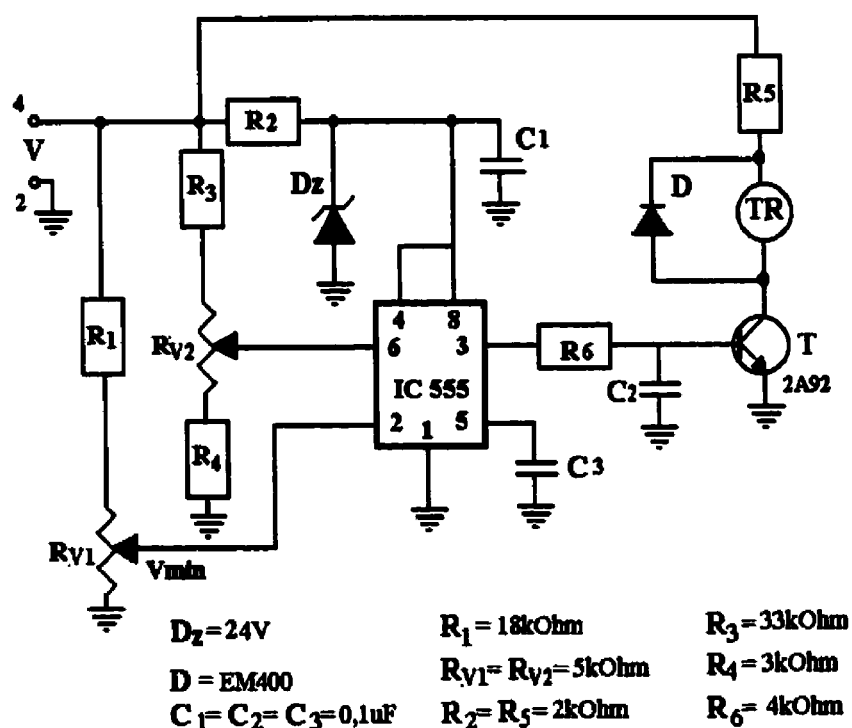


Figure 6.1.8 - Contrôleur de tension (MC)

6.2 FONCTIONNEMENT DU MODÈLE

La mise en marche de l'appareil est faite par l'interrupteur SW1-1. Le réglage de la tension de chargement de la batterie se fait par le diviseur de résistance R_2 , R_1 , R_3 qui assure en même temps la fonction de commande pour Q1. La résistance R_3 réglable est une protection pour le transistor unidirectionnel Q1.

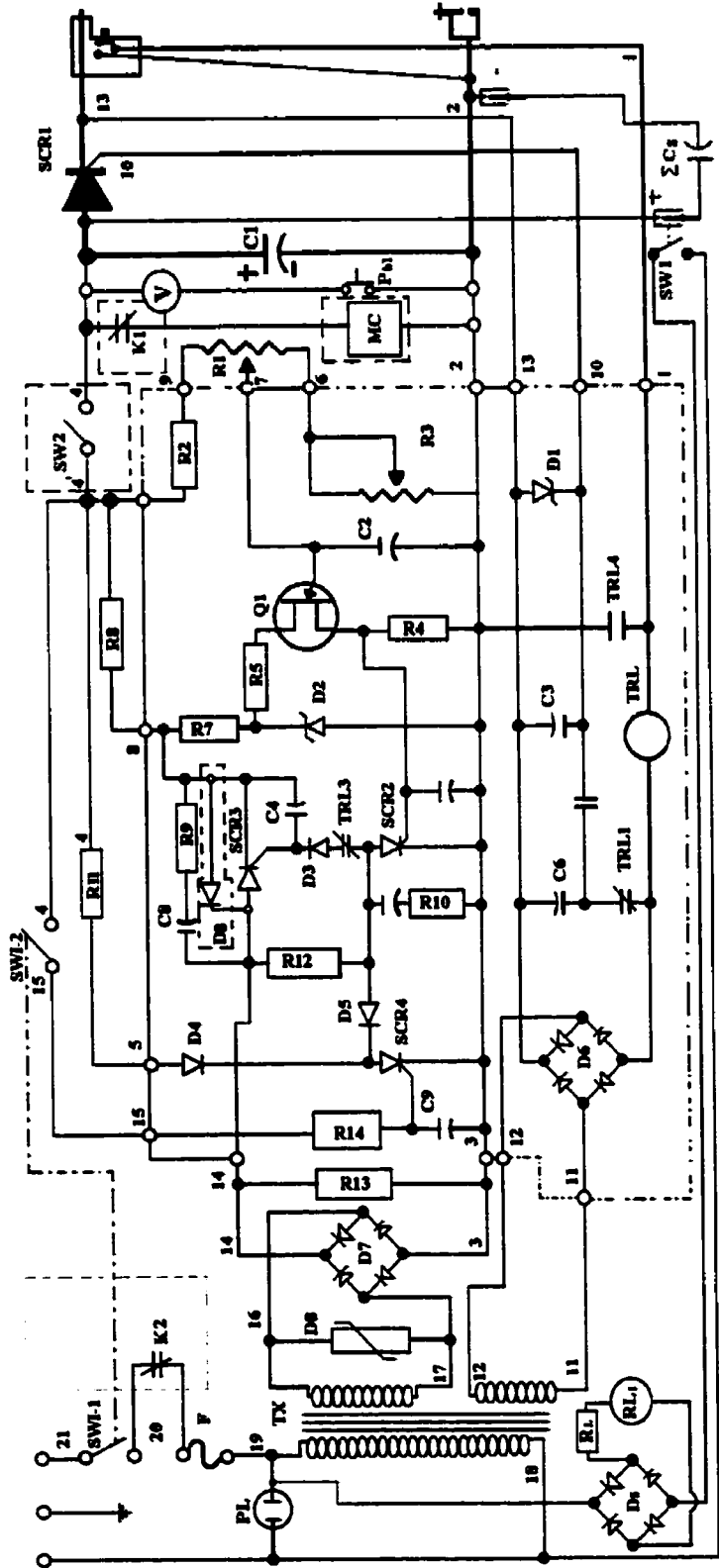


Figure 6.1.9 - Schéma de principe de modèle fonctionnel - Modification étape 6

Une fois le courant établi, il permettra l'ouverture de la porte du thyristor SCR₃ assurant ainsi le chargement du condensateur C1 + Cs (batterie des condensateurs). Le chargement accompli à la tension nominale commande au transistor Q1 de réaliser l'ouverture du thyristor SCR2 qui, à travers la résistance R12, réalise la mise à la terre de l'anode de SCR₃, celle-ci devient ainsi plus négative que la cathode et implicitement commande la fermeture de SCR₃.

La commande d'initiation du cycle de déchargement est donnée par la gâchette du pistolet. L'interrupteur actionné par la gâchette du pistolet donne deux commandes distinctes :

- dans la première, il commande l'ouverture du thyristor SCR1 qui permet la décharge de la batterie C1 + Cs;
- dans la deuxième, il commande l'isolation du circuit de chargement par le relais TRL contre une mise en marche accidentelle du circuit pendant le déchargement.

Le cycle de chargement accompli, le circuit de chargement est mis en attente. Normalement, ceci ne devrait pas permettre une surcharge de la batterie ou une interférence accidentelle avec le cycle de déchargement.

6.3 MODE D'UTILISATION DU MODÈLE

L'utilisation du modèle de l'appareil de soudage à contact par décharge des condensateurs comporte trois étapes.

Première étape

Positionnement de l'appareil et des câbles de telle sorte que des champs électriques parasites ne se produisent pas. Branchement de la surface à souder à la borne N de l'appareil.

Deuxième étape

Pour exécuter des soudures avec l'appareil de soudage à contact par décharge des condensateurs, la batterie supplémentaire (module 2) doit être branchée. Après la mise sous tension de l'appareil (interrupteur SW_1), on procède au réglage de l'appareil en fonction du diamètre du goujon à souder. Le réglage d'ajustement de la tension de chargement de la batterie est fait à l'aide de potentiomètre variable R_1 . Le contrôle de la tension dans la batterie se fait à travers le voltmètre V, activé par l'interrupteur P_{B1} .

Troisième étape

Positionnement de goujons dans le pistolet, mise en contact avec la surface à souder et déclenchement du cycle de déchargement par l'appui sur la gâchette du pistolet.

Les échantillons des soudures réalisées avec ce modèle fonctionnel ont été soumis par la suite à l'analyse métallographique.

CHAPITRE 7

RÉSULTATS ET ANALYSE DES RÉSULTATS

Afin d'évaluer les performances du nouveau concept de soudage, plusieurs échantillons ont été réalisés suivant deux procédés (classique et nouveau).

Les échantillons ont été préparés et examinés suivant les normes spécifiques par les spécialistes du laboratoire CM².

La ZTA de chacune de ces échantillons a été soumise à une analyse métallographique (examen macroscopique, microscopique et microdureté) dont les résultats sont présentés dans ce chapitre. Tous les échantillons ont été soumis préalablement au test de pliage.

7.1 IDENTIFICATION DES ÉCHANTILLONS

Pour chaque procédure, nous avons réalisé deux types d'assemblage : soudage bout à bout et goujons sur tôle.

Pour faire la distinction entre les deux procédés, nous avons identifié par PC le procédé classique et par PN le procédé nouveau concept. Le tableau suivant présente les matériaux utilisés ainsi que l'identification de chaque échantillon.

Tableau 7.1 - Identification des échantillons

EXAMENS MÉTALLOGRAPHIQUES			
PROCÉDÉ CLASSIQUE		PROCÉDÉ NOUVEAU CONCEPT	
PC ₁	goujon acier - tôle acier	PN ₁	goujon acier - tôle acier
PC ₂	goujon acier - goujon acier	PN ₂	goujon acier - goujon acier rapide
PC ₃	goujon acier - tôle acier	PN ₃	goujon acier - tôle acier
		PN ₄	goujon acier - tôle aluminium
		PN ₅	goujon acier - goujon laiton
		PN ₆	goujon laiton - tôle acier
		PN ₇	goujon acier - tôle acier inoxydable
PLIAGE			
		PN ₈	goujon laiton - tôle acier
		PN ₉	goujon acier - tôle aluminium

7.2 ANALYSE MACROGRAPHIQUE

Lors de l'examen macroscopique, on a observé les structures globales des différentes zones du joint, la ZTA et les défauts majeurs (tels que soufflures, fissures, inclusions). Des photos des goujons en acier 1010 (de 3.4 mm) soudés sur des tôles minces (de 0,11 mm) en acier 1010 par les deux procédés sont présentées dans les figures 7.2.1a et 7.2.1b. La différence de qualité de soudage est bien visible. Sur l'échantillon PC₁, la tôle est percée dans l'essai 1 et presque transpercée dans l'essai 2, tandis que dans l'échantillon PN₁, la tôle reste intacte sans trace apparente d'influence thermique.

