

50376
1993
75

50376
1993
75

N° d'ordre : 1087

THESE

présentée à
L'UNIVERSITE DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES DE LILLE

par
Arnaud TRICOTEAUX

pour obtenir le titre de
DOCTEUR EN MECANIQUE

DUREE DE VIE EN FATIGUE DE JOINTS SOUDES EN ACIER E 690

- **INFLUENCE DES PARAMETRES DE SOUDAGE ET DE TRAITEMENTS DE PARACHEVEMENT**
- **MODELISATION DE LA PHASE D'AMORCAGE**



Soutenu le 15 février 1993 devant le Jury :

Président :	D. FRANCOIS,	Professeur,	Ecole Centrale de Paris
Rapporteurs :	H. P. LIEURADE,	Chef Dépt Matériaux,	CETIM Senlis
	T. MAGNIN,	Professeur,	ENSCL
Examineurs :	M. BRAMAT,	Ingénieur,	IS Villepinte
	S. DEGALLAIX,	Professeur,	Ecole Centrale de Lille
	P. MICHEAU,	Professeur,	EUDIL
	J. POLAK,	Professeur,	Brno, Rép Tchèque
	P. RABBE,	Directeur de l'IRSID,	Saint Germain en Laye
	F. SAUVAGE,	Directeur du CRDM,	SOLLAC Dunkerque

Ecole Centrale de Lille
Equipe Mécanique et Matériaux
Laboratoire de Mécanique de Lille
URA CNRS 1441

Le travail présenté dans ce mémoire a été mené parallèlement dans l'équipe Mécanique et Matériaux (Ecole Centrale de Lille) du Laboratoire de Mécanique de Lille, dirigée par Madame Le Professeur S. DEGALLAIX, et le Centre de Recherches et Développements Métallurgiques (CRDM) de SOLLAC Dunkerque, dirigé par Monsieur F. SAUVAGE.

Cette étude a été réalisée dans le cadre d'une convention CIFRE.

Je tiens à exprimer ma profonde reconnaissance à Madame Le Professeur S. DEGALLAIX pour l'intérêt qu'elle a toujours porté à cette étude, et pour l'aide et les nombreux conseils qu'elle m'a donnés.

Je remercie vivement Monsieur F. SAUVAGE pour avoir mis tout en oeuvre pour le bon déroulement de ces travaux.

Je remercie très sincèrement Monsieur Le Professeur D. FRANCOIS d'avoir accepté de juger ce travail et d'être Président du jury.

Que Monsieur H. P. LIEURADE soit vivement remercié de l'intérêt qu'il a toujours porté à cette étude, et d'avoir accepté de juger ce travail.

Je tiens à exprimer mes sincères remerciements à Monsieur Le Professeur T. MAGNIN pour avoir accepté de juger ces travaux en qualité de rapporteur.

J'adresse mes sincères remerciements à Monsieur le Professeur J. POLAK et Monsieur le Professeur P. MICHEAU ainsi qu'à Monsieur P. RABBE et Monsieur M. BRAMAT pour avoir accepté d'examiner ce travail et de faire partie du jury.

Que tous les membres du Laboratoire qui ont contribué à la bonne réalisation de ces travaux soient chaleureusement remerciés.

En particulier, je remercie vivement Monsieur F. FARDOUN pour l'aide apportée dans la réalisation des travaux de modélisation ainsi que mes collègues P. HOTTEBART et O. CLEIZERGUES pour leurs qualités de travail en équipe. Je remercie également Madame J. KARPINSKI pour la frappe de certaines parties de cette thèse.

Je n'oublierai pas dans mes remerciements les techniciens de l'atelier de mécanique de l'Ecole Centrale de Lille pour leur aide matérielle, notamment lors de l'usinage des

éprouvettes de fatigue oligocyclique et plus particulièrement Monsieur L. LAM pour l'usinage des montages expérimentaux.

Que Monsieur M. VANGREVENINGE soit sincèrement remercié pour sa grande célérité lors de la reproduction de cette thèse.

Enfin, je tiens à remercier les nombreux collègues du CRDM pour leur accueil chaleureux, et pour leur aide lors de la réalisation de cette étude.

En particulier, je remercie Monsieur E. BOLLINGER pour m'avoir fait confiance et pour les nombreux conseils qu'il m'a donnés en début de ces travaux ainsi que Messieurs J. CLAEYS et A. NAÏDJI pour la réalisation des joints soudés.

SOMMAIRE

INTRODUCTION.....	1
PARTIE A : Résistance en fatigue des joints soudés.....	3
PREMIER CHAPITRE : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	4
I - FACTEURS D'INFLUENCE	4
I - 1 Nature des sollicitations.....	4
1 - Influence du niveau de sollicitation.....	4
2 - Influence du mode de sollicitation	6
3 - Influence de la fréquence de sollicitation	6
I - 2 Géométrie de la soudure et défauts de soudage	7
1 - Notion de classes d'assemblages.....	7
2 - Influence du type de joints soudés	9
3 - Influence des défauts d'alignement.....	10
4 - Influence de la forme du cordon de soudure	11
5 - Influence de l'épaisseur de la tôle	13
6 - Influence des défauts de soudage.....	15
I - 3 Nature métallurgique du joint soudé.....	17
1 - Influence de la nature du métal de base	17
2 - Influence de la nature des électrodes	20
3 - Influence du procédé de soudage.....	21
I - 4 Influence des contraintes résiduelles	21
1 - Origine des contraintes résiduelles	21
2 - Effet des contraintes résiduelles	22
3 - Relaxation des contraintes résiduelles.....	23
I - 5 Environnement. Influence de la corrosion	25
I - 6 Conclusions	25

II - OPERATIONS DE PARACHEVEMENT	26
II - 1 Procédés visant à améliorer la géométrie des cordons de soudure	26
1 - Amélioration de la procédure de soudage	26
2 - Usinage et meulage des pieds de cordons de soudures.....	29
3 - Refusion des pieds de cordons de soudure	32
2 - Refusion Plasma	36
II - 2 Procédés visant à modifier les champs de contraintes résiduelles aux pieds des cordons de soudure	37
1 - Opérations de détensionnement	37
2 - Grenailage de précontrainte	37
3 - Martelage de précontrainte	41
4 - Martelage de précontraintes par ultra-sons	48
II - 3 Conclusions.....	50
 SECOND CHAPITRE : CARACTERISATION DES JOINTS SOUDES ETUDIES	 51
I - MATERIAUX	51
II - CONDITIONS DE MISE EN OEUVRE PAR SOUDAGE	52
II - 1 Réalisation des joints soudés de qualité courante et à profil amélioré	52
II - 2 Opérations de détensionnement.....	53
III - OPERATION DE PARACHEVEMENT PAR REFUSION TIG	53
III - 1 Présentation des essais d'optimisation des paramètres	54
III - 2 Discussion des résultats	54
III - 3 Paramètres retenus	55
IV - ETUDE DES PARAMETRES DE MARTELAGE DE PRECONTRAINTE	56
IV - 1 Problème du recouvrement. Choix des vitesses de martelage	56
IV - 2 Choix des autres paramètres de martelage.....	58
1 - Choix du burin	59
2 - Choix des paramètres dynamiques de martelage	59

III

IV - 3 Essais sur métal de base E690	61
IV - 5 Essais sur joints soudés en T.....	63
1 - Influence des paramètres de martelage sur la géométrie de l'indentation.....	63
2 - Etude des défauts créés par l'opération de martelage.....	65
3 - Paramètres de martelage retenus	67
V - CARACTERISATIONS GEOMETRIQUES DES CORDONS DE SOUDURES OBTENUS.....	72
V - 1 Mesure des distorsions géométriques	72
V - 2 Paramètres géométriques Θ et ρ d'un cordon de soudure	73
1 - Définition et présentation des paramètres géométriques Θ et ρ	73
2 - Discussion.....	76
VI - CARACTERISATION METALLURGIQUE DE LA ZAT	77
VI - 1 Observations métallurgiques	77
VI - 2 Duretés en ZAT	77
VII - CARACTERISATION DES CONTRAINTES RESIDUELLES	79
VII - 1 Mesures par RX sur joints soudés à profil amélioré et parachevé par refusion TIG	79
VII - 2 Mesures par la méthode du trou incrémental sur éprouvette détensionnée	81
VII - 3 Discussion des résultats	83
TROISIEME CHAPITRE : ETUDE EXPERIMENTALE EN FATIGUE-ENDURANCE	84
I - CONDITIONS D'ESSAIS.....	84
I - 1 Echantillons de fatigue.....	84
1 - Géométrie des échantillons	84
2 - Préparation des échantillons	85
I - 2 Conditions d'essais.....	85
1 - Machine d'essais mécaniques	85

IV

2 - Paramètres des essais de fatigue	85
3 - Choix des amplitudes de contraintes nominales appliquées	86
4 - Système de détection de fissure	86
II - RESULTATS DES ESSAIS DE FATIGUE - DISCUSSION	90
II - 1 Résultats des essais de fatigue	90
1 - Localisation de l'amorçage.....	90
2 - Présentation des résultats	92
II - 2 Discussion des résultats	96
1 - Influence de la géométrie des cordons de soudure	96
2 - Influence des contraintes résiduelles.....	96
3 - Influence de la nature métallurgique en ZAT	97
4 - Influence de défauts après parachèvement	97

PARTIE B : Prédiction de la durée de vie à l'amorçage en fatigue

98

PREMIER CHAPITRE : ETUDE THEORIQUE DE LA MODELISATION DE LA PHASE D'AMORCAGE PAR LA METHODE DE L'APPROCHE LOCALE

99

INTRODUCTION

99

I - PRINCIPE

99

II - METHODE DE L'APPROCHE LOCALE PROPOSEE PAR LAWRENCE

100

II - 1 Approche élastique simple

100

II - 2 Approche de Lawrence avec prise en compte du durcissement/adoucissement cyclique d'accommodation.....

102

1 - Méthode

102

2 - Influence d'une contrainte moyenne

103

3 - Influence d'une relaxation de la contrainte moyenne

103

4 - Résolution : calcul du nombre de cycles à l'amorçage.....

104

II - 3 Approche de Lawrence simplifiée

104

1 - Cas où la relaxation de la contrainte moyenne n'est pas prise en compte

104

2 - Cas où la relaxation de la contrainte moyenne est prise en compte	105
II - 4 Détermination des paramètres locaux (σ_0 , $\Delta\sigma$, $\Delta\varepsilon$)	105
1 - Utilisation de la règle de Neuber	105
2 - Utilisation de la méthode de Molski-Glinka	110
3 - Méthode de Stowell-Hardrath-Ohman (SHO)	114
III - NOTION DE COURBE ELASTOPLASTIQUE THEORIQUE (CEPT)	116
IV - APPLICATION DES METHODES DE L'APPROCHE LOCALE DANS LE CAS DES JOINTS SOUDES	120
1 - Concept de K_f maximum	120
2 - Détermination des caractéristiques mécaniques de la ZAT à partir de la dureté	120
3 - Influence des contraintes résiduelles	121
4 - Influence de sollicitations combinées	122
V - RESULTATS DE DIFFERENTS AUTEURS - DISCUSSION	122
V - 1 Application des méthodes type Lawrence	122
1 - Application de la méthode de Lawrence rigoureuse (II-2)	122
2 - Application de la méthode de Lawrence simplifiée (II-3)	123
V - 2 Influence de la procédure utilisée sur la précision des résultats	127
V - 3 Application de la notion de CEPT aux joints soudés	127
 SECOND CHAPITRE : APPLICATION AU CALCUL DES DUREES DE VIE A L'AMORCAGE DANS LE CAS DES JOINTS SOUDES	129
I - APPLICATION DE L'APPROCHE LOCALE DE LAWRENCE SIMPLIFIEE	129
I - 1 Détermination des caractéristiques de la relation de Manson-Coffin	129
1 - Détermination à partir des essais de dureté en ZAT	129
2 - Détermination à partir d'essais de fatigue oligocyclique	130
I - 2 Calcul des coefficients de concentration de contrainte K_t	141
1 - Méthode de calcul de K_t	141

2 - Choix des paramètres Θ et ρ	141
I - 3 Informatisation de la méthode de calcul de prédiction de la phase d'amorçage	142
I - 4 Calculs des durées de vie à l'amorçage. Discussion	144
1 - Choix des paramètres de modélisation	144
2 - Discussion des résultats obtenus sur éprouvettes à profil amélioré et refondues TIG.....	145
3 - Résultats sur éprouvettes détensionnées	159
II - CALCUL DE LA COURBE ELASTO-PLASTIQUE THEORIQUE DE LA ZAT (C. E. P. T)	159
III - DISCUSSION SUR LA VALIDITE DE CERTAINES HYPOTHESES OU RELATIONS.....	161
1 - Justification de l'utilisation de K_f calculé par l'équation de Peterson..	161
2 - Règle de Neuber et relation de Molski-Glinka lorsque la déformation plastique n'est plus localisée en fond d'entaille.	163
3 - Extrapolation en endurance des caractéristiques mécaniques cycliques déterminées en fatigue oligocyclique.	165
CONCLUSIONS.....	166
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	169
ANNEXES.....	175

INTRODUCTION

La sidérurgie moderne développe de nouveaux aciers, notamment des aciers à haute limite d'élasticité, afin de répondre aux problèmes d'allègement des matériels à usage ferroviaire (TGV) ou de Travaux Publics.

Ces structures sont pour beaucoup d'entre elles mécano-soudées. Or, il apparaît que le gain en fatigue apporté par l'utilisation de ces nouveaux aciers dans les structures soudées n'est pas aussi important que prévu.

On sait en effet que la propagation des fissures de fatigue dans un acier de construction est pratiquement indépendante de la limite d'élasticité. En revanche, la durée de la phase d'amorçage augmente fortement avec la limite d'élasticité du matériau. Il y a alors lieu de travailler principalement dans deux directions :

- améliorer la géométrie des soudures dans le but de diminuer l'effet d'entaille, c'est à dire de diminuer les coefficients de concentration de contrainte dans les zones les plus sollicitées,
- introduire des contraintes de compression.

Le premier objectif de ces travaux était d'étudier d'une part, l'influence des paramètres de soudage sur la résistance en fatigue de joints soudés en acier à haute limite d'élasticité (Soldur 690) et d'autre part, d'appliquer deux types de traitements de parachèvement (refusion à la torche TIG et martelage de précontrainte) dans le but d'augmenter la résistance en fatigue des joints soudés.

Le second objectif était de définir une méthode de calcul de la durée de vie à l'amorçage des fissures de fatigue.

Ces deux objectifs font l'objet respectivement des deux parties A et B de ce travail.

La **partie A** de cette thèse est consacré à l'étude de la résistance en fatigue des joints soudés avec ou sans traitement de parachèvement. Cette partie est divisée en trois chapitres.

Le premier consiste en une étude bibliographique de la résistance en fatigue des structures soudées et de l'influence des traitements de parachèvement, en particulier des opérations de refusion TIG et de martelage de précontrainte, sur l'amélioration de la résistance en fatigue des joints soudés.

Le second présente l'acier utilisé, ainsi que les différents types de joints soudés étudiés. Ce chapitre traite en particulier de l'optimisation des paramètres de refusion TIG et de martelage de précontrainte. Il présente également les caractéristiques géométriques, métallurgiques et de contraintes résiduelles, pour les différents types de joints soudés étudiés.

Le troisième chapitre caractérise l'ensemble des joints soudés en fatigue-endurance.

La **partie B** est consacrée au calcul de la durée de vie à l'amorçage des fissures de fatigue dans des joints soudés. Cette partie est divisée en deux chapitres.

Le premier chapitre a pour objet une étude bibliographique des méthodes de calcul de durée de vie à l'amorçage en fatigue.

Le second chapitre est consacré à l'application de ces différentes méthodes au cas des joints soudés qui ont été caractérisés en fatigue-endurance au premier chapitre. Une discussion permet de comparer les résultats des différentes méthodes de calcul avec les résultats expérimentaux.

Enfin, une conclusion générale permet de souligner les résultats les plus importants obtenus dans cette étude.

PARTIE A

Résistance en fatigue des joints soudés

PREMIER CHAPITRE

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

Des études concernant la fatigue des structures tubulaires soudées, plus particulièrement en acier à haute limite d'élasticité, ont été développées en Europe à partir de la seconde moitié des années 70, pour le développement des structures off-shore. En France, en particulier, de nombreuses études ont été menées à l'IRSID, à l'Institut de Soudure..., sur des éprouvettes de laboratoire afin de simuler les phénomènes qui ont lieu au niveau des soudures, mais également sur des structures réelles.

De nombreux travaux menés en France et à l'étranger ont montré qu'un grand nombre de paramètres peuvent influencer sur le comportement en fatigue des joints soudés. Ces études ont donné lieu à une classification des joints soudés qu'il sera intéressant de détailler .

Les facteurs susceptibles d'influencer la résistance en fatigue des joints soudés sont de plusieurs types [1, 2] :

- la nature des sollicitations : fréquence, contrainte moyenne, amplitude de contrainte, type de sollicitations (traction, flexion...) ;
- la géométrie de la soudure et les défauts de soudage ;
- la nature métallurgique du joint soudé ;
- les contraintes internes ;
- la nature de l'environnement (milieu corrosif, température...) .

Ces paramètres et leur influence sont décrits dans une première partie. L'identification des différents paramètres susceptibles de diminuer l'endurance des joints soudés a permis de définir des procédures pré- ou post-soudage destinées à augmenter la résistance à la fatigue des structures soudées. Ces procédures sont exposées dans une seconde partie, avec une attention particulière pour le parachèvement par refusion à la torche TIG et le martelage pneumatique de précontrainte.

I - FACTEURS D'INFLUENCE

I - 1 Nature des sollicitations

1 - Influence du niveau de sollicitation

Le niveau de la sollicitation est caractérisé par la variation de la contrainte nominale $\Delta\sigma_N$ et la contrainte moyenne σ_0 . Ces deux paramètres sont liés aux contraintes maximales et minimales par les relations :

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_{\min} + \sigma_{\max}}{2}$$

$$\Delta\sigma_N = \sigma_{N\max} - \sigma_{N\min}$$

Le rapport de charge est alors défini par :

$$R = \frac{\sigma_{N\min}}{\sigma_{N\max}}$$

La notion de contrainte nominale est définie sur la figure 1 en traction d'une part, en flexion d'autre part. L'augmentation de la contrainte moyenne diminue bien sûr la résistance aux sollicitations dynamiques. Le diagramme de Goodmann-Smith (figure 2) représente l'influence de la contrainte nominale moyenne sur l'amplitude de la contrainte admissible.

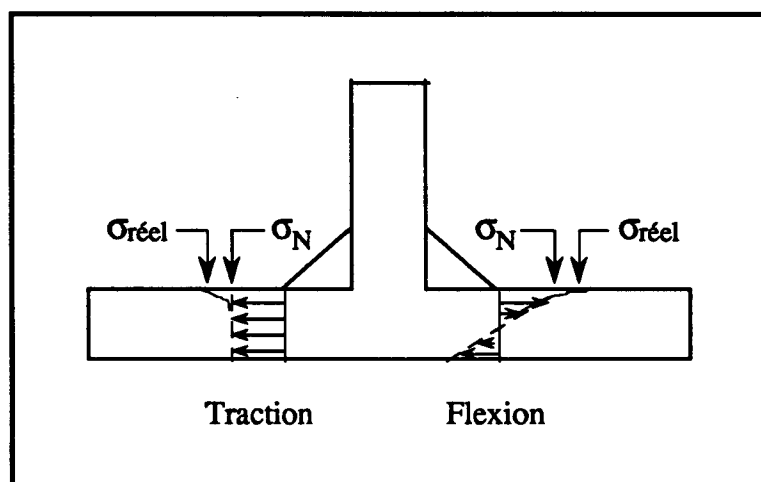


Figure 1 : Définition de la contrainte nominale

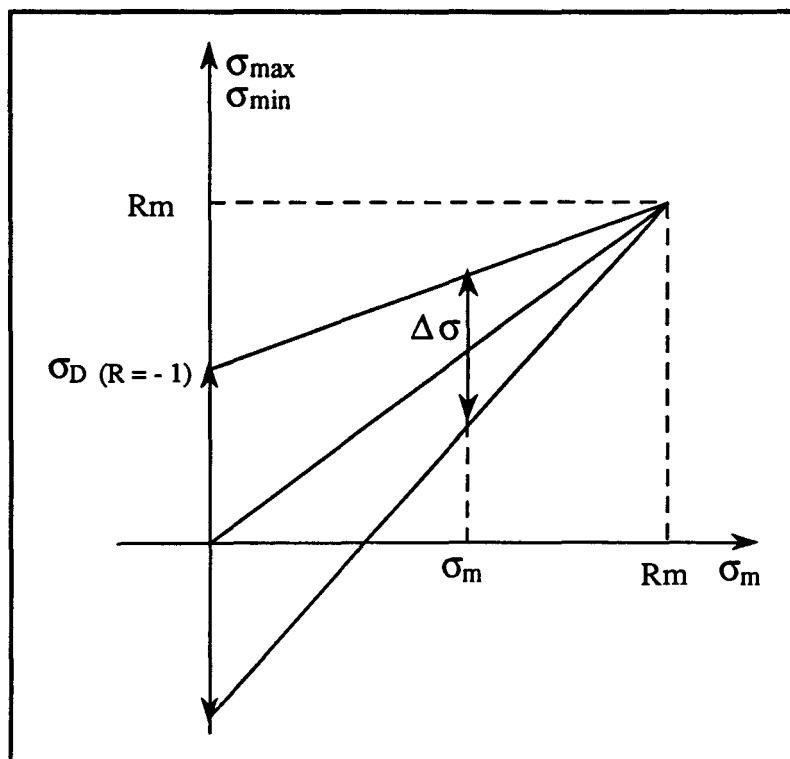


Figure 2 : Diagramme de Goodman-Smith à 2.10^6 cycles (σ_D : limite d'endurance)

2 - Influence du mode de sollicitation

Une même éprouvette sollicitée en traction-compression ou en flexion plane ne présentera pas la même résistance en fatigue-endurance. En effet, la répartition des contraintes nominales dans une éprouvette sollicitée en traction-compression est uniforme dans la section alors qu'elle est maximale en surface et nulle à coeur, pour la même éprouvette sollicitée en flexion plane simple.

La résistance à la fatigue de joints soudés est alors meilleure sous sollicitation de flexion plane que sous sollicitation de traction-compression.

J.J. Janosch & al [3] ont montré que des joints soudés en croix en acier E 36, pour lesquels l'amorçage a lieu aux pieds des cordons de soudure, présentent une limite d'endurance σ_D (définie à 2.10^6 cycles) égale à 200 MPa sous sollicitation de flexion, et égale à 100 MPa sous sollicitation combinée de flexion-traction.

3 - Influence de la fréquence de sollicitation

L'augmentation de la fréquence de sollicitation n'a généralement pour conséquence qu'une légère augmentation de la limite d'endurance. En effet, si la vitesse de déformation augmente, le taux de déformation plastique diminue (à même niveau de déformation totale). En revanche il convient de tenir compte de l'échauffement qui peut apparaître à fréquence élevée.

apparaître à fréquence élevée. On peut néanmoins admettre que sous faibles sollicitations (peu de plasticité) et en milieu non corrosif, l'influence de la fréquence est dans une certaine mesure négligeable.

I - 2 Géométrie de la soudure et défauts de soudage

1 - Notion de classes d'assemblages

Afin de faciliter la conception des structures soudées en termes de résistance à la fatigue, les différents types d'assemblages sont rassemblés en classes d'assemblages (Eurocode 3, normes CECM...). Chacune des classes est désignée par une lettre allant de A à G, et la dernière classe par la lettre W. Chaque classe d'assemblage correspond, pour un même acier, à un niveau donné de résistance en fatigue. La classe A correspond à une structure sans soudure, donc de résistance maximale ; la classe W correspond aux joints soudés les moins résistants en fatigue.

Les classes d'assemblages tiennent compte du type d'assemblage (bout à bout, en T, en croix...), de la pénétration plus ou moins importante des passes de soudage, des dimensions des différents éléments constituant l'assemblage, des défauts de soudage...

Le tableau I présente des exemples de joints soudés pour les classes d'assemblages A à G de joints soudés.

La figure 3 présente les diagrammes de Wöhler pour différentes classes d'assemblages soudés, pour un même acier (non précisé ici). On remarque que la limite d'endurance diminue fortement lorsque l'on passe d'une classe B à une classe W.

