

République algérienne démocratique et populaire
Ministère de l'enseignement supérieur et de la recherche scientifique

Université Hadj Lakhdar de Batna



Faculté des technologies et des sciences
Département de génie mécanique

Thèse en vue de l'obtention du diplôme
de doctorat ès science

Option
Mécanique

Etude du Comportement Mécanique
des Joints Soudés lors du Soudage des
Tubes par Induction à Haute Fréquence (HF)

Présenté par : HANNACHI Mohamed Tahar

Directeur de thèse : Dr. Hamid DJEBAILI Pr. de Khenchela

Devant le jury

Président :	T. OUTTAS	Pr.	Université de Batna
Rapporteur :	H. DJEBAILI	M.C/A	C. U. de Khenchela
Co-Rapporteur :	H. MAZOUZ	M.C/A	Université de Batna
Examineurs :	T. BOUKHAROUBA	Pr.	USTHB Alger
	H. ZEDIRA	Pr.	C. U. de Khenchela
	A. BOUCHELAGHEM	M.C/A	Université d'Annaba

Année universitaire 2010/1011

Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier « Dieu » le tout puissant.

Je remercie vivement mes directeurs de recherche : Dr. Hamid Djebaili et Dr. Hammoudi Mazouz; qui m'ont toujours soutenus dans mon travail et qui ont un rôle important dans le déroulement de cette étude.

Je désire exprimer toute ma gratitude à mes enseignants qui ont acceptés d'être membres dans le jury de soutenance de mon doctorat d'état :

- Pr. T. Outtas
- Pr. T. Boukharouba
- Pr. H. Zedira
- Dr. A. Bouchelaghem

Je ne pourrais pas oublier de remercier chaleureusement Dr. Brioua pour avoir su se montrer disponible et motive et surtout pour sa bonne humeur et sa sympathie.

Je souhaite également exprimer ma reconnaissance Mr. le DG et tout le personnel de L'unité Annabib-Tebessa, pour leurs coopérations.

Je veux particulièrement remercier mes amis Dr. Ahmed Mechir, Dr. Sai Atmani et tous amis de la classe bilingue.

Dédicaces

*Je dédie ce modeste travail
à Mes parents
à Mon frère et à Mes sœurs
à ma future femme
à Toute la famille universitaire*

Mohammed Tahar Hannachi

ملخص

في هذه الدراسة حاولنا توضيح ووصف طريقة تلحيم الأنابيب بالتحريض ذات الترددات العليا، وقمنا بتصحيح العناصر التي تتحكم في تنظيمه ، وذلك للحصول على الحرارة اللازمة للتلحيم، كما قمنا بدراسة الظواهر الحرارية والتعدينية في منطقة التلحيم. أما العملية الميكانيكية، فهي نتائج متوازية لما سبق من التغيرات في المعدن، ولإظهار تأثيراتها قمنا بإجراء سلسلة من التجارب الميكانيكية كالشد، والصلادة ثم الصدمة.

ABSTRACT

In this study we temped to describe the process of welding of the tubes by induction at high frequency and to optimize these parameters to arrive to the temperature of welding. Then one tried to describe the thermo-metallurgic phenomena in the weld zone (A.Z.T). In the same way the mechanical effects are put experimentally in evidence tests of traction, of toughness, and of resilience.

RÉSUMÉ

Dans cette étude nous avons tenté de décrire le procédé de soudage des tubes par induction à haute fréquence et d'optimiser ces paramètres pour arriver à la température idéale de soudage. Ensuite on a essayé de décrire les phénomènes thermo-métallurgiques dans la zone soudée (Z.A.T). Parallèlement les effets mécaniques sont mis en évidence expérimentalement par des essais de traction, de dureté et de résilience.

TABLE DES MATIERES

Remerciements.....	i
Résumé.....	ii
Table des matières.....	iv
Nomenclature	vi
Listes des figures et Tableaux.....	viii
Introduction générale	1

1^{ère} Partie : Etude bibliographique

Chapitre I : Procédés et notions de soudage

I.1 - Procédés et notions de soudage	3
I.2 – Description du procédé de soudage par induction à (HF).....	5
I.2.1 – Energie de soudage	6
I.2.2– Le processus d'échauffement	7
I.2.3 -La répartition du champ	7
I.2.4 –Propriétés magnétiques et physiques	9

Chapitre II : Optimisation des paramètres de soudage à (HF)

II.1 – Introduction	11
II.2 – Paramètres géométriques	14
II.2.1 – Le couplage et distance inducteur-surface du tube	16
II.2.3 - Noyau magnétique	19
II.2.4 -Table de soudage	21
II.2.5 –Guide fente de tube	23
II.3 – Paramètres électriques et thermiques	24
II.3.1 – Approche mathématique et effet de la fréquence	24
II.3.1.1-L'effet de la fréquence de soudage sur la distribution de la chaleur dans la section transversale de « V »	24
II.3.1.2- L'effet de la fréquence sur la puissance utile	24
II.3.1.3 L'effet de Fréquence sur la largeur de la zone affectée par la chaleur (Z.A.C)	29
II.3.1.4 – L'effet de la fréquence sur le flux magnétique de l'impédeur... II.3.1.5 – La fréquence optimale du soudage	31
II.3.2- Distribution de la température dans la zone de soudage « zone V »	37
II.4 – Conclusion	47

Chapitre III : Phénomènes thermiques et métallurgiques du soudage

III.1 - Notions sur les phénomènes thermiques et métallurgiques du soudage	49
III.2 – Aspect thermique liés au soudage	50
III.3 - Distribution des température des zones atteintes et largeur de la Z.A.T.....	52

2^{ème} Partie : Essais mécaniques et contrôles des tubes,

Chapitre IV : Essais mécaniques

IV.1– Essais mécaniques	55
IV.1.1 – Matériau et procédure expérimentale	55
IV.1.1.1- Désignation normalisée des aciers de construction métallique.....	56
IV.1.2 – Essai de traction	58
IV.1.3 – Essai de dureté.	60
IV.1.4 – Essai de résilience	61
IV.2- Résultats expérimentaux des essais mécaniques	63
IV.2.1- Essai de traction et essai de dureté.....	63
IV.2.2- Essai de résilience	90
IV.2- Conclusion	97

Chapitre V: Contrôles et simulation des tubes soudés

V.1-Introduction	98
V.2- Essais destructifs (CD)	99
V.2.1 – Principe d'essai de pliage	99
V.2.2 – Principe d'essai d'aplatissement	100
V.2.3 – Principe d'essai d'évasement	101
V.2.4- Essai de pression interne	102
V.3 – Résultats des essais destructifs	102
V.3.1 – Essai de pliage	102
V.3.2 – Essai d'aplatissement	107
V.3.3 – Essai d'évasement	111
V.4– Essais non destructifs (CND)	114
V.4.1 – Principes de détection des défauts, techniques du CND	117
V.4.1.1 – Hétérogénéité et défauts	117
V.4.1.2 – Courant de Foucault	118
V.4.1.3 – Rayons X et gamma	120
V.4.1.4 – Contrôle par ultrasons	121
V.4.2– Résultats des essais non destructifs	123
V.5– Conclusion	126
Conclusion générale	127
Références bibliographiques.....	130

NOMENCLATURE

a	<i>Diamètre extérieur de la barre</i>
$A\%$	<i>L'allongement à la rupture</i>
A_{vue}	<i>l'aire de la région « V »</i>
A_{impedeur}	<i>l'aire de la section transversal de l'impédeur</i>
b	<i>Largeur de la bande</i>
B	<i>Champ d'induction magnétique</i>
C	<i>Coefficient dépendant de l'assemblage soudé</i>
C_p	<i>Chaleur spécifique</i>
d	<i>Profondeur de chauffage (pénétration)</i>
D	<i>Diamètre extérieur du tube</i>
e	<i>Epaisseur du tube</i>
E	<i>Module d'élasticité (d' Young)</i>
f	<i>Fréquence</i>
f_{critique}	<i>fréquence critique du soudage qui définit le centre du " Mode de Transition"</i>
F_a	<i>Facteur de transfert de puissance active</i>
F	<i>Force</i>
G	<i>Module de glissement</i>
h	<i>Distance entre plateaux mesurée sous charge en aplatissement</i>
H	<i>Champ magnétique extérieur</i>
ΔH_{T1}^{T2}	<i>Variation d'enthalpie</i>
ΔH_f	<i>L'enthalpie de changement de l'état du solide au liquide.</i>
i_s	<i>Densité de courant</i>
I	<i>Intensité de courant</i>
I_c	<i>Intensité de courant dans l'inducteur</i>

J	<i>Intégrale de Rice</i>
J_{IC}	<i>Valeur critique de l'intégrale de Rice</i>
K_T	<i>Facteur d'induction thermique</i>
K_t	<i>Coefficient de concentration de contrainte</i>
K_{Ic}	<i>Facteur d'intensité de contrainte</i>
K	<i>conductivité thermique du tube</i>
L	<i>Longueur de l'inducteur</i>
L_0	<i>Longueur initiale de l'éprouvette de traction</i>
l	<i>Longueur totale des spires</i>
m	<i>Masse</i>
M	<i>Moment de flexion</i>
n	<i>Nombre de cycles appliqués</i>
N	<i>Nombre de cycles</i>
N_s	<i>Nombre de spires de l'inducteur</i>
P_r	<i>Puissance due au rayonnement</i>
P_u	<i>Puissance utile</i>
P_t	<i>Puissance transmise</i>
P_p	<i>Puissance perdue par effet joule</i>
Q	<i>Chaleur produite</i>
$R_{\text{éq}}$	<i>Résistance équivalente</i>
R	<i>Résistance</i>
R_c	<i>Résistance de l'inducteur</i>

R	<i>Rapport de charge</i>
$\Delta\sigma_r$	<i>La résistance à la fatigue</i>
R_m	<i>Résistance à la traction</i>
R_e	<i>La limite élastique</i>
$R_{P0,2}$	<i>La limite élastique du matériaux</i>
S_0	<i>Section initiale</i>
S_u	<i>Section utile des spires</i>
t_{chauf}	<i>Temps de chauffage</i>
T_s	<i>Température de surface</i>
T_a	<i>Température de l'ambient</i>
TK_{IC}	<i>Température pour laquelle $K_{IC} = 100 \text{ Mpa.m}^{1/2}$,</i>
TK_{28}	<i>Température pour laquelle $KV = 28 \text{ J}$ ($KCV = 35 \text{ J/cm}^2$)</i>
T	<i>distribution de la température</i>
θ	<i>Température variable</i>
θ_0	<i>Température initiale</i>
U	<i>Tension</i>
V_0	<i>Vitesse de soudage</i>
V	<i>Vitesse</i>
Y	<i>Coefficient dépendant des géométries de la pièce et de la fissure</i>
Y_0	<i>longueur de « V »</i>
$Z\%$	<i>Striction</i>
ε	<i>Déformation</i>
α_T	<i>Coefficient de dilatation thermiques</i>
γ	<i>Masse volumique ou densité</i>
δ	<i>L'écartement en fond d'entaille</i>

σ_{st}	Constante de Stephan-Boltzmann
t_{max}	Contrainte tangentielle maximale
ρ	Résistivité électrique
ν	Coefficient de Poisson
η	Rendement électrique
μ_r	Perméabilité relative
μ_0	Perméabilité magnétique du vide
μ	Perméabilité magnétique
σ_n	Contrainte nominale
σ_{eq}	Contrainte équivalente
σ_{Vm}	Contrainte de Von Mises
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Contraintes principales
σ_{ez}	Limite élastique de la Z.A.C
σ_{min}	Contrainte minimale
σ_{max}	Contrainte maximale
$\sigma_{rés}$	Contrainte résiduelle
$\Delta S_{S,K}$	Etendue de contraintes appliquée à la structure (solicitation)
$\Delta S_{R,K}$	Etendue des contraintes de conception
$\Delta \sigma_N$	Etendue des contraintes
g_F, g_M	Facteurs de sécurité
σ	La conductivité électrique du tube,
ρ_d	Densité de dislocation

Liste des figures

Figure		Page
I.1	Exemple de profils tubulaires	4
I.2	Formage progressif d'un feillard au moyen des galets	5
I.3	Chauffage des tubes a) par induction, b) par contact [15]	6
I.4	Chauffage par induction, inducteur monospire et multispire	7
I.5	position de l'impédeur et localisation de chauffage au point de soudage	7
I.6	les deux effets : de peau et de proximité	8
I.7	Présentation des bords et effet de la proximité	8
I.8	profondeur de pénétration en fonction de l'intensité de courant	10
I.9	Effet de peau en fonction de l'évolution des fréquences	10
II.1	Schéma des phénomènes intervenant en soudage par résistance [16]	11
II.2	a) Concentration des courants et chauffage des surfaces du tube, b). profondeur de pénétration d.	12
II.3	Variation de la pénétration en fonction de la fréquence au dessous et au dessus du point de Curie	13
II.4	Profondeur de pénétration en fonction de la résistivité,	13
II.5	Diagramme de détermination du paramètre K	15
II.6	Serrage par les galets et bourrelet extérieur et intérieur dans la zone soudée du tube [18]	15
II.7	Cage soudeuse, dimensions et couplage tube – inducteur	16
II.8	Diagramme de couplage optimal de l'inducteur [19]	17
II.9	Distances minimales entre tube- inducteur, et soudeuse	17
II.10	Montage de l'inducteur	18
II.11	Ajustement de l'inducteur, pour deux montages.[20]	19
II.12	Position de l'impédeur dans le tube	19
II.13	Dimensions de l'impédeur le long du tube [20]	20
II.14	Noyau magnétique avec protection contenant des barres de ferrites	21
II.15	Position des galets de serrage par rapport à l'inducteur [21]	22
II.16	Effet des diamètres des galets de serrage sur la longueur du « V » [22]	23
II.17	Galet de guide fente [22]	23
II.18	Comparaison des puissances utiles calculée dans la section « V » en fonction de la fréquence à trois différentes vitesses (30 m/min ; 60 m/min et 91 m/min.)	28
II.19	relation entre la puissance calculée en « V » et la puissance de production	28
II.20	variation du puissance en fonction du diamètre extérieur du tube	29
II.21	Largeur de la zone thermiquement affectée (Z.A.T), a) à la surface, b) au centre	30
II.22	Largeur de la Z.A.T au cordon	31

II.23	Surface chauffé par effet de peau et centre chauffé par conduction thermique [26]	31
II.24	Flux de l'impédeur en fonction de la fréquence pour un petit tube	32
II.25	Fréquences critiques en fonction des vitesses de soudage	34
II.26	Vitesses de soudage en fonction des diamètres du tube (tableau de détermination de la fréquence critique des pipes/tubes pour les aciers à bas carbone).	34
II.27	Tube aux bords parallèles à l'intérieur d'une bobine rectangulaire	35
II.28	Effet Joule et densité de courant	35
II.29	induction et densité d'énergie	36
II.30	<i>1.1 Evolution de la température à la surface et au cœur, pendant le chauffage et après arrêt de l'induction (centre encore froid).</i>	37
II.31	Température en fonction de la distance de paroi du V (direction x)	37
II.32	La géométrie de la zone en«V» et Domaine de calcul réduit à 1/4 de la section	38
II.32	Domaine de calcul réduit à 1/4 de la section en « V ».[33]	43
II.33	Lignes isothermes au point de soudage à 200 KHz	41
II.34	Distribution des températures, comparaison entre 100 et 300 KHz	42
II.35	Fréquence et matériau fondu. [35]	44
II.36	Fréquence et matériau fondu. [35]	44
II.37	Distribution des températures au point de soudure avec la variation des paramètres (angles du V, vitesse du soudage et fréquences)	45
II.38	Section transversale de l'impédeur en fonction de la fréquence	46
II.39	Evolution des température au centre et à la surface en fonction du temps [31]	47
III.1	Schéma des principales interactions thermiques, métallurgiques et mécaniques [36]	49
III.2	Zone d'acier considéré à 0,09 %C et cycle thermique lors du soudage	52
III.3	les zones de grossissement, recristallisée et non affecté	52
III.4	Sphéroïdisation partielle du cémentite	53
III.5	Plage claire du ferrite et dissolution du perlite en ZAT (en noir)	54
IV.1	Eprouvettes constituées d'une portion non usinée	59
IV.2	Eprouvettes constituée du tronçon du tube	59
IV.3	Principe de la dureté Vickers (pyramide) [96]	61
IV.4	Essai de résilience Charpy (entaille en V) et position des appuis	62
IV.5	Schéma des éprouvettes de traction utilisées	
IV.6	Chargement et visualisation des trois phases.	66
IV.7	Courbe contrainte-déformation de l'éprouvette (plate) bande longitudinale du tube ébauche. L'exemple du tableau (6.16.a), l'échantillon N°2 ($R_e = 425,1 \text{ N/mm}^2$ et $R_m = 541,7 \text{ N/mm}^2$)	67
IV.8	Courbe contrainte-déformation de l'éprouvette (plate) bande longitudinale du tube finis. L'exemple du tableau (6.16.b), l'échantillon N°1 ($R_e = \sigma_e = 225,5 \text{ N/mm}^2$ et $R_m = \sigma_m = 369,5 \text{ N/mm}^2$).	67
IV.9	courbe de traction d'une éprouvette plate avant recuit (réalisé au laboratoire de e.n.s.a.m, Cluny, France)	68

IV.10	courbe de traction d'une éprouvette plate avant recuit (réalisé au laboratoire de e.n.s.a.m, Cluny, France)	68
IV.11	comparatif des limites élastiques Plates et tronçons (ébauches et finis)	70
IV.12	comparatif des résistances à la rupture, Plates et tronçons (ébauches et finis)	70
IV.13	comparatif des allongements (A), des éprouvettes -Plates (Échantillons ébauches et finis)[99]	70
IV.14	Dureté HRC avant et après recuit pour éprouvettes a) plate à joint Longitudinal, b) Tronçon du tube	71
IV.15	Limites élastiques a)avant laminage et recuit b) après laminage et recuit	71
IV.16	résistance à la rupture a)avant laminage et recuit b) après laminage et recuit	72
IV.17	Allongements a)avant laminage et recuit b) après laminage et recuit	72
IV.18	Dureté HRC avant et après recuit des éprouvettes plates a) au joint transversal, b) comparatif des deux joints.	72
IV.19	Diamètre du grain en fonction de la déformation	80
IV.20	Lois de Petch appliquées à un acier extra-doux laminé à chaud	80
IV.21	diamètre du grain en relation avec a) limite d'élasticité, b) l'exposant d'écrouissage	80
IV.22	Limite élastique en fonction des épaisseurs pour deux types d'acier S235	81
IV.23	Effet de l'épaisseur (t = 2 mm, t = 3 mm, t = 4 mm, t = 5 mm, t = 6 mm et t = 7 mm) sur les propriétés mécaniques de l'acier S235JR,	82
IV.24	Schéma de l'influence de la vitesse [103]	83
IV.25	Influence de la vitesse de traction sur R_m et Re	84
IV.26	Effet de la température sur les propriétés mécaniques de l'acier	86
IV.27	Courbe de traction pour plusieurs températures	87
IV.28	Module d'Young en fonction de la température	87
IV.29	Dilatation thermique en fonction de la température.	88
IV.30	Courbes de traction d'aciers à teneur à divers teneurs en carbone	89
IV.31	Comparatif de la résilience pour zone soudée et le métal de base a) KCV, b) KV.	90
IV.32	Courbe de transition de la résilience	91
IV.33	Influence de la teneur en carbone sur la forme de la courbe de transition de la résilience Charpy V des aciers	91
V.1	Principe de l'essai de pliage	99
V.2	Principe de l'essai d'aplatissement. a, b, et c.	100
V.3	Hauteur et effort d'aplatissement	100
V.4	Essai d'évasement	101
V.5	Poinçon d'évasement	101
V.6	bande prélevée le long de l'axe du tube	103
V.7	bande sous poinçon et sur deux appuis	103
V.8	Epaisseur en fonction a)du rayon du poinçon b) d'ouverture de la matrice	105
V.9	Variation de la pression du pliage en fonction des épaisseurs des tôles et des largeurs	105
V.10	fibre neutre et déformation de la tôle	106

V.11	Tube ébauche et tube finis	107
V.12	Comparaison des aplatissements minimaux, calculés et mesurés en fonctions des épaisseurs après laminage et recuit	108
V.13	Aplatissements minimaux, mesuré et calculé pour, a) tubes ébauches, b) tube finis	109
V.14	Comparaison des aplatissements minimaux, calculés et mesurés en Fonctions des diamètres extérieurs pour tubes finis	109
V.15	Tubes évasés (photo prise au laboratoire contrôle qualité à l' ENTTPP)	111
V.16	l'angle de l'essai d'évasement	111
V.17	Graphique de l'évolution de L en Fonction Dext.	112
V.18	diamètre extérieur, calculé et expérimental d'évasement	113
V.19	diamètre extérieur et calculé	113
V.20	diamètre extérieur, et expérimental d'évasement	113
V.21	diamètres évasés, calculé et expérimental	113
V.22	Principe de détection des défauts dans les pièces a contrôlées par les courants de Foucault	118
V.23	Contrôle par courants de Foucault	169
V.24	Radiographie d'une soudure longitudinale sur un tube en acier	120
V.25	Principe de détection des défauts (Palpeur émission – Palpeur réception) des ondes ultrasonores	122
V.26	Têtes de contrôle avec fonction d'émission et de réception	124
V.27	défauts de forme de soudure pouvant être décelés par examen visuel	125
V.28	défauts internes de soudure pouvant être détectés par radiographie, ressusage, visuellement et macrographie	126

Liste des tableaux

Tableau	Page	
I.1	Classification des procédés de soudage	6
II.1	Profondeurs de pénétration	12
II.2	Valeurs calculées de la Z.A.C	30
II.3	Les paramètres considérés en calcul	39
II.4	Températures aux neuf lignes isothermes	39
II.5	Les différents paramètres calculés	40
II.6	données de références de l'expérience.	43
II.7	Variation de l'angle	43
II.8	Variation de la vitesse	43
II.9	Variation de l'angle et de la vitesse.	44
II.10	Variation de la fréquence (1)	44
II.11	Variation de la fréquence (2)	44
II.12	Paramètres optimisés	47
IV.1	Composition chimique de l'acier E24 –2 [70]	55
IV.2	Catégories d'aciers non alliés retenues par la norme NF E 01.000.[71]	56
IV.3	Équivalences des nuances entre les normes NF EN 10025-2, NF 10025	56

	et NF A 35-501[72]	
IV.4	Désignation symbolique des aciers de construction : symboles précisant les exigences relatives à la température de transition de la résilience	57
IV.5	Equivalence des normes. [73]	57
IV.6	Correspondance entre les nuances E24 – 2.	57
IV.7	Valeurs de calcul normalisées des principales caractéristiques des aciers de construction. [93]	57
IV.8	Caractéristiques mécaniques de l'acier E24-2	58
IV.9	Symboles et désignations	59
IV.10	Les différentes échelles de dureté Rockwell	61
IV.11	Symbole et désignations	61
IV.12	Tolérances sur les dimensions spécifiées de l'éprouvette	63
IV.13	Désignations et unités	63
IV.14	Valeurs des essais de traction, pour les deux types d'éprouvettes aux joints longitudinaux	65
IV.15	Valeurs des essais de traction, pour les deux sens de prélèvement d'éprouvettes plates (joints longitudinaux et transversaux).	65
IV.16	L'essai de dureté exécuté au centre de joint	66
IV.17	Valeurs d'épaisseurs et des limites élastiques	81
IV.18	Evolution des performances mécaniques quand on élève la température de l'acier	86
IV.19	Garantie de résilience Charpy V de l'acier normalisé (E24) en J/cm ² pour différentes qualités [85]	90
IV.20	Les notations et unités de la résilience	90
IV.21	résultats de l'essai de résilience	90
IV.22	Energie de rupture G _c et ténacité K _{Ic} [87]	94
V.1	Symboles et désignations	99
V.2	Symboles et désignations	100
V.3	Symboles et désignations	101
V.4	Rayons de poinçon minimum recommandés (R) et ouvertures de matrice (W) en fonction de l'épaisseur de tôle (t)	104
V.5	Valeurs calculées des rayons du poinçon (R) et ouverture (W)	105
V.6	Limite inférieure de H	107
V.7	Résultats de l'essai d'aplatissement	112
V.8	détermination de la longueur de l'éprouvette L (Tronçon du tube)	111
V.9	Détermination des diamètres évasés calculés avec le rapport t/D	112
V.10	Résultats de l'essai d'évasement et calcul de longueur du tronçon L	112
V.11	Méthodes de contrôles non destructifs des soudures : équivalences des termes français-anglais	116

INTRODUCTION GENERALE

INTRODUCTION

De nombreux aciers d'usage général, et notamment des tôles et profilés, sont mis en œuvre par soudage. On estime aujourd'hui que 60 à 80 % de la production mondiale de l'acier est destinée à la fabrication des produits soudés. Le soudage est utilisé dans les domaines de la fabrication et des assemblages métalliques à partir de la microélectronique jusqu'à la fabrication de grands corps de presse hydrauliques. On peut souder aujourd'hui les éléments d'épaisseur de 0,1 mm jusqu'à 1000 mm et plus, on soude presque tous les métaux et alliages utilisés dans l'industrie. Les procédés de soudage et de rechargement sont largement utilisés pour la remise en état des pièces et assemblages usés ou endommagés mécaniquement.

La définition de la soudabilité de ces aciers est complexe car c'est une propriété qualitative appréciée à l'aide de critères différents selon les réalisations envisagées ; elle met en jeu de nombreux paramètres, l'acier n'étant que l'un d'entre eux. Elle ne fait donc pas l'objet de garanties spécifiques mais les producteurs mettent à la disposition des utilisateurs les informations nécessaires à la bonne réalisation des opérations de soudage, intégrité de l'assemblage indispensable pour éviter tout risque de ruine par fissuration et rupture à partir de défauts [1]. Les procédés mettant en jeu des hautes températures comme les traitements thermiques ou le soudage, induisent des conséquences mécaniques et métallurgiques qu'il est autant difficile qu'important de maîtriser. Dans le cas du soudage, des contraintes résiduelles élevées peuvent conduire jusqu'à la fissuration du joint. La prédiction des déformations constitue également un aspect essentiel car c'est en fonction de celles-ci que seront définies les conditions opératoires. Les contraintes et les déformations résultent principalement des gradients de température qui règnent dans la pièce et des transformations métallurgiques qui se développent.

Pendant les années trente, des ruptures de ponts impliquaient des structures soudées, notamment en Allemagne et en Belgique, puis durant la seconde guerre mondiale survenaient en cassures de Liberty Ships construits grâce à la technique de soudage. Plus tard, d'autres ruptures catastrophiques ont affecté des appareils à pression [2].

La fiabilité des constructions est de plus en plus recherchée non seulement parce qu'elle retentit sur la compétitivité ainsi que sur la productivité, mais encore parce que la protection de l'environnement est à juste titre à l'ordre du jour : il est primordial d'éviter à tout prix la rupture d'une cuve de réacteur nucléaire, d'un pétrolier, d'un avion, d'un réacteur chimique etc.,.. Les pièces qui rompent en services, d'entraînent des catastrophes comme celle de Tchernobyl,

[3]. Le développement actuel des procédés de soudage est axé sur le perfectionnement des techniques d'utilisation (procédures, métallurgie et équipement), par l'utilisation des robots industriels et la programmation, et l'utilisation de nouvelles sources d'énergie (Laser) [4].

Une des principales applications du soudage est la fabrication des tubes et les cuves en acier, aluminium ou cuivre par un procédé répondant parfaitement aux exigences industrielles qui est *le soudage des tubes par induction à haute fréquence (HF)* [5].

Actuellement cette technique est mieux connue en Algérie plus exactement pour la production des tubes à différents diamètres à l'usine d'El-LABIOD, Tébessa.

Comme l'acier est un paramètre essentiel dans l'opération de soudage et les conceptions des tubes à L'ENTTPP (*Entreprise Nationale de Tuberie et de Transformation des Produits Plats*) ANNABIB à TEBESSA, on utilise l'acier de construction (**E-24-2**). Les changements de propriétés mécaniques lors de l'opération de soudage par induction à H.F (effet d'échauffement), ce qui résultent des variations des duretés inacceptables dans les zones soudées. Ces changements néfastes en dureté peuvent causer des vrais problèmes qu'il faut prévenir soit pendant le processus d'échauffement (meilleur choix des paramètres de soudage), soit par le mode de refroidissement (à vitesse lente).

Pour cela notre travail est articulé sur trois parties

1- une première partie consiste à réaliser des recherches bibliographiques sur le procédé de soudage par induction des tubes et optimisation de ces paramètres géométriques et électriques,

2- une deuxième partie qui étudie les aspects métallurgiques pendant l'opération de soudage.

3 – la troisième partie concerne l'étude expérimentale qui a pour but de vérifier la qualité du produit d'une part, et les méthodes des contrôles de défaillances probables des jonctions soudées d'autres part, et finissant par une modélisation des éprouvettes de traction utilisées pour deux types de joint longitudinal et transversal ainsi que les essais de contrôle destructifs.

PREMIERE PARTIE

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

CHAPITRE I

Procédés

et notions de soudage

I.1- Procédés et notions de soudage

Le soudage est une opération qui consiste à réunir deux ou plusieurs parties constitutives d'un assemblage, de manière à assurer la continuité entre les parties à assembler; soit par chauffage, soit par intervention de pression, soit par l'un et l'autre, avec ou sans métal d'apport dont la température de fusion est de même ordre de grandeur que celle du matériau de base. Le soudage est un assemblage définitif exécuté sur des pièces métalliques qui s'impose pour diverses raisons : dimensionnelles (un pont), structurelles (un réservoir), constructive (une carrosserie), de poids (un panneau), économique (un plancher) ou d'autres. Il peut entrer en compétition avec d'autres modes d'assemblage tels le vissage, le sertissage, le rivetage, le collage, l'agrafage. L'assemblage par soudage occupe une place importante dans l'univers de la construction des bateaux, des trains, des avions, des fusées, de l'automobile, des ponts tuyaux, des réservoirs et tant d'autres structures qui ne sauraient être construites sans le recours au soudage. De nombreux aciers d'usage général, et notamment des tôles et profilés, sont mis en œuvre par soudage [6].

Le soudage est un procédé qui se caractérise par une grande complexité de phénomènes physico-chimique et des paramètres qui rentrent en jeu. Dans le soudage, la liaison atomique réalisée au niveau du joint nécessite l'intervention d'une source d'énergie extérieure qui crée une élévation de la température dans les pièces. Les sources d'énergie utilisées sont de type électrique, chimique, mécanique (friction) ou optique (Laser). L'acier est le métal facile à souder, car on peut l'utiliser pour produire toute la gamme des procédés de soudage [7].

Le soudage est né à la fin du 19^{ème} siècle dans l'esprit des scientifiques, il est passé rapidement dans les mains des techniciens, tout d'abord avec la technique oxyacétylénique, puis avec celles du soudage à l'arc et du soudage par résistance. D'autres procédés sont arrivés ensuite et le 20^{ème} siècle a vu la naissance du soudage par Laser est aussi :

- le soudage avec électrode de carbone : Bernardos et Olszewski; Russie,
- le soudage avec électrode fusible nue : Slavianov ; Russie,
- le soudage avec électrode enrobée : Kjellberg ; Suède-
- le soudage par résistance : Thompson ; USA ,
- le soudage au gaz (chalumeau) : Picard ; France.

A partir de la troisième décennie de notre époque date le développement rapide des procédés de soudage avec les électrodes enrobées et au chalumeau oxyacétylénique, qui à rendu possible la réalisation des premières œuvres importantes comme les bateaux, les ponts, les bâtiments et les chaudières (surtout en USA et en Angleterre). L'introduction massive de soudage par

résistance joua le rôle décisif dans le développement rapide de l'industrie automobile. Parmi les nouveaux procédés on peut citer :

- le soudage avec électrode de tungstène : 1924 – USA,
- le soudage sous flux : 1935 – USA,
- le soudage vertical sous laitier : 1950 – URSS,
- le soudage sous la protection gazeuse : 1950 –1960,
- le soudage avec fils fourrés : 1950 –1960,
- le soudage par explosion : 1950-1960,
- le soudage par bombardement électronique : 1956 – France,
- le soudage par laser : 1965 [8].

L'être humain n'a pas l'apanage de la découverte du tube. Le bois, l'argile et les métaux ont servi à produire la «réplique» des tubes. Après des débuts primitifs, la construction artisanale a évolué vers la production industrielle. Cornelius Whitehouse est le premier à fabriquer en 1825 en Angleterre des tubes à soudures longitudinales à partir de l'acier feuillard. Son compatriote, James Russel, se voit délivrer un brevet d'invention dès 1842 pour ces tubes d'acier soudés par recouvrement. La soudure à l'arc est introduite entre 1905 et 1920. Elle permet un soudage autogène des tubes en acier. L'allemand Fritz Hager construit en 1910 la première machine de soudage autogène des tubes. L'usine d'Oberriet/SG entame dès 1917 la production de tubes armés d'acier à soudures autogènes destinés aux installations électriques, rachetée en 1923 par Josef Jansen. La première machine pour la fabrication de tubes soudés électriquement a vu le jour en Allemagne en 1928. A partir de cette date, le soudage électrique par résistance se développe et permet la fabrication des tubes et d'aciers. Plus tard en 1954, le soudage par induction à haute fréquence fait son apparition dans le domaine de la construction de tube d'acier [9]. Ainsi différents profilés de tubes soudés peuvent être fabriqués (figure I.1). Les profilés tubulaires sont de plus en plus employés en construction métallique et plus particulièrement dans la réalisation de treillis. De plus ils sont souvent préférés pour des raisons esthétiques [10].

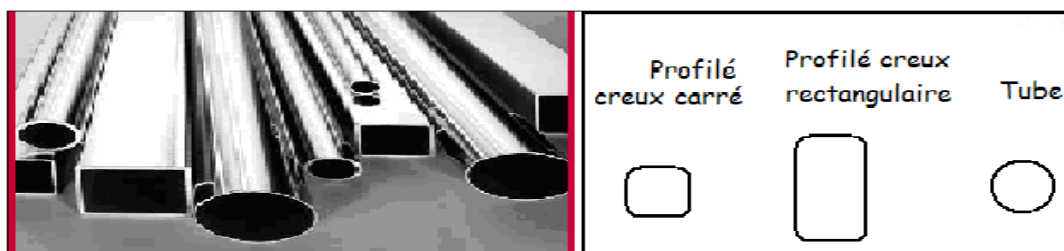
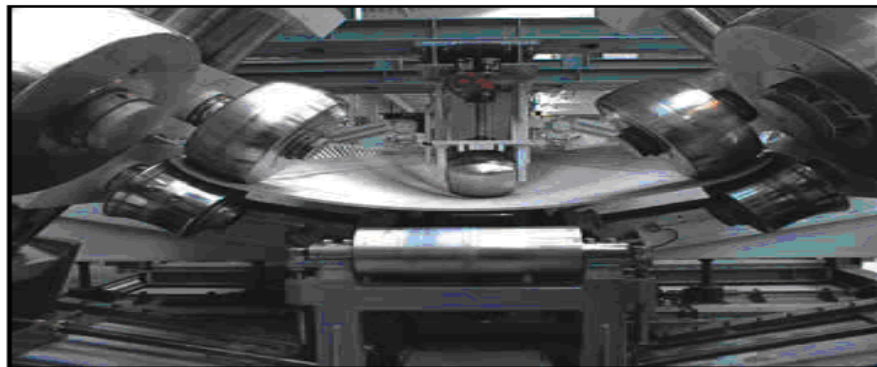


Figure I.1 : Exemple de profils tubulaires

I.2 - Description du procédé de soudage par induction à (HF).

Les tubes de grand diamètre, à partir de 0.5m environ, sont fabriqués à partir de feuillards enroulés en hélice puis soudés. Les tubes de diamètre inférieur à 0.5m sont également fabriqués à partir de feuillards qui subissent un formage continu dans le sens longitudinal avant que leurs bords soient soudés. Le soudage est exécuté principalement et de plus en plus par chauffage HF. Le matériau initial est le feuillard d'acier. La bobine de feuillard est d'abord déroulée sur une débobineuse et acheminée vers un accumulateur. La vitesse d'amenée est supérieure à la vitesse de la ligne de soudage si bien que l'accumulateur est toujours plein. La ligne est alimentée par l'accumulateur. Cela évite d'avoir à arrêter la ligne lors de la mise en place d'une nouvelle bobine et du soudage de l'extrémité de cette bobine avec celle de l'ancienne. Après le passage dans l'accumulateur, les bords du feuillard sont façonnés afin d'obtenir le diamètre exact du tube ; les bords sont nettoyés, décapés et mis dans un état mécanique irréprochable. Le feuillard est ensuite passé entre les galets de formage et courbé progressivement jusqu'à devenir un tube ouvert dans le sens longitudinal (figure I.2). Avant soudage, la largeur de la fente est maintenue constante par un galet ou une lame afin de conserver des caractéristiques géométriques constantes lors du soudage.



- **Figure I.2: Formage progressif d'un feuillard au moyen des galets.**

Le soudage est réalisé par induction ou conduction. Dans la mesure du possible, des noyaux magnétiques refroidis par eau sont mis en œuvre à l'intérieur du tube. Ces noyaux guident le champ magnétique et le rendement s'en trouve augmenté. En Europe, on utilise principalement le chauffage par induction. Par contre aux Etats-Unis, on utilise encore, le chauffage par conduction.

I.2.1 – L'énergie de soudage

L'énergie HF nécessaire au soudage est transmise au par une bobine (inducteur). Cette transmission est effectuée par induction, sans contact avec le tube comme illustre la figure (I.3).

L'inducteur est traversé par un courant élevé et doit être refroidi par eau, et induit une tension HF dans le tube ouvert, qui donne naissance à la circulation d'un courant dont les lignes se renferment au point de contact des bords (point de soudage). Les filets de courant longeant les bords provoquent l'échauffement de ces derniers sur le tronçon entre l'inducteur et le point de soudage. Un échauffement supplémentaire au point de soudage amène spontanément le tube à la température de soudage. Cet échauffement est le produit, entre autre, par la sortie du champ magnétique, hors du tube, devant le point de soudage et par la concentration des lignes de courant au droit du point de soudage lui-même. Dans le cas du soudage par conduction, l'énergie HF est transmise au tube par des contacts appliqués par ressorts. Cependant, l'usure des contacts et le risque d'échauffements non homogène constituent des problèmes à résoudre figures (I.3). Au point de soudure (environ 1450°C), les bords du tube ouvert sont pressés l'un contre l'autre par des galets de serrage. Il s'ensuit un soudage par pression à chaud. Les bords du tube sont comprimés, cela crée un bourrelet qui est supprimés à l'extérieur, et éventuellement à l'intérieur, au moyen d'un racleur alors que le tube est encore chaud. Le tube est en suite calibré, un façonnage à froid [11] lui donnant alors ces dimensions exactes, et enfin débité à la longueur voulue. Au point de soudure, les bords du tube ouvert sont pressés l'un contre l'autre par des galets de serrage. Il s'ensuit un soudage par pression à chaud.

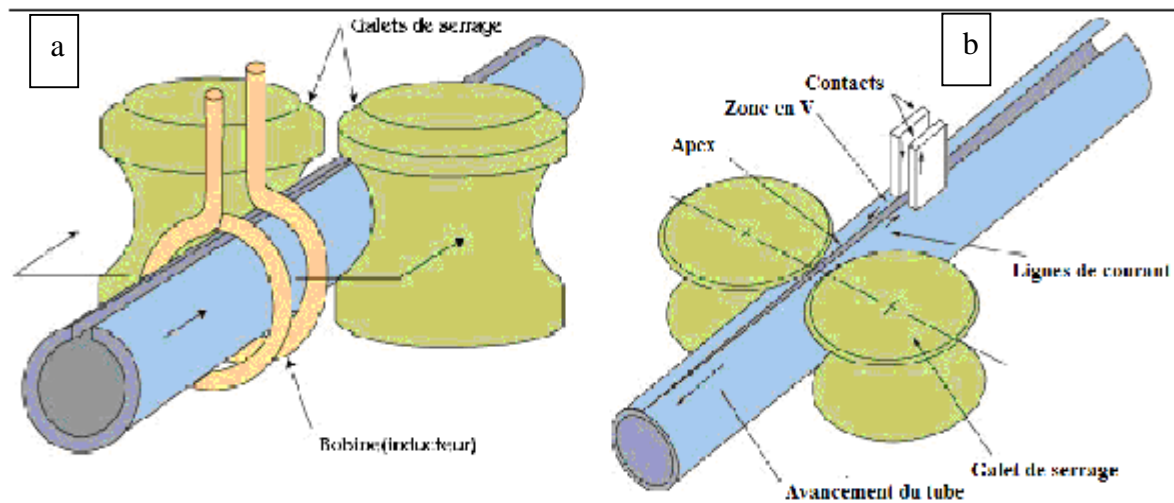


Figure I.3 : Chauffage des tubes: a) par induction, b) par contact [12]

I.2.2 - Le processus d'échauffement

On sait que tout conducteur placé dans un champ magnétique variable est le siège de courants induits, dont la circulation donne lieu à un dégagement de chaleur par effet Joule comme montré dans les figures (I.4). L'effet pelliculaire ou effet de peau est une des propriétés de ces courants. Les fréquences varient souvent de 200 à 500 kHz.



I.2.3- Répartition du champ

Au voisinage direct de l'inducteur, le tube à souder est encore ouvert et le champ électromagnétique à haute fréquence pénètre à l'intérieur de tube. Au niveau des galets de serrage, les bords se rejoignent et le tube est fermé ; le champ HF ne peut plus pénétrer à l'intérieur du tube. Les lignes de champ qui parcourent l'intérieur du tube ressortent donc juste avant le point de jonction des bords. L'insertion d'un matériau à haute perméabilité (ferrite) (figure I.5 a) par la fente du tube permet de guider le champ et favorise l'échauffement localisé (figure I.5 b).

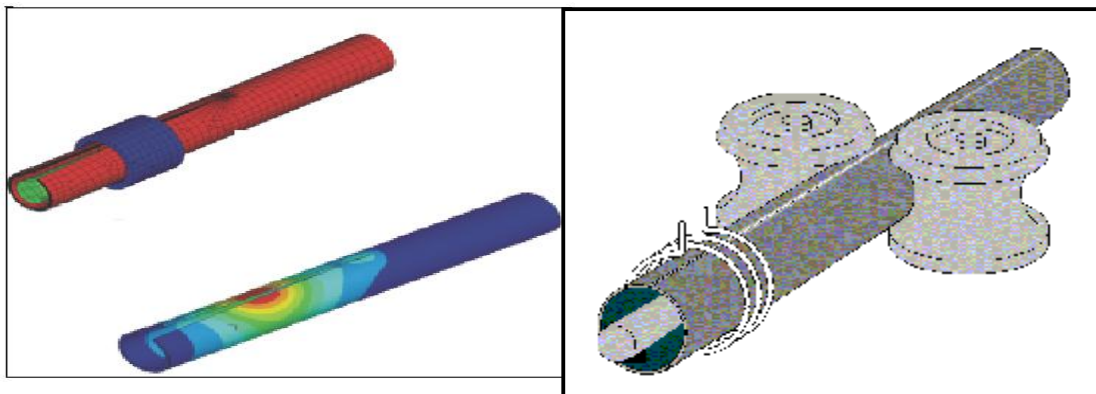


Figure I.5 : position de l'impédeur et localisation de chauffage au point de soudage

Il y a uniquement deux phénomènes pour le chauffage à haute fréquence :

Le flux de courant à haute fréquence qui donne l'effet de peau ou encore pénétration. l'autre phénomène est appelé l'effet de la proximité et décrit le chemin des courants au deux faces opposées, qui coulent près l'un de l'autre et qui se concentre sur le bord adjacent du conducteur (figure I.6).

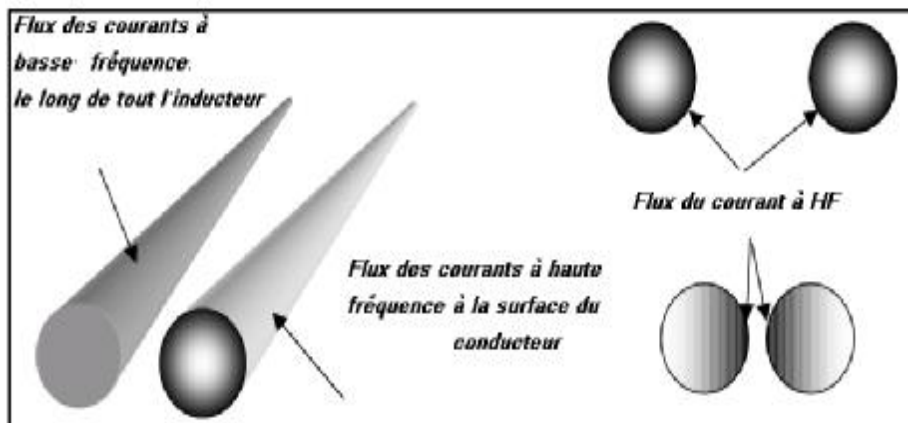


Figure I.6: les deux effets - de peau et de proximité.

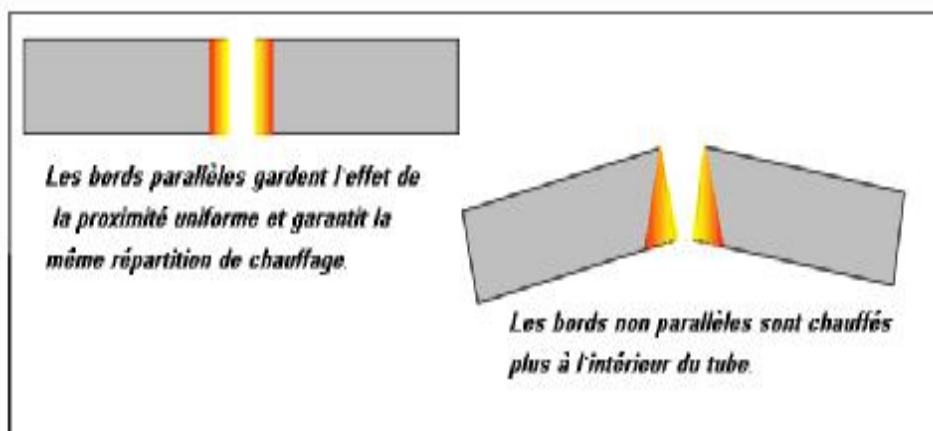


Figure I.7 : Présentation des bords et effet de la proximité

Les bords parallèles jouent un grand rôle vis-à-vis de l'effet de la proximité et par conséquent le chauffage uniforme concentré aux bords parallèles, (figure I.7). Le chauffage par induction est une application directe de deux lois physiques, la loi de Lenz et l'effet Joule toute substance conductrice de l'électricité plongée dans un champ magnétique variable (créée par une bobine inductrice ou inducteur) est le siège de courants électriques induits ou courant de Foucault [13].

I.2.4- Propriétés magnétiques et physiques

Les propriétés magnétiques des matériaux jouent un rôle important dans les machines et les appareils électriques comme les moteurs et les transformateurs. Les propriétés magnétiques (perméabilité relative), électriques (résistivité) et thermiques (conductibilité) des pièces à chauffer, varient pour la plupart avec la température, le type d'inducteur (géométrie, nature du

conducteur, technologie). Sous l'effet d'un champ magnétique extérieur \mathbf{H} , il se crée dans les matériaux un champ d'induction magnétique \mathbf{B} dont la valeur est donnée par la formule (I.1):

$$\mathbf{B} = \mu \mathbf{H} \quad (\text{I.1})$$

Où μ est une constante de proportionnalité appelée perméabilité magnétique [14].

L'unité d'induction magnétique est le Tesla (T) et, celle du champ magnétique est l'ampère par mètre (A/m) et la perméabilité magnétique en henry par mètre (h/m). On utilise souvent, pour caractériser le comportement magnétique des matériaux, la perméabilité relative μ_r :

$$\mu_r = \mu / \mu_0 \quad (\text{I.2})$$

où, μ_0 est la perméabilité magnétique du vide ($\mu_0 = 4 \pi 10^{-7} \text{ H.m}^{-1}$)

🚧 Effet de peau

Dans le cas simple du réchauffage d'une barre cylindrique, le courant induit décroît de façon exponentielle. On définit alors une profondeur de pénétration ou l'épaisseur de peau d , où le courant induit est réduit de $1/\exp$ (environ 0.37 ou 37% i_s) où i_s est la valeur du courant induit à la surface. Il y a donc concentration de l'effet calorifique dans cette couche qui représente 87% de l'énergie dissipée. L'expression de d , fonction de la fréquence utilisée f est donnée par l'équation :

$$d = \sqrt{\frac{r}{\rho \mu_r m_0 f}} \quad (\text{I.3})$$

où ρ et μ_r sont respectivement la résistivité électrique et la perméabilité relative du matériau, μ_0 représente la perméabilité du vide donnée par $4\pi 10^{-7} \text{ V/Am}$ [14].

- La profondeur de pénétration du courant d augmente avec l'élévation de la température cette augmentation est brusque surtout à la température supérieure au point de Curie (768°C) par suite de passage de l'acier de l'état ferromagnétique en état paramagnétique. Les courants à haute fréquence ne se propagent pas dans les conducteurs comme le courant continu ou à basse fréquence. Au lieu d'utiliser la totalité de la section du conducteur ils se cantonnent dans les couches proches de la surface du conducteur (figure I.9). La densité de courant décroît de façon exponentielle au fur et à mesure que l'on s'éloigne de la surface. L'effet de peau est la tendance d'un courant électrique alternatif de se distribuer dans un conducteur de sorte que la densité de courant près de la surface du conducteur soit plus grande qu'à son noyau. Il cause la résistance efficace du conducteur à l'augmentation avec la fréquence du courant. L'effet a été expliqué la

première fois par Nikola Tesla [15]. Mathématiquement, la densité de courant i_s dans le conducteur diminue exponentiellement avec la profondeur, comme suit :

$$i_s = e^{-1/d} \quad (I.4)$$

où d est une constante appelée *la profondeur de peau*. Ceci est défini pendant que la profondeur au-dessous de la surface du conducteur auquel le courant est $1/e$ (environ 0,37) chromomètre le courant sur la surface (figure I.8).

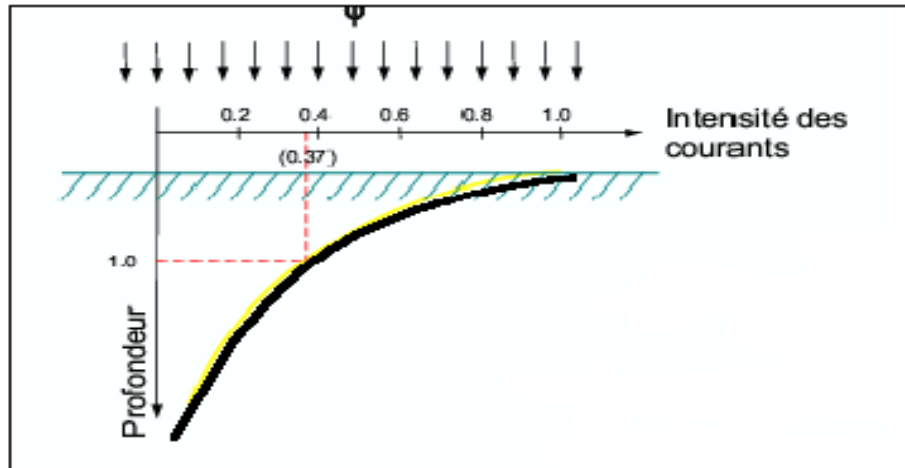


Figure I.8 : profondeur de pénétration en fonction de l'intensité de courant.

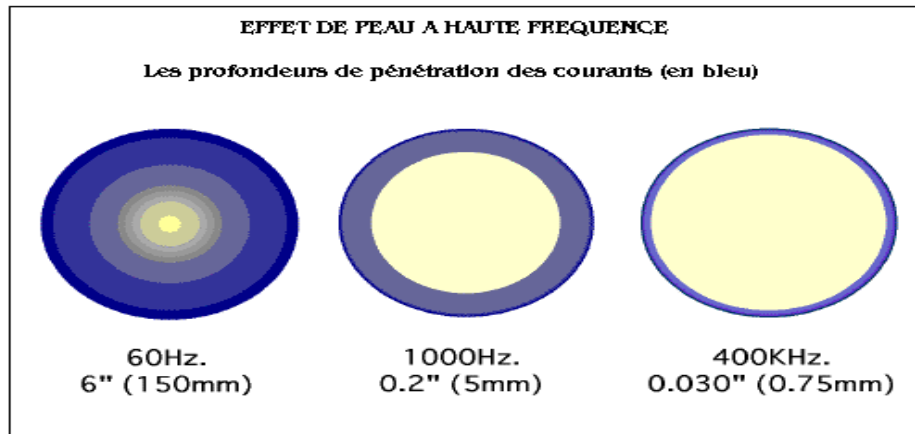


Figure I.9 : Effet de peau en fonction de l'évolution des fréquences

CHAPITRE II

Optimisation des paramètres de soudage des tubes par induction à HF

II.1 - Introduction

L'étude théorique du soudage par résistance est un problème complexe qui fait interagir plusieurs phénomènes physiques tels que l'électrocinétique, la métallurgie et la mécanique. De point de vue physique, les phénomènes électriques et thermiques sont très fortement couplés compte tenu de la puissance dissipée par effet Joule.

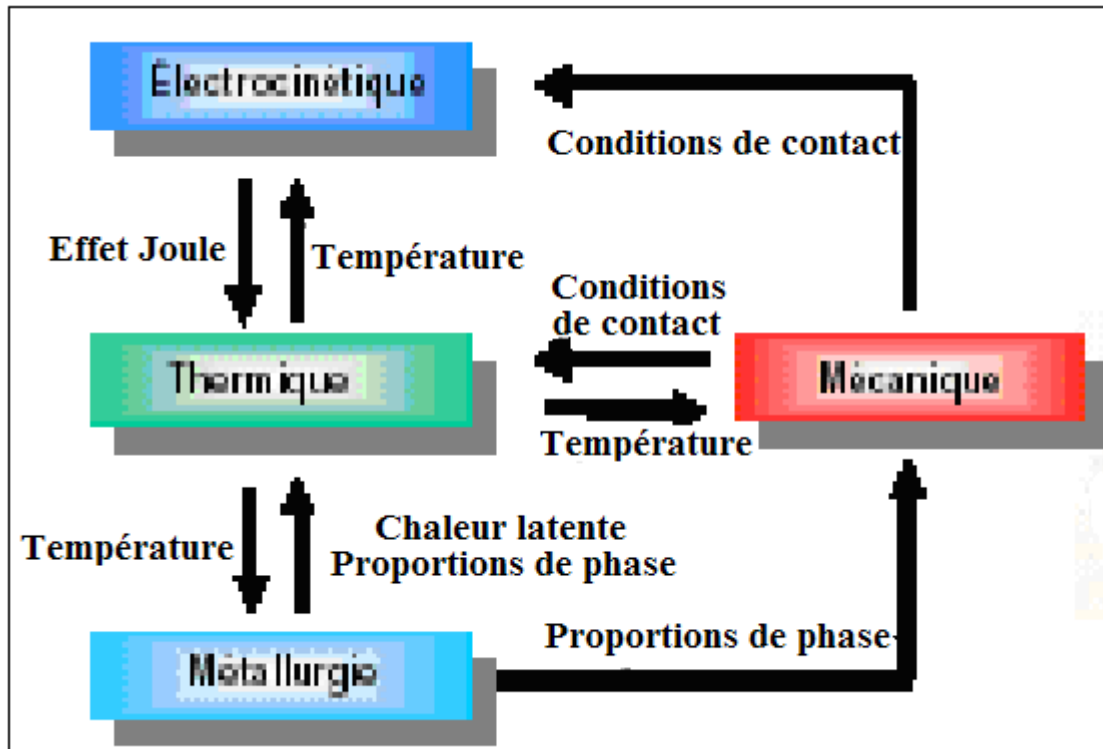


Figure II.1 : Schéma des phénomènes intervenant en soudage par résistance [16]

Le soudage moderne peut convertir une quantité de 60 Hz à une puissance capable de souder avec une grande efficacité de 90%, comparé à 65% pour l'ancien procédé. C'est donc question d'optimisation des paramètres, La valeur de 20 kW d'énergie réussit à souder une épaisseur de 1,5 mm d'acier affiler à 100 m/min, cependant n'importe qui, utilisera le soudage par induction sait qu'au moins la valeur de 100kW est exigé. Maintenant les techniciens et les ingénieurs soudeurs savent que 4/5 des puissances totales produites sont gaspillées lors de chauffage du tube. La première tâche essentielle pour les spécialistes, est de minimiser cette perte de puissance, tout en trouvant les ajustements adéquates et le bon positionnement de la bobine inducteur, l'impédeur et la ligne lui-même. Optimiser les paramètres de soudage c'est diminué la consommation d'énergie et par conséquent économisée des dizaines de milliers de dollars par année.