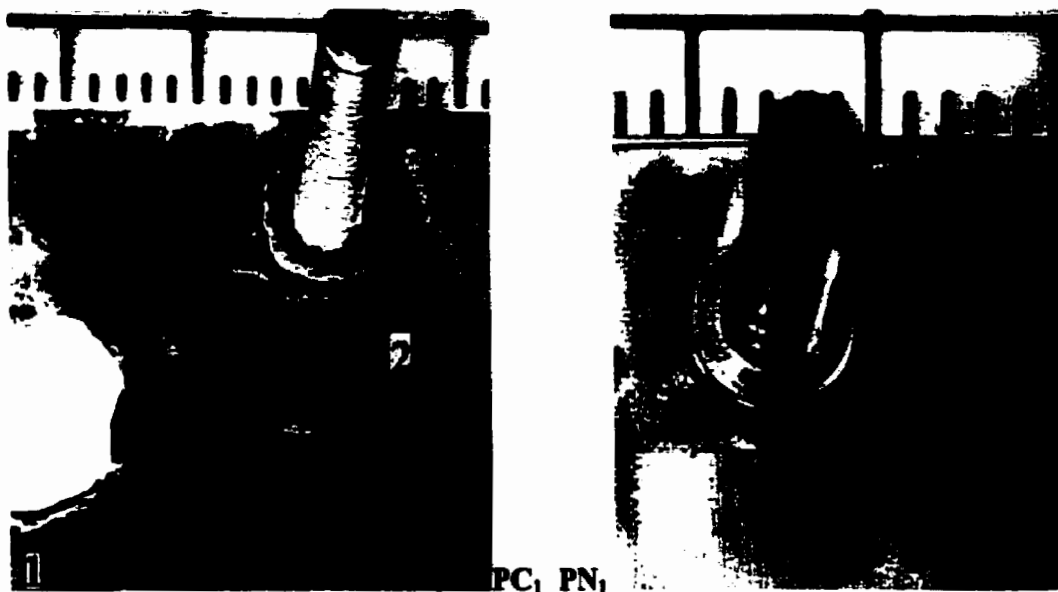


Figure 7.2.1a - Échantillons PC₁ et PN₁, vue de face

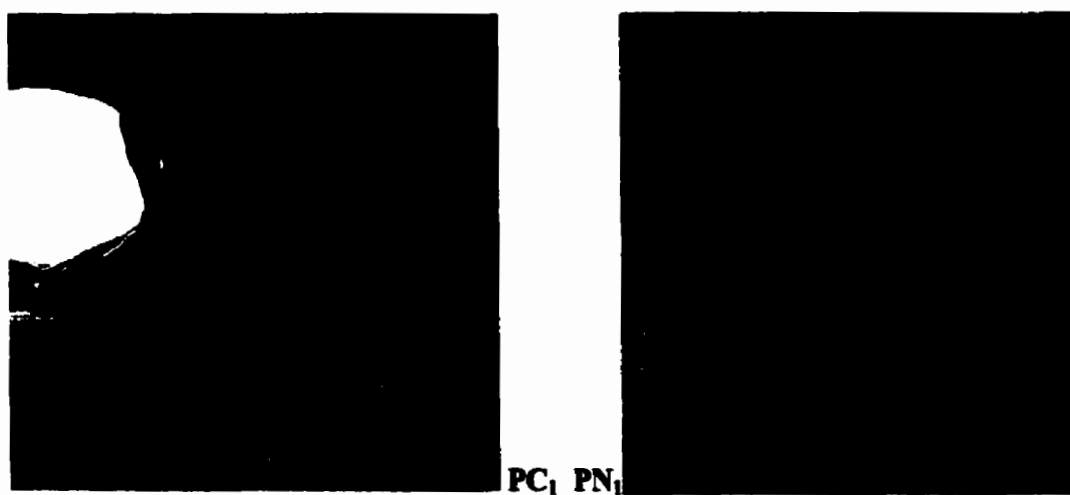


Figure 7.2.1b - Échantillons PC₁ et PN₁, vue d'au-dessous

La tôle dans la zone de soudure de l'échantillon PC₁ (figure 7.2.1b) est complètement brûlée par la surchauffe du métal, des gouttelettes de métal fondu et solidifié sont présentes au bord de la soudure. La ZTA est de quelques millimètres autour de la

soudure. La soudure bout à bout de goujons est présentée à la figure 7.1.2 (échantillons PC₂ et PN₂).

L'échantillon PC₂ présente une soudure incomplète, les deux goujons ont fusionné uniquement dans la partie centrale (seul le téton a été fondu). Les défauts dans la soudure sont produits par l'énergie insuffisante et par le ressort très fort du pistolet de soudage qui, par la pression élevée exercée sur les pièces, produit la projection du métal fondu à l'extérieur. Le goujon électrode est visiblement plus affecté thermiquement que le goujon support.

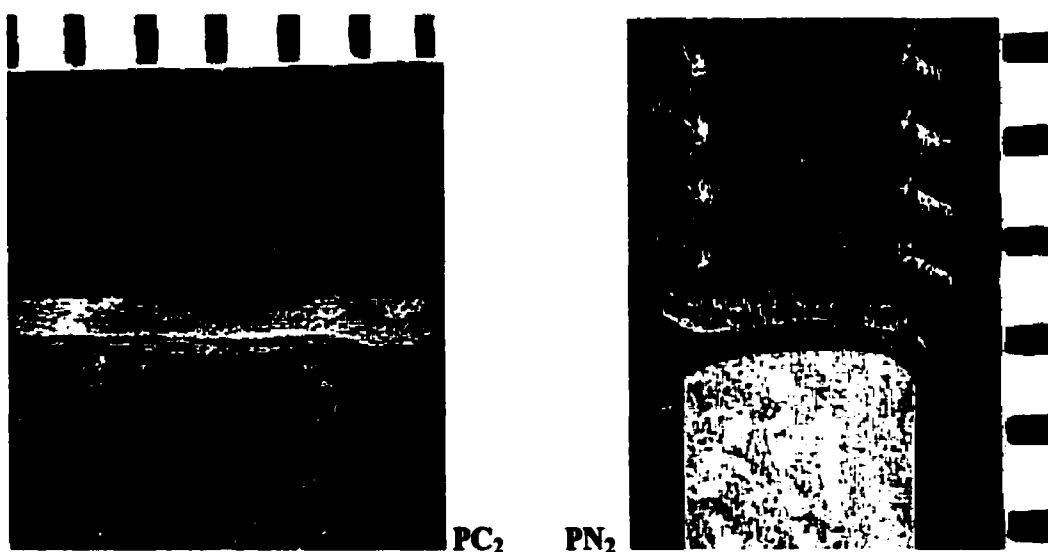


Figure 7.2.2 - Soudure de goujons bout à bout, échantillons PC₂ et PN₂

Sur l'échantillon PN₂, le cordon de soudure est bien formé et sans défauts visibles. La ZTA n'est pas mise en évidence ou elle est extrêmement réduite.

La soudure de deux métaux de nature différente (aluminium et acier) est présentée à la figure 7.2.3. Le passage d'un métal à l'autre se fait graduellement (il n'y a pas une démarcation nette de la ligne de fusion), ce qui démontre une bonne cohésion entre les deux métaux. Le test de pliage (voir les traces présentes sur les goujons) à marteau a montré la bonne résistance de la soudure. La pénétration accentuée du métal de goujons dans la masse d'aluminium s'explique par la nette différence entre les points de fusion (660°C pour aluminium et respectivement 1530°C pour l'acier). Les petites inclusions observées dans la zone soudée sont données par l'oxydation très rapide de l'aluminium (Al_2O_3).

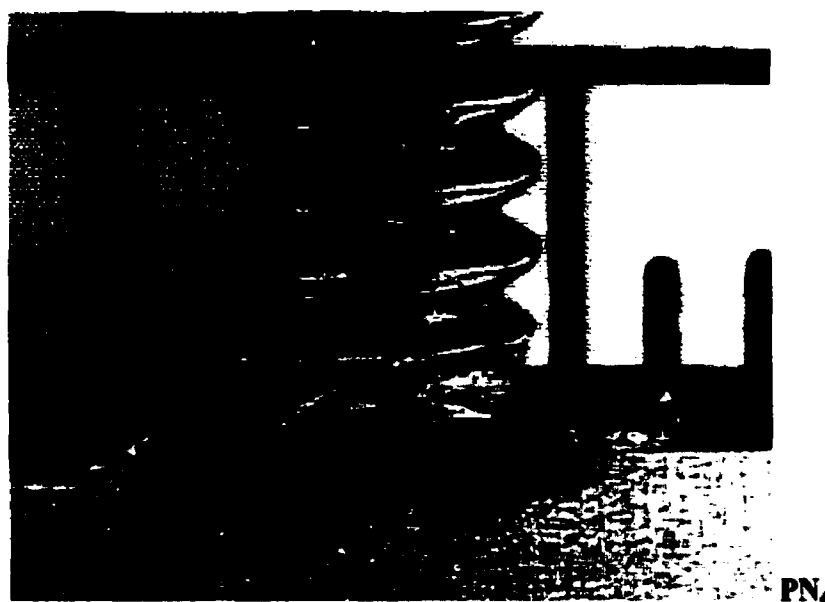


Figure 7.2.3 - Soudure acier-aluminium, échantillon PN₄

La soudure de laiton avec l'acier est présentée dans les figures 7.2.4 et 7.2.5.

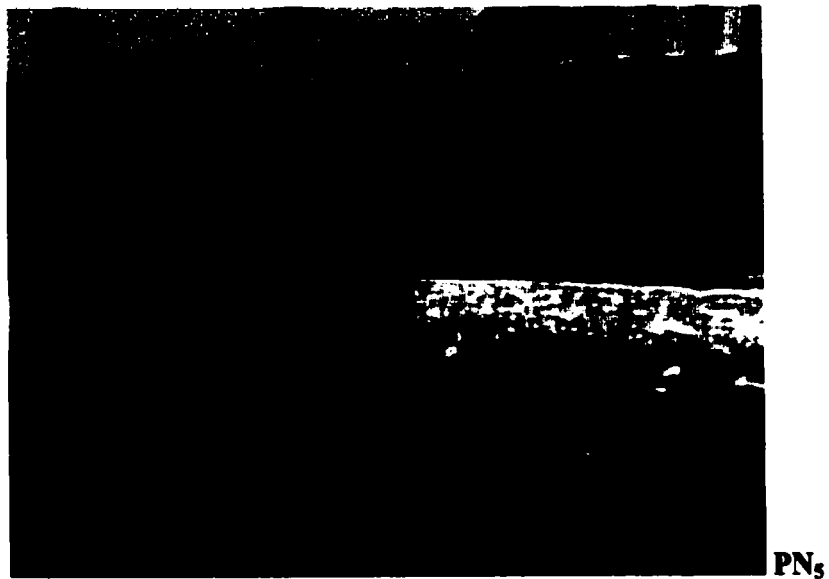


Figure 7.2.4 - Soudure acier - laiton, échantillon PN₅

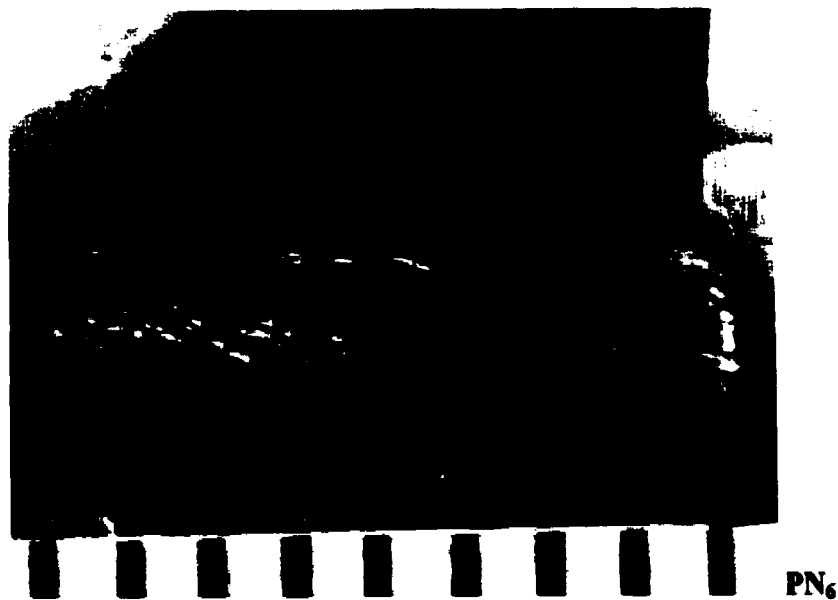


Figure 7.2.5 - Soudure acier - laiton, échantillon PN₆

À première vue, la nette démarcation entre les deux métaux peut donner l'impression d'un collage ou d'un brassage. Les tests ont démontré que les deux métaux se sont bien

soudés. La pénétration dans ce cas est moins importante, due au fait que les points de fusions des deux métaux sont plus proches (1080°C pour l'acier et 1530°C pour l'acier). Les soudures ne présentent aucun défaut visible pour les deux types d'assemblage. L'utilisation d'un milieu protecteur pour la soudure du laiton avec l'acier n'est plus nécessaire.