Les paragraphes suivants exposent l'influence des paramètres géométriques sur la résistance en fatigue des structures soudées, donc sur leur classification.


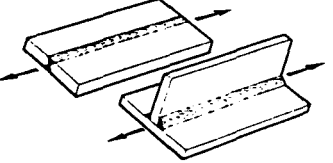
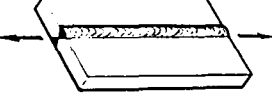
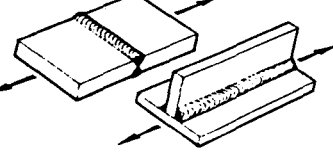
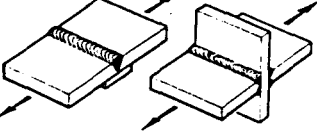
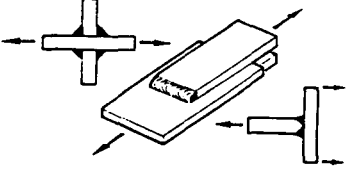
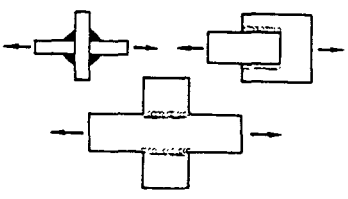
TYPE DE SOUDURE	CLASSE de l'assemblage	RÉSISTANCE A LA FATIGUE pour 2.10^6 cycles : $R_s = 0$ (N/mm ²)	
Tôle brute de laminage	A	190	
Soudure d'angle et soudure bout à bout longitudinales (par procédé automatique)	B	165	
Soudure longitudinale bout à bout (en soudage manuel)	C	140	
Soudure d'angle longitudinale (soudage manuel) Soudure bout à bout transversale en position horizontale	D	130	
Autre soudure bout à bout Soudure en croix avec interpénétration	E	100	
Soudure en T Soudure en croix à âme traversante etc.	F	75	
Soudure en croix à âme interrompue Soudure sur plat	G	50	

Tableau I : Exemple de classifications [4]

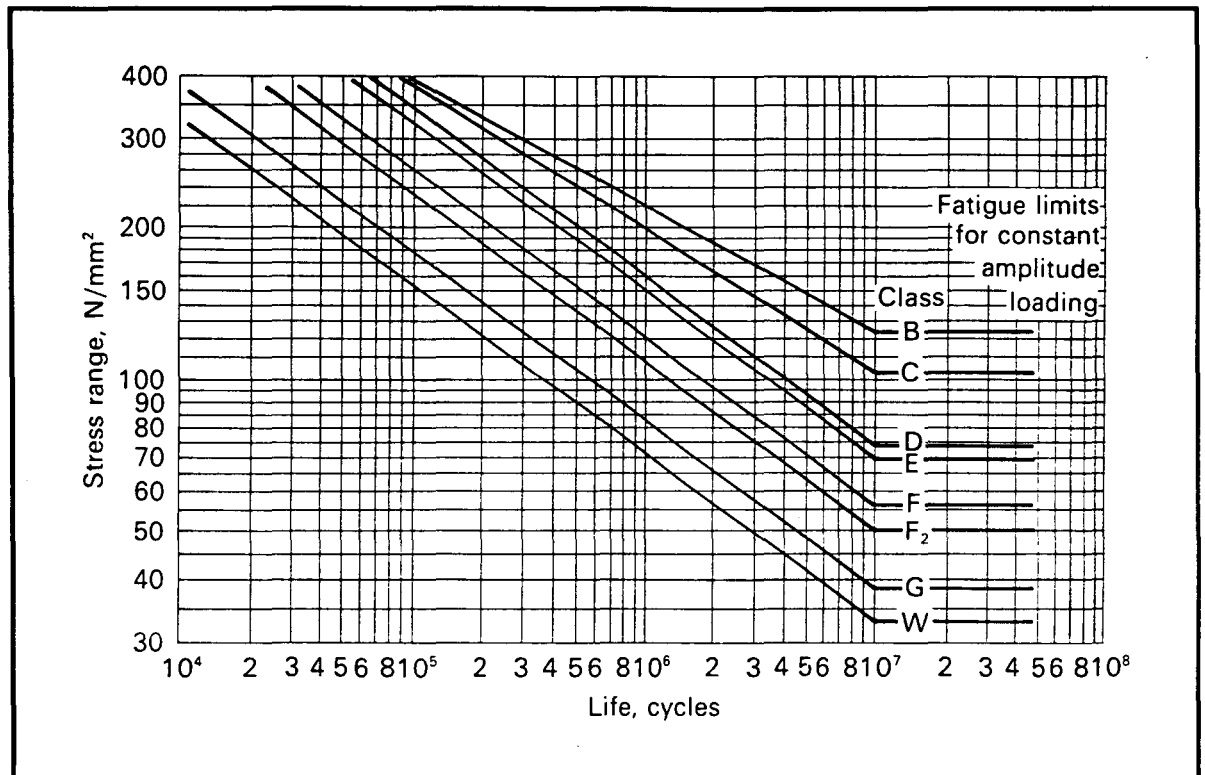


Figure 3 : Diagramme de Wöhler pour différents classes d'assemblages [2]

2 - Influence du type de joints soudés

Le type de joints soudés est un paramètre essentiel pour la résistance en fatigue de l'assemblage.

Par exemple, pour un même acier, des joints soudés bout à bout sont plus résistants que des joints soudés en T ou en croix. Dans le cas de joints soudés en croix, des joints soudés transmettant l'effort ont une résistance en fatigue plus élevée que des joints soudés ne transmettant pas l'effort.

La figure 4 montre l'influence du type de joints soudés dans le cas d'assemblages en acier E 24 soudés manuellement.





TYPE D'ASSEMBLAGE	EFFORTS alternés	EFFORTS répétés
 Joints bout à bout	110	160
 Joints en croix Soudure en chanfrein avec interpénétration	90	150
 Joints en croix Soudure d'angle ne transmettant pas l'effort	75	120
 Joints en croix sans interpénétration	40	65

Figure 4 : Résistance en fatigue de différents assemblages soudés en acier E 24 [4]

3 - Influence des défauts d'alignement

Lors de l'élaboration des joints soudés, des défauts d'alignement peuvent apparaître. Ces défauts résultent d'un mauvais alignement initial des différents éléments de l'assemblage, ou des déformations (type flexion) résultant du soudage. Ces défauts conduisent à l'apparition de contraintes de flexion parasites qui s'ajoutent algébriquement aux contraintes de chargement, et par conséquent diminuent la résistance en fatigue de l'assemblage soudé si elles sont de même signe. Des exemples de défauts d'alignement sont illustrés en figure 5.

Les valeurs des contraintes parasites dépendent du type de désalignement, des épaisseurs des différents constituants et de la valeur de la contrainte axiale (S_a). Différents types de désalignement ont donné lieu à des calculs de contraintes parasites [2,5].

Par exemple, dans le cas des joints soudés illustrés en figure (5a) et (5c), la contrainte de flexion S_b s'exprime par la relation :

$$S_b = \frac{3e}{B} S_a \quad [2,5]$$

et dans le cas des assemblages illustrés en figure (5d), elle s'exprime par la relation :

$$S_b = \frac{6e}{B_1} \left(\frac{B_1^{1.5}}{B_1^{1.5} + B_2^{1.5}} \right) S_a \quad [2,5]$$

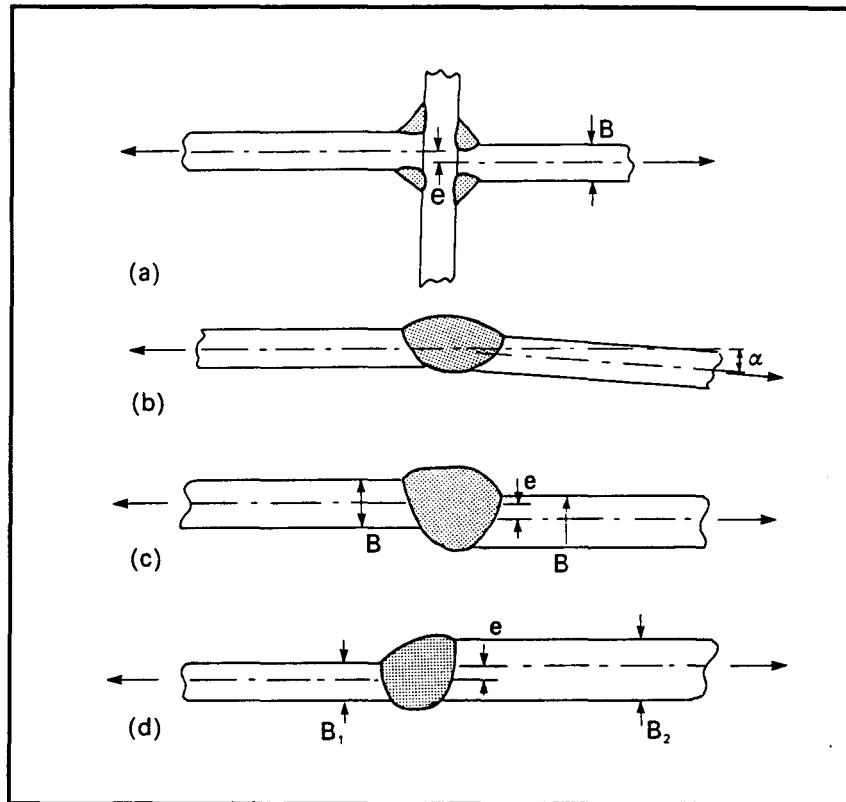


Figure 5 : Exemples de défauts d'alignement courants [2]

4 - Influence de la forme du cordon de soudure

La géométrie du pied de cordon de soudure est sans doute un des paramètres les plus importants vis à vis de la résistance en fatigue des joints soudés. La géométrie d'un joint soudé est en général caractérisée par les paramètres Θ et ρ (respectivement l'angle et le rayon de raccordement en pied de cordon), définis en figure 6. L'endurance d'un joint soudé est d'autant plus élevée que Θ est faible et ρ important. Ce résultat est dû à la diminution du coefficient de concentration de contrainte K_t avec la diminution de Θ et l'augmentation de ρ . La figure 7 montre que la résistance en fatigue de joints soudés bout à bout augmente avec la diminution de Θ .

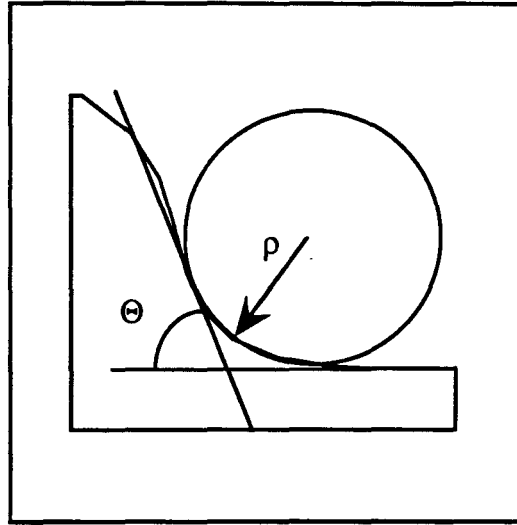


Figure 6 : Définition des paramètres ρ (rayon de raccordement) et Θ (angle de raccordement) en pied de cordon de soudure

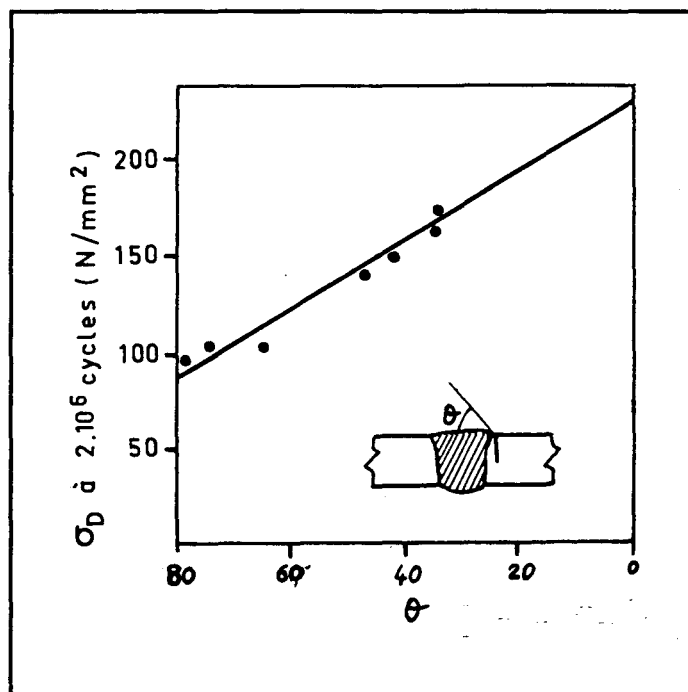


Figure 7 : Influence de l'angle de raccordement sur la résistance en fatigue de joints soudés bout à bout [4]

D'après Bruyan & al [6], Niu et Glinka ont proposé une relation empirique pour calculer les coefficients de concentration de contrainte des joints soudés en T :

$$K_t = 1 + 0,5121 (\Theta)^{0,572} \left(\frac{t}{\rho}\right)^{0,469}$$

avec :

Θ : angle de raccordement en pied de cordon de soudure

P : rayon de raccordement en pied de cordon

t : épaisseur de la tôle

5 - Influence de l'épaisseur de la tôle

A contrainte nominale égale et pour une même valeur du coefficient de concentration de contrainte, la résistance en fatigue d'un assemblage soudé est d'autant plus faible que l'épaisseur de tôle augmente. La figure 8 montre l'influence de l'épaisseur de tôle sur la résistance à la fatigue de joints soudés en T.

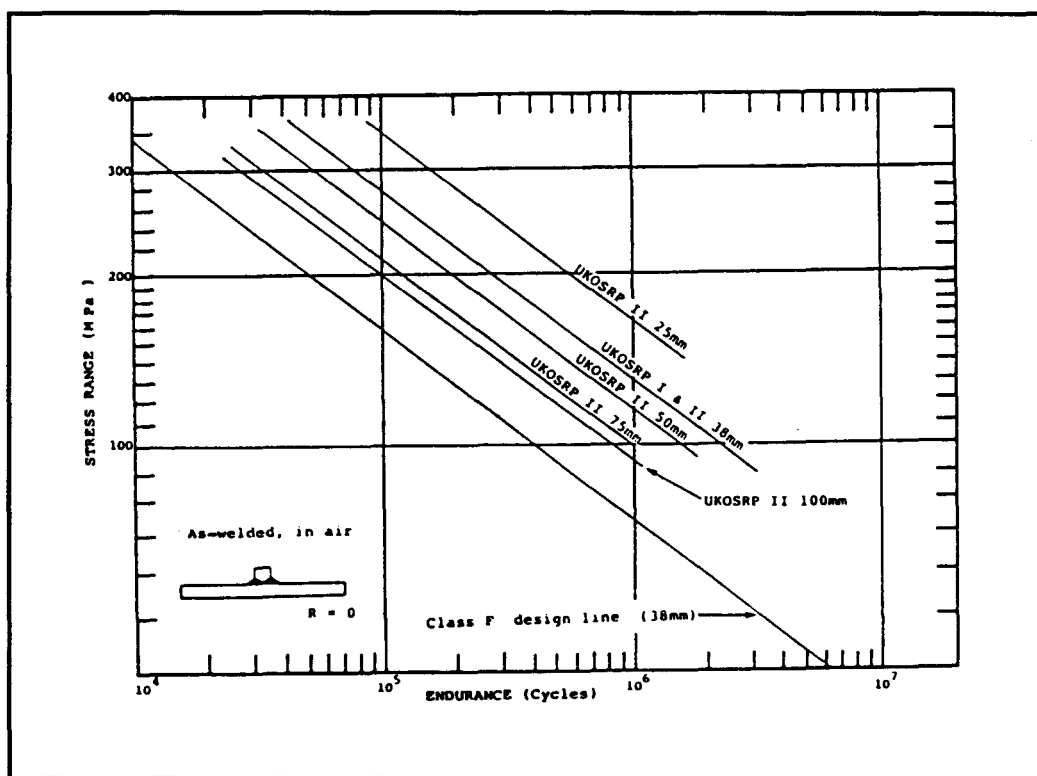


Figure 8 : Influence de l'épaisseur de l'âme sur la résistance en fatigue de joints soudés en T [8]

Selon Gurney cité par H.P. Lieurade [8], dans le cas de joints soudés tubulaires, la limite d'endurance de joints soudés entre tôles d'épaisseur t peut être calculée à partir d'une limite d'endurance de référence σ_{D0} de joints soudés entre tôles d'épaisseur t_0 par la relation :

$$\sigma = \sigma_{D0} \left(\frac{t_0}{t} \right) \text{ comme illustré par la figure 9.}$$

On explique ce phénomène [8] par un "effet d'échelle". Deux joints soudés d'épaisseurs différentes, présentant le même coefficient de concentration de contrainte en pieds de cordons et

soumis à la même contrainte nominale, présentent des gradients de contraintes différents. A même profondeur, l'éprouvette plus épaisse est soumise à une contrainte supérieure (figure 10).

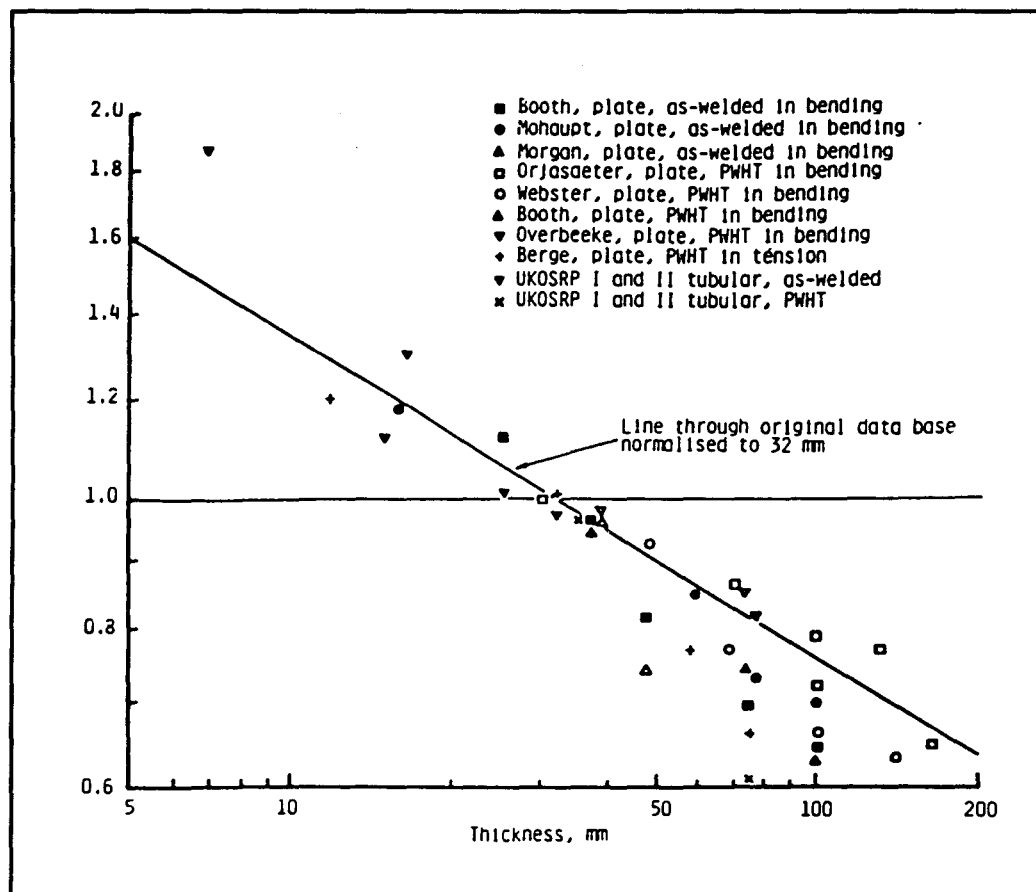


Figure 9 : Influence de l'épaisseur de l'âme sur la résistance à la fatigue de joints soudés.

Illustration de la relation : $\sigma = \sigma_{D0} (t/t_0)$ [8]

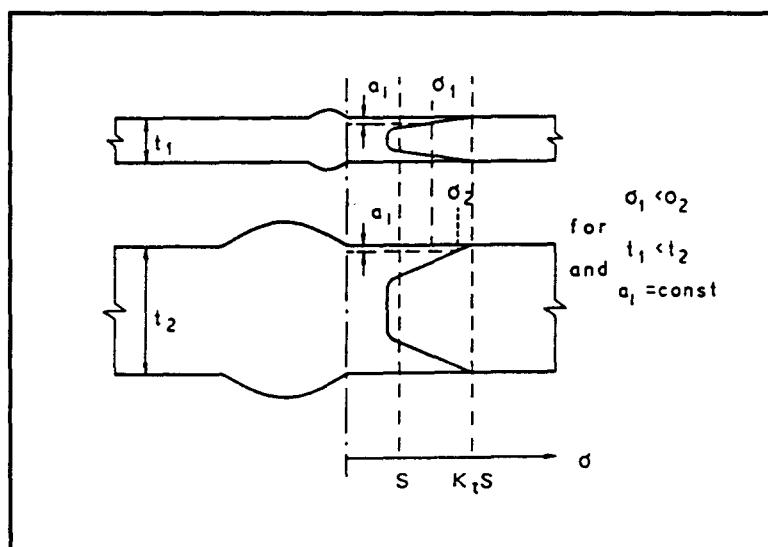


Figure 10 : Effet d'échelle : Répartition des contraintes dans le cas de joints soudés bout à bout d'épaisseurs différentes, sollicités en traction-compression [8]

6 - Influence des défauts de soudage

Les opérations de soudage introduisent nécessairement des défauts de différentes natures dans les joints soudés. Les défauts de type criques, caniveaux, morsures, laitiers... sont localisés aux pieds des cordons de soudure. Un manque de pénétration peut donner lieu à un espace vide au sein même de la soudure ; ce manque de matière constitue alors un défaut. Il en est de même pour une reprise de soudure dans un cordon. La figure 11 illustre un assemblage de classe C qui devient un assemblage de classe D s'il y a une reprise au milieu du cordon de soudure..

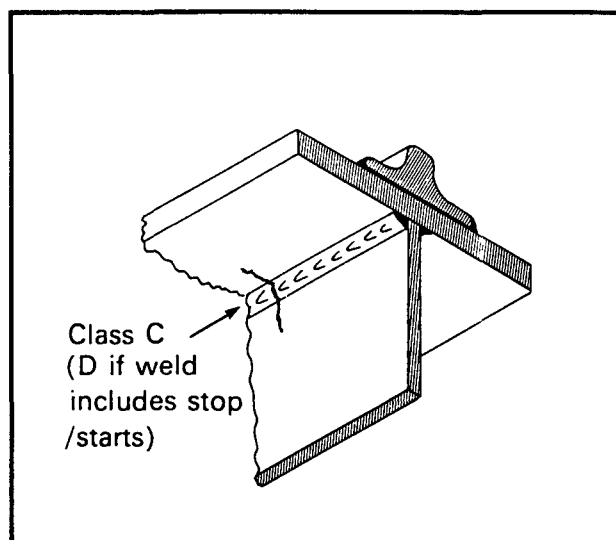


Figure 11 : Influence d'une reprise de soudure sur la qualité de l'assemblage [2]

Chacun de ces défauts crée une entaille plus ou moins aigüe, donc un site potentiel d'amorçage de fissure de fatigue. De plus, la présence de tels défauts diminue la résistance en fatigue des joints soudés (figure 12).