L'essor économique est en jeu, parce que une estimation de puissance de 10 % en kW par heure, soit 400 kW par 60 heures par semaine ceci peut être évalué à 125,000 \$ de puissance électrique par an. Afin d'indiquer un système de chauffage d'induction pour une application fonctionnant chaude, nous devons définir la profondeur de la pénétration courante. Ce facteur détermine l'efficacité de l'enroulement d'induction - chauffage. On définit alors une profondeur de pénétration ou épaisseur de peau d , où le courant induit est réduit de $1/\exp$ (37 % i_s) où i_s est la valeur du courant induit à la surface. Il y a donc concentration de l'effet calorifique dans cette couche qui représente 87% de l'énergie dissipée. La pénétration augmente au fur et à mesure que la résistivité (figure II.4) et diminue lorsqu'il y'a évolution de perméabilité ou de fréquence (figure II.3). Nous voyons alors que plus la fréquence est haute, plus l'effet thermique est peu profond (figure II.2). Le tableau (II.1) enregistre la profondeur de pénétration en fonction des fréquences.

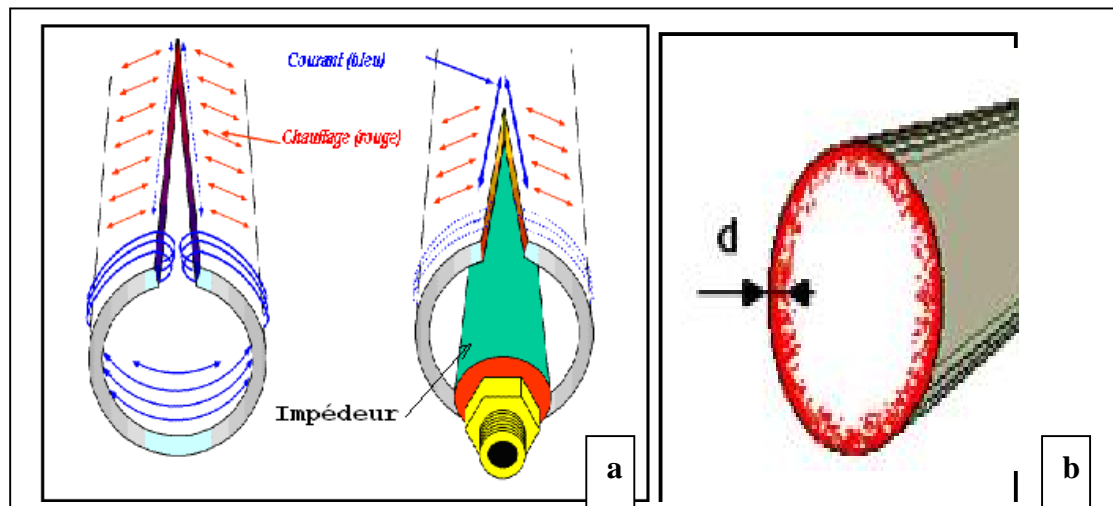


Figure II.2 : a) Concentration des courants et chauffage des surfaces du tube, b) profondeur de pénétration d

Tableau II.1 : Profondeurs de pénétration d

Profondeur de pénétration (mm)										
Fréquences (Hz)	200	500	50	1000	3000	6000	10000	30000	250000	450000
au-dessous de point de Curie	7,11	14,2	4,5	3,2	1,8	1,17	1,02	0,63	0,2	0,15
au-dessus de point de Curie	40,6	82,5	26,2	18,5	10,6	6,86	5,84	3,68	1,17	0,87

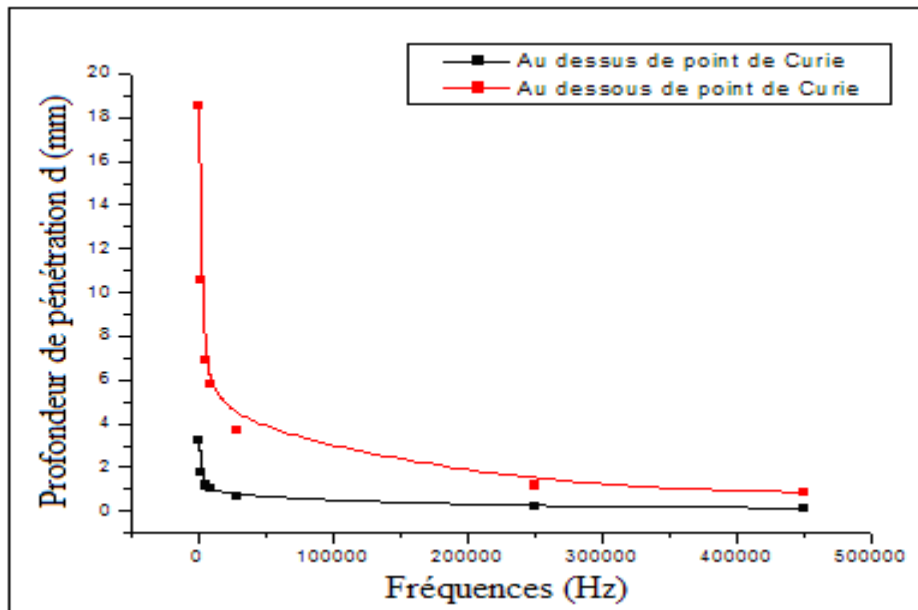
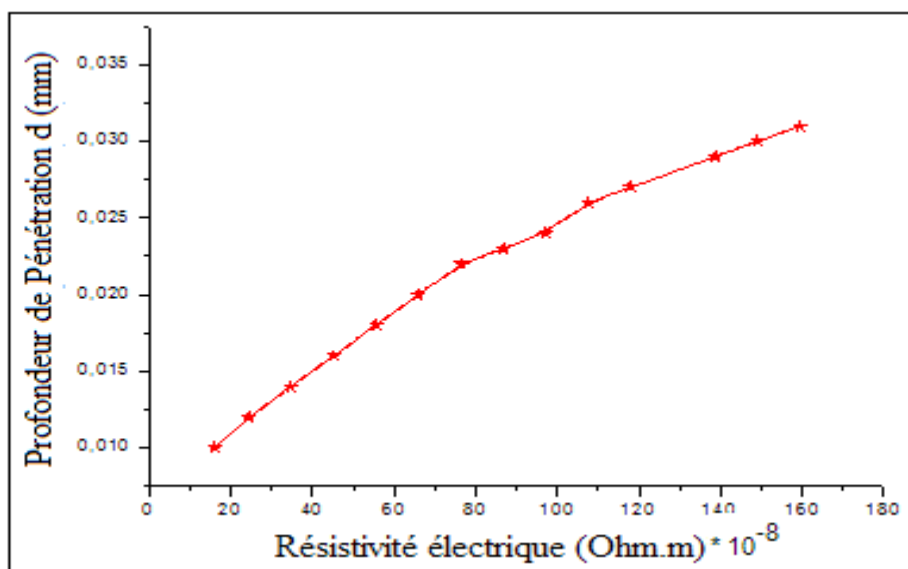


Figure II.3 : Variation de la pénétration en fonction de la fréquence au dessus et au dessous du point de Curie



1.1.1.1.1 Figure II.4 : **profondeur de pénétration en fonction de la résistivité**

La profondeur de pénétration d augmente avec l'élévation de la température ; cette augmentation est brusque surtout à la température supérieure au point de Curie (768°C) par suite du passage de l'acier de l'état ferromagnétique en état paramagnétique en même temps (figure II.3) [17]. Dans le domaine de la production des tubes la recherche est régulièrement conduite pour gagner la connaissance et pour optimiser les paramètres de processus, une nécessité résultant de la forte concurrence et l'évolution rapide de technologie afin de répondre aux demandes et exigences du marché. La tâche essentielle pour les experts, est de minimiser cette

perte de puissance, tout en trouvant les ajustements adéquates et le bon positionnement de la bobine inducteur, l'impédeur et la ligne lui-même. Pour cela on a proposé de subdiviser les paramètres du processus en deux catégories :

- paramètre géométriques,
- paramètres electro-thermiques.

II.2 paramètres géométriques

1- La largeur du feuillard: La largeur du feuillard nécessaire en fonction du diamètre extérieur du tube est donnée par la formule (II.1).

$$L = (D_e - e + 2) \cdot p + K + \frac{1,5}{100} \cdot D_e \quad (\text{II.1})$$

L est la largeur en (mm),

D_e est le diamètre extérieur du tube en (mm),

e est l'épaisseur du feuillard en (mm),

K est un facteur déterminé par le diagramme de la figure (II.5).

Après formage et soudage, le tube est calibré aux dimensions standard. Dans la formule (II.1), il a été ajouté un terme constant égal à 1,5% du diamètre du tube. Cette valeur devra être éventuellement modifiée si le calibrage est différent.

Lorsqu'un feuillard est courbé pour prendre la forme d'un tube, ses fibres extérieures sont allongées alors que celles de intérieures sont comprimées. La fibre neutre est déplacée, le facteur K exprime le degré de ce déplacement (figure II.5).

La valeur que l'on ajoute normalement est d'environ 2 mm. Lors du soudage, il se forme un bourrelet (figure II.6) dû à la compression par les galets de serrage.

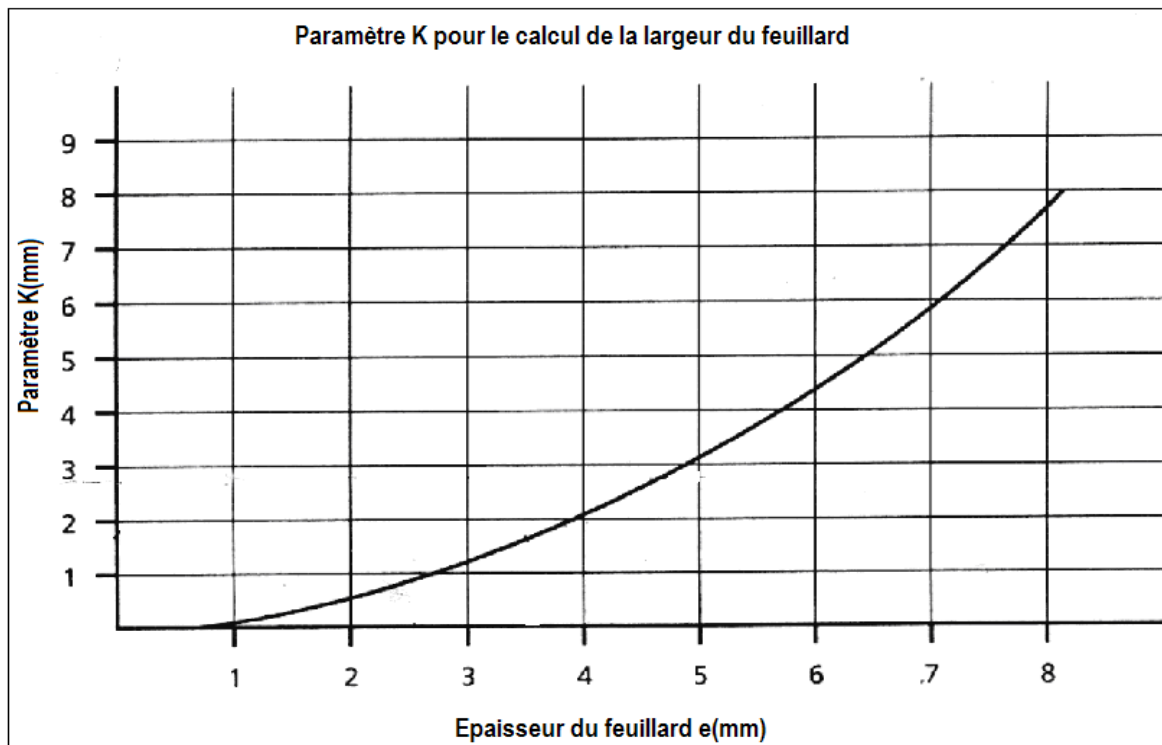


Figure II.5 : Diagramme de détermination du paramètre *K*

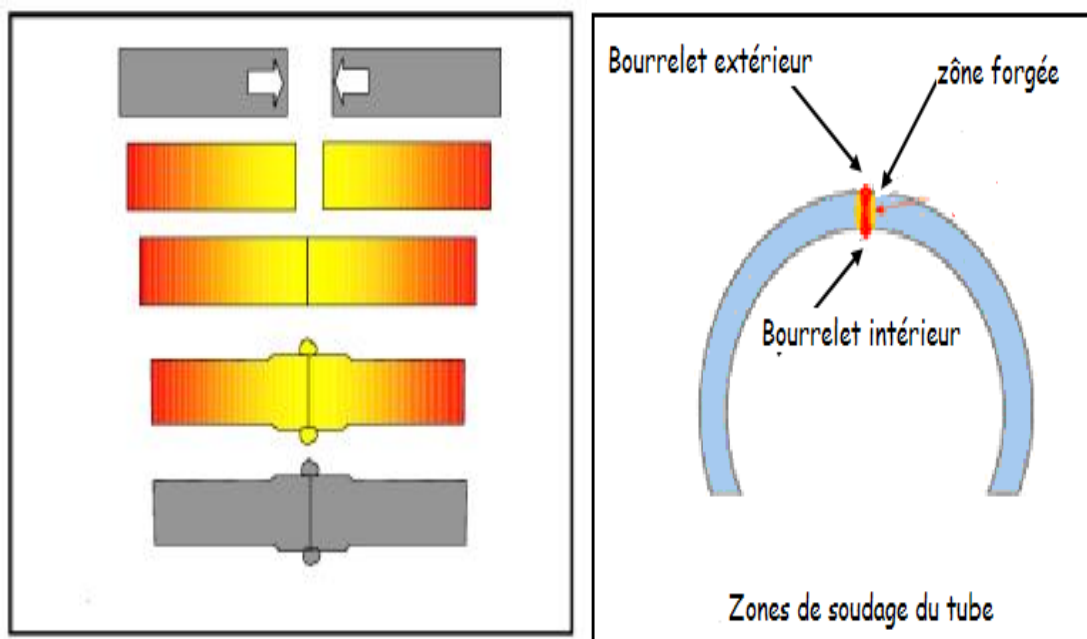


Figure II.6 : Serrage par les galets et bouffret extérieur et intérieur dans la zone soudée du tube [18]

1.1.1.1.2 II.2.1 - couplage et distance inducteur-surface du tube

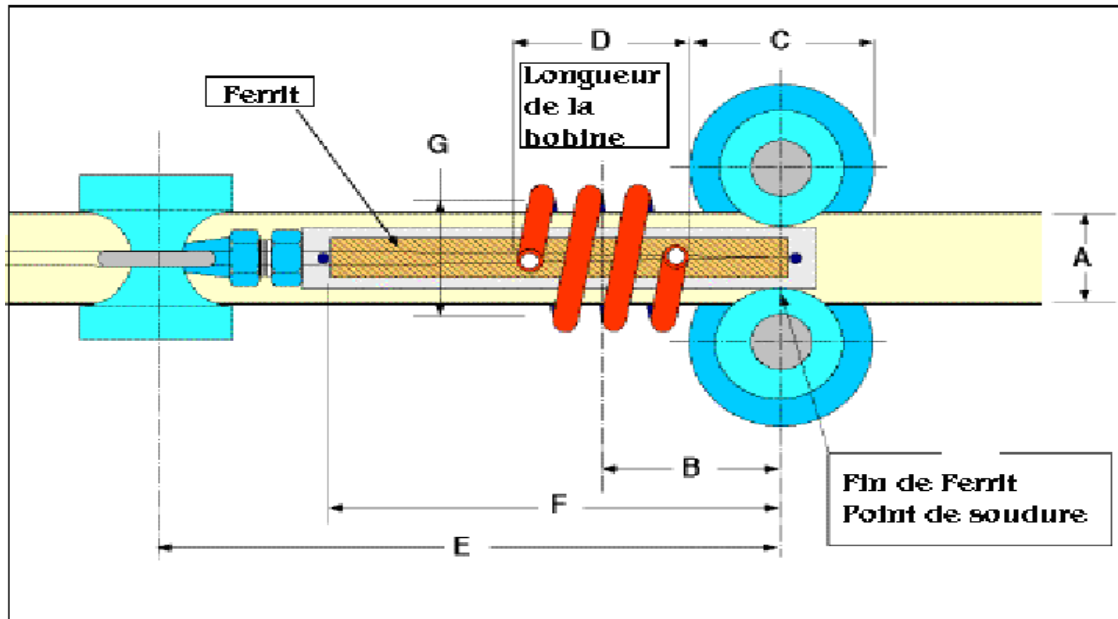


Figure II.7 : Cage soudeuse, dimensions et couplage Tube – inducteur

Les inducteurs multispire sont fabriqués à partir de tubes en cuivre et les inducteurs monospire sont fabriqués à partir de plaques en cuivre sur lesquelles sont soudés les tuyaux de refroidissement. Les inducteurs sont refroidis de préférence avec l'émulsion existant sur la machine. L'intervalle de couplage, c'est-à-dire l'interstice entre la surface extérieure du tube A et la surface intérieure de l'inducteur G , doit être déterminé au moyen du diagramme de la figure (II.8). Si nécessaire, la valeur trouvée peut être augmentée ou diminuée de 20 %. L'augmentation sera nécessaire lorsque le feuillard est de qualité moyenne et que l'on veut éviter les arcs électriques HF, et elle est diminuée lorsque l'on veut augmenter le rendement de l'inducteur. ($G \pm 20\% > A$) (figure II.7), ainsi son épaisseur, la distance minimale entre la base de l'inducteur et la soudeuse, sont représentés par la figure (II.11). La longueur totale de l'inducteur D doit être sensiblement égale au diamètre du tube A ($A = D$) (figure II.7). Cela est valable aussi bien pour les inducteurs monospire que pour les inducteurs multispire. D'autres auteurs ont proposés que la longueur de l'inducteur est environ égale à son diamètre [19]. La distance entre le bord avant de l'inducteur et le point de soudage dépend du diamètre maximal du galet de serrage C .

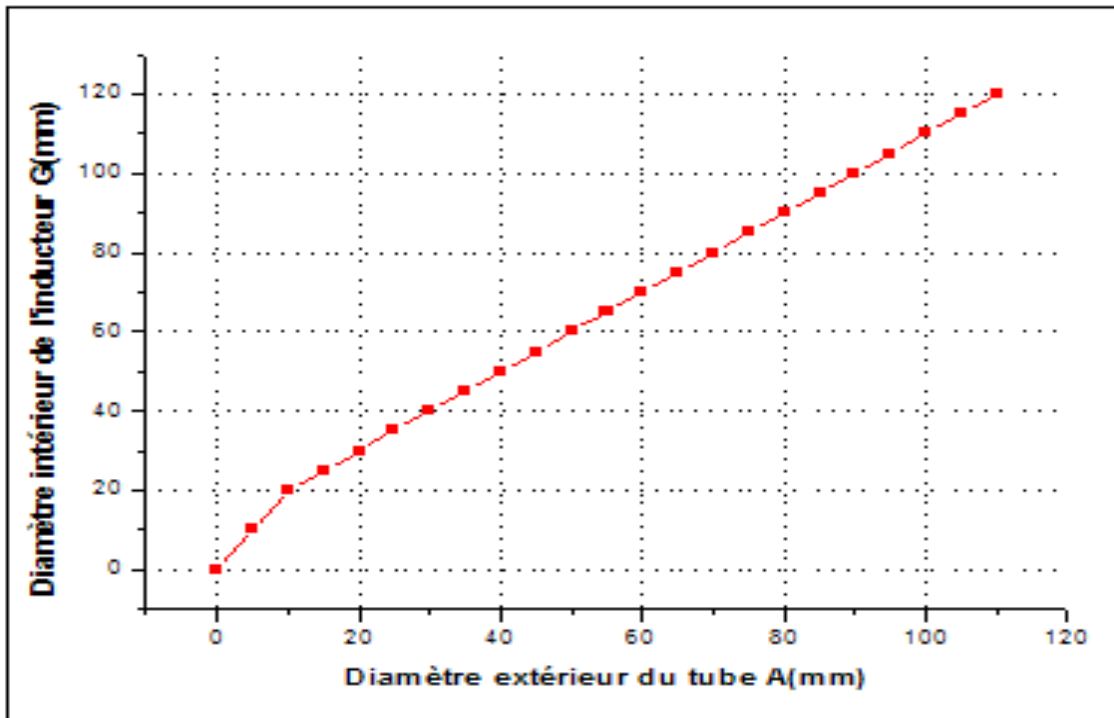


Figure II.8 : Diagramme de couplage optimal de l'inducteur [19]

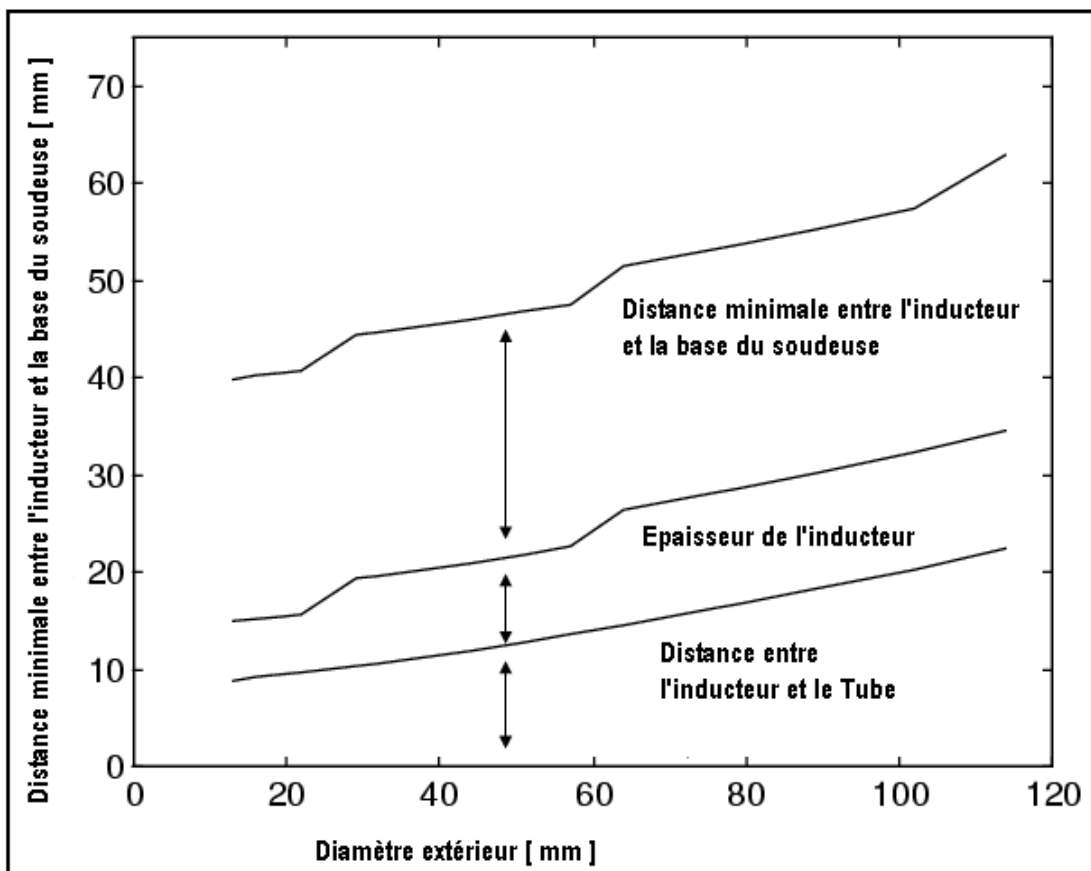


Figure II.9 : Distances minimales entre tube- inducteur, et soudeuse

Cette distance ($C/2$) doit être de l'ordre du diamètre du tube mais ne doit pas dépasser $1,5$ le diamètre ($A \leq C/2 < 1,5 \cdot A$) (figure II.7). Avant d'engager le tube à bords rapprochés, le montage

d'inducteur exact nécessite un réglage bien défini, il faut ajuster l'inducteur de façon à ce que l'inducteur et le tube soient concentriques (figures II.10 et II.11). Les inducteurs monospires en deux parties peuvent aussi être centrés et raccordés après avoir engagé le tube. Un centrage exact de l'inducteur et du tube n'est pas indispensable ; une petite excentricité de l'inducteur n'a qu'une faible influence sur le transfert de l'énergie HF dans le tube. Si le feuillard n'est pas ébarbé, les copeaux peuvent provoquer des arcs électriques HF. Dans ce cas, il est même recommandé d'excentrer l'inducteur vers le haut, c'est-à-dire de choisir un intervalle de couplage plus petit vers le bas. Si des feuillards laminés à chaud et fortement calaminés doivent être soudés, il est préférable d'injecter de l'émulsion entre l'inducteur et le tube, surtout le pourtour de celui-ci, afin d'éviter que la calamine magnétique établisse des contacts entre l'inducteur et le tube ou entre les spires. On veille que le nouvel inducteur doit être 1,5 à 2 fois l'ancien inducteur [20].

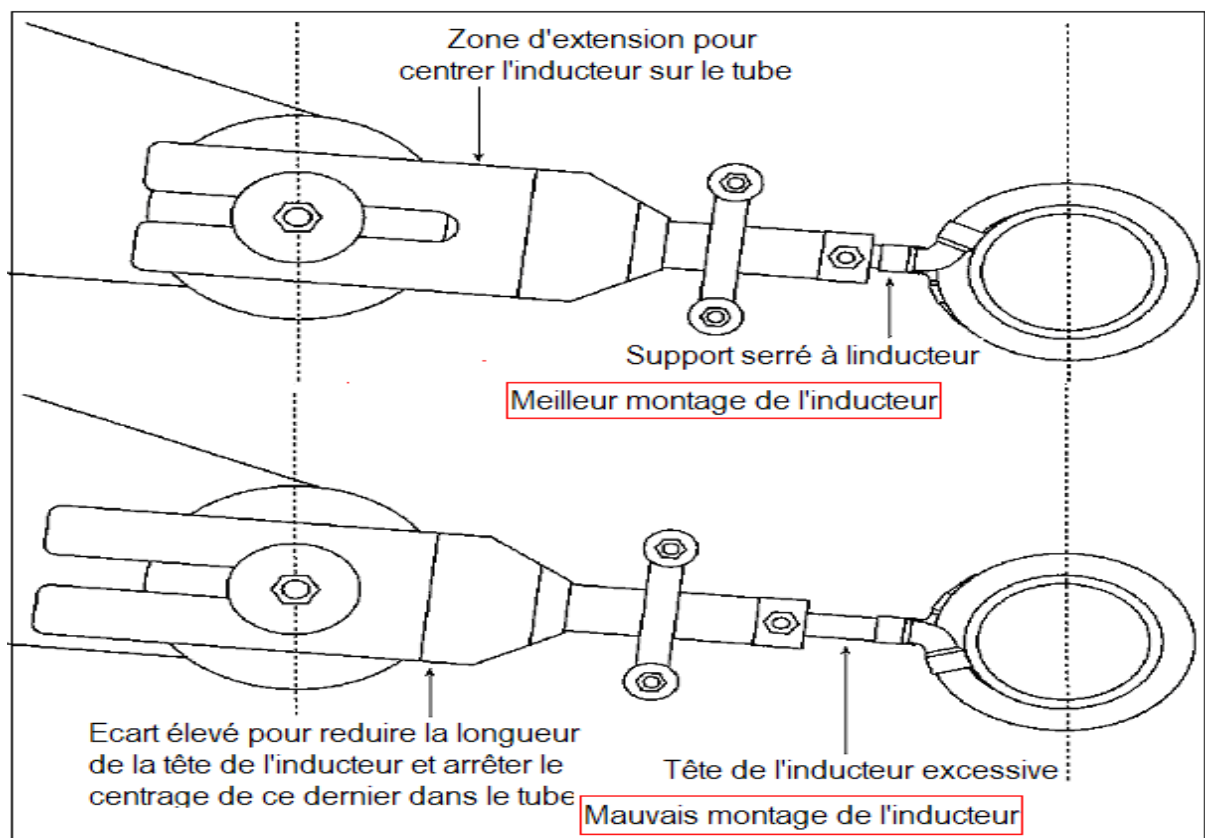


Figure II.10 : montage de l'inducteur[20].

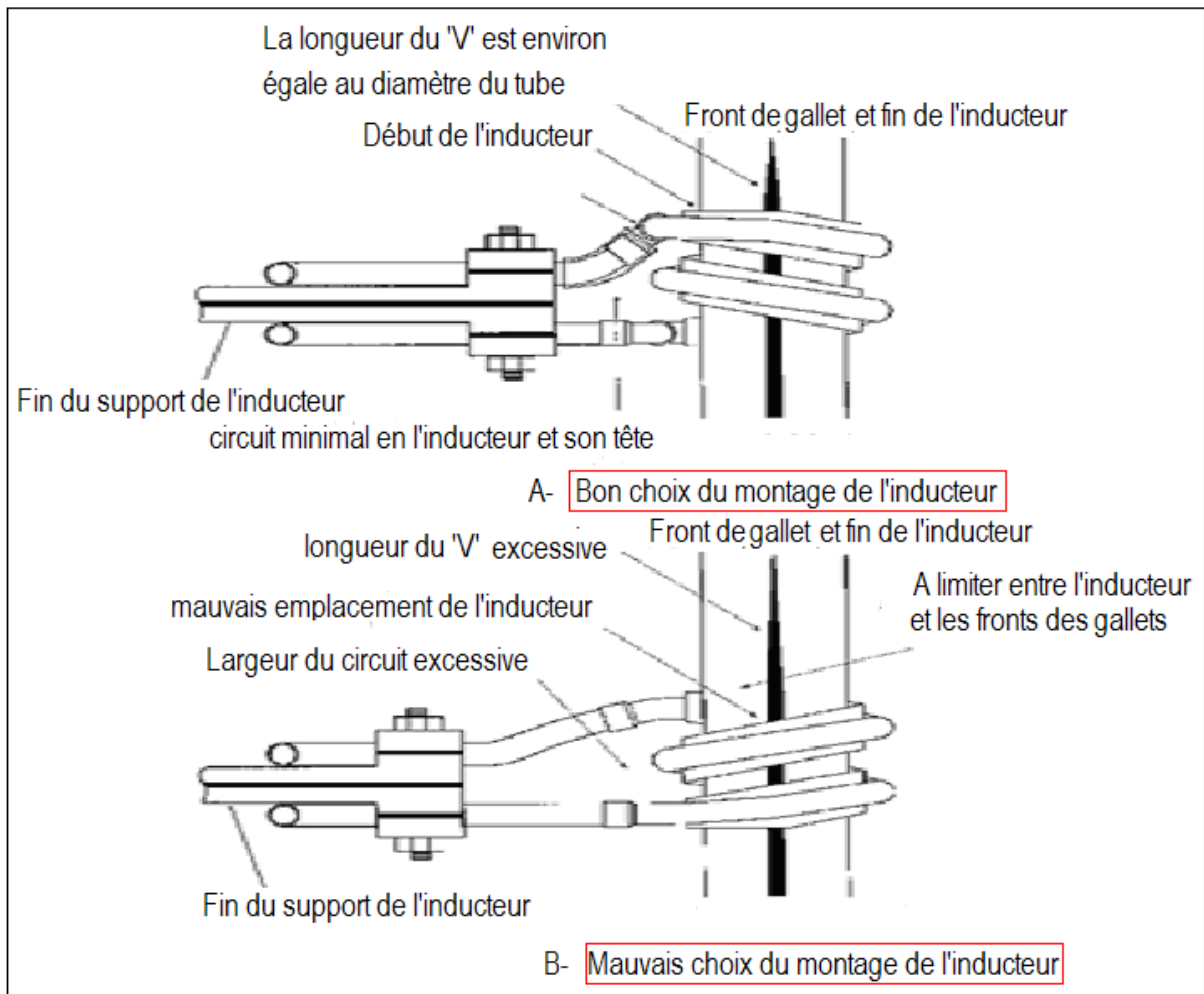


Figure II.11 : Ajustement de l'inducteur, pour deux montages [20]

II.2.2 - Noyau magnétique

Le noyau magnétique a pour but de favoriser la circulation du courant HF dans les bords du tube et de canaliser les lignes de champs magnétique de façon appropriée. Lorsque le diamètre du tube ne dépasse pas 80 mm, il faut veiller à ce que le noyau magnétique remplisse pratiquement toute la section interne du tube, tout en respectant un intervalle de sécurité de 3 à 10 mm environ vis-à-vis des bords incandescents. Lorsque le diamètre du tube est supérieur à 80 mm, il est possible d'utiliser un noyau magnétique plus petit, à condition de le décentrer, c'est-à-dire de le déclarer vers le haut, sous les bords à souder (figure II.12). Les ferrites du noyau magnétique doivent être disposées symétriquement par rapport à la fente en vé « V » pour éviter l'échauffement d'un seul bord (figure II.7).

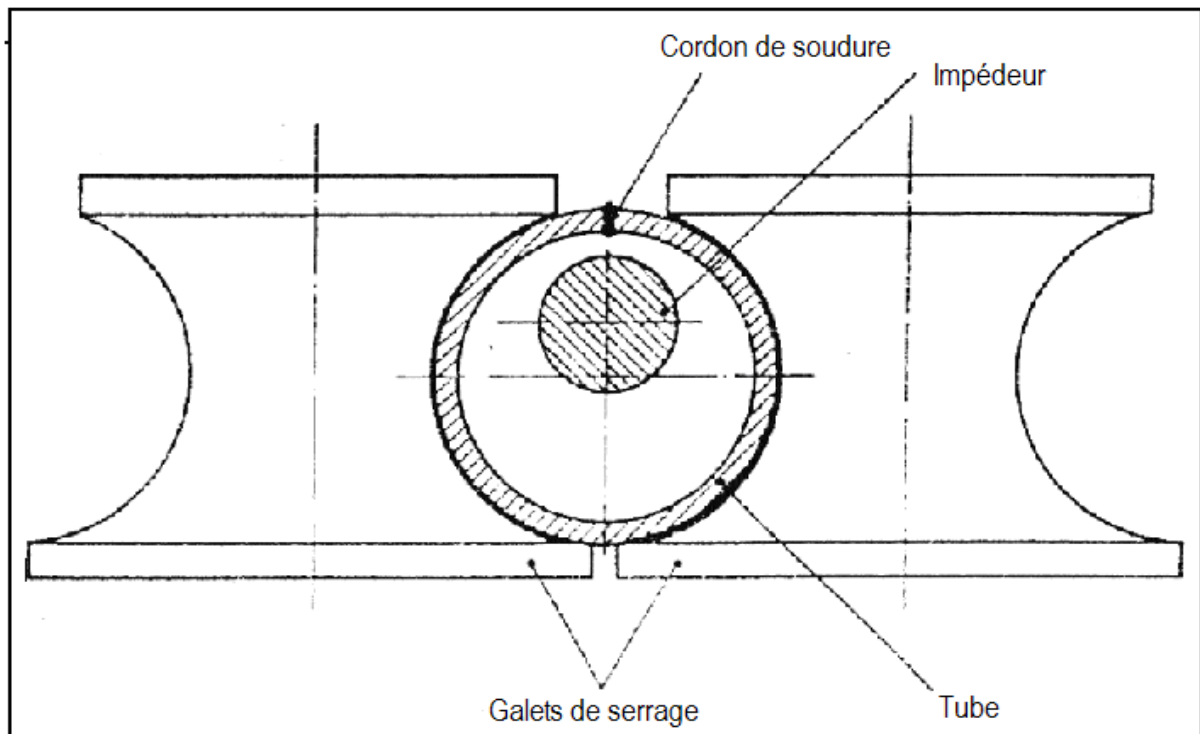


Figure II.12: *Position de l'impédeur dans le tube*

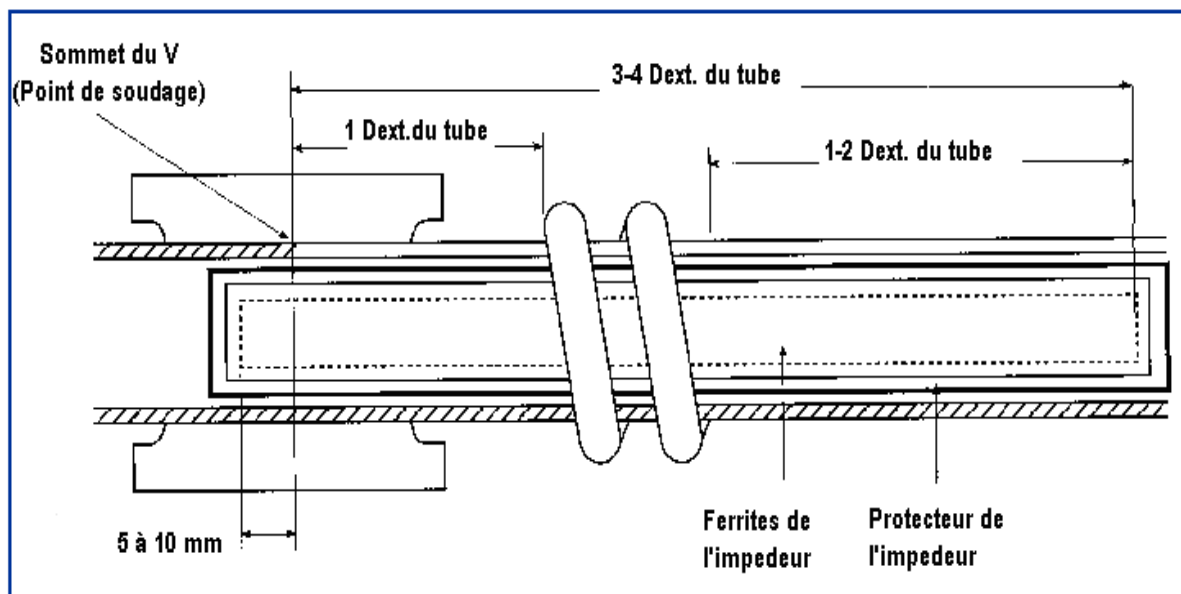


Figure II.13: *Dimensions de l'impédeur le long du tube [20]*

La longueur totale du noyau F , dans le sens du tube, doit commencer au bord avant de l'inducteur et doit arriver au moins sous le point de soudage ; cependant il est préférable que le noyau dépasse encore de 5 à 10 mm après le point de soudure (la figure II.13).

Le support du noyau magnétique qui pourra servir en même temps de tube pour l'amenée du fluide de refroidissement) doit être doté d'un dispositif de réglage qui permette d'ajuster la position du noyau longitudinalement et transversalement (décalage par rapport à l'axe du tube).

Le noyau magnétique comprend une ou plusieurs barres de ferrites (figure II.14) regroupées dans un tube de protection en stratifié à base de fibre de verre (figure II.14). Les noyaux de ferrite utilisés pour le soudage des tubes ont des pertes magnétiques très faibles, une résistivité et un point de Curie élevés.



Figure II.14: *Noyau magnétique avec protection contenant des barres de ferrites*

Les noyaux de ferrite doivent être suffisamment refroidis avec de l'émulsion ou de l'eau pour éviter le dépassement de leur point de Curie qui est de l'ordre de 200°C, le débit de liquide de refroidissement dépend de la section libre entre les différents barreaux de ferrite, à l'intérieur du noyau magnétique. Si le bourrelet intérieur doit être enlevé, le noyau magnétique est disposé autour de la barre du racleur intérieur lorsque le tube est de petit diamètre, pour les tubes de grand diamètres, le noyau est disposé sur le noyau du racleur. Il est recommandé de prévoir la fixation de la tige support du noyau en deux points extérieures au tube pour garantir que le noyau magnétique soit toujours bien maintenu à l'intérieur du tube, de façon à exclure tout contact avec la paroi interne du tube. Un dispositif de réglage doit être prévu afin de pouvoir optimiser, en service, la position du noyau dans le tube. La position doit pouvoir être réglée dans le sens longitudinal et dans le sens transversal (décentrage vers le haut par rapport à l'axe du tube).

II.2.3 - Table de soudage

Les galets de serrage exercent la pression nécessaire au soudage des bords du tube. Il faut veiller à ce que le diamètre des galets *C* (figure II.7), soit aussi faible que possible, afin que l'inducteur soit suffisamment proche du point du soudage (figure 2.15).

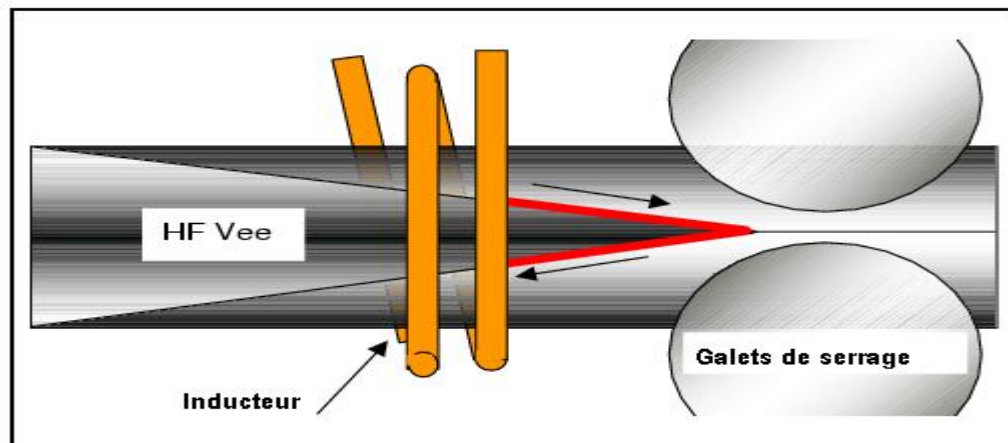


Figure II.15: Position des galets de serrage par rapport à l'inducteur [21]

Une distance courte entre le demi longueur de l'inducteur et le point de soudage est en effet un facteur décisif pour amener rapidement les bords du tube à la température de soudage et permettre ainsi une vitesse de production élevée (figure II.15). La distance maximale devrait être comprise entre $1 \times G$ et $1,5 \times G$ ($1 \times G \leq B \leq 1,5 \times G$).

Le matériau des galets de serrage doit présenter une haute résistance à l'usure et doit être amagnétique. Les galets étant à proximité directe de l'inducteur, ils seraient échauffés par le champ de fuite de l'inducteur s'ils étaient réalisés en matériaux magnétique. Cela signifierait d'une part une diminution de la puissance de soudage dans le tube car une partie de l'énergie HF est dissipée dans les galets de serrage, et d'autre part une usure plus importante des paliers car, malgré le refroidissement des galets par émulsion, ceux-ci atteindraient une température telle que la graisse coulerait hors du paliers. L'effet des diamètres des galets de serrage sur la longueur du « V » est remarquable, pour des longueur du « V » réduites, il est recommandé d'utiliser des diamètres faibles et au contraire pour des longueurs des « V » importantes, les diamètres augmentent aussi, c'est logique pour éviter le contact des fronts inducteur-galets (figure II.16) [22]. La distance entre le centre des galets de forgeage et le front de l'inducteur peut être approximativement la même que le diamètre intérieur de l'inducteur.

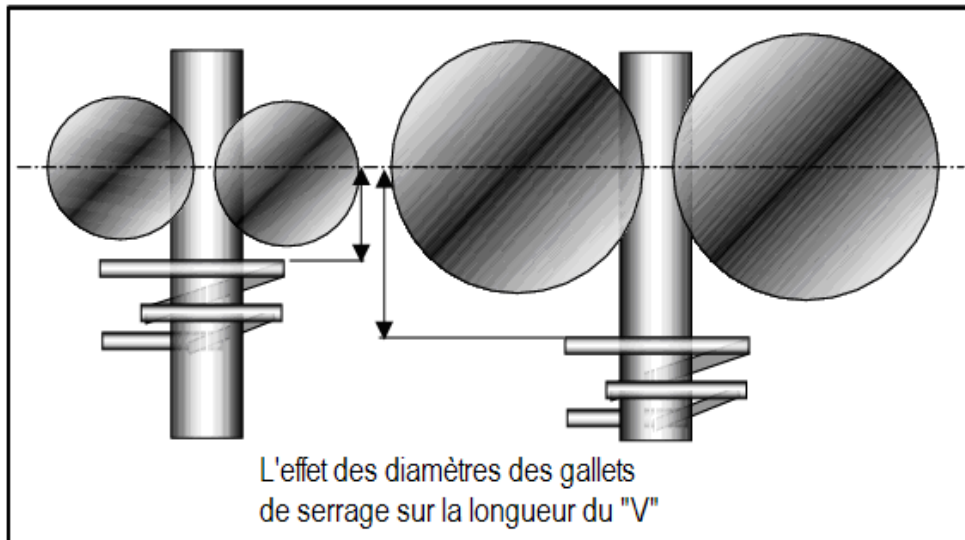


Figure II.16: *Effet des diamètres des galets de serrage sur la longueur du «V»* [22]

II.2.4- Guide de fente du tube

Le guide fente sert à maintenir exactement es bords du tube au-dessus de l'axe du tube, à la verticale de celui-ci. Il fixe également l'angle de la fente en V, à l'entrée du bâti des galets de serrage. Il ne doit pas être disposé trop près de ce dernier.(voir figure II.17). Il doit exister suffisamment de place entre le guide-fente et les galets de serrage pour que l'inducteur puisse être monté avec un écart suffisant entre les bords du guide-fente et ce de rouleau de serrage (20 à 60 mm, suivant le diamètre du tube).

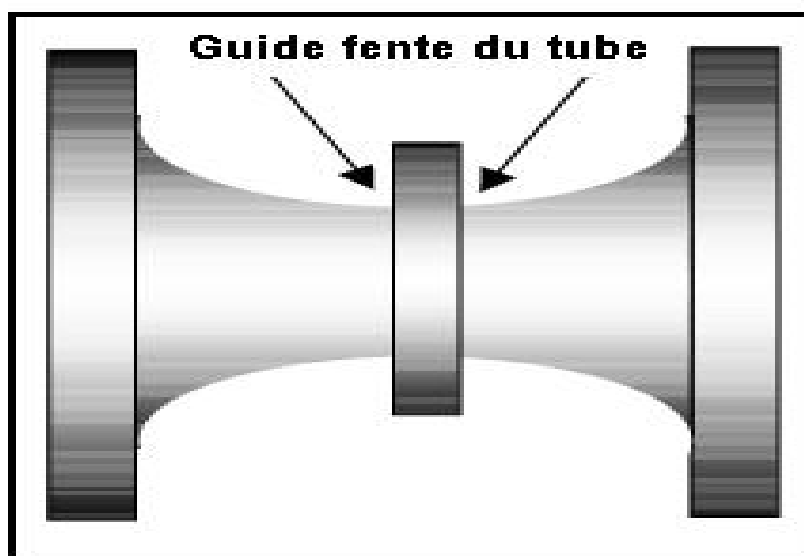


Figure II.17: *Galet de guide fente* [22]

II.3- Paramètres électriques et thermiques

II.3.1- Approche mathématique et effet de la fréquence.

Morin et al [23,24] ont analysé l'effet de la fréquence sur le processus de soudage par induction à haute fréquence. Leur approche repose sur l'effet de la fréquence sur :

- la distribution de la chaleur dans la région en «V» de la soudure,
- la puissance nécessaire (utile) pour le soudage,
- la largeur de la zone affectée par la chaleur (Z.A.C).
- l'élévation de flux magnétique dans l'impédeur.

II.3.1.1-L'effet de la fréquence de soudage sur la distribution de la chaleur dans la section transversale de « V »

La distribution exacte du courant dans la section transversale de "V" est décrite par un ensemble de lois physiques appelés "les équations de Maxwell" (formule II.2) et « les équations de Biot – Fourier » (formule II.3). Les conséquences importantes pour la première équation c'est la densité du courant, et pour la deuxième équation c'est la capacité calorifique avec la conductivité thermique qui jouent un rôle important dans le chauffage de la région en « V » [25].

$$\tilde{N}^2 i_s - j (2 p f m \sigma i_s) = 0 \quad (\text{II.2})$$

et

$$K \tilde{N}^2 T - g C_p \frac{dT}{dt} + Q = 0 \quad (\text{II.3})$$

I_s: la densité du courant électrique dans le tube, *f*: la fréquence électrique du soudage, *m*: la perméabilité magnétique du tube, *σ*: la conductivité électrique du tube, *j*: nombre imaginaire (*j*² = -1), *T*: distribution de la température, *K*: conductivité thermique du tube, *g*: densité du tube et *C_p*: capacité calorifique du tube, *Q*: chaleur dans le tube.

II.3.1.2- L'effet de la fréquence sur la puissance utile

La solution de la première équation montre que dans un système électrique à haute fréquence le courant coule essentiellement sur la surface de ses conducteurs, cela est connu par « Effet de Peau ». La plus haute concentration de courant est à la surface d'un conducteur et si on s'éloigne

de la surface du conducteur, la densité de courant décroît exponentiellement, cette distance « d » est appelé la « Profondeur électrique de référence », mentionné avant « profondeur de pénétration » et est déterminé en résolvant l'équation au-dessus :

▼ Profondeur électrique de référence

$$d = \sqrt{\frac{1}{\rho m f s}} = 5000 \sqrt{\frac{r}{m f}} \quad (\text{II.4})$$

Avec : $\rho = 1/\sigma$ résistivité électrique.

▼ Profondeur thermique de référence :

$$\zeta = \sqrt{\frac{\rho K t}{4 C_p g}}, \quad (\text{II.5})$$

Avec ; $t = y_0 / V_0$ temps de soudage.

La résolution de l'équation (II.2) avec I_0 , le courant total au bord du « V » à $y = 0$, donne la densité de courant dans le tube :

$$i_s = \frac{I_0}{e.d} e^{-x/d} \quad (\text{II.6})$$

La chaleur est générée au bord du « V » par les pertes des puissances électriques, la densité de puissance dans le tube qui cause la chauffe est donnée par

$$Q_0 = \frac{|i_s|^2}{s} = \frac{I_0^2 e^{-2x/d}}{e^2 d^2 s} \quad (\text{II.7})$$

Il a été montré théoriquement que la haute fréquence du processus de soudage peut être opérée dans trois modes distinctes, où elle est contrôlée par la profondeur électrique de référence, la profondeur thermique de référence, ou dans un mode de la transition quand les paramètres du processus est tel que nous sommes entre les modes électriques et thermiques. La solution des équations (II.2) et (II.3) donne les puissances à hautes fréquences délivrées à la section en «V» pour exécuter l'opération le soudage.

$$P_u = \frac{3p\Delta T y_0 e K}{2d \left[\left(\frac{p y_0 e}{z V_0} + 1 \right)^{3/2} - \left(\frac{p y_0 e}{z V_0} \right)^{3/2} - 1 \right]} \quad (\text{II.8})$$

P_u : la puissance utile dans «V» pour souder le tube, e : l'épaisseur du tube, V_0 : la vitesse de soudage, y_0 : la longueur à souder du « V », ΔT : l'élévation de température de forgeage pour souder le matériel, $\varepsilon = K/C_p g$: la diffusivité thermique du métal.

Cette expression algébrique simple pour la puissance réelle de la soudure dans le « V » relie les paramètres électriques, thermodynamiques et mécaniques du processus. L'analyse supplémentaire de l'équation (II.8) montre les rapports importants entre la fréquence de soudage, diamètre du tube et vitesse du soudage, le terme principal de cette équation est son dénominateur. L'examen prudent de la puissance utile pour souder la section en « V » résulte de la conclusion qui assumera deux modes complètement différents selon que le terme :

$$\left(\frac{py_0 e}{zV_0} \right) > 1 ; \left(\frac{py_0 e}{zV_0} \right) = 1 \text{ ou } \left(\frac{py_0 e}{zV_0} \right) < 1 \quad (\text{II.9})$$

Profondeur thermique de référence en fonction la longueur à souder :

$$\zeta = \sqrt{\frac{pK(y_0/V_0)}{4C_p g}} \quad (\text{II.10})$$

▼ Profondeur de référence de la puissance électrique = $d/2$

- Si $\zeta < d/2$; Mode thermique
- Si $\zeta = d/2$; Mode de transition
- Si $\zeta > d/2$; Mode de puissance électrique

De cette observation nous pouvons définir trois modes distinctes pour l'opération de soudage à haute fréquence.

Ø Pour le mode thermique :

$$P_u \cong \Delta T \cdot e \cdot \sqrt{py_0 K C_p g V_0} \quad (\text{II.11})$$

Ø Pour le mode de transition :

$$P_u = 1,81 \Delta T \cdot e \cdot \sqrt{py_0 K C_p g V_0} \quad (\text{II.12})$$

Ø Pour le mode de puissance électrique :

$$P_u \cong 2 \Delta T \cdot C_p g \cdot (d/2) \cdot e \cdot V_0 = \frac{\Delta T g C_p e V_0}{\sqrt{p f m s}} \quad (\text{II.13})$$

L'examen de ces trois modes, montre que dans le mode thermique, la puissance du soudage dans la région en «V» est indépendant de la fréquence et dépend uniquement de la racine carrée de diamètre du tube et de la vitesse du soudage. En mode de transition (équation II.12), la puissance de la soudure est aussi indépendant de la fréquence mais il est 1,81 fois plus grand que celle du mode thermique et pour les mêmes données du tube la puissance utile continue à évoluer pour le mode de la puissance électrique d'une valeur égale à $\sqrt{\frac{V_0}{y_0 f}}$. Finalement, pour le troisième cas la puissance de soudage est en fonction de la fréquence et l'exécution du mode de la puissance électrique révèle que la vitesse du soudage varie linéairement avec la puissance utile. Quand on procède au "mode thermique", la puissance est peu sensible aux changements des vitesses de la soudeuse, et pour des vitesses doubles, elle est augmentée seulement par un facteur de $\sqrt{2}$ c'est-à-dire 41 % seulement de la puissance utile. Évidemment dans cet exemple le mode thermique est 1,414 fois plus effectif que la mode de la puissance électrique. La figure (II.18) présente des résultats expérimentaux et calculés pour les puissances en "V" pour un tube de dimension spécifique fabriqué à trois vitesses de soudage et à différentes fréquences de soudage de 100 à 425 kHz. Les vitesses de soudeuse sont augmentées de 30 m/min à 60 m/min puis à 90 m/min. A des faibles vitesses, la fréquence n'a qu'un petit effet sur la puissance utile de soudage, par contre à des grandes vitesses, les puissances utiles varient d'environ 25% entre les fréquences 200- 400 KHz [25].