Les photos des échantillons de soudage de l'acier doux - acier inoxydable sont présentées dans les figures 7.2.6 et 7.2.7.

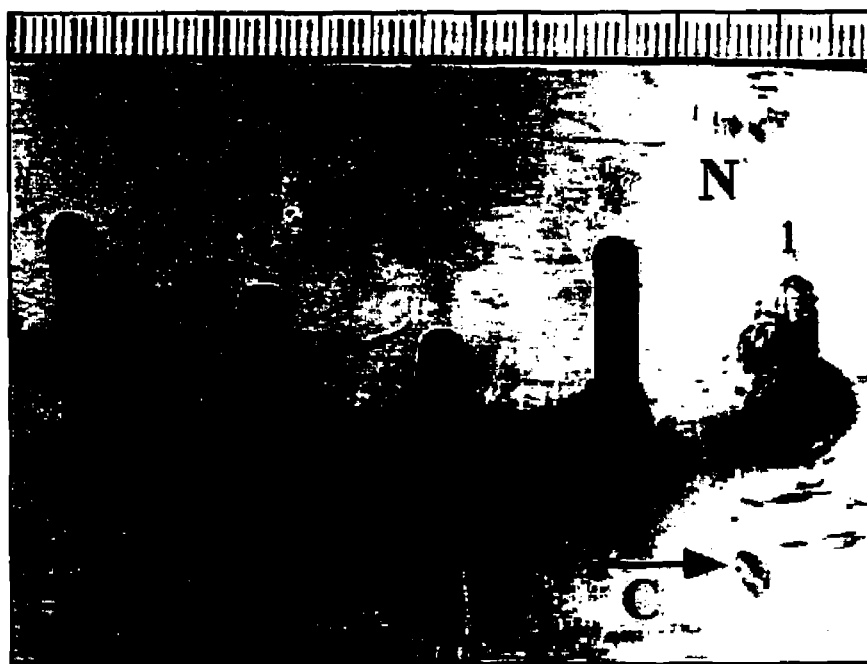


Figure 7.2.6 -Soudure acier doux - acier inoxydable, échantillon PN₇, vue de face
N - soudage nouveau concept à diverses capacités de la batterie en %
1 - 80 %, 2 - 60 %, 3 - 50 %, 4 - 40 %, 5 - 35 %
C - soudage classique à 95 % de la capacité de la batterie

Les soudures numérotées de 1 à 5 ont été effectuées par le nouveau procédé.

L'échantillon PN₇ a été soudé en utilisant les deux procédés de soudage (N et C). Le soudage par le procédé classique n'a pas réussi, la trace du soudage est indiquée par la flèche C. Cet échec est dû à l'application d'une énergie insuffisante (le diamètre maximal qui peut être soudé avec cet appareil est d'un maximum de 3.4 mm et le diamètre d'essai est de 4 mm) et à l'utilisation d'un goujon sans téton (le téton favorise la diminution de la résistance de contact).

Dans la soudure 1, l'utilisation d'une énergie (représentant 80 % de la capacité de la batterie) plus grande que nécessaire a produit une pénétration profonde (0.9 mm) et la brûlure de la tôle sur un rayon approximatif de 2 mm autour de la soudure. La surchauffe de la tôle est visible dans la figure 7.2.7.

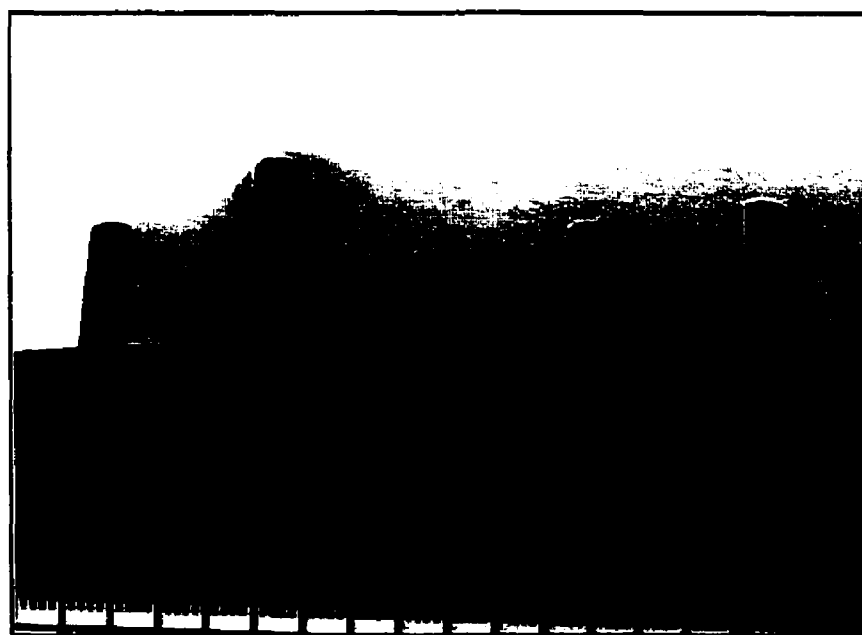
PN₇

Figure 7.2.7 - Soudure acier doux - acier inoxydable, échantillon PN₇, vue d'au-dessous

Pour les soudures 2 et 3, l'énergie utilisée reste encore supérieure, des traces de métaux fondus sont présentes autour de la soudure.

La soudure 4. Ses caractéristiques correspondent entièrement aux normes de soudure.

La soudure est uniforme, le contour de bourrelet est régulier et sans défaut visible.

Donc, les paramètres de soudage sont optimaux (l'énergie déchargée a été à 40 % de la capacité de la batterie et le temps de soudage 0.1 ms).

L'énergie (35 %) utilisée pour la soudure 5 a été suffisante, mais non optimale. Dû à ce fait, le bourrelet autour de la soudure n'est pas évident et non conforme aux normes de soudage. On constate une influence thermique réduite pour ces dernières soudures. Les résultats obtenus pour l'échantillon PN₇ confirment les résultats de simulation (voir chapitre 5).

7.3 ANALYSE MICROGRAPHIQUE

Les quatre éprouvettes préparées et attaquées au réactif en vue de l'analyse sont présentées dans les figures 7.3.1, 7.3.2, 7.3.3 et 7.3.4.

Dans la première micrographie (figure 7.3.1), on observe une soudure défectueuse. On peut observer une nette démarcation entre les deux métaux et une grosse gouttelette de

métal fusionné. L'attaque au réactif a mis en évidence des structures ferrite-perlite spécifiques pour l'acier doux et aussi une ZTA étendue dans les deux pièces.



Figure 7.3.1 - Micrographie de la soudure, échantillon PC₃

Dans la figure 7.3.2, on peut voir la micrographie de la soudure PN₃. On peut constater que la zone de fusion est à peine visible. Les structures du métal de base et de la soudure sont de ferrite-perlite. La ZTA est extrêmement réduite.

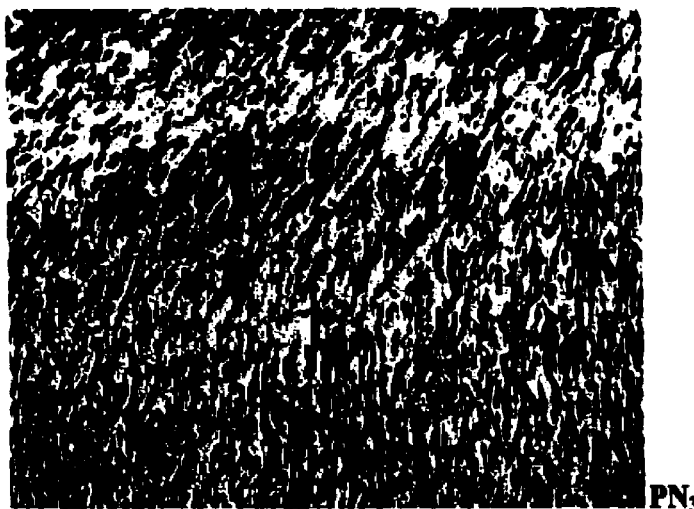


Figure 7.3.2 - Micrographie de la soudure, échantillon PN₃

Dans la micrographie de l'échantillon PC₂ (figure 7.3.3), on a une soudure imparfaite avec seulement deux régions où les métaux ont fusionné. Les deux métaux de base sont de nuance ferrito-perlitique et les zones fusionnées de nuance prépondérante de perlite. L'attaque au réactif ne permet pas la détermination de l'étendue de la ZTA.

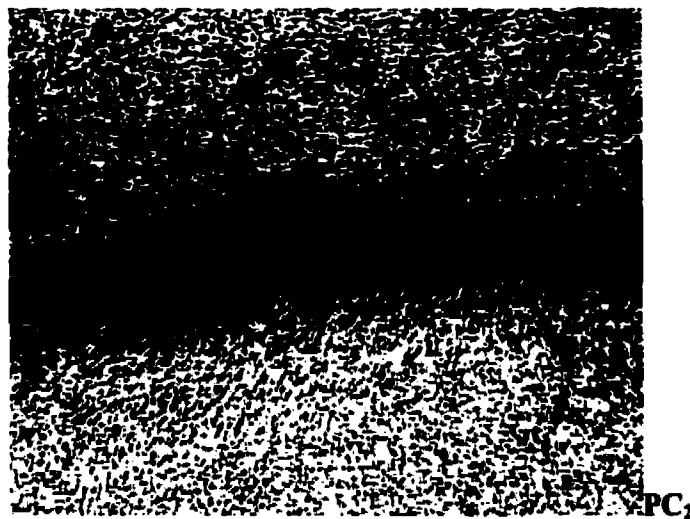


Figure 7.3.3 - Micrographie de la soudure, échantillon PC₂

Dans les assemblages par le nouveau procédé, les aciers ont subi une transformation plus poussée à cause de la vitesse de refroidissement plus grande imposée par ce procédé. Une analyse détaillée groupant les aspects micrographiques des différentes zones de la soudure est présentée (figure 7.3.4).

La zone A appartient au goujon d'acier doux, acier de nuance ferrito-perlitique (figure 7.3.5).