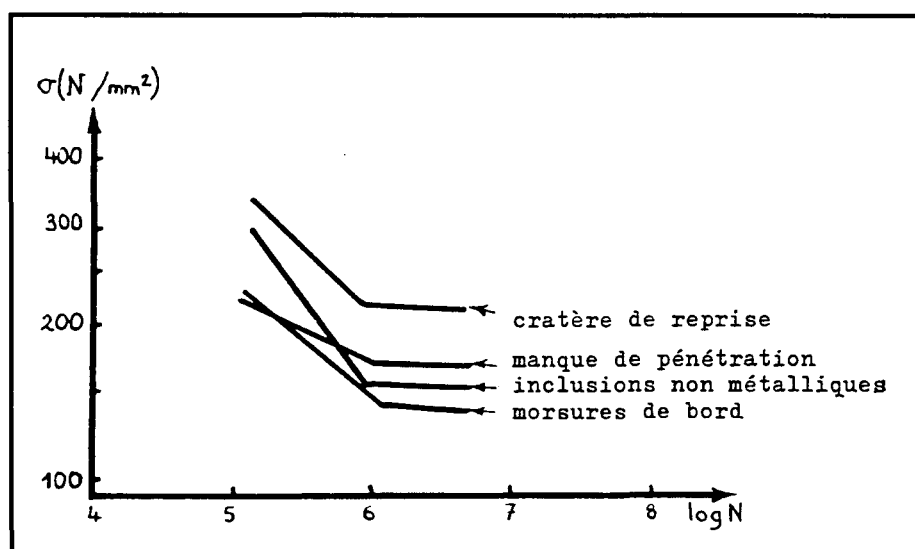


Figure 12 : Influence des défauts de soudage sur la résistance en fatigue [4]

L'influence des défauts aigus est plus critique pour l'amorçage des fissures de fatigue dans le cas des aciers à hautes caractéristiques mécaniques. En effet, Peterson [9] a défini un "coefficient de sensibilité à l'entaille" :

$$q = \left(\frac{K_f - 1}{K_t - 1} \right)$$

fonction de

K_f : coefficient effectif de concentration de contrainte en fatigue ($K_f = \frac{\sigma_D \text{ ép entaillée}}{\sigma_D \text{ ép lisse}}$

avec σ_D la limite d'endurance)

K_t : coefficient de concentration de contrainte en statique

Plusieurs relations ont été proposées pour définir q en fonction de a , facteur de Peterson. Celles-ci sont données dans le tableau II. Ces formules montrent que le paramètre de Peterson " a " dépend de la résistance à la rupture de l'acier. Ce paramètre est d'autant plus faible que R_m est important, donc le coefficient q est d'autant plus élevé que R_m est important.

auteur	formule	paramètre caractéristique
<i>Peterson</i>	$q = \frac{1}{1 + \frac{a}{r}}$	$a = f(R_m)$,
<i>Neuber</i>	$q = \frac{1}{1 + \sqrt{\frac{a}{r}}}$	$a = f(R_m)$,
<i>Harris</i>	$q = 1 - \exp\left(\frac{-r}{a}\right)$	$a = \frac{1077}{R_m^2}$
<i>a en mm; R_m en hbar; r = rayon de l'entaille en mm</i>		

Tableau II : Différentes expressions du coefficient de sensibilité à l'entaille q [10]

Petershagen [11] a montré que l'influence des caniveaux sur la résistance à la fatigue des joints soudés ne peut pas s'exprimer uniquement en fonction de la profondeur des caniveaux, mais qu'il est également fonction du rayon en fond de caniveau.

Le cas des manques de pénétration n'est pas aussi simple. En effet, lors de l'élaboration de certains assemblages, l'interpénétration des cordons n'est pas toujours recherchée (pour des raisons de coûts). Ces assemblages présentent donc un manque de pénétration (figure 13). Le manque de pénétration est parfois un défaut qui donne lieu à une diminution de la résistance en fatigue de l'assemblage. Néanmoins ce défaut de matière n'est pas toujours la cause de la ruine en fatigue de l'assemblage soudé.

En deçà d'une certaine taille, le manque de pénétration, n'a plus d'incidence sur la résistance à la fatigue du joint soudé. L'amorçage a lieu en pied de cordon de soudure lorsque la dimension du manque de pénétration est inférieure à cette taille, et en racine de cordon lorsque la dimension du manque de pénétration est supérieure à cette taille. Dans ce dernier cas, la durée de vie de l'assemblage est fortement diminuée.

Lorsque la taille du manque de pénétration est proche de la taille critique, la fissuration peut avoir lieu à la fois en pied de cordon de soudure et à la racine de la soudure.

J.J. Janosch & al [3, 12] ont montré que pour des soudures d'angle sollicitées en traction uniaxiale, il existe une dimension critique du manque de pénétration ($2a_c$) définie par

$$2a_c = 0.5 t$$

où t est l'épaisseur de l'âme de l'assemblage

J.J. Janosch & al [3, 12] montrent que cette taille critique dépend également du mode de sollicitation et de la qualité géométrique du pied de cordon de soudure.

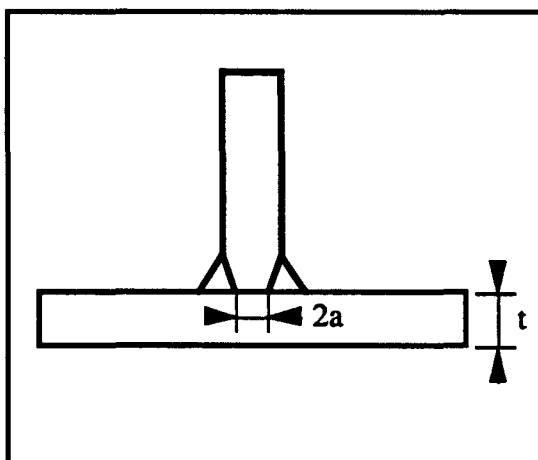


Figure 13 : Joint soudé en T présentant un manque de pénétration de longueur $2a$

I - 3 Nature métallurgique du joint soudé

1 - Influence de la nature du métal de base

L'influence de la nature métallurgique du matériau de base sur la résistance à la fatigue n'est pas la même suivant que ce matériau est ou non soudé. Il est couramment admis que

l'endurance d'un matériau est d'autant élevée que ses propriétés mécaniques (notamment la limite d'élasticité) sont élevées (figure 14). Dans le cas des structures soudées, ceci n'est pas toujours vérifié puisque d'autres facteurs importants interviennent.

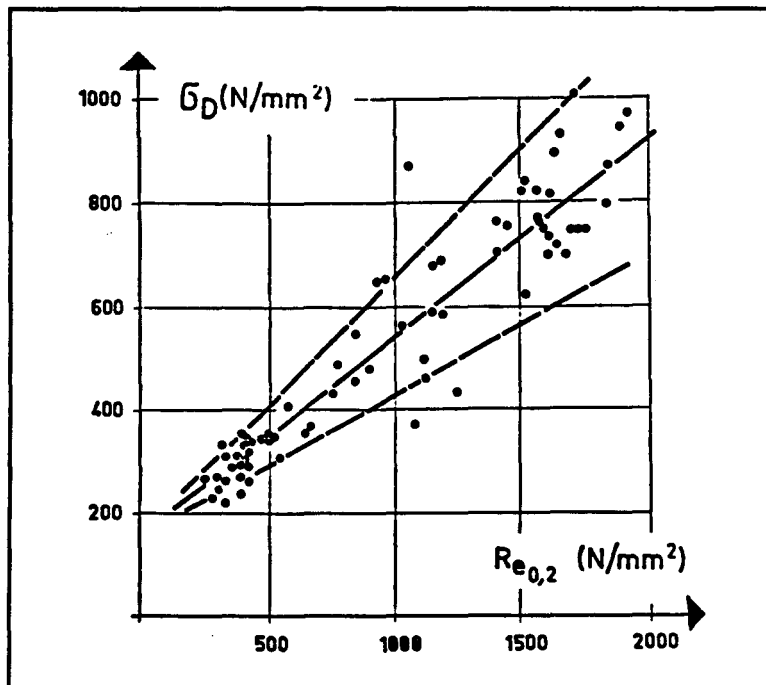


Figure 14 : Influence de la limite d'élasticité sur la résistance en fatigue des aciers [13]

Pour analyser l'influence de la nature du métal de base sur la résistance à la fatigue des joints soudés, il convient de distinguer entre les phases d'amorçage et de propagation des fissures de fatigue.

Dans le cas de soudures conventionnelles, la présence de défauts au pied du cordon de soudure ainsi que l'effet géométrique de concentration de contrainte, parfois important, diminue considérablement la phase d'amorçage des fissures de fatigue. En conséquence, l'essentiel de la durée de vie en fatigue de joints soudés se déroule en phase de propagation de fissure. Or H.P. Lieurade [14] montre que la cinétique de propagation des fissures de fatigue, évolue peu avec la limite d'élasticité du métal de base. On remarque en effet sur la figure 15 que l'exposant m de la loi de Paris :

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m$$

évolue peu avec la limite d'élasticité du matériau.

ΔK est la variation du facteur d'intensité de contrainte définie par :

$$\Delta K = \Delta \sigma_N (\sqrt{\pi a}) f(a)$$

avec

$\Delta\sigma_N$: variation de la contrainte nominale appliquée

$f(a)$: facteur correctif (tient compte de la géométrie de la structure et du mode de chargement)

a : longueur de fissure

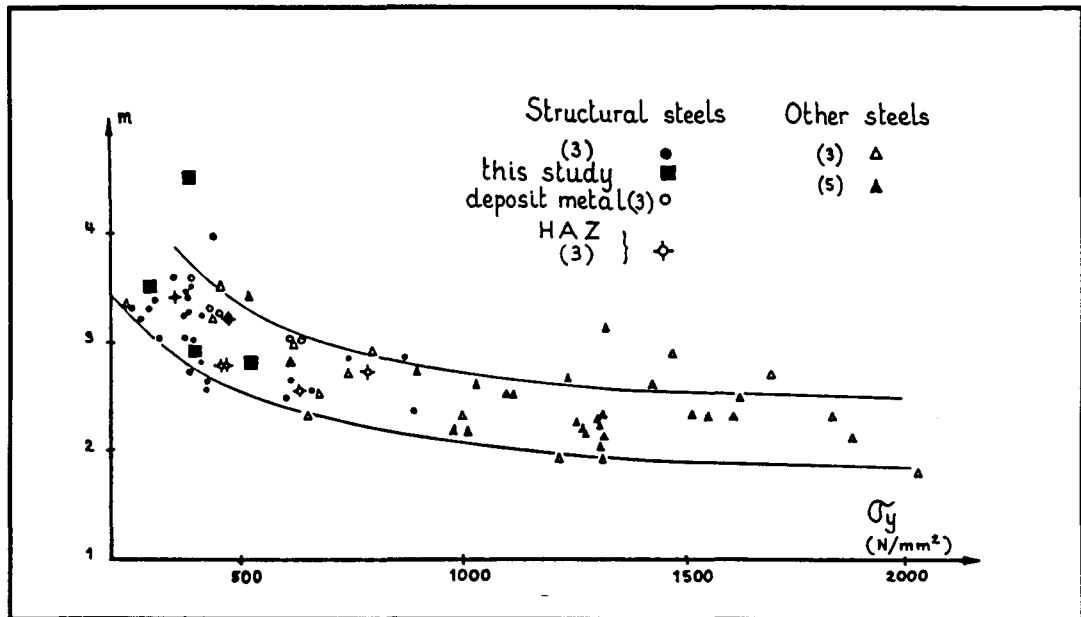


Figure 15 : Influence de la limite d'élasticité du matériau sur l'exposant m de la loi de Paris [14]

En conséquence, l'augmentation des caractéristiques du métal de base ne conduit pas à une augmentation de la résistance à la fatigue des structures soudées courantes (sans précaution particulière de soudage ni traitement de parachèvement). La figure 16 présente des résultats de fatigue sur joints soudés en aciers E 36 et E 47. On remarque que dans le domaine de l'endurance, la résistance en fatigue est la même pour ces deux aciers, malgré la différence de propriétés mécaniques.

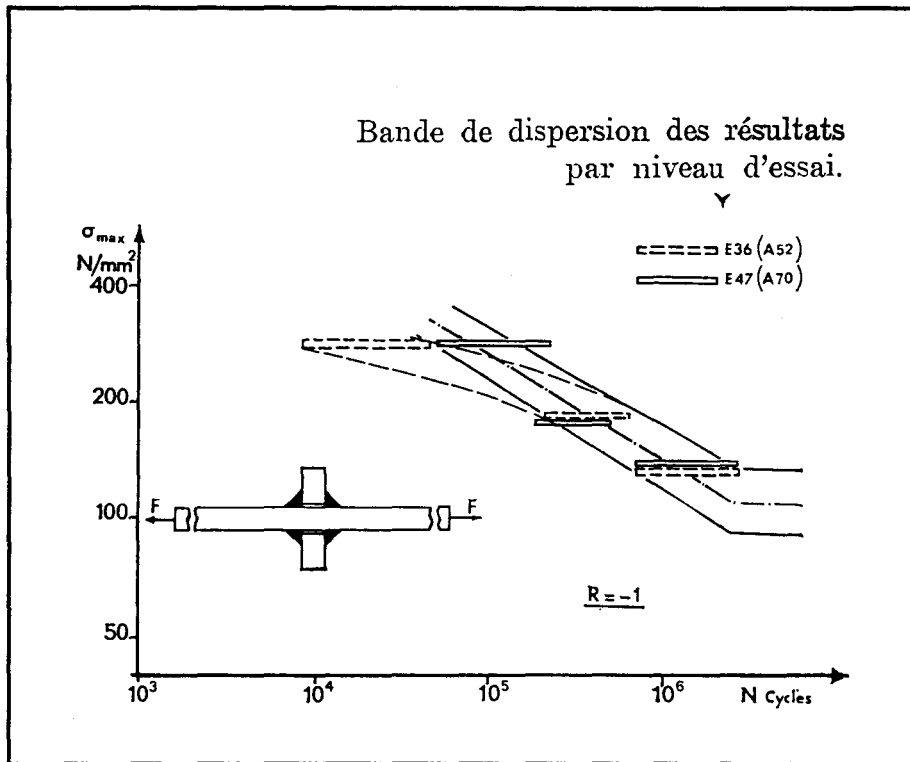


Figure 16 : Influence de la nature du métal de base sur la résistance en fatigue de joints soudés en croix [4]

Dans le cas de soudures de bonne qualité (c'est à dire des soudures présentant une géométrie de pied de cordon douce), la phase d'amorçage peut devenir importante. J.J. Janosch & al [15] ont montré que si des soudures soudées manuellement présentent une durée de vie à l'amorçage parfois réduite à 5 % de la durée de vie totale, des soudures soudées par le procédé semi-automatique MIG pulsé peuvent présenter une durée de vie à l'amorçage couvrant jusqu'à 40 % de la durée de vie totale.

Or à géométrie équivalente, la phase d'amorçage est d'autant plus élevée que les caractéristiques mécaniques du métal de base sont élevées. Cette remarque justifie l'utilisation d'aciers à haute limite d'élasticité dans le cas de soudures géométriquement soignées.

2 - Influence de la nature des électrodes

Le métal d'apport employé dépend de la nature du métal de base. Celui-ci doit permettre une bonne continuité mécanique des différents éléments qu'il relie. Le métal d'apport doit avoir les mêmes propriétés mécaniques que celles du métal de base.

Cependant, les aspects coulabilité et mouillabilité du métal d'apport sont des facteurs essentiels en ce qui concerne la résistance en fatigue du joint soudé. En effet, un métal d'apport présentant de bonnes caractéristiques de mouillabilité conduira à un profil géométrique de

cordon plus doux, et par conséquent à de plus faibles coefficients de concentration de contraintes.

D'autre part, un métal d'apport ne donnant que peu de défauts type projections de soudure, laitiers..., est plus favorable pour la résistance en fatigue du joint soudé.

En soudage manuel à l'électrode enrobée, S. Debiez & al [16] recommandent l'utilisation d'électrodes à enrobage rutile par rapport aux électrodes à enrobage basique. En effet, ces dernières donnent plus facilement naissance à des défauts (caniveaux, morçures, vagues de solidification...). D'autre part les électrodes à enrobage rutile permettent de souder plus facilement en positions difficiles (position verticale montante par exemple) et donc d'obtenir une géométrie plus favorable.

Cependant, une étude de P. Tanner & al [17] a montré qu'il n'y avait pas de différence significative de résistance en fatigue entre deux joints soudés en acier E355, en utilisant dans un cas une électrode basique et dans l'autre une électrode rutile.

3 - Influence du procédé de soudage

Le procédé de soudage ainsi que le nombre de passes de soudage sont des facteurs très importants pour l'endurance des joints soudés. Ils influent fortement sur la présence de défauts de soudage, mais également sur la forme du cordon. Récemment, H.P. Lieurade & al [18] ont étudié des joints soudés en T en acier E 690 soudés en une seule ou plusieurs passes (par cordon de soudure). La procédure de soudage multipasse permet d'améliorer la géométrie des cordons de soudure, donc d'augmenter fortement la résistance en fatigue (jusqu'à plus de 50 %) des assemblages soudés.

Les procédés de soudage automatiques permettent généralement d'avoir moins de défauts de soudage et des cordons plus concaves, donc présentant un coefficient de concentration de contraintes moins important.

D'autre part, les procédures de soudage automatiques donnent généralement naissance à des contraintes résiduelles (dont on parlera dans le paragraphe suivant) moins importantes. Or les contraintes résiduelles sont souvent de traction, donc néfastes en fatigue.

Des essais de fatigue sur joints soudés en acier E 36 [4] ont montré une augmentation d'environ 40 % de l'endurance d'éprouvettes soudées en automatique par rapport à l'endurance de mêmes éprouvettes soudées manuellement.

I - 4 Influence des contraintes résiduelles

1 - Origine des contraintes résiduelles

L'opération de soudage s'accompagne de cycles de chauffage et de refroidissement locaux qui conduisent à des sollicitations thermo-mécaniques locales complexes du métal de

base et du métal d'apport. La contraction du métal d'apport lors de son refroidissement doit être accommodée par le métal de base voisin, par déformation plastique de celui-ci. Il en résulte un système de contraintes internes auto-équilibrées constituant un champ de contraintes résiduelles.

La figure 17 montre les répartitions longitudinale et transversale des contraintes résiduelles dans le cas d'un joint soudé bout à bout.

Le signe des contraintes résiduelles est très important du point de vue mécanique, notamment en ce qui concerne la tenue en fatigue des joints soudés. Ce signe dépend des conditions de soudage (montage bridé ou non bridé, ordre de répartition des passes...).

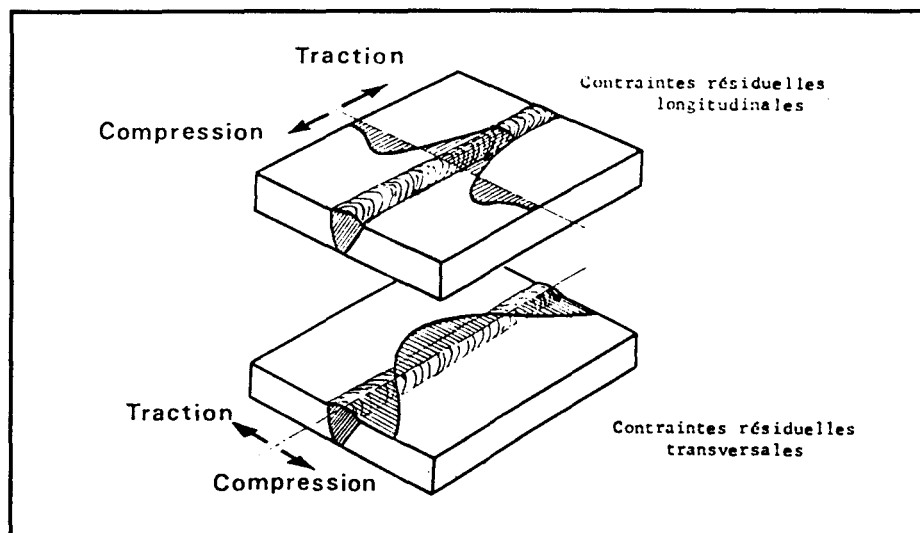


Figure 17 : Répartition des contraintes résiduelles dans un joint soudé bout à bout [4]

2 - Effet des contraintes résiduelles

Il est admis que la présence de contraintes résiduelles de traction a des effets négatifs sur la résistance en fatigue des structures soudées. Le diagramme de Haigh (figure 18) montre en effet que si l'on somme algébriquement les contraintes moyennes et les contraintes résiduelles, l'amplitude des contraintes alternées admissibles diminue.

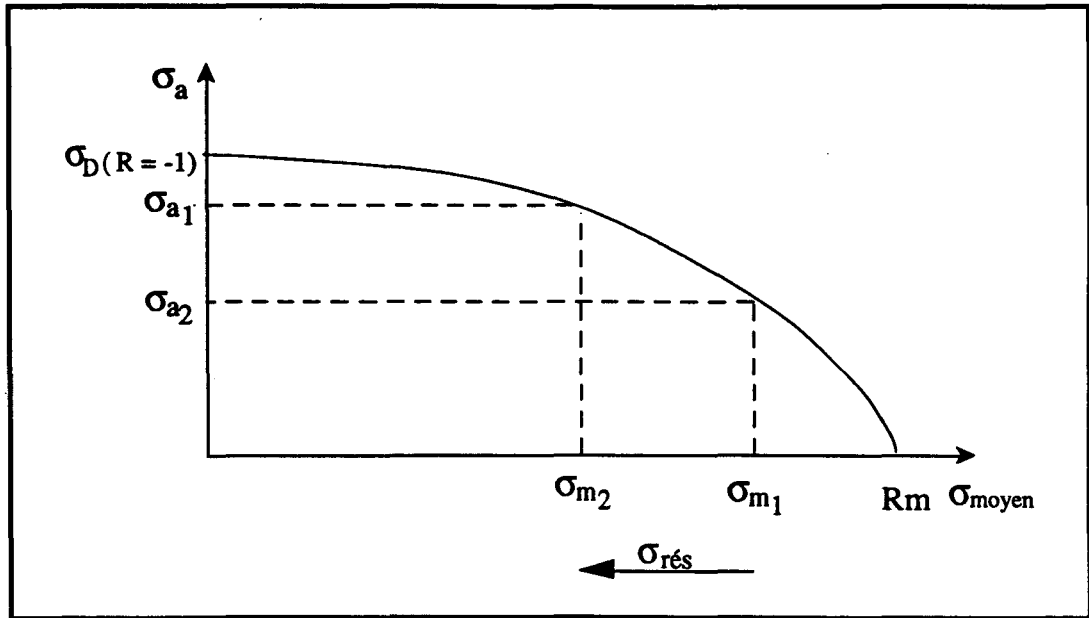


Figure 18 : Influence des contraintes résiduelles sur l'amplitude de la contrainte admissible

Par ailleurs, la vitesse de fissuration par fatigue est augmentée en présence de contraintes résiduelles en traction, lorsque celles-ci sont perpendiculaires à la fissure. Inversement, elle est diminuée en présence de contraintes résiduelles en compression. Pour rendre compte de l'effet des contraintes résiduelles sur la vitesse de fissuration, il suffit d'appliquer le principe de superposition aux facteurs d'intensité de contrainte correspondant, d'une part aux contraintes résiduelles et, d'autre part aux contraintes appliquées (figure 19).

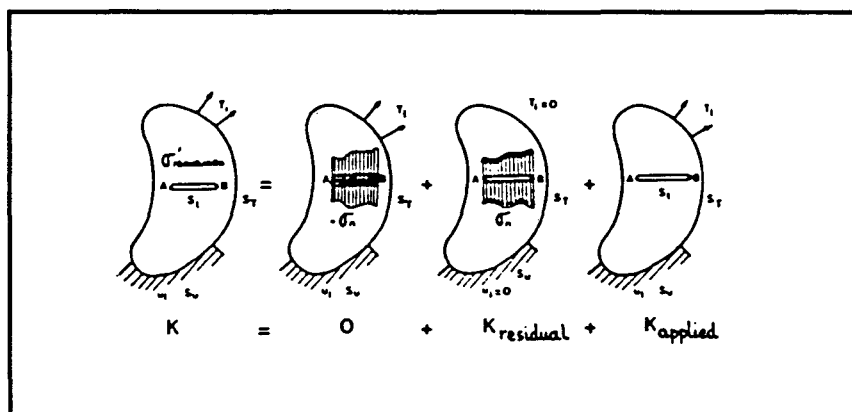


Figure 19 : Principe de superposition appliqué à une structure soudée chargée, en présence de contraintes résiduelles [19]

3 - Relaxation des contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles de soudage sont susceptibles de se relaxer au cours d'un essai de fatigue. Les calculs de prédiction de durée de vie à l'amorçage de fissures nécessitent la

connaissance de la répartition des contraintes résiduelles ainsi que de leurs valeurs numériques. Diverses études [20, 21, 22] ont montré que différents facteurs interviennent dans l'évolution des contraintes résiduelles :

- la nature et les caractéristiques mécaniques du métal de base, notamment sa limite d'élasticité (R_e),
- la nature des sollicitations, plus particulièrement l'amplitude, le sens, le nombre de cycles,
- la nature des contraintes résiduelles, notamment leur sens (traction ou compression) et leur amplitude.