Le rapport entre la puissance totale fournie par la soudeuse et la puissance utile à la zone « V » est nécessaire pour l'exécution correcte de l'opération de soudage. La figure (II.19) illustre des résultats obtenus de six soudeuses et pour six producteurs du tube différents. Les données ont été rassemblées pour aluminium et tube en acier dans les conditions suivantes :

- Diamètre extérieur varie de 11 mm à 127 mm
- épaisseur qui varie de 0,73 mm à 5,46 mm
- les fréquences de soudage varie de 300 à 419 kHz,
- vitesses de soudage de 3 m/min à 150 m/min

L'analyse des résultats montre que pour une moyenne de puissance du processus effective, seulement 21,5% des valeurs de puissance réelle en "V" sont fournies par la soudeuse. Le reste c'est à dire 78.5% de puissance est distribué sur la surface du tube. Ce résultat peut être utilisé pour estimer la puissance utile du soudage en cas où les données antérieures n'existent pas. La

figure (II.20) illustre la puissance en fonction des diamètres de tube, en remarquant une première zone évolutive pour les petits diamètres, une deuxième constantes pour des diamètres moyens et une troisième décroissante pour des grands diamètres.

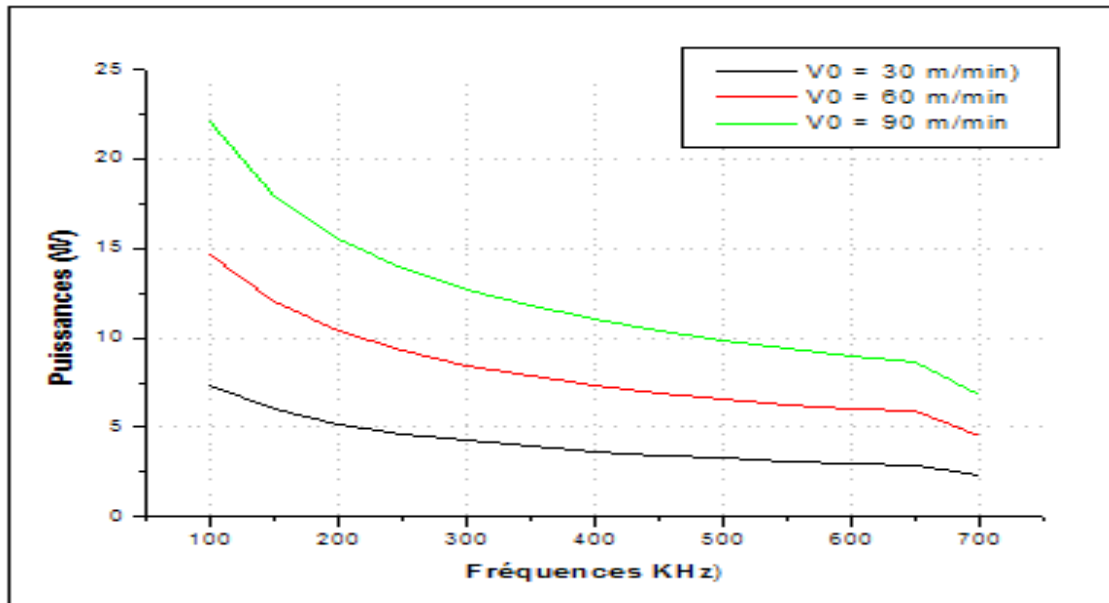


Figure II.18: Comparaison des puissances utiles calculées dans la section «V» en fonction de la fréquence à trois différentes vitesses (30 m/min ; 60 m/min et 91 m/min)

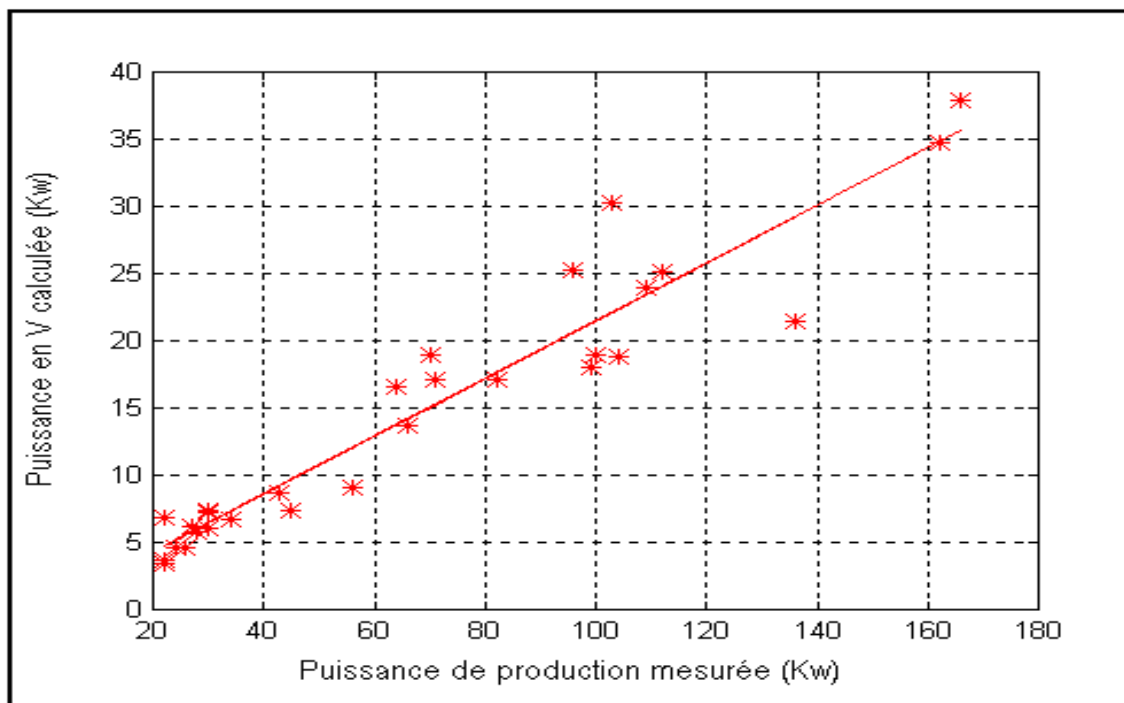


Figure II.19 : relation entre la puissance calculée en « V » et la puissance de production

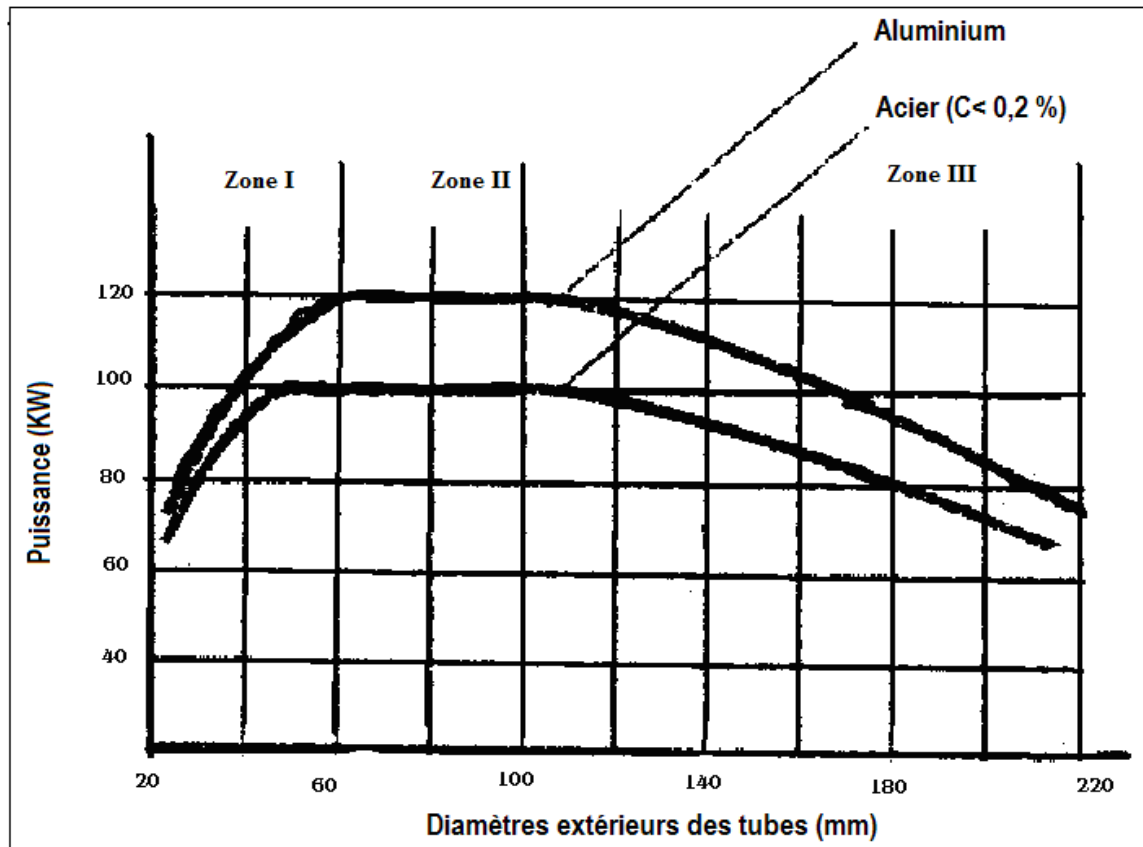


Figure II.20 : Variation de la puissance en fonction du diamètre extérieur du tube

II.3.1.3 L'effet de Fréquence sur la largeur de la zone affectée par la chaleur (Z.A.C)

C'est raisonnable que la largeur de la Zone Affectée par la Chaleur (Z.A.C) suive la "profondeur thermique de référence", quand le processus est dans le "mode thermique" et vers la "profondeur de puissance électrique de référence" quand le processus est dans le "mode de puissance électrique".

- La largeur de la Z.A.C en mode thermique :

$$Z.A.C \cong 2 \sqrt{\frac{p \cdot y_0 e}{4 \cdot V_0}} = \sqrt{p \left(\frac{y_0}{V_0} \right) e} \quad (\text{II.14})$$

- La largeur de la Z.A.C en mode de puissance électrique :

$$Z.A.C \cong 2(z/2) \cong \sqrt{\frac{1}{pms \cdot f}} \quad (\text{II.15})$$

Le facteur 2 est du aux deux cotés, du tube par rapport à la zone en « V ». Dans le “mode de transition”, la Z.A.C devrait suivre la somme des deux profondeurs de référence et tout les deux déterminent la profondeur de chauffage.

Dans les bords assemblés du tube, le cordon soudé se présente comme un sablier, y compris la zone affectée par la chaleur (ZAC), et les coins sont chauffés plus que le centre. Cela à pour conséquence :

Un centre froid peut limiter la vitesse maximum de soudure, même si la ligne à une capacité additionnelle de puissance (figure II.21 et II.22).

Tableau II.2- Valeurs calculées de la Z.A.C

Fréquences (KHz)	Z.A.C (mm)	
	Surface	Centre
100	1,58	0,79
150	1,29	0,645
200	1,11	0,555
250	1,00	0,5
300	0,91	0,455
350	0,84	0,42
400	0,79	0,395
450	0,74	0,37
500	0,70	0,35

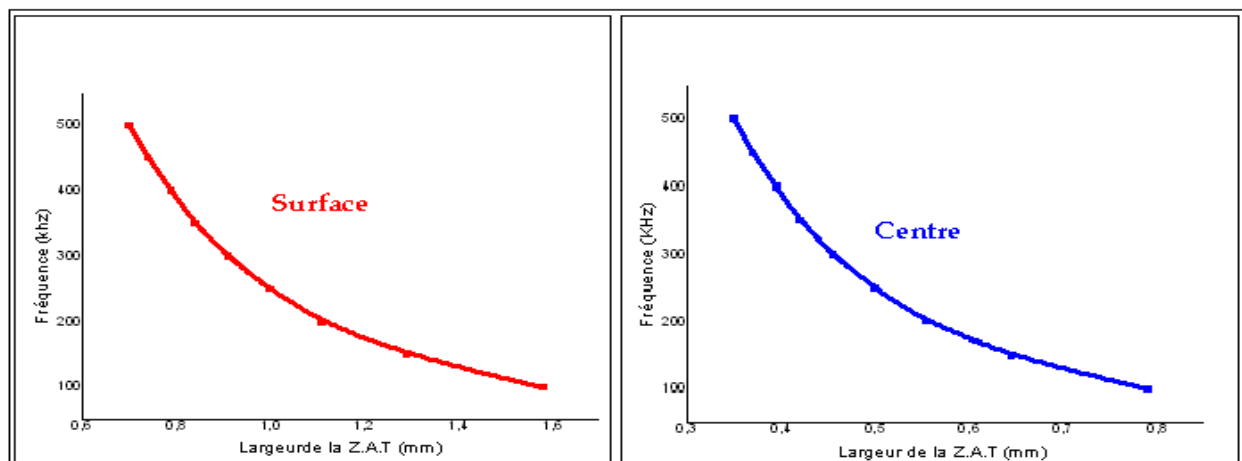


Figure II.21: Largeur de la zone thermiquement affectée (Z.A.T), a) à la surface, b) au centre

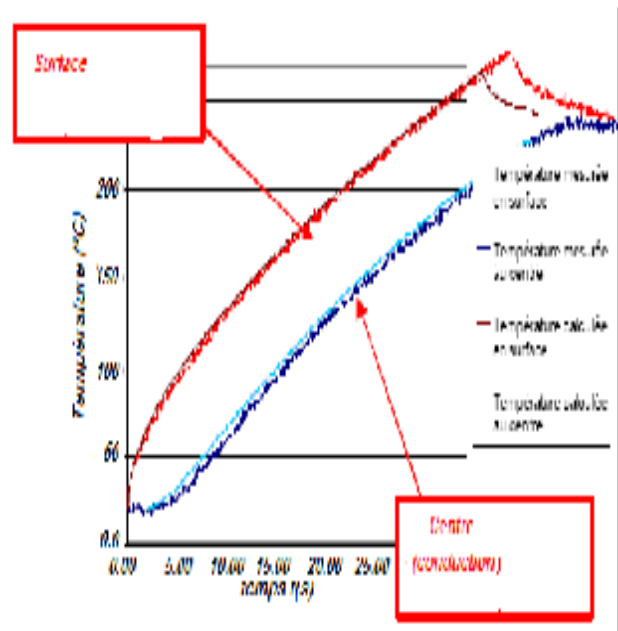
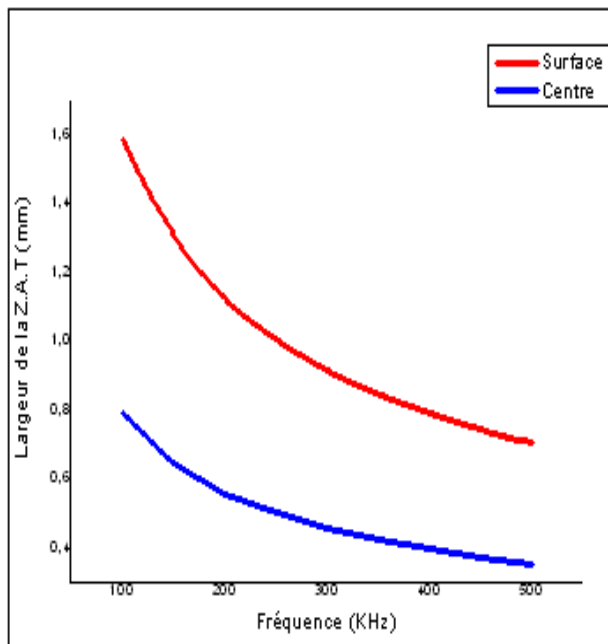


Figure II.22: largeur de la Z.A.T. au cordon

Figure II.23: surface chauffé par effet de peau et centre chauffé par conduction thermique [26]

II.3.1.4 – L’effet de la fréquence sur le flux magnétique de l’impédeur

L’effet de la fréquence sur l’élévation du flux magnétique de l’impédeur est interprété par deux méthodes, la première concerne l’évolution de la fréquence avec la réduction du flux nécessaire pour transférer la même quantité de puissance (figure II.24). La deuxième raison c’est quand la fréquence de soudage est diminuée, les transitions du processus du “mode thermique” au “mode du puissance électrique” demande plus de puissance pour souder le mêmes données géométriques du tube et à la même vitesse de soudage. L’augmentation de transfert de puissance exige plus de flux dans l’impédeur. Le résultat pour la puissance de la région “V” peut être utilisé pour calculer le niveau du flux dans l’impédeur parce que tout les flux doivent passer à travers cette région “V” et le courant est en rapport directe avec le champ magnétique.

$$|B_{impédeur}| = \left[\frac{A_{vee}}{A_{impédeur}} \right] m_0 \sqrt{\frac{3pK\Delta Ts}{2 \left[\left(\frac{f}{f_{critique}} + 1 \right)^{3/2} - \left(\frac{f}{f_{critique}} \right)^{3/2} - 1 \right]}} \quad (II.16)$$

$B_{impédeur}$: la magnétude du flux magnétique dans l’impédeur

A_{vee} : l’aire de la région « V » et $A_{impédeur}$ l’aire de la section transversal de l’impédeur

μ_0 : perméabilité magnétique du vide

$f_{critique}$: fréquence critique du soudage qui définit le centre du " Mode de Transition"

○ Mode thermique : Flux dans l'impédeur

$$|B_{impédeur}| = \left[\frac{A_v}{A_{impédeur}} \right] m_0 (\Delta T)^{1/2} \left[\frac{K C_p g s V_0}{m y_0 f} \right]^{1/4} \quad (II.17)$$

○ Mode de puissance électrique : Flux dans l'impédeur

$$|B_{impédeur}| = \left[\frac{A_v}{A_{impédeur}} \right] m_0 \sqrt{\frac{\Delta T \cdot C_p \cdot g \cdot V_0}{p \cdot y_0 \cdot f \cdot m}} \quad (II.18)$$

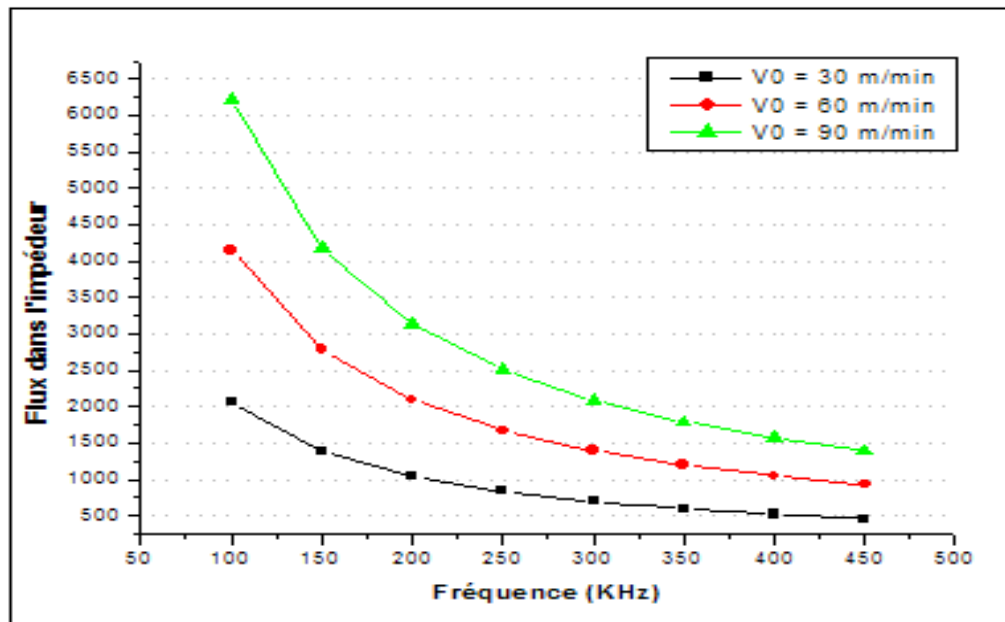


Figure II.24: flux de l'impédeur en fonction de la fréquence pour un petit tube

II.3.1.5 – La fréquence optimale du soudage

C'est très avantageux de fabriquer les pipes et tubes, par le processus de soudage d'induction dans le "mode thermique". Ce mode présente de bons résultats pour l'opération dont la puissance utile de soudage est en minimum, la chaleur dans la zone affectée est la plus étroite et le plus bas niveau du flux magnétique dans l'impédeur (équation II.10). La fréquence de soudage au centre en "mode de transition" pour une vitesse de soudeuse particulière, est appelée la

“Fréquence Critique”: Dans le mode de transition on peut définir cette fréquence critique en centre on utilisant l'équation suivante :

$$\zeta = d / 2 \quad \text{donc} \quad \sqrt{\frac{pK(y_0 / V_0)}{4C_p g}} = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{1}{pfms}} \quad (\text{II.19})$$

La longueur (y_0) du « V » est environ égale au diamètre du tube (D)

$$\text{d'où :} \quad f_c = \frac{C_p g}{p^2 Kms} \left(\frac{V_0}{D} \right) = \frac{V_0}{p^2 .ms.D} \quad (\text{II.20})$$

§ en mode thermique : $f_{exé} \gg f_{critique}$

§ en mode transitoire : $f_{exé} = f_{critique}$

§ en mode de puissance électrique: $f_{exé} \ll f_{critique}$

Si on procède au-dessus de cette fréquence critique, le processus est assuré dans le mode thermique, et l'inverse pour le mode de puissance électrique, et pour la fréquence critique c'est le mode de transition. La figure (II.25) illustre les fréquences critiques qui sont en fonction des vitesses et la figure (II.26) donne les vitesses en fonction des diamètres extérieurs des tubes, tout en présentant les intervalles des fréquences critiques.

$$V_{critique} = p^2 .ms.e.f.y_0 = p^2 .ms.e.f.D \quad (\text{II.21})$$

En mode thermique, le processus est exécuté au-dessous de la vitesse critique ($V_{exé} \ll V_{critique}$),

En mode de puissance électrique, le processus est exécuté au-dessus de la vitesse critique ($V_{exé} \gg V_{critique}$),

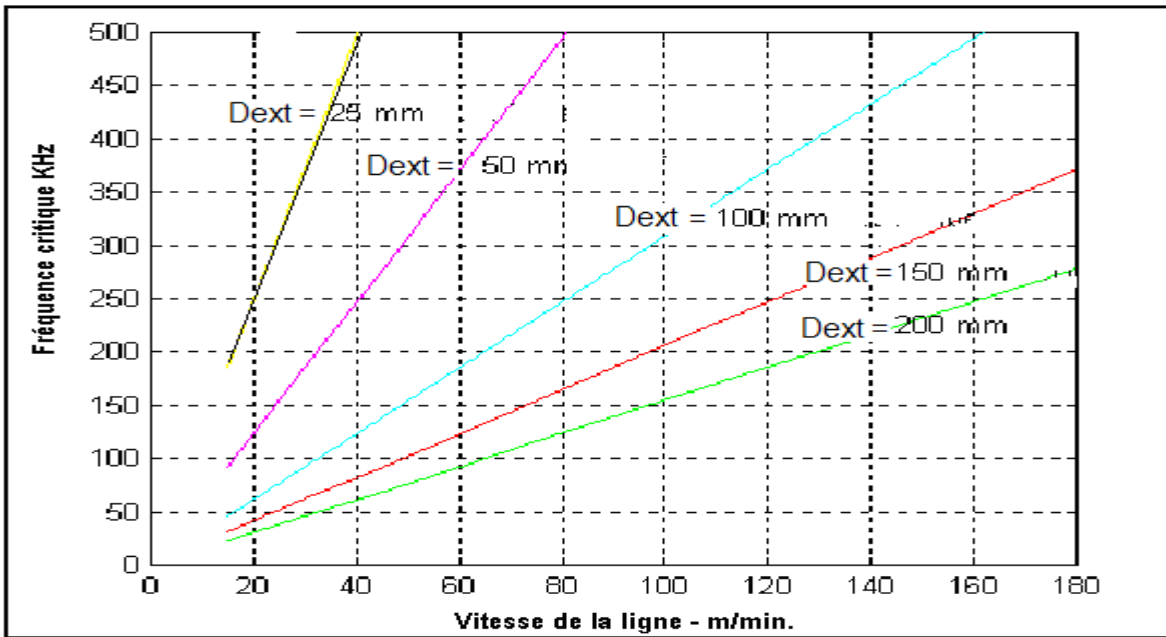


Figure II.25 : Fréquences critiques en fonction des vitesses de soudage pour différents tubes

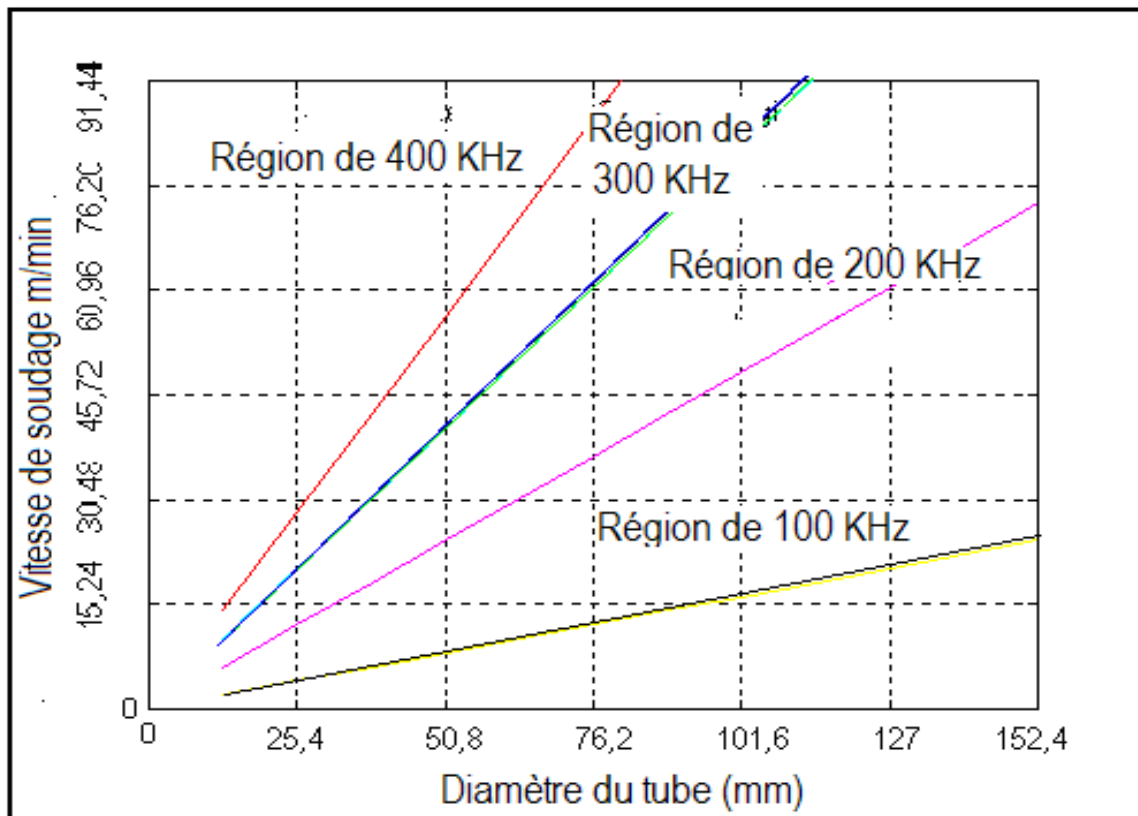


Figure II.26 : Vitesses de soudage en fonction des diamètres du tube

De l'analyse précitée, nous pouvons examiner les distributions de la température le long du bord du « V » dans une direction normale au bord (circonférentiel). Nous pouvons examiner aussi la puissance délivrée au « V » au même point en fonction de la fréquence. Ces résultats nous permettent de déterminer les profils de la résistance au refoulement en fonction de température et de fréquence de soudage. C'est la distribution de cette résistance qui détermine la capacité du métal adjacent à presser avec efficacité la couche chauffée et de permettre la matière fondue de se dégagée à 400 kHz. A 200 kHz, la température à un point de 80 % en bas du point de fermeture de «V», la chauffe au-delà du point 80 % représente l'énergie supplémentaire gaspillée, elle augmente la température de métal supplémentaire dans une gamme de la phase double qui contient ferrite et austénite. Le phénomène de grossissement de grain augmente le volume d'acier dans cette gamme de la température qui traverse les rouleaux (galets de serrage) ce qui augmente la probabilité de défauts causée par "ferrite transformé".

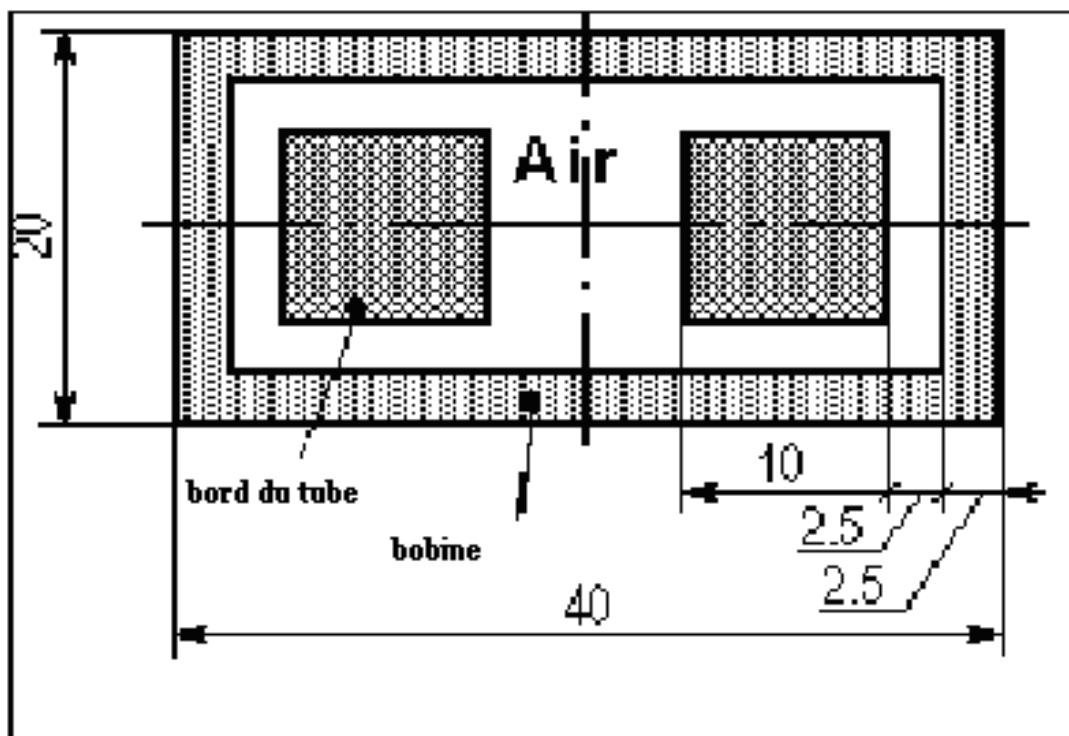


Figure II.27: Tube aux bords parallèles à l'intérieur d'une bobine rectangulaire [27]

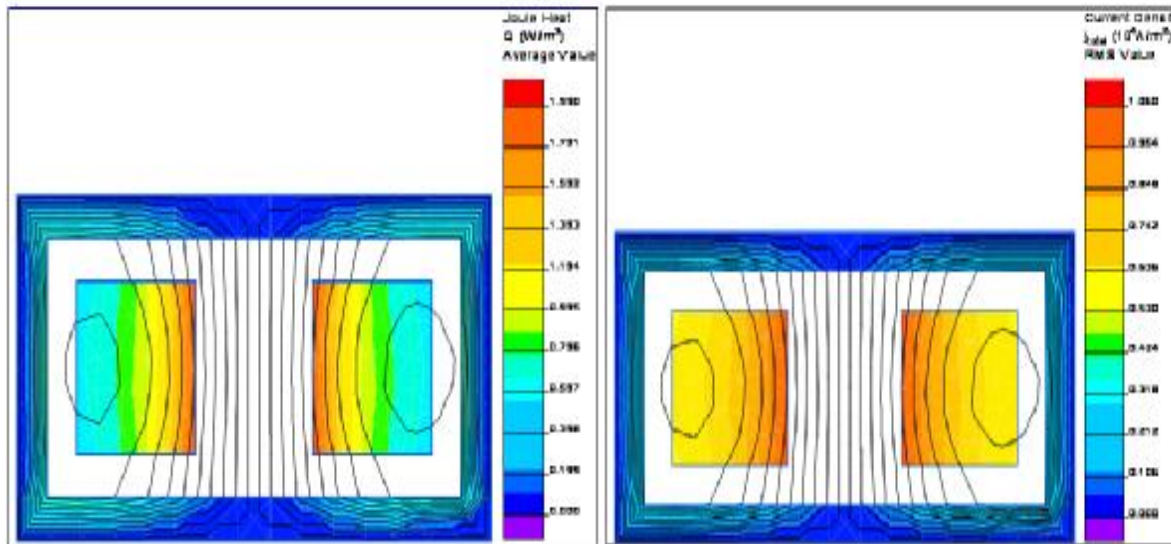


Figure II.28: Effet Joule et des densités des courants

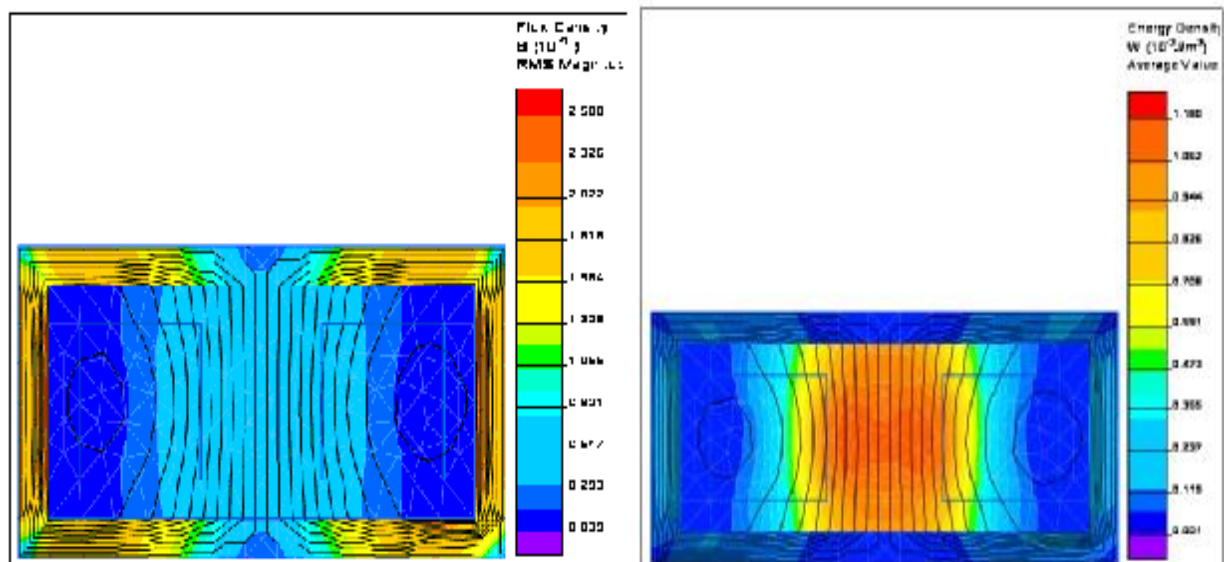


Figure II.29: Induction (densité du flux magnétique) et densité d'énergie (puissance)

II.3.2 – Distribution de la température dans la zone de soudage « Zone en V »

Au niveau des bords assemblés du tube, le cordon de soudure se présente comme un sablier, y compris la zone affectée par la chaleur (ZAC), et les coins sont chauffés plus que le centre. Cela a pour conséquence : Un centre froid peut limiter la vitesse maximum de soudure, même si la ligne a une capacité additionnelle de puissance (figure II.30 et 31).

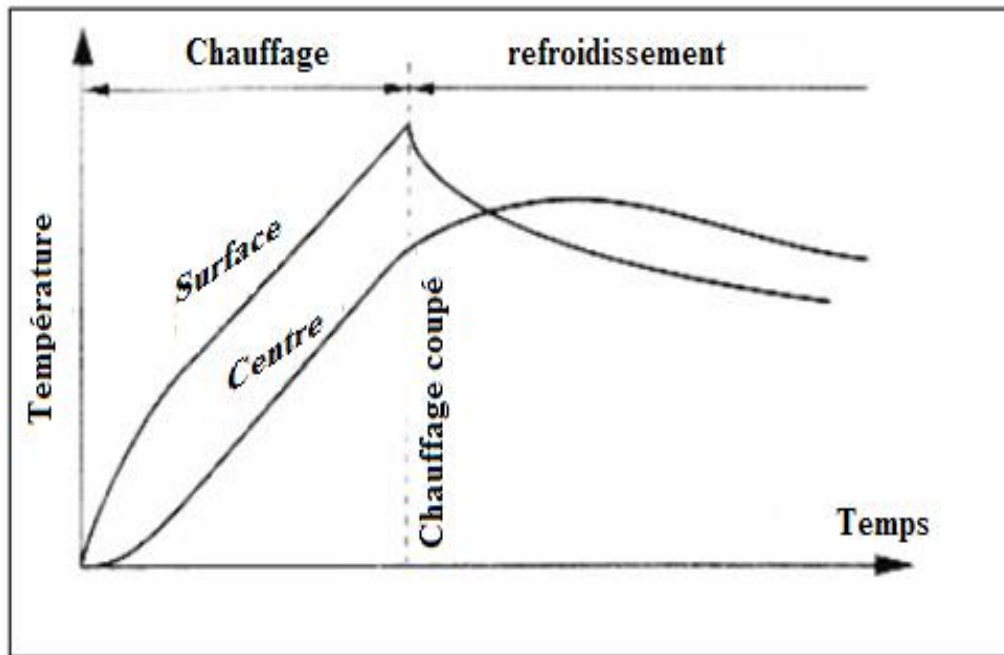


Figure II.30 : Evolution de la température à la surface et au cœur, pendant 1.2 le chauffage et après arrêt de l'induction (centre encore froid) [28]

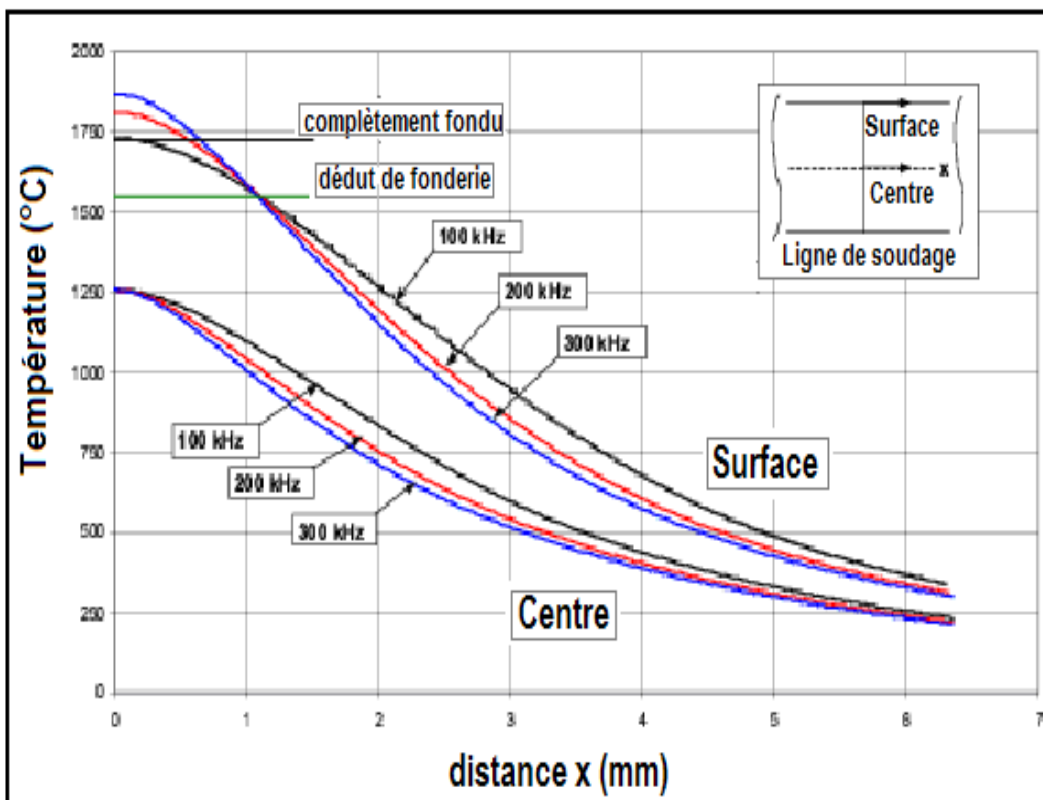


Figure II.31 : Température en fonction de la distance de paroi du V (direction x)

- L'apport de puissance supplémentaire pour compenser le chauffage au centre froid, ce qui conduit au surchauffe des bords de la bande. La qualité de soudage chute, et le métal fondu au

niveau des bords peut détériorer l'impédeur en réduisant son rendement et sa durée de vie. Pour mieux comprendre ce problème de distribution de la température à travers les bords de la soudure, on a choisi une étude menée par les chercheurs *John Inge Asperheim, et Bjornson Grande*[28]. Ces auteurs ont considérés quatre paramètres essentiels qui sont :

- la variation de l'angle en V,
- la distance du point de soudure à la bobine d'induction,
- la variation de la vitesse de soudage,
- la variation de la fréquence et le phénomène de refoulement.

Si le différentiel de la température dans la zone de soudure est excessif et l'opérateur essaye de compenser avec plus de puissance, les coins des bords peuvent être sensiblement surchauffés et la qualité de soudure peut être détériorée. Ces bords surchauffés peuvent causer le matériel fondu à la baisse sur l'impédeur, réduisant sa qualité d'exécution et sa durée de vie, cette situation peut être considérée comme un inconvinient, quant il s'agit des grandes épaisseurs, et pour les petits diamètres des tubes.

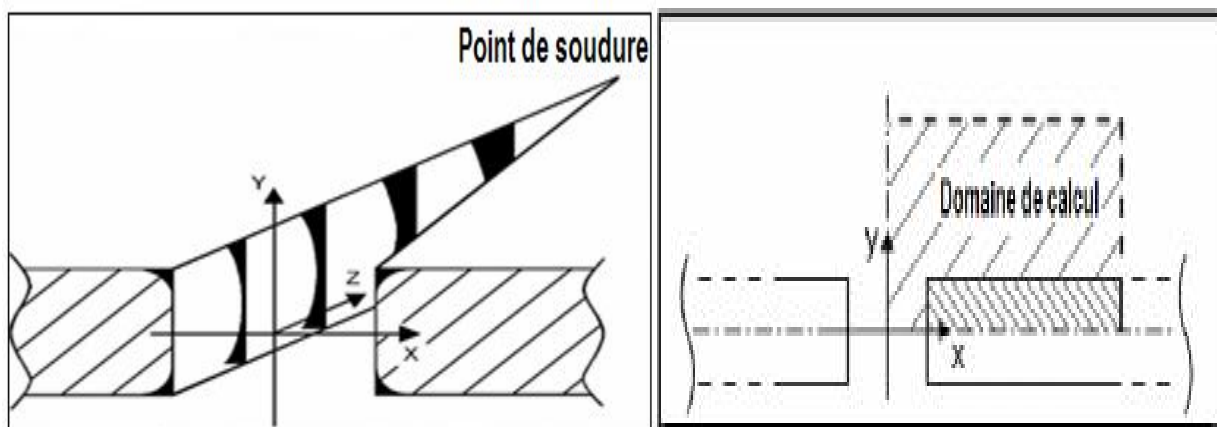


Figure II.32 : La géométrie de la zone en«V» et domaine de calcul réduit à 1/4 de la section [29]

En premier lieu les chercheurs ont examinés le développement de la distribution de la température dans l'axe du plan (x-y) entre l'enroulement et le point de soudure (figure II.32), et la distribution finale au niveau du sommet de «V». La première approche concentre sur la dernière étape et présente les lignes isothermes pour la soudure finale (avant que le refroidissement a lieu), les simplifications sont conséquentes sur les distributions symétriques des courants aux deux côtés de la ligne centrale du mur de tube (axe des x) et de la ligne centrale

verticale dans le « V » (axe des y). Par conséquent, le domaine de calcul peut être réduit à un quart de la section transversale en « V » (figure II.32).

L'installation mécanique d'une ligne de soudure de tube déterminera si le mouvement des bords de bande l'un vers l'autre est linéaire ou pas. Dans ce travail on utilise l'installation où le mouvement est linéaire, en prenant également en considérant le phénomène de refoulement. Pour des raisons numériques le mouvement est arrêté quand la distance entre le mur de tube et l'axe de symétrie a lieu à 1/25 de l'épaisseur de la paroi.

Une approximation est employée, pour faciliter la détermination à quelle distance la fusion a procédé, les températures au-dessus de la température de fusion ont peu de signification pratique puisque le métal dans ce cas-ci se laissera tomber sur l'impédeur, ou soient jetées loin par les forces courantes. Pour comparer les distributions de la température, nous devons avoir un point de référence. Dans ce cas-ci, nous employons la température de 1250° C dans le point central ($x = y = 0$), le courant est accordé afin d'obtenir la température exigée de référence. L'épaisseur considérée est de 12,7 mm dans toutes les simulations. Les simulations sont effectuées pour trois angles en vé, deux vitesses de soudeuse et trois fréquences.

Tableau II.3 - Les paramètres considérés en calcul

Vitesse (m/min)	100 KHz		200 KHz			300 KHz	
	3°	6°	3°	4,5°	6°	3°	6°
14,6	X	X	X	X	X	X	X
29,2	X		X		X	X	

Les résultats sont présentés en majorité en lignes isothermes au point de soudure. Dans tout le papier d'enregistrement. La température ne s'élèvera pas au-dessus de la température de fusion jusqu'à ce que la fonte soit accomplie.

Tableau II.4 - Températures aux neuf lignes isothermes.

LIGNES	1	2	3	4	5	6	7	8	9
T (°C)	325	500	675	850	1025	1200	1375	1550	1725
°F	617	932	1247	1562	1877	2192	2507	2822	3137

Tableau II.5 : Les différents paramètres calculés Tableau

Angle	Vitesse de soudage	Largeur de la ZAT à 90%	Puissance en V	Tension en V
° (degré)	m/min	mm	%	%
100 kHz				
3	14.6	0.85	108	66
6	14.6	0.83	120	98
3	29.2	0.71	170	82
200 kHz				
3	14.6	0.70	100	100
3 SB	14.6	0.69	105	115
4.5	14.6	0.68	107	128
6	14.6	0.67	112	153
3	29.2	0.59	157	121
6	29.2	0.56	179	192
300 kHz				
3	14.6	0.63	96	182
6	14.6	0.59	109	201
3	29.2	0.52	152	160

Dans chaque figure nous avons indiqué les tailles des isothermes dans le pourcentage des sections transversales pour un angle de 3° et une fréquence de 200 kilohertz, d'installation de référence et la vitesse de soudage de 14,6 m/min. La figure (II.33) montre les isothermes de la moitié supérieure de la section transversale du bord de tube pour différentes installations de 200 kilohertz, l'augmentation de l'angle en vé de 3° à 6° augmente la section transversale et la quantité de matière fondue (au-dessous de 1725 °C) environ trois fois à la vitesse réduite et deux fois à grande vitesse. La quantité de matériel partiellement fondu (au-dessus de 1550°C) augmente approximativement jusqu'à 50 % pour les deux vitesses de soudage. La distribution de la température le long de la ligne centrale de l'épaisseur de tube (axe des abscisses) est principalement affectée par la vitesse et, par conséquent, le temps de chauffage. L'augmentation d'angle et de vitesse a comme conséquence, plus de chauffage des coins des bords de tube. Le résultat est une zone de chauffage formée par un hourglass plus prononcé. Cet effet est plus évident dans la figure (II.33d), avec la combinaison de vitesse et angle élevés.

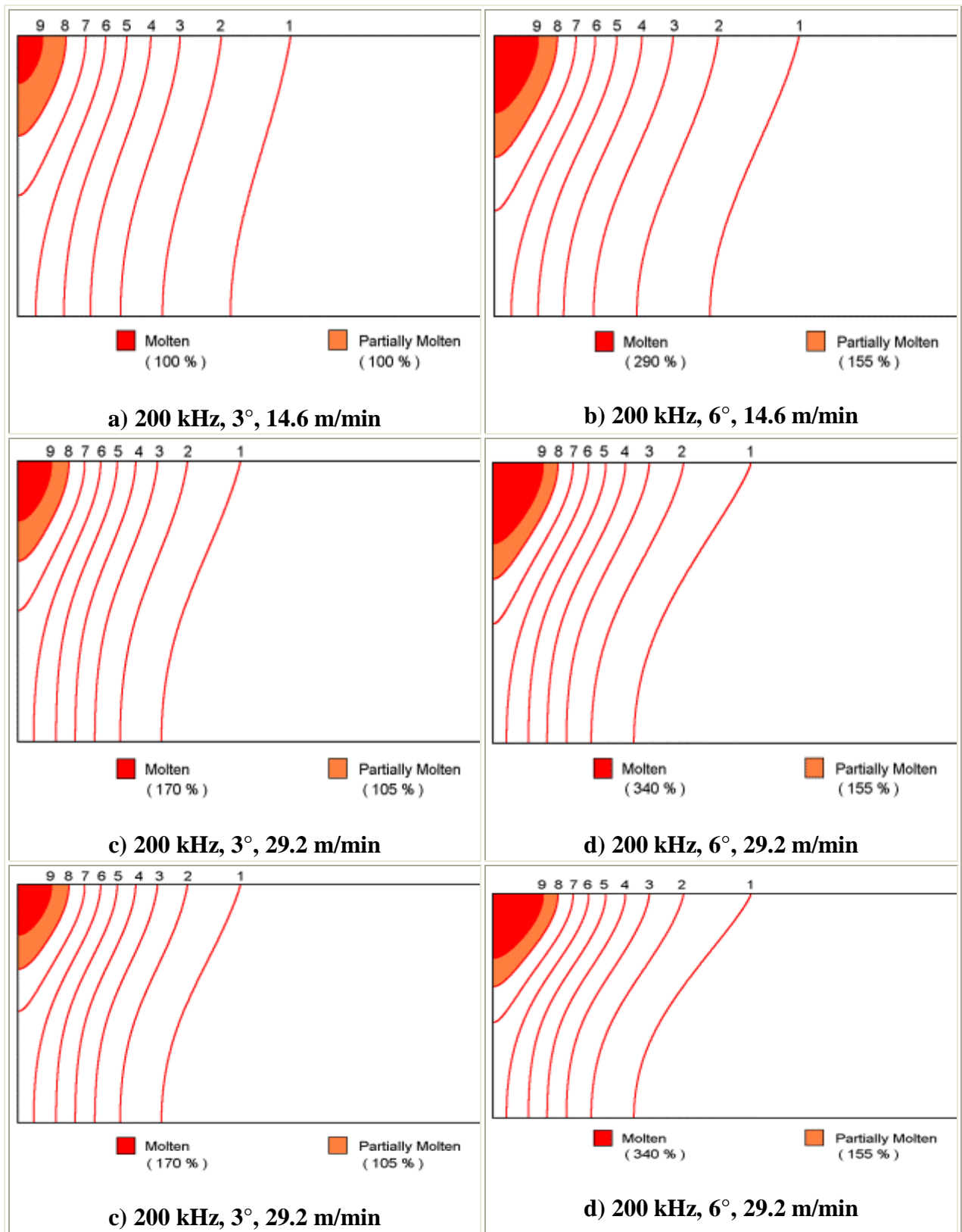


Figure II.33 : Lignes isothermes au point de soudage à 200 KHz pour deux vitesses et deux angles

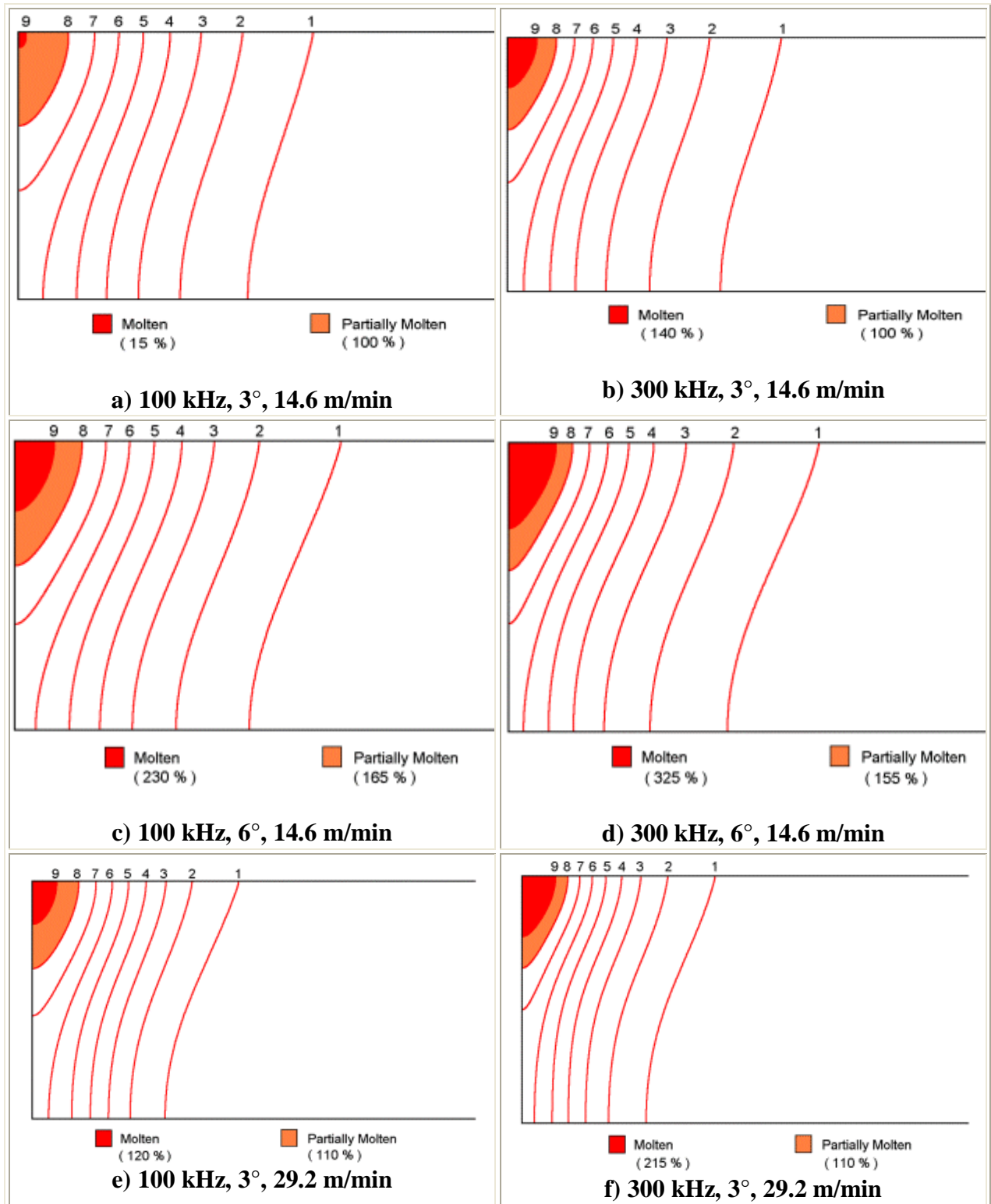


Figure II.34 : *Distribution des températures, comparaison entre 100 et 300 KHz*

La figure (II.34) montre la distribution des températures pour 100 et 300 KHz, il n'y a pas de différence pour la matière partiellement fondue dans la section transversale, mais par concentration, nous voyons qu'il y a un changement considérable dans la quantité de matière fondue, avec une augmentation d'approximativement de 1,5 à 2 fois pour respectivement 100 et

300 kHz. Quand on compare les figures (II.34b) et (II.34c), on remarque que deux fois l'angle du «V» a un plus grand impact sur les échantillons fondus partiellement fondus que l'effet de l'augmentation des fréquences trois fois sa valeur. Les résultats montrent que les situations 3°, 29.2 m/min donnent moins de différentiel de température dans la zone de soudage que celle obtenues pour 6° et 14.6 m/min.