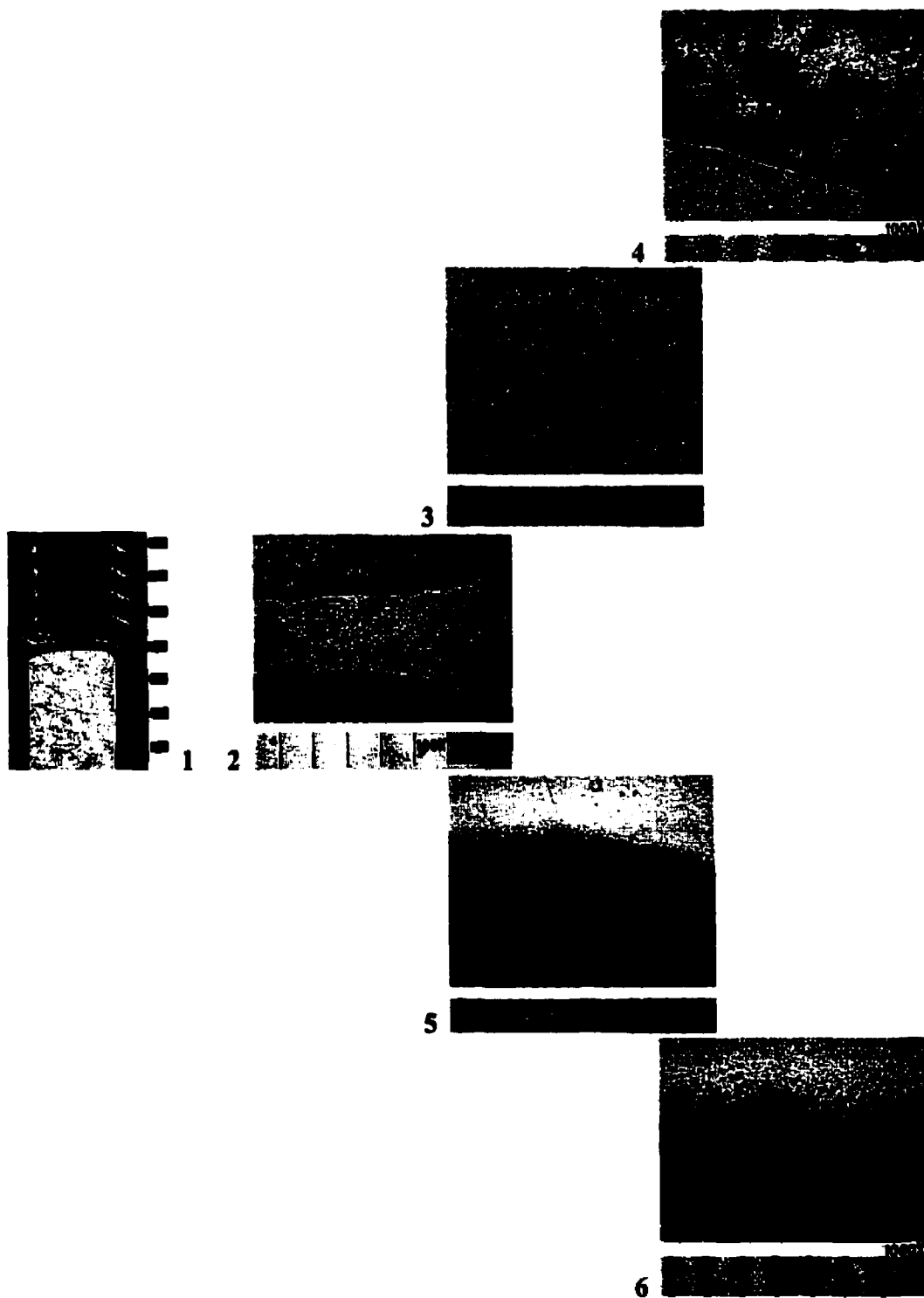


Figure 7.3.4 - Étude structurelle de l'assemblage soudé à contact par décharge de condensateurs; 1- échantillons PN_2 , 10x, 2- échantillons PN_2 , 100x, 3 et 4- acier doux, 5 et 6- acier rapide.

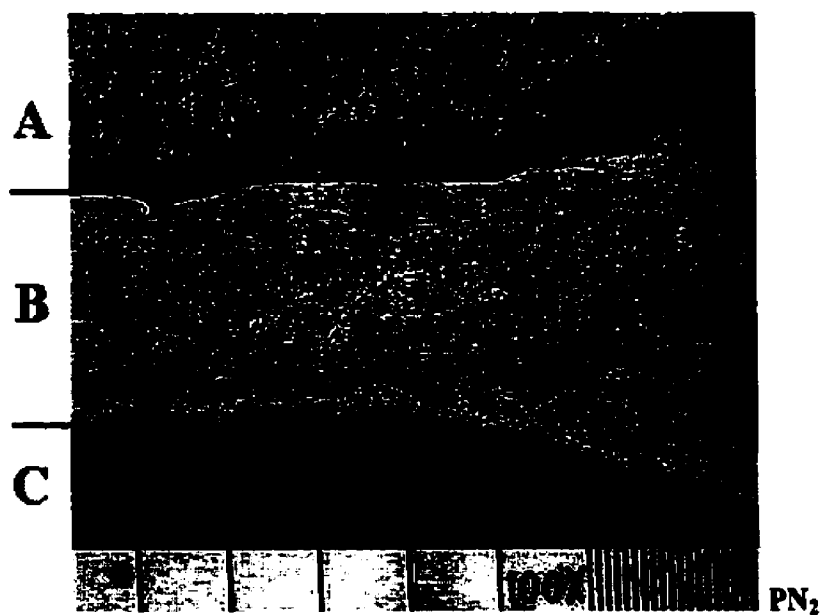


Figure 7.3.5 - Micrographie de la soudure, échantillon PN₂



Figure 7.3.5 - Micrographie de la soudure, zone A, échantillon PN₂

La dureté de cette zone est d'environ 150 HV et augmente au voisinage de la ligne de fusion jusqu'à 235 HV, dureté caractéristique pour une structure prépondérante perlite. Donc, la structure du matériau change au voisinage de la ligne de fusion.

La ligne de démarcation (de liaison métal-soudure) entre la zone A et B est très nette. Dans le procédé classique, ceci est une indication d'une soudure défectueuse (collage), ce qui n'est pas le cas pour le nouveau procédé. Cette conclusion est prouvée par le test de pliage. L'aspect net de cette ligne de démarcation peut être expliqué par le fait qu'aucun des réactifs n'avait attaqué la zone B.

La zone B (de fusion) est d'environ 30 μm , puisqu'aucun réactif n'a attaqué cette zone aucune structure n'a été mise en évidence. On présume que les structures prépondérantes dans cette zone sont des martensites extrêmement fines. La dureté de cette zone est extrêmement élevée et correspond aux aciers hautement alliés.

La zone C (figure 7.3.6) est la zone de l'acier rapide de structure martensite à grain fin. Proche à la zone de fusion, on constate une amélioration de la dureté ainsi que des structures de martensite plus fines ($\text{PN}_2 \times 1000$). Le passage d'une zone à l'autre se fait graduellement, ce qui indique une bonne diffusion de l'acier rapide dans la masse du métal non identifié. La microdureté donne une valeur de 500 HV, ce qui correspond à la dureté d'un acier après le traitement de durcissement.

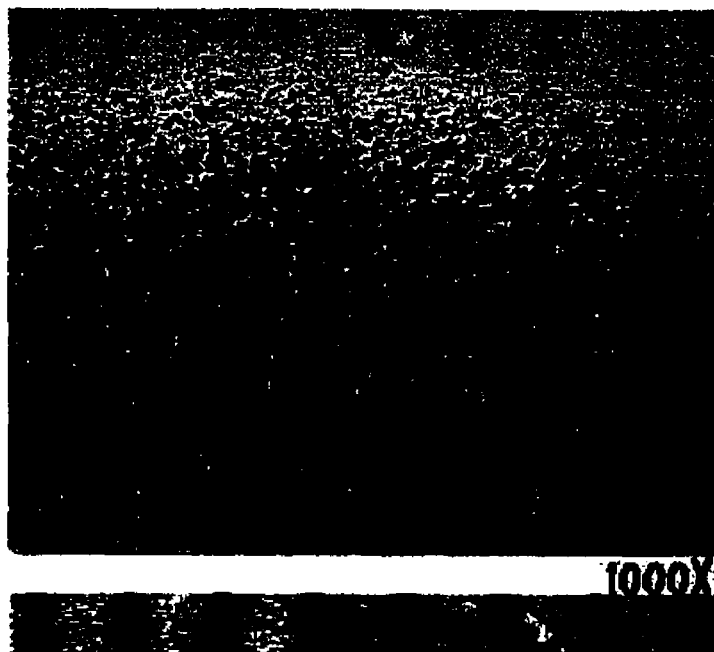


Figure 7.3.6 - Micrographie de la soudure, zone C, échantillon PN₂

7.4 ANALYSE DE MICRODURETÉ

Les prises de lecture de la microdureté ont été faites en direction transversale à la soudure et parallèlement aux pièces (figures 7.4.1, 7.4.2, 7.4.3, 7.4.4 et 7.4.5).

La variation dimensionnelle des empreintes (laissée par le pénétrateur pyramidal) sur l'échantillon PN₂ est présentée à un grossissement de 500 x dans les figures 7.4.3, 7.4.4 et 7.4.5.



Figure 7.4.1 - Empreintes du pénétrateur pyramidal à travers la soudure, échantillon PN_2



Figure 7.4.2 - Variation de la grandeur de l'empreinte en fonction de la dureté du métal, échantillon PN_2



Figure 7.4.3 - Dimensions des empreintes dans la zone A, échantillon PN_2 , grossissement 500 x

On constate que la première empreinte dans la zone A est à peu près quatre fois plus grandes que celle de la zone B. Ce rapport existe aussi entre les duretés mesurées dans ces endroits 235 HV et respectivement 870 HV.

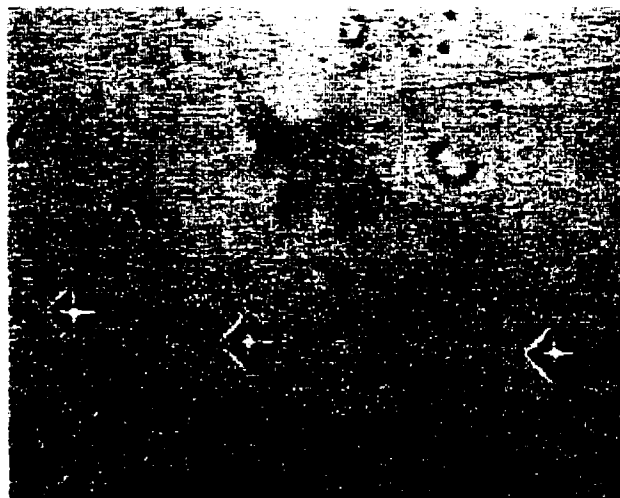


Figure 7.4.3 - Dimensions des empreintes dans la zone B, échantillon PN₂, grossissement 500 x

De la zone B, le passage vers la zone C est moins prononcé aussi du point de vue de la variation dimensionnelle de l'empreinte. Les dimensions des empreintes restent quasi invariables.

La variation dimensionnelle de l'empreinte est moins évidente au passage de la zone B à la zone C, l'accroissement dimensionnel se fait graduellement avec la décroissance de la dureté.



Figure 7.4.3 - Dimensions des empreintes dans la zone C, échantillon PN₂, grossissement 500 x

Les valeurs indiquant la microdureté (tableau 7.4.1) dans les pièces et dans la soudure sont obtenues par la méthode Vickers [] (pénétrateur pyramidal de diamant actionné par une charge de 100 g).

Le diagramme (figure 7.4.6) présente la variation de la dureté des matériaux à travers la soudure de l'échantillon PN₂.

On peut constater que dans la zone voisinant la première interface, la soudure subit un saut important de dureté (de 235 HV à 870 HV). À partir du milieu de la zone fusionnée, la dureté diminue de 780 HV à 325 HV (dans le goujon en acier rapide) ayant des valeurs d'environ 640 HV sur la deuxième interface.

Tableau 7.4.1 - Résultats de l'essai de microdureté sur l'échantillon PN₂

	DISTANCE DE L'INTERFACE (microns)	MICRODURETÉ HV
Acier rapide	210	270
	110	325
	50	270
	45	325
	40	410
2 ^e interface	35	500
	30	510
	25	640
	18	770
	10	870
	5	870
	1	870
1 ^{er} interface	-5	235
	-15	150
	-40	210

Les valeurs différentes de deux pentes s'expliquent par les temps différents de refroidissement de chaque pièce. Le gradient de température (refroidissement) de l'acier doux est beaucoup plus élevé que le gradient (refroidissement) de l'électrode (acier rapide).

Une correspondance entre les duretés et les charges unitaire de rupture pour les aciers peut être déterminée indirectement à partir de la table de correspondance Vianello (déduite par méthode statistique) [14]. Dans le tableau 7.4.2, on présente les correspondances pour les duretés du tableau 7.4.1.