Dans le cas de contraintes résiduelles de compression, il peut y avoir relaxation si le matériau est soumis, au cours des cycles successifs, à des contraintes négatives qui s'ajoutent aux contraintes résiduelles. Les contraintes résultantes peuvent alors être supérieures à la limite d'élasticité et se relaxer partiellement par déformation plastique du matériau. Ce processus est illustré sur la figure 20.

Plusieurs conditions sont donc nécessaires pour relaxer des contraintes résiduelles de compression :

- passer en compression au cours des cycles de fatigue ($R_\sigma \leq 0$),
- dépasser la limite d'élasticité en compression ($|\sigma_{\min} + \sigma_r| > |R_e'|$).

A. Bignonnet [21] observe en effet, dans le cas d'un rapport de charge égal à -1, une relaxation des contraintes résiduelles de grenailage d'autant plus importante que le niveau des contraintes de compression est important (figure 21).

En revanche, dans le cas d'un rapport de charge égal à 0.1, il montre que même pour de forts niveaux de contraintes appliquées, il n'y a pas ou peu de relaxation des contraintes résiduelles durant la phase d'amorçage.

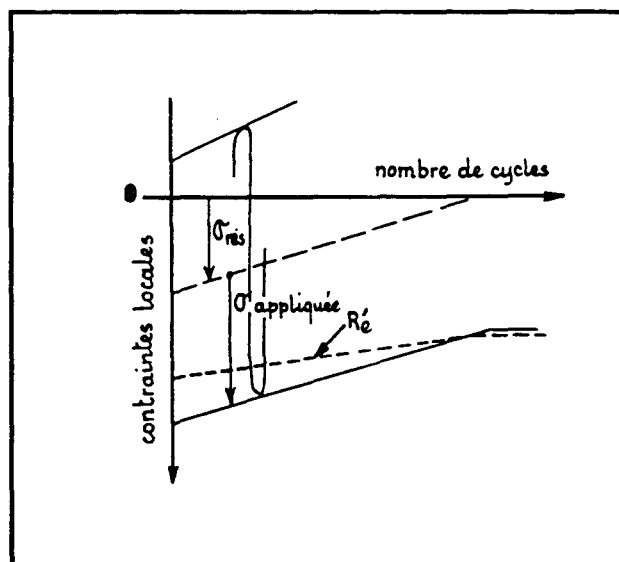


Figure 20 : Processus de relaxation des contraintes résiduelles [21]

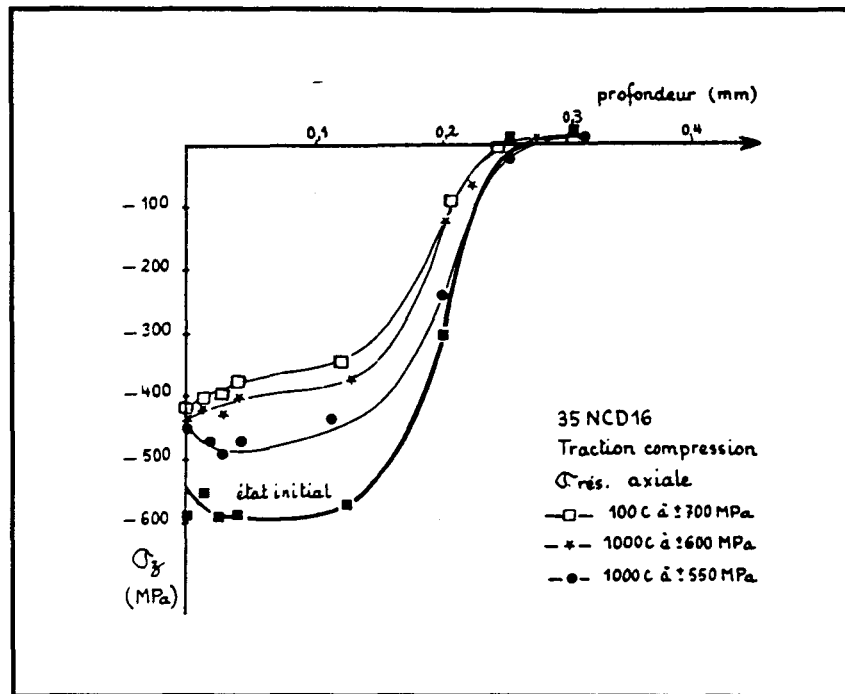


Figure 21 : Influence du niveau de contraintes résiduelles sur leur relaxation [21]

I - 5 Environnement. Influence de la corrosion

L'étude de la corrosion sur la résistance en fatigue a été essentiellement développée pour les structures tubulaires soudées de plateformes pétrolières marines.

Ces études ont montré une dégradation de la résistance à la fatigue des structures soudées en milieu marin.

Bignonnet [23] étudie l'influence d'une protection cathodique en milieu marin sur des joints soudés en acier E 460, et constate que la protection cathodique améliore la résistance à la fatigue à grand nombre de cycles (c'est à dire en endurance). Néanmoins, la protection cathodique peut ne pas avoir l'efficacité escomptée dans le cas de fortes contraintes imposées. En effet, la présence locale d'hydrogène, associée à la plasticité, favorise la croissance des micro-fissures lors de l'amorçage. Ensuite, dès que la fissure est amorcée, le facteur d'intensité de contrainte ΔK augmente très vite ; la fissure se propage alors très rapidement et la protection cathodique n'a plus l'efficacité attendue. Dans le cas de faibles contraintes imposées, ΔK est faible et il y a électro-déposition calcaire qui peut boucher les fissures naissantes et ainsi retarder leur développement.

I - 6 Conclusions

Cette première partie a montré que de nombreux facteurs influencent la résistance en fatigue des joints soudés. La seconde partie montrera qu'il est possible d'augmenter, parfois de

façon très importante, la résistance en fatigue des joints soudés, soit en améliorant le procédé de soudage, soit en effectuant une opération post-soudage (appelée opération de parachèvement).

II - OPERATIONS DE PARACHEVEMENT

Comme on l'a vu dans le paragraphe précédent, dans les soudures effectuées sans précautions particulières, la présence de défauts de soudage et l'effet d'entaille du à la géométrie accidentée du cordon de soudure entraînent un amorçage précoce des fissures de fatigue, et la plus grande partie de la durée de vie en fatigue est constituée en fait de la phase de propagation de fissure. Or nous avons montré dans la partie précédente que la cinétique de propagation d'une fissure de fatigue est quasiment indépendante des propriétés mécaniques du métal de base. Il apparaît donc que si l'on veut bénéficier des hautes caractéristiques mécaniques des aciers à haute limite d'élasticité, il convient d'en tirer parti vis à vis de la phase d'amorçage, donc de retarder au maximum l'apparition des premières fissures. Ceci peut être obtenu soit en améliorant la géométrie du cordon de soudure (afin de diminuer l'effet de concentration de contrainte), soit en introduisant, en pied de cordon de soudure, des contraintes résiduelles de compression (favorables pour la résistance en fatigue). Les opérations effectuées après le soudage sont appelées opérations de parachèvement.

II - 1 Procédés visant à améliorer la géométrie des cordons de soudure

Ces procédés visent à diminuer l'effet d'entaille existant au pied des cordons de soudure. Il peut s'agir soit de procédés de soudage améliorés, visant à obtenir une géométrie plus douce par le soudage lui-même, soit de procédés post-soudage.

1 - Amélioration de la procédure de soudage

Avant tout traitement post-soudage, il peut être intéressant, surtout en terme de coût, d'optimiser la procédure de soudage elle-même. Plusieurs possibilités existent : optimiser les paramètres de soudage et/ou optimiser le nombre, la répartition et l'ordre des passes ou enfin effectuer une passe supplémentaire au pied des cordons de soudure à l'aide d'une électrode à coulabilité et mouillabilité améliorées.

a) optimisation de la procédure de soudage

Les paramètres de soudage tels que la tension, l'intensité, la vitesse de soudage ou le nombre de passes permettent déjà d'optimiser la géométrie du cordon de soudure et cela sans

opération supplémentaire, donc sans surcoût. Le choix de l'électrode de soudage est également un paramètre important. Il est en effet intéressant d'utiliser des électrodes à coulabilité et mouillabilité améliorées. D'après A. Bignonnet [24, 25], Kobayaski & al ont montré que l'utilisation d'une électrode à coulabilité améliorée avait pour effet d'améliorer sensiblement la géométrie des cordons de soudure. Ceci se traduit par une diminution des coefficients de concentration de contraintes au pied des cordons de soudure et donc par une augmentation de la limite d'endurance (figure 22). Les gains de résistance en fatigue (à 2.10^6 cycles) de joints soudés en aciers à 400, 600 et 800 MPa de limite d'élasticité sont respectivement de 48, 85 et 75 %. Selon P.J. Haagansen [26], des études réalisées en Norvège sur des joints soudés en T en acier de limite d'élasticité égale à 370 MPa, ont montré un gain en limite d'endurance ($R_\sigma = 0,1$) d'environ 25 %.

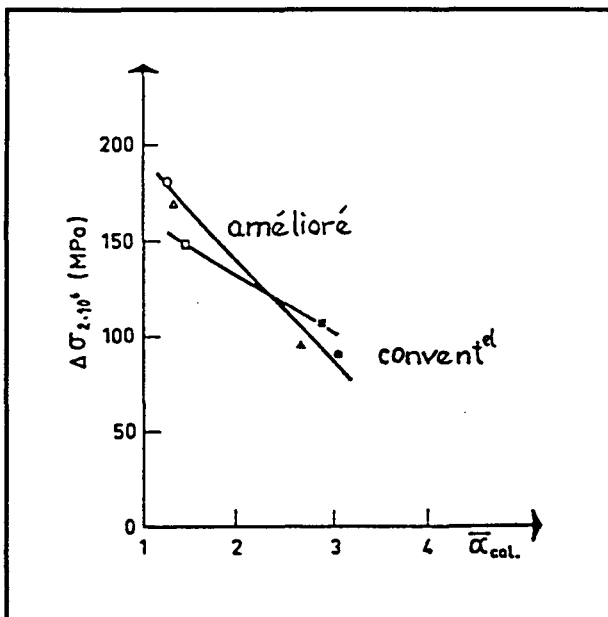


Figure 22 : Influence de l'utilisation d'une électrode à coulabilité améliorée sur la résistance en fatigue de joints soudés [25]

b) Choix de la répartition des passes.

A. Bignonnet & al [27] proposent une séquence opératoire de soudage particulière. La figure 23 présente l'ordre dans lequel les passes ont été successivement déposées. La procédure consiste à réaliser (dans le cas d'un joint en T) les passes de cordon 3 et 4 juste après les passes de pénétration 1 et 2. Cette procédure permet d'améliorer la géométrie globale du cordon, mais aussi de diminuer la probabilité de présence de défauts de soudage type caniveaux. Le calcul de K_t (coefficient de concentration de contrainte) montre que celui-ci passe de 1,9 à 1,2 si on utilise cette procédure de soudage améliorée.

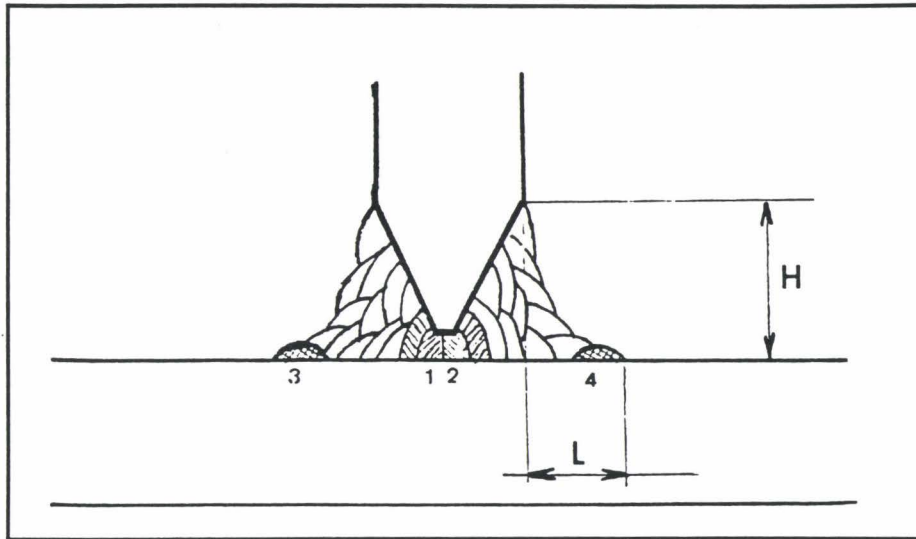


Figure 23 : Choix de la répartition des passes pour une procédure de soudage améliorée [27]

D'autre part, en ce qui concerne les contraintes résiduelles, les passes postérieures aux passes de pied de cordon (3 et 4) relaxent les contraintes résiduelles partiellement ou totalement. Selon A. Bignonnet [28], cette procédure peut même dans certains cas introduire en pied de cordons de soudure des contraintes résiduelles de compression. Cette procédure se traduit par une augmentation de la limite d'endurance. La figure 24 montre, dans le cas de joints en T en acier E 460, l'augmentation de la résistance en fatigue obtenue grâce à l'utilisation de la procédure de soudage qu'il propose.

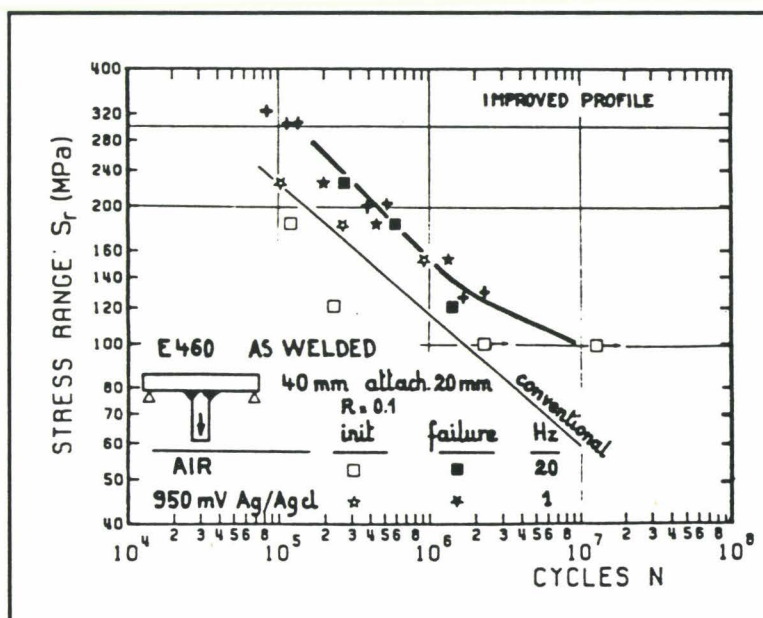


Figure 24 : Influence d'une procédure de soudage améliorée sur la résistance en fatigue [8]

c) Passe additionnelle avec une électrode à coulabilité améliorée

Cette technique consiste à réaliser une passe supplémentaire au pied des cordons de soudure au moyen d'une électrode à coulabilité améliorée ; cette passe a pour effet d'adoucir la géométrie des pieds de cordons.

D'après A. Bignonnet [25], S. Kanazawa & al montrent qu'une passe additionnelle utilisant une électrode à bas hydrogène permet d'améliorer la résistance en fatigue de 60 %. Il obtient une amélioration de 160 % grâce à une passe additionnelle utilisant une électrode dont l'enrobage est à base d'oxyde de titane. La figure 25 montre une coupe d'une soudure pour laquelle une passe additionnelle a été déposée en pied de cordon de soudure.

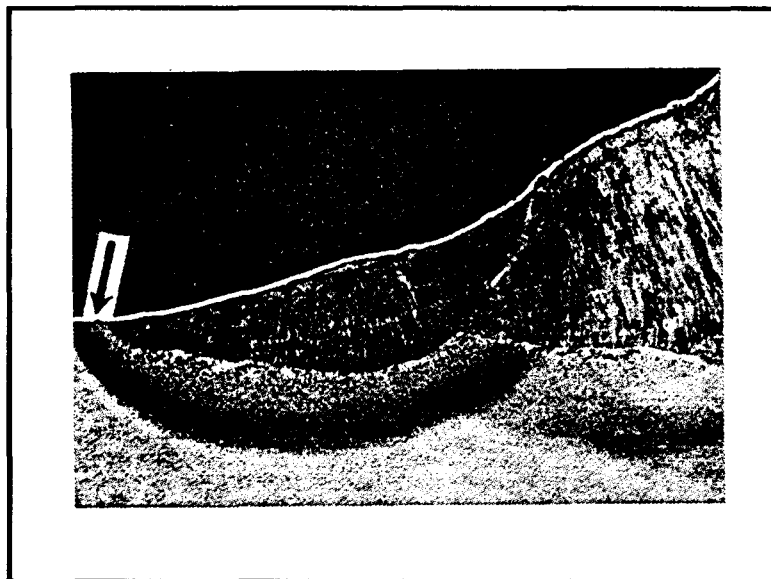


Figure 25 : Profil d'un pied de cordon de soudure avec une passe supplémentaire à l'électrode TiO [25]

2 - Usinage et meulage des pieds de cordons de soudures

Ces méthodes permettent d'enlever de la matière au pied des cordons de soudure, donc à la fois d'adoucir la géométrie des pieds de cordons et de supprimer les défauts de soudage (craquelures, caniveaux, fissures...). Différents auteurs [2, 29] préconisent d'écriqueter les pieds de cordons de soudure d'au moins 0,5 mm sous les défauts. La figure 26 montre une soudure dont les pieds des cordons ont été écriquetés.

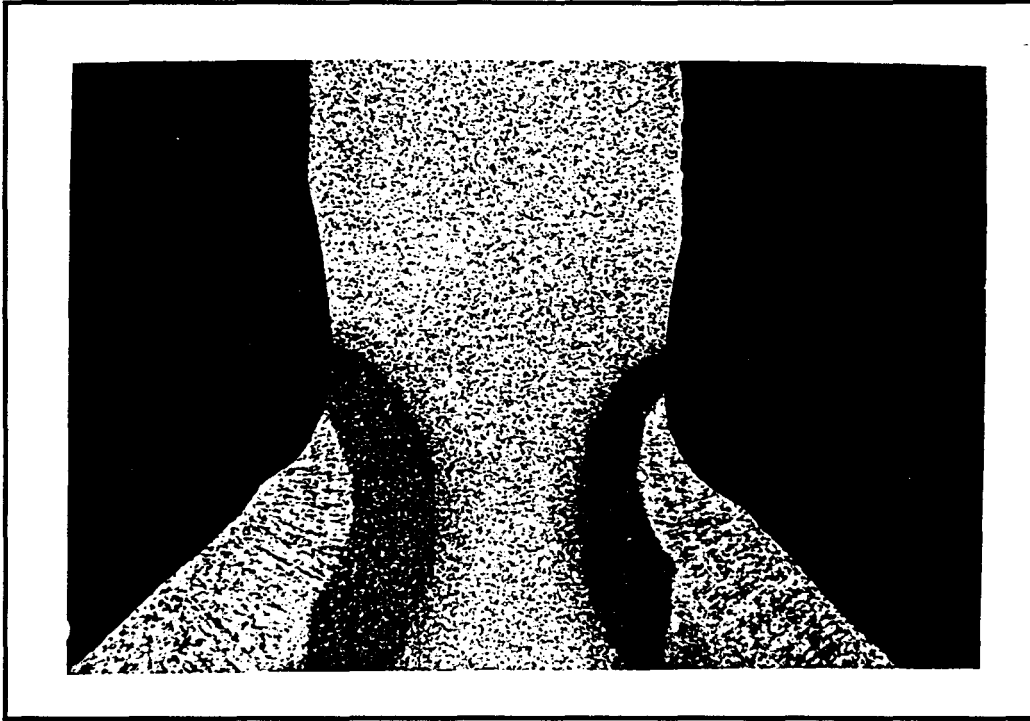


Figure 26 : Pieds de cordons de soudure écriquetés [30]

J.W. Knight [30] a étudié trois méthodes d'écriquetage :

- le meulage à l'aide d'une meule à disque (profondeur d'écriquetage : 0,8 mm) ;
- l'usinage local des pieds de cordons à l'aide d'une fraise (profondeur d'écriquetage \approx 0,4 mm) ;
- l'usinage des pieds de cordons suivi d'un meulage à l'aide d'une meule fine (profondeur d'écriquetage \approx 0,5 mm).

Les résultats ont montré que l'efficacité était maximale pour la troisième méthode, minimale par le meulage par disque (première méthode).

D'autre part, l'efficacité de l'écriquetage est d'autant plus importante que les caractéristiques mécaniques du métal de base sont élevées. En effet, J.W. Knight [30] a montré que l'opération de fraisage + meulage des pieds des cordons de soudure aboutit à une augmentation d'endurance à 2.10^6 cycles de l'ordre de 30 % pour un acier à 245 MPa de limite d'élasticité, et de l'ordre de 85 % pour un acier à 685 MPa de limite d'élasticité ($R_\sigma = 0,1$). La figure 27 montre l'influence des différentes opérations de meulage sur la résistance en fatigue des joints soudés.

D'après A. Bignonnet [25], G.S. Booth et J. de Back montrent qu'il est possible d'augmenter de 50 % à 110 % la limite d'endurance à 2.10^6 cycles de joints soudés en acier E 355 par meulage des pieds des cordons de soudure.

H.P. Lieurade et J.C. Tourrade [31] montrent que des joints soudés en acier A 42 FP ($Re = 280$ MPa) et E 355 R ($Re = 430$ MPa) soudés par le procédé MAG présentent une

augmentation de la limite d'endurance ($R\sigma = -1$) d'environ 20 % après meulage des pieds de cordons de soudure.

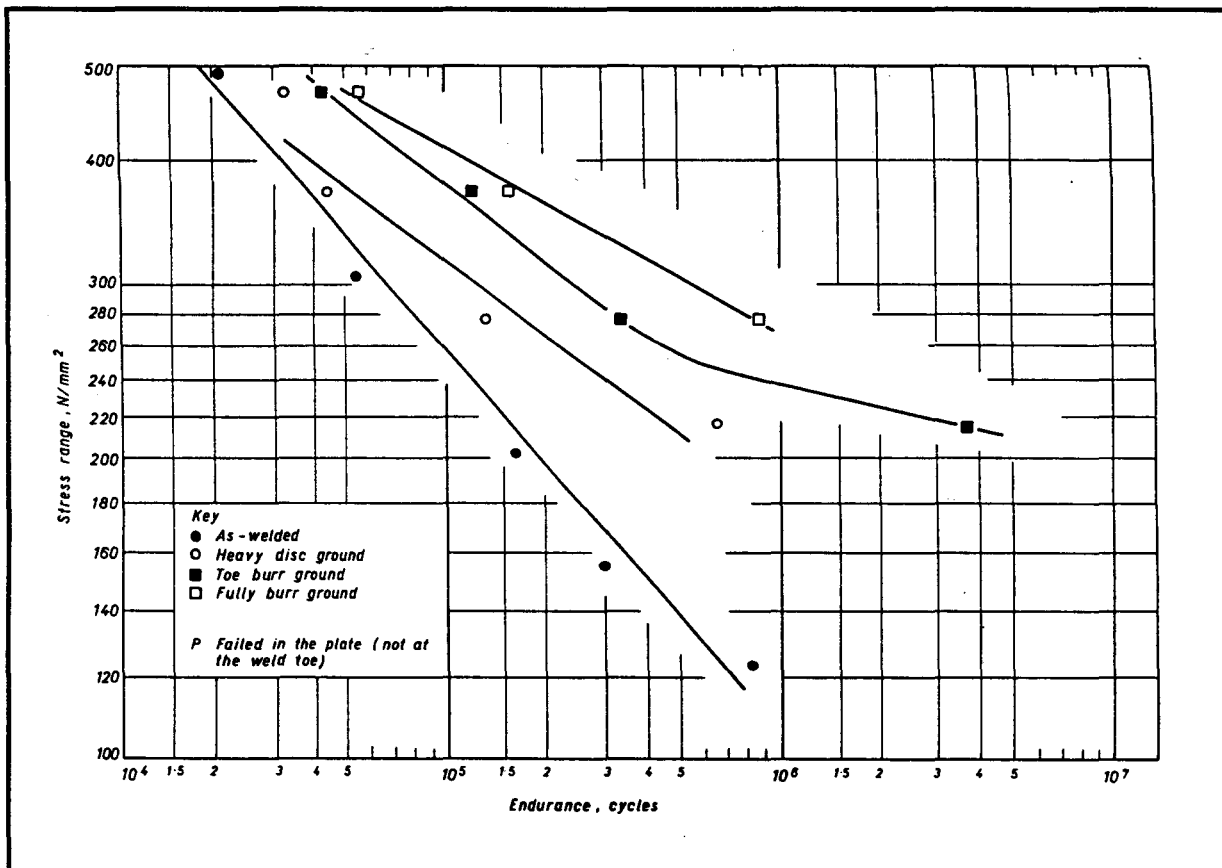


Figure 27 : Influence de différentes méthodes d'écriquetage des pieds de cordons de soudures sur la résistance en fatigue de joints soudés [30]

B. Valaire [29] montre qu'il est possible de déterminer, pour une valeur du coefficient de concentration de contrainte K_t donnée, la valeur du rayon de la fraise à utiliser en fonction de la profondeur à écriqueter. Il propose la relation suivante :

$$K_t = 1 + 2 \sqrt{\frac{t}{\rho}}$$

où ρ est le rayon de la fraise et t la profondeur d'écriquetage.