L'effet d'angle en «V» agit sur la distribution de la température avec plus de détail à 200 kHz, la position du bord du tube est en fonction de temps, Les bords en « V » reculent en arrière et cela est dû au refoulement, le cas est basé sur les dimensions sur un soudeuse qui court des dimensions du tube semblables. Au commencement du calcul, la distance entre bord de la bande et l'axe de la symétrie est égale à celui d'un «V» linéaire avec l'angle de 3°. Comme attendu, l'augmentation de la quantité de matière fondue et partiellement fondue s'élève avec l'angle, les figures (II.35 et II.36) montrent qu'il y a presque un rapport linéaire entre la fusion et l'angle, et le refoulement qui à pour effet d'augmenter l'angle en «V», et dans ce cas il est égale à un angle de 4° pour un «V» linéaire. Dans le même axe de recherche et pour les mêmes données du problème, les deux chercheurs John Inge Asperheim, Bjornson Grandes, présentent la distribution de la température dans la section totale et pas pour le 1/4 comme auparavant [30].

Les résultats sont enregistrés dans tableaux (II.5), (II.6), (II.7), (II.8), (II.9) et (II.10).

Tableau II.6 : données de références de l'expérience [31]

Température aux bords (°C)	Température au centre (°C)	Angle de référence (°)	Fréquence de référence (KHZ)	Vitesse de référence (m/min)
1550<T<1725	T = 1250	3	200	14.6

Tableau II.7 : Variation de l'angle [31]

Température aux bords (°C)	Température au centre (°C)	Angle (°)	Fréquence de référence (KHZ)	Vitesse de référence (m/min)
1550<T<1725	T = 1250	6	200	14.6

Tableau II.8 : Variation de la vitesse [31]

Température aux bords (°C)	Température au centre (°C)	Angle de référence (°)	Fréquence de référence (KHZ)	Vitesse de soudage (m/min)
1550<T<1725	T = 1250	3	200	29.2

Tableau II.9 : Variation de l'angle et de la vitesse [31]

Température aux bords (°C)	Température au centre (°C)	Angle (°)	Fréquence de référence (KHZ)	Vitesse de soudage (m/min)
1550<T<1725	T = 1250	6	200	29.2

Tableau II.10 : Variation de la fréquence (1) [31]

Température aux bords (°C)	Température au centre (°C)	Angle de référence (°)	Fréquence de soudage (KHZ)	Vitesse de référence(m/min)
1550<T<1725	T = 1250	3	100	14.6

Tableau II.11 : Variation de la fréquence (2) [31]

Température aux bords (°C)	Température au centre (°C)	Angle de référence (°)	Fréquence de soudage (KHZ)	Vitesse de référence(m/min)
1550<T<1725	T = 1250	3	300	14.6

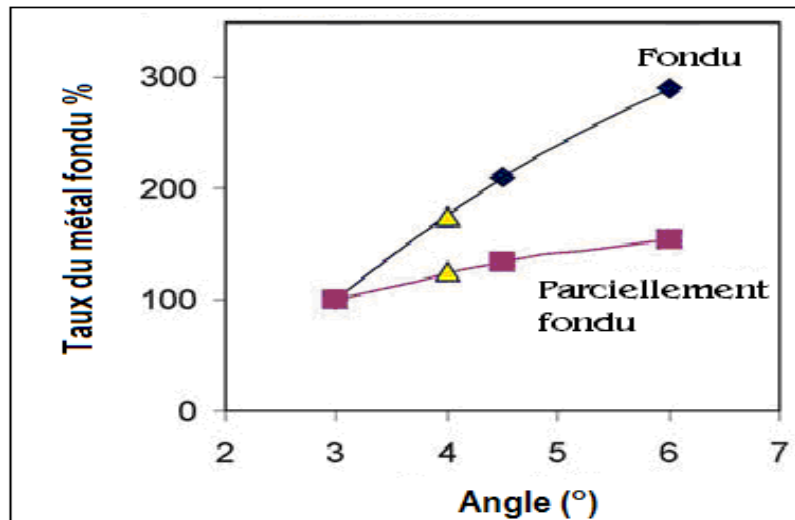


Figure II.35: Fréquence et matériau fondu [31]

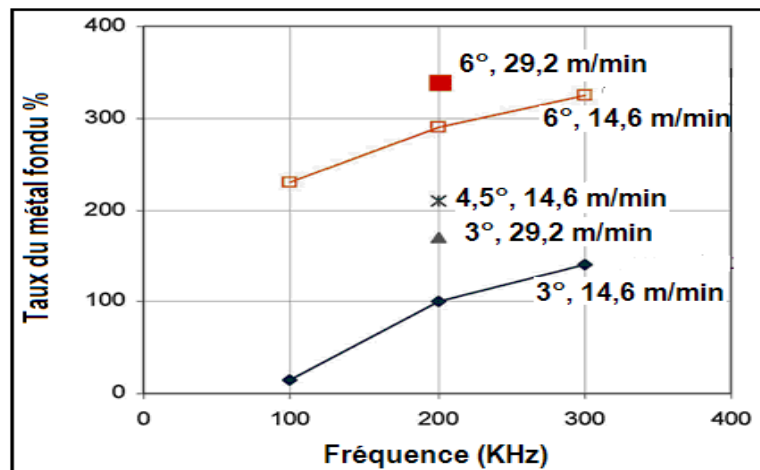


Figure II.36: Fréquence et matériau fondu [31]

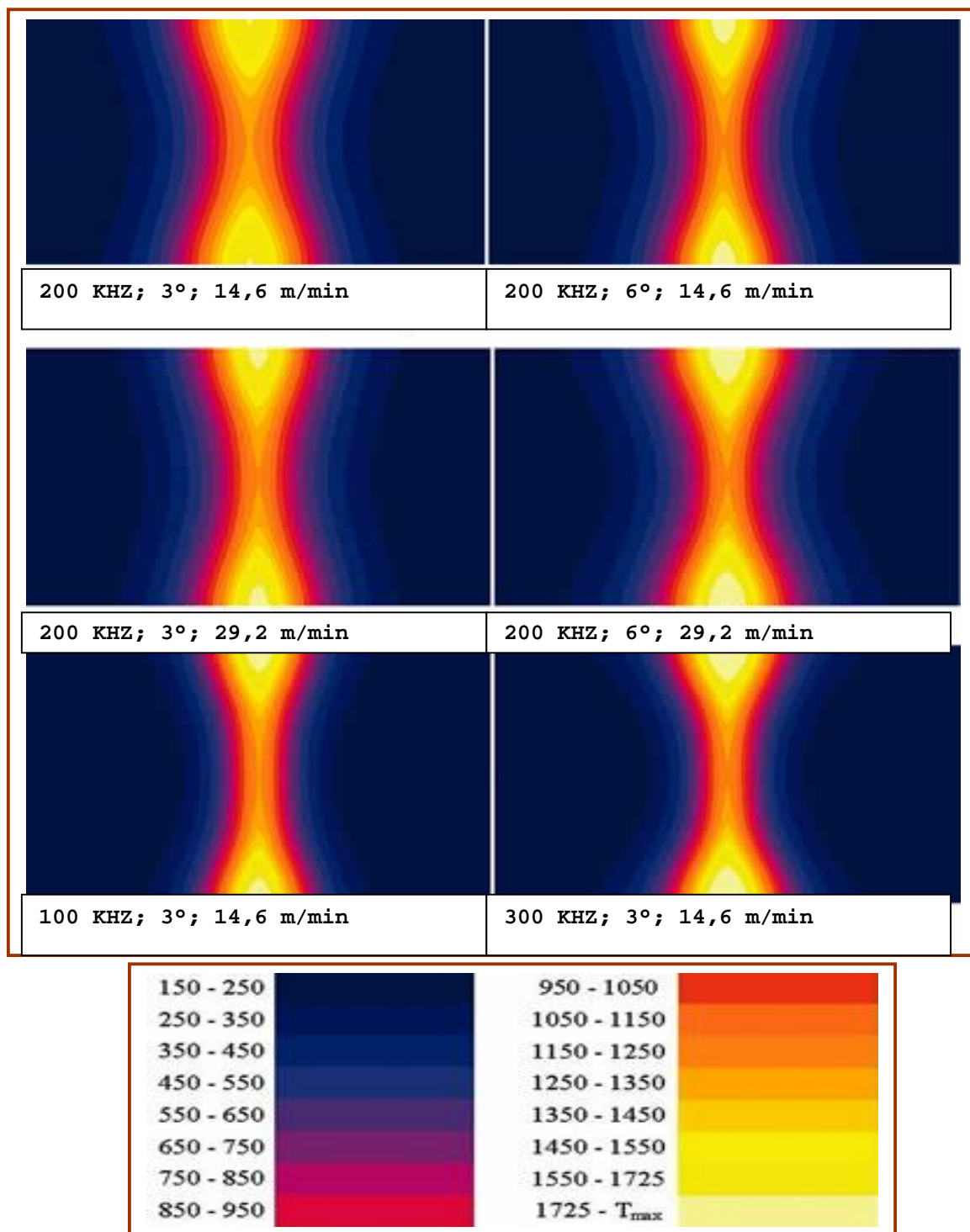


Figure II.37 : *Distribution des températures au point de soudure avec la variation des paramètres (angles du V, vitesse du soudage et fréquences)*

Les résultats obtenus montrent que la distribution de la température le long de la ligne centrale des bords du tube (axe des abscisses) est principalement affectée par la vitesse et, par conséquent, le temps de chauffage. La multiplication de la vitesse de la ligne a comme

conséquence, plus de chauffage des coins des bords du tube (figure II.36 et II.37). Le résultat est une zone de chauffage formée par un *hourglass* (sablier) de plus en plus prononcé, avec la combinaison de la vitesse élevée et l'angle important.

Pour le cas (3° ; 29,2 m/min), nous constatons que le différentiel de température est moins important dans la zone de soudure que dans celui de (6° et 14.6m/min). Ceci est confirmé par les figures(II.36) et (II.37). Par contre, pour les mêmes installations et pour des vitesses de soudeuses, et une plus basse fréquence ceci exige une plus grande section transversale d'impédeur. Une réduction de 1.5° de l'angle en «V» exige une augmentation de 100 kHz de la fréquence. Les basses fréquences exigent une plus grande section transversale d'impédeur, mais pour des grandes productions de tube aux diamètres importants, ce n'est pas le facteur limitateur. Il est donc possible de tirer profit de la zone affecté par la chaleur favorable pour 100 kHz où il y a moins de différentiel de la température dans la zone de soudure. Pour les petits diamètres des tubes, l'espace d'impédeur est limité. En plus de la position, de la taille et du refroidissement de la linéarisation d'impédeur, il pourrait être nécessaire de réduire le secteur en « V » de soudure à des fréquences basses, afin de réaliser la production à rendement élevé (figure II.38).

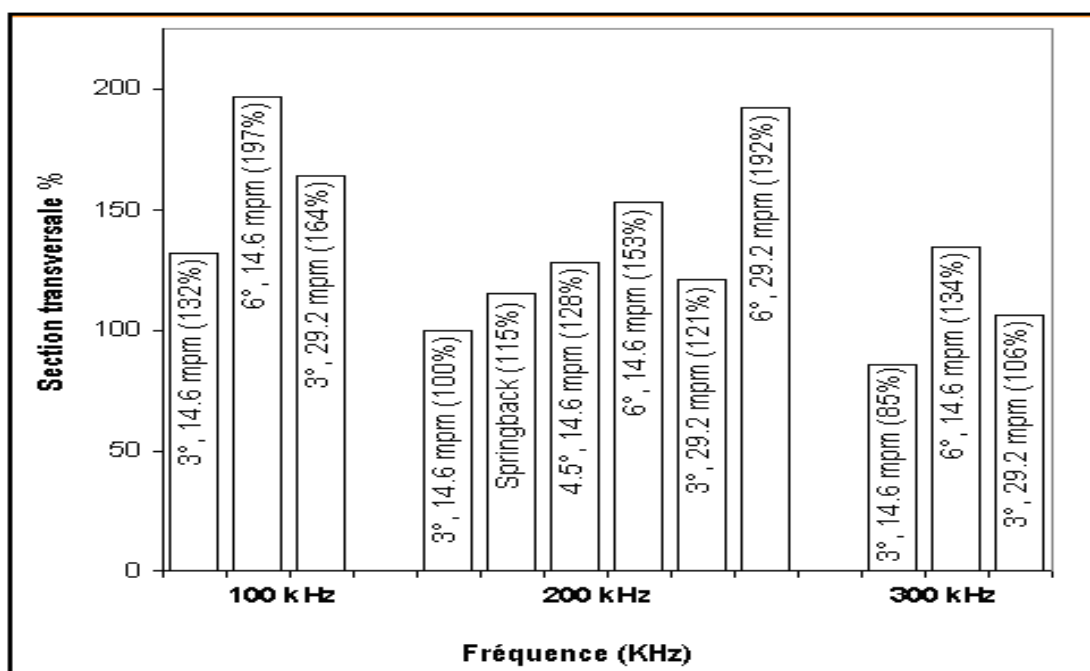


Figure II.38: Section transversale de l'impédeur en fonction de la fréquence [31]

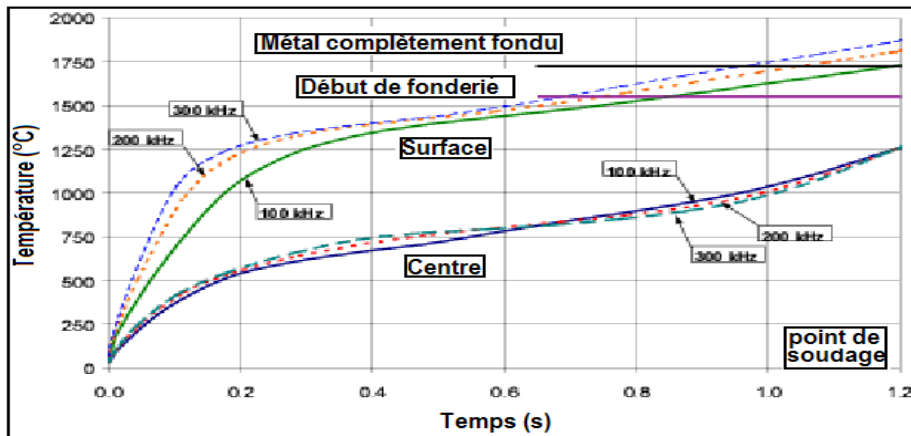


Figure II.39 : Evolution de la température au centre et à la surface en fonction du temps [31]

De la figure (II.39), on peut remarquer que dans la région près de la paroi du "V", la température de fusion des coins est atteinte pour les trois fréquences. Ce qui implique une augmentation de la température du coin et des dimensions de la zone fondue en fonction de la fréquence [31].

II.4 – Conclusion

L'optimisation des paramètres de soudage des tubes en acier par induction à haute fréquence, a pour objectif, de faire un réglage et une combinaison entre la fréquence du soudage, l'angle "V" entre les bords du tube et la vitesse du soudage, dans le but d'atteindre le chauffage nécessaire pour l'opération du soudage (forgeage des bords chauds par serrage des galets). On peut conclure que la variation des angles et des fréquences pour deux différentes vitesses (tableau II.11) on a réussi à optimiser les paramètres de soudage :

- l'angle en "V" réduit
- la température de fusion du métal (100 %) dans la zone de soudage,
- la fréquence et la vitesse de soudage.

Ces trois paramètres s'ils fonctionnent ensemble, nous estimons que la soudure peut être améliorés en évitant la surchauffe des bords du tube.

Tableau II.12: paramètres optimisés

Angle V (°)	Vitesse v (m/min)	Fréquences F(KHz)	Chauffage des bords fondus (ZF) (%)
3	14,6	200	100
3	29,2	300	106

CHAPITRE III

Phénomènes thermiques et métallurgiques du soudage

1.3 III.1- Notions sur les phénomènes thermiques et métallurgiques de soudage

La métallurgie nous apprend que les caractéristiques d'un acier sont fonction de sa structure (nature, dimension, morphologie et répartitions des constituants) et de sa composition chimique, la structure étant elle-même liée à la composition chimique et traitement thermique que subit l'acier. Les principaux phénomènes qu'il est possible de rencontrer dans des alliages ferreux sujet à une variation importante de température, qui de plus présente des transformations structurales à l'état solides. La figure (III.1) schématise les principales interactions thermiques, métallurgiques et mécaniques. La plupart des procédés de soudage entraînent le réchauffement puis le refroidissement du métal. Ces variations de température ont un impact sur la structure de la zone soudée du métal. Cette structure peut déterminer la dureté, la résistance, la résilience et la ductilité du métal. La zone la plus touchée lors du soudage est appelée zone thermiquement affectée (ZAT).

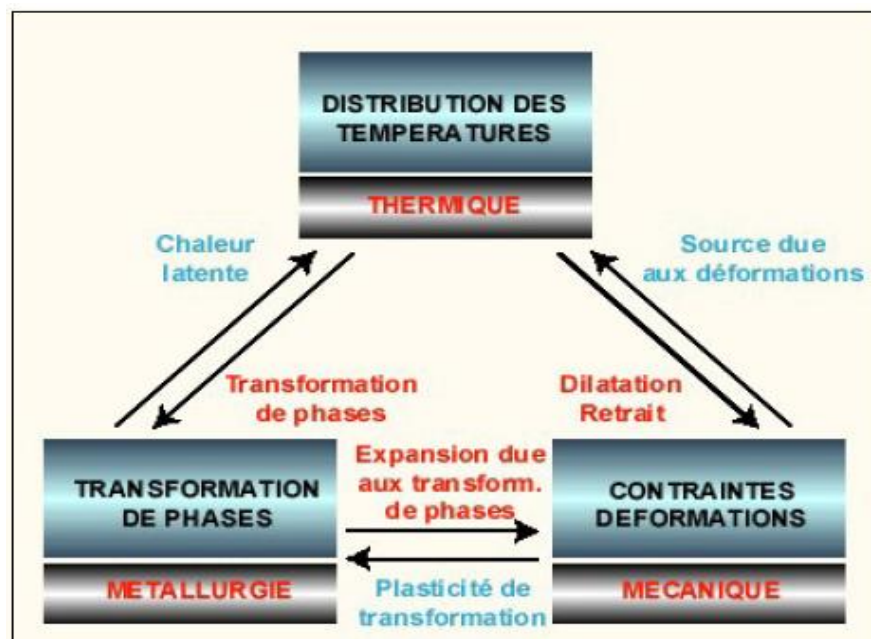


Figure III.1 : Schéma des principales interactions thermiques, métallurgiques et mécaniques [32].

Si l'on se réfère à l'aspect métallurgique, on peut alors dire que les aciers de construction métallique sont des aciers de qualité (quelques-uns sont des aciers spéciaux) généralement non alliés (parfois faiblement alliés) livrés prêts à l'emploi c'est-à-dire qu'ils possèdent déjà les caractéristiques mécaniques établies et qu'il n'est donc pas nécessaire de leur faire subir un traitement thermique (visant à réduire les contraintes résiduelles) après soudage et, parfois d'un traitement de restauration ou d'une normalisation. Ces aciers dont la teneur en carbone est comprise entre 0,05 et 0,6 % n'occupent, en définitive, qu'une bande relativement étroite dans la plage des teneurs en carbone des aciers qui s'étend de 0 à 2,14 %.

III.2 – Aspect thermique liés au soudage

En règle générale, les opérations de soudage modifient profondément les structures métallurgiques et les propriétés locales des pièces assemblées. Dans certains cas extrêmes, elles peuvent être à l'origine de défauts tels que fissures, porosités ou d'une fragilisation locale. Il importe donc de bien connaître l'influence de différents facteurs tels que les cycles thermiques de soudage et la composition chimique des pièces à assembler. En dépit de leur grande diversité, les procédés de soudage ont pour caractéristiques communes la localisation de l'apport de la chaleur. Une opération de soudage peut être donc décrite comme un passage bref à très haute température d'une petite quantité de matière suivi par un refroidissement, essentiellement par conduction dans les parties adjacentes. Le cycle thermique en tout point voisin de la zone soudée traduit ainsi l'évacuation de la chaleur correspondant au soudage, et dépend donc de variables liées au procédé (quantité de chaleur effective mise en jeu), au matériau (conductivité thermique) et à la géométrie de l'assemblage. En effet, la ténacité augmente tout d'abord avec l'épaisseur des éprouvettes et diminue ensuite, dès qu'une valeur critique d'épaisseur est atteinte [33]. La description quantitative des cycles thermiques de soudage a fait l'objet de nombreux travaux [34], [35]. Les équations de Rosenthal [36] leur ont généralement servi de base. Le métal de base n'ayant pas subi de transformation de phase au chauffage, c'est-à-dire ayant été chauffé à une température inférieure au point de transformation A1. A l'équilibre, il s'agit donc d'une structure composée de ferrite α (solution solide d'insertion de carbone dans le fer, de structure cubique centrée) et de carbure de fer (ou cémentite) ou plus précisément de perlite, agrégat de ferrite et de cémentite.

Une zone subcritique, où l'on ne constate pas encore de changement de phase. Cependant, lorsque la température atteinte est suffisamment importante (par exemple $T > 600^\circ\text{C}$), certains phénomènes tels que le revenu, la globulisation (figure III.4 et III.5), des lamelles de cémentite,

recristallisation dans le cas du soudage pour produit écroui, le vieillissement, peuvent éventuellement intervenir. Le cycle thermique dans les assemblages soudés joue un rôle prépondérant dans les performances atteintes par cet assemblage. En effet il conditionne l'élaboration de la zone fondue, les modifications de structures dans la zone thermiquement affectée (la zone affectée par la chaleur (ZAC ou ZAT) comprise entre l'isotherme limitant le métal fondu et l'isotherme correspondant à la disparition de tout effet du chauffage sur la structure métallurgique du métal de base, (figures III.2 et III.3).

- 1- Région où le métal de base n'a pas atteint une température de 600°C environ.
- 2- Entre 600°C et Ac_1 , quelques modifications apparaissent.
- 3- Entre Ac_1 et Ac_3 , l'austénitisation partielle du métal donne une structure à grain très fin.
- 4- Entre Ac_3 et 1200°C environ : structures de normalisation et structure plus grossières.

Au-delà de 1200°C, au contact de la zone fondue (zone de liaison), une structure à gros grains. Les effets des éléments d'alliage sont aussi traduits par des formules liant les points de transformation Ac_1 et Ac_3 à la composition chimique. À titre d'exemple nous reproduisons ci-après les équations dues à Andrews [37] :

$$Ac_1 (^{\circ}C) = 723 - 10,7 Mn - 16,9 Ni + 29,1 Si + 16,9 Cr + 6,38 W + 290 As$$
$$Ac_3 (^{\circ}C) = 910 - 203 C^{0,5} - 15,2 Ni + 44,7 Si + 104 V + 31,5 Mo + 13,1 W$$

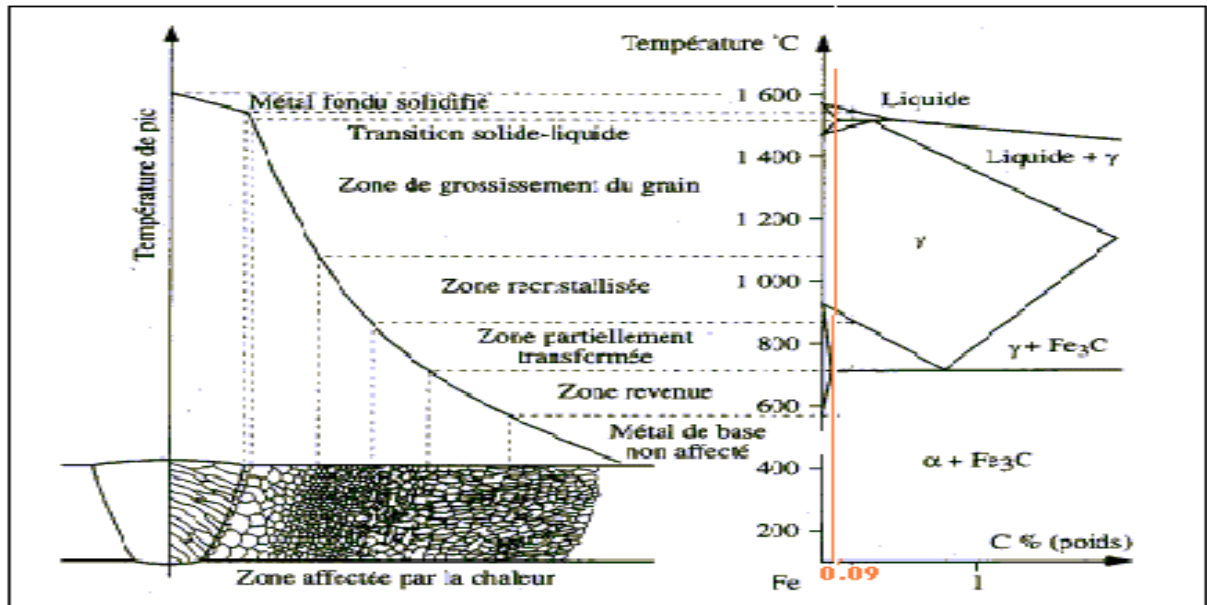


Figure III.2 : Zone d'acier considéré à 0,09 %C et cycle thermique lors du soudage

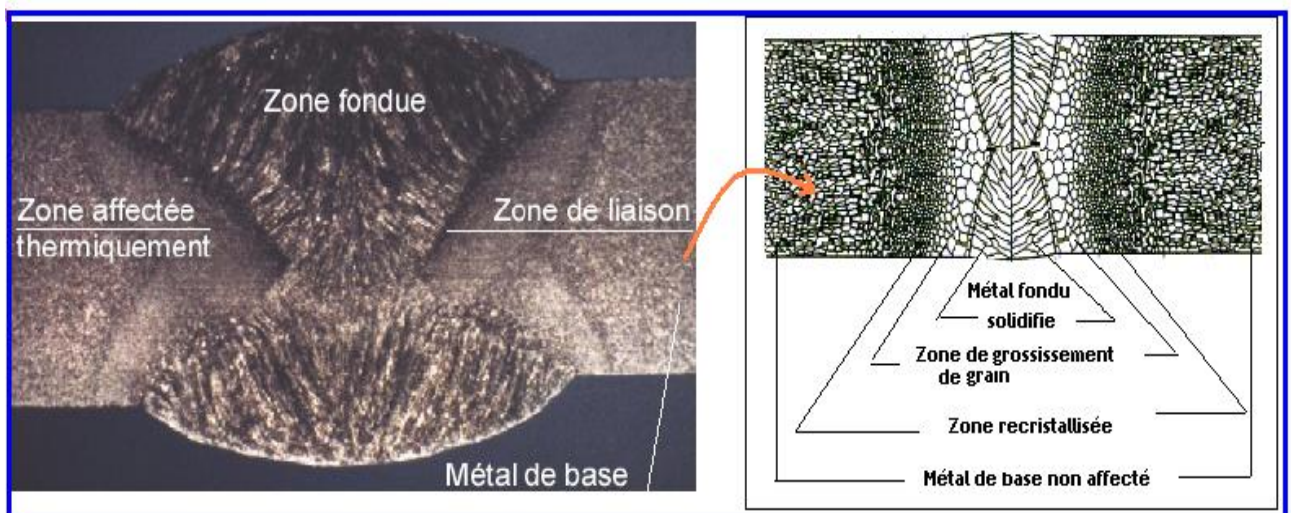


Figure III.3: les zones de grossissement, recristallisée, affecté et non affecté

III.3- Distribution des température des zones atteintes et largeur de la Z.A.T

La zone fondue est la partie du joint dans laquelle le métal devient en fusion pendant le soudage. Puisque la température du métal fondu est très élevée, la chaleur de la zone fondue se répand dans la région avoisinante et fait augmenter la température de celle-ci. On appelle zone affectée thermiquement (ZAT) la région voisine de la zone fondue qui atteint une température très élevée mais ne fond pas. Selon la structure des grains du métal de base, on peut diviser en différentes régions la zone du métal affectée par la chaleur (ZAC ou ZAT) du soudage. La zone de fusion

est la partie du joint de soudure dans laquelle le métal est venu en fusion et s'est solidifié après le soudage. La zone de surchauffe est la zone adjacente à la zone de fusion. Dans cette région, les grains de la structure subissent un grossissement exagéré sous l'effet de la température élevée (au-dessus d'environ 1100 °C). Dans la zone de transformation, l'acier peut se durcir sous l'effet d'un refroidissement rapide. Par exemple, l'acier dans cette zone peut se transformer en acier austénitique, qui est très cassant. Près du joint de soudure, les grains sont gros; ce sont les grains caractéristiques de l'austénite.

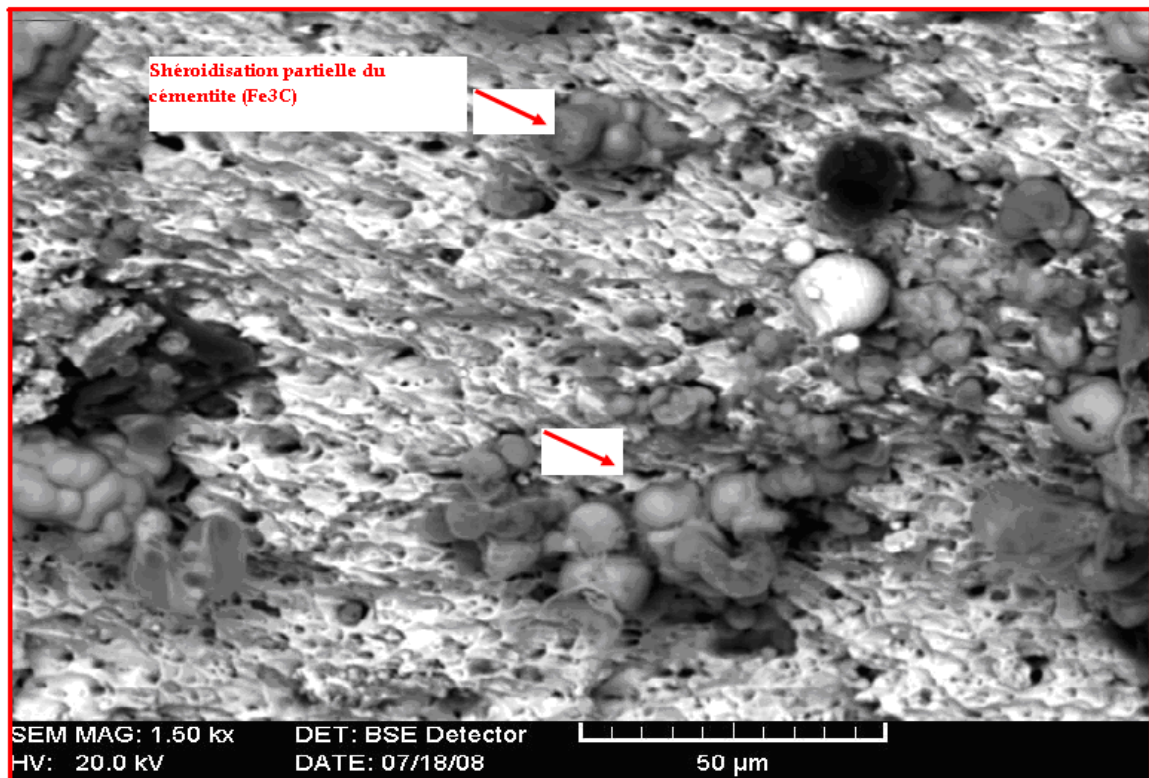


Figure III.4: Sphéroïdisation partielle du cémentite et structure ductile (réalisé au sein du laboratoire de E.N.S.A.M, Cluny, France)

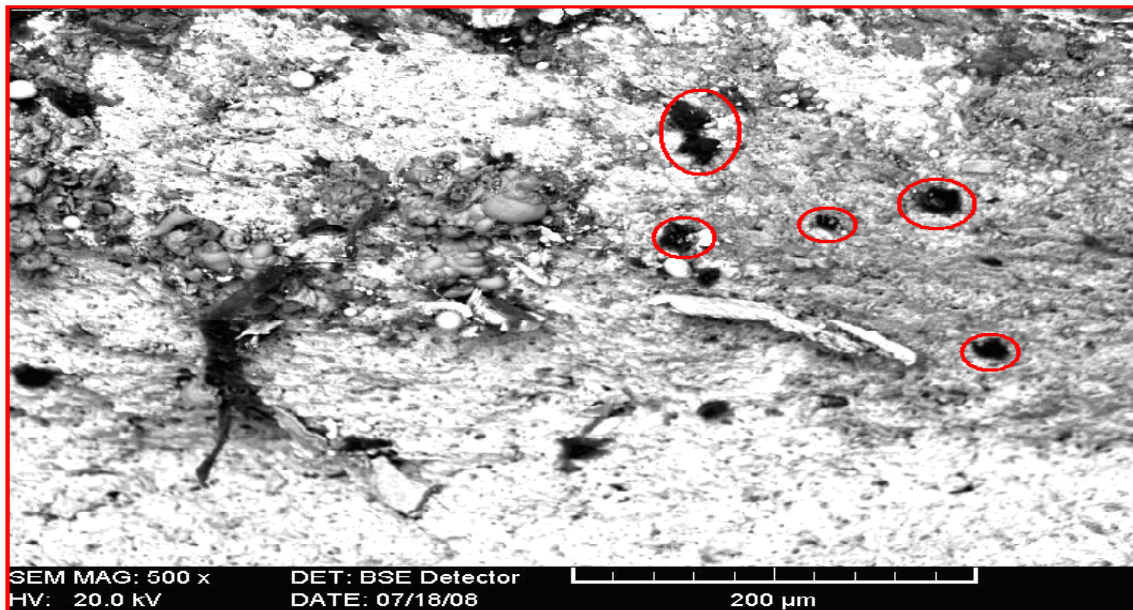


Figure III.5: Plage claire du ferrite et dissolution du perlite en ZAT (en noir) (réalisé au sein du laboratoire de e.n.s.a.m, Cluny, France)

À mesure que la température diminue (en s'éloignant du joint de soudure), les grains rapetissent et se retrouvent sous forme de ferrite et d'austénite. Enfin, au-dessous de 723 °C, la structure de l'acier ne subit plus de transformation et ses grains sont sous forme de perlite et de ferrite. D'une manière générale, les grains du métal rapetissent à mesure que la température diminue, puis leurs dimensions se stabilisent lorsque l'effet de la chaleur ne se fait plus sentir. Ces changements de structure sont influencés par: le procédé de soudage. Par exemple, le soudage oxyacétylénique produit une plus grande zone thermiquement atteinte que le soudage à l'arc électrique; puisque le métal demeure plus longtemps à l'état liquide, la chaleur à le temps de se diffuser plus lentement. En raison, du refroidissement rapide, le soudage à l'arc électrique risque davantage de provoquer la trempe de l'acier;

La méthode de soudage peut contribuer à diminuer le durcissement du métal soudé. Par exemple, en utilisant plusieurs petites passes de soudure, on peut ralentir la vitesse de refroidissement globale du métal et prévenir la trempe de l'acier. Dans ce cas, chaque passe a pour effet de maintenir la chaleur de la précédente, ralentissant ainsi le refroidissement. Ces passes successives modifient la zone de surchauffe sont épaisses, plus la vitesse de refroidissement est rapide.

DEUXIEME PARTIE
LES ESSAIS MECANIQUES
ET CONTROLE DES TUBES

CHAPITRE IV

Les essais mécaniques

IV.1- Essais mécaniques

IV.1.1- Matériaux et procédure expérimentale

Lorsque des considérations de tenue en service ou de sécurité (par exemple, pièces de structure, roues d'automobiles) s'appliquent aux pièces mises en forme, on peut faire appel à une catégorie d'aciers laminés à chaud offrant en plus des garanties quant aux caractéristiques mécaniques offertes. Pratiquement, c'est une fourchette de résistance à la traction et surtout un niveau minimal de la limite d'élasticité du matériau qui sont garantis, permettant de dimensionner les pièces de façon qu'elles ne subissent pas des déformations permanentes en service et donnant des assurances vis-à-vis de la fatigue. De plus, ces pièces étant souvent soudées, des garanties apparaissent aussi sur la composition chimique, assurant une valeur de carbone équivalent convenable, du moins pour les nuances les plus douces. Le matériau utilisé pour le soudage des tubes est l'acier de construction E24-2(S235JR) qui ne sont pas conçus pour des traitements thermiques (tableau IV.2), de composition chimique normalisée (tableau IV.1). La nuance est indiquée par une lettre E suivie d'un nombre correspondant à la limite d'élasticité minimale à la traction. Eventuellement d'un chiffre 2, 3 ou 4 indiquant la qualité [38].

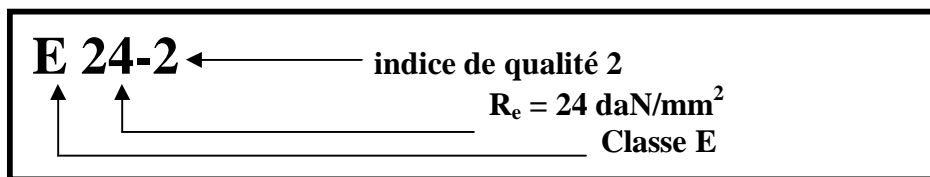


Tableau IV.1 - Composition chimique de l'acier E24 -2 [39]

Nuance	Qualités	Mode de désoxydation	C _{max}		P _{max}		S _{max}		N _{max}		Eléments d'alliage
			Sur coulée	Sur produit	Sur coulée	Sur produit	Sur coulée	Sur produit	Sur coulée	Sur produit	
E24	2	E (effervescent)	0,17	0,21	0,045	0,055	0,045	0,055	0,007	0,008	
		NE (non effervescent.)	0,17	0,19	0,045	0,050	0,045	0,050	0,008	0,009	
	3	NE	0,16	0,18	0,040	0,045	0,040	0,045	---	---	
	4	CS (calmage spécial)	0,16	0,18	0,035	0,040	0,035	0,040	---	---	Al ≥ 0,02

Tableau IV.2 - Catégories d'aciers non alliés retenues par la norme NF E 01.000 [40]

Aciers d'usage général ne convenant pas au traitement thermique	E24-1	E24-2	E24-3	E26-2	E26-3	E30-3	E36-2	E36-3	A50-2	A60-2	A70-2
Aciers pour traitement thermiques	XC 10	XC 12	XC 18	XC 25	XC 38	XC 42	XC 48	XC 65	XC 80	XC100	XC42T S

IV.1.1.1- Désignation normalisée des aciers de construction métallique

Tous les aciers de construction métallique sont :

- désignés symboliquement à partir de leur emploi et de leurs caractéristiques mécaniques selon les principes définis par la norme NF EN 10027-1 ;
- numérotés selon le système décrit par la norme NF EN 10027-2.

a) Désignation symbolique normalisée : La désignation symbolique commence par la lettre S suivie d'un nombre entier égal à la valeur minimale de la limite d'élasticité, garantie pour la gamme d'épaisseur la plus faible. La norme NF EN 10025-2 donne les équivalences suivantes par rapport aux anciennes nuances définies par les anciennes normes NF EN 10025 et NF A 35-501 (tableau IV.3).

Tableau IV.3 – Équivalences des nuances entre les normes NF EN 10025-2, NF 10025 et NF A 35-501[41]

Nuance selon NF EN 10025-2	Nuance selon l'ancienne norme NF EN 10025	Nuance selon l'ancienne norme NF A 35-501
S235JR	S235JR	E 24-2
S235J0	S235J0	E 24-3
S235J2	S235JRG3	E 24-4

b) Désignation numérique normalisée : La désignation numérique est constituée par cinq chiffres. les trois premiers chiffres à gauche ont une signification définie par la norme NF EN 10027-2. Les deux derniers chiffres à droite sont arbitraires, la signification de l'ensemble doit donc être recherchée dans la norme de produit. Ce mode de désignation est très peu utilisé dans

les documents contractuels et autres spécifications de projet qui préfèrent se référer à la désignation symbolique normalisée (tableau IV.4). Toute fois, la connaissance des anciennes normes facilite la lecture exacte des différentes nuances (tableaux IV.5 et IV.6).

Tableau IV.4 – Désignation symbolique des aciers de construction :
symboles précisant les exigences relatives à la température de transition de la résilience

Symbole	Température d'essai (°C)	Energie minimale (J)
JR	20	27
JO	0	27
J2	-20	27

Tableau IV.5 – Equivalence des normes. [42]

Qualités selon les nouvelles normes européennes			Et qualités équivalentes selon les anciennes normes nationales							
Norme	Désignation symboliques	Désignation numériques	France	Allemagne	Italie	RU	Espagne	USA	USA	Japon
EN10025			NF A 35-501	DIN 17100	UNI 7070	BS 4360	UNE 36080	ASTM	ASTM	JIS 3101
	S235JR S235JRG1 S235JRG2	1.0037 1.0036 1.0038	E24-2 E24-2NE	St37-2 US137-2 RSt37-2	Fe360B	40A 40B	AE235B	A283C	A570Gr33	

Tableau IV.6 – Correspondance entre les nuances E24 – 2

Europe EN 10025	France NF A35-501 (1987)	Allemagne DIN 17100 (1980)	Belgique NBNA-21101 (1976)	Espagne UNE 36080 (1978)	Italie UNI 7070 (1982)	Royaume U BS 4360 (1986)	Etats-Unis ASTM Recueil (1987)	URSS	Gost980-71
									Gost6713-75
									Gost5058-65
									Gost19282-73
S235JR	E24-2	St 37-2 Ust 37-2	AE235 B	A360 B	Fe360B	40 A	A283 C A570Gr 33	St 3 kp ,18 kp	

Les tableaux IV.7 et IV.8 décrivent et précisent les propriétés mécaniques validées, ces caractéristiques [43] rendent mieux compte de l'aptitude au formage des matériaux car elles traduisent deux importantes propriétés plastiques des métaux.

Tableau IV.7 - Valeurs de calcul normalisées
des caractéristiques mécaniques des aciers de construction [44]

Module d'élasticité (d' Young)	E	210 KN/mm ²
Module de glissement	G	81 KN/mm ²
Coefficient de contraction latérale (Poisson)	ν	0,3
Coefficient de dilatation thermique	α_{τ}	10 ⁻⁵ /°C
Charge volumique (masse volumique)	g	78,5KN/m ³

Tableau IV.8- Caractéristiques mécaniques minimales suivant l'épaisseur de l'acier E24-2

Epaisseurs e [mm]	e<3	3≤e≤30	30<e≤50	50<e≤80	80<e≤110	110<e≤150
Limite élastique Minimale $R_{e\ min}$ [N/mm ²]	215	235	215	205	195	185
Résistance à la traction à Minimale $R_{m\ min}$ [N/mm ²]	360 à 480	340 à 460	340 à 460	340 à 460	340 à 460	340 à 460
Allongement Minimal $A_{min(\%)}L_0 = 80mm$	22	26	25	24	23	20
Résilience Minimale DaJ/cm ²	3,5					
KCV à +20°						
KCV à 0°						
KCV à -20°						

IV.1.2- Essai de traction (NF EN 10002 – 1 (Octobre1990))**a – Forme de l'éprouvette :**

L'éprouvette est constituée soit par un tronçon de tube, soit par une bande longitudinale ou transversale découpée dans le tube et ayant l'épaisseur totale de la paroi du tube (figure IV.1). Dans le cas d'essais sur bandes prélevées sur tubes soudés et en l'absence de prescription contraire de la norme de produit, la bande est découpée hors du cordon de soudure [45]. Le tableau (IV.9) enregistre les symboles et les désignations.

- **Tronçon du tube**

Pour pouvoir être serré aux deux extrémités par les mors de serrage, le tronçon de tube peut être (figure IV.2) :

- soit obturé au moyen de tampons adaptés à son diamètre,
- soit obturé par deux éléments plats s'adaptant à son diamètre, puis comprimé,
- soit aplati.

- **Bandes longitudinales ou transversales**

La longueur calibrée (L_C) des bandes longitudinales ne doit pas être aplatie, mais les têtes d'amarrage peuvent l'être pour permettre l'accrochage dans la machine d'essai (voir figure IV.1).

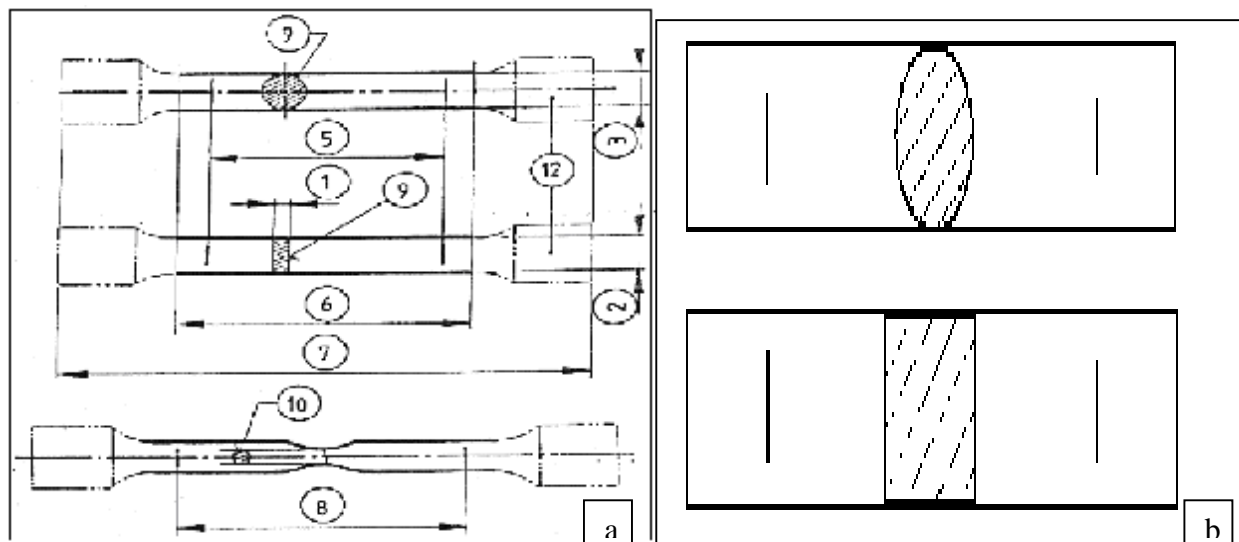


Figure IV.1 : Eprouvtes constituées d'une portion a) usinée, b) non usinée

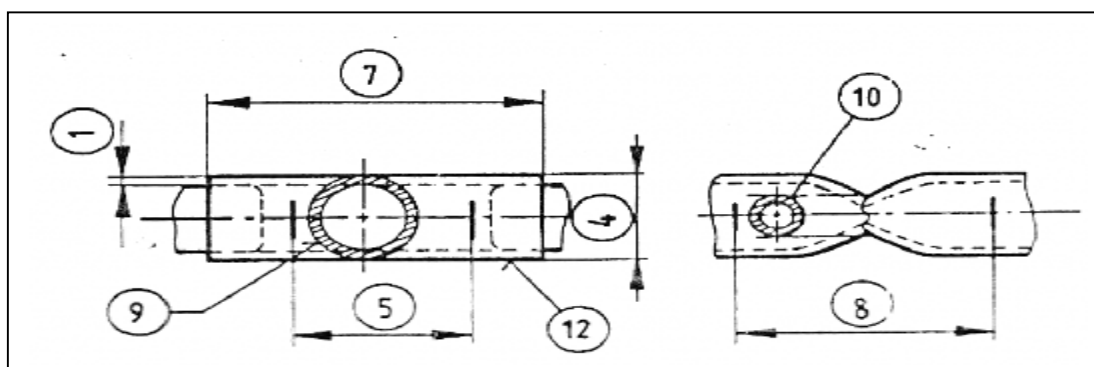


Figure IV.2 : Eprouvtes tronçon du tube

Tableau IV.9: Symbole et désignation

Repère	Symbole	Désignation	Unité
1	a	Epaisseur de l'éprouvette plate ou du paroi du tube	mm
2	b	Largeur de longueur de la partie calibrée ou de la bande prélevée	mm
3	d	Diamètre intérieur de la section calibrée d'une éprouvette circulaire	mm
4	D	Diamètre extérieur d'un tube	mm

5	L_0	Longueur initiale entre repères	mm
6	L_c	Longueur de la partie calibrée	mm
7	L_t	Longueur totale de l'éprouvette	mm
8	L_u	Longueur ultime entre repères	mm
9	S_0	Aire de la section initiale de la partie calibrée	mm ²
10	S_u	Air minimale de la section après rupture	mm ²
11	Z	Coefficient de striction	%
12	-	Têtes d'amarrage	-

b- Détermination de l'aire de la section initiale (S_0)

L'aire de la section initiale de l'éprouvette doit être déterminée avec une précision de ± 1 . L'aire de la section d'une éprouvette consistant en une bande longitudinale ou transversale doit être déterminée selon l'équation (IV.1) :

$$S_0 = \left(\frac{b}{4}\right) \left(D^2 - b^2\right)^{1/2} + \frac{D^2}{4} \arcsin \frac{b}{D} - \left(\frac{b}{4}\right) \left[(D-2a)^2 - b^2\right]^{1/2} - \left(\frac{D-2a}{2}\right)^2 \arcsin \left(\frac{b}{D-2a}\right) \quad (\text{IV.1})$$

Dans le cas des éprouvettes longitudinales et transversales, les équations simplifiées (IV.2) et (IV.3) peuvent être utilisées [46] :

$$\text{Si } (b/D) < 0,25 \quad S_0 = \left[1 + \frac{b^2}{6D(D-2a)} \right] \quad (\text{IV.2})$$

$$\text{Si } (b/D) < 0,17 \quad S_0 = ab \quad (\text{IV.3})$$

a est l'épaisseur de la paroi du tube ;
 b est la largeur de la bande longitudinale ;
 D est le diamètre extérieur.

- Dans le cas d'un tronçon de tube, l'aire de la section initiale (S_0) doit être calculée selon l'équation (IV.4)

$$S_0 = pa(D - a) \quad (\text{IV.4})$$

IV.1.3 Essai de dureté (NF A 03 – 153 Octobre 1986)

a) **Principe** : L'essai consiste à imprimer en deux temps à la surface de la pièce à essayer un pénétrateur (cône diamant ou bille d'acier) et dans les conditions conventionnelles définies à mesurer l'accroissement rémanent e de la profondeur de pénétration (figure IV.3). L'unité de mesure de e est égale à 0,002 mm. De cette valeur, est déduit un nombre appelé dureté Rockwell. L'essai doit être effectué sur une surface lisse et plane, exempte d'oxyde et de matières étrangères et, en particulier, exempte de lubrifiant. La préparation doit être effectuée de manière que toute altération de la dureté de la surface, par exemple par échauffement ou par écrouissage, soit minimisée [46]. Les différentes échelles de dureté Rockwell sont ceux du tableau (IV.10). Les symboles sont au tableau (IV.11).

Tableau IV.10 - Les différentes échelles de dureté Rockwell

Echelle de dureté Rockwell	Symbole de dureté	Type de pénétrateur	Charge initiale $F_0(N)$	Surcharge $F_1(N)$	Charge totale $F(N)$	fourchette de dureté
A	HRA	Cône diamant	98,07	490,3	588,4	20 à 88 HRA
B	HRB	Bille acier 1,587 mm	98,07	882,6	980,7	20 à 100HRB
C	HRC	Cône diamant	98,07	1373	1471	20 à 70 HRC
D	HRD	Cône diamant	98,07	882,6	980,7	40 à 77 HRD
E	HRE	Bille acier 3,175 mm	98,07	882,6	980,7	70 à 100HRE
F	HRF	Bille acier 1,587 mm	98,07	490,3	588,4	60 à 100HRF
G	HRG	Bille acier 1,587 mm	98,07	1373	1471	30 à 94 HRG
H	HRH	Bille acier 3,175 mm	98,07	490,3	588,4	80 à 100HRH
K	HRK	Bille acier 3,175 mm	98,07	1373	1471	40 à 100HRK

Tableau IV.11 -Symboles et désignations de dureté Rockwell.