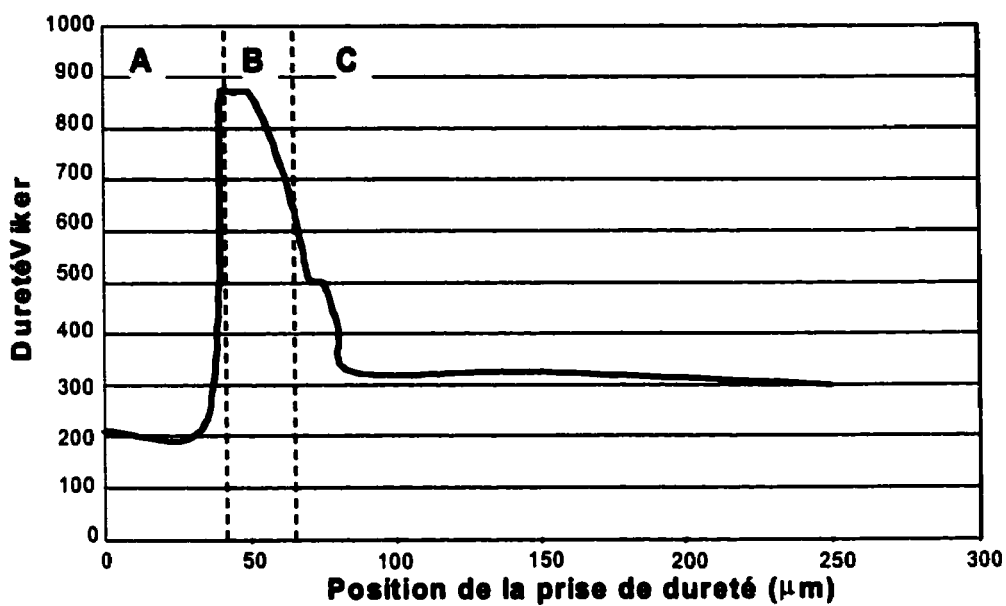


Figure 7.4.3 - Variations de la dureté à travers la soudure

Tableau 7.4.2 - Correspondance dureté - charge de rupture

DURETÉ HV	CHARGE UNITAIRE DE RUPTURE N/mm ²
150	505
210	700
235	765
270	905
325	1080
410	1390
500	1705
640	2195
770	2650
840	3005

La charge maximale de rupture des aciers hautement alliés de type X37 C, Mo W5-1 est de 2160 N/mm² après le traitement de durcissement. Malgré ce fait, on peut constater que les résultats expérimentaux confirment la validité du concept, l'étendue de la ZTA dans les pièces soudées a été limitée à 5 µm (microns).

7.5 TEST DE PLIAGE

À la figure 7.5.1 est présenté le test de pliage appliqué aux soudures des métaux de nature différente. Même si le test de pliage a été effectué à l'aide d'un marteau et non avec le dispositif de pliage (comme prévu par la norme), les soudures ont résisté à un pliage des goujons de plus de 30 degrés.

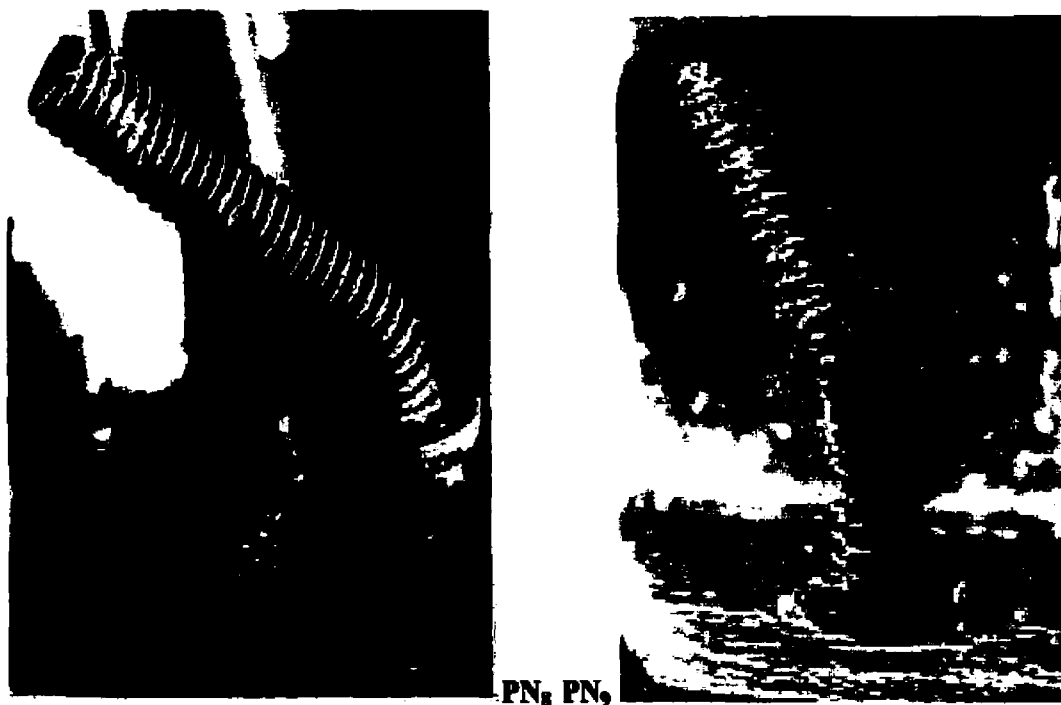


Figure 7.5.1 - Test de pliage, échantillons PN₈ et PN₉

CONCLUSION

Le nouveau concept de soudage par décharge des condensateurs présenté brièvement dans ce document s'avère être un concept prometteur en ce qui concerne l'étendue de ZTA et le bruit électromagnétique.

Nous avons démontré dans ce document qu'un appareil de soudage par décharge de condensateurs conventionnel modifié selon le concept présenté peut exécuter des soudures avec ZTA réduit de manière considérable, 5 μm par rapport à 1.5 mm dans le procédé classique.

Le fait que le bruit électromagnétique soit très réduit permet l'utilisation de cet appareil dans des chaînes de montage automatisées et / ou robotisées.

Nous avons également démontré que des matériaux considérés incompatibles du point de vue soudabilité peuvent être soudés, ce qui vient ouvrir de nouvelles perspectives technologiques dans divers domaines.

Étant donné que la zone de fusion présente des caractéristiques mécaniques inhabituelles pour une soudure, le concept décrit dans ce document ouvre de nouvelles directions de recherche fondamentale.

DIRECTION DE DÉVELOPEMENT

RECHERCHE EXPÉRIMENTALE

- **Réalisation d'une base de donnée spécifique (en fonction de la nature du métal) permettant l'optimisation du processus de soudage (Fuzzy logic, etc.).**
- **Optimisation de la procédure de travail.**

RECHERCHE FONDAMENTALE

- **Analyse détaillée des composants du bilan énergétique et leurs influences sur les performances de la soudure.**
- **Analyse physico-chimiques de la zone de fusion.**

RÉFÉRENCES

- [1] USHIO et YAMAMOTO (1994). Développement des sources de courants pour Soudage Automatisé. Revue Soudage et Techniques Connexes 11/12, 18-24.
- [2] YAMAMOTO, H. (1993). Advancements in State-of-the-Art Arc Welding Power Supplies Interim Report Doc. II S/II W XII - 1345-93. Welding Institute Research Report.
- [3] GEFFROY (1946). Évolution technique des équipements de soudage. Revue Soudage et Techniques Connexes, 26-27.
- [4] SARAZIN, J. (1950). Soudage des goujons au pistolet. Revue Soudage et Techniques Connexes No. 1/2, 17-28.
- [5] GRANJON, H. et BOUVEROT, R. (1961). Soudage de goujons à téton. Revue Soudage et Techniques Connexes No. 5/6,124.
- [6] Sciaky, D. (1944). Process and Machine from Welding . U.S Patent No.2, 359,621, Aug. 22.
- [7] Klemper H., Belmont J.et Mars D. (1944).Condenser Welding. U.S. Patent No.2,359,315. Oct .3
- [8] Johnson F.H. et Leathers C.F (1948). Energy Storge Apparatus,Direct Curent.

U.S. Patent No.2,452, 573. Nov.2

- [9] GERBAUX, H. (1961). Le soudage à l'arc des goujons. Revue Soudage et Techniques Connexes No. 9/10, 335.
- [10] DAVIES, A.C. (1992). Science and Practique of Welding, Cambridge University Press, 242 - 247.
- [11] EASTERLING, K. (1983). Introduction to the physical metallurgy of welding, Butterworths.London.118- 191
- [12] International Institute of Welding (1984). The Physics of Welding, Pergamon Press, LANCASTER, J. F., Toronto, 109-131.
- [13] The Welding Engineer's Weld Pool (1998). Single Pass C-Mn Steel Weld Metalurgy. Internet adress. <http://vanbc.wimsey.com>
- [14] ISNARDI, A.F.,STRANEO, S.L, VIANELLO,(1979) G.. Manuale di Meccanica C.E.A.C, Edizioni Scientifiche. Roma,
- [15] HOWARD, B.C. (1993). Modern Welding Technologie, Prentice Hall, New Jersey, 1
- [16] LE GOUIC (1976). Précis de soudage et brasage, Eyrolles Paris, 37-73.
- [17] SEFERIAN, D. (1954). Les Soudures Technique-Contrôle. Soudabilité des Métaux, Dunond, Paris, 59-63,308-311.

- [18] HOLMAN, J. P. (1986). Heat Transfer 4th ed.,New-York McGraw-Hill,141-197
- [19] RINALDI E. (1981). 500 Problemi di Meccanica Generale,Ulrico Hoepli Editore,
Milano , 470-487.
- [20] L'Institut de Physique Bucarest (1982). Compendium de fizica, Editura Stintifica,
Bucuresti, 263-312.
- [21] RUDOLF F.G. (1988) Encyclopedia of Electronic Circuits. TAB Books Inc PA
USA, 99-105.

Documentation Commerciales des Firmes

Arcos	Hobart
A B C Welding Co	Lincon Electric
B 0 C (Welding Equipement)	Murex,Sarazin Soudure
Cutlass Pinto, Continental Stud Welding	Nelson
Elma Technik	Oerlikon (soudure)
Hitachi	Philips Welding
Heberle Welding Co	Union Carbide (L.Tec)

ANNEXE I : LOGICIEL DE SIMULATION DE L'UNIVERSITE DE TOKYO ET NRIM

Heat Source Model in Arc Welding and Evaluation of Weld Heat-affected Zone

By Akira OKADA, Takayoshi KASUGAI and Kazuo HIRAOKA

Synopsis

Concerning a heat source model for estimating thermal cycles near the fusion line in an arc welding from the heat conduction theory, the details of the frame model formed by line heat segments which correspond to heat transfers due to the plasma stream and molten metal flow have been proposed and can be determined using a personal computer system designed for the following steps:

- 1) Rough selection of line segments on the basis of an expert knowledge of the weld pool and simplification for practical use,
- 2) Evaluation of an effect of each segment on the thermal cycle by the multiple regression analysis, and
- 3) Checking adaptability of the segments from the distribution of the residuals and the time at a maximum temperature-elevation due to each segment.

As a result, the model for a given welding condition can be obtained on the basis of the data of the weld penetration measured by many engineers for a long time.

Moreover, the system to predict hardness and microstructural constituents in the heat affected zone and to determine optimum welding conditions has been developed by using an estimated thermal cycle and the database of CCT diagram for welding.

Key words: welding; heat conduction; modeling; weldability; weld thermal cycle; continuous cooling transformation diagram.

1. Introduction

The melting and thermal cycle in an arc welding have been studied by many researchers for a long time on the basis of the analytical solution of heat conduction by Rosenthal. However, in the redundant recent automatic arc welding processes with the higher current which produce deep penetration and a large volume of deposited metal, it is difficult to predict the penetration and thermal cycle on the basis of a point heat source adopted in Rosenthal's analysis. Recently, computational processes for a complexly distributed heat source and various joint geometry have been studied. However, they are not easily applicable to the various practical conditions in arc welding since the results are obtained under limited conditions by a mainframe computer. For determining a welding condition, the system in which a computer one-sidedly gives only one answer from an experimental equation prepared in the program may be lacking in the flexibility and versatility.