Par exemple, pour une valeur du coefficient de concentration de contrainte égal à 1.8, la valeur de t est calculée par la relation :

$$t = 0,16 \rho$$

Les différents auteurs soulignent la difficulté d'effectuer un meulage ou fraisage ne laissant pas de rayures en surface de la soudure. En effet, celles-ci sont des entailles mécaniques susceptibles de donner naissance à des fissures de fatigue.

3 - Refusion des pieds de cordons de soudure

Cette technique consiste à refondre le pied de cordon de soudure au moyen d'une torche TIG ou Plasma. Cette technique permet d'une part d'éliminer les défauts de soudage (craquelures, caniveaux,...) au pied des cordons de soudures, et d'autre part d'adoucir la géométrie des cordons, donc de diminuer la valeur du coefficient de concentration de contrainte. La figure 28 présente un pied de cordon de soudure ayant été refondu à la torche TIG.

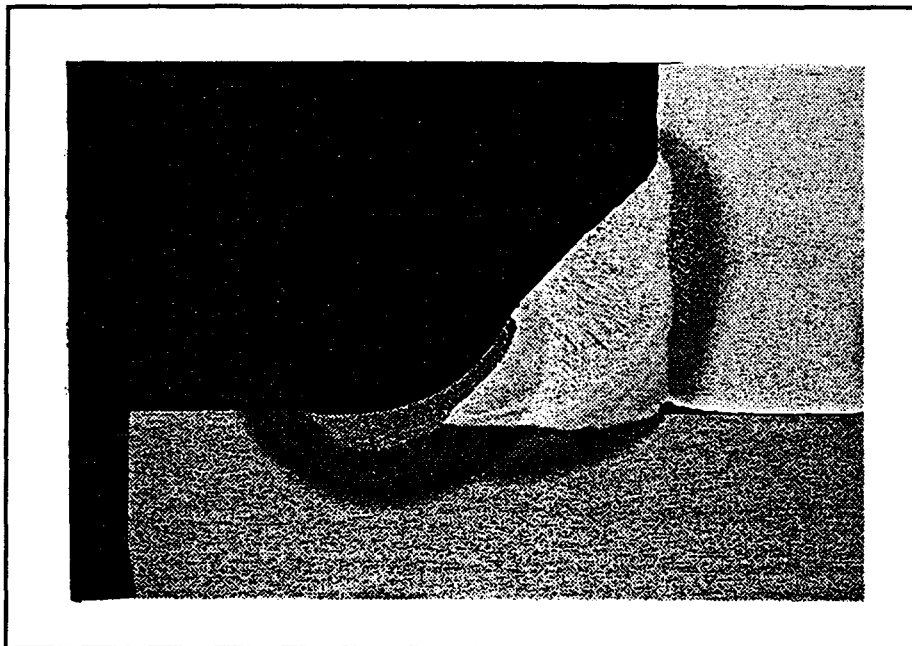


Figure 28 : Pied de cordon de soudure refondu à la torche TIG [2]

a) Paramètres de refusion TIG

L'optimisation des paramètres de refusion TIG doit permettre à la fois d'obtenir un profil de raccordement sans angle vif, et d'éviter l'apparition d'une phase dure près de la zone refondu. Une seconde passe décalée par rapport à la première peut être effectuée. Elle provoque un revenu et donc diminue la dureté de la zone affectée par la première passe de refusion TIG.

Le tableau III présente les paramètres de refusion TIG utilisés par différents auteurs.

Référence	Bignonnet [23]	Grimme d'après [24]	Wildschut d'après [25]	Minner d'après [25]
Nb de passes	2	1	2	1
Position	vertical montant 3G		vertical descendant	horizontale
Electrode tungstène	Ø 3 mm	Ø 4 mm	Ø 3.2 mm	Ø 3.2 mm
Préchauffage °C	75		100 -150	1 ^{ère} p : 150 2 nd p : 50
Gaz protection et débit	Argon 10 l/mn	Argon 10 l/mn	Argon 7 l/mn	Ar 1 ^{ère} p : 7 l/mn Ar 2 nd p : 15 l/mn
Diamètre de buse en mm		14	11	1 ^{ère} p : 12,7 2 nd p : 14
Tension V	13	17	12,5	1 ^{ère} p : 18 2 nd p : 13
Intensité A	160	225	210	1 ^{ère} p : 250 2 nd p : 230
Vitesse cm/mn	9	8	12	1 ^{ère} p : 20 2 nd p : 15
Energie kJ/cm	14	28	13,1	1 ^{ère} p : 13,5 2 nd p : 12

Référence	Haagensen & al d'après [25]	Lieurade & al [18]	Lieurade & al [32]	Smith & al [33]
Nb de passes	2	1 ?		
Position	verticale et horizontale	horizontale ?		60°/horizontale
Electrode tungstène	Ø 3.2 mm			
Préchauffage °C	non			
Gaz protection et débit	Argon 10-12 l/mn	16 l/mn		Argon
Diamètre de buse en mm				
Tension V	1 ^{ère} p : 12-14 2 nd p : 12	12,5	14	23
Intensité A	1 ^{ère} p : 200-220 2 nd p : 250	200	175	130
Vitesse cm/mn	1 ^{ère} p : 10-15 2 nd p : 20	12	14	30
Energie kJ/cm	1 ^{ère} p : 13,1 2 nd p : 5,4	12,5	10,5	6

Tableau III : Paramètres de soudage utilisés par différents auteurs

b) Influence sur la géométrie de la zone refondue et sur les contraintes résiduelles

H.P. Lieurade & al [32] ont étudié l'influence des paramètres : couple tension-intensité, vitesse d'avance et angle d'inclinaison de la torche, d'une part sur la géométrie de la refusion TIG de joints soudés bout à bout en acier E 490, et d'autre part sur le champ de contraintes résiduelles résultant. Le tableau IV présente les paramètres des différents essais de refusion TIG effectués. Les auteurs montrent que l'augmentation de l'énergie de refusion entraîne :

- une augmentation de la dimension des zones refondues ;
- une augmentation de la dimension des ZAT ;
- une diminution de la dureté des zones refondues ;
- une diminution de la dureté sous refusion.

Les auteurs montrent de plus, que les contraintes résiduelles sont négatives (compression) près des pieds de cordons de soudure refondus et positives (traction) au delà (figure 29). Ils remarquent en outre, qu'il y a élargissement des deux zones lorsque l'énergie de refusion augmente, et que les valeurs maximales des contraintes résiduelles, aussi bien en traction qu'en compression, diminuent (figure 30).

Enfin, les auteurs ne remarquent pas d'influence de l'inclinaison de la torche sur les résultats de refusion TIG.

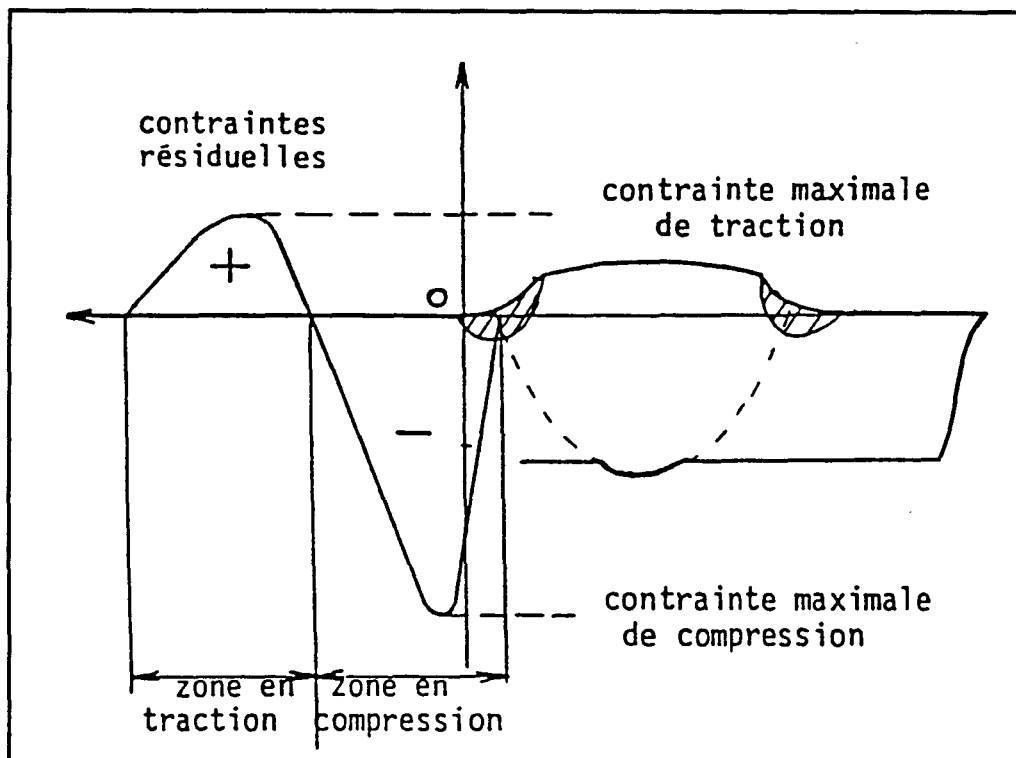


Figure 29 : Répartition des contraintes résiduelles résultant d'une opération de refusion TIG dans le cas de joints soudés bout à bout [32]

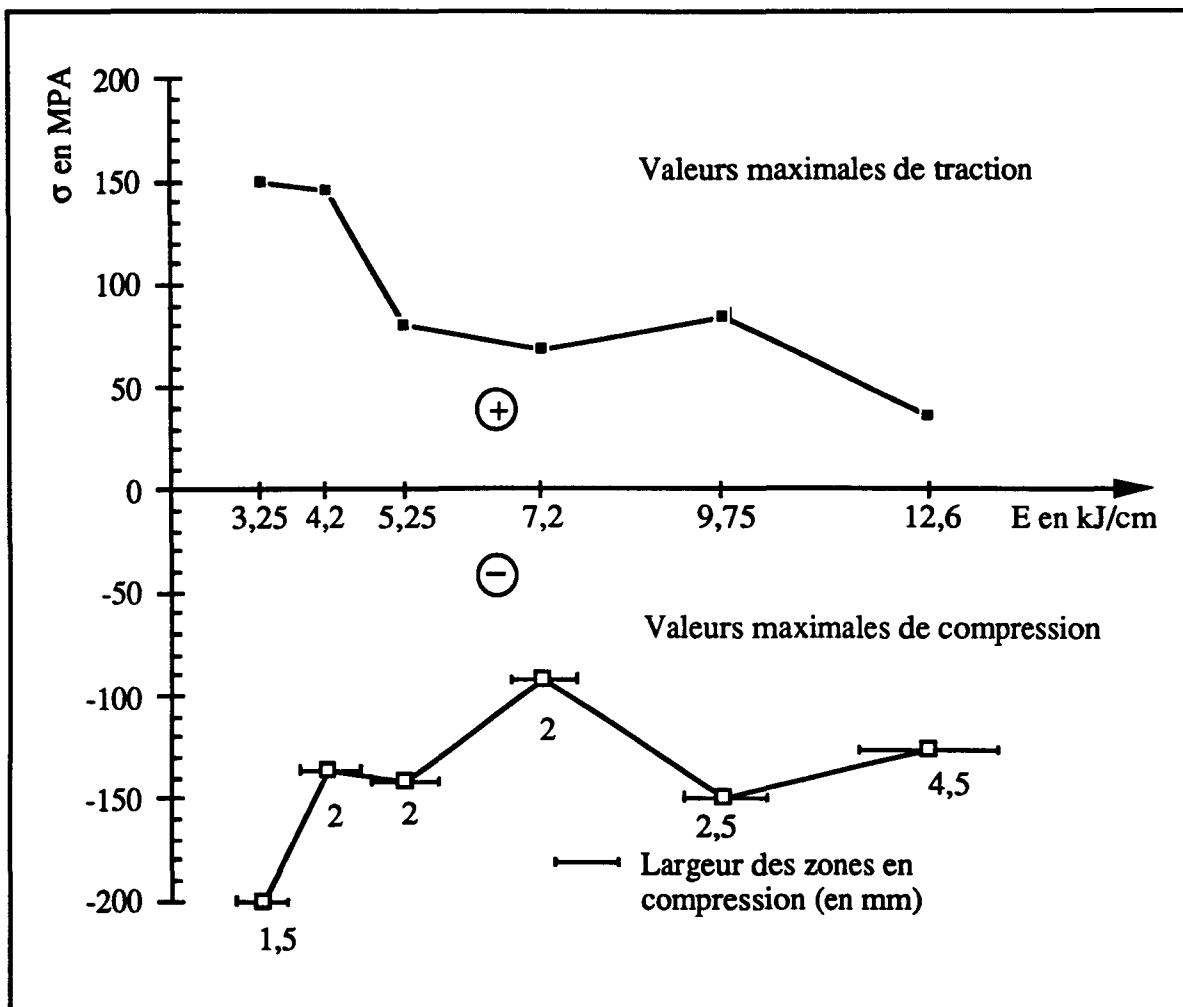


Figure 30 : Influence des valeurs d'énergie de refusion TIG sur les valeurs maximales des contraintes résiduelles (d'après [32])

c) Résultats en fatigue

Toutes les études [31, 32, 34] ont montré une amélioration de la résistance en fatigue des joints soudés parachevés par refusion TIG. Le gain de résistance en fatigue dépend du type de joints soudés. Selon A. Bignonnet [25], l'amélioration apportée en fatigue est plus importante dans le cas de soudures d'angle que dans le cas de soudures bout à bout. Le gain augmente par ailleurs avec la limite d'élasticité du matériau (figure 31).

Dans un rapport final de la CEE [7], B. Muesgen & al ont obtenu une augmentation d'environ 70 % de la limite d'endurance après refusion TIG de joints soudés en acier E 690.

P. Polák & al [35] ont obtenu, sur des joints soudés bout à bout en acier E 690, une augmentation de la limite d'endurance ($R_\sigma = 0,1$) de 100 % après refusion TIG des pieds de cordons de soudure (figure 32).

H.P. Lieurade & al [18] ont obtenu, après refusion TIG de joints soudés en T en acier E 690 une augmentation de la limite d'endurance ($R_\sigma = 0,1$) comprise entre 58 et 74 %.

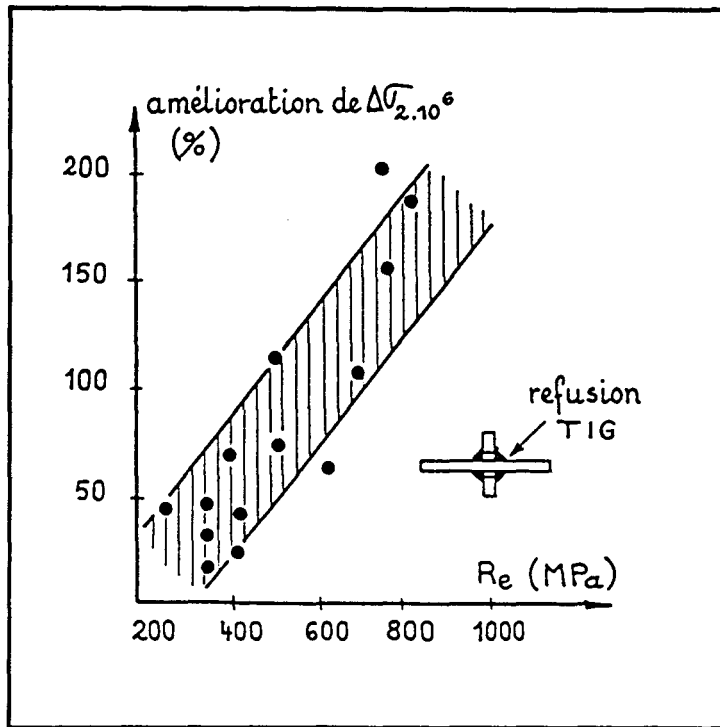


Figure 31 : Influence de la limite d'élasticité du métal de base sur le gain de résistance en fatigue à 2.10^6 cycles de joints soudés parachevés par refusion TIG [25]

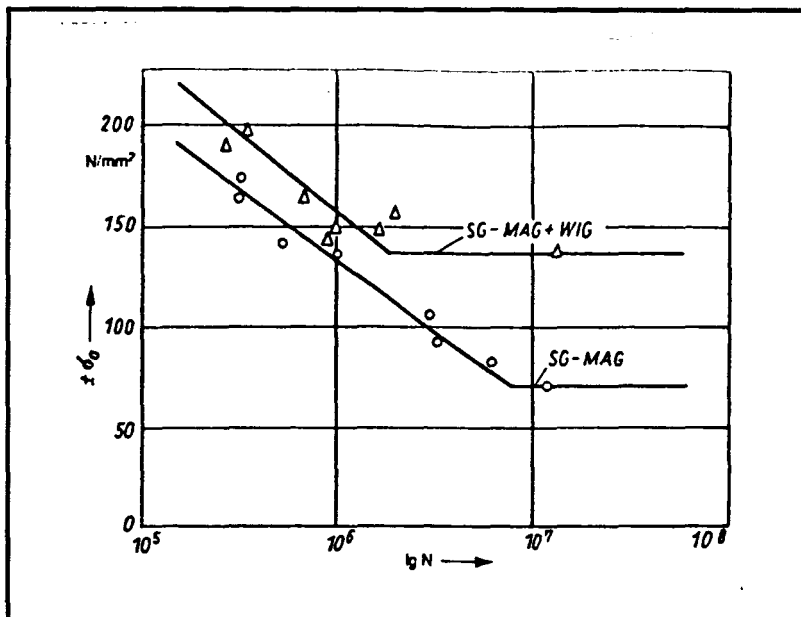


Figure 32 : Résistance en fatigue de joints soudés bout à bout en acier E 690 parachevés par refusion TIG [35]

2 - Refusion Plasma

La refusion plasma se différencie de la refusion TIG uniquement par l'apport calorifique deux fois plus important. La refusion plasma est elle aussi peu sensible à la position de la torche par rapport au pied de cordon de soudure.

Les résultats en fatigue montrent en général une amélioration plus importante après refusion plasma qu'après refusion TIG.

Des joints soudés en acier E 355 ($R_e = 410$ MPa), de même type et sollicités de la même manière ($R_\sigma = 0,1$), ont montré une augmentation de la limite d'endurance d'environ 24 % après refusion TIG et d'environ 34 % après refusion plasma [24].

II - 2 Procédés visant à modifier les champs de contraintes résiduelles aux pieds des cordons de soudure

Ces procédés visent à supprimer les contraintes résiduelles de traction et/ou à introduire des contraintes résiduelles de compression. Le but recherché est de retarder l'apparition des fissures, en diminuant la valeur globale des contraintes locales en pied de cordon de soudure. Plusieurs techniques sont disponibles : détensionnement, grenailage de précontrainte, martelage de précontrainte.

1 - Opérations de détensionnement

L'opération de détensionnement a pour effet de supprimer les contraintes résiduelles de soudage qui sont la plupart du temps des contraintes de traction. Les résultats obtenus dépendent du signe et du niveau des contraintes résiduelles présentes avant détensionnement. Lorsque les contraintes résiduelles de soudage sont de traction, l'opération de détensionnement a un effet favorable sur la résistance en fatigue. Dans le cas contraire, cette même opération a un effet défavorable.

H.P. Lieurade & al [18, 36] ont montré que pour des joints soudés en T en acier E 690, l'opération de détensionnement n'apporte aucun gain en fatigue.

2 - Grenailage de précontrainte

a) Procédure de grenailage

Le grenailage de précontrainte consiste à projeter à grande vitesse des billes d'acier sur la surface à traiter. Les paramètres techniques du procédé sont le diamètre des billes, l'énergie et le temps de bombardement, la distance ainsi que l'angle de projection des billes, et la vitesse de déplacement de l'assemblage. L'intensité de grenailage est mesurée par l'intensité ALMEN qui correspond à une déflexion d'une éprouvette étalon après grenailage.

Le grenailage permet d'introduire dans le matériau des contraintes de plusieurs centaines de MPa sur une profondeur de quelques dixièmes de millimètres.

Le second paramètre caractéristique du grenailage est le taux de recouvrement. Un taux de recouvrement égal à 100% correspond à un grenailage complet et uniforme de la pièce.

Généralement les opérations de grenailage sont réalisées avec un taux de recouvrement égal à 200%.

L'opération de grenailage introduit des contraintes résiduelles de compression. Il en résulte, comme le montre schématiquement le diagramme de Goodman (figure 33), une amélioration de la résistance à la fatigue expliquée par une diminution du niveau de la contrainte moyenne, les contraintes résiduelles s'ajoutant algébriquement aux contraintes moyennes.

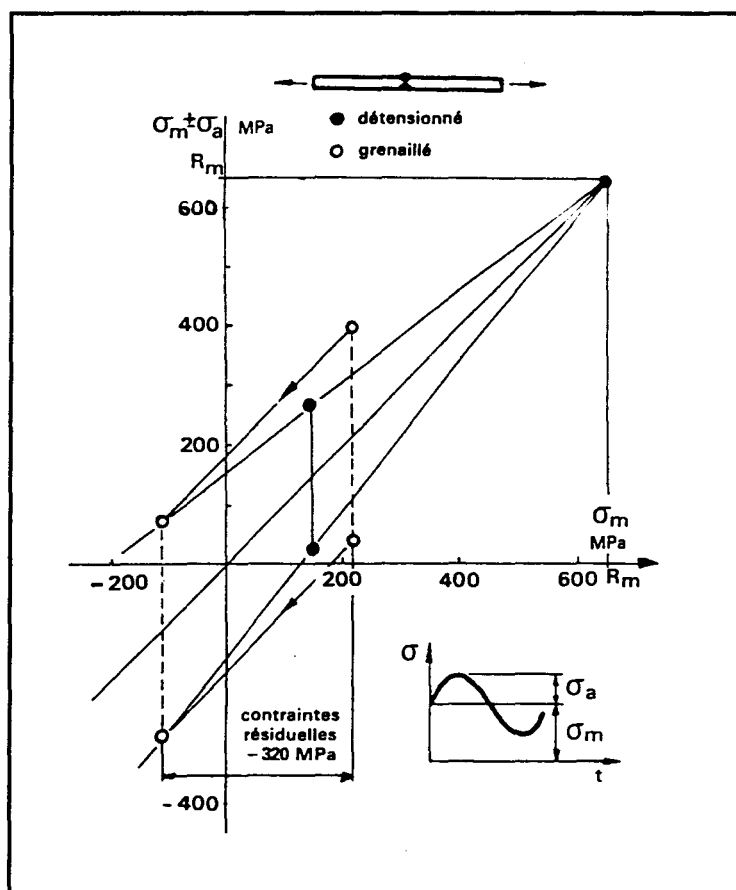


Figure 33 : Influence des contraintes résiduelles de grenailage sur le diagramme de Goodman [37]

b) Relaxation des contraintes résiduelles de grenailage

Les contraintes résiduelles sont susceptibles de se relaxer au cours des essais de fatigue. A. Bignonnet & al [24] ont réalisé des essais de fatigue en appliquant dans un premier temps 50 cycles de surcharge soit en traction, soit en compression (figure 34). Ils ont montré que des surcharges de traction ne relaxent pas les contraintes résiduelles de grenailage. Par contre ils ont montré que des surcharges de compression d'intensité absolue supérieure à 250 MPa relaxent les contraintes résiduelles de grenailage. D'autre part, L. Picouet & al [37] montrent (figure 35) que la relaxation des contraintes résiduelles a lieu à des niveaux de contraintes

appliquées supérieures à la limite d'endurance et que la relaxation des contraintes est d'autant plus importante que l'amplitude des contraintes appliquées et que le nombre de cycles augmentent.