Symboles	Désignation
a	Angle au sommet du cône en diamant
R	Rayon de la pointe du cône en diamant
D	Diamètre de la bille
F ₀	Charge initiale
F ₁	Surcharge
F	Charge totale
h ₀	Profondeur de pénétration sous la charge avant application de F ₁
h ₁	Accroissement de la profondeur de pénétration sous l'effet de F ₁
e	Accroissement rémanent de la profondeur de pénétration sous la charge initiale après enlèvement de F ₁ , exprimé en unité égales à 0,002 mm
HRA, HRC, HRD	Dureté Rockwell = 100 e
HRB, HRE, HRF, HRG HRH,HRK	Dureté Rockwell = 130 e

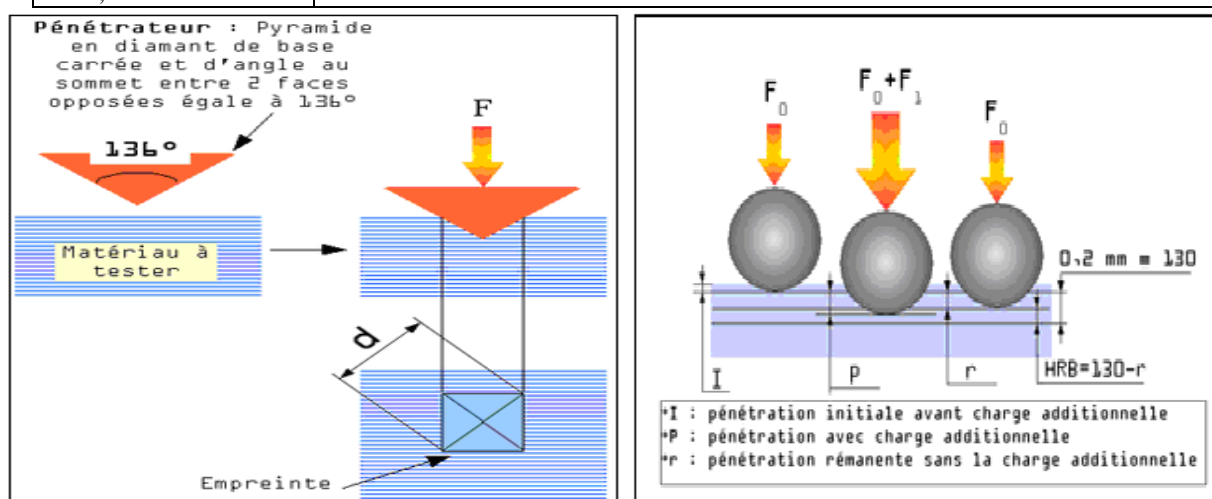


Figure IV.3: Principe de la dureté Vickers (pyramide) et Rockwell [47]

IV.1.4 – Essai de résilience Charpy (entaille en V) ISO 148 (1983)

On appelle résilience l'énergie de rupture ramenée ou non à la section sous entaille de l'éprouvette : elle s'exprime donc en joules ou en joules/cm². Les notations précises pour cette résilience sont :

- **KV** pour la résilience sur éprouvette **ISO** à entaille en V en Joules,
- **KCV** pour la résilience sur éprouvette **ISO** à entaille en V en Joules/cm².

a) Principe : La présente norme internationale spécifie la méthode d'essai de résilience Charpy (entaille en V) pour déterminer la résistance au choc (figure IV.4). L'essai consiste à rompre en un seul coup de mouton-pendule, dans des conditions définies ci-après, une éprouvette entaillée en V en son milieu et reposant sur deux appuis. L'éprouvette normalisée doit avoir 55 mm de longueur et une section carrée de 10 mm de côté. Elle doit comporter, au milieu de sa longueur, une entaille en V à 45°, de profondeur 2 mm, avec un rayon à fond d'entaille de 0,25 mm (IV. tableau 12). Les éprouvettes doivent être complètement usinées. L'éprouvette doit porter exactement sur les appuis, de telle sorte que le plan de symétrie de l'entaille ne s'écarte pas de

plus de 0,5 mm du plan de symétrie des appuis, elle doit être disposée sur le porte-éprouvette de telle sorte que l'arête du mouton vienne la frapper dans le plan de symétrie de l'entaille et sur la face opposée à celle-ci. Les conditions de l'essai normal correspondent à une énergie nominale de la machine de 300 ± 10 J. Si la température d'essai n'est pas spécifiée dans la norme de produit, elle doit être prise égale à 23 ± 5 °C [48]. Les désignations sont dans le tableau (IV.13).

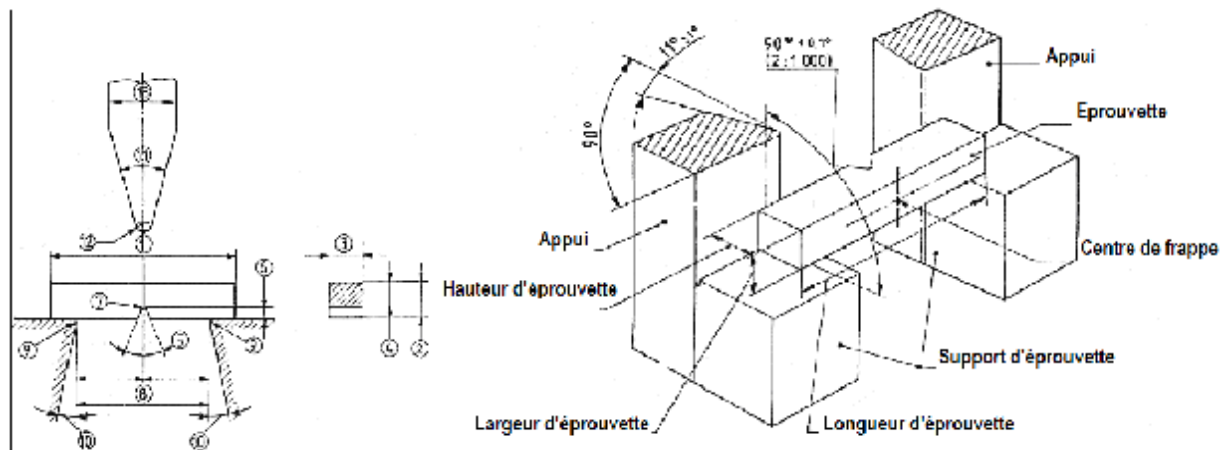


Figure IV.4 : Essai de résilience Charpy (entaille en V) et position des appuis

Tableau IV.12 - Tolérances sur les dimensions spécifiées de l'éprouvette

Désignation		Dimension nominale	Tolérance d'usage
Longueur		55 mm	$\pm 0,60$ mm
Hauteur		10 mm	$\pm 0,06$ mm
Largeur	Eprouvette normalisée	10 mm	$\pm 0,11$ mm
	Eprouvette de remplacement	7,5 mm	$\pm 0,11$ mm
	Eprouvette de remplacement	5 mm	$\pm 0,06$ mm
Angle de l'entaille		45°	$\pm 2^\circ$
Hauteur restant à fond d'entaille		8 mm	$\pm 0,06$ mm
Rayon du fond cylindrique de l'entaille		0,25 mm	$\pm 0,025$ mm
Distance du plan de symétrie de l'entaille aux extrémités de l'éprouvette		27,5 mm	$\pm 0,42$ mm
Angle entre le plan e symétrie de l'entaille et l'axe longitudinal de l'éprouvette		90°	$\pm 2^\circ$

Tableau IV.13 - Désignations et unités

Numéro	Désignation	Unité
1	Longueur de l'éprouvette	mm
2	Hauteur de l'éprouvette	mm
3	Largeur de l'éprouvette	mm
4	Hauteur restant à fond d'entaille	mm
5	Angle de l'entaille	deg
6	Profondeur de l'entaille	mm
7	Rayon du fond cylindrique de l'entaille	mm
8	Distance entre les appuis	mm
9	Rayon des appuis	mm
10	Angle de la dépouille de chaque appuis	deg
11	Angle au sommet du couteau du mouton	deg
12	Rayon de l'arête du couteau du mouton	mm

IV.2- Résultats expérimentaux des essais mécaniques

IV.2.1- Essai de traction et de dureté

Le choix des matériaux reposant essentiellement sur l'application à laquelle ils sont destinés et le procédé grâce auquel ils seront mis en oeuvre, il importe avant tout de dresser deux rapides panoramas :

- l'un, des grandes classes de matériaux et des propriétés génériques qui les caractérisent ;
- l'autre, des principales filières de procédés permettant, à partir de ces matériaux, l'obtention des pièces et des produits finis. Ces deux revues débouchent naturellement sur des inventaires plus détaillés des propriétés d'usage des matériaux d'une part, des caractéristiques des procédés d'autre part, ainsi que des interactions obligées entre un matériau, le produit auquel il est destiné et le procédé de mise en oeuvre utilisé.

Les essais sont portés sur deux types d'éprouvettes (tableau IV.5):

- tronçon des tubes avant et après recuit (tableau IV.13),
- bandes plates prélevées des zones soudées des tubes, avant et après recuit, pour deux sens:
 - bandes plates aux joints longitudinaux avant et après recuit, (tableau IV.13)
 - bandes plates aux joints transverseaux (tableaux IV.14 et IV.15),

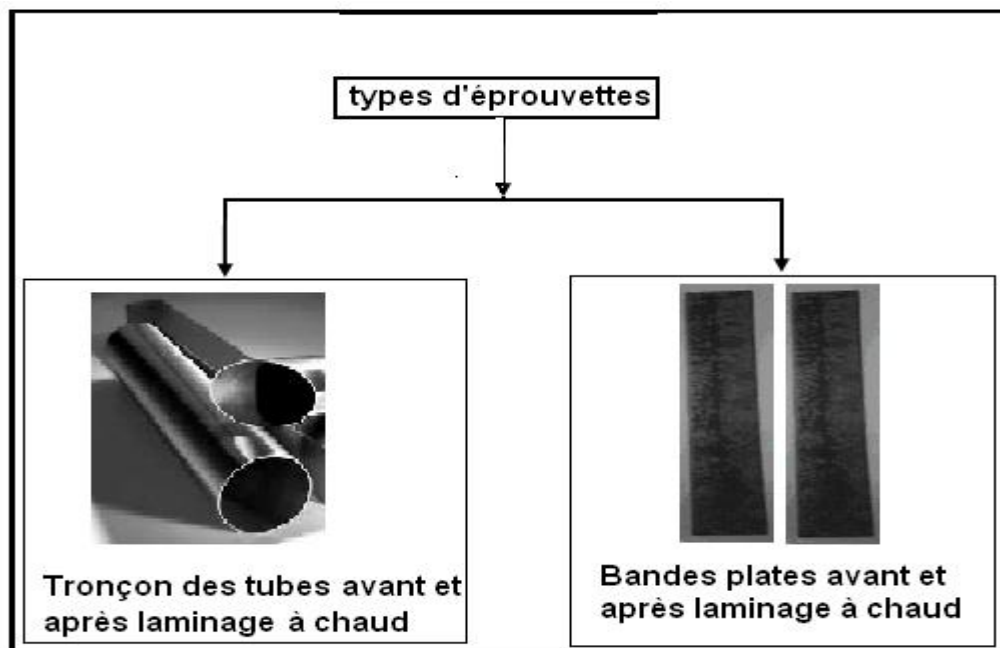


Figure IV.5: Schéma des éprouvettes de traction

- ✓ un tube ébauche est le premier produit obtenu après soudage avant laminage et recuit
- ✓ un tube finis est un tube ébauche laminé à chaud, étiré et traité par recuit,
- ✓ le sens de prélèvement des bandes plates à joint longitudinal est celui du soudage.

Les résultats des essais de traction et dureté sont illustrés dans les tableaux (IV.14), (IV.15) et (IV.16).

Tableau IV.14 - valeurs des essais de traction, pour éprouvettes (tronçons et plates) aux joints longitudinaux.

TYPE EPROUVETTES	N°	TUBES EBAUCHES (avant laminage et recuit)			TUBES FINIS (après laminage et recuit)		
		R _e (N/ mm ²)	R _m (N/ mm ²)	A (%)	R _e (N/mm ²)	R _m (N/ mm ²)	A (%)
<i>Plates longitudinales</i>	1	346,2	534,8	13	220,5	369,5	33,0
	2	425,1	541,7	14	227,0	361,3	34,0
	3	421,7	466,2	13	226,1	375,4	32,0
	4	462,8	555,1	12	231,7	395,2	30,5
	5	439,9	540,6	13	236,2	434,4	27,7
<i>Tronçons</i>	1	438,8	573,8	14	290,1	332,9	36,0
	2	446,2	543,8	13	332,9	342,8	35,0
	3	450,1	496,2	13	363,7	369,7	35,0
	4	478,5	580,0	12	352,0	449,0	35,0
	5	477,0	51,7	14	342,0	433,0	30,0

Tableau IV.15 - valeurs des essais de traction, pour éprouvettes plates aux deux sens de prélèvement (joints longitudinaux et transversaux).

TYPE EPROUVETTES	N°	BANDES EBAUCHES (avant laminage et recuit)			BANDES FINIS (après laminage et recuit)		
		R _e (N/ mm ²)	R _m (N/ mm ²)	A (%)	R _e (N/mm ²)	R _m (N/ mm ²)	A (%)
<i>Plates longitudinales</i>	1	346,2	534,8	13	220,5	369,5	33,0
	2	425,1	541,7	14	227,0	361,3	34,0

	3	421,7	466,2	13	226,1	375,4	32,0
	4	462,8	555,1	12	231,7	395,2	30,5
	5	439,9	540,6	13	236,2	434,4	27,7
<i>Plates transversales</i>	1	407,7	633,9	11	228,0	385,5	35,0
	2	465,2	639,0	12	226,3	368,9	33,0
	3	443,4	580,2	10,7	225,5	357,6	34,0
	4	536,0	656,4	11,3	223,4	365,2	32,0
	5	472,2	671,3	10,5	225,9	388,3	31,5

Tableau IV.16 – *l'essai de dureté exécuté au centre de joint*

Echantillon	Tronçon du tube		Plates Longitudinales		Plates Transversales	
	ébauche	finis	ébauche	finis	ébauches	finis
1	29,0	22,0	32,0	22,5	33,1	23
2	30,0	24,5	30,0	23	30,6	24
3	30,5	24,5	32,0	21	32,3	23
4	31,0	25,0	33,0	22	33,2	23
5	32,5	26,0	33,0	24	33,2	23

- la courbe de traction de la figure (IV.6) est tracée par le code Castem2001.
- les courbes de traction des figures (IV.7) et (IV.8) sont réalisées au laboratoire de contrôle technique à l'unité L'ENTTPP, Annabib de Tébessa.
- les courbes de traction des figures (IV.9) et (IV.10) sont réalisées au laboratoire de l'E.N.S.A.M de Cluny, Paris.

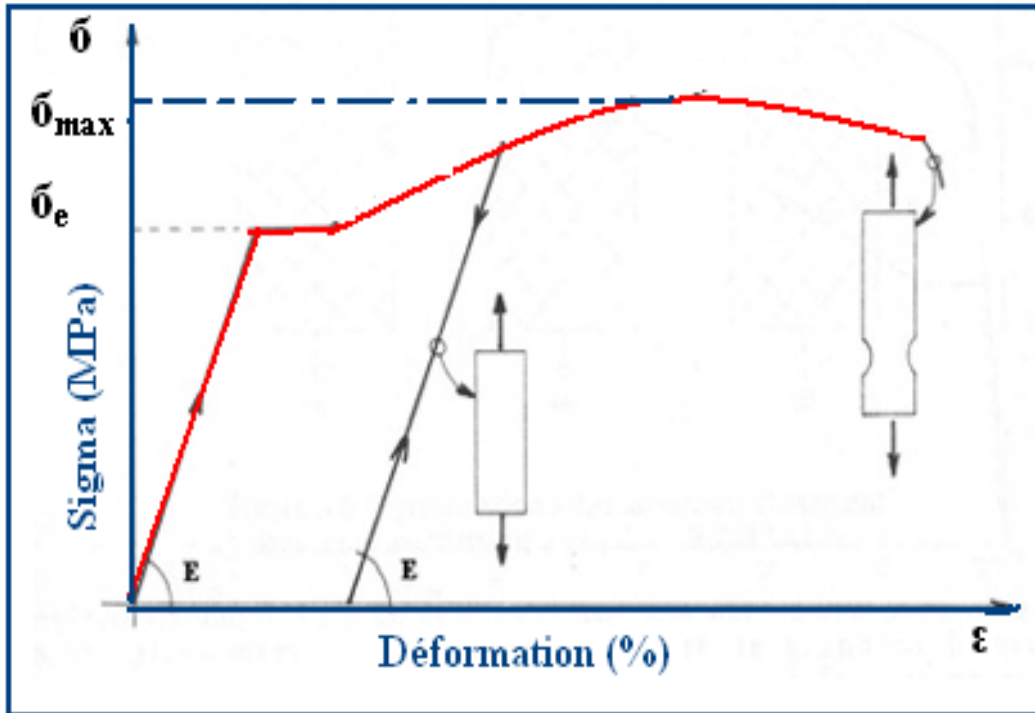


Figure IV.6: Chargement et visualisation des trois phases.

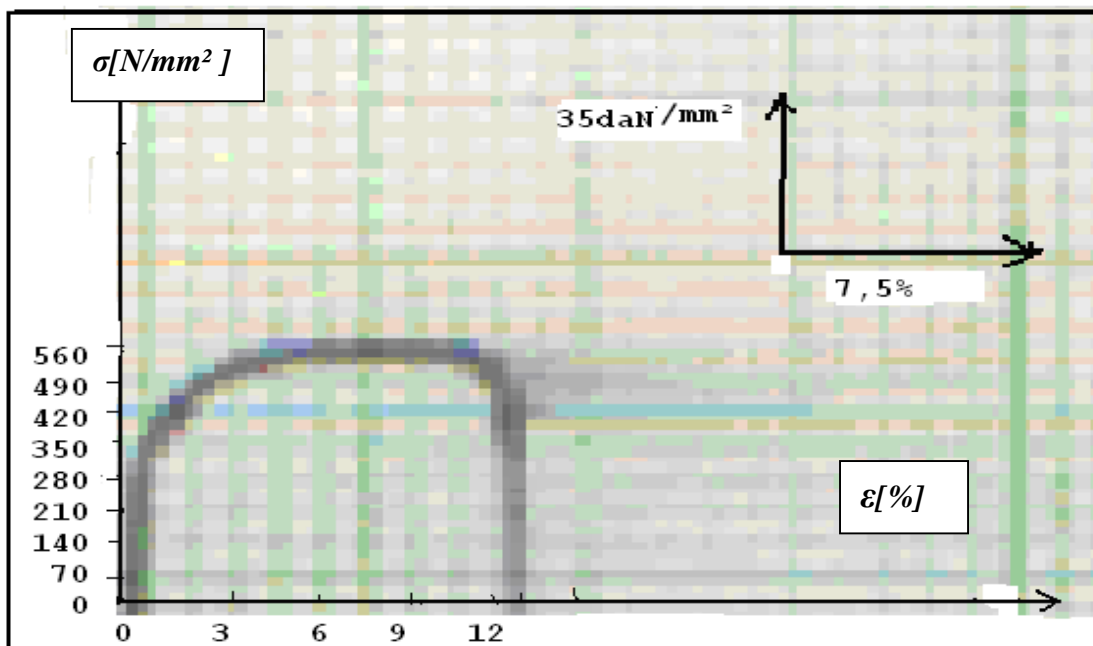


Figure IV.7: Courbe contrainte-déformation de l'éprouvette (plate) bande longitudinale du tube ébauche. L'exemple du tableau pour, l'échantillon N°2 ($R_e = \sigma_e = 425,1 \text{ N/mm}^2$ et $R_m = \sigma_m = 541,7 \text{ N/mm}^2$)

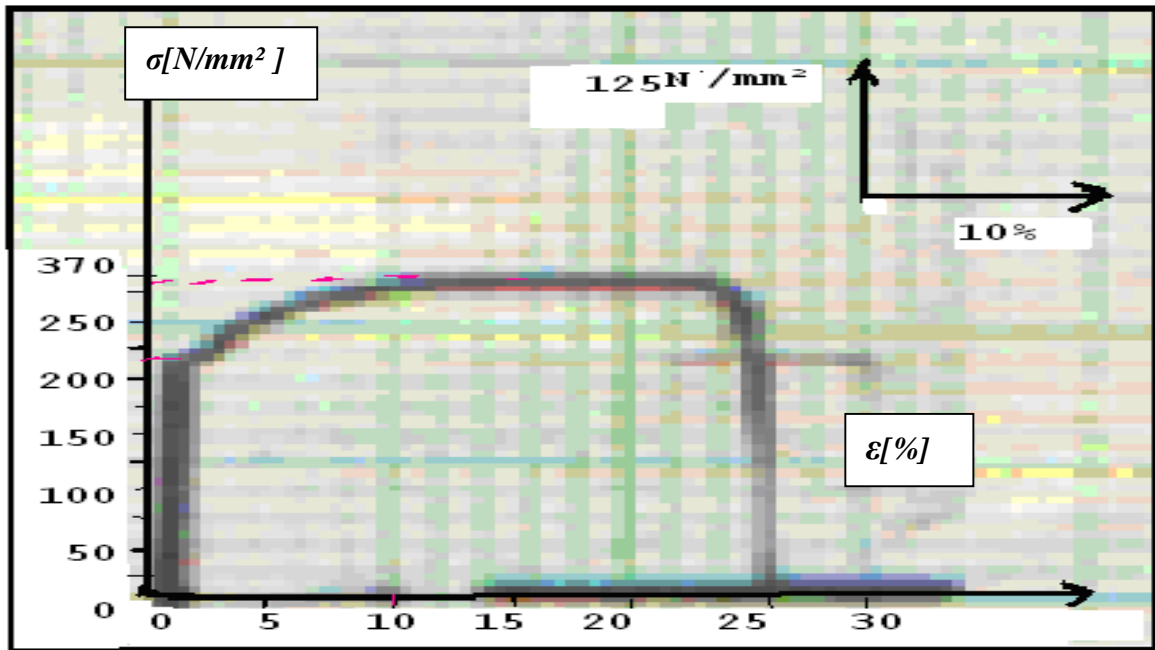
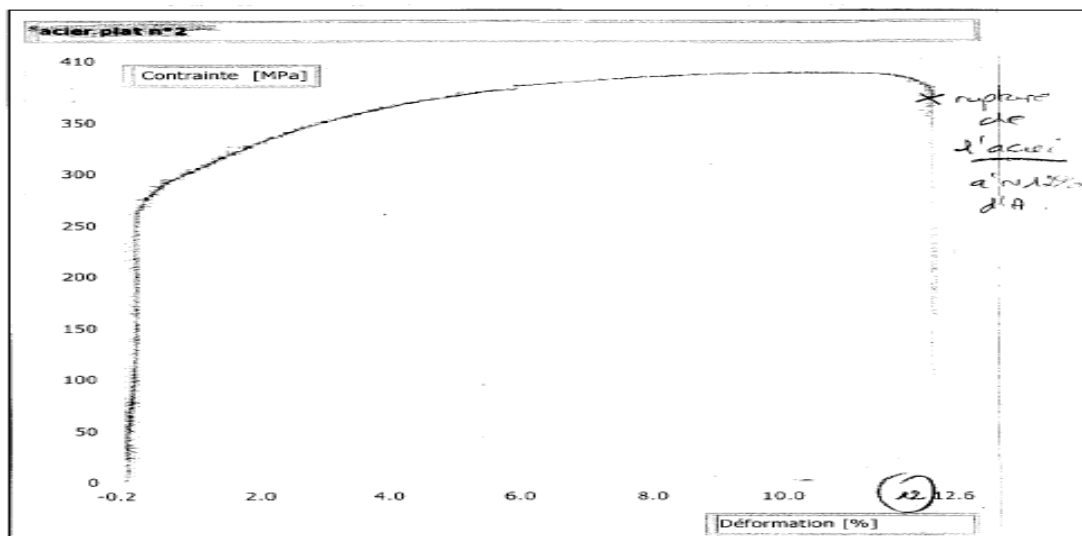
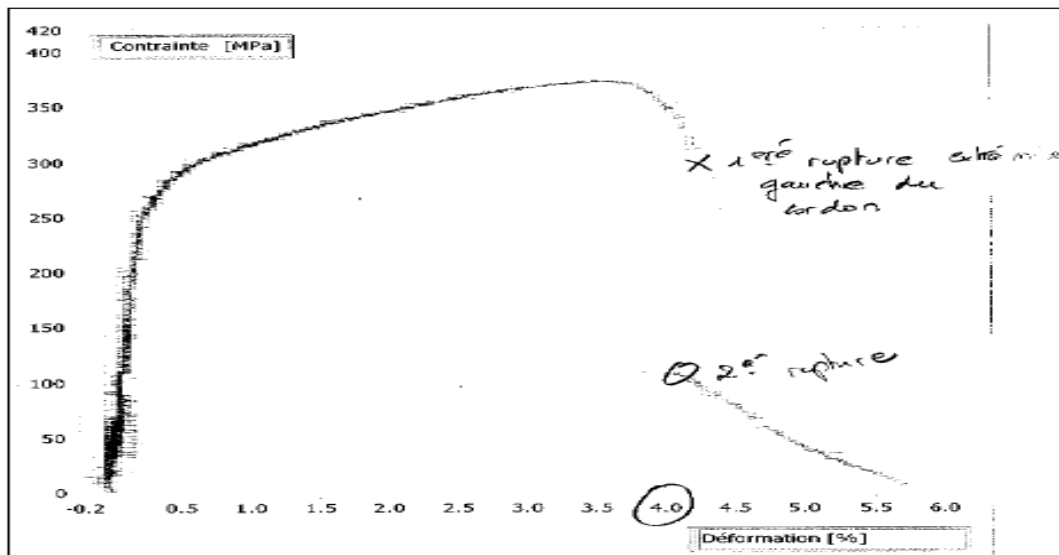


Figure IV.8: Courbe contrainte-déformation de l'éprouvette (plate) bande longitudinale du tube finis. L'exemple du tableau pour, l'échantillon N°1 ($R_e = \sigma_e = 225,5 \text{ N/mm}^2$ et $R_m = \sigma_m = 369,5 \text{ N/mm}^2$).



Essai de traction
 Eprouvette : Section $S_0 = 87 \text{ mm}^2$ et Longueur $L_0 = 50 \text{ mm}$
 Force mesurée par capteur 200 à 100000 N sur gamme de 50000 N
 Déformation mesurée avec extensomètre 2 à 100 % sur gamme 50 %
 Contrainte (MPa) maximale enregistrée : $398,85 = R_m$

Figure IV.9: courbe de traction d'une éprouvette plate avant recuit (réalisé au sein laboratoire de l'e.n.s.a.m, Cluny, France)



Essai de traction
Eprouvette : Section $S_0 = 52 \text{ mm}^2$ et Longueur $L_0 = 50 \text{ mm}$
Force mesurée par capteur 200 à 100000 N sur gamme de 50000 N
Déformation mesurée avec extensometre 2 à 100 % sur gamme 50 %
Contrainte (MPa) maximale enregistrée : 373,08 = Rm

Figure IV.10: courbe de traction d'une éprouvette plate après recuit
(réalisé au sein du laboratoire de e.n.s.a.m, Cluny, France)

Avant que le tube prenne sa forme finale, l'acier subit des opérations de formage progressif par le passage des feuillards entre les galets de formage, ces feuillards sont courbés à froid, celles-ci engendrent des déformations plastiques dues au dépassement de la limite d'élasticité de l'acier. Ces déformations ont pour conséquence un écrouissage du métal ou durcissement par déformation. Au cours d'un essai de traction, lorsque la contrainte augmente, l'éprouvette subit d'abord une déformation élastique, c'est-à-dire réversible. Au dessus d'une contrainte limite, qui est la limite d'élasticité, une partie de la déformation est permanente : c'est la déformation plastique.

On distingue généralement deux phases, le domaine élastique **OA**, et le domaine plastique **AB** :

— dans le domaine élastique, les déformations sont réversibles, c'est-à-dire que l'éprouvette reprend sa longueur initiale lorsque la force appliquée est supprimée ($\sigma = 0$ et $\varepsilon = 0$). Les déformations maximales pour lesquelles existe un comportement élastique sont généralement faibles (pas plus de 1%);

— dans le domaine plastique, les déformations sont irréversibles, c'est-à-dire que l'éprouvette ne reprend plus sa longueur initiale lorsque la force appliquée est supprimée ($\sigma = 0$ et $\varepsilon = 0$).

Dans le domaine élastique, la courbe prend l'aspect d'une droite, c'est-à-dire que σ est proportionnel à ε . Dans le domaine plastique, ce n'est plus le cas, et cela permet de définir en A la limite entre domaine élastique et domaine plastique, appelée limite d'élasticité, ou encore seuil

d'écoulement. Cependant, la transition définissant cette limite d'élasticité est parfois difficile à déterminer avec précision sur certaines courbes. Pour lever toute ambiguïté, on définit une limite d'élasticité conventionnelle pour laquelle une déformation plastique fixée à l'avance est atteinte. Cette déformation est en principe fixé à 0,2 % de la longueur étirable de l'éprouvette.

Cas des éprouvettes plates pour les deux sens (longitudinal) :

Les courbes ci-dessous représentent respectivement les limites élastiques (figure IV.11), les résistances à la rupture (figure IV.12), les allongements (figure IV.13) et les dureté (voir figure IV.14), en faisant des comparatifs entre éprouvettes plates et tronçon du tube avant laminage et recuit (Ebauche), et après laminage et recuit (Finis) dans le cas longitudinal.

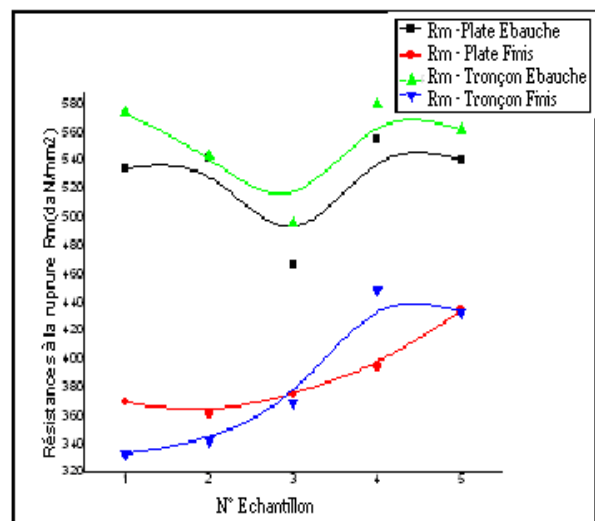
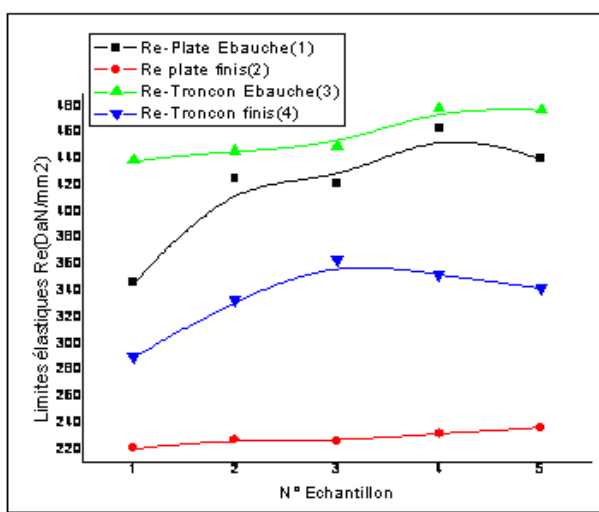


Figure IV.11: Comparatif des limites élastiques (Re) Plates et tronçons (ébauches et finis)(Rm)

Figure IV.12: Comparatif des résistances à la rupture Plates et tronçons (ébauches et finis)

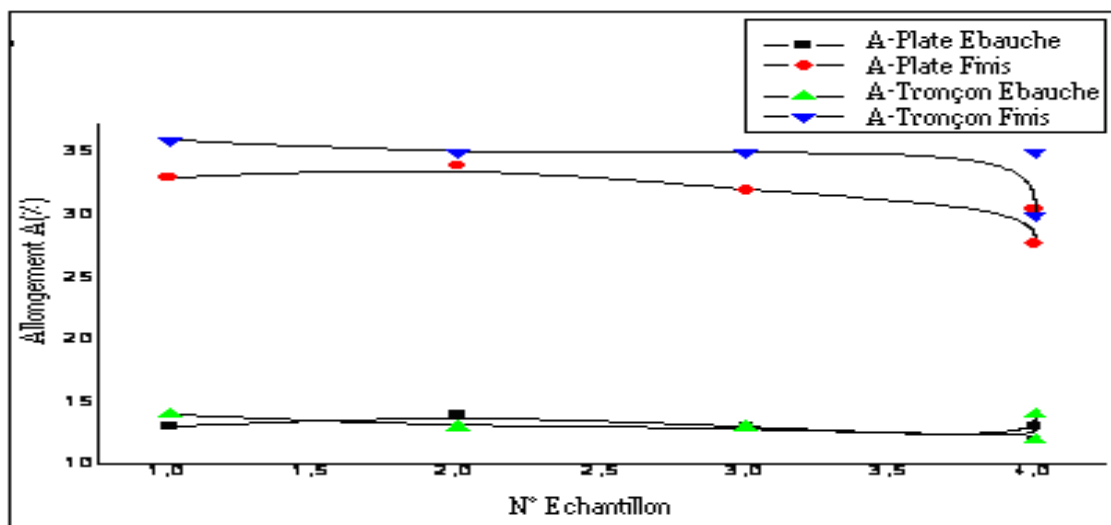


Figure IV.13: Comparatif des allongements (A), des éprouvettes -Plates (Échantillons ébauches et finis)

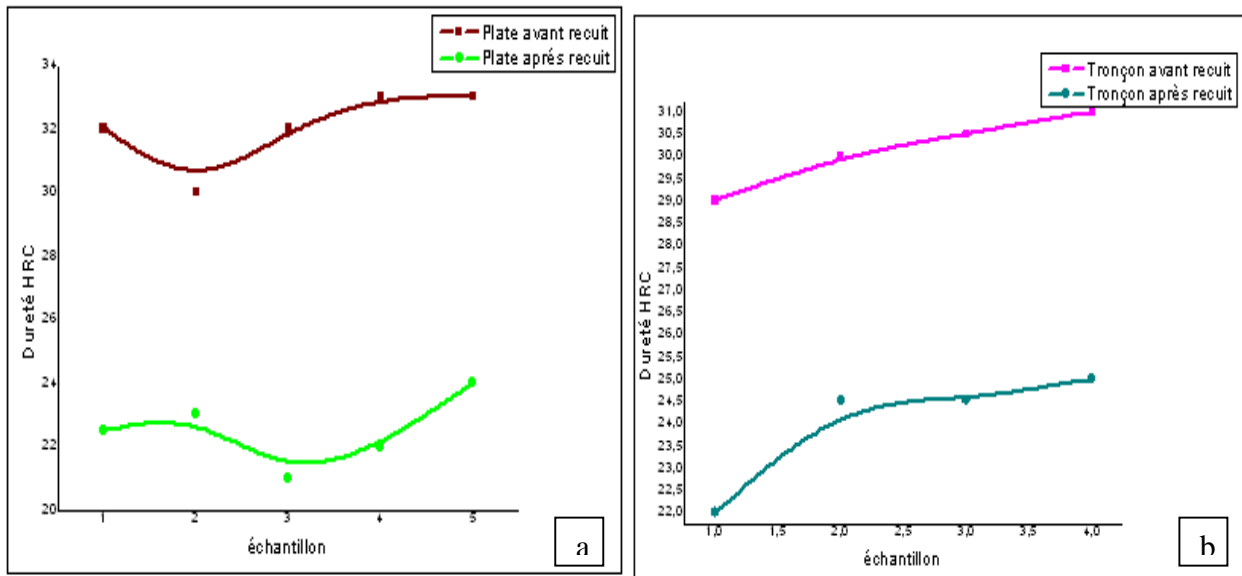


Figure IV.14: Dureté HRC avant et après recuit pour éprouvettes a) plate à joint Longitudinal, b) Tronçon du tube

🌍 Cas des éprouvettes plates pour les deux sens (longitudinal et transversal) :

Les courbes ci-dessous représentent respectivement les limites élastiques (figure IV.15), les résistances à la rupture (figure IV.16), les allongements (figure IV.17) et les dureté (figure IV.18), pour éprouvettes plates avant laminage et recuit (Ebauche), et après laminage et recuit (Finis) dans les deux sens de prélèvement (longitudinal et transversal).

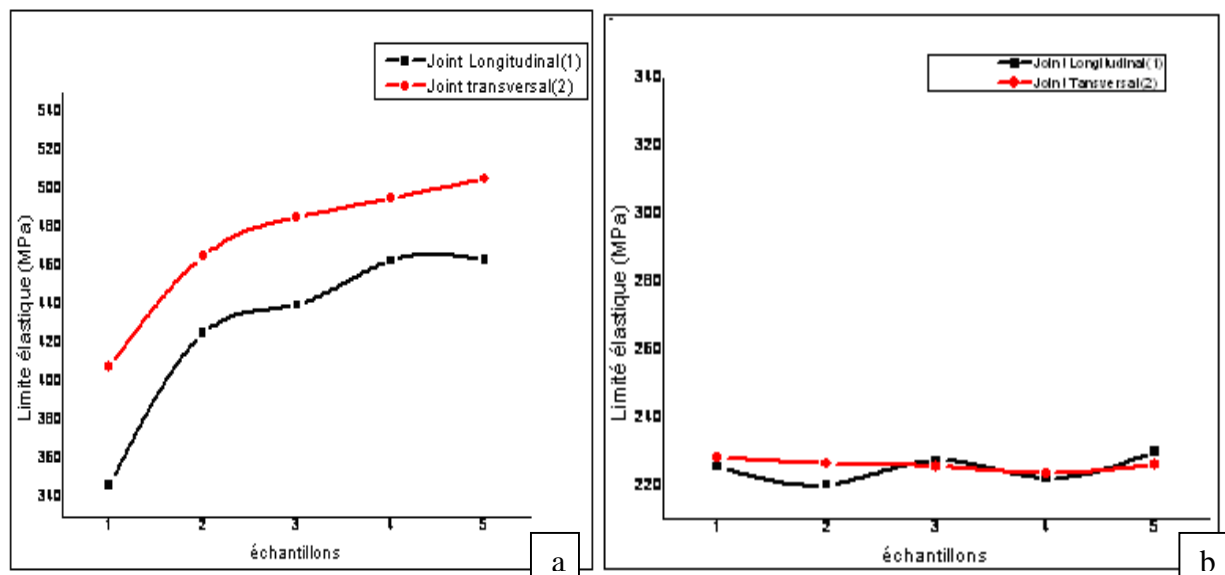


Figure IV.15 : Limites élastiques a) avant laminage et recuit b) après laminage et recuit

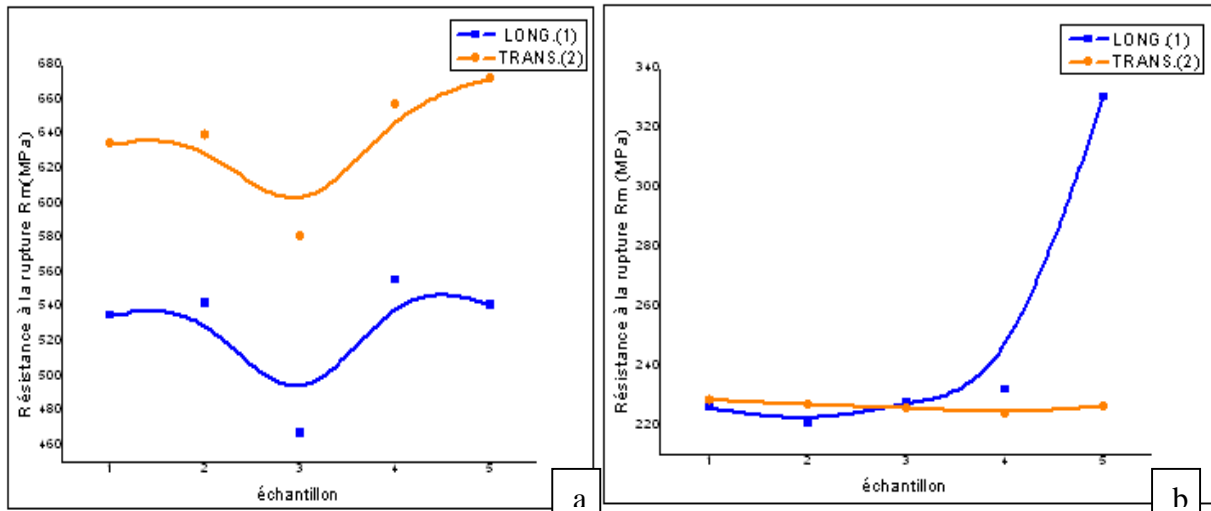


Figure IV.16: résistance à la rupture a) avant laminage et recuit b) après laminage et recuit

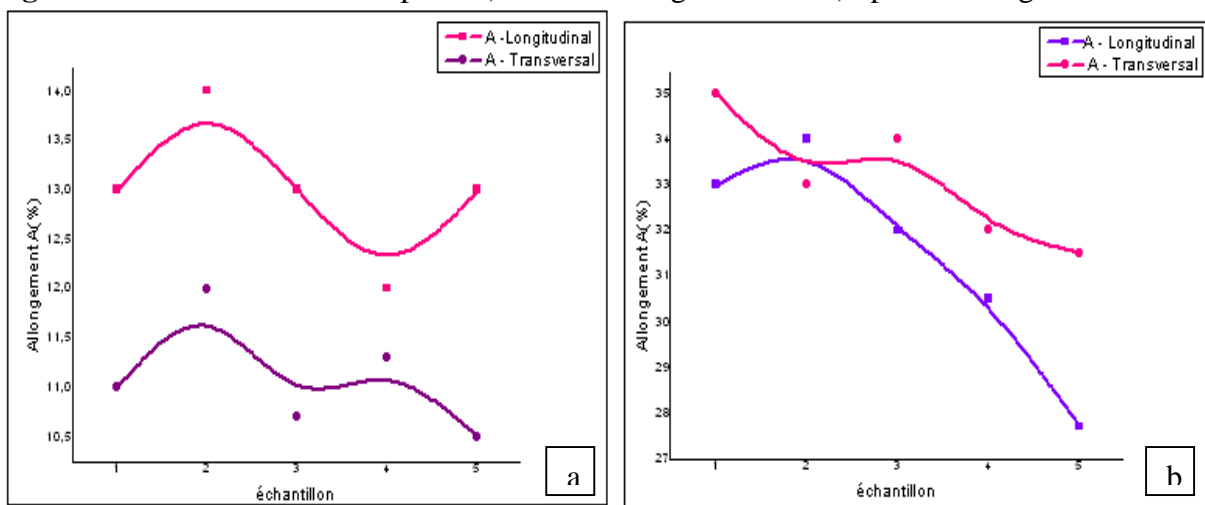


Figure IV.17: Allongements a) avant laminage et recuit b) après laminage et recuit

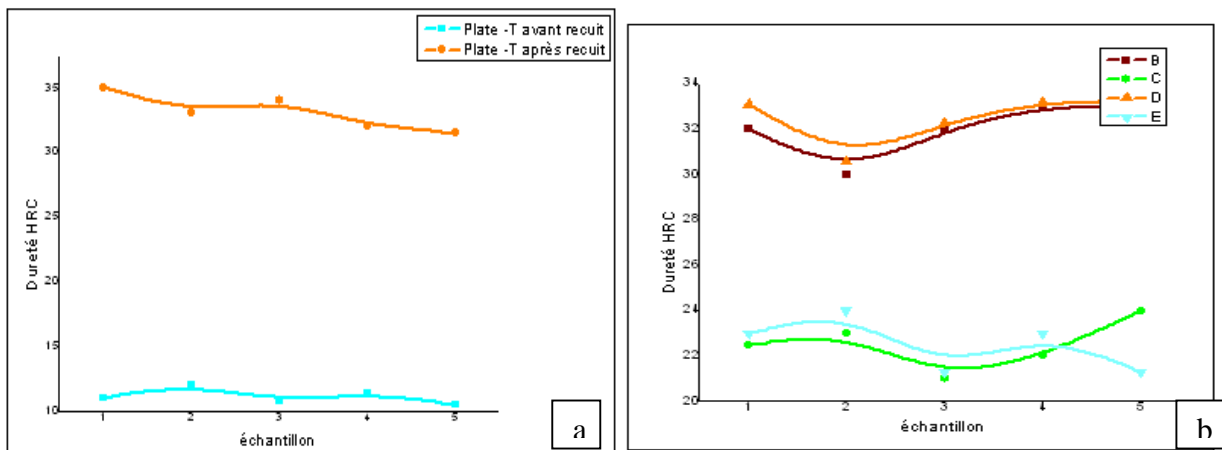


Figure IV.18: Dureté HRC avant et après recuit des éprouvettes plates a) au joint transversal, b) comparatif des deux joints.

1- Les résultats obtenus pour les deux éprouvettes aux joints longitudinaux (plates et tronçons des tubes), dans les deux cas considérés (avant et après recuit), laissent apparaître, avant laminage à chaud et recuit ou ébauche (tableaux IV.14 et IV.16) :

- une augmentation des valeurs des limites d'élasticités R_e , (figure IV.11),
- une augmentation des valeurs des résistances à la rupture R_m , (figure IV.12),
- une diminution des valeurs des allongements à la rupture A , (figure IV.13),
- une augmentation des valeurs des duretés HRC (figure IV.14),

Par cintre après laminages à chaud et recuit ou finis (tableaux IV.14 et IV.16), on a :

- une diminution des valeurs des limites d'élasticités R_e , (figure IV.11),
- une diminution des valeurs des Résistances à la rupture R_m , (figure IV.12),
- une augmentation des valeurs des allongements à la rupture A , (figure IV.13),
- une diminution des valeurs des duretés HRC (figure IV.14),

2- Les résultats obtenus pour les éprouvettes plates aux joints longitudinaux et transversaux, dans les deux cas considérés (avant et après recuit), laissent apparaître, avant laminage à chaud et recuit ou ébauche (tableaux IV.15 et IV.16)

- une augmentation des valeurs des limites d'élasticités R_e , (figure IV.15.a),
- une augmentation des valeurs des Résistances à la rupture R_m , (figure IV.16.a),
- une diminution des valeurs des allongements à la rupture A , (figure IV.17.a),
- une augmentation des valeurs des duretés HRC (figure IV.18),

Par contre après laminage à chaud et recuit ou du finis (tableaux IV.15 et IV.16), on a :

- une diminution des valeurs des limites d'élasticités R_e , (figure IV.15.b),
- une diminution des valeurs des Résistances à la rupture R_m , (figure IV.16.b),
- une augmentation des valeurs des allongements à la rupture A , (figure IV.17.b),
- une diminution des valeurs des duretés HRC (figure IV.18),

IV.2.1.2 Discussion des résultats

En terme de comparaison, pour tous les échantillons (plate-tronçon à joint longitudinal et plate-plate à joint longitudinal et transversal) avant laminage à chaud et recuit on remarque que les caractéristiques mécaniques de résistance (limite élastique, résistance à la rupture et dureté) sont importantes et plus grandes (figures IV.11, IV.12, IV.14 et IV.15a, IV.16.a, IV.18) avec une diminution des propriétés de ductilité (voir figures IV.13 et IV.17a) par rapport au cas finis (figures IV.11, IV.12, IV.14 et IV.15.b, IV.16.b, IV.18) . Ceci peut s'expliquer par le processus de déformation au sens perpendiculaire de laminage, qui entraîne le durcissement du métal.

Une première phase, élastique, où les déformations sont réversibles et proportionnelles à la sollicitation (loi de Hooke). Le module d'Young E est alors égal à 210 GPa;

Une phase plastique où des déformations irréversibles apparaît. Ces déformations sont très importantes. Si l'on procède à une décharge puis que l'on sollicite à nouveau le matériau,

celui-ci se comporte comme si sa limite élastique était égale au niveau maximal de contrainte atteint avant décharge. C'est ce phénomène que l'on appelle écrouissage caractérisé par son exposant n .

Une phase de striction qui précède la rupture de l'éprouvette et qui apparaît lorsque l'écrouissage ne compense plus l'augmentation de contrainte causée par la diminution de section. Ce phénomène, instable, se localise dans une section qui diminue alors fortement et où survient la rupture. La limite entre la phase élastique et la phase plastique est appelée limite d'élasticité. Pour les aciers présentant un palier Lüders comme dans les figures (IV.6 et IV.8) cette limite est facile à déterminer. Pour les aciers ne présentant pas ce palier, on définit une limite conventionnelle correspondant à un allongement permanent égal à 0,2%. Les traitements thermiques, permettant l'obtention de meilleures propriétés pour les matériaux métalliques, par une bonne adaptation de leur structure, contribuent à l'amélioration du comportement en service des pièces métalliques et à leur facilité de fabrication. Le plus simple de ces traitements est le recuit, qui comporte soit un chauffage au-dessus du point de transformation suivi d'un refroidissement très lent. La vitesse du refroidissement, dans le premier cas, est fonction de la composition de l'acier. Le recuit fait disparaître toutes les contraintes qui pouvaient subsister dans l'acier à la suite des déformations et des traitements thermiques ou mécaniques qu'il avait antérieurement subis. Il le ramène dans un état voisin de l'état d'équilibre (les figures IV.11, IV.12, IV.13, IV.14.b, IV.15.b) avec une structure de cémentite, souvent globulaire, dispersée dans la ferrite. C'est l'état d'adoucissement maximal, qui est parfois le plus favorable pour l'usinage. Un autre traitement thermique souvent pratiqué est la *normalisation* : celle-ci comporte un chauffage au-dessus du point de transformation, suivi d'un refroidissement à l'air. Il en résulte un adoucissement et l'élimination d'une grande partie des contraintes, mais la structure et les propriétés ne sont pas toujours bien définies puisque la vitesse de refroidissement est fonction de la dimension de la barre ou de la pièce. La normalisation permet cependant de mettre le métal dans un état bien reproductible, compte tenu de ces réserves.

En analysant les résultats des échantillons ébauches et finis des éprouvettes plates, on remarque directement que les valeurs sont élevées (figures IV.11, IV.12, IV.14 et IV.15a, IV.16a et IV.18). Le cordon de soudure a une zone affectée par la chaleur (*Z.A.T*) qui présente une microstructure différente du métal de base. Le recuit réduit des différences structurales et de dureté autour de la section transversale. Il est nécessaire de faire un traitement thermique d'ensemble de la pièce, pour les utilisations antérieures, tout au moins pour la relaxation des contraintes résiduelles inévitables après soudage. En résumant, le terme de restauration

désigne les phénomènes de réarrangements thermiquement activés au niveau de la microstructure (dislocations notamment), qui s'opèrent en présence de traitements thermiques de recuit.

$$\text{Log}_{10} r_D = 9,2840 + \frac{6880,73}{T} + \frac{1780360}{T^2} \quad (\text{IV.5})$$

La restauration produit généralement un effacement partiel ou total de l'écroutissage accumulé par la déformation. Donc après l'opération de recuit, et afin de conférer la meilleure ductilité possible, l'acier récupère ces propriétés adéquates presque de références (les figure IV.12, IV.13, IV.14, IV.15 et IV.16). Pour les matériaux dits ductiles, lorsque l'on augmente la sollicitation, on déforme de manière définitive la pièce ; lorsque l'on arrête la sollicitation, la pièce reste déformée. Dans les métaux, ceci se produit par un glissement des plans atomiques les uns sur les autres, à la manière des cartes à jouer, et ce glissement de plans atomiques se fait grâce au déplacement de défauts linéaires appelés « dislocations ».

Le seuil d'élasticité franchi, l'éprouvette se déforme plastiquement. Si on relâche l'effort, le module d'élasticité peut être considérée comme non modifié par l'écoulement plastique, la déformation à la décharge est proportionnelle à la contrainte selon le coefficient de proportionnalité, le module d'élasticité de Young. En revanche l'éprouvette ne retrouve pas sa longueur initiale, elle conserve une déformation permanente. On introduit alors une partition des déformations entre une partie élastique et une partie plastique.

Les systèmes de glissement se mettent en action pour accommoder la déformation et ainsi la déformation devient macroscopiquement homogène. De plus la déformation plastique est stable, chaque état est un état d'équilibre et la déformation plastique se fait sans variation de volume. Le phénomène d'écroutissage s'explique au niveau de la microstructure par l'augmentation de la densité de dislocations qui ont tendance à s'enchevêtrer et à se bloquer. L'effet d'écroutissage du à l'écoulement plastique se produit pour des déformations croissantes si la contrainte augmente. En effet si l'on décharge, le comportement redevient élastique. Ainsi la limite d'élasticité augmente pendant l'écoulement. Ce phénomène se vérifie par des décharges et recharges, l'augmentation des contraintes entraîne une augmentation de la limite d'élasticité. Ainsi, on redéfinit un seuil dit seuil plastique, qui correspond à la limite actuelle d'élasticité, c'est-à-dire, la plus grande valeur de la contrainte atteinte au cours du chargement. Pour des matériaux à écroutissage positif, c'est à dire, la limite d'élasticité est la plus petite valeur du seuil de plasticité. La fonction d'écroutissage est représentée par le point représentatif du seuil de plasticité.

La fonction analytique que nous proposons pour modéliser l'érouissage fait appel à la théorie des dislocations. Cette théorie relie (équation IV.6) proportionnellement la contrainte s_r et la racine carrée de la densité de dislocation :

$$s_r = 0,38mb\sqrt{r_d} \approx 7,34 \cdot 10^{-6} \sqrt{r_d} \quad (\text{IV.6})$$

Avec m , coefficient de Lamé, b , vecteur de Burgers et r_d , densité des dislocations.

En déformation croissante, comme nous venons de le voir, le seuil de plasticité s'élève : c'est le durcissement. Le seuil de plasticité peut s'abaisser en valeur absolue pour des contraintes du signe opposé consécutives à une traction préalable : c'est l'effet Bauschinger. En effet, les déformations permanentes induisent de l'anisotropie. La limite d'élasticité en compression monotone est égale à la limite d'élasticité en traction monotone pour les premiers chargements.

Ainsi, lorsque le matériau est chargé au-delà de sa limite d'élasticité, l'état de référence du matériau est modifié et le domaine élastique évolue en conséquence. On distingue alors dans les modèles de comportement deux types d'érouissage pour caractériser l'évolution du domaine élastique : l'érouissage isotrope et l'érouissage cinématique. L'érouissage isotrope modélise un gonflement du domaine élastique, il est relié physiquement à l'évolution de la densité de dislocations. L'érouissage cinématique correspond à une translation du domaine élastique, il est relié physiquement à l'évolution des contraintes internes dues aux incompatibilités de déformation à l'échelle microscopique. Dans la réalité, les matériaux ont un érouissage qui est la combinaison des deux phénomènes. Si l'on continue à charger le matériau, on atteint une certaine charge dite charge limite, charge à partir de laquelle la contrainte nominale chute. Au-delà de cette charge limite, la déformation demeure essentiellement plastique et irréversible, mais elle est cette fois hétérogène. En effet, il y a striction et la section cesse d'être uniforme sur toute la longueur utile, l'effort exercé diminuant au fur et à mesure que l'allongement croît. Finalement, la striction est interrompue au moment de la rupture de l'éprouvette. Selon les cas, le domaine de striction peut être étendu ou restreint, voire inexistant, ce qui signifie alors que le matériau est fragile. On remarquera que le domaine de striction débute à partir de la charge limite. Le fait que la déformation plastique se poursuive au-delà de la charge limite bien que la charge appliquée diminue, prouve qu'il se produit un phénomène dit d'instabilité géométrique. Deux phénomènes sont en compétition, le phénomène de consolidation et le phénomène entraînant la diminution de charge lié à la réduction progressive de section. On conçoit donc que les deux phénomènes puissent se compenser à un instant donné, à la charge limite. L'effort appliqué passe par un maximum, tandis que la contrainte continue de croître dans la section la plus réduite de l'éprouvette. Les utilisateurs d'alliages métalliques ont besoin de métal pouvant

être mis en forme aisément et capable d'acquérir les caractéristiques mécaniques lui permettant de résister efficacement à la déformation plastique et à la rupture dans les conditions d'emploi. On sait que les principaux mécanismes de la déformation plastique ont pour origine le déplacement, sous contrainte, des dislocations qui sont des configurations particulières d'atomes que l'on trouve dans tous les corps cristallins. Pour durcir un métal, autrement dit augmenter sa limite d'élasticité, il faut donc, trouver les moyens de gêner le déplacement des dislocations sans l'entraver totalement afin d'éviter une fragilité inacceptable. Les différentes sortes qui freinent le déplacement des dislocations sont :

- d'autres dislocations qui interceptent le plan de glissement des dislocations mobiles (durcissement par écrouissage) ;
- des atomes étrangers en insertion ou en substitution dans le réseau cristallin (durcissement par soluté) ;
- des précipités de particules de deuxième phase dispersées dans les grains (durcissement structural) ;
- des joints de grains et des interfaces entre les constituants majeurs de la microstructure.