In practical use, it is difficult but important to know how to determine a model as a substitute for an actual welding heat source and how to select an optimum welding condition.

A newly developed system has such an algorithm that the data based on welding engineer's experience or presumption are utilized in the process of computation. The

system can solve the above problems by combining the computer's operational ability with the engineer's creativity and adaptability.

The present system is designed for the interactive operations to overcome the following problems with repetition of trials:

- 1) Input of a desirable or expectant condition by the engineer,
- 2) Computation for checking reasonableness of the condition, and
- 3) Comparison of the result with an actual phenomenon or experience, and reconsideration of the initial condition.

2. Outline of System for Evaluation of Heat-affected Zone

In discussion of the welding condition to improve quality and reliability in an arc welding, it is necessary to estimate thermal cycles at various positions in the heat-affected zone (HAZ) and to predict the metallurgical transformation behavior.

This system consists of a heat conduction computing system and a database of the continuous cooling transformation (CCT) diagrams for HAZ using a personal computer as shown in Fig. 1.

First, a heat source model for a given welding condition is determined from the data of the relationship between a welding condition and representative sizes of the weld pool from the result to be discussed in Chap. 3.

Next, the region of HAZ and thermal cycles are estimated by computing heat conduction using the heat source model determined in the first step. Finally, the

microstructural constituents and mechanical properties in HAZ are evaluated from the thermal cycle and the database of the CCT diagrams to be discussed in Chap. IV.

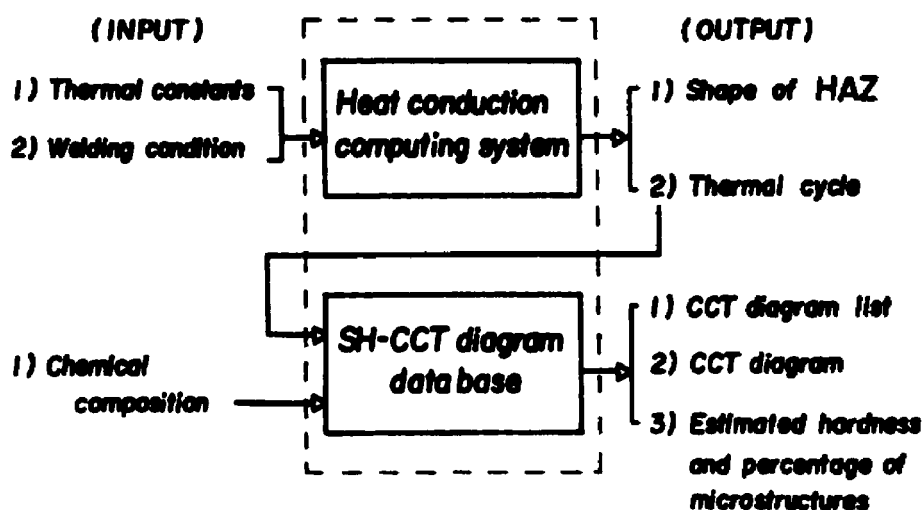


Fig. 1. Functions of the weld heat conduction simulator.

3. Determination of Heat Source Model

3.1. Calculation of Weld Thermal Cycle

In computation of the heat conduction for the weld thermal cycle near the fusion line in an arc welding, it is difficult but important to know how to substitute a distributed heat source for an actual welding heat source.

Thermal cycles near the fusion line are influenced by heat transfer associated with weld pool formation; that is, supplies of arc heat in the direction of plate thickness due to plasma jet pressure and along the weld pool sides due to molten metal flow, and discharge of the stored heat in reinforced metal.

As for the prediction of thermal cycles, numerical analysis is available in which the contour of weld pool is treated as the fusion boundary.

However, it is not easy to know the three-dimensional shape of fusion boundary for a given welding condition and to input the coordinates of many points on the three-dimensional surface into a computer.

The aim of this study is to propose a simplified heat source model to predict the thermal cycles at various positions near the fusion line on the basis of the penetration depth and crater shape which are easily obtained from the experiment.

This method can utilize the data of relationship between welding parameters and representative sizes of the weld pool which have been accumulated by many engineers for a long time.

The analytical solution for a moving point heat source in a plate of finite thickness by Rosenthal is used for computation of the heat conduction in this system.

The temperature-elevation at moving coordinates (ξ, y, z) is

$$T = \frac{Q}{2\pi K} \sum_{n=-\infty}^{n=\infty} \frac{e^{\lambda v(\lambda + R_n)}}{R_n}$$

where,

K: conductivity (J/mm.deg.C.s)

Q: heat input (J/s) $R_n = \text{root}(\xi^2 + y^2 + (2nt+z)^2)$

S: time from passing of electrode above measuring point for thermal cycle (s)

t: plate thickness (mm)

v : welding velocity (mm/s)

ξ : $-v.s$ (mm)

ρc : volume specific heat ($J/mm^3 \cdot deg.C$)

λ : $\rho c/2K$ (s/mm^2).

In this study, a line segment formed by some moving point - heat sources is arranged in a straight line as will be mentioned in the following. Temperature of an arbitrary location in the plate is given by the summation of temperature-elevation at the location due to each point-heat source.

3.2. Heat Source Model Composed of Line Heat Segments

A heat source model must be designed so that the thermal cycle is more accurately estimated and the three-dimensional shape of weld pool is simulated more simply.

In this study, the weld pool is expressed as combining line heat segments like a frame. The reason for adopting such a model is to make the input of data on the model and computation quick and easy.

Moreover, the line segments can correspond to the directions of heat transfer in the weld pool. For example, the heat transfer in the direction of penetration depth due to plasma jet, as shown in Fig. 2, is approximately expressed with a line heat segment in the direction. Also, the supplies of arc heat along the weld pool sides due to molten metal flow may be expressed with some line segments put in the direction of the flow on the pool.

From a knowledge on the heat transfers in the weld pool, a heat source model composed of line segments can be assumed as shown in Fig. 3. However, the exact position, length and heat input of each segment are not definite on this figure. Moreover, some additional line segments may be necessary. These unknown quantities can be estimated by using a system on the basis of multiple regression analysis of experimental results, because temperature of an arbitrary location in the plate is given by the summation of temperature-elevation at the location due to each segment.

3.3. System for Determining Heat Source Model

In this study, the following rules are assumed in determination of the line heat segments for a heat source model.

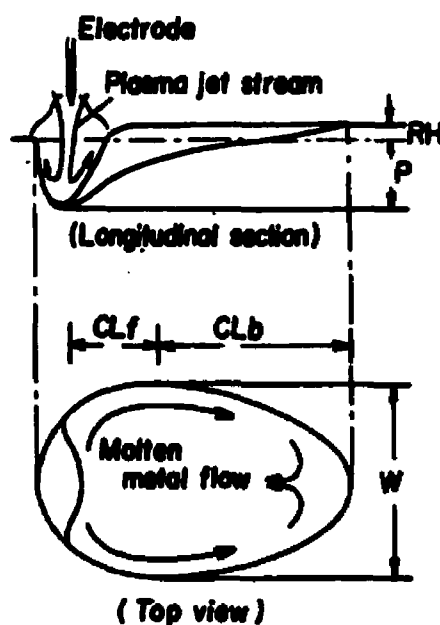


Fig. 2. A weld pool in gas metal arc welding.

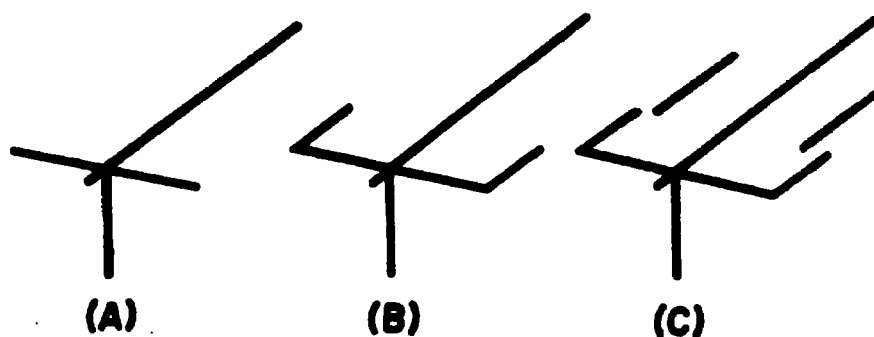


Fig. 3. Configurations of line heat segments expected from the weld pool.

(1) on the basis of observations on a welding arc and pool, a rough configuration of line heat segments is expected as shown in Fig. 3.

As for the distribution of heat quantity to the line segments due to molten metal flow, heat input per unit length of a line segment may be constant in each part if the pool is divided into the front part CL_f and back part CL_b .

(2) From the practical point of view, the heat source model must be simplified at most. Therefore, a line segment is set parallel to each axis of X, Y, or Z and its length is determined from a representative size of the pool shape. The heat is distributed uniformly on the segment.

(3) In order to select the line segments for an optimum heat source model from the expected candidates, the temperature-elevation calculated from each candidate per unit heat input is used as a predictor variable and a stepwise method in multiple regression

analysis is carried out by using each of measured thermal cycles at the toe and root as a criterion variable.

(4) Residuals in the time range of the thermal cycle are investigated and the necessity of addition of some line segments is examined to compensate the larger residuals. Accordingly, the time at maximum temperature in the temperature-time curve calculated from each candidate is investigated and then if the time is not in the range of the larger residuals, a new candidate as the time is in the range has to be reconsidered.

The rules mentioned above are applied in determination of a heat source model shown by a flowchart in Fig. 4.

Weld thermal cycles at the toe and root and representative sizes of the weld pool shape such as penetration depth and bead width are measured for various welding conditions in advance.

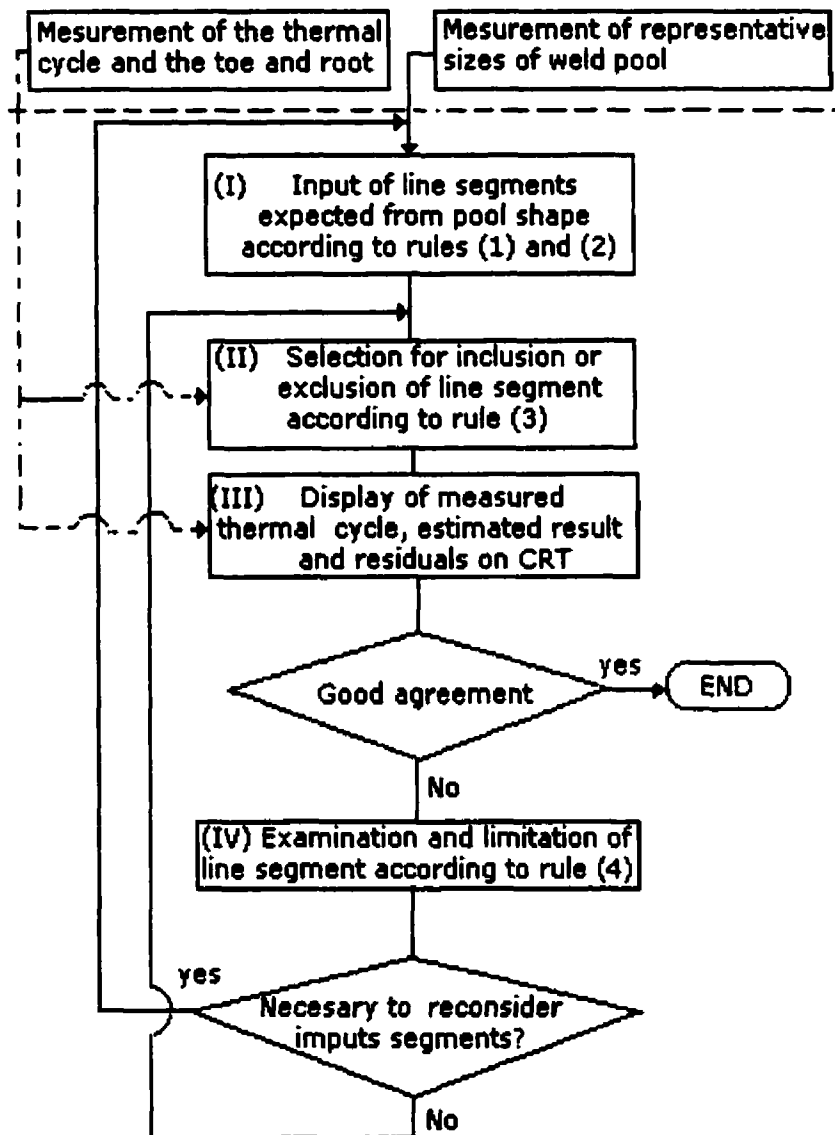


Fig. 4. Determination of a heat source model on the basis of multiple regression analysis.