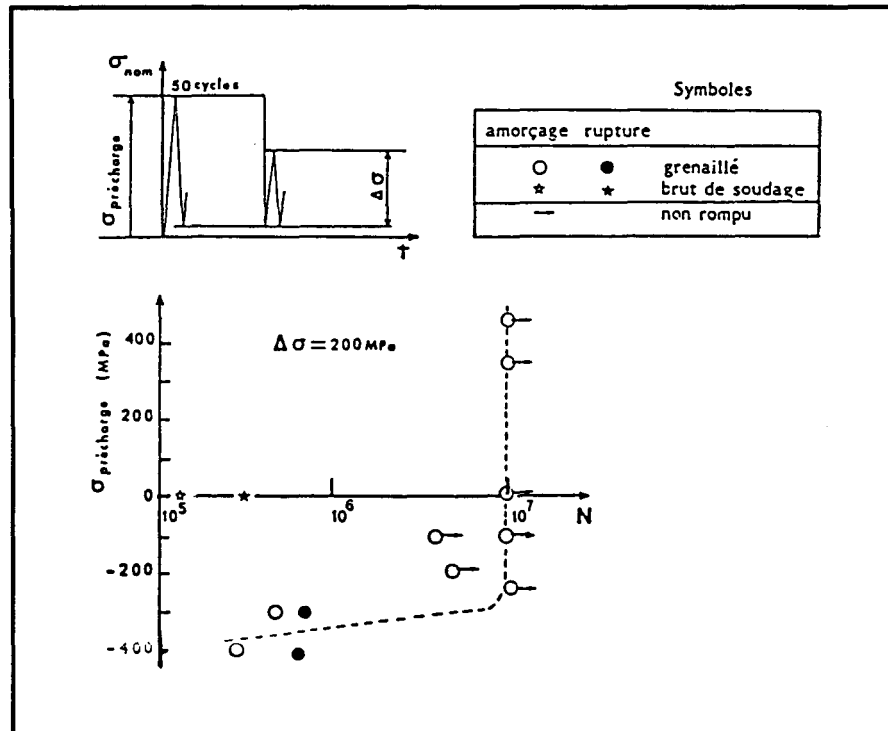


Figure 34 : Influence de surcharges de compression sur la relaxation des contraintes résiduelles de grenailage [24]

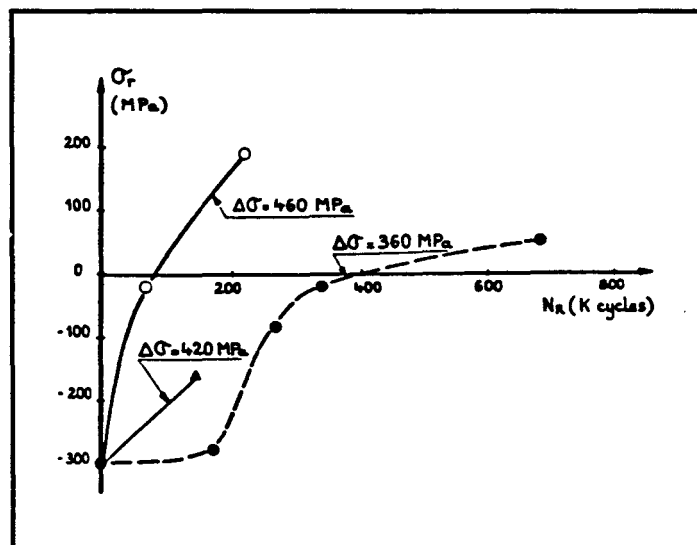


Figure 35 : Influence de l'amplitude des contraintes appliquées et du nombre de cycles sur la relaxation des contraintes résiduelles de grenailage [37]

c) Résultats en fatigue

Les résultats en fatigue montrent toujours une nette amélioration de la résistance en fatigue des joints soudés grenailés. L'amélioration est d'autant plus importante que la limite d'élasticité du métal de base est importante (figure 36). L'amélioration est généralement supérieure à celle obtenue après refusion TIG des pieds de cordons de soudure.

H.P. Lieurade & al [18, 36] ont montré que le grenailage de joints soudés en T en acier E 690 améliore la limite d'endurance ($R\sigma = 0,1$) à 2.10^6 cycles d'environ 90 % ($\Delta\sigma_D \approx 392$ MPa après grenailage). Dans un rapport final de la CEE [7], B. Muesgen & al ont obtenu une augmentation d'environ 80 % de la limite d'endurance ($R\sigma = 0$) après grenailage de joints soudés en acier E 690 (figure 37).

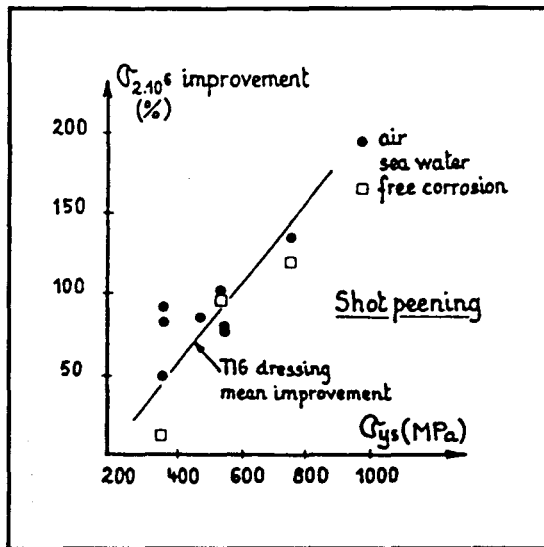


Figure 36 : Influence de la limite d'élasticité du métal de base sur le gain de résistance en fatigue à 2.10^6 cycles de joints soudés grenailés [8]

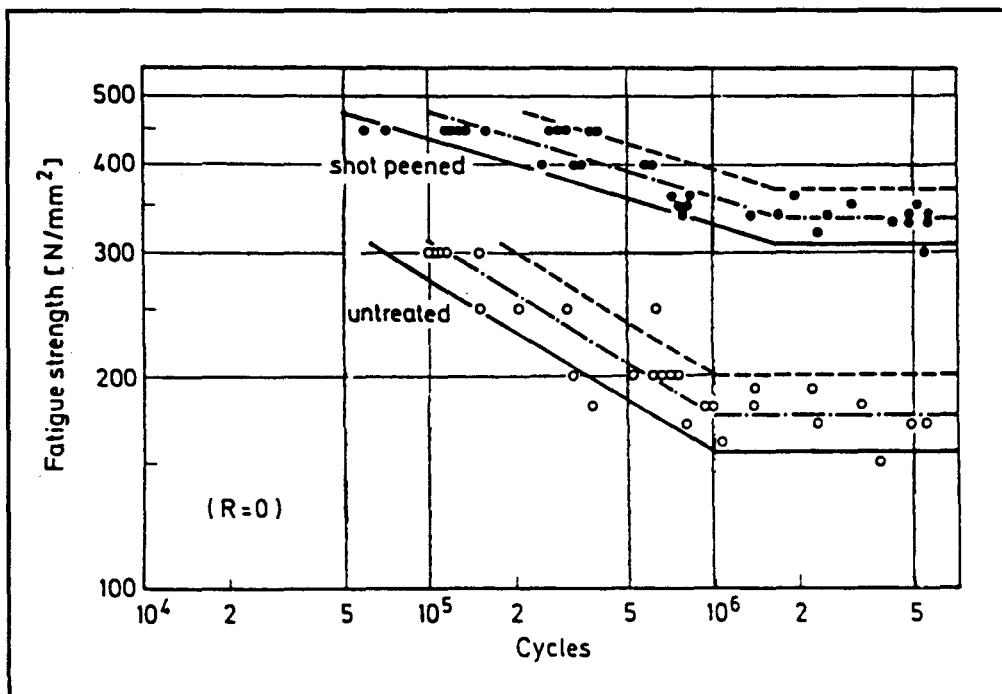


Figure 37 : Amélioration de la résistance en fatigue de joints soudés en acier E 690 grenailé [7]

3 - Martelage de précontrainte

a) Procédure expérimentale

L'opération de martelage consiste à frapper le pied de cordon de soudure au moyen d'un burin à tête hémisphérique (burinage) ou d'aiguilles à têtes hémisphériques montées dans un burineur pneumatique ou électrique. L'opération de martelage a pour effet de modifier la géométrie (surtout le burinage) et donc de diminuer l'effet de concentration de contrainte au pied des cordons de soudure (figure 38). D'autre part, les fissures et défauts de soudage se trouvent enchâssés dans une zone écrouie où règnent de fortes contraintes de compression, et se retrouvent donc fermés. Le martelage de précontrainte introduit des contraintes résiduelles plus importantes que le grenailage. La figure 39 montre que l'intensité des contraintes ainsi que la profondeur affectée sont beaucoup plus importantes que dans le cas du grenailage de précontrainte.

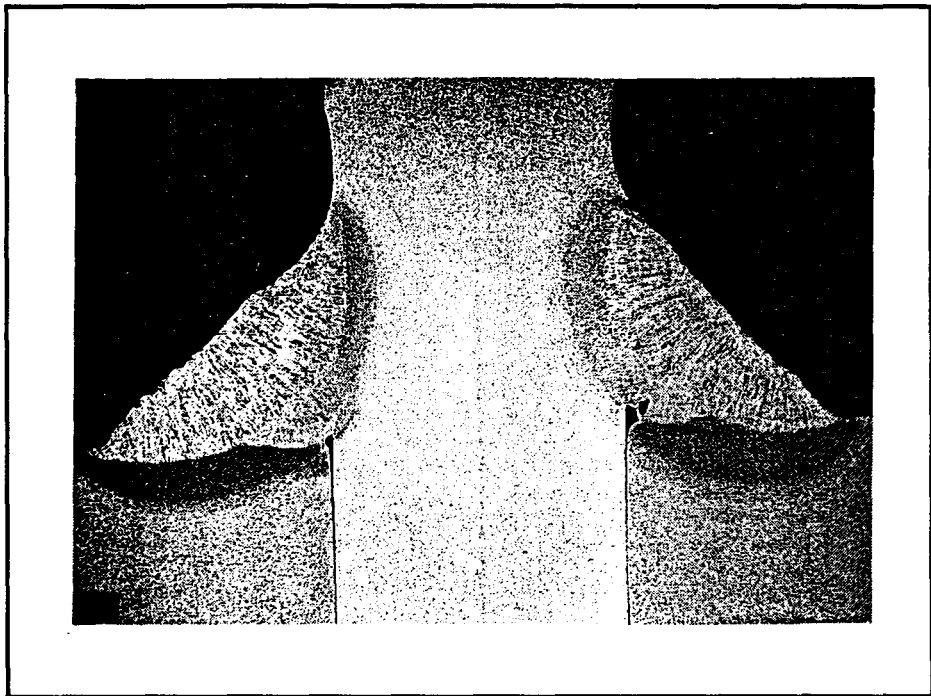


Figure 38 : Pieds de cordons de soudure martelés [2]

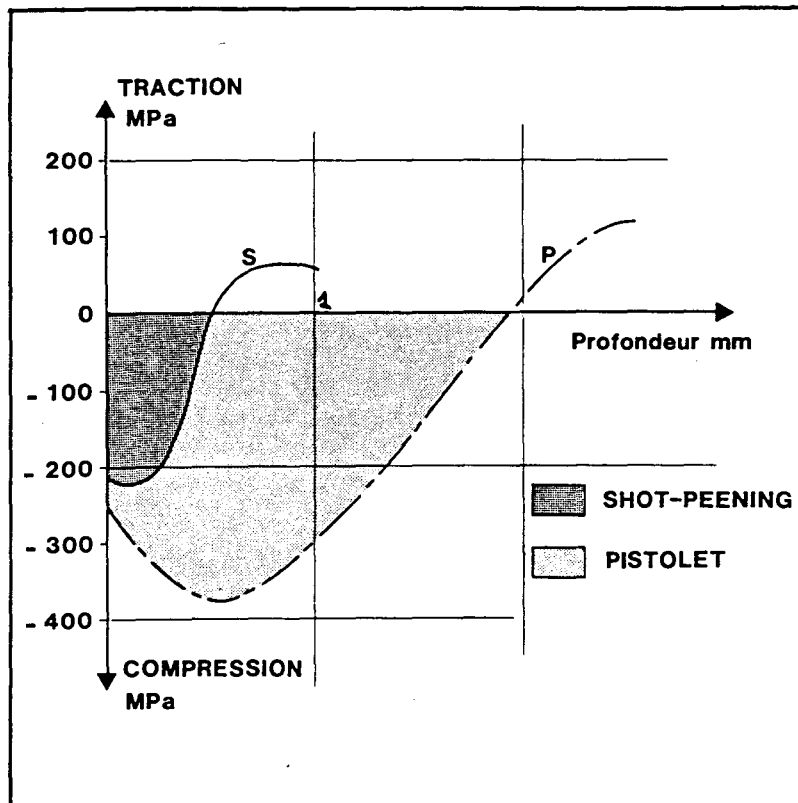


Figure 39 : Comparaison des intensités de contraintes résiduelles introduites par grenailage et par martelage [38]

Peu d'études systématiques ont été réalisées afin d'optimiser les paramètres de martelage. Néanmoins, les quelques résultats disponibles [1, 2, 25, 26, 30, 33, 39] montrent que les paramètres technologiques importants sont :

- le diamètre de la tête hémisphérique ;
- le nombre d'aiguilles (dans le cas du martelage avec aiguilles) ;
- le nombre de passes ;
- la vitesse d'avance du marteau ;
- la profondeur d'indentation.

Le tableau V reporte les valeurs retenues par différents auteurs pour un martelage optimum.

Référence	Type indentateur	Ø tête mm	Pression bars	Nombre de passes	Vitesse d'avance cm/mm	quantification du martelage
J.W. Knight [30]	burin	12,8	?	1 - 8	≈ 6,7	profondeur d'indentation $0,6 \pm 0,1$ mm
I.F.C. Smith [33]	burin	?	6	4	60	idem ci-dessus
	12 aiguilles	2	6	4	60	
U. Bremen [39]	burin	12	6,5	4	2xVsoudage	idem ci-dessus
	14 aiguilles	3	6,5	4	2xVsoudage	

Tableau V : Paramètres de martelage utilisés par différents auteurs

b) Influence de certains paramètres : type d'indentateur, nombre de passes

Comparaison du martelage avec burin et du martelage avec aiguilles

Le martelage avec burin introduit des contraintes résiduelles plus importantes que le martelage à l'aide d'aiguilles. I.F.C. Smith & al [33] montrent que l'amélioration de la résistance en fatigue est plus importante après martelage avec burin qu'après martelage par aiguilles. Le martelage avec burin a pour effet de multiplier par un facteur qui peut atteindre dix la durée de vie d'un assemblage soudé. La figure 40 compare les résultats obtenus sans martelage avec ceux obtenus après martelage avec burin et avec aiguilles.

Les auteurs montrent également que l'amorçage des fissures peut être repoussé en racine de cordon de soudure après martelage avec des aiguilles, et qu'il l'est systématiquement après martelage avec burin.

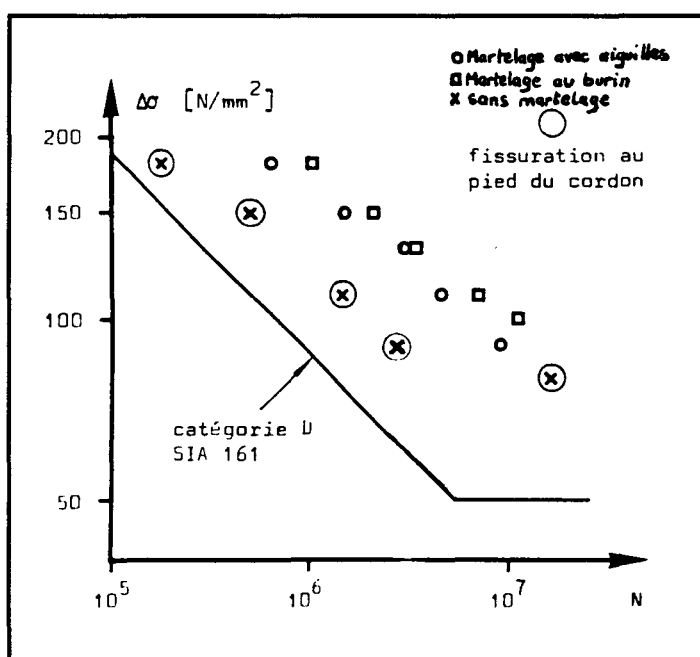


Figure 40 : Comparaison entre le martelage avec burin et le martelage avec des aiguilles [33]

Influence du nombre de passes de martelage.

J.W. Knight [30] a étudié l'influence du nombre de passes de martelage (avec burin) sur la déformation obtenue et sur l'amélioration de la résistance en fatigue.

Des essais de martelage ont été réalisés en 1, 2, 3, 4, 6 et 8 passes sur des joints soudés en croix en acier à 245 MPa de limite d'élasticité. L'intensité de martelage a été caractérisée par la mesure de la profondeur d'indentation.

La figure 41 montre l'évolution de la profondeur d'indentation en fonction du nombre de passes de martelage. J.W. Knight remarque qu'au delà de 4 passes de martelage, la profondeur croit beaucoup plus faiblement.

D'autre part, le gain en fatigue augmente avec le nombre de passes de martelage jusqu'à quatre passes. Par contre l'auteur ne remarque qu'une faible amélioration de la résistance en fatigue au delà de quatre passes (6 et 8 passes). Enfin la figure 42 montre que le gain de résistance en fatigue est plus important à grand nombre de cycles ($N > 2.10^6$ cycles) qu'à faible nombre de cycles ($N \approx 10^5$ cycles).

Par conséquent, J.W. Knight en déduit que 4 passes de martelage correspondent à un optimum et qu'une profondeur de martelage égale à 0,6 mm peut être prise comme profondeur de référence pour d'autres opérations de martelage sur cet acier.

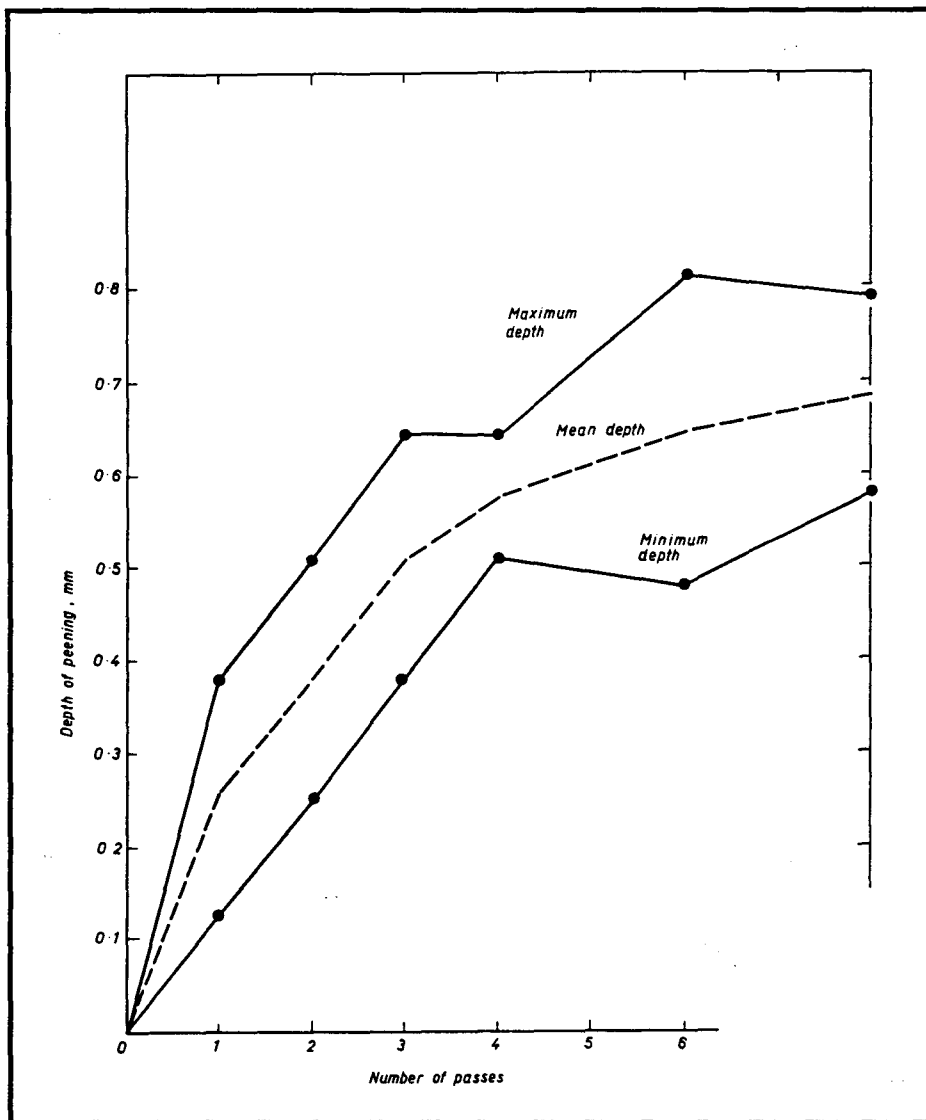


Figure 41 : Influence du nombre de passes de martelage sur la profondeur d'indentation [30]

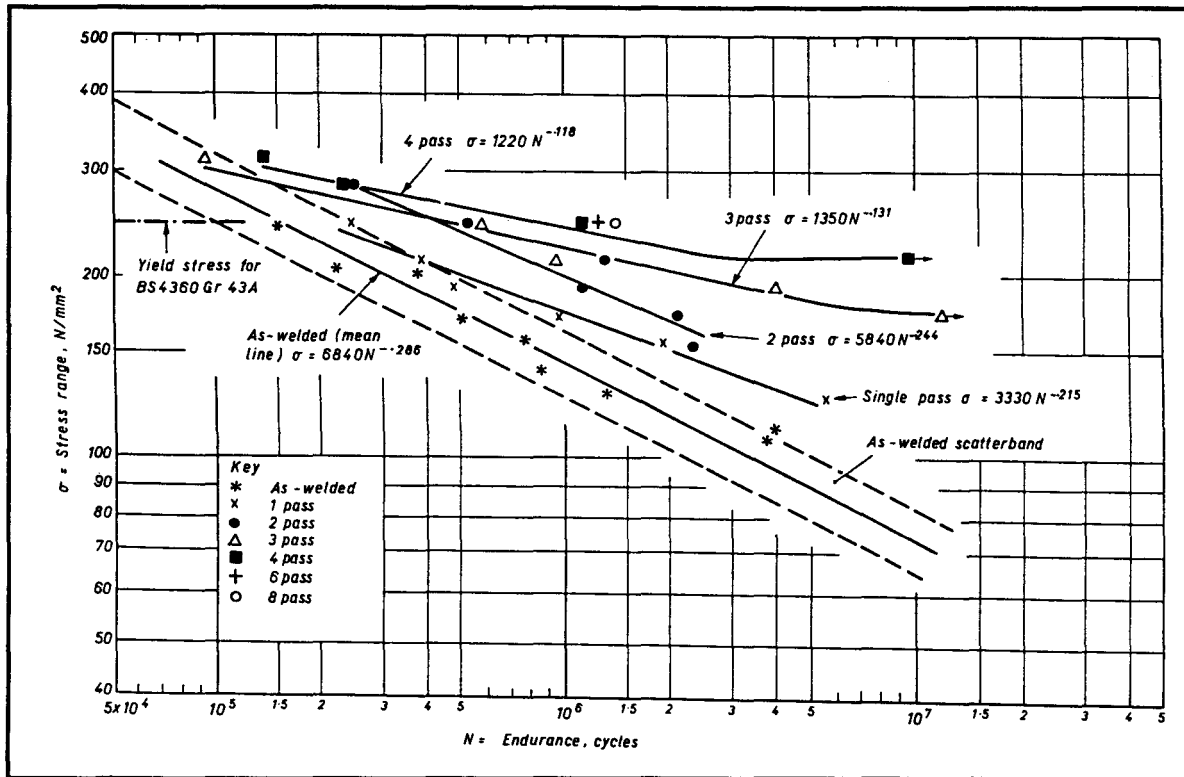


Figure 42 : Influence du nombre de passes de martelage sur la résistance en fatigue de joints soudés martelés [30]

c) Influence du martelage sur la propagation des petites fissures

U. Bremen & al [39] ont montré que l'opération de martelage d'un acier à 395 MPa de limite d'élasticité réduit fortement la vitesse de propagation des fissures.