L'action de ces obstacles, seuls ou en combinaison, conduit à un éventail de procédés de durcissement dont la maîtrise s'est développée au fur et à mesure que nos connaissances se sont affinées. Il est bien connu que pour un matériau de composition donnée, la courbe de traction dépend fortement de sa microstructure (écroui, recuit à doux, etc.) et de la température à laquelle l'essai est exécuté. De même la vitesse de traction, qui est à spécifier au début de l'essai, effectue une influence non négligeable sur la courbe de traction.

1- Effet de la taille des grains

Les quelques relations mathématiques simples et bien connues entre des paramètres structuraux et la résistance mécanique des alliages concernent le rôle de la taille de grain, ou d'une dispersion de précipités ou de particules étrangères dans un alliage. [49], [50]. La grosseur des grains agit sur la limite élastique et la résistance à la rupture, et éventuellement sur la consolidation (cas de l'acier de construction S235JR). La taille de grain est le premier paramètre que l'on cherche à contrôler lors de l'étape de mise en forme et des constructions soudées. Son influence sur les propriétés est fondamentale et unique ; c'est en effet le seul paramètre qui, de manière directe, permet d'améliorer à la fois la résistance et la résilience. Cet effet est décrit respectivement par les lois de Hall-Petch et Cottrell-Petch (formule IV.7 et IV.8) données ci dessous :

$$Re_{0,2} = Re_0 + kd^{-1/2} \quad (IV.7)$$

$$\ln TK = \ln TK_0 - md^{-1/2} \quad (IV.8)$$

avec $Re_{0,2}$ limite d'élasticité, TK température de transition de la résilience, Re_0 et TK_0 constantes qui dépendent de la composition et de la microstructure de l'acier. Ces deux lois sont illustrées par la figure (IV.21). La pente k de la loi de Hall-Petch varie selon la composition de l'acier, de $18 \text{ MPa/mm}^{-1/2}$ pour les aciers doux et microalliés à $22 \text{ MPa/mm}^{-1/2}$ pour les aciers doux. La résistance à la traction suit également une loi de même type, mais avec un coefficient k de l'ordre de $10 \text{ MPa/mm}^{-1/2}$. On retiendra que la taille moyenne des grains ferritiques qui peut être décrite par un diamètre moyen d (mm) lié au nombre de grains par unité de surface N (mm^2) par la relation [51] :

$$d = N^{-1/2} \quad (IV.9)$$

La taille de grain est souvent donnée par un indice G lié à N par la relation (voir figure IV.21):

$$N = 2^{G+3} \quad (IV.10)$$

La relation générale donnant l'évolution de la contrainte $s(e)$ en fonction du diamètre de grains est la loi de Petch (voir figure IV.19). Le diamètre moyen des grains d , agit également plus ou moins fortement sur les propriétés plastiques des métaux (écrouissage) (figure IV.20a). La taille des grains est le premier paramètre que l'on cherche à contrôler lors de l'étape de déformation. Son influence sur les propriétés mécaniques est fondamentale et unique ; c'est en effet le seul paramètre qui, de manière directe, permet d'améliorer à la fois la résistance et la résilience. Comme le montre la figure (IV.20b), cette loi est bien vérifiée dans un grand domaine de variation de d . Cette loi peut s'interpréter dans un cadre microscopique si l'on fait l'hypothèse que la déformation plastique est confinée sur un plan de glissement au lieu d'intéresser tout le grain. Le diamètre moyen des grains d , agit également plus ou moins fortement sur les propriétés mécaniques. L'affinement du grain initial augmente la contrainte pour les petites déformations.

Dans un matériau contenant relativement peu de dislocations, la déformation plastique se déclenche d'abord dans les grains les mieux orientés pour se déformer. Dans ces grains, les dislocations émises dans un plan vont s'empiler devant les interfaces difficiles à franchir, telles que les joints entre grains d'orientations différentes. La distance entre dislocations, à l'équilibre avec la contrainte appliquée, croît lorsque l'on va de l'obstacle vers la source. La force en retour

sur la source finit par empêcher celle-ci d'émettre de nouvelles dislocations. En tête d'empilement, au voisinage de l'obstacle, les dislocations exercent une force locale, proportionnelle à leur nombre, qui finit par déclencher le glissement dans le deuxième grain, au-delà d'une valeur critique. Plus la taille de grains est petite, plus les propriétés de résistances sont importantes. Des améliorations au niveau de la ductilité et de la soudabilité peuvent être obtenues avec des nuances à grains fins réalisés soit par normalisation (EN 10113-2), soit par laminage thermomécanique (EN 10113-3). La formabilité dépend beaucoup de l'épaisseur.

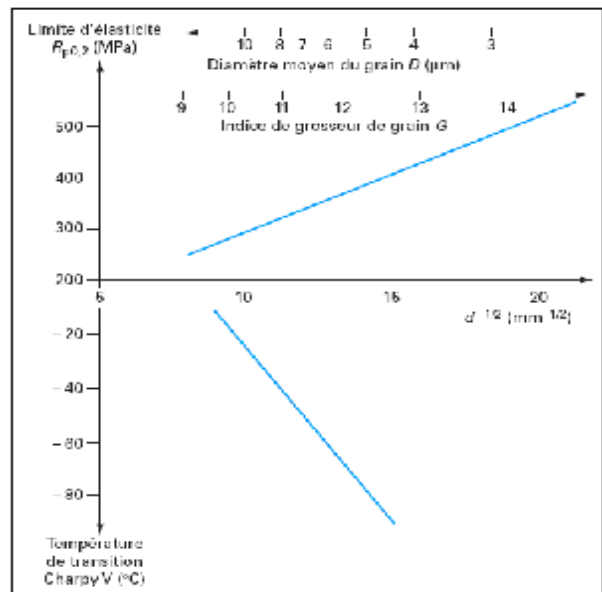
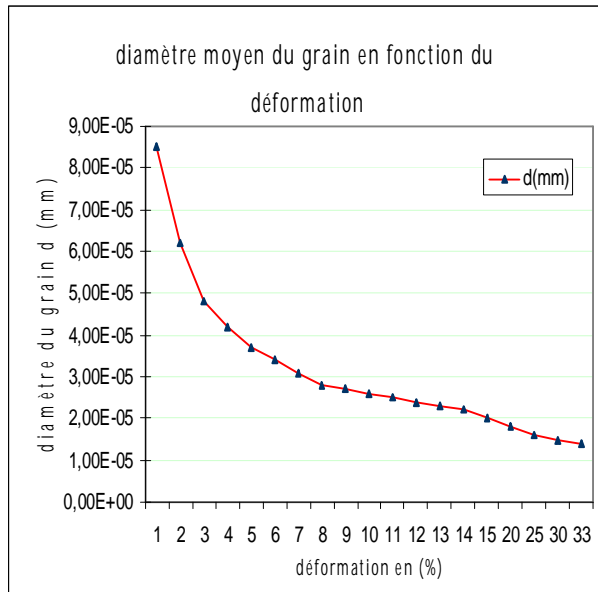


Figure IV.19 : Diamètre du grain en fonction de la déformation

Figure IV.20: Lois de Petch appliquées à un acier extra-doux laminé à chaud

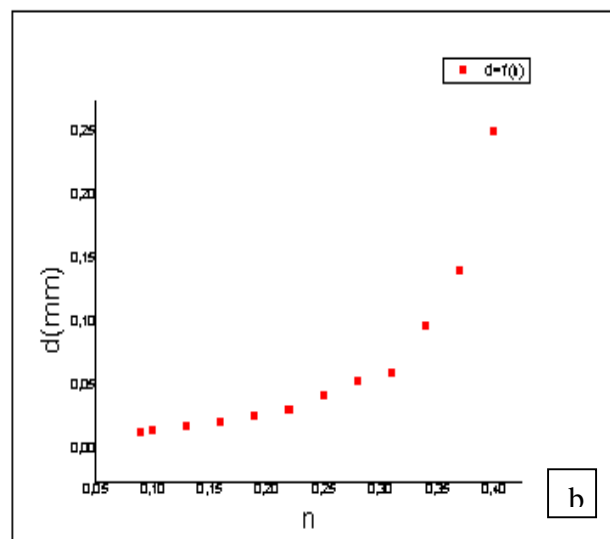
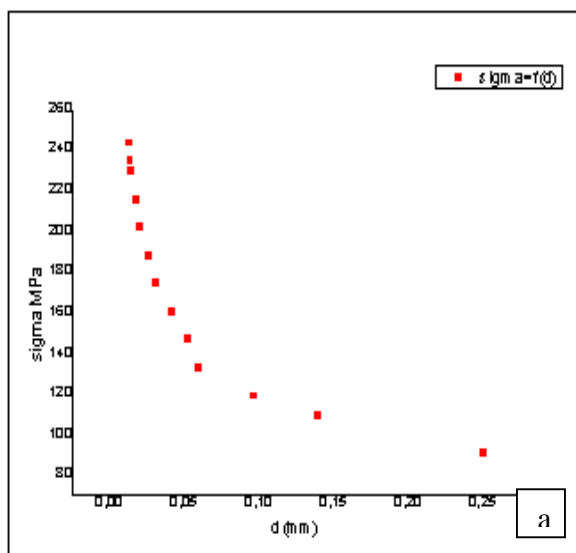


Figure IV.21 : Diamètre du grain en relation avec a) limite d'élasticité, b) l'exposant d'écroutissage

2. Effet des épaisseurs des joints des tubes sur le comportement mécanique

Comme pour la plupart des produits métallurgiques, le niveau garanti des propriétés de ductilité (allongement à la rupture, pliage) décroît quand l'épaisseur augmente, cela résultant à la fois de plus grandes difficultés dans la maîtrise thermomécanique des procédés de fabrication et d'une sévérisation des tests par l'épaisseur elle-même. Tout en gardant la charge constante, les propriétés de résistances (R_e , R_m) diminuent en fonction de l'augmentation des épaisseurs des l'éprouvettes considérées (figure IV.23). Le tableau (IV.17), illustre les variations des limites élastiques en fonction des épaisseurs pour des chargements constants pour deux types d'aciers (figure IV.22).

Tableau IV.17 – valeurs d'épaisseurs et des limites élastiques pour deux nuances

Epaisseur	Nuance	
	S235	S355
	R_e (N/mm ²)	R_e (N/mm ²)
≤ 16	235	355
$16 < t \leq 40$	225	345
$40 < t \leq 63$	215	335
$63 < t \leq 80$	215	325
$80 < t \leq 100$	215	315
$100 < t \leq 150$	195	295

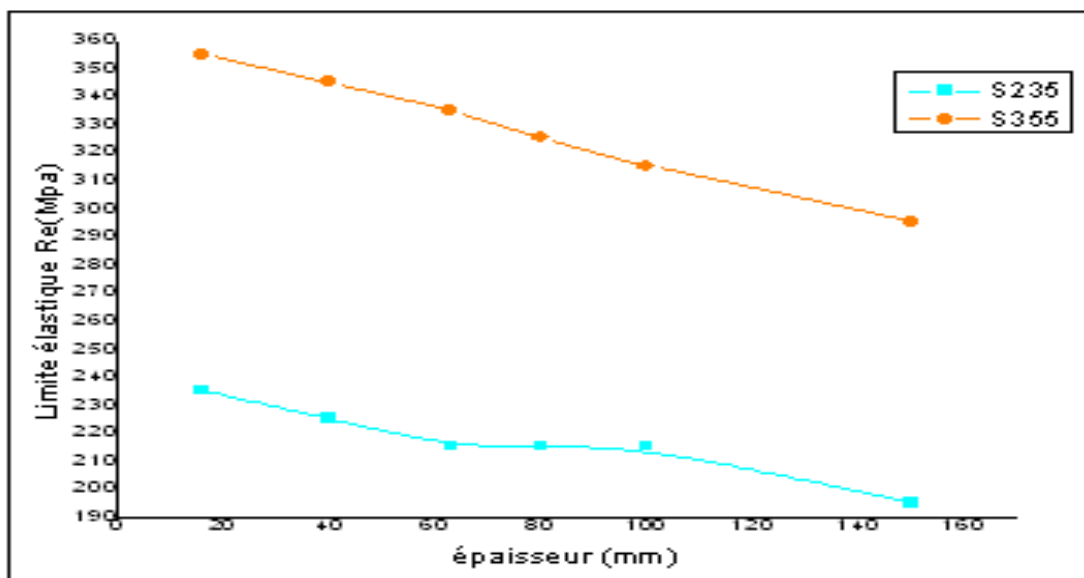


Figure IV.22: Limite élastique en fonction des épaisseurs pour deux types d'acier S235

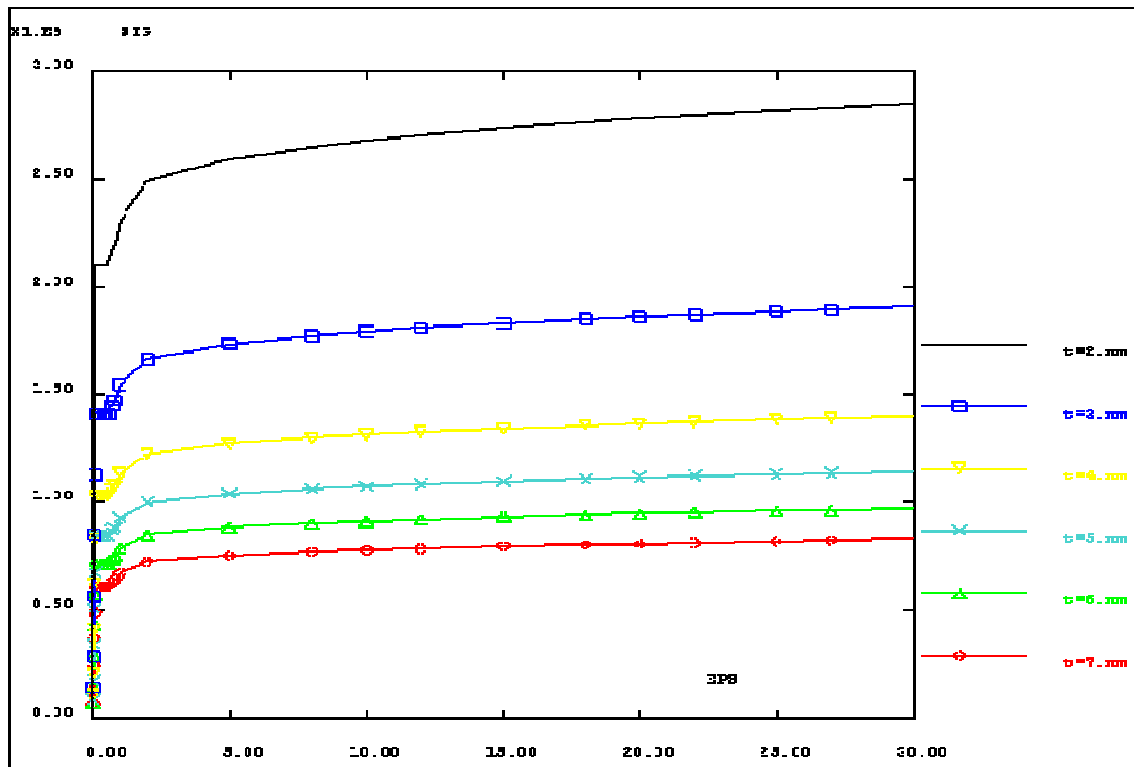


Figure IV.23: Effet de l'épaisseur ($t = 2 \text{ mm}$, $t = 3 \text{ mm}$, $t = 4 \text{ mm}$, $t = 5 \text{ mm}$, $t = 6 \text{ mm}$ et $t = 7 \text{ mm}$) sur les propriétés mécaniques (courbe de traction) de l'acier S235JR,

3. Effet des vitesses de chargement sur le comportement mécaniques des joints

Les considérations précédentes ne font intervenir que les paramètres mesurés expérimentalement dans des conditions d'essais données, en particulier à une vitesse de déplacement de la traverse constante. Ce paramètre influence nettement l'allure de la courbe de traction. Par définition, la vitesse de chargement (qu'il est relativement aisé de maintenir constante durant l'essai). Plus la vitesse de chargement est élevée, plus la consolidation est importante. Les effets de vitesses et de température sont reliés, en effet plus la vitesse de sollicitation augmente plus la température du matériau est importante [52].

Si on se limite à la température ambiante et aux aciers ferritiques, on observe une influence nette de la vitesse sur les caractéristiques de limite d'élasticité et de résistance [53]. Il faut distinguer trois domaines pour l'effet de la vitesse, comme montre la figure (IV.24).

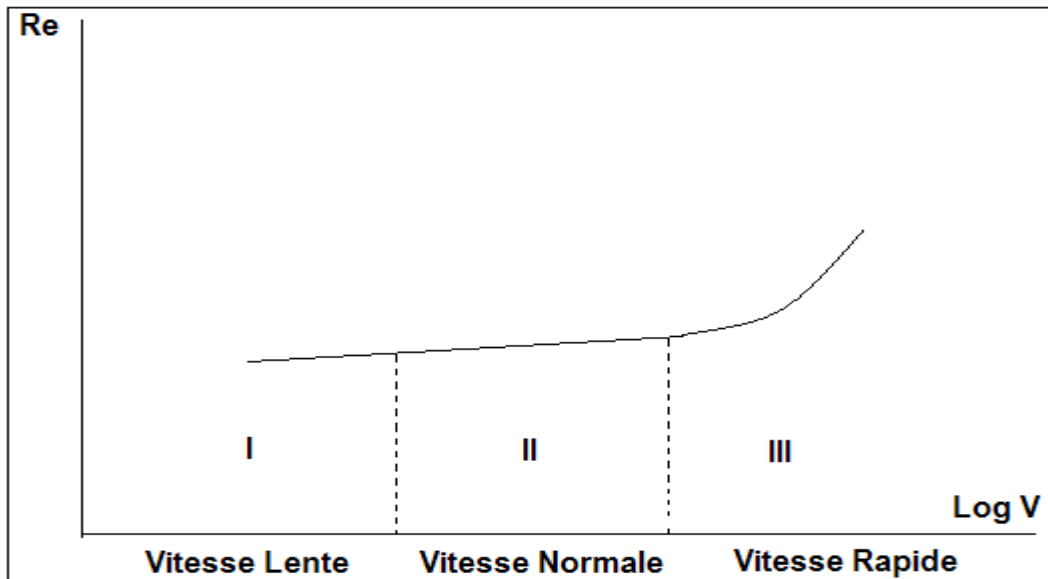


Figure IV.24: Schéma de l'influence de la vitesse [53].

Si l'on porte la limite d'élasticité en fonction du logarithme de vitesse de chargement on obtient une loi croissante;

- ◆ dans la région I, aux très basses vitesses il y a très peu de variation à moins d'arriver à la mise en évidence de phénomène de vieillissement,
- ◆ le domaine II correspond aux vitesses normales d'essai (de 1 à 100 % min), celles qui sont fixés par les normes et celles que peuvent réaliser les machines modernes au-delà des normes; c'est partie quasi linéaire,

$$\Delta R_e = a \Delta \log V \quad (\text{IV.11})$$

Dont la pente a vaut entre 9,8 et 19,6 N/mm² et en moyenne (résultat de nombreux laboratoire sur plusieurs aciers) 14,7 N/mm², pour unité augmentation d'une unité $\log V$ soit pour vitesse multipliée par 10 [54]. On peut également écrire pour la résistance à la rupture, le coefficient b étant plus faible que a .

$$\Delta R_m = b \Delta \log V \quad (\text{IV.12})$$

- ◆ Le domaine III couvre les très grandes vitesses; la tendance devient exponentielle. Ce domaine est intéressant pour l'étude des déformations rapides comme le formage à haute énergie et pour les études sur la rupture fragile.

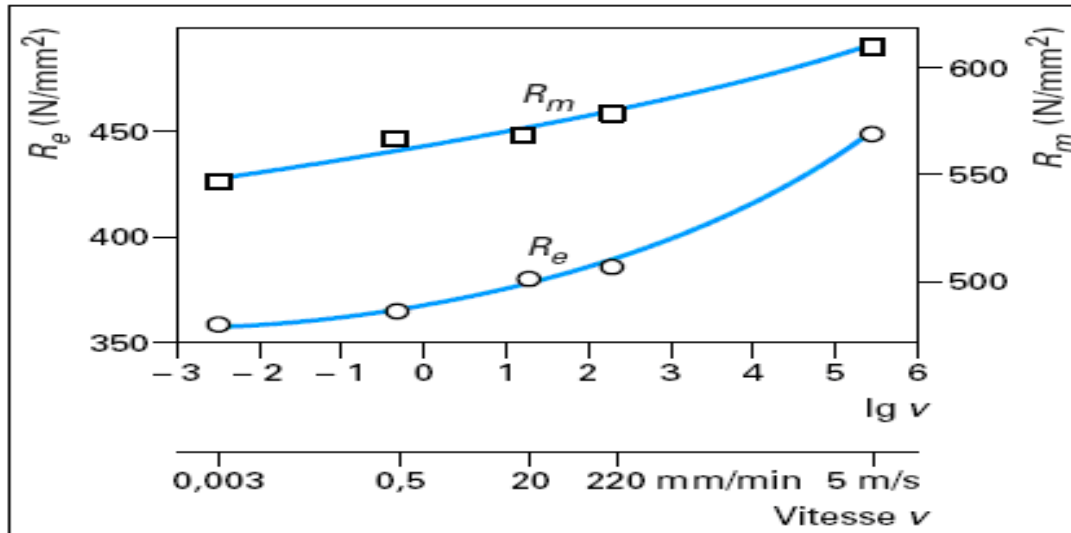


Figure IV.25: Influence de la vitesse de traction sur R_m et R_e

L'influence de la vitesse de traction sur la courbe de traction (figure IV.25) s'explique par le fait que la déformation plastique ne suit pas instantanément la variation de déformation ϵ_{tot} . Lors d'un incrément rapide et discontinu de l'allongement, l'éprouvette se déforme d'abord élastiquement. Au cours du temps, une partie de cette déformation élastique est transformée en déformation plastique produisant ainsi le phénomène de relaxation de la contrainte. Pour un essai de traction à vitesse de déformation constante, ces deux phénomènes opèrent en même temps et la courbe obtenue dépend de la cinétique et de l'amplitude de la déformation plastique. La démonstration de cet effet nécessite cependant des vitesses de traction variant d'un à plusieurs ordres de grandeurs. La vitesse de déformation recommandée pour un essai standard est de l'ordre de 0.4% par seconde dans le domaine plastique. Aux alentours de la limite élastique, le taux d'augmentation de la contrainte ne devrait pas dépasser une dizaine de MPa par seconde. On considère la réponse à des essais classiques uniaxiaux au cours desquels la vitesse de déformation n'a pas de variation brutale. Les résultats trouvés dans la littérature sont abondants. La tendance générale, commune à tous les matériaux, est assez bien illustrée par la réponse de l'acier doux. Pour ce dernier, la sensibilité à la vitesse est relativement significative, l'évolution en fonction de la vitesse de la relation unidimensionnelle contrainte-déformation (établie en compression). Les différents modèles devront donc rendre compte de ce type d'évolution.

4. Effet de la température sur les propriétés mécaniques

L'influence de la température sur la **rhéologie** est souvent exprimée par le coefficient a dans la relation :

$$s_0 = K \bar{\epsilon}^n \dot{\bar{\epsilon}}^m \exp(-a\Delta T) \quad (\text{IV.13})$$

avec s_0 contrainte d'écoulement, K consistance, $\bar{\epsilon}$ déformation généralisée, n coefficient d'écrouissage, $\dot{\bar{\epsilon}}$ vitesse de déformation généralisée, m sensibilité à la vitesse, a dépendance de la température. Rappelons que, pour un acier par exemple, ce même coefficient a pour ordre de grandeur : $a = 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1}$ entre $900 \text{ }^\circ\text{C}$ et $1\ 200 \text{ }^\circ\text{C}$ (il est beaucoup plus faible vers $20 \text{ }^\circ\text{C}$). Les coefficients m de sensibilité à la vitesse et n d'écrouissage doivent être respectivement aussi proches que possible. Il n'est pas possible de respecter également a (dépendance à la température) : c'est une des raisons qui impose de réaliser les essais de simulation à température constante. Pratiquement, pour les métaux, cette loi peut être simplifiée suivant le niveau de la température de mise en forme.

- **Travail à chaud** : la température du métal T est supérieure à $0,5 T_f$ (T_f étant la température de fusion) ; l'écrouissage est alors négligeable ($n \approx 0$); la sensibilité à la vitesse de déformation m devient le facteur prépondérant :

$$s_0 = K \dot{\bar{\epsilon}}^m \quad 0,1 \leq m \leq 0,2 \quad (\text{IV.14})$$

- **Travail à froid** : la température du métal T est inférieure à $0,3 T_f$ la sensibilité à la vitesse est alors négligeable ($m \approx 0$) , le coefficient d'écrouissage n devient le facteur prépondérant :

$$s_0 = A \bar{\epsilon}^n \quad 0,1 \leq n \leq 0,3 \quad (\text{IV.15})$$

Au-dessus de la température ambiante les caractéristiques de résistance diminuent. La figure (IV.26) donne un ordre de grandeur de l'évolution des caractéristiques d'élasticité avec l'élévation de température. Les variations, en fonction de la température, de la résistance à la traction d'un acier de construction métallique sont plus complexes. En effet, au cours d'un essai de traction à chaud, dès que la charge unitaire correspondant à la limite d'élasticité est dépassée, l'acier s'écrouit et devient susceptible de subir un phénomène de vieillissement qui induit un durcissement, dont la première conséquence est une augmentation de la résistance à la traction. Cette augmentation, qui se fait le plus sentir vers 200 à $300 \text{ }^\circ\text{C}$, est d'autant plus importante que l'acier est plus " vieillissant".

Le tableau (IV.18) donne un ordre de grandeur de l'évolution des caractéristiques d'élasticité. Le module d'élasticité E diminue quand la température s'élève. Le chauffage au-dessus de la température ambiante provoque une dilatation réversible, grandeurs sont données en (%).

Tableau IV.18 – Evolution des performances mécaniques quand on élève la température de l'acier

Quand on enlève la température au dessus de 20°C jusqu'a	La limite d'élasticité diminue de (1)	Le module d'élasticité diminue de (1)	La longueur de base augmente (1)
100 °C	7 %	3,5 %	0,10 %
200 °C	16 %	6 %	0,21 %
300 °C	26 %	9%	0,36 %
400 °C	38 %	13 %	0,51 %
(1) Par rapport à sa valeur à 20°C			

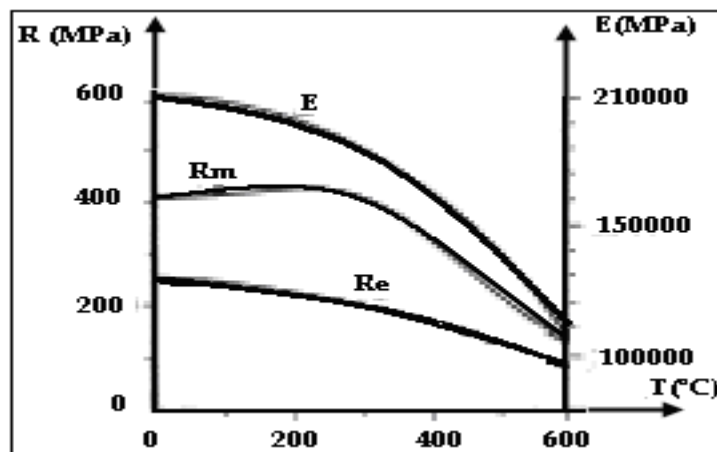


Figure IV.26: Effet de la température sur les propriétés mécaniques de l'acier soudé.

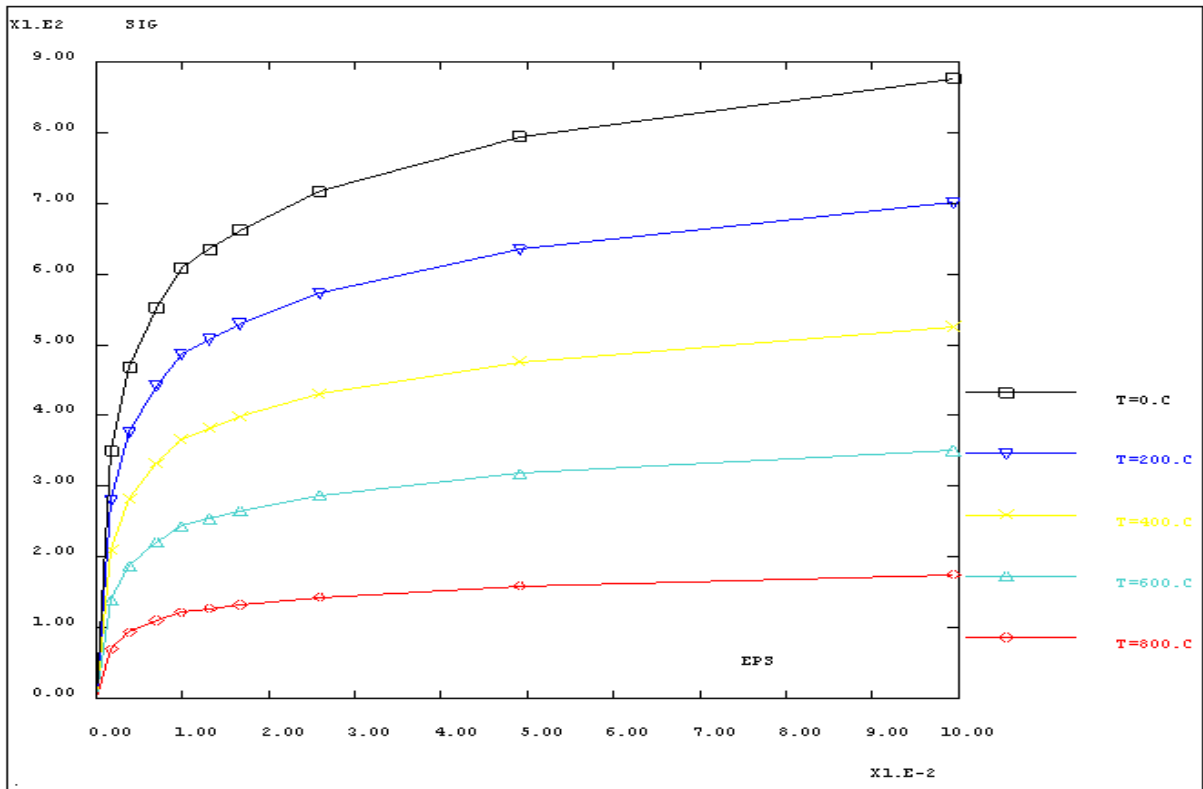


Figure IV.27: Courbe de traction pour plusieurs niveaux de températures

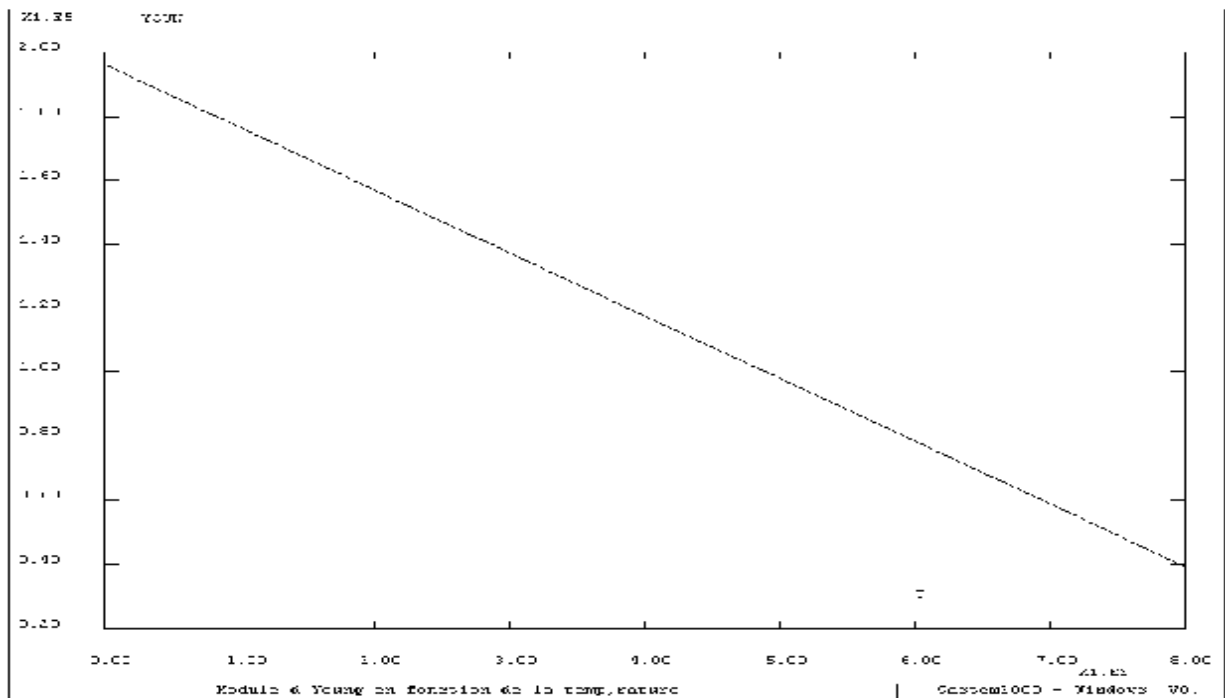


Figure IV.28: Module d'Young en fonction de la température

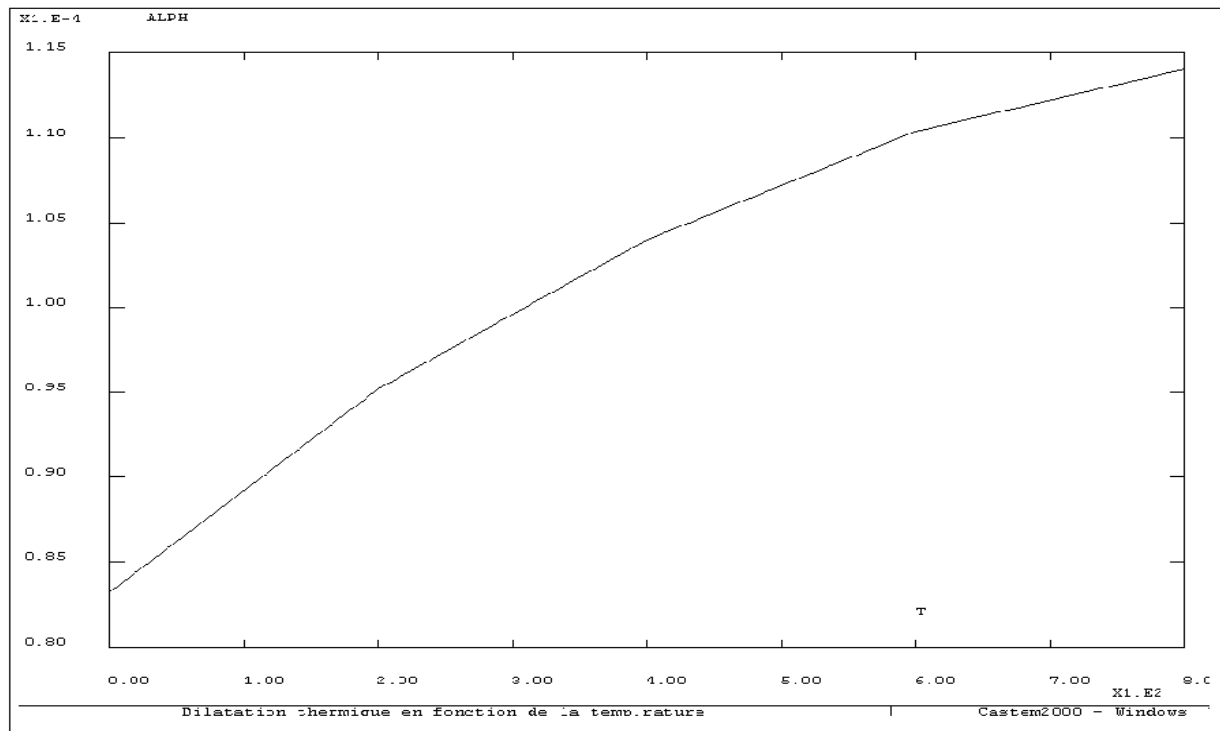


Figure IV.29: Dilatation thermique en fonction de la température

L'acier au S235JR étudié a fait l'objet d'une caractérisation en traction. Des calculs ont été réalisés pour les températures 200, 400, 600 et 800 °C (figure IV.27). Lors de cette campagne, il a été observé une chute de la ductilité et une sensibilité négative, liées au grossissement des grains. Des paliers de Lüders ont également été observés à basse température. L'effet Lüders s'atténuant lorsque la température augmente. A 20 °C, au début de la déformation plastique, une bande de déformation localisée apparaît sur l'éprouvette : une chute de contrainte est observée sur la courbe correspondante. Ensuite, la bande se propage sur toute la longueur utile de l'éprouvette : un plateau de contrainte est observé sur la courbe. A 200 °C, des instabilités sont nettement observées. Nous avons tenté de montrer la nécessité de mieux tenir compte, lors de la conception des tubes, des déformations et des contraintes qu'engendrent les variations de la température. Le module d'élasticité E diminue quand la température s'élève (figures IV.27 et IV.28). Le chauffage au-dessus de la température ambiante provoque une dilatation réversible (figure IV.29). Le glissement intergranulaire traversant ou suivant les joints de grains est favorisé par l'activation thermique et est surtout sensible aux températures dépassant le tiers de la température de fusion du matériau.

5. Effets de la teneur en carbone

L'acier est un alliage à base de fer additionné d'un faible pourcentage de carbone (de 0,008% à environ 2,14% en masse). La teneur en carbone a une influence considérable (et assez complexe) sur les propriétés de l'acier (figure IV.30) : en dessous de 0,008%, l'alliage est plutôt malléable et on parle de « fer » ; au-delà de 2,14%, les inclusions de carbone sous forme graphite fragilisent la microstructure et on parle de fonte. Entre ces deux valeurs, l'augmentation de la teneur en carbone a tendance à améliorer la résistance mécanique et la dureté de l'alliage ; on parle dans le cas de la classification traditionnelles des aciers « acier doux, mi-doux, mi-durs, durs ou extra-durs ». On modifie également les propriétés des aciers en ajoutant d'autres éléments, principalement métalliques, et on parle d'aciers alliés. De plus, on peut encore améliorer grandement leurs caractéristiques par des traitements thermiques (notamment les trempes) prenant en surface ou à cœur de la matière

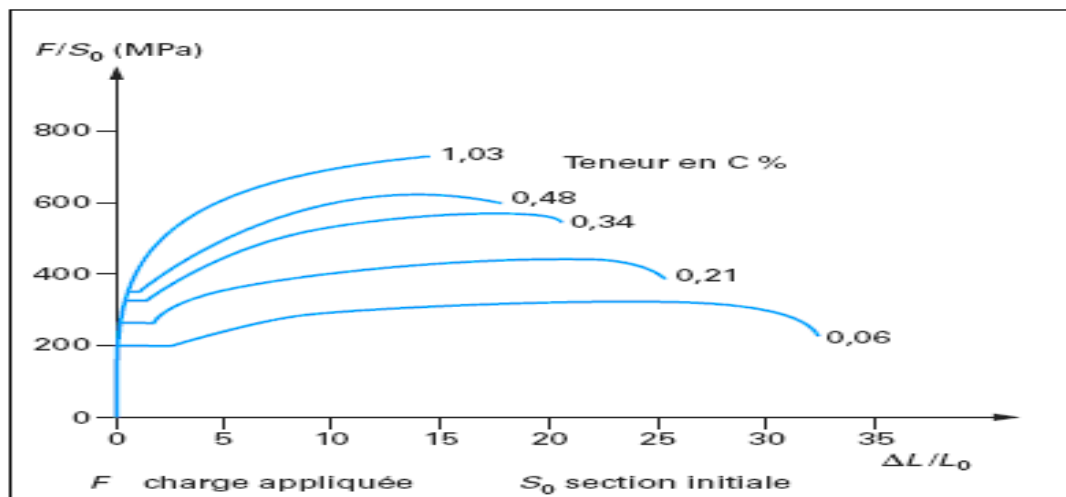


Figure IV.30: Courbes de traction d'aciers à teneur à différents teneurs en carbone

IV.2.2 – Essai de résilience

Tableau IV.19: Garantie de résilience Charpy V de l'acier normalisé (E24) en J/cm² pour différentes qualités [55]

Qualité	Nuances	Normes NF	- 20°C	0°C	+20°C
2	E24	A 35-501	---	---	35
3	E24	A 35-501	---	35	---
4	E24	A 35-501	35	---	---

Tableau IV.20 : Les notations et unités de la résilience.

Forme de l'entaille	Unités [Joules/cm ²]	Unités [Joules]
V	KCV	KV
U	KCU	KU

KCV est obtenu en multipliant KV par 1,25. De même KCU est obtenu par multiplication de KCU par 2 [56].

Tableau IV.21 - résultats de l'essai de résilience

Echantillons	KV (daJ)	KCV (daJ/cm ²)
Acier sans soudure	3,2	4,00
Acier soudé (sous cordon)	2,9	3,625

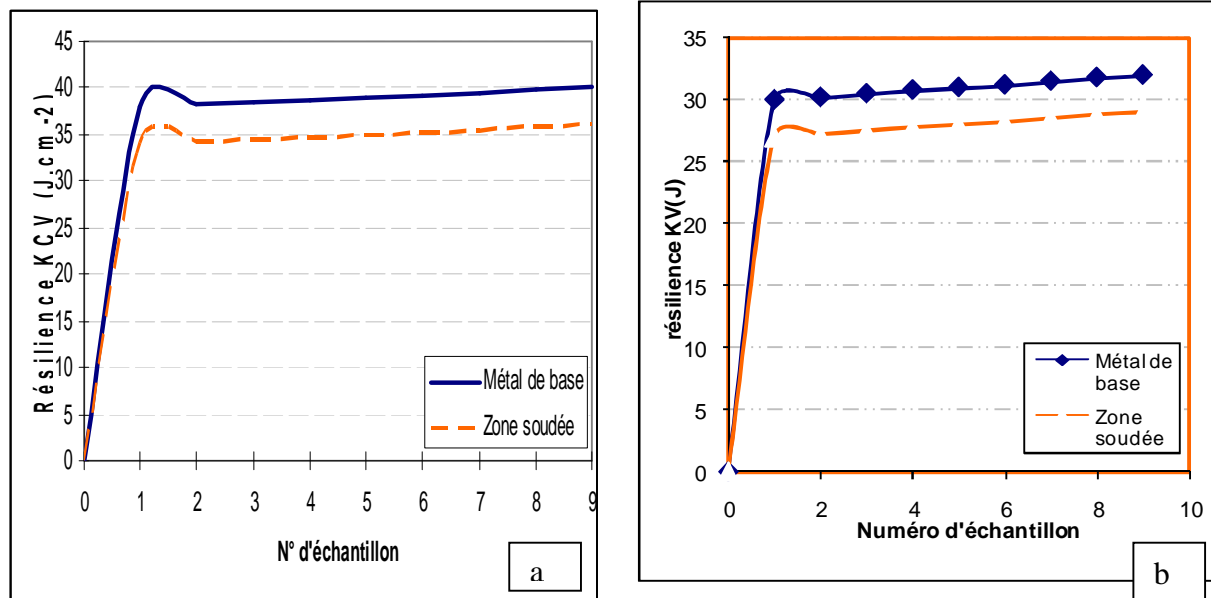


Figure IV.31: Comparatif de la résilience pour zone soudée et le métal de base a) KCV, b) KV

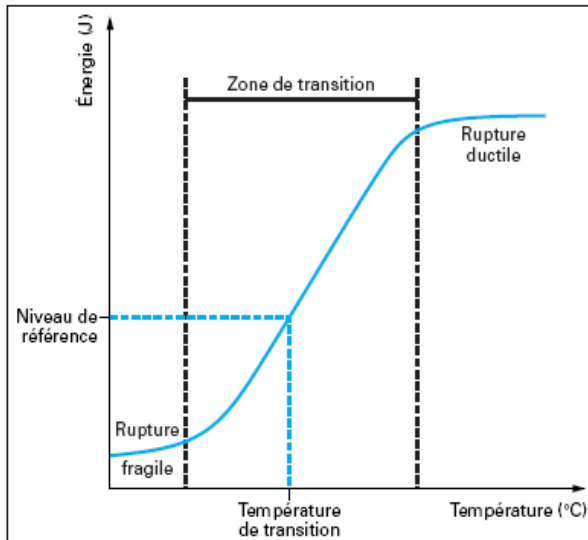


Figure IV.32: Courbe de transition de la résilience [57]

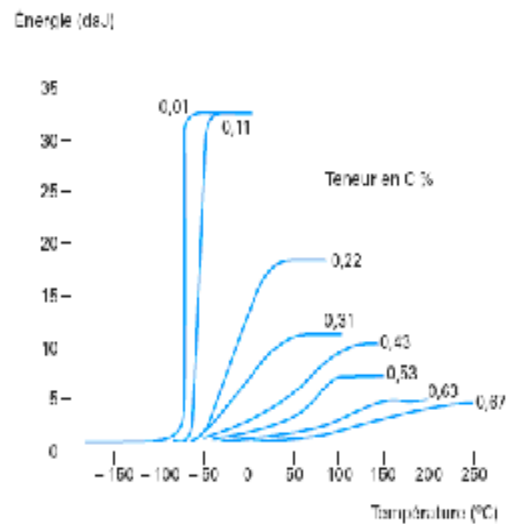


Figure IV.33: Influence de la teneur en carbone sur la courbe de transition [58]

La procédure de l'essai de résilience dit « *Essai de flexion par choc sur éprouvette Charpy* » est décrite par la norme NF EN 10045-1. Il s'agit d'un essai de rupture par flexion d'une éprouvette bi-appuyée, l'application de l'effort se faisant à mi-distance des appuis au droit de l'entaille, il permet de mesurer l'énergie (désignée par le symbole KV et exprimée en Joule) (tableau IV.20) absorbée par la rupture sur mouton-pendule de l'éprouvette entaillée (cette énergie n'est désormais plus rapportée à l'unité de surface de la section utile de l'éprouvette). Des valeurs sont données pour l'acier considéré entre la gamme de température -20°C , 0°C et $+20^{\circ}\text{C}$ (tableau IV.19). Les résultats sont enregistrés dans le tableau (IV.21) et courbes des figures (IV.31a et IV.31b) représentent l'évolution des résiliences KCV et KV pour la zone soudée et le métal de base. Sur la figure (IV.33), on peut voir qu'une augmentation de la teneur en carbone diminue l'énergie de rupture ductile et élève la température de la transition ductile-fragile [58]. Ces effets du premier ordre peuvent être modulés par les paramètres de morphologie de la perlite : grosseur des colonies et espacement interlamellaire.

Le comportement d'un acier face à ce risque de rupture fragile est caractérisé, d'une manière totalement conventionnelle, à l'aide de la valeur de son énergie de rupture par choc (dite aussi résilience) déterminée à des températures de référence (En fait cette procédure a pour objet de traduire pratiquement l'évolution de la résilience de l'acier en fonction de la température d'essai (laquelle peut varier de quelques dizaines de degrés Celsius au-dessus de la température ambiante jusqu'à des niveaux pouvant atteindre -196°C) et ceci à l'aide de la « courbe de transition de la résilience » (figure IV.32).

On constate que la résilience du métal diminue lorsque la température s'abaisse et que, à travers une transition s'étendant sur un certain domaine de température, elle passe des niveaux relativement élevés correspondant aux cas où la rupture est ductile (avec développement préalable d'une déformation plastique importante) à des niveaux extrêmement faibles qui traduisent le fait que l'acier subit alors une rupture fragile, c'est-à-dire sans déformation plastique (le passage se fait par l'intermédiaire de conditions mixtes avec une rupture partiellement fragile et partiellement ductile). Le résultat d'un tel essai dépend (en dehors de l'effet de la température évoqué plus haut) :

- de la présence et de la géométrie de l'entaille qui engendre une concentration de contrainte et qui modifie le comportement du matériau en générant des contraintes triaxiales de traction qui vont faire qu'il sera nécessaire d'exercer des contraintes plus élevées (que Re) pour provoquer une déformation plastique, au risque de voir apparaître la rupture sans passer par un stade plastique, c'est-à-dire d'arriver à la rupture fragile. Une augmentation de la vitesse de déformation engendre à la fois une augmentation de Re et de Rm et une diminution de l'écart entre ces deux caractéristiques, ce qui traduit une diminution de l'amplitude de la déformation plastique avant rupture,

- les niveaux de résilience donnés à une température déterminée qui apparaissent dans les normes de produits ont essentiellement le rôle de valeurs repères permettant de vérifier que la courbe de transition de l'acier considéré se situe, par rapport à l'échelle des températures, en deçà des limites imposées. Souvent il est fait référence à une résilience de 27J (correspondant à une température de transition représentée par le symbole T_{27J}) et à 40J (T_{40J}), 50J (T_{50J}) pour certains aciers à haute limite d'élasticité, ce qui est une façon de prendre en compte un point de la courbe de transition de la résilience. C'est ce point qui fait l'objet d'une garantie dans les normes de produit. Ces températures de transition sont des repères conventionnels. Plus elles sont basses, plus l'acier est résistant à la rupture fragile.

Evaluation des risques de rupture des matériaux métalliques

L'évaluation des risques de rupture des aciers de construction a été abordée, dans un premier temps, au moyen de la température de transition ductile- fragile. Plus tard, l'introduction de la notion de ténacité a permis de juger de l'influence d'un défaut plan en fonction des conditions de chargement. Dans tous les cas, les essais ont été développés afin de caractériser les matériaux de base.

1) Détermination d'un critère de rupture dans le domaine linéaire élastique

Le développement des concepts de mécanique de la rupture au début des années soixante aux Etats-Unis à permis de prendre en compte les dimensions d'un défaut dans l'évaluation des risques de rupture en introduisant la notion de facteur d'intensité de contrainte K_I au moyen de la formule :

$$K_I = Y S_n \sqrt{pa} \quad (\text{IV.16})$$

Où Y est le coefficient dépendant des géométries de la pièce et de la fissure, σ_n la contrainte nominale et a la dimension de la fissure. La rupture se produit quand K_I atteint la valeur critique K_{IC} . Pour obtenir une valeur de K_{IC} valide, différentes conditions doivent être remplies. En particulier, au niveau de l'étendue de la zone plastique, celle-ci doit être petite par rapport aux dimensions de l'éprouvette. Il en résulte, dans le cas matériaux ductiles, l'emploi d'éprouvettes de grandes dimensions. Il faut que l'épaisseur b soit telle que :

$$b \geq 2,5 \left(\frac{k_{IC}}{R_{e0,2}} \right)^2 \quad (\text{IV.17})$$

$R_{e0,2}$ Etant la limite élastique du matériaux.

Dès les premiers essais de détermination de la ténacité au moyen des concepts de la mécanique de la rupture, des corrélations ont été recherchées, notamment entre les valeurs de K_{IC} et celles obtenues au moyen d'essais de résilience, beaucoup moins onéreux. A titre d'exemple, on peut citer dans le domaine ductile la relation de Rolfe et Novak, vérifiée sur une gamme étendue d'aciers, jusqu'à une limite d'élasticité de 1720 MPa :

$$\left(\frac{k_{IC}}{R_e} \right)^2 = 6,4 \left[100 \left(\frac{KV}{R_e} \right) - 1 \right] \quad (\text{IV.18})$$

Avec, $\left(\frac{K_{IC}}{R_e} \right)^2$ en mm, KV en J et R_e en N/mm².

Des corrélations existent également entre K_{IC} et la résilience au bas de la zone de transition :

- entre température de transition définie par les essais de K_{IC} et de résilience,
- entre les valeurs de K_{IC} et KV .

En considérant comme température de transition les températures suivantes :

- TK_{IC} = température pour laquelle $K_{IC} = 100 \text{ Mpa.m}^{1/2}$,
- $TK28$ = température pour laquelle $KV = 28 \text{ J}$ ($KCV = 35 \text{ J/cm}^2$).

La corrélation suivante a pu être établie, pour des aciers dont la cristallinité à la température TK_{28} est toujours supérieure à 80-85 % :

$$TK_{IC} = 1,40 TK_{28} \text{ en } ^\circ C \quad (IV.19)$$

La relation entre K_{IC} et KV obtenue pour des valeurs de KV inférieures à 80 J s'écrit dans le cas des aciers, la courbe $K_{IC} f(KV)$ est enregistré dans la figure (IV.46) :

$$K_{IC} = 19 (KV)^{1/2} \quad (IV.20)$$

A partir de la courbe de résilience en fonction de la température, il est possible de tracer la courbe K_{IC} en fonction de la température. La rupture brutale intervient lorsque :

$$K_{IC} = K_I \quad (IV.21)$$

Avec :
$$K_{IC} = \sqrt{EG_c} \quad (IV.22)$$

G_c : énergie de rupture (voir tableau IV.22)

Tableau IV.22 : Energie de rupture G_c et ténacité K_{IC} [59]

Matériau	$G_c (KJ.m^{-2})$	$K_{IC} (MN.m^{-3/2})$
Acier doux	100	140
Acier à moyenne teneur en carbone	13	51
Acier à haute résistance	15-118	50-154
Acier pour réservoir sous pression	150	170
Fonte	0,2-3	6-20

- **Critères de rupture dans le domaine élasto-plastique**

Afin de pouvoir évaluer les risques de rupture liés à la présence de défauts dans le cas de matériaux ductiles d'autres critères ont été introduits. Parmi les plus utilisés on peut citer : J_{IC} , *Intégrale J de Rice*

L'intégrale J , est une intégrale de contour qui permet d'étendre les concepts de la mécanique linéaire élastique de la rupture aux matériaux présentant une forte déformation plastique en pointe de fissure. Ce critère de rupture est largement utilisé dans le domaine nucléaire pour évaluer les risques de déchirure ductile. Les éprouvettes comportent des entailles latérales facilitant la préfissuration et éventuellement une entaille en chevron afin de faciliter l'amorçage. L'ouverture de l'entaille est mesurée au droit de la ligne de chargement. Lors du chargement, effectué à vitesse d'ouverture constante, on enregistre la force en fonction de l'ouverture. L'aire sous la courbe $F-d$, jusqu'au déplacement correspondant à l'interruption de l'essai une énergie et est utilisée pour calculer J . A la fin de l'essai, l'éprouvette est bleuie, par oxydation à chaud,

avant d'être rompue. L'examen de faciès de rupture permet d'évaluer l'amplitude de la propagation stable Δa . La méthode des déchargements partiels permet de déterminer, en principe avec une seule éprouvette, le déplacement critique J_{IC} qui correspond au début de la fissuration stable. Il existe entre J_{IC} et K_{IC} une relation de la forme :

$$J_{IC} = \frac{(1-n)^2}{E} k_{IC}^2 \quad (IV.23)$$

où n est le coefficient de Poisson et E le module d'élasticité longitudinale du matériau.

J_{IC} s'exprime en J/m^2 lorsque K_{IC} est exprimé en $Mpa.m^{1/2}$.