The line heat sergeants expected from a weld pool shape according to the rules (1) and (2) are input into this system as candidates for a heat source model in block (1).

First in block (2), the line segment in the direction of penetration depth due to plasma jet of arc is adopted as a component of the model. In this block, selection for inclusion or exclusion of a line segment is made by the multiple regression analysis.

Then, the line segment which has the largest influence on an increase in coefficient of determination is investigated from the other candidates and is adopted as a component. By this added segment, if there arises a component with a decreased influence below a limit, the component is excluded from the selected components.

Next, the measured thermal cycles and estimated results by multiple regression are respectively compared on the CRT display in block (3). If there is a partial range in which residuals are larger, another line segment has to be selected to amend the residuals in the range. If the result is satisfactory, the selected line segments are determined as the heat source model.

In block (4), some line segments which are more probable to be selected next are checked by the rule (4) in candidates. If the line segment which has an influence on the larger residual range is not included in the input candidates, a new suitable candidate have to be input at the block (1).

3.4. Examples of Measured Thermal Cycle and Determined Model

Figure 5 shows measured thermal cycles at the toe (surface) and root of the fusion line in CO₂ shielding gas metal arc welding (Test No. 2).

A carbon steel plate of 30 mm in thickness was drilled at the predetermined positions for setting a thermocouple from the back surface to measure thermal cycles. The

welding parameters are 450 A in the welding current, 39.5 V in arc voltage and 5 mm/s in travel speed.

Figure 6 shows the case of Ar-CO₂ mixture shielding gas (Test No. 11). The welding parameters are the same as the above expect for the voltage of 30 V

As the results, the thermal cycle at the root is very different from the toe.

This means that these thermal cycles can not be expressed with a simple heat source model.

The details of the configuration and required heat quantity for each line segment can be discussed from

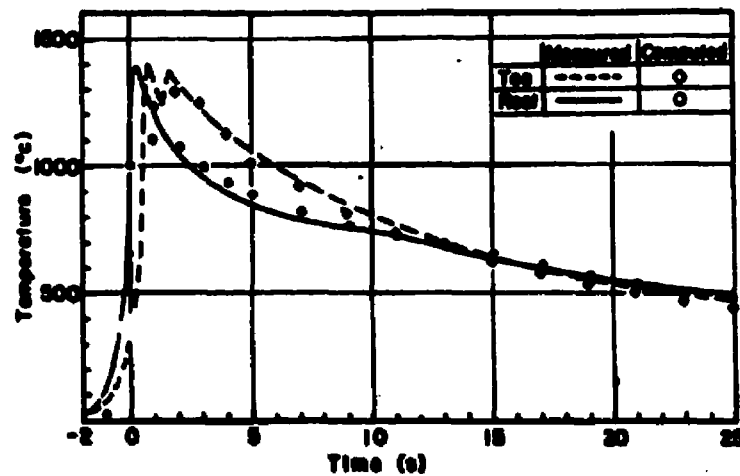


Fig. 5. Thermal cycles at the toe and root of fusion line in CO₂ arc welding (Test No. 2).

Test No.	Length (mm)				Multiple regression model	Sum of partial regression coefficient	Coefficient of determination	
	L_1	L_2	L_3	L_4			(toe)	(root)
2	7	11	8	18	$T = 6198 \cdot T_1 + 1793 \cdot T_2 + 1498 \cdot T_3 + 1498 \cdot T_4 + 1498 \cdot T_5 + 1498 \cdot T_6$	13925 J/s	0.971	0.927
11	10	9	6	12	$T = 6276 \cdot T_1 + 1163 \cdot T_2 + 933 \cdot T_3 + 933 \cdot T_4 + 1448 \cdot T_5 + 1448 \cdot T_6$	12201 J/s	0.983	0.977

Table 1. Determined heat source model.

these measured thermal cycles on basis of the multiple regression analysis. A heat source model as shown in Fig. 7 and Table I has been established by repetition of the procedure shown in the flowchart in Fig. 4.

The segments positioned on and above the source are symmetrical with respect to the weld center line, and the segments on the right side of the welding line consist of 5 lines (2) to (6) shown in Fig. 7. The symbols CL_r and CL_b represent the length along X-axis from electrode to the point of maximum crater width and from the point to crater end, respectively (see Fig. 2). The characteristics near the peak of the thermal cycle at the toe can not be expressed by only one line segment which corresponds to the length of CL_r in Fig. 7. Therefore, the line segment is divided into two halves ((3), (4)) and separated with 1 mm gap.

The segments (5) and (6) which correspond to the back of the pool are positioned above the plate surface according to the height of reinforced metal to approximate the effect of the reinforcement.

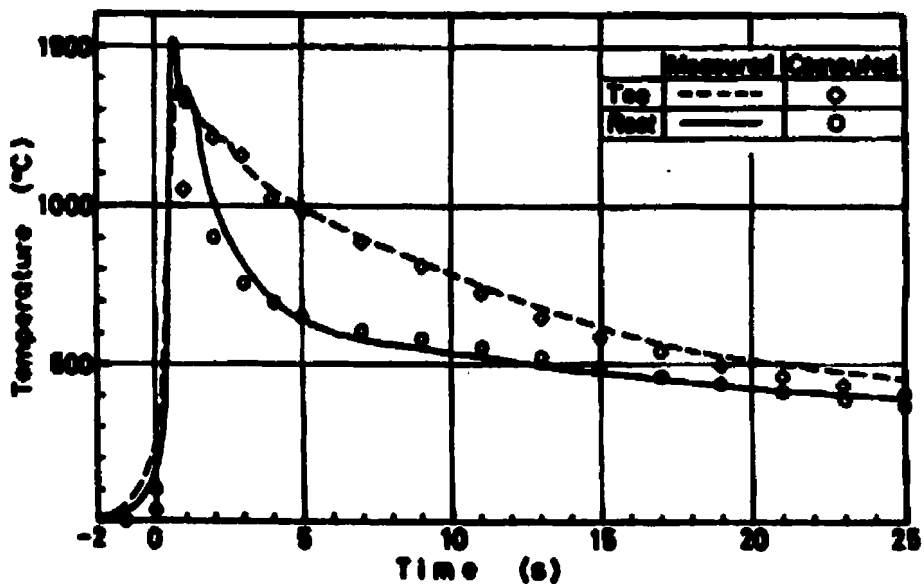


Fig. 6. Thermal cycles at the toe and root in Ar-CO₂ arc swelling (Test No. 11).

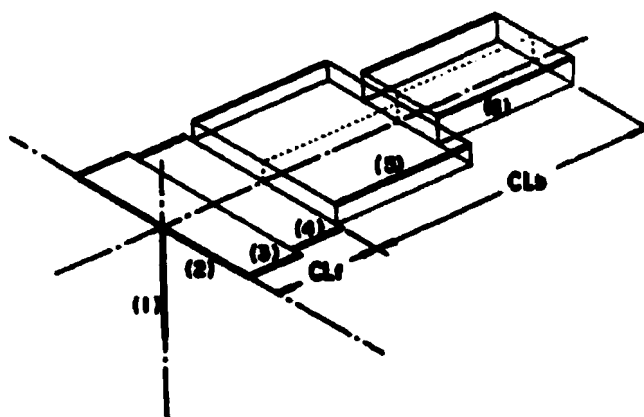


Fig. 7. Determined configuration of line heat segments.

As mentioned above, the line segments corresponding to heat transfer due to molten metal flow are in configuration roughly on the contour of the actual weld pool surface.

It is interesting that the line segment on the weld center line shown in Fig. 3 is excluded.

In the Figs. 5 and 6, the results plotted with circular, triangular and square symbols were estimated from the multiple regression in Table I and agree well with the respective measured results shown by lines.

3.5. Relationship between Heat Source Model and Sizes of Weld Pool

Each of predictor variables T_1, T_2, \dots, T_6 of multiple regression model in Table I is the temperature-elevation per unit heat input due to each of line segments (1), (2), \dots , (6), respectively. Then, its coefficient of determination means each heat input Q_p ($p=1, 2, \dots, 6$) given to each segment under the welding condition.

Therefore, the sum of these coefficients in the model will be equal to the total heat input given to the weld pool, Q (=arc efficiency (η).voltage (E).current (I)/100, J/s).

In the case of Test No. 2 in Table 1, the arc efficiency may be 78~80 % for the higher arc voltage, but in the test No. 11, it may be 90 %. Each heat input calculated thereby agrees with the sum of the coefficients in Table 1. By comparing the model obtained in this manner with the measured weld pool shape, a general relationship between the model and respective sizes of the pool can be found.

For example, in the case of gas metal arc welding with the higher current as shown in Figs. 5 and 6, the total heat quantity $Q_{5,6}$ assigned to line segments (5) and (6) is proportional to a reinforcement area $RA \text{ mm}^2$ of the weld bead and the ratio of the total

heat quantity $Q_{2,3,4}$ for the front of the pool surface to the heat quantity Q_1 for the pool depth is expressed approximately as a function of P/W ratio, as shown in Fig. 8.

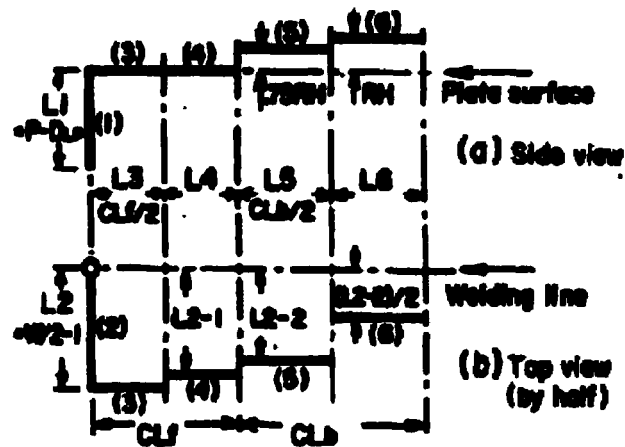
By obtaining those relationships for each arc welding process, the data of the representative sizes of weld pool which have been measured by many engineers can be utilized to determine a suitable heat source model for a given welding condition.

4. CCT Diagram Database

In CCT diagram database, about 200 sheets of CCT diagrams for low carbon and low alloyed steels have been stored and an optimum CCT diagram for a given steel can be selected.

Using man-machine interactive operation, an engineer can estimate the percentage of microstructural constituents and the hardness from a selected CCT diagram, which is composed of the measurement values and not used an estimation formula like P_{cm} and hardness.

The following three basic procedures have been developed for the selection of a CCT diagram which the



$$Q_{2,3,4}/Q_1 = 1.325 - 1.5 \cdot P/W$$

$$Q_{5,6} = 1800 \cdot C_P \cdot V \cdot R_A \cdot 10^{-12}$$

$$Q_{2,3,4} = (\eta \cdot E \cdot I / 100) - Q_1 - Q_{5,6}$$

$$Q_5/L_5 = Q_6/L_6$$

$$Q_2/L_2 = Q_3/L_3 = Q_4/L_4$$

Fig.8. Example of relationship between the heat source model and representative sizes of the weld pool for gas metal arc welding. engineer may wish to use.