La figure 43 montre l'évolution de la vitesse de propagation de fissure ($\frac{da}{dN}$) en fonction de la longueur de la fissure. Cette figure montre que l'opération de martelage conduit généralement à des vitesses de fissuration moins importantes que celles mesurées sur des joints soudés non martelés. D'autre part, on remarque que le martelage avec burin ralentit le développement des fissures de façon plus importante et sur une plus grande profondeur que le martelage avec des aiguilles. En effet, les vitesses de propagation ont été ralenties jusqu'à une profondeur de 1,4 mm par martelage avec des aiguilles et 5 mm par martelage avec un burin. A titre de comparaison, un grenailage de précontrainte a provoqué un ralentissement de la vitesse de propagation des fissures jusqu'à une profondeur de 0,7 mm seulement.

D'autre part, les auteurs ont montré que l'effet de ralentissement de la vitesse de propagation des fissures n'a lieu que lorsque la fissure a déjà atteint une certaine longueur. Ils attribuent cet effet à la relaxation des contraintes résiduelles de compression jusqu'à une profondeur du même ordre que la profondeur des défauts initiaux.

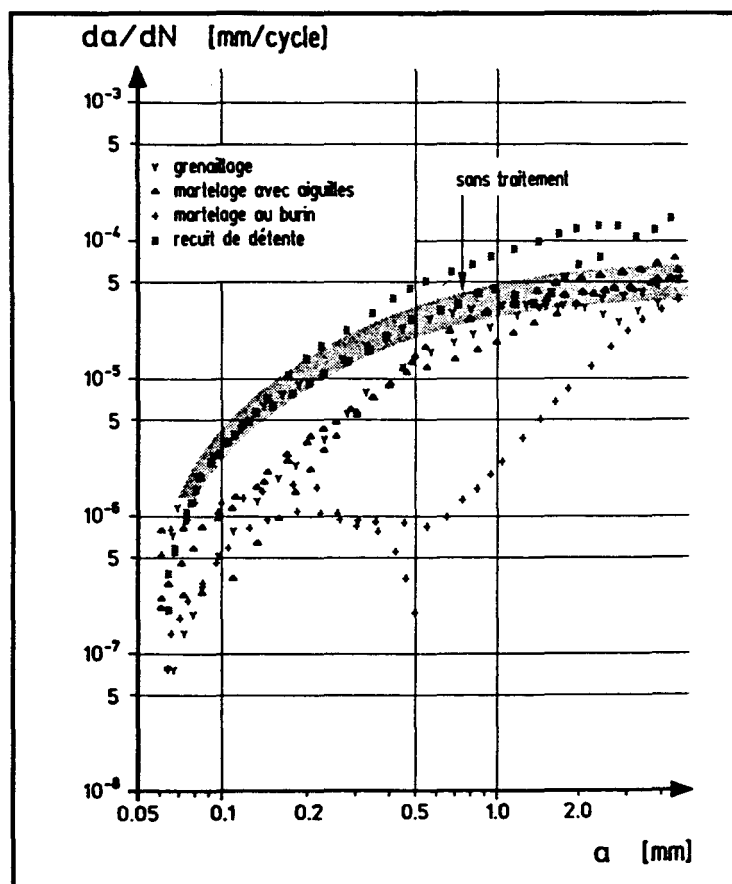


Figure 43 : Vitesse de propagation des petites fissures dans des joints soudés ayant subi différents traitements [39]

Enfin, les auteurs ont montré que l'opération de martelage avec burin peut parfois avoir pour effet d'arrêter la propagation des fissures (figure 44). Néanmoins, pour interpréter correctement ces résultats, il est probablement nécessaire de prendre en compte l'interaction "fissure courte" - plastification cyclique ; et vraisemblablement, ces fissures courtes ne se propagent très lentement que momentanément, mais réaccéléreront par la suite.

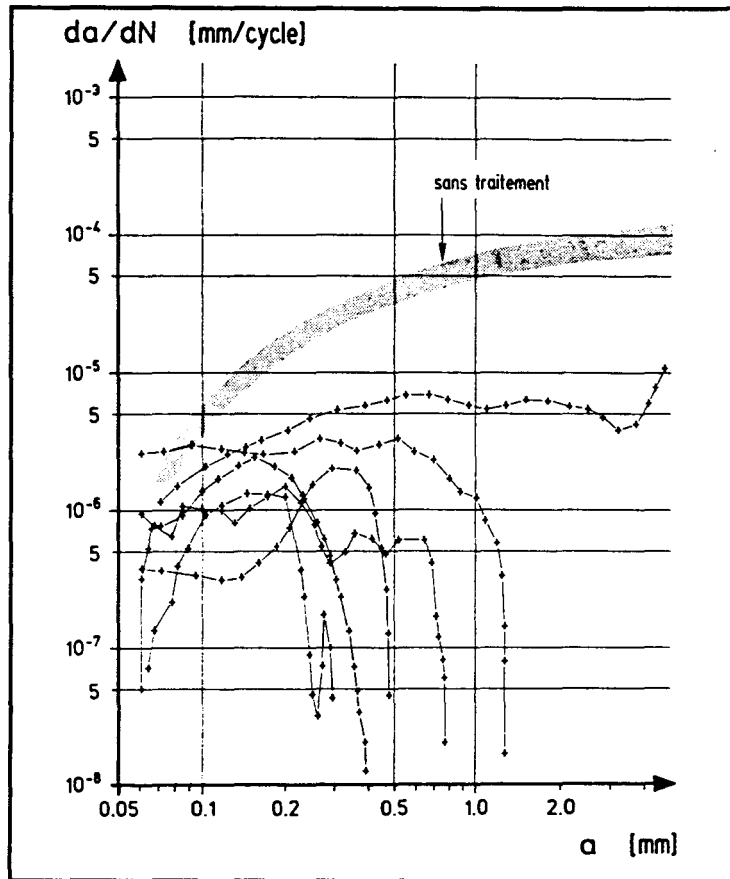


Figure 44 : Influence du martelage avec burin sur la propagation des petites fissures [39]

4 - Martelage de précontraintes par ultra-sons.

Un récent procédé de martelage par ultra-sons a été mis au point à l'Institut de Soudure E.O. Paton (Kiev) et au Laboratoire Quant (Sevmachviouz).

Ce procédé présente l'énorme avantage (par rapport au martelage classique) d'être beaucoup moins bruyant.

a) Mode opératoire

P. Castellucci & al [40, 41] ont utilisé cette méthode de martelage sur des joints soudés en T en acier HLE E 690.

Le procédé utilise un convertisseur à magnéto-striction qui génère des ultra-sons. Ceux-ci sont transmis à un outil à tête hémisphérique par l'intermédiaire d'un guide d'onde. Selon D. Colchen [42], la tête hémisphérique est équipée de nombreuses petites aiguilles qui percutent la surface à marteler à la fréquence des ultra-sons.

L'outil permet de modifier la géométrie (adoucissement de la géométrie) et d'introduire de fortes contraintes résiduelles de compression jusqu'à quelques dixièmes de mm de profondeur. Le martelage optimal est obtenu après la première passe de martelage,

contrairement au martelage classique qui nécessite généralement de l'ordre de quatre passes de martelage.

b) Modification géométrique et contraintes résiduelles

L'opération de martelage par ultra-sons modifie fortement la géométrie des pieds de cordons de soudure.

P. Castellucci & al [40, 41] ont montré que les valeurs des coefficients de concentration de contrainte K_t compris entre 4,43 et 4,83 étaient de l'ordre de 3 après martelage par ultra-sons. D'autre part, de fortes contraintes résiduelles sont introduites en surface. La figure 45 montre qu'elles peuvent atteindre 1000 MPa à 1 mm de profondeur.

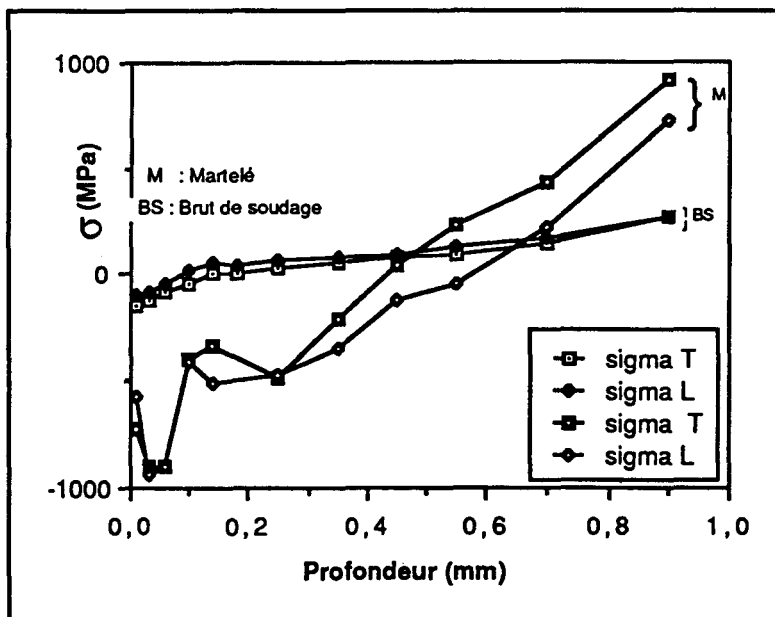


Figure 45 : Profil des contraintes résiduelles introduites dans un joint soudé martelé par ultra-sons [41]

c) Résultats en fatigue

La figure 46 montre qu'un gain important (192 %) de résistance en fatigue ($R_\sigma = 0,1$) résulte de l'opération de martelage par ultra-sons des pieds de cordons de soudure.

La limite d'endurance après martelage par ultra-sons (395 MPa) se rapproche de celle du métal de base (473 MPa)

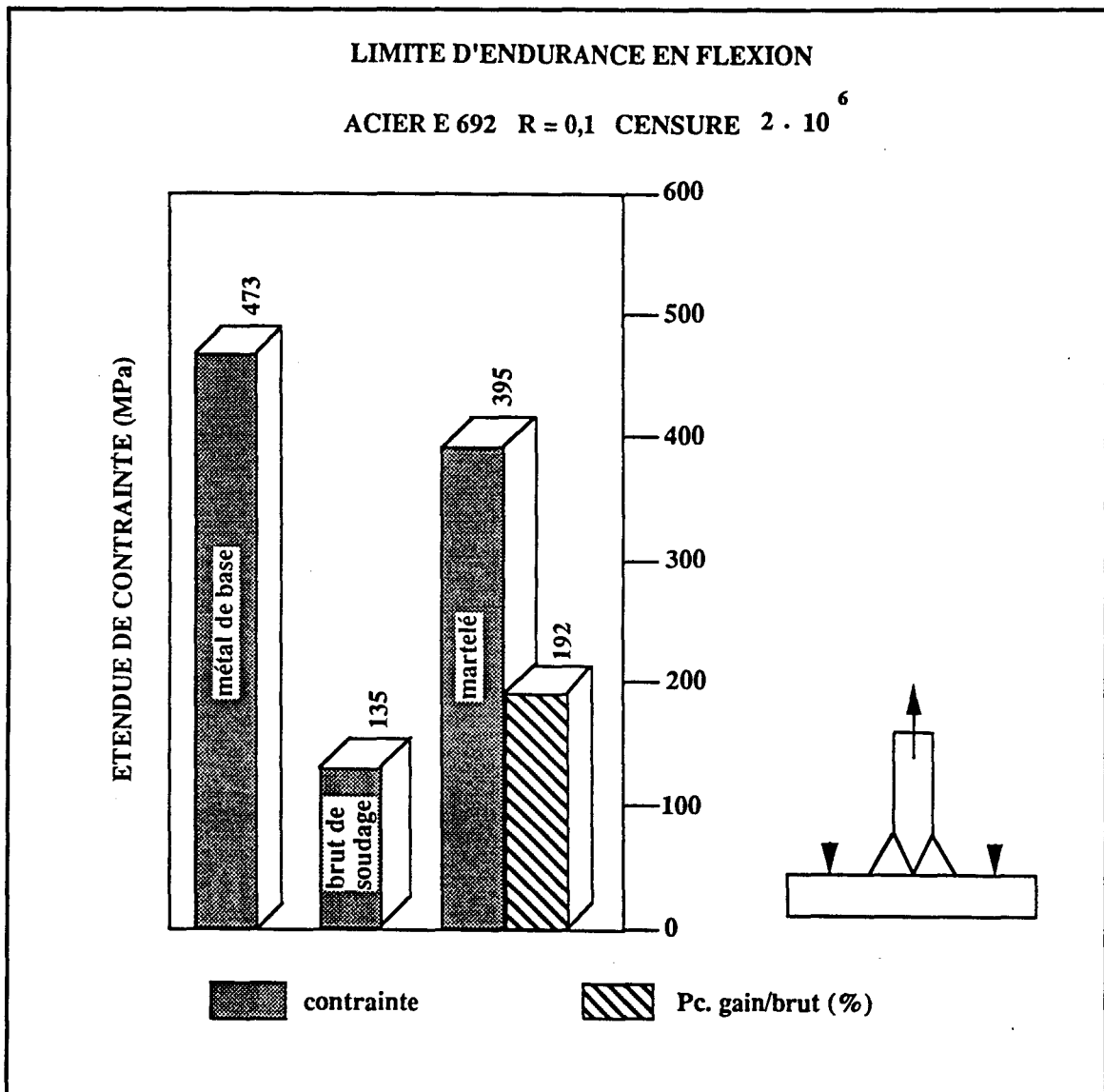


Figure 46 : Gain de résistance en fatigue obtenu sur des joints soudés martelés par ultra-sons [41]

II - 3 Conclusions

Au vu de cette étude des différents procédés pré- ou post-soudage pour améliorer la résistance en fatigue des joints soudés, trois procédés sont apparus intéressants du point de vue résultats mais aussi du point de vue industriel :

- l'optimisation des paramètres de soudage, qui n'occasionne pas de surcoût important ;
- l'opération de refusion TIG, qui donne de très bons résultats et ne nécessite pas d'appareillage supplémentaire ;
- l'opération de martelage, qui donne également de très bons résultats et qui pourrait éventuellement être robotisée.

Ce sont ces trois procédés que nous avons appliqués pour améliorer la résistance en fatigue des joints soudés en acier E 690 (voir les second et troisièmes chapitres).

SECOND CHAPITRE

CARACTERISATION DES JOINTS SOUDES ETUDIES

I - MATERIAUX

Les joints soudés étudiés assemblent des tôles en acier à haute limite d'élasticité produites par SOLLAC. Cet acier fait partie de la famille des SOLDUR et a pour dénomination E 690.

C'est un acier à très bas carbone ayant une structure bainitique. Sa composition chimique est donnée dans le tableau I.

Les tôles sont obtenues par laminage contrôlé au train à bande ; l'épaisseur finale de la bande est égale à 8 mm (limite supérieure de la gamme). Les caractéristiques mécaniques obtenues sont reportées dans le tableau II.

La structure métallurgique résulte de l'action combinée du Bore et du Niobium [43]. Cette combinaison d'éléments ralentit fortement la germination de la ferrite. D'autre part la teneur en Carbone est très faible, ce qui évite la formation de martensite (en particulier lors des opérations de soudage).

Le titane en teneur contrôlée ($Ti > 3.4 N$) évite la précipitation du nitrure de Bore BN par formation de nitrure de Titane TiN, et permet ainsi de conserver l'effet durcissant du Bore interstitiel.

Le manganèse est introduit à forte teneur ($1.5 \% < Mn < 2 \%$) pour assurer de bonnes propriétés mécaniques.

C	Mn	P	S	Si	Al	N(ppm)	B(ppm)	Ti	Nb
0.042	1.745	0.011	0.004	0.264	0.030	66	21	0.032	0.056

Tableau I : Composition chimique (% poids)

Re en MPa	Rm en MPa	A %
706	776	14.5

Tableau II : Propriétés mécaniques (sens travers)

II - CONDITIONS DE MISE EN OEUVRE PAR SOUDAGE

II - 1 Réalisation des joints soudés de qualité courante et à profil amélioré

Deux types de joints soudés en T ont été réalisés :

- joints de type "Qualité Courante" ;
- joints de type "Profil Amélioré".

Les joints de qualité courante sont semblables aux joints couramment réalisés dans les ateliers de mécano-soudage, c'est-à-dire sans optimisation de la procédure de soudage vis à vis de la géométrie obtenue.

Les joints soudés à profil amélioré ont été réalisés après optimisation des paramètres de soudage, afin d'adoucir la géométrie des cordons de soudure résultants (augmentation de ρ et diminution de Θ), donc de diminuer les coefficients de concentration de contrainte en pieds de cordons de soudure.

La répartition et l'ordre des passes ont été réalisés de telle sorte que la passe de pied de cordon de soudure précède la dernière passe, selon la procédure de soudage optimisée préconisée par A. Bignonnet & al [27] (voir § II-1-1-b du premier chapitre).

Le raidisseur a été chanfreiné afin d'assurer la pleine pénétration des passes de soudage. Ceci a permis d'assurer un amorçage des fissures de fatigue en pieds de cordons de soudure. Des longueurs de 0.75 m ont été soudées par le procédé MAG automatique sans préchauffage. L'âme des assemblages a été bridée lors des opérations de soudage. L'ensemble des paramètres de soudage figurent dans les procès-verbaux de qualification de soudage en annexe 1.

Les profils des joints soudés obtenus sont présentés plus loin en figure 12 (voir § V-2).

II-2 Opérations de détensionnement

Afin d'étudier l'influence d'un détensionnement sur la résistance en fatigue des joints soudés à profil amélioré, une longueur soudée (0.75 m) a été détensionnée thermiquement. Le cycle thermique de détensionnement est présenté en figure 1.

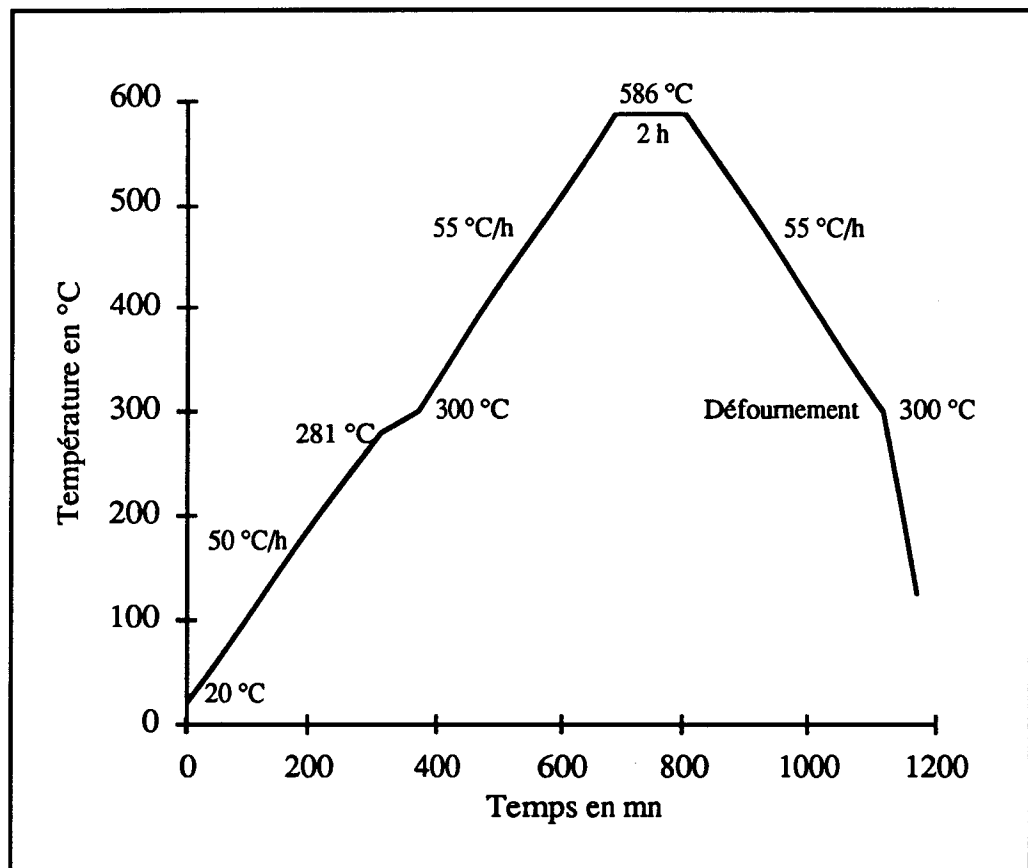


Figure 1 : Cycle thermique de détensionnement

III - OPERATION DE PARACHEVEMENT PAR REFUSION TIG

Une étude préliminaire a été réalisée dans le but d'optimiser les paramètres de refusion TIG (intensité, tension, vitesse).

Les critères retenus pour qualifier la refusion TIG sont les suivants :

- disparition des défauts issus du procédé de soudage MAG,
- absence de création de nouveaux défauts,
- adoucissement de la géométrie des pieds de cordons de soudure.

III - 1 Présentation des essais d'optimisation des paramètres

Le tableau III présente les paramètres (intensité, tension, vitesse d'avance, angle de la torche par rapport à l'âme et énergie de refusion) des différents essais réalisés, ainsi que les commentaires qualifiant les joints soudés.

Essai	I en A	U en V	Vs cm/mn	β en degrés	E kJ/cm	Commentaires
1	185	11,7	14	75	9,3	manque de matière dans l'axe de la passe. Ne rattrape pas les défauts de soudage MAG. Le défaut s'apparente à un défaut de mouillage
2	191	12,4 / 12,5	14	75	10,15 / 10,2	Aspect correct mais présence d'une marche d'escalier trop importante en bord supérieur de la passe
3	191	122	12	75	11,65	Défaut d'aspect, petites protubérances en surface
4	191	11,5 / 11,8	14	75	9,4 / 9,7	Idem 1
5	191	11,6 / 11,8	12	75	11,1 / 11,3	Aspect correct
6	191	11,6 / 11,7	12	75	11,1 / 11,2	Aspect correct
7	191	11,5 / 11,9	12	80	11 / 11,4	Aspect correct
8	198	15,4	14	75	13,1	Idem 1
9	198	12 / 12,4	14	75	10,18 / 10,5	Idem 1
10	198	12 / 12,2	14	75	10,2 / 10,35	Idem 1
11	207	12	14	75	10,6	Caniveau important, côté plaque âme

Tableau III : Paramètres des essais de refusion TIG

III - 2 Discussion des résultats

Une vitesse de 14 cm/mn semble trop élevée : elle donne systématiquement un mauvais résultat.

Une énergie trop faible ($E < 10$ kJ/cm) ne supprime pas tous les défauts de soudage. Par contre une énergie de l'ordre de 11.2 kJ/cm et une vitesse de refusion TIG égale à 12 cm/mn semblent donner de bons résultats. On obtient dans ce cas un excellent mouillage et un très bon profil (figure 2).

III - 3 Paramètres retenus

A l'issue des différents essais, les paramètres suivants ont été retenus :

$I = 191 \text{ A}$

$U = 11,6/11,7 \text{ V}$

$V = 12 \text{ cm/mn}$

La description complète de la procédure de refusion TIG figure en annexe 1.

Les profils des joints soudés parachevés par refusion TIG sont présentés plus loin en figure 12 (voir § V-2).