Les éprouvettes utilisées sont comparables à celles en mécanique linéaire élastique de la rupture et une fissure de fatigue est développée.

A l'origine, l'essai consistait à mesurer l'écartement en fond d'entaille, d en fonction de la charge appliquée. Compte tenu de la difficulté à effectuer cette mesure, une méthode consistant à calculer d , à partir d'une mesure de l'ouverture des lèvres de l'éprouvette, au moyen d'un extensomètre à lames a été proposé. Dans la mesure où l'on dispose du COD, la dimension du défaut critique dans une structure peut être calculée à partir de la relation proposée par F.M. Burderkin :

$$a = c \left(\frac{d}{e_Y} \right) \quad (IV.24)$$

$$\text{si } \frac{e}{e_Y} < 0,5 \quad c = \frac{1}{2p \left(\frac{e}{e_Y} \right)^2} \quad (IV.25)$$

e est la déformation réelle subie par la structure au voisinage du défaut et e_Y la déformation à la limite d'élasticité. Dans tous les cas les valeurs critiques sont calculées au moyen de la formule :

$$d = \frac{K^2 (1-n^2)}{2 E R_{p0,2}} + \frac{0,4 (W - a_0)}{(0,4 W + 0,6 a_0 + z)} V_p \quad (IV.26)$$

$$\text{Avec :} \quad k = \frac{F}{B w^{1/2}} Y \quad (IV.27)$$

Y étant une fonction de $\frac{a}{w}$, a_0 la longueur totale utile du défaut initial, z la distance entre l'arête des couteaux et l'axe de chargement dans le cas d'une éprouvette CT.

E, $R_{p0,2}$ et ν étant respectivement le module d'élasticité, la limite d'élasticité et le module de Poisson du matériau.

- **Evaluation des risques de rupture des assemblages soudés**

Les méthodes d'essais, utilisées pour caractériser les assemblages soudés, sont comparables à celles mises en œuvre pour caractériser les matériaux de base, avec toutefois des problèmes de prélèvement liés aux hétérogénéités du cordon de soudure.

- **Hétérogénéités du cordon de soudure**

Assembler un ou deux matériaux par soudage avec ou sans métal d'apport est une opération métallurgique complexe qui entraîne de nombreuses hétérogénéités :

Chimique, le produit d'apport étant souvent de nature différente de celles des matériaux à assembler. S'y ajoutent les effets de dilution dans les zones de liaisons ;

- Métallurgiques, liées aux phases de chauffage et de refroidissement plus ou moins nombreuses en fonction du nombre de passes ;

Mécanique, le comportement du cordon étant différent de celui des matériaux de base. Ce type d'hétérogénéité est désigné par les anglo-saxons par le terme mismatching. Il est caractérisé par le rapport M entre la limite d'élasticité de la zone fondue et la limite d'élasticité du matériau de

$$M = \frac{S_{ez}}{R_e} \quad (\text{IV.28})$$

Où S_{ez} est la limite d'élasticité de la ZAC et $R_{e\text{ celle}}$ du métal de base.

Si $M > 1$ on parlera d'overmatching et, dans le cas contraire, d'undermatching géométrique, compte tenu des conditions de préparation de chanfrein et de forme des cordons (concentration de contrainte) ;

- défauts éventuels, plans ou volumiques, internes ou débouchant en surface qui réduit la section efficace.

IV.3-Conclusion

Le travail présenté dans ce chapitre aborde une partie de grande importance. Il s'agit de la caractérisation des propriétés mécaniques des tubes en acier soudés, réalisé par les démarches expérimentaux et mise en place à partir des essais de traction, de dureté et de résilience. Les mesures de ces propriétés sont effectuées sur des éprouvettes de différentes géométries normalisées prélevées dans les produits à tester (tube soudé). Pour les essais de traction et de dureté les éprouvettes sont des tronçons tubulaires et des bandes à joint longitudinal et

transversal, avant et après laminage à chaud et recuit. Pour l'essai de résilience les éprouvettes sont celle de Charpy entaillées en V. L'effet du traitement thermique (recuit) restaure l'équilibre entre les propriétés de résistance (R_e , R_m , HRC) et les propriétés de ductilité (A , KV) en prenant compte des facteurs influençant les processus de résistance et de ductilité. Les performances mécaniques d'un acier de construction à la température ambiante sont appréciées fondamentalement à travers les valeurs que prennent sa limite d'élasticité (R_e) et sa résistance à la rupture en traction (R_m).

CHAPITRE V

Contrôle des tubes après soudage

V.1-Introduction

Les nombres représentant les divers aspects des propriétés des aciers ne rendent pas entièrement compte de la qualité de chacun d'eux. S'ils correspondent assez bien au point de vue du mécanicien, ils ne suffisent pas, il faut envisager également des propriétés plus purement physiques du métal. Nous avons fait allusion à l'hétérogénéité et aux propriétés directionnelles d'une pièce d'acier, c'est un des phénomènes complexes qu'on peut englober sous l'appellation de *défauts et maladies des aciers*. L'hétérogénéité est liée aux ségrégations, c'est-à-dire aux irrégularités de composition se produisant lors de la solidification et qui ne peuvent pas être entièrement effacées lors des transformations et traitements ultérieurs. Ces ségrégations, parfois liées à des dégagements gazeux, persistent dans l'acier et peuvent être à l'origine de divers autres défauts. Les *inclusions* non métalliques que l'on rencontre dans tous les aciers normalement élaborés constituent également un défaut pouvant avoir des conséquences graves. Les plus grosses proviennent d'entraînement de laitier ou de réfractaire, elles sont accidentelles et doivent pouvoir être évitées grâce à des précautions spéciales. Les plus petites, les plus nombreuses d'ailleurs, sont, au contraire, inhérentes à l'acier et sont liées au processus même d'élaboration et surtout à la phase de désoxydation; leur formation peut continuer même pendant la solidification. Si leurs inconvénients sont moins graves, elles n'en ont pas moins une influence profonde sur les propriétés de l'acier. Si elles n'ont pas pu être éliminées dès leur formation, elles entraînent le rejet de l'acier en cours de fabrication, et l'utilisateur ne les rencontre guère. Il peut se produire encore une altération des caractéristiques mécaniques (fragilisation), soit parce que l'acier a été chauffé à trop haute température (surchauffe), soit par suite d'un revenu dans une zone de température ne convenant pas pour l'acier traité (fragilité de revenu). Bien d'autres défauts encore peuvent être rencontrés dans les aciers. Il est donc évident que la détermination des grandeurs mesurables ne peut pas suffire pour apprécier la qualité. Outre ces déterminations, le contrôle de la qualité comportera l'examen de l'acier ou de la pièce à l'aide de méthodes faisant appel aux ressources de la technique la plus évoluée. On utilisera des méthodes magnétiques ou électromagnétiques pour l'examen des surfaces, des rayonnements ultrasonores pour sonder l'intérieur du métal et mettre en évidence des inclusions ou des fissures interne.

V.2- Contrôle par essais destructifs

V.2.1- Essai de pliage (NF A 49-858, octobre 1988):

a – Principe : L'essai consiste à soumettre l'éprouvette à une déformation plastique par pliage, sans inversion du sens de flexion au cours de l'essai. Le pliage est poussé jusqu'à ce que la distance hors tout des deux branches de l'éprouvette soit amenée sous charge à une valeur prédéterminée fixée dans la norme de produit. Les axes des deux branches de l'éprouvette doivent rester dans un plan perpendiculaire à l'axe de pliage. Les deux branches peuvent, suivant les prescriptions de la norme de produit ou bien venir au contact l'une de l'autre, ou bien demeurer à une distance déterminée l'une de l'autre : on peut faire usage d'une cale pour régler cette distance à la valeur voulue (figure V.1) [60]. Le tableau (V.1) désigne les symboles.

b- Symboles et désignations

Tableau V.1 : Symboles et désignations

Numéro de repère	2 Symboles	3 Désignations
1	e	Epaisseur de l'éprouvette
2	b	Largeur de l'éprouvette
3		Intervalle entre les appuis ou, pour un empreint, ouverture de ce dernier
4	z	Distance sous charge hors tout des deux branches de l'éprouvette ou distance entre les plateaux
5	D	Diamètre du mandrin ou épaisseur du poinçon
6		Rayon de l'arrondi du poinçon

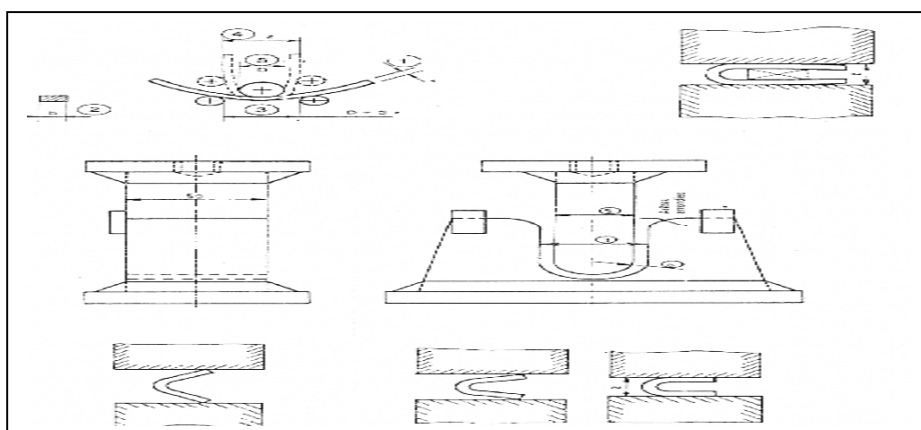


Figure V.1 : Principe de l'essai de pliage

V.2.2- Essai d'aplatissement NF EN 10233 (février 1994), A 49-853)

a- Principe : La présente norme spécifie une méthode de détermination de l'aptitude à la déformation plastique par aplatissement de tubes métalliques, de section circulaire, elle peut

également révéler les défauts des tubes. L'aplatissement entre les plateaux d'une machine d'une éprouvette prélevée à l'extrémité d'un tube ou découpée dans un tube dans le sens perpendiculaire à l'axe longitudinal de ce tube jusqu'à ce que la distance entre les plateaux, mesurée sous charge dans la direction de l'aplatissement, atteigne la valeur spécifiée dans la norme de produit concernée (figure V.2). En cas d'aplatissement dit à bloc, les surfaces intérieures de l'éprouvette doivent venir en contact l'une avec l'autre sur au moins la moitié de la largeur b de l'éprouvette aplatie [61]. Le tableau (V.2) désigne les symboles et les désignations.

b- Symboles et désignations

Tableau V.2 : *Symboles et désignations*

Symbole	Description	Unité
D	Diamètre extérieur du tube	mm
e	Epaisseur de paroi du tube	mm
b	Largeur intérieure de l'éprouvette aplatie	mm
L_c	Longueur de l'éprouvette	mm
h	Distance entre plateaux mesurés sous charge	mm

La machine utilisée pour l'essai doit être capable d'aplatir l'éprouvette à la hauteur H prescrite entre ces deux plateaux plans, parallèles et rigides (figure V.3). La largeur des plateaux doit dépasser celle de l'éprouvette, c'est-à-dire atteindre au moins $1,6xD$.

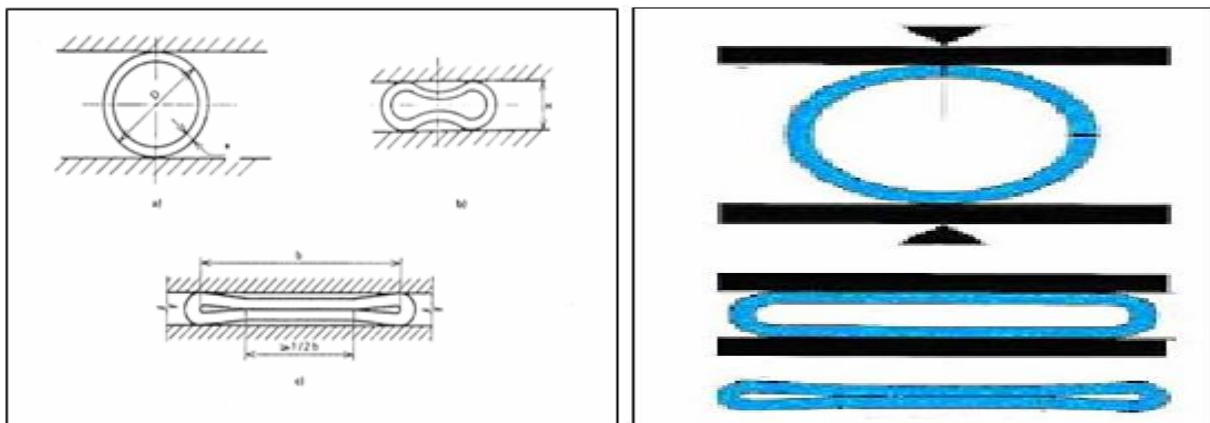


Figure V.2 : Principe de l'essai d'aplatissement **Figure V.3 :** Hauteur et effort d'aplatissement
V.2.3- Essai d'évasement EN 10234 (octobre 1993)

Principe: La présente norme européenne spécifie une méthode de détermination de l'aptitude à la déformation plastique par évasement de tubes métalliques, de section circulaire, elle est applicable aux tubes de diamètre extérieur au plus égal à 150 mm (100 mm pour les métaux légers) et d'épaisseur de paroi ne dépassant pas 10 mm. L'évasement à l'aide d'un mandrin tronconique (figures V.4 et V.5) de l'extrémité d'une éprouvette découpée dans un tube, jusqu'à

ce que le diamètre extérieur maximal du tube ainsi évasé atteigne la valeur spécifiée dans la norme de produit concernée [62]. Le tableau (V.3) désigne les symboles et les significations.

Tableau V.3 : Symboles et désignations

Symbole	Description	Unité
D	Diamètre extérieur du tube	mm
e	Epaisseur du paroi du tube	mm
L	Longueur de l'éprouvette avant essai	mm
C	Diamètre extérieur maximal après essai	mm
β	Angle de cône du mandrin	Degré (°)

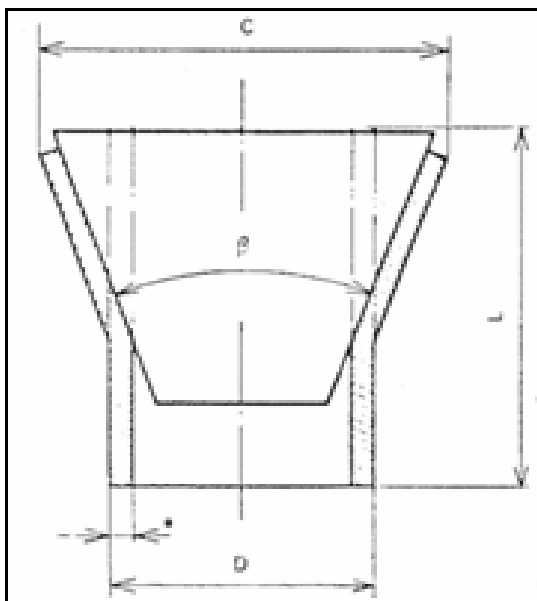


Figure V.4 : Essai d'évasement.

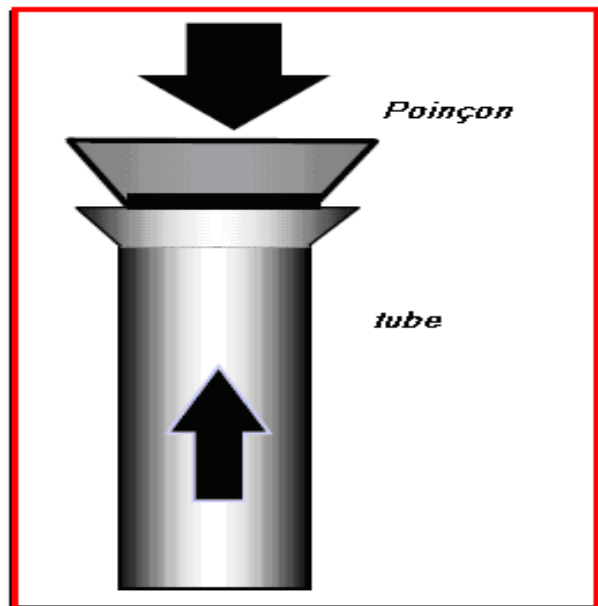


Figure V.5 : Poinçon d'évasement.

V.2.4- Essai de pression interne

L'essai de pression interne est réalisé en fonction du secteur d'application des tubes, soit en tant que test d'étanchéité, soit en tant que test de résistance (éclatement). Les tubes destinés à la construction de centrales thermiques ou de chaudières et appareils de pression sont toujours contrôlés au niveau de l'étanchéité à une Pression de test constante de 50 ou 80 bar. En raison du développement continu des méthodes de contrôle électromagnétique non destructives, ce test d'étanchéité par pression interne est de plus en plus supplanté par les systèmes de contrôle électromagnétique pour prouver l'étanchéité des tubes.

V.3- Résultats des essais destructifs

V.3.1- Essai de pliage

L'éprouvette est constituée par une bande prélevée perpendiculairement à l'axe du tube (figure V.6). Dans le cas des tubes soudés, elle est prélevée en dehors de la zone de soudure, l'épaisseur de l'éprouvette doit être celle du tube, sa largeur est de 1,5 fois de l'épaisseur du tube avec un minimum de 25 mm. En général l'éprouvette est placée sur deux appuis parallèles (rouleaux d'appui ou empreint par exemple) et est fléchie en son milieu à l'aide d'un mandrin ou d'un poinçon [63]. Appuis et mandrin (ou poinçon) doivent être de largeur supérieure à celle de l'éprouvette (voir figure V.7) [64]. Les presses plieuses, surtout utilisées pour le pliage en V, sont directement dérivées des presses d'emboutissage [65]. Elles sont hydrauliques ou mécaniques, à col de cygne, leur coulisseau est très long (2 à 6 m). Les presses destinées au pliage en U sont des presses à simple effet. Les outils de presse, et par conséquent les matériaux, les qualités et la dénomination des aciers à outils sont définies par les normes NF A 35-590 et A 35-591 [66] et doivent répondre à deux groupes de propriétés.

Propriétés liées à la tenue en service :

résistance à l'usure (associée à la dureté), la résistance aux chocs, et ténacité ou capacité d'absorber de fortes charges sans rupture brutale.

▼ *Propriétés liées à la mise en oeuvre :*

- usinabilité (dureté)
- susceptibilité aux déformations après traitement thermique, une bonne connaissance des traitements thermiques et l'utilisation des courbes en refroidissement continu apportent une aide efficace dans le choix des aciers à outils [67,69]. En ce qui concerne les aciers doux utilisés, l'emploi de tôles avec un état de surface spécifique leur confère une bonne résistance au grippage (produit commercialisé en France depuis 1974) [70]. La dureté des rives de la matrice doit être égale ou supérieure à celle de la tôle afin d'éviter des dommages sur les rives. Une méthode simple pour éviter ce problème est de fraiser des rainures et d'y placer des ronds graissés en acier de type à outils par exemple. Le rayon de la rive de la matrice doit être au moins égal à la moitié de l'épaisseur de la tôle. La limite pratique sera normalement comprise entre les deux limites précédentes, il faut analyser les conditions de pliage, qui pourraient favoriser un bon résultat [71]. Dans tous les cas des groupes d'outils, nous déterminons les efforts nécessaires à chacun d'eux ; cela permet d'une part de vérifier que l'effort nominal de la presse est suffisant, et d'autre part de disposer ces outils de façon que le point d'application de l'effort résultant soit le plus près possible de l'axe du coulisseau de la presse [72].

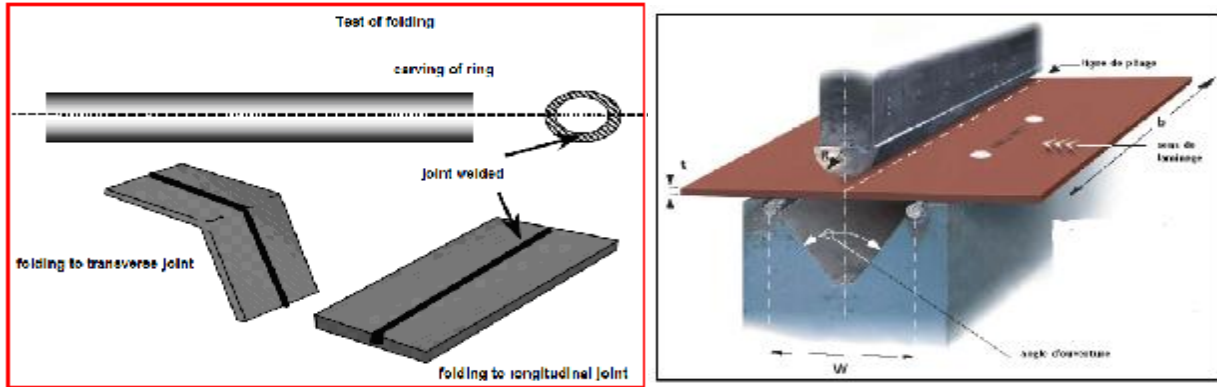


Figure V.6 : Bande prélevée le long de l'axe du tube **Figure V.7 :** Bande sous poinçon et sur deux appuis

L'effort de pliage requis se calcule à l'aide de la formule (V.1). L'effort est donné en tonnes avec une précision de 20%, toutes les dimensions étant indiquées en mm. Pour les limites de rupture de la tôle (R_m)

$$P = \frac{1,6 \times b \times t^2 \times R_m}{1000 \times W} \quad (V.1)$$

Avec b , largeur de la tôle, t épaisseur de la tôle, R_m , résistance à la rupture de l'acier et W , l'ouverture de la matrice.

Des abaques résultant d'une étude récente permettent de calculer plus précisément les efforts verticaux et latéraux développés lors du pliage des tôles minces [73]. Le retour élastique d'une pièce après pliage est particulièrement sensible pour les grands rayons de pliage.

Les valeurs des contraintes reportées sur les courbes de comportements simulées, pour les diverses distributions étudiées, ont été calculées, en utilisant la relation de la résistance des matériaux donnant la contrainte de traction maximum en fonction de la charge exercée P , de l'entre appui L , de l'épaisseur b et de la hauteur ou épaisseur h de l'éprouvette [74].

$$s = \frac{3PL}{bh^2} \quad (V.2)$$

σ , est la contrainte normale de flexion.

Cette relation est utilisée par un expérimentateur effectuant des mesures standard des contraintes de rupture, dans le cas des essais de flexion 3-points.

La flexion f de l'éprouvette est évaluée par [75]:

$$f = \frac{PL^3}{48EI_0} \quad (V.3)$$

avec
$$I_0 = \frac{b.h^3}{12} \quad (V.4)$$

Le rayons de poinçon minimum recommandés (R) et ouvertures de matrice (w) en fonction de l'épaisseur de tôle (t) pour pliage à 90° en sens travers et en sens long de laminage avec l'effet ressort résultant sont enregistrés dans les tableaux (V.4) et (V.5). La figure (V.10), représente l'éprouvette pendant le pliage.

Tableau V.4 - Rayons de poinçon minimum recommandés (R) et ouvertures de matrice (W) en fonction de l'épaisseur de tôle (t)

Epaisseur t(mm)	R/t		W/t	
	Sens travers	Sens long R/t	Sens travers	Sens long R/t
2	2,5	3	7,5	8,5
5				
8				
11	3	4	10	10
14				
17				
20	4,5	5	12	12

Tableau V.5 – Valeurs calculés des rayons du poinçon (R) et ouverture (W)

Epaisseur t(mm)	R (mm)		W (mm)	
	Sens travers	Sens long	Sens travers	Sens long
2	5	6	15	17
5	12,5	15	35,5	42,5
8	24	32	80	80
11	33	44	110	110
14	42	56	140	140
17	51	68	170	170
20	90	100	240	240

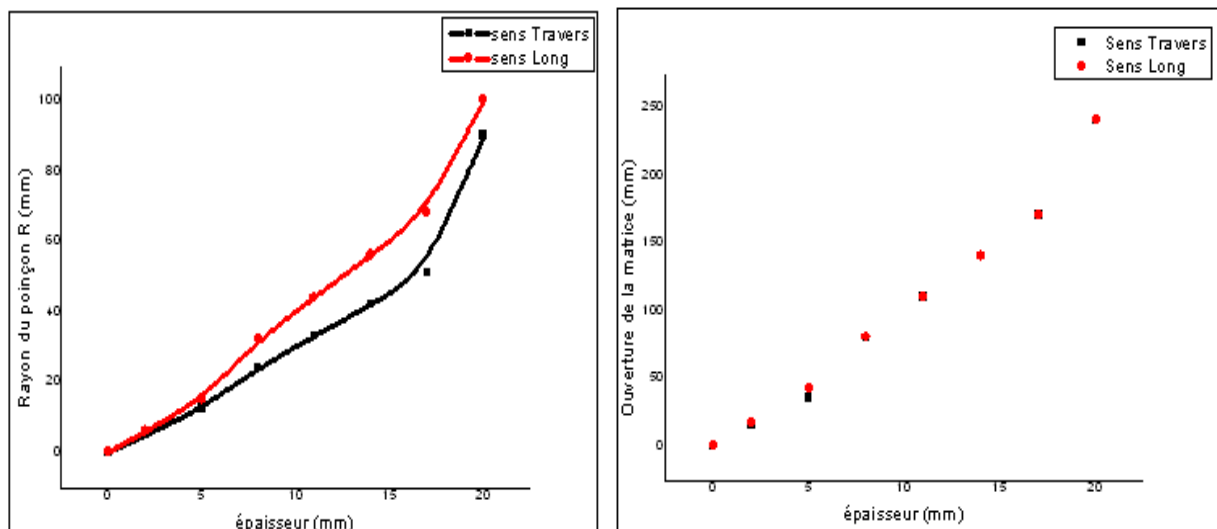


Figure V.8 : Epaisseur de la tôle en fonction : a) Rayon du poinçon R b) Ouverture W de la matrice

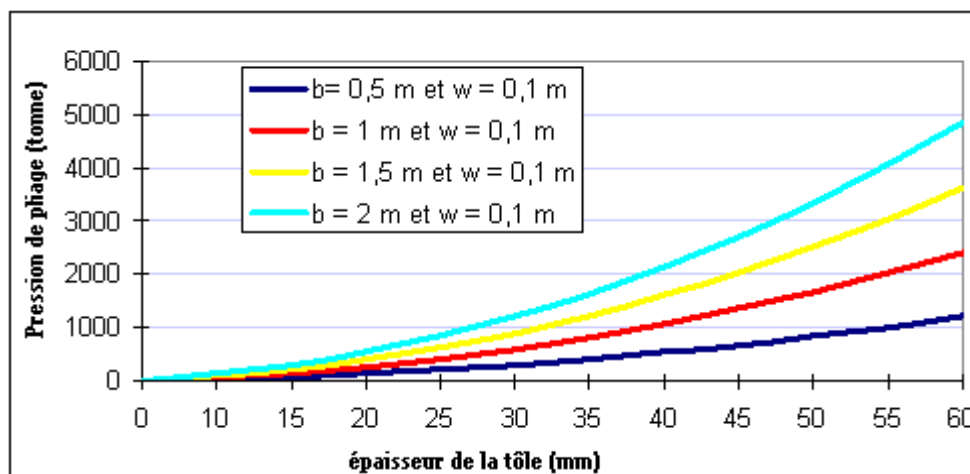


Figure V.9 : Variation de la pression du pliage en fonction des épaisseurs des tôles et des largeurs

Les figures (V.8) et (V.9), représentent respectivement les variations du rayon du poinçon (R), ouverture de la matrice (w) et de la pression du pliage (P) en fonction des épaisseurs des l'éprouvettes.

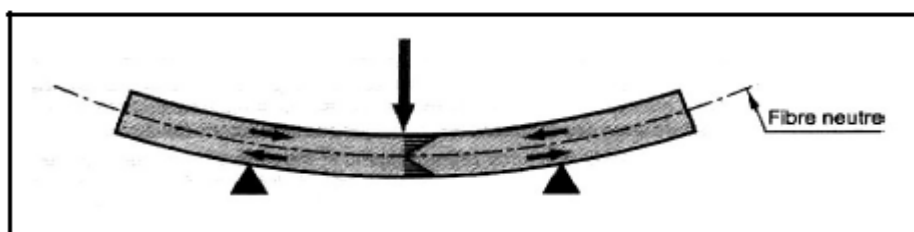


Figure V.10: fibre neutre et déformation l'éprouvette [76]

▼ Discussion des résultats

La précision des pièces est liée d'abord aux tolérances fonctionnelles de l'outillage et à un effet de retour élastique après formage, qui est d'autant plus important que la limite élastique du matériau est elle-même élevée (cas des aciers inoxydables par rapport aux aciers doux) ; cela résulte de la présence de contraintes résiduelles après formage [77].

L'essai de pliage est une procédure pour déterminer la ductilité relative des métaux à former ou pour déterminer l'endurance et la ténacité des métaux (après soudage), cet essai est communément utilisé comme simple mesure d'aptitude de déformation des joints soudés pour la production tubulaire (essai destructif), l'usinabilité des métaux (forgeage) et d'autre déformation similaire à valider. Le principe de pliage est résumé et enregistré par les figures (V.6) et (V.7). Les méthodes et les données de calcul des rayons de l'outil (poinçon) (figure V.8a) et l'ouverture de la matrice (figure V.8b) en fonction des épaisseurs de la tôle sont enregistrées dans le tableau (V.5). L'augmentation de l'effort (pression) en fonction de l'évolution de l'épaisseur de plaque

est bien remarquable pour la figure (V.9), ce qui explique que plus l'épaisseur de la plaque augmente plus on a besoin d'effort supplémentaire dû essentiellement à la résistance croissante aux parois épaisses et renforcées qui demandent ce supplément d'effort et chargement pour être déformées. Les grandes valeurs d'ouverture de la matrice en flexion (W) entraînent de façon directe des réductions de l'effort de pliage et inversement. Il faut noter que mécaniquement l'axe neutre ne subit pas de déformation, il passe par l'axe au centre de la plaque, l'intérieur de la plaque (en contact avec le poinçon) se déforme en compression et l'extérieur se déforme en traction (allongement plus important de celui de la paroi extérieure). Lors du pliage de la plaque, la paroi extérieure (extrados) tend à s'amincir et la partie intérieure de la plaque (intrados) tend à s'épaissir (figure V. 10). Il est facile d'évaluer la déformation subie localement par le métal en mesurant localement son épaisseur finale [78].

V.3.2- Essai d'aplatissement

La longueur de l'éprouvette ne doit pas être inférieure à 10 mm et ne doit pas dépasser 100 mm. L'éprouvette doit être considérée comme satisfaisante si l'on n'y décèle aucune fissure visible sans moyen de grossissement. Une légère fissuration des rives ne doit pas être considérée comme cause de rebut. [79] L'aplatissement est conduit jusqu'à ce que la distance H entre plateau, mesurée sous charge, atteigne la valeur définie par la formule (V.5) :

$$H = \left(\frac{1 + k}{k + \frac{e}{D_{ext}}} \right) \cdot e \quad (V.5)$$

La valeur de K étant de 0,09. Valeur limite inférieure de H égale à 4 e (e épaisseur de la paroi du tube). La limite inférieure de l'aplatissement (Hminimal) est donnée par le tableau (V.6).

Tableau V.6 : Limite inférieure de H.

Nuance	Valeur de K	Limite inférieure H _{minimale}
E24-2	0,09	4e

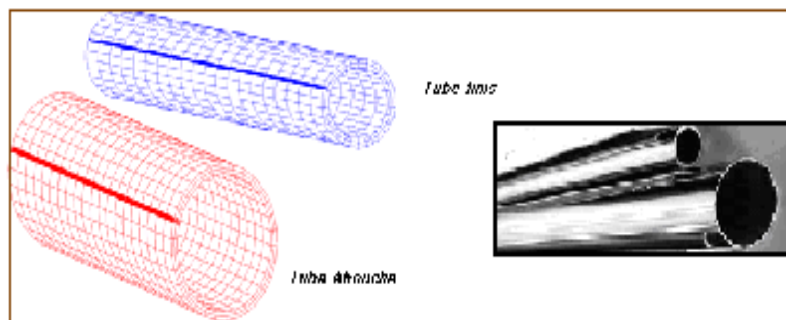


Figure V.11 : Tube ébauche et tube finis

Les tubes ébauches sont des feuillards enroulés par les rouleaux de formage et soudés, tandis que les tubes finis sont des tubes ébauches suivis d'opération de laminage à chaud (étirage à chaud) pour la mise en dimensions finales puis un recuit à l'air (figure V.11). Le tube en acier est offert à l'état étiré ou à l'état recuit, dans une grande variété de longueurs, de diamètres et d'épaisseurs pour répondre à une foule de besoins.

Tableau V.7 : Résultats de l'essai d'aplatissement

Eprouvettes		Dimensions (mm)		Aplatissement		
Types	N°	D	e	H _{calculé} (mm)	H _{mesuré} (mm)	H _{minimal} (mm)
Tronçon du tube Ebauche	1	118,5	3,10	29,10	28,70	12,4
	2	94,0	3,10	27,69	26,60	12,4
	3	80,3	3,10	26,39	25,00	12,4
	4	70,7	3,10	25,24	23,50	12,4
Tronçon du Tube finis	1	48,3	2,70	20,17	20,00	10,8
	2	48,3	2,20	17,69	20,00	8,8
	3	21,3	2,00	11,85	10,00	8
	4	33,5	2,40	16,35	16,00	9,6

Les hauteurs $H_{mesurée}$ sont mesurées après l'expérience de essai d'aplatissement au laboratoire (tableau V.7), tandis que $H_{calculée}$ c'est la valeur limite (maximale) calculée avec la formule (V.5) et $H_{minimale}$ c'est la hauteur minimale déduite du tableau (V.7). On peut admettre que l'aplatissement $H_{mesurée}$ possède deux bornes : inférieurs ($H_{minimale}$) et maximale ($H_{calculée}$).

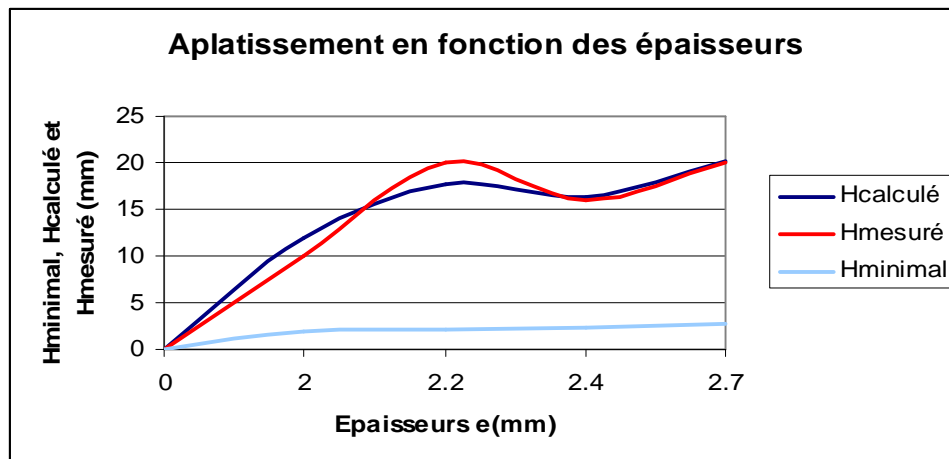


Figure V.12 : Comparaison des aplatissements minimaux, calculés et mesurés en fonctions des épaisseurs après laminage et recuit

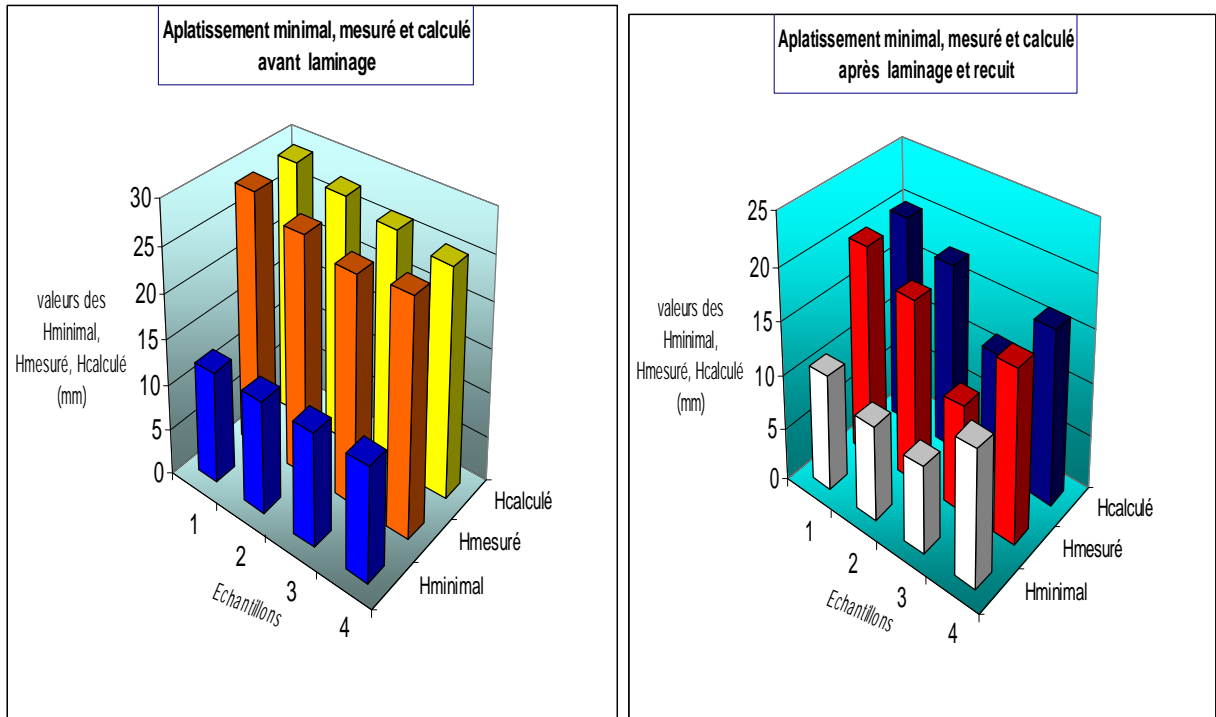


Figure V.13 : Aplatissements minimaux, mesuré et calculé pour, a) tubes ébauches, b) tube finis

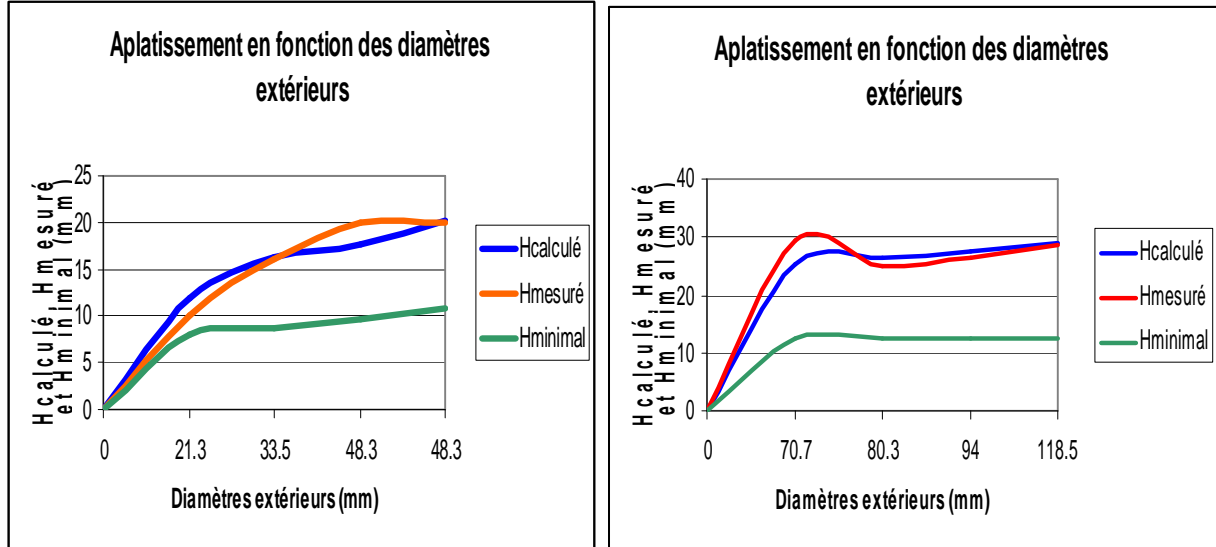


Figure V.14 : Comparaison des aplatissements minimaux, calculés et mesurés en fonctions des diamètres extérieurs pour tubes finis.

V Discussion des résultats

L’aplatissement est conduit jusqu’à ce que la distance $H_{mesuré}$ (distance entre plateaux mesurée sous charge), atteigne la valeur limite supérieure calculée $H_{calculé}$. Les $H_{calculé}$, $H_{mesuré}$ et $H_{minimal}$ évoluent clairement en fonction des augmentations des épaisseurs des tubes (figure V.12) pour les deux types d’échantillons (ébauches et finis), et les aplatissements calculés des

tubes (ébauches et finis) sont importante que l'aplatissements mesurés dans la plupart du temps. La figure (V.13) illustre les applatissements minimaux, mesurés et calculés pour deux types d'échantillons respectivement (tubes ébauches et finis), la différences en valeurs s'explique par les grandes épaisseurs et diamètres extérieurs dans le cas des tubes ébauches et valeurs moyennes pour les petites épaisseurs et diamètres extérieurs (tube finis). L'évolution des diamètres augmente de façon claire l'aplatissement calculé, mesuré et minimal (figure V.11). L'aplatissement d'un tube de section elliptique présente trois phases distinctes. Tout d'abord le tube s'ovalise en annulant sa courbure sur le petit axe, puis après inversion de concavité, les parois opposées, qui étaient sensiblement parallèles, se rapprochent pour finalement se toucher au centre, et marquer ainsi le début de la deuxième phase. Durant cette nouvelle phase, la courbure au point de contact (centre O) devient progressivement nulle, un segment de contact peut alors se développer dans la dernière phase. L'éprouvette aplatie ne doit pas présenter ni crique, ni déchirure. L'essai est considéré comme mauvais s'il révèle un manque de ductilité du métal. L'essai d'aplatissement est une étape intéressante dans le domaine des contrôles des profilés tubulaires.

V.3.3- Essai d'évasement



Figure V.15 : Tubes évasés (photo prise au laboratoire contrôle qualité à l' ENTTPP Tébessa)

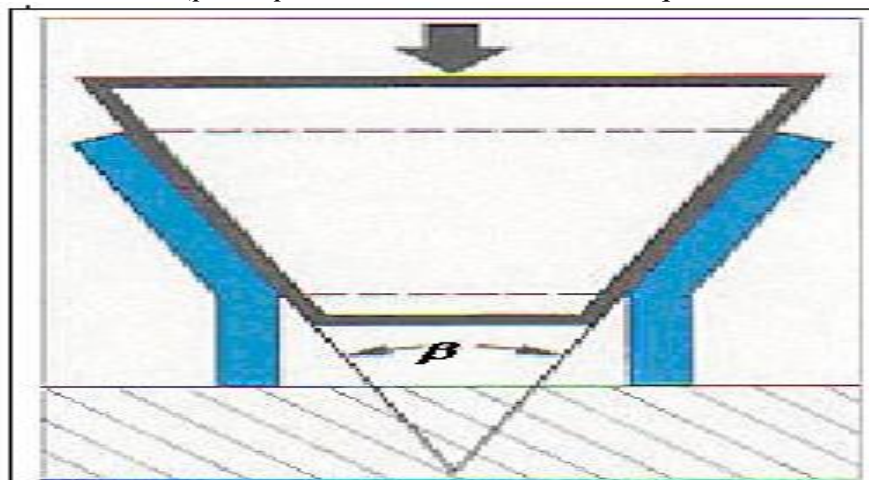


Figure V.16 : L'angle de l'essai d'évasement.

- **Calcul de la Longueur du Tronçon L (éprouvette)**

Tableau V.8 : Détermination de la longueur de l'éprouvette L (Tronçon du tube)

Longueur de l'éprouvette L (mm)	2D	1,5D	1,5D
Angle du cône de mandrin β (°)	30°	45°	60°

Tableau V.9 – Détermination des diamètres évasés calculés avec le rapport t/D

$\frac{t}{D}$	$\leq 0,08$	0,08 à 0,121	0,121 à 0,15	$\geq 0,151$
Dcalculé (mm)	1,13xD	1,12xD	1,10xD	1,08xD

Tableau V.10- Résultats de l'essai d'évasement et calcul de longueur du tronçon L

Dext (mm)	Longueur du tronçon L (mm) en fonction de l'angle β (°)			Résultats de l'essai de l'évasement	
	30°	45°	60°	Dcalculé (mm)	Dexpérimental(mm)
6	12	9	9	8	9,7
8	16	12	12	9,5	10,3
10	20	15	15	11,2	12,7
12	24	18	18	14,9	17,3
14	28	21	21	17,9	20,2
15	30	22,5	22,5	17,9	20,2
16	32	24	24	17,9	20,2
18	36	27	27	22,3	24,7
20	40	30	30	22,3	24,7
22	44	33	33	28,7	31,0
25	50	37,5	37,5	28,7	31,0
28	56	42	42	35,8	39,9
30	60	45	45	35,8	39,9
32	64	48	48	35,8	39,9
35	70	52,5	52,5	41,4	45,3
38	76	57	57	41,4	45,3
118,5	237	177,7	177,7	133,9	150

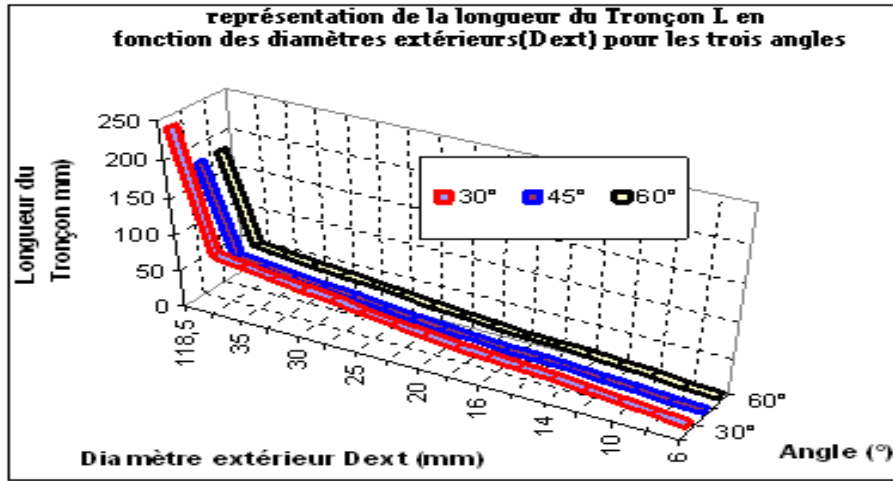


Figure V.17: Graphique de l'évolution de L en Fonction Dext.

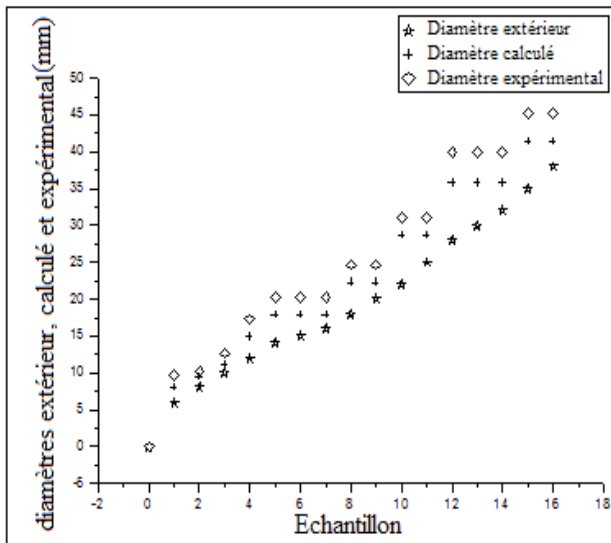


Figure V.18: Diamètre extérieur, calculé et expérimental d'évasement.

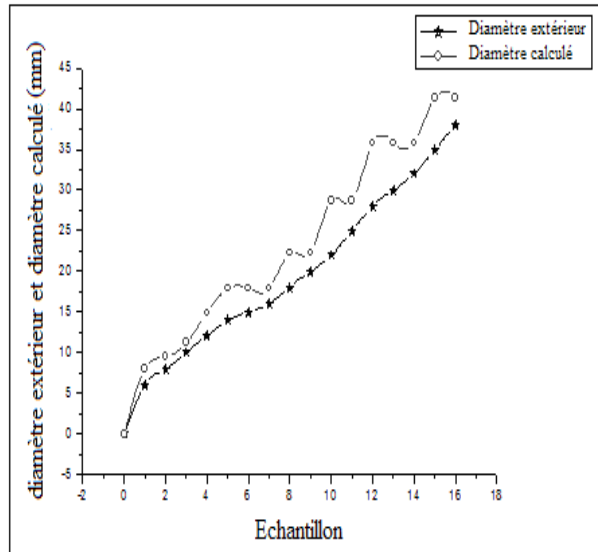


Figure V.19 : Diamètre extérieur et calculé de l'évasement

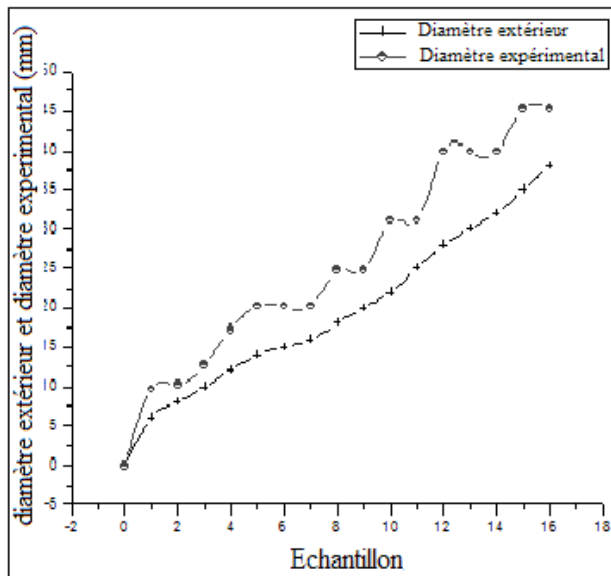


Figure V.20 : diamètre extérieur et expérimental

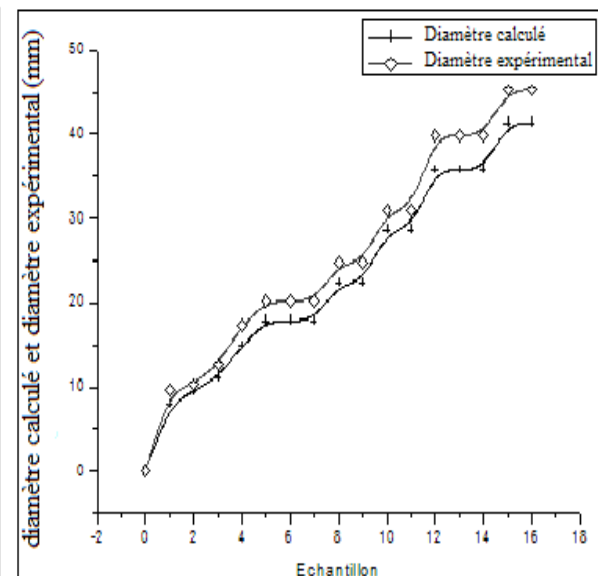


Figure V.21 : diamètre calculé et expérimental

La pression d'évasement des tubes évolue directement avec l'évolution des épaisseurs pour différents diamètres, cela est dû essentiellement au parois des tubes renforcées et épaisses qui demande beaucoup d'effort pour être déformées.

v Discussion des résultats

En analysant ses résultats, les diamètres évasés minimaux ($D_{\text{calculé}}$) sont considérés comme les bornes inférieures par rapport aux diamètres évasés maximaux ($D_{\text{expérimental}}$), voir les figures (V.18) et (V.21). Tandis que la comparaison avec les diamètres extérieurs est enregistrée dans les figures (V.18), (V.19) et (V.20).

Le terme de santé, s'il souligne une certaine parenté avec le domaine des examens d'aide, délimite bien l'objectif des contrôles par évasement qui est la mise en évidence de toutes les défauts susceptibles d'altérer les joints soudés des tubes et la sécurité d'emploi et / ou, plus généralement, la conformité d'un produit à l'usage auquel il est destiné.

En ce sens, le contrôle destructif apparaît comme un élément majeur du contrôle de la qualité des produits. Il se différencie de l'instrumentation de laboratoire et industrielle puisque l'objet est de détecter des hétérogénéités et anomalies plutôt que de mesurer des paramètres physiques tels que le poids ou les cotes du tube. Le contrôle destructif est très répandu en milieu industriel. En particulier, l'industrie pétrolière, nucléaire, et automobile utilise beaucoup ces techniques de contrôle destructif, car on sait la gravité des conséquences d'une rupture d'une tige en cours de forage, ou d'un tube de cuvelage ou de production. Il est donc important de contrôler les tubes, aussi bien en fin de cycle de fabrication que ceux déjà mis en service. Dans cette étude, nous nous intéressons aux méthodes de contrôle destructif sur des tubes en sortie d'usine. Ce type de contrôle à l'échelle industrielle est soumis à des impératifs tels que le rendement, la fiabilité et la reproductibilité des résultats, afin que les défauts non détectés et les imperfections injustement mises de côté soient faibles. Pour cela, on met souvent en oeuvre plusieurs méthodes complémentaires de contrôle destructif.

V.4 – Essais non destructifs (CND)

On regroupe sous le vocable essais non destructif ou encore contrôles non destructifs, l'ensemble des techniques et procédés aptes à fournir des informations sur la santé d'une pièce ou d'une structure sans qu'il en résulte des altérations préjudiciables à leur utilisation ultérieure.