(1) Procedure I is used for the selection of CCT diagrams from the steel composition up to 11 elements.

There is no problem, if the database contains a CCT diagram with the same composition as the input value. Even though the database dose not contain the CCT diagram with the same composition as the input data, CCT diagrams for the nearest compositions to input data can be selected from the database. In order to obtain a desirable or approximate CCT diagram from the database, the acceptable limits of composition variation for each element were set in the ranges as shown in Table 2. This criterion was established on

the basis of studies on the effect of alloying elements on the CCT diagram and of many experiments obtained during making of the CCT diagrams

In the database, if there is no CCT diagram with 11 elements, which satisfactorily meet the criterion in Table 2, CCT diagrams in which only one or two elements deviate from the criterion ranges are selected.

(2) Procedure II is used to study the effect of certain elements on the CCT diagram. When composition ranges of elements other than the objective element or elements are set, CCT diagrams in this range containing different levels of objective elements are searched and displayed. The engineer is also able to input a composition range for all 11 elements using Procedure II. This allows a steel selection criterion to be made by the engineer himself as a supplementary method to Procedure I. The engineer is able to estimate the CCT diagram by means of an extrapolation or interpolation from two overlapped CCT diagrams on the CRT.

(3) Procedure III is used for the investigation of the relationship between chemical composition and CCT characteristics, or a steel selection suitable for some welding conditions such as limiting welding heat input.

Table 2. Composition range for selection of CCT diagram in procedure I.

Element	Range of selection
C	[C] % ± 0.02 %
Si	[Si] % $\pm 0.4 \times$ [Si] %
Mn, Ni, Cr, Mo	[Si] % ± 0.4 % (at [Si] % ≥ 1 %) [M] % $\pm 0.2 \times$ [M] %
V, Al, Ti, Nb, B	[M] % ± 0.25 % (at [M] % ≥ 1.25 %) yes or no

When ranges of CCT characteristics are input, CCT diagrams in this range are searched and displayed with the chemical composition and CCT characteristics

For all procedures, the percentage of microstructural constituents and Vicker hardness (load 10 kgf) are displayed on the CRT when the cooling time from A_3 or A_{3c} to 500deg.C or a computed thermal cycle at a HAZ near the fusion line is input.

Although many CCT diagrams, TTT diagrams, and hardenability charts for heat treatments have been published so far, there is no database to evaluate easily heat treatment characteristics. It may be attributed to the difficulties to input the data on a complicated figure into a database. In order to store automatically these data in a computer, " CCT chart reader system " was developed in this study, as shown in Fig. 9. This reader system is capable not only to apply to read CCT data for welding, but also to read every drawing data into a computer.

It is considered that this CCT database has a very practical use for the weldability evaluation of a steel and selection and development of steels.

5. Selection of optimum Welding Condition

As a general example, the procedure for the selection of an optimum welding condition is described when a plate with known material properties is given.

The procedure is shown in Fig. 10. Although the flowchart is for determination of welding condition, there is a setting of the welding parameters in step (2) which is a feature of the system as mentioned in Chap.I. Desirable condition may be set at this step from various viewpoints such as an engineer's experience, limitation for welding and productivity.

Next, a database of relationship between welding parameters and the representative sizes of the weld pool shape is searched for all the data necessary for statistical estimation of the sizes for the input parameters.

In step (4), if the sizes are different from engineer's anticipation, welding parameters are again set at the step (2). If the result is satisfactory, a heat source model is determined from the sizes at step (4).

Next, the heat-affected zone boundary is computed from the model. The position is designated by moving the cursor on CRT, referring to the display. Computed thermal cycle is displayed and drawn on a XY-plotter if necessary in step (7).

Next, with regard to the display of memorized CCT diagram, when the chemical composition of a steel to be welded is set, the system selects some CCT diagrams with compositions similar to the input from the approximately 200 memorized sheets and a list of 5 to 10 recommended diagrams is displayed on CRT

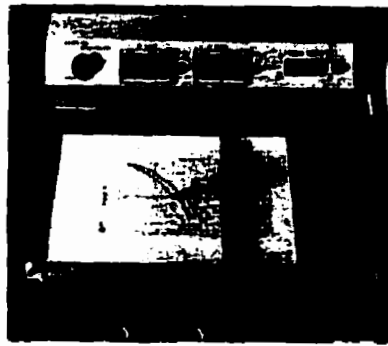


Fig. 9. CCT chart reader system.

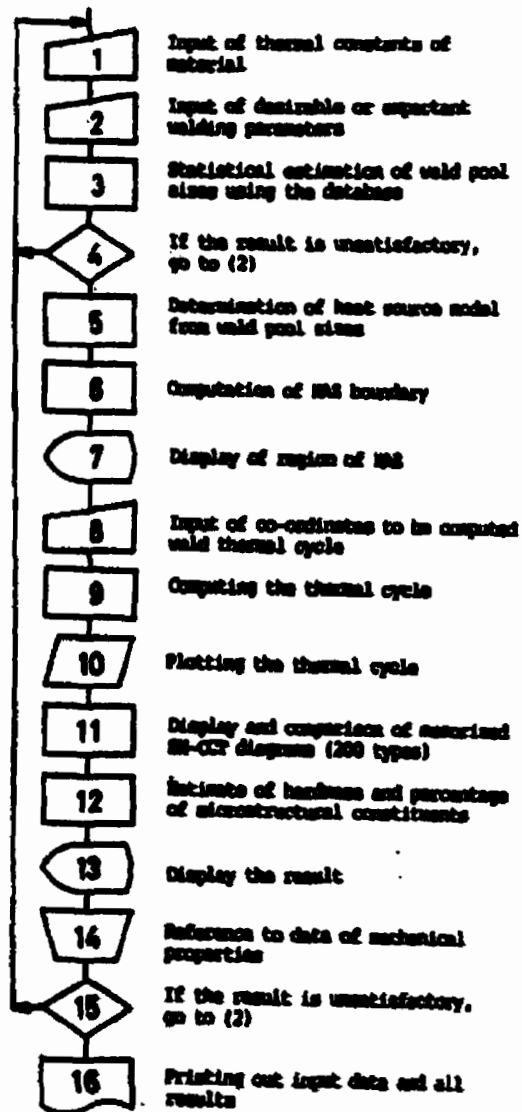


Fig. 10. Flowchart for selection of optimum welding condition in an arc welding on a steel plate.

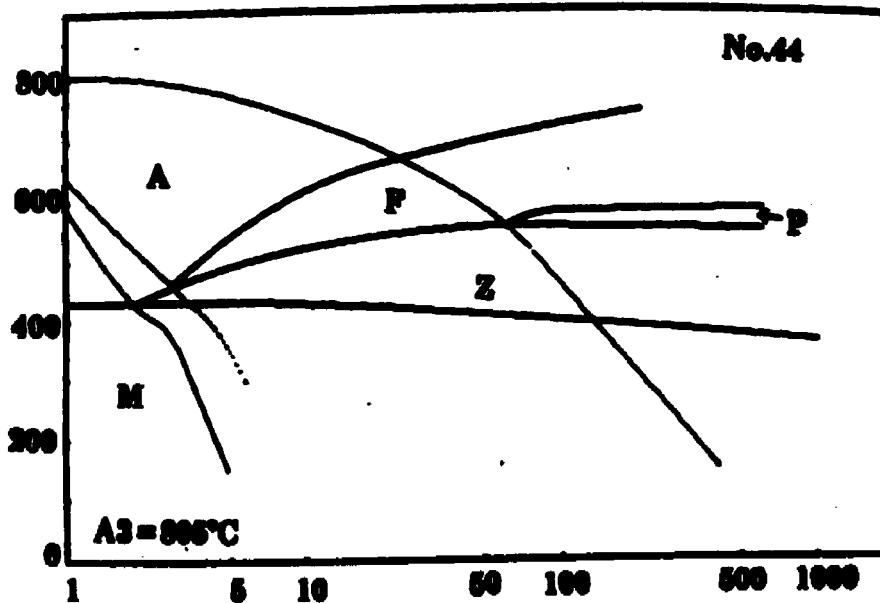


Fig. 11. Display of CCT diagram for welding.

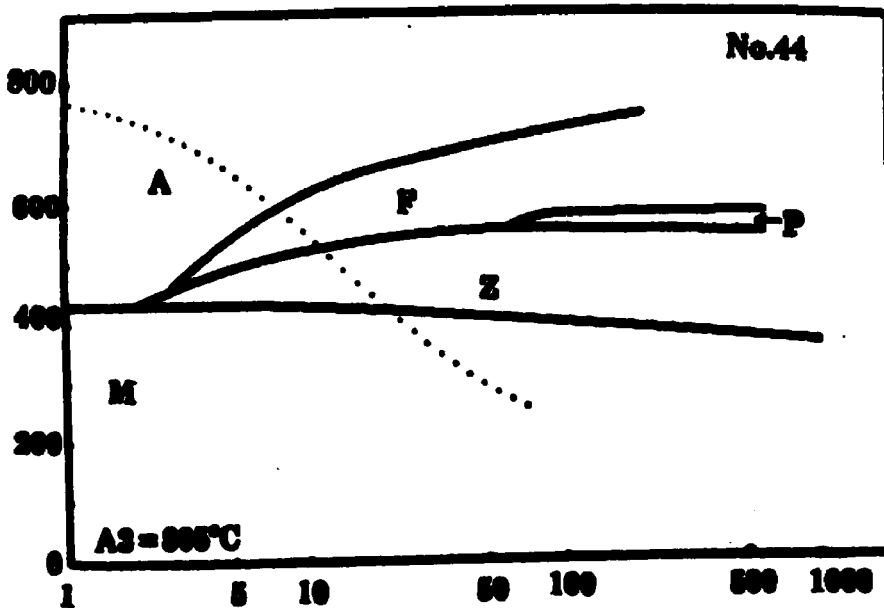


Fig. 12. Estimation of hardness and percentage of microstructural constituents.

The engineer selects a suitable one from the list and its CCT diagram is drawn on CRT as shown in Fig.11. Hereupon, if the computed thermal cycle is put on the displayed CCT diagram, the estimated values of hardness and area percentage of each microstructure are shown in the lower part of the CCT diagram as shown in Fig. 12.

If these are critical cooling curves in a CCT diagram for the particular properties such as weld cracking, notch toughness, etc. as database, these data can be referred. If the engineer satisfies himself of the result, the input data and all the result are printed out.

6. Conclusion

The system using an interactive personal computer is proposed to analyze a heat source model for welding heat conduction and to evaluate welding condition. The method for determination of the model and procedure for selection of optimum welding condition are discussed on the basis of the data of weld pool shape and CCT diagrams for welding.

The following conclusions have been formulated as a result of this study.

- (1) In a frame model formed by line heat segments for weld heat conduction, the details of the configuration and required heat quantity for each segment can be evaluated from the multiple regression analysis. Here, a criterion variable is each of measured thermal cycles at the toe and root, and each predictor variable is the

temperature-elevation at the measured position per unit heat input due to each line segment.

(2) The optimum heat source model can be determined by the computer system designed for the following steps:

(I) Rough selection of line segments on the basis of an expert knowledge of the weld pool and simplification for practical use,

(II) Evaluation of an effect of each segment on the thermal cycle by the multiple regression analysis, and

(III) Checking adaptability of the segments from the distribution of the residuals and the time at a maximum temperature-elevation due to each segment.

(3) By obtaining a general relationship between the heat source model and weld pool sizes for each arc welding process, the data of the representative sizes of weld pool which have been measured by many engineers can be utilized to determine a suitable model for a given welding condition. (4) An estimated thermal cycle and the database of CCT diagram for welding can predict hardness and microstructural constituents in HAZ for a given condition and can determine optimum welding parameters for a plate to be welded.