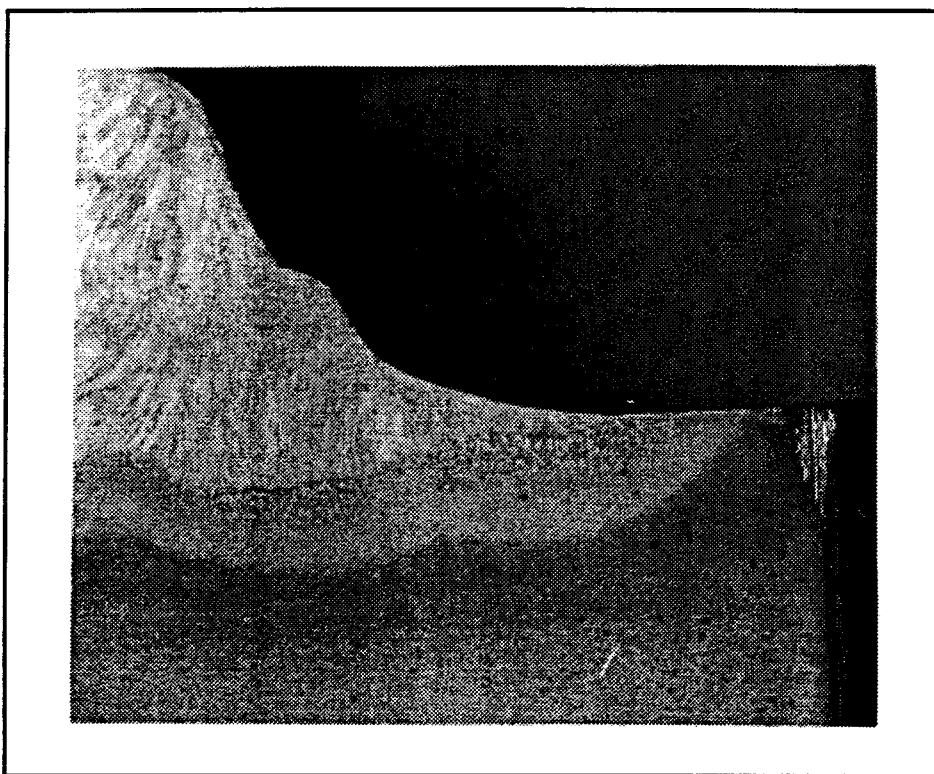


Figure 2 : Pied de cordon de soudure refondu à la torche TIG (attaque nital 0,2 %)

IV - ETUDE DES PARAMETRES DE MARTELAGE DE PRECONTRAINTE

Une étude préliminaire d'optimisation des paramètres de martelage pneumatique a été effectuée. Elle se base sur les résultats de l'étude bibliographique précédemment exposée (voir § II-2-3 du premier chapitre). A l'issue de cette étude, un choix de paramètres a été retenu.

IV - 1 Problème du recouvrement. Choix des vitesses de martelage

La vitesse et la fréquence de martelage sont deux paramètres qui déterminent le taux de recouvrement des impacts, et par conséquent jouent sur l'intensité de l'opération de martelage. Nous proposons de caractériser le martelage (pour une passe de martelage) par les paramètres suivants :

- V : Vitesse de déplacement du marteau
- N : Fréquence d'impact
- Ri : Rayon d'indentation d'un impact (fonction de la nature du matériau, de la pression d'air comprimé...)
- Δ : Distance entre deux impacts

Ces deux derniers paramètres sont définis en figure 3.

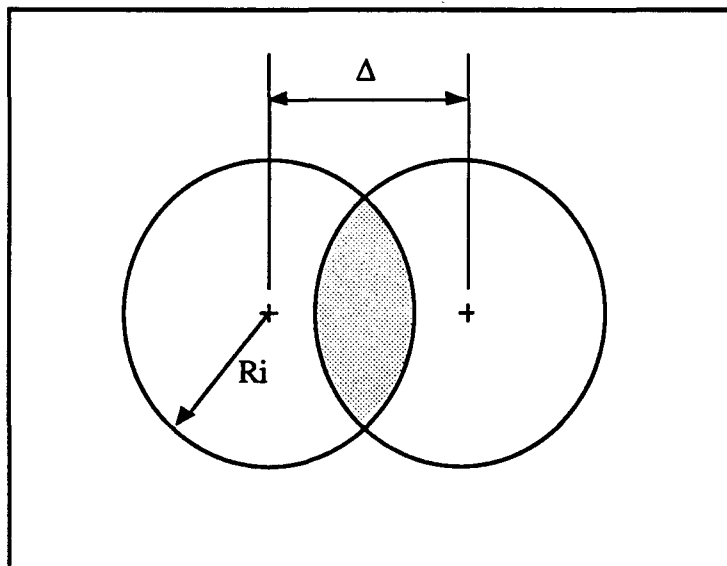


Figure 3 : Définition des paramètres R_i et Δ

Par conséquent, $\Delta = \frac{V}{N}$

Définissons alors le paramètre $m = \frac{2Ri}{\Delta}$.

Si m n'est pas un entier, alors les zones les plus martelées ne sont pas contiguës (figure 4a).

Si m est un entier, alors ces mêmes zones sont contiguës (figure 4b).

Si on définit m_0 comme étant l'entier immédiatement supérieur ou égal à m , alors m_0 correspond au nombre d'impacts reçu par la zone la plus martelée.

Afin d'obtenir un martelage le plus homogène possible, il semble nécessaire de favoriser au maximum la continuité des zones les plus martelées, en choisissant les paramètres vitesse et fréquence de martelage de façon judicieuse. Bien sûr, ces calculs effectués avec l'hypothèse d'une surface martelée plane à l'origine ne s'appliquent sans doute pas parfaitement aux cas réels où la surface martelée (pieds de cordons de soudure dans notre problème) n'est pas plane avant martelage. Néanmoins, ces calculs peuvent servir de point de départ pour la détermination des vitesses de martelage des soudures.

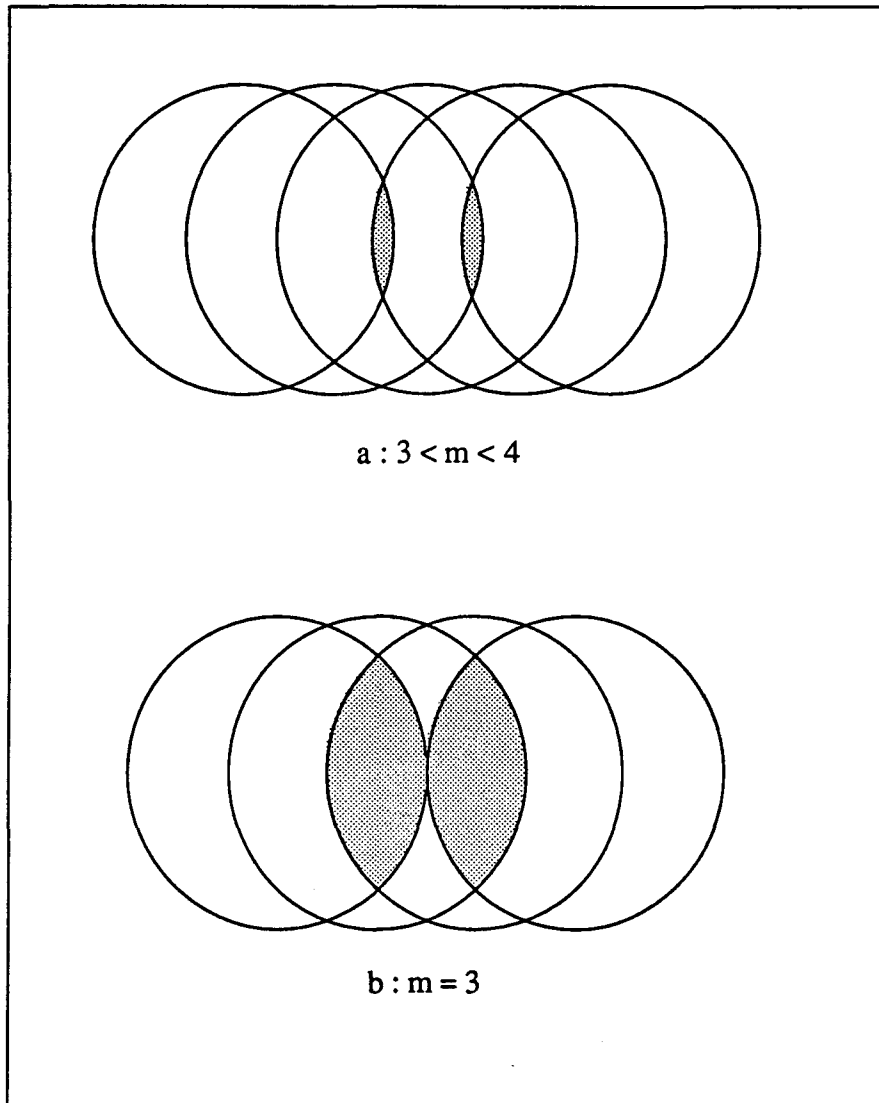


Figure 4 : Influence du paramètre m sur la continuité du martelage

IV - 2 Choix des autres paramètres de martelage

De nombreux paramètres peuvent influencer le résultat de martelage. Il sont de deux types :

* les premiers sont caractéristiques du burin :

- la masse du burin,
- le diamètre de la tête du burin.

* les seconds peuvent être ajustés et concernent les conditions dynamiques du martelage :

- la pression de martelage,
- la fréquence de martelage,

- la vitesse de martelage,
- le nombre de passes de martelage,
- la distance initiale entre la tête du marteau et la surface à marteler au début du martelage,
- l'angle du burin par rapport à l'âme de la soudure.

1 - Choix du burin

a) Masse du burin

La masse du burin n'a pas été choisie ; elle est imposée par le burin d'origine et sa géométrie après usinage de la tête hémisphérique.

b) Diamètre de la tête hémisphérique

Le diamètre retenu pour la tête hémisphérique du burin est de 8 mm. En effet, les diverses études de martelage réalisées sur des joints soudés ont été faites avec des marteaux dont le diamètre de tête était de l'ordre de 12 mm, mais sur des joints soudés entre tôles d'épaisseurs plus importantes (12 à 20 mm) [30,39].

Le burin que nous avons utilisé est représenté sur la figure 5.

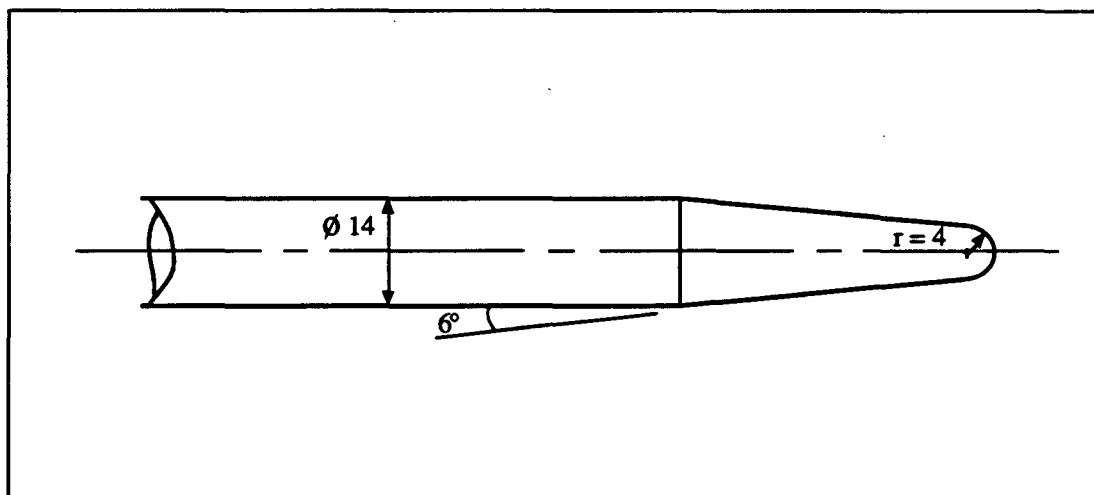


Figure 5 : Burin de martelage

2 - Choix des paramètres dynamiques de martelage

a) Pression de martelage

La pression utilisée est égale à 5 bars. Cette pression correspond à la pression couramment rencontrée dans les réseaux d'air comprimé et de plus correspond à la pression

préconisée pour le bon fonctionnement du marteau pneumatique disponible. Cette pression correspond à celle couramment utilisée lors des essais de martelage de soudures.

b) Fréquence de martelage

La fréquence de martelage est imposée par la pression d'air comprimé. La pression étant fixée à 5 bars, la fréquence, mesurée à l'aide d'un stroboscope, est égale à 36,5 Hz.

c) Vitesse de martelage

I.F.C. Smith & al [33] fixe la vitesse d'avance du marteau à 60 cm/mn. Nous avons retenu une première vitesse de martelage voisine de 60 cm/mn tout en tenant compte des problèmes de recouvrement des impacts (§ IV-1).

La première vitesse de martelage a été choisie après avoir mesuré la valeur de R_i (rayon d'indentation résultant d'un impact du burin sous une pression de 5 bars).

La valeur de R_i étant égale à ~ 1 mm, afin d'obtenir un martelage le plus homogène possible, la vitesse de base retenue a été calculée par la relation :

$$V = \frac{2 N R_i}{m} \quad \text{avec } m = m_0 = 7 \text{ (la zone la plus martelée l'est 7 fois) et } N = 36,5 \text{ Hz.}$$

Cette vitesse de base est égale à 62,6 cm/mn.

Afin d'étudier l'influence de la vitesse sur l'intensité du martelage, plusieurs vitesses ont été étudiées, sous-multiples de V ($V/2$, $V/3$, $V/4$).

d) Nombre de passes de martelage

Le nombre de passes étant semble-t-il un facteur essentiel, des essais à nombre de passes croissant ont été effectués pour chaque vitesse. Le nombre de passes varie de 1 à 8.

e) Distance initiale entre la tête du marteau et la surface à marteler

La distance entre la tête du burin et la surface à marteler est également un paramètre important. Selon sa valeur, l'impact sera plus ou moins important. Afin d'éviter tout risque d'erreur sur cette distance, le burin a toujours été positionné, au départ, au contact du pied de cordon de soudure (ou de la tôle dans le cas des essais sur métal de base).

f) Angle du burin par rapport à l'âme de la soudure

Lors des essais de martelage sur métal de base, le burin a été orienté perpendiculairement à la tôle.

Dans le cas des essais sur joints soudés, l'angle entre le burin et l'âme a été fixé à 60°, des essais à 45° ayant donné naissance à un écaillage important dans la zone martelée.

IV - 3 Essais sur métal de base E690

Un joint soudé assurant la continuité mécanique entre le métal de base et le métal déposé, il est généralement mécaniquement homogène. Il devrait donc être possible de se baser sur des résultats d'essais de martelage sur métal de base, pour définir les paramètres de martelage sur joints soudés. Dans un premier temps des essais de martelage ont été effectués sur le métal de base.

Après avoir effectué les opérations de martelage, la tôle a été débitée en tranches et celles-ci ont été observées au projecteur de profil sous un agrandissement x10.

L'analyse des profils a montré qu'après un certain taux de martelage, un bourrelet de métal apparaît. Le taux de martelage a été caractérisé par des mesures de profondeurs d'indentation, soit par rapport à la surface de la tôle non déformée, donc sans tenir compte du bourrelet, soit en prenant en compte la hauteur du bourrelet. Les résultats obtenus pour les opérations de martelage aux vitesses V , $V/2$, $V/3$, $V/4$, sont portés dans deux diagrammes (profondeur d'indentation - nombre de passes) en figures 6a et 6b. Deux séries d'essais à la vitesse V ont été réalisés.

Contrairement à ce qui était attendu, la figure 6a ne montre pas de palier de saturation de martelage, quelque soit la vitesse de martelage. En ce qui concerne la profondeur d'indentation, la figure 6a semble montrer qu'il existe un léger gain d'intensité de martelage si on passe de V à $V/2$ et $V/3$, mais que passer à $V/4$ n'apporte rien de plus.

En revanche la figure 6b semble montrer une intensité de martelage croissant de façon monotone avec la diminution de vitesse de V à $V/4$; en réalité, le gain observé en figure 6b lorsqu'on passe de $V/3$ à $V/4$, est essentiellement dû à une augmentation de la hauteur du bourrelet. Ce dernier apparaît dès la cinquième passe de martelage et est d'autant plus important que la vitesse de martelage diminue. D'autre part, il semble y avoir un léger gain à passer de la vitesse de martelage V à $V/2$, mais pas en deçà.

Cette étude du martelage sur métal de base ne permet pas de conclure clairement quant à la vitesse et au nombre de passes à appliquer. En effet, la profondeur d'indentation ne présente pas de palier même après huit passes de martelage ; d'autre part il est difficile de tirer des conclusions claires quant à l'influence de la vitesse sur l'intensité de martelage ; enfin un bourrelet apparaît au delà de cinq passes de martelage.

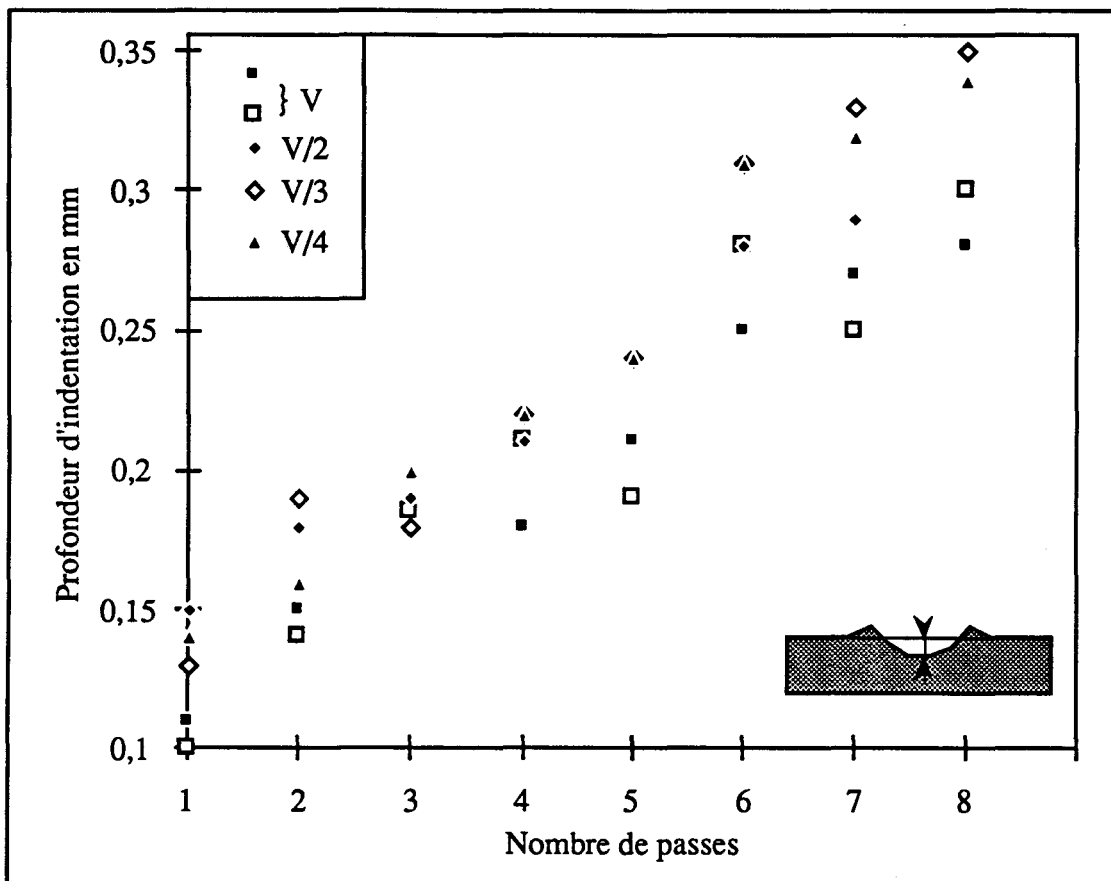


Figure 6a : Influence du nombre de passes de martelage sur la profondeur d'indentation. Cas où la hauteur de bourrelet n'est pas prise en compte

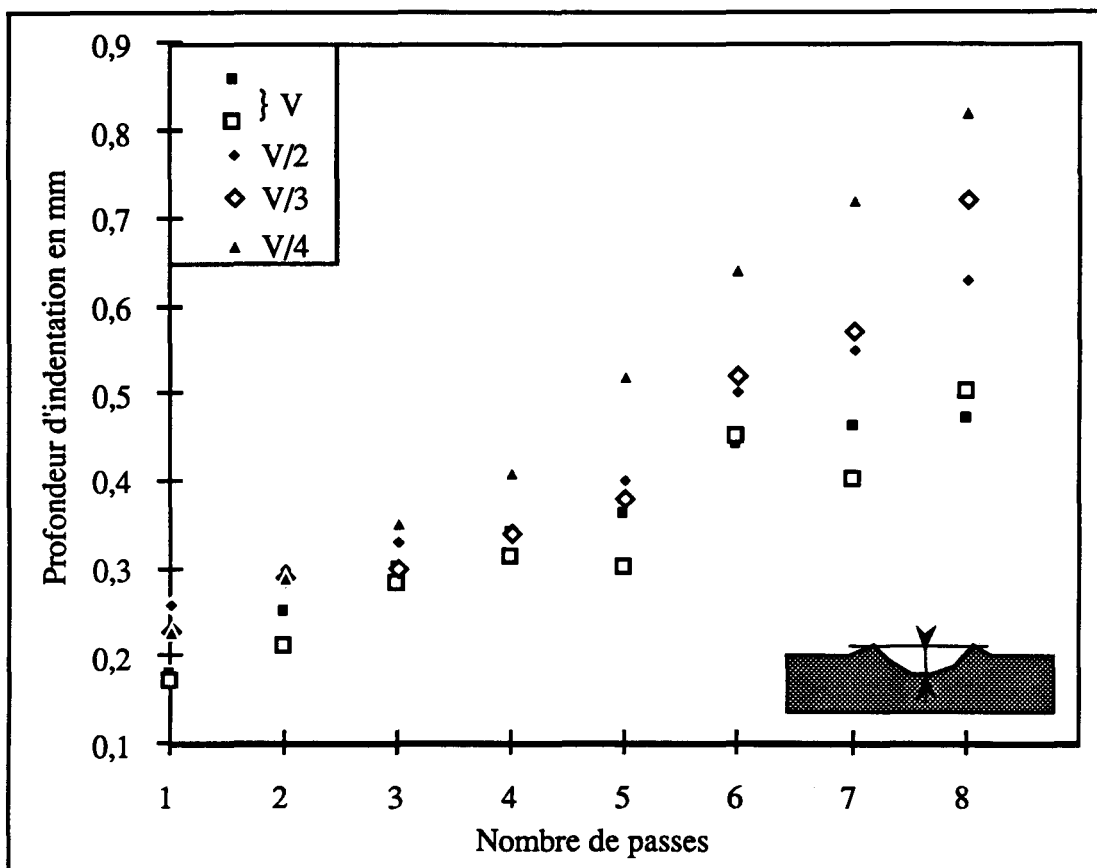


Figure 6b : Influence du nombre de passes de martelage sur la profondeur d'indentation. Cas où la hauteur de bourrelet est prise en compte

IV - 5 Essais sur joints soudés en T

Les essais sur le métal de base n'ayant pas apporté de résultats clairement exploitables, les mêmes essais ont été réalisés sur des joints soudés en T (même pression, même vitesses, même fréquence, mêmes nombres de passes).

1 - Influence des paramètres de martelage sur la géométrie de l'indentation

Chacune des éprouvettes martelées a été découpée puis observée au projecteur de profil sous un agrandissement x10.

Deux paramètres ont été relevés sur les profils : la profondeur "P" et la largeur "L" d'indentation, définies sur la figure 7. Les résultats ont été reportés dans deux diagrammes (P-nombre de passes) et (L-nombre de passes) en figures 8a et 8b respectivement.

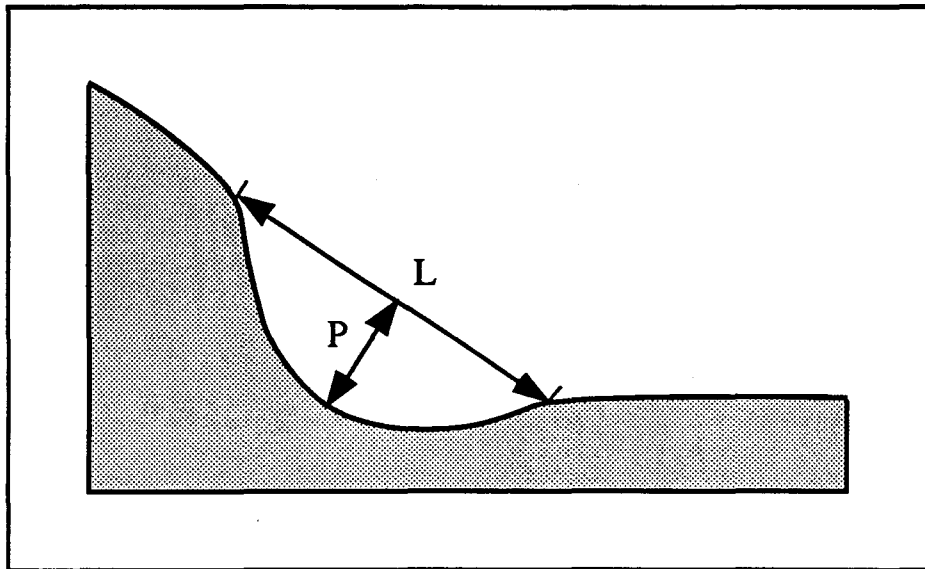


Figure 7 : Définition des paramètres P et L en pied de cordon de soudure martelé