Le terme de santé, s'il souligne une certaine parenté avec le domaine des examens d'aide au diagnostic médical, comme la radiologie ou l'échographie, délimite bien l'objectif des contrôles non destructifs qui est la mise en évidence de toutes les défauts susceptibles d'altérer la disponibilité, la sécurité d'emploi et/ou, plus généralement, la conformité d'un produit à l'usage auquel il est destiné. En ce sens, le contrôle non destructif (CND) apparaît comme un élément majeur du contrôle de la qualité des produits. Il se différencie de l'instrumentation de laboratoire et industrielle puisque l'objet est de détecter des hétérogénéités et anomalies plutôt que de mesurer des paramètres physiques tels que le poids ou les cotes d'une pièce [80]. Le phénomène de fatigue des structures métalliques est une des préoccupations majeures dans les centrales de production d'énergie en exploitation. La détection précoce des défauts de surface par Examen Non Destructif (END) permet une maintenance préventive pertinente des installations en évitant autant que faire se peut d'avoir à démonter, réparer ou remplacer prématurément les composants en service. Des techniques utilisant les ultrasons [81] ou les courants de Foucault [82]. C'est pourquoi différents travaux de recherche sont en cours pour améliorer la détection, le dimensionnement et la modélisation [83], [84] des fissures de surface dans des matériaux conducteurs. D'autre part, les procédés de contrôle ultrasonore industriels ne permettent pas toujours de détecter de façon satisfaisante les défauts débouchant de faible profondeur (inférieure à 5mm) localisés près de la surface d'inspection [85]. Pour dépasser ces limites, il nous a semblé intéressant d'évaluer le potentiel des techniques micro-ondes pour détecter des micro-fissures de surface dans les métaux, en complément des études menées sur les méthodes de contrôle plus classiques. Les approches champ proche et champ lointain ont été examinées pour estimer les dimensions des défauts de surface. Avec une caractérisation en champ lointain [86], d'après la barrière de Abbe, les caractéristiques de dimensions inférieures à la demi-longueur d'onde ($\lambda/2$) de la radiation interagissant avec le matériau sous test ne sont pas détectables. La détection des microfissures avec des techniques en champ lointain implique donc de travailler à très haute fréquence ce qui entraîne une grande complexité des appareils et procédures de mesures et une miniaturisation coûteuse des capteurs. Par conséquent, une méthode de caractérisation en champ lointain s'avère peu adaptée à la détection d'objets de tailles micrométriques dans un environnement industriel. L'amélioration de la résolution est due au fait qu'en champ proche, la résolution spatiale dépend principalement des dimensions de la sonde et pas nécessairement de la longueur d'onde de travail. Une première technique en champ proche consiste à mesurer les variations du paramètre de réflexion induites par un défaut localisé près de l'ouverture d'une structure de propagation ouverte (guide d'onde rectangulaire [87], [88] ou ligne coaxiale [89, 90]). Les dimensions du défaut sont ensuite

déduites des changements observés sur l'amplitude et la phase du coefficient de réflexion moyennant un étalonnage préalable effectué en plaçant le capteur devant un matériau sain. En outre, l'utilisation de guides d'ondes terminés par une antenne fente [91] ou par un taper [92], [93] ou de guides d'ondes diélectriques a permis d'améliorer la résolution spatiale et la sensibilité de la détection. Ces méthodes ont été appliquées avec succès à la détection de fissures de surface. Ces variations peuvent être aisément observées en utilisant un analyseur de réseau. Les résonateurs décrits dans la littérature sont terminés soit par une extrémité en forme de pointe [94-96], un dipôle électrique ou un dipôle magnétique, [97], [98] de manière à focaliser le champ rayonné par le résonateur sur l'échantillon à caractériser. De nombreuses études ont montré que la résolution spatiale dépend de la taille de l'extrémité de la sonde et de la distance entre la sonde et l'échantillon à tester. Les résonateurs en champ proche ont permis de cartographier des défauts dans divers métaux, [99], [100] et d'atteindre des résolutions spatiales inférieures au micron. Toutes ces considérations nous ont conduit à proposer la détection de micro-fissures à la surface des métaux par une technique en champ proche basée sur les variations (induites par le défaut débouchant).

Tableau V.11 : Méthodes de contrôles non destructifs des soudures :
équivalences des termes français-anglais

Français	Anglais
• Examen visuel	• Visual testing
• Examen par ressuage	• Penetration testing
• Examen par magnétoscopie	• Magnetic particles testing
• Examen par radiographie	• Radiation testing
• Examen par courants de Foucault	• Currents Foucault testing
• Examen par ultrasons	• Ultrasound testing

V.4.1 – Principes de détection des défauts, techniques du CND

V.4.1.1- Hétérogénéités et défauts

Détecter un défaut dans une pièce, c'est physiquement, mettre en évidence une hétérogénéité de matière, une variation locale de propriété physique ou chimique préjudiciable au bon emploi de celle-ci. Cela dit, on a l'habitude de classer les défauts en deux grandes catégories liées à leur emplacement : les défauts de surface, les défauts internes.

a) Les défauts de surface: accessibles à l'observation directe mais pas toujours visibles à l'œil nu, peuvent se classer en deux catégories distinctes : les défauts ponctuels et les défauts d'aspect. La première catégorie (défauts ponctuels) correspond aux défauts les plus nocifs sur le

plan technologique, puisqu'il s'agit des criques, piqûres, fissures, craquelures, généralement apte à provoquer à terme la rupture de pièce, en initiant par exemple des fissures de fatigue. L'emploi des méthodes non destructives sensibles, telles que ressuage, la magnétoscopie, les courants de Foucault, les ultrasons.

La seconde catégorie correspond aux défauts d'aspect, c'est-à-dire à des plages dans lesquelles une variation de paramètres géométrique ou physiques (rugosité, surépaisseur, taches diverse) attire le regard et rend le produit inutilisable. Ici le contrôle visuel est possible, mais on cherche à le remplacer par des contrôles optiques automatiques.

b-Les défauts internes: Sont des hétérogénéités de natures, de forme, de dimensions extrêmement variées, localisées dans le volume du corps à contrôler. Dans les industries des métaux, il s'agira de criques internes, porosités, de soufflures, d'inclusions diverses susceptibles la santé des pièces moulées, forgées, laminées, soudées. Ici le contrôle visuel est généralement exclu d'office et l'on utilisera donc l'un ou l'autre des grands procédés du CND que sont la radiographie, le sondage ultrasonore, ou encore des techniques mieux adaptées à certains cas comme l'émission acoustique, l'holographie, l'imagerie infrarouge, la neutronographie. Les contrôles non destructifs des soudures, dont les plus courants sont ceux relevés dans le tableau (V.11). Les examens par ressuage et par magnétoscopie permettent de déceler uniquement les fissures superficielles ou celles débouchant en surface des joints soudés. Ces examens sont faciles à exécuter, ils ne demandent que très peu de matériel et sont relativement fiables.

V.4.1.2- Courant de Foucault

Lorsqu'on place un corps conducteur dans un champ magnétique variable dans le temps ou dans l'espace, des courants induits se développe en circuit fermé à l'intérieur de celui-ci, ce sont les courants de Foucault (physicien français 1819-1868). Ainsi une bobine parcourue par un courant variable, alternatif par exemple, génère de tels courants induits qui, créant eux-mêmes un flux magnétique qui s'oppose aux flux générateur, modifient par lui-même l'impédance de cette bobine. C'est l'analyse de cette variation d'impédance qui fournira les indications exploitables pour un contrôle ; en effet, le trajet, la répartition et l'intensité des courants de Foucault dépendent des caractéristiques physiques et géométriques du corps considéré, ainsi bien entendu que des conditions d'excitation (paramètres électriques et géométriques du bobinage). On conçoit dès lors d'un défaut, constituant une discontinuité électrique venant

perturber la circulation des courants Foucault, puisse engendrer une variation d'impédance décelable au niveau de la bobine (figure V.22).

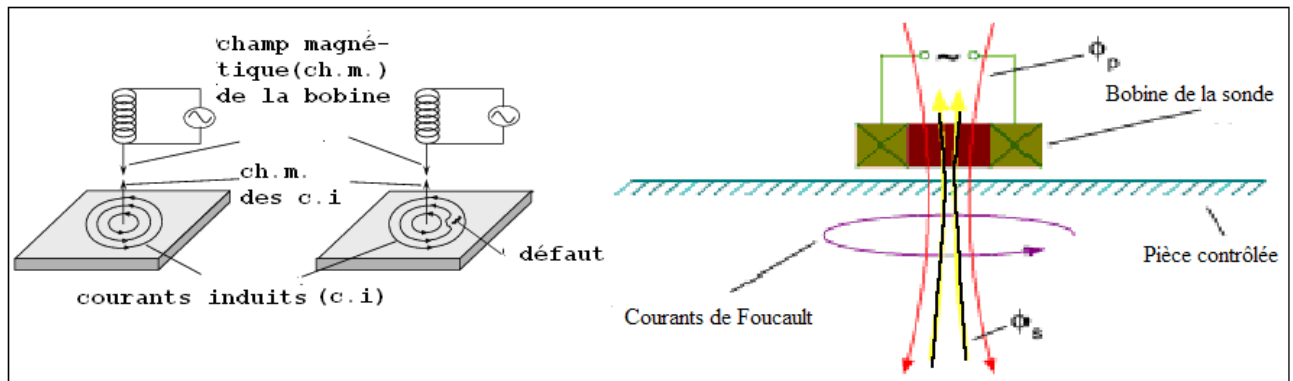


Figure V.22 : Principe de détection des défauts dans les pièces à contrôler par les courants de Foucault

La répartition des champs magnétiques et des courants induits dans le matériau conducteur, et éventuellement magnétique, est régie par les lois fondamentales de l'électromagnétisme. Le ferromagnétisme des aciers augmente fortement l'effet de peau, toute chose égales par ailleurs ; dans ce cas, si besoin est, on peut accroître la profondeur de pénétration en diminuant la perméabilité μ à l'aide d'un champ magnétique continu de saturation. On voit aussi que pour obtenir des profondeurs de pénétration de l'ordre de mm, il convient d'utiliser, selon le matériau, des fréquences de 10 à 10^5 Hz.

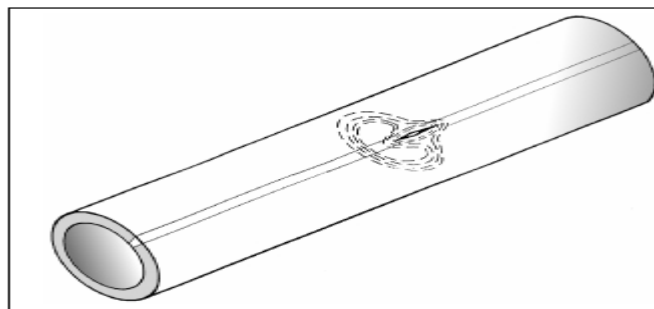


Figure V. 23: Contrôle par courants de Foucault. [101]

Le contrôle par courants de Foucault est la science de la détection des défauts tout en ignorant d'autres influences sur le flux créé par les variations dimensionnelles, de contrainte, de la chimie des changements, des propriétés magnétiques, électriques, un mouvement mécanique, vibration, etc. Lors de l'essai d'un matériau ferromagnétique optimisé avec la saturation magnétique du matériau, la paroi maximum que les courants de Foucault pénétrer est 322 Pouce, mais cela peut être complété par les effets magnétiques de défauts sur la pièce d'identité. Paroi plus de 500-inch

des tubes et tuyaux a été testé avec succès en utilisant une combinaison de courants de Foucault et les effets des fuites de flux magnétique.

Dans les matériaux avec une conductivité élevée comme l'aluminium, le cuivre et le laiton, le taux de pénétration est beaucoup moins, allant jusqu'à 0,80 pouce que la limite pratique à la sensibilité aux défauts qui est encore raisonnable. Le contrôle par le courant de Foucault présente de nombreux avantages dans les usines de tube :

- Il est simple, sans contact, rapide, sûr et sans qu'il soit nécessaire pour la consommation de matériel
- Il est beaucoup moins coûteux que les autres méthodes. Son coût est de près de 1/5 de contrôle par Ultrason.
- Moins de compétences et d'expérience sont nécessaires pour faire fonctionner le système de contrôle et interpréter les résultats.
- Il est applicable à tous les métaux ferromagnétiques. Il a le plus haut taux de pénétration.

En dépit de tous ces avantages, la faible pénétration des courants de Foucault rend cette méthode s'applique uniquement pour petite taille des tuyaux.

V.4.1.3-Rayons X et gamma :

Depuis des décennies, la méthode du contrôle non destructif par rayons X n'a pas vraiment évolué et est restée basée sur le film radiographique. Malheureusement, cette technologie ne permet pas de s'adapter aux nouvelles contraintes de l'industrie. D'où l'importance de développer une nouvelle méthode de détection dont les principales propriétés serait une image digitale, dynamique, à haute résolution et à contraste élevé. Les images digitales ainsi obtenues peuvent être analysées par ordinateur, transférées sur les réseaux informatiques et sauvegardées sur des supports de taille réduite. Les images dynamiques permettent de disposer des résultats en temps réel et à une cadence correspondante à celle des unités de production. Enfin, les images à haute résolution et à contraste élevé permettent de détecter avec une très grande précision les défauts dans les échantillons analysés, et d'assurer un contrôle qualité maximum.

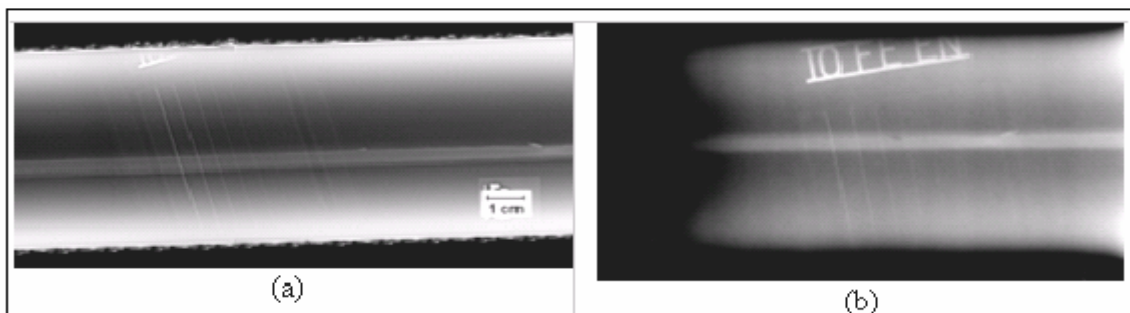


Figure V.24: Radiographie d'une soudure longitudinale sur un tube en acier. [102]

Le contrôle par radiographie est une méthode permettant de détecter les discontinuités a l'externe ou a l'interne en utilisant des rayons X ou de rayons gamma qui pénètre une partie de consulter tous les discontinuités qui produisent une image permanente sur un film. En raison de différence de densité et les différences dans les caractéristiques d'absorption dues à la variation de la composition, les différents portions d'un objet d'absorber des quantités différentes de la radiation pénétrante. En général, la radiographie permet de détecter uniquement les éléments qui ont une épaisseur appréciable dans une direction parallèle au faisceau de rayonnement. Ce contrôle est coûteux et dangereux du fait dans les mesures de précaution particulières qui doivent être prises lors de la saisie ou d'approcher un domaine radiographique.

Les examens par radiographie (rayons X) sont très utilisés pour révéler des anomalies volumiques, telles que les pores ou les inclusions de laitier à l'intérieur de la soudure ; par contre (surtout celles qui sont parallèles à la direction des rayons) sont très difficiles à détecter. L'examen par radiographie présente par contre l'avantage de fournir une pièce justificative du contrôle. Ses inconvénients sont qu'il n'est souvent pas possible de radiographier toutes les soudures, qu'il nécessite un appareillage lourd et qu'il représente un risque d'exposition aux rayonnements pour l'opérateur ainsi que pour les personnes présente dans l'atelier. Les inspections visuelles non destructives, effectuées chez le client ou au laboratoire, sont établies selon les besoins du client ou les spécifications.

V.4.1.4- Contrôle par Ultrasons

Les méthodes de contrôles non destructifs par ultrasons sont fondées sur la comparaison de l'amplitude du signal de réponse par rapport à l'amplitude d'un étalon référencé. Elles présupposent donc une corrélation forte entre la profondeur d'une imperfection détectée et une amplitude du signal, ce qui est généralement faux. L'idée décrite dans cette présentation repose sur l'utilisation des capacités d'acquisition en ligne actuelle des données brutes ultrasonores et la reconstruction des « images ultrasonores » des tubes. Par la suite, un système analyse ces images automatiquement grâce à des techniques d'imagerie et des systèmes experts. Le système décrit peut alors évaluer en ligne de manière beaucoup plus fiable la gravité des indications ultrasonores acquises, par rapport au simple seuillage classique [103].

Pour les tôles, il est habituel d'effectuer, dès la sortie du laminoir, un contrôle aux ultrasons de la surface et des bords, le contrôle de la matière en feuillards n'est le plus souvent réalisé que sur le tube fini soudé. Il est souvent judicieux pour les gros tubes à soudure longitudinale, de réaliser en supplément, un contrôle des arêtes des tôles pendant le contrôle des cordons de

soudure. Le contrôle non destructif sur les tubes soudés est effectué pour l'essentiel sur le cordon de soudure dans le sens longitudinal et transversal. Le contrôle interne et la surveillance du procédé de soudure ont lieu, pour les tubes soudés par induction à haute fréquence et les tubes soudés à cordon hélicoïdal, dans la ligne de soudure ; ceci avant le tronçonnage en tubes individuels et pour les tubes à soudure longitudinale avant même l'expansion. Cette surveillance du processus, après le contrôle par pression interne, s'intègre au contrôle de réception final non destructif. Les valeurs affichées par les ultrasons sont évaluées par contrôle radiographique.

Les ultrasons sont des vibrations mécanique prenant naissance et se propageant dans tout support matériel (solide, liquide ou gaz) présentant une certaine élasticité. En continuation de la gamme sonore, les ultrasons correspondent à des fréquences oscillatoires supérieures à limite d'audibilité humaines et s'étendant dans une large gamme allant de 15 KHz (nettoyage) à plus de 100 MHz (microscopie acoustique, application électronique). La gamme 1 à 10 MHz couvre la grande majorité des applications des ultrasons en contrôle non destructif. Les ondes ultrasonores, vibrations élastiques de la matière, ont des propriétés liées aux caractéristiques élastiques du support matériel.

- les liquides et gaz : vibrations longitudinales,
- solides : vibrations transversales

Ces deux types sont les plus couramment rencontrés en contrôle non destructif, sont des ondes de volume. Il y'a aussi les ondes de surface, constituées à la fois par des déplacements longitudinaux et transversaux connues par ondes de Rayleigh.

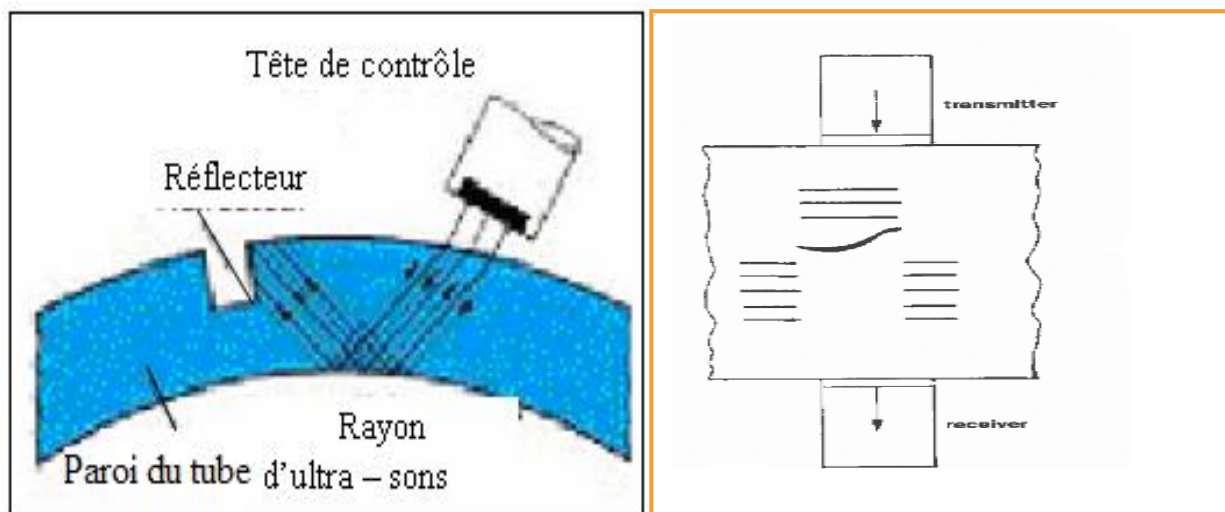


Figure V.25 : Principe de détection des défauts (Palpeur émission – Palpeur réception) des ondes ultrasonores [104].

Un émetteur (tête de contrôle émettrice) émet un faisceau acoustique, habituellement à des fréquences de 2 à 4 MHz, qui, dans la plupart du temps avec solution d'eau, est projeté sur l'éprouvette. Les parties non homogènes de l'éprouvette, reflètent une partie de l'énergie acoustique lorsqu'elles sont touchées par le rayon acoustique. Une partie du son reflété est de nouveau réceptionnée et elle est affichée. Comme, l'émission et la réception des sons sont des processus physiquement réversibles, on peut se contenter de travailler dans de nombreux cas, avec une seule tête de contrôle. Celle-ci fonctionne alors alternativement comme émetteur ou comme récepteur. Pour une des techniques d'essai appliquées, le tube est avancé en rotation jusqu'à la tête de contrôle ou aux règles oscillatoires.

V.4.2-Résultats des essais non destructifs

Les figures (V.26, V.27 et V.28) sont des exemples de détection des défauts externes (surface) et internes (cavité, microfissure...) par les différentes techniques des essais non destructifs.

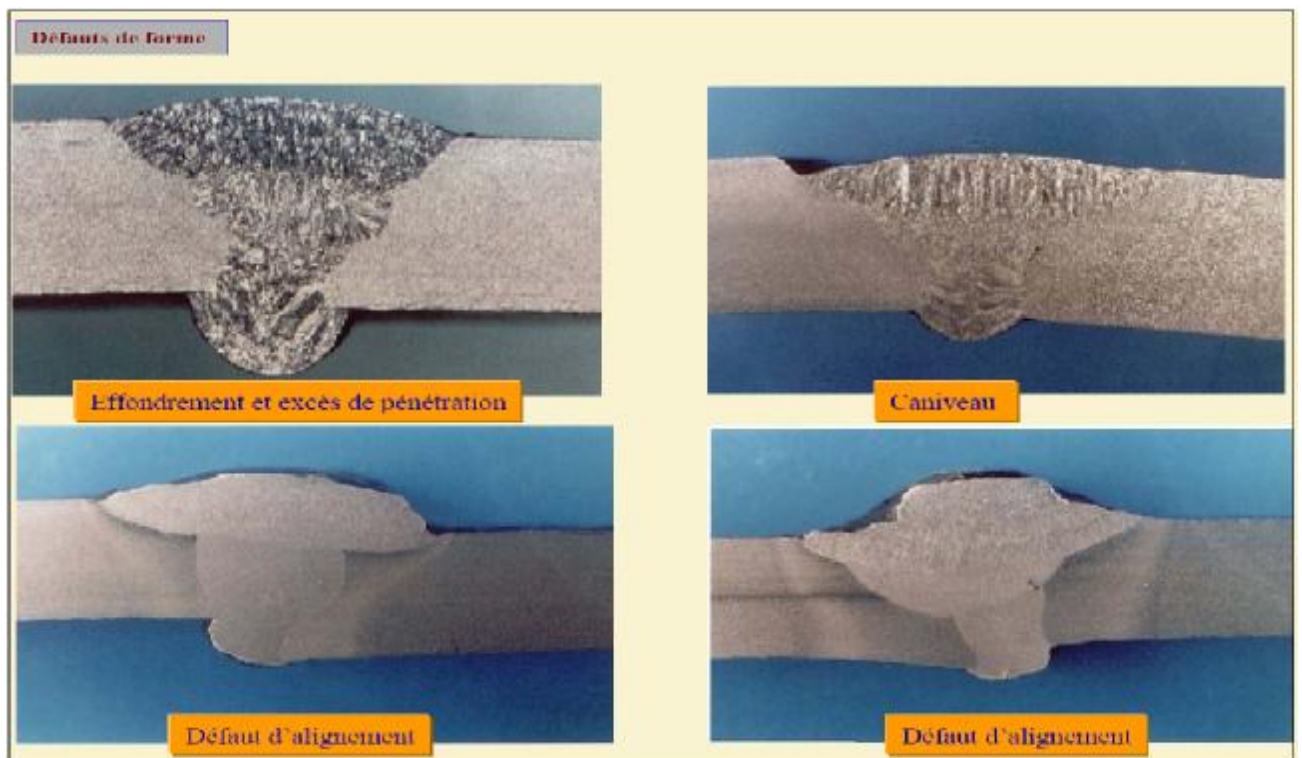


Figure V. 26 : Défauts de forme de soudure pouvant être décelés par examen visuel

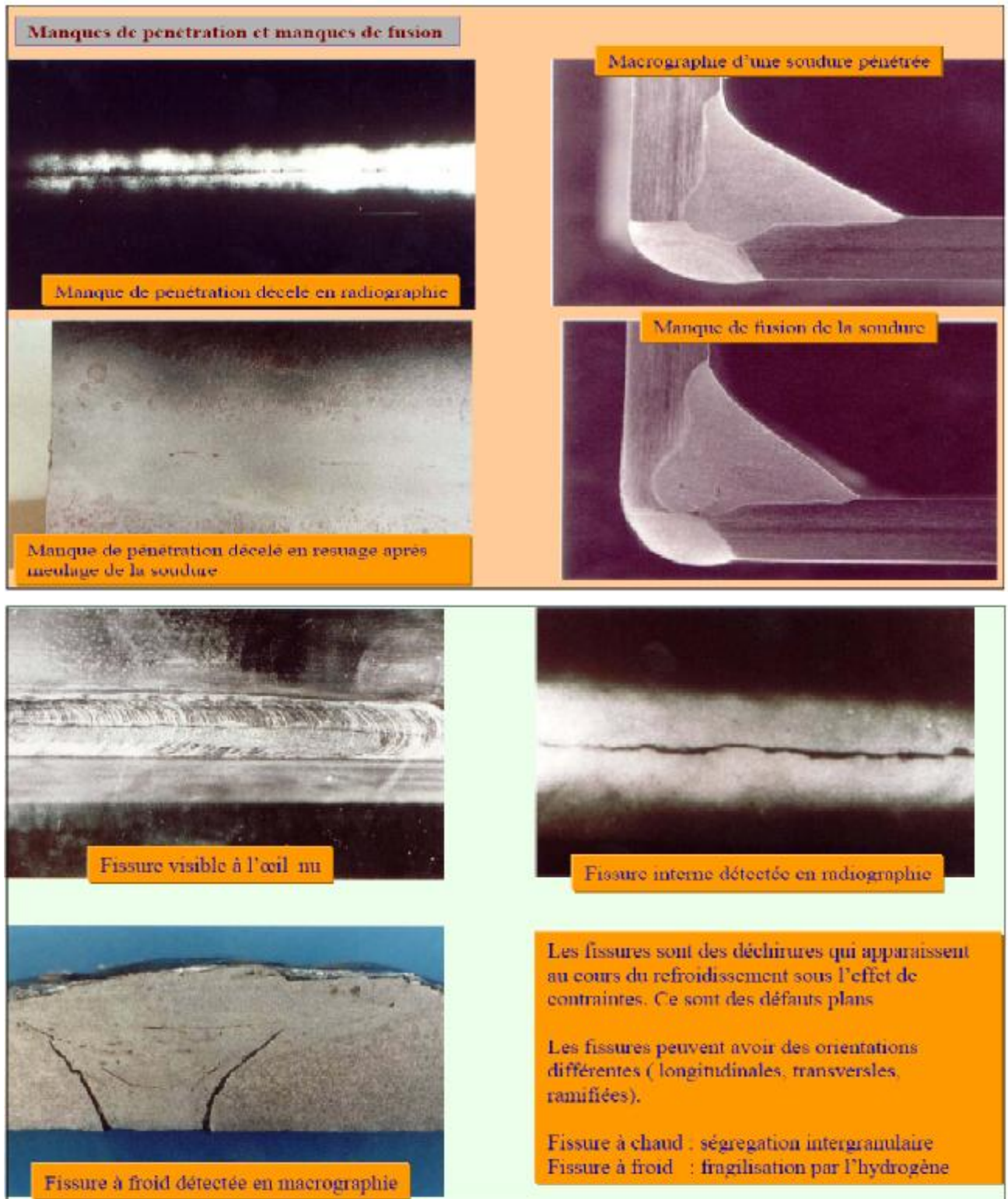


Figure V. 27 : Défauts interne de soudure pouvant être détectés par radiographie, resuage, visuellement et macrographie

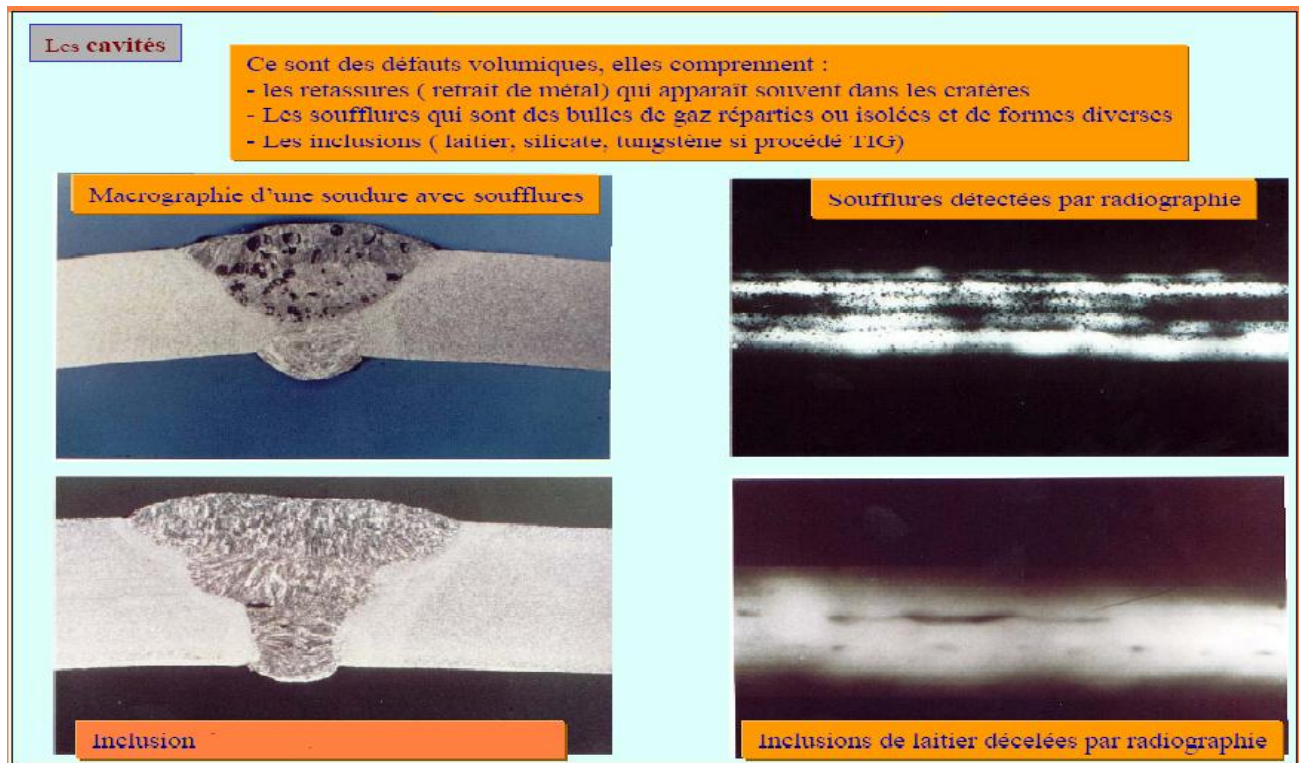


Figure V.28 : Défauts de cavités de soudure décelés par macrographie et radiographie

V.5 - Conclusion

Les produits tubulaires dans les usines sont fabriqués par des méthodes différentes dans une vaste gamme de tailles et de matériaux pour diverses applications. Du simple tube soudé en acier de haute qualité aux tubes sans soudure, en fonction de l'application. La vérification de la capacité des produits fabriqués à répondre au besoin des opérateurs est un point essentiel pour la conservation de la capacité de production. Ce suivi peut être organisé sur la base d'inspection, de contrôle et de requalification inscrit dans un plan de suivi (utilisateur ou réglementaire). Un seul objectif pour deux différentes techniques largement utilisées dans le domaine d'inspection continue des tubes soudés, les contrôles destructifs et non destructifs. La caractérisation des essais expérimentaux avec ces méthodes de contrôle, est bénéfique, parce que nous savons maintenant le vocal d'un produit répondant à un cahier de charge, dont l'évaluation peut toucher la qualité d'acier, le soudage normalisé (contrôler après soudage par les essais destructifs et non destructifs), produit répondant aux exigences du clientèle et surtout la concurrence du marché international.

CONCLUSION GENERALE

CONCLUSION GENERALE

Dans cette étude, notre but était de caractériser le comportement mécanique des joints des tubes soudés lors du soudage par induction à haute fréquence (HF).

Pour cela et dans l'intérêt de mieux cerner notre recherche, il conviendrait également d'envisager les démarches suivantes : une étude bibliographique nous a été nécessaire pour rappeler les phénomènes d'assemblage par soudage en général et décrire le processus technologique du soudage par induction sans oublier les phénomènes thermiques et métallurgiques qui se déroulent en même temps. La partie spéciale concerne les essais mécaniques et les contrôles des tubes soudés.

En effet, après connaissance du procédé de soudage, et afin d'attendre l'énergie nécessaire pour chauffer les deux bords des tubes, l'optimisation des paramètres de soudage par induction nous a permis de mettre en évidence le phénomène de chauffage pour deux types de paramètres:

- paramètres géométriques dont on intègre la géométrie des bandes d'acier à assembler (préparation des bords), Les dimensions de tube, des galets de serrage et de guidage, celles de l'inducteur et de l'impédeur, longueur du « V » et le couplage tube-induction. C'est donc évident que ces paramètres ne doivent pas être placés inutilement parce qu'ils gouvernent totalement le processus d'échauffement et conditionnent la contribution au bon choix de la géométrie adéquate.
- les paramètres couplés : électriques, thermiques et géométriques compte tenu de la puissance dissipée par effet joule, fréquence, vitesse de soudage et température de forgeage (pour assembler les deux bords chauffés). L'approche couplée (thermique, électrique et géométrique) décrit le problème réel de soudage résultant du centre froid de la paroi du tube qui limite la vitesse de l'opération de soudage. Les distributions de la température calculées montrent l'importance d'un petit angle du « V ».

L'aspect métallurgique en générale, caractérise l'opération de soudage qui par son apport thermique modifie profondément les structures métallurgiques et les propriétés locales des pièces assemblées. L'influence de différents facteurs tels que les cycles thermiques de soudage et la composition chimique des pièces à assembler, peuvent contribuer aux variations de la structure de la zone soudée du métal (ZAT), et par conséquent perdre les propriétés mécaniques demandées. Comme nous venons de le voir, cette structure peut améliorer la fragilité (dureté et résistance excessives) au niveau de la zone soudée, et détruire la ductilité du métal (Allongement). Les traitements thermiques (recuit) permettent la restauration de la structure du

tube soudé, et confère les meilleures propriétés mécaniques. Sur le plan mécanique, l'acier est un paramètre essentiel qui régit la soudabilité, pour cela il est donc nécessaire de sélectionner les propriétés mécaniques adéquates des matériaux utilisés (**E24-2**), et de vérifier que cette nuance de fabrication mécanique répond aux exigences conventionnelles (propriétés de ductilités et propriétés de résistances équilibrées). L'adaptabilité et la fiabilité des caractéristiques mécaniques du l'acier utilisé (**E24-2**) passe par une série d'essais à caractère mécanique s'appliquent essentiellement à des éprouvettes comprenant principalement : la traction (éprouvettes plates et tronçons du tube ébauche et finis), la dureté sous cordon de soudure et les la résilience pour éprouvettes Charpy à entaille V. La qualité des soudures des tubes passe par deux stades d'inspections: contrôle destructif et non destructif. Pour les contrôles destructifs, nous avons réalisé des essais expérimentalement (le pliage, l'aplatissement et l'évasement et la pression interne) au laboratoire des contrôles qualité à L'ENTPP. La plupart des essais non destructifs sont directement en ligne après l'opération de soudage, ils ont une grande importance pour la détection des défauts internes (microfissure, cavités,...) et externe (les défauts de surface). Nous avons donné des exemples concrets qui consistent la détection facile des défauts après utilisation des différentes techniques des contrôles non destructifs. Pour conclure quelle que soit la nature des applications industrielles, le chauffage par induction présente un certain nombre d'avantages intrinsèques qui expliquent son développement croissant :

- rapidité de chauffage liée à la possibilité d'obtenir des densités de puissance très élevées,
 - localisation précise de l'effet thermique grâce à une conception d'inducteur et une fréquence de fonctionnement adaptée à la pièce à chauffer,
 - possibilité de chauffer à des températures très élevées avec un rendement pratiquement indépendant de la température,
 - procédé répondant parfaitement aux exigences industrielles de la moyenne et grande série :
1. facilité d'automatisation des équipements,
 2. absence d'inertie thermique (démarrage rapide),
 3. reproductibilité des opérations effectuées,
 4. rendement de chauffage souvent très élevé,
 5. absence de pollution par la source de chaleur (source froide),
 6. Bonnes conditions de travail

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

LISTE DES REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] Michel COLOMBIE et COLL –Matériaux industriels, matériaux métalliques- Edition Dunod (2000). Pages 127, 128,129 et 130.
- [2] Nour Eddine TALEB – Soudage des aciers – D.E.U.A 2005/2006. Page 6,8.
- [3] Dominique François, André Pineau et André Zaoui – Comportement mécanique des matériaux – EDITION HERMES (1991) Paris. Pages 11,12.
- [4] S. BENISAAD – Le soudage TEC 340- Office des publications universitaires (1995). p 1.
- [5] James A. Pender – Le soudage – Edition Métrique (1977). Pages 3 et 4.
- [6] Roland CAZES ,ex-Directeur des recherches de la société Sciaky au canada, -Soudage et soudabilité métallurgique des métaux- traité génie mécanique B 7 700,
- [7] Dominique François, André Pineau et André Zaoui – Comportement mécanique des matériaux – EDITION HERMES (1991) Paris. Pages 11,12.
- [8] Jean-michel BERGHEAU, Professeur des université, Ecole d'ingénieurs de Saint-Étienne - Article : traité génie mécanique BM 7 758,
- [9] Article intitulé : La fabrication des tubes soudés, Société JANSEN <http://www.jansen.com/f/u/wir/wir2.html>.
- [10] Article intitulé : – Le soudage : Définition, procédés et sécurité – http://www.certaproductique.fr/msma/telechargement/ponson/SoudureBEP/Les_soudagePROF.doc
- [11] Jean P. Mercier, Gérald Zamballi, Wilfried Kurz – Introduction à la science des matériaux – 3^{ème} édition presses polytechniques et universitaire romandes (ppur), Lausanne (2002), pages 409.
- [12] MICHEL Suéry - Mise en forme des alliages métalliques- Edition LAVOISIER (2000). Pages 39, 40.
- [13] Article intitulé : EFFET DE PEAU – <http://www.teslacoil-France.net/théorie/théorie.html>
- [14] E.Feulvarch, P.Rogeon, P.Carre, G. Sabilia, J.M.Bergheau ; laboratoire de tribologie dynamique des systèmes UMR 5513 , Saint Etienne – Article intitulé :Modélisation du soudage par point : définition des conditions interfaciales et validation expérimentale
- [15] I.Lakhtine – Métallographie et traitements thermiques des métaux – Edition MIR (1982). Page 254.
- [16] W.B Graham,TJP-Tube and Pipe journal, Article intitulé : The little known life of the scarfing tool ; 26 juin 2003.

[17] Document usine – Procédé du soudage par induction - B1 , Brochure propre à l'usine l'ENTTPP ANABIB T.G à EL-MALABIOD Tebessa.

[18] Paul Scott, ThermoTool Corp., East Haven CT, USA – Article intitulé : Getting the most from your thermoTool CFI solid state welder. 03 Mai 1996.

[19] Robert K.Nichols, PE thermoTool corp., Article intitulé /High frequency welding-the process and application. 5 Avril 1999.

[20] H.N Udahl et R.K.Nickols, thermoTool corp. USA – Article intitulé : High frequency welding of stainless steel tubing.

5 [21] Theodore Morin and Dr. Paul Scott, ThermoTool Corp., CT, USA - Article intitulé :Modern Methods of High Frequency Welding Used to Produce Consistent Quality ,Transactions of Tube 2000, Toronto; ITA Publication

6

7 [22] Paul Scott, ThermoTool Corp., East Haven CT, USA – Article intitulé : Key parameters of high frequency welding. Mars 1999.

8

9 [23] Dr. Paul Scott, ThermoTool Corp., CT, USA – Article intitulé : The Effects of Frequency in High Frequency Welding -ThermoTool Corp.East Haven, CT, USA, Proceedings of the Tube/Pipe Congress 96, Dusseldorf, Germany, April 16-18, 1996.

[24] Quickfield, code of finite element for electromagnetic, <http://www.Quickfield.com/>

[25] John Inge Asperheim, Bjørnar Grande, ELVA Induksjon a.s – Article intitulé Temperature Evaluation of Weld Vee Geometry and Performance - Tube Int., November 1998, PO Box 760, N-3701 SKIEN, NORWAY.

[26] Chaboudez C., Clain S., Glardon R., Rappaz J., Swierkosz M., Touzani R., 1994, Numerical Chaboudez C., Clain S., Glardon R., Rappaz J., Swierkosz M., Touzani R., 1994, Numerical modeling in induction heating of long workpieces, *IEEE Trans. Magn.*, Vol. 30, No. 6, pp.5028-5037,

[27] John Inge Asperheim, Bjørnar Grande, Leif Markegard, ELVA Induksjon a.s, and James E.Buser, ELVA induction, Patrick Lombard, CEDRAT Recherche– Article intitulé : Computation and analysis of temperature distribution in the cross section of the weld Vee - Tube Int.,NORWAY.

[28] B.Grande et J.I. Asperheim, induction d'CEFD COMME, Norvège – Facteurs influençant les soudures de grande épaisseurs. Avril 2006.

[29] Rita Tubb, directeur éditeur du Magazine Pipeline & Gas journal, janvier 2005 (Volume N°232-1) ; Article intitulé : La construction de la canalisation mondiale en 2005. Pages 20 et 24.

[30] Claude PHILIP ENSAM (CER de Bordeaux), Arts et métiers Traitements des assemblages soudés, Bordeaux 2001, page 11.

[31] Régie Blondeau,- Métallurgie et mécanique du soudage- Edition Lavoisier (2001) – Paris. Pages 95, 96, 97, 110, 111, 112, 113,114,115, 116,122,123.

[32] S.BENSAADA, D.FELIACHI, Technologie, première partie, O.P.U 1-2007, I.S.B.N 9961.O.1022.1, page 96, 97.

[33] ADAMS (C.M.). – Weld, Welding Journal, vol. 37, no 5 (1958).

[34] BERNARD (G.) et PRUDHOMME (M.). – Compléments à l'étude des phénomènes thermiques dans les joints soudés. Rev. De Métall., vol. 69, no 7 (1972).

[35] Max Planck Institut für Eisenforschung. – *Schweissbarkeit der Stähle, Forschungsvertrag* no 6210-41/1/011.

[36] ROSENTHAL (D.). – Welding Journal, vol. 20, no 5 (1941).

[37] W.B GRAHAM, The little known life of scarfing tool, PJP-Tube and pipe journals, 26 Juin 2006;

[38] R.Bautin et M.Pinot, Fabrications mécaniques, Edition FOUCHER, Paris 1981. p.27

[39] Manfred A.Hirt et Rolf Bez – Construction métallique V10 - EDITION Presses polytechniques et universitaires ROMANDES (2001). Page 66, 70,71.

[40] Michael F.Ashby et David R.H.Jones – Matériaux, propriétés et applications – Edition DUNOD, Paris(1998). Pages 115, 117.

[41] Guy MURRY, Jean-Pierre Pescatore, in: Structural steels, Technical Engineering, Construction treated C 2 501,

[42] Technique de l'ingénieur - volume M4 - Métallurgie

[43] Martin (R.), Papazian (L.) and Ferron (A.) .- Properties of plastic hardening and anisotropy of metals. Application to the formability by drawing cold thin sheets. Memoirs Techn. CETIM (F), No. 23 (1976).

[44]Gérard BERANGER , Guy HENRY et Germain SANZ – Le livre de l'acier – Edition LAVOISIER Paris (1994). Pages 888,889 et 890.

[45] Document usine N°2, Contrôle qualité – Matériaux métalliques, Essai de traction – NF 10002-1 (1990)

[46] Document usine N°3, Contrôle qualité – Matériaux métalliques, Essai de dureté – ISO 409/1 (1982)

[47] document internet wikipedia, dureté des matériaux, <http://wikipedia.org/wiki/fichier>

[48] Document usine N°7, Contrôle qualité – Acier – Essai de résilience Charpy (entaille en V) ISO 148 (1983) et (entaille en U) ISO 83 (1976).

[48] FLOREA FLORIAN, ETTAIB Chouaib RESUMÉ THÉORIQUE& GUIDE DE TRAVAUX PRATIQUES, MODULE 12 : Matériaux, Procédés de mise en forme, Traitements, Office de la Formation Professionnelle et de la Promotion du Travail (OFPPPT).pp-34

- [49] Marteen Kelder et Kelvin Edgor, auteurs de contribution. TJP – Le tube et la pipe Journal – Article intitulé – Formation des métaux avancés. 7 Décembre 2004.
- [50] M.T. HANNACHI, H.DJEBAILI ET H.MAZOUZ, «Evaluation of mechanical behavior of welded induction of steel pipes International review of mechanic engineering (I.R.E.M.E), ISSN: 1970 - 8734(ID 2083) Novembre 2009.
- [51] TIEN (J. K.) et ANSELL (G.S.). – *Alloys and microstructural design*. Academic Press (1976).
- [52] Principles of Modern Buildings", vol. 1, publié par le *Department of Scientific and Industrial Research, Building Research Station*, Londres, H.M.S.O., 1959).
- [53] F. Le Chatelier and A. Portevin. Sur le phénomène observé lors de l'essai de traction d'alliages en cours de transformation. *C. R. Acad. Sci. Paris*, 176 :507–510, 1923.
- [54] E. LEFICHOUX - Introduction et usage de CASTEM2000; ENSTA-LME, pp 37-3,
- [55] LE BON (A.), ROFES-VERNIS (J.) et ROSSARD (C.). – Recristallisation et précipitation provoquées par la déformation à chaud : cas d'un acier de construction soudable au niobium. *Mém. Sci. Rev. Métall.* no 7-8 p. 577-588 (juill. 1973).
- [56] Brek Samir – Etude de l'évolution des caractéristiques mécaniques d'un matériau élastoplastique sous chargement cyclique à déplacement imposé – Magister 2002/2003. Pages 88, 84
- [57] Jean philibert, Alain Vignes, Yves Bréchet, Pierre Combrade – *Métallurgie (du minerai au matériau)* – Edition Masson (Paris 1998). Pages 887, 888.
- [58] Michael F.Ashby et David R.H.Jones – *Matériaux, propriétés et applications* – Edition DUNOD, Paris(1998). Pages 115, 117.
- [59] SANZ (G.). – *La rupture des aciers. La mécanique de la rupture*. Collection IRSID-OTUA
- [60] Document usine N°4, Contrôle qualité – Matériaux métalliques, Essai de pliage sur éprouvette prélevée dans un tube – NF A 49-858 (Octobre 1988).
- [61] Document usine N°5, Contrôle qualité – Matériaux métalliques, Essai d'aplatissement sur tube – NF EN 10233 (Février 1994).
- [62] Document usine N°6, Contrôle qualité – Matériaux métalliques, Essai d'évasement sur tube – NF EN 10234 (Février 1994).
- [63] Brochure éducatif de la société Hardox, intitulé limite de pliage: www.ssabox.com
- [64] Bodycote Essais des matériaux Canada Inc. Site Web: www.na.bodycote-mt.com
- [65] La presse plieuse et le pliage. *La Machine moderne (F)*, p. 12-5, fév. 1972.

- [66] *Aciers à outils*. – Chambre Syndicale des Producteurs d'Aciers Fins et Spéciaux, 3e édition., SEMAS (1974).
- [67] *Metals handbook*. Vol. 4 Forming, 528 p., 8e éd., Am. Soc. Metals (1969).
- [68] RABEY (A.). – Bases de choix des aciers à outils. 138 p., OTUA (1976).
- [69] COUTIN (R.) et MARTIN (R.). – Méthodologie de mise au point des emboutis. CETIM Inform. (F), no 49, fév. 1977.
- [70] RAULT et ENTRINGER. – Comportement aux frottements de la microgéométrie des surfaces métalliques. Problèmes particuliers des tôles pour emboutissage. Communication SFM Journées d'Automne, oct. 1976.
- [71] CRIQ. *Recherche d'entreprises en ligne* [en ligne]; disponible sur www.icriq.com (consulté le 31 mars 2003)
- [72] CHAUVELIN (G.). – Travail des métaux par déformation à froid. 2 tomes, SEDOM (1971).
- [73] BOUHELIER (C.), DEGAS (G.) et MARTIN (R.). – *Le pliage en U des tôles minces*. Mémoires Techn. CETIM, no 20, juin 1974.
- [74] L.Fatmi, J.M. Berthelot Modélisation de l'endommagement des matériaux hétérogènes: Application au béton sous flexion statique à trois points, *Revue de Mécanique Appliquée et Théorique*, Vol.1, 2. 81-91 (2001).
- [75] SAPOLSKY (R.). – Produire plus économiquement, plus vite, mieux et en toute sécurité par formage, grâce aux perfectionnements récents apportés aux presses mécaniques. *Machine Moderne* (F), p. 33-40, sept. 1966.
- [76] QUATREMER (R.). – *Cambrage, Découpage et Emboutissage*. (Aide-mémoire Technique), Delagrave (1966).
- [77] ETTAIB Chouaïb, FLOREA FLORIAN Procédés de mise en forme, Traitements, Office de la Formation Professionnelle et de la Promotion du Travail, ROYAUME DU MAROC, p; 35.
- [78] LYMAN T. *Forming volume 4*; 8th edition; Metals Park, Ohio; American Society for Metals; 1977; 527 p. (ASM Metals Handbook).
- [79] Sehitoglu, H. & Jiang, Y. 1992 Fatigue and stress analyses of rolling contact. Technical Report, Materials Engineering-Mechanical Behavior. College of Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign
- [80] MAYNIER (Ph.), MARTIN (P.F.) et BASTIEN (P.G.). – Soudage et Techniques connexes, vol. 20, no 3/4 (1966).
- [81] H.N. Udahl and R.K. Nichols, 2006 PE Thermatool Corp welding and heating systems "High frequency welding of stainless steel tubes" 2006 pp.10

- [82] Jacques DUMONT-FILLON, ancien directeur technique de l'Institut de Recherches de la Sidérurgie (IRSID) , Article intitulé : Contrôle non destructif (CND), *Technique de l'ingénieur R* 1 400. Pages 2.
- [83] P.O. Moore, *Nondestructive Testing Handbook* (3rd ed), vol. 5, Electromagnetic Testing, S.S. Udpa (Technical Ed.), American Society for Nondestructive Testing (ASNT), Columbus, OH, USA, 2004.
- [84] S. Dubost, L. Chatellier, F. Peisey, Y. Goussard, and R. Guichard, "Characterization of Small Surface-Breaking Defects with Eddy Current Sensor Measurements," *9th European Conference on Non-Destructive Testing*, Berlin, Sept. 2006.
- [85] N. Yusa, S. Perrin, K. Mizuno, and K. Miya, "Numerical modeling of general cracks from the viewpoint of eddy current simulations," *NDT&E International 2007*, 40, pp. 577-583, May 2007.
- [86] O. Zahran, and W. Al-Nuaimy, "Image Processing for Accurate Sizing of Weld Defects Using Ultrasonic Time-Of-Flight Diffraction," *9th European Conference on Non-Destructive Testing*, Berlin, Sept. 2006.
- [87] H. Shirai, H. Sehiguchi, "A Simple Crack Depth Estimation Method From Backscattering Response," *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, vol. 53, no. 4, pp. 1249-1253, August 2004.
- [88] C-Y. Yeh, R. Zoughi, "A Novel Microwave Method for Detection of Long Surface Cracks in Metals," *IEEE. Trans. Instrum. Meas.*, vol. 43, no. 5, pp. 719-725, Oct. 1994.
- [89] C. Huber, H. Abiri, S.I. Ganchev and R. Zoughi, "Analysis of the "Crack Characteristics Signal" Using a Generalized Scattering Matrix Representation," *IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques*, vol. 45, no. 4, pp. 477-484, April 1997.
- [90] Y. Wang, and R. Zoughi, "Interaction of Surface Cracks in Metals with Open-Ended Coaxial Probes at Microwave Frequencies," *Materials Evaluation*, vol. 58, no. 10, pp. 1228-1234, Oct. 2000.
- [91] Y. Ju, M. Saka, Y. Ju, D. Luo and H. Abe, "NDE of closed fatigue crack on metal surface," *10th International Conference on Non-Destructive Testing*, Brisbane, Sept. 2001.
- [92] M. Golosovsky, and D. Davidov, "Novel millimetre-wave near-field microscope," *Applied Physics Letters*, vol. 68, no. 11, pp. 1579-1581, March 1996.
- [93] M.T. Ghasr, S. Kharkovshy, R. Zoughi and R. Austin, "Comparison of Near-field millimeter-waveprobes for detecting corrosion precursor pitting under paint," *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, vol. 54, no. 4, pp. 1497-1504, August 2005.
- [94] M.T. Ghasr, B. Carroll, S. Kharkovshy, R. Austin and R. Zoughi, Austin, "Millimeter-Wave Differential Probe for Nondestructive Detection of Corrosion Precursor Pitting," , *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, vol. 55, no. 5, pp. 1620-1627, October 2006.

- [95] M. Tabib-Azar, D.-P. Su, A. Pohar, S.R. LeClair, G. Ponchak, "0.4 μm spatial resolution with 1 GHz ($\lambda = 30 \text{ cm}$) evanescent microwave probe," *Review of Scientific Instruments*, vol. 70, no. 3, pp. 1725-1729, March 1999.
- [96] T. Wei, X.-D. Xiang, W.G. Wallace-Freedman, and P.G. Schultz, "Scanning tip microwave nearfield microscope," *Applied Physics Letters*, vol. 68, no. 24, pp. 3506-3508, June 1996.
- [97] A. Imtiaz, and S.H. Anlage, "Effect of tip geometry on contrast and spatial resolution of the nearfield microscope," *Journal of Applied Physics*, vol. 100, 044304 (8 pages), 2006.
- [98] V. V. Talanov, A. Scherz, and A.R. Schwartz, "A Microfabricated Near-Field Scanned Microwave Probe for Noncontact Dielectric Constant Metrology of Low-k Films," *2006 International Microwave Symposium*, pp. 1618-1621, June 2006.
- [99] M. Tabib-Azar, N.S. Shoemaker, and S. Harris, "Nondestructive characterization of materials by evanescent microwaves," *Meas. Sci. Technol.*, vol. 4, pp. 583-590, May 1993.12
- [100] M. Tabib-Azar, D. Akinwande, G. Ponchak, and S.R. Leclair, "Novel physical sensors using evanescent microwave probes," *Review of Scientific Instruments*, vol. 70, no. 8, pp. 3381-3386, August 1999.
- [101] Brian Roberts Article intitulé : « Monitoring the quality of welded tube and pipe », Contributing Writer September 17, 2001.
- [102] Sylvie Chapuy « Contrôle non-destructif par rayons X. X-View », Sylvie Chapuy, 2005.
- [103] Michèle Méphane, Thèse de Doctorat « Modélisation du contrôle ultrasonore de tubes d'acier présentant des défauts de type entaille longitudinale », Michèle Méphane, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, Octobre 1997.
- [104] M. Tabib-Azar, P.S. Pathak, G. Ponchak, S. Leclair, "Nondestructive superresolution imaging of defects and nonuniformities in metals, semiconductors, dielectrics, composites, and plants using evanescent microwaves," *Review of Scientific Instruments*, vol. 70, no. 6, pp. 2783-2792, June 1999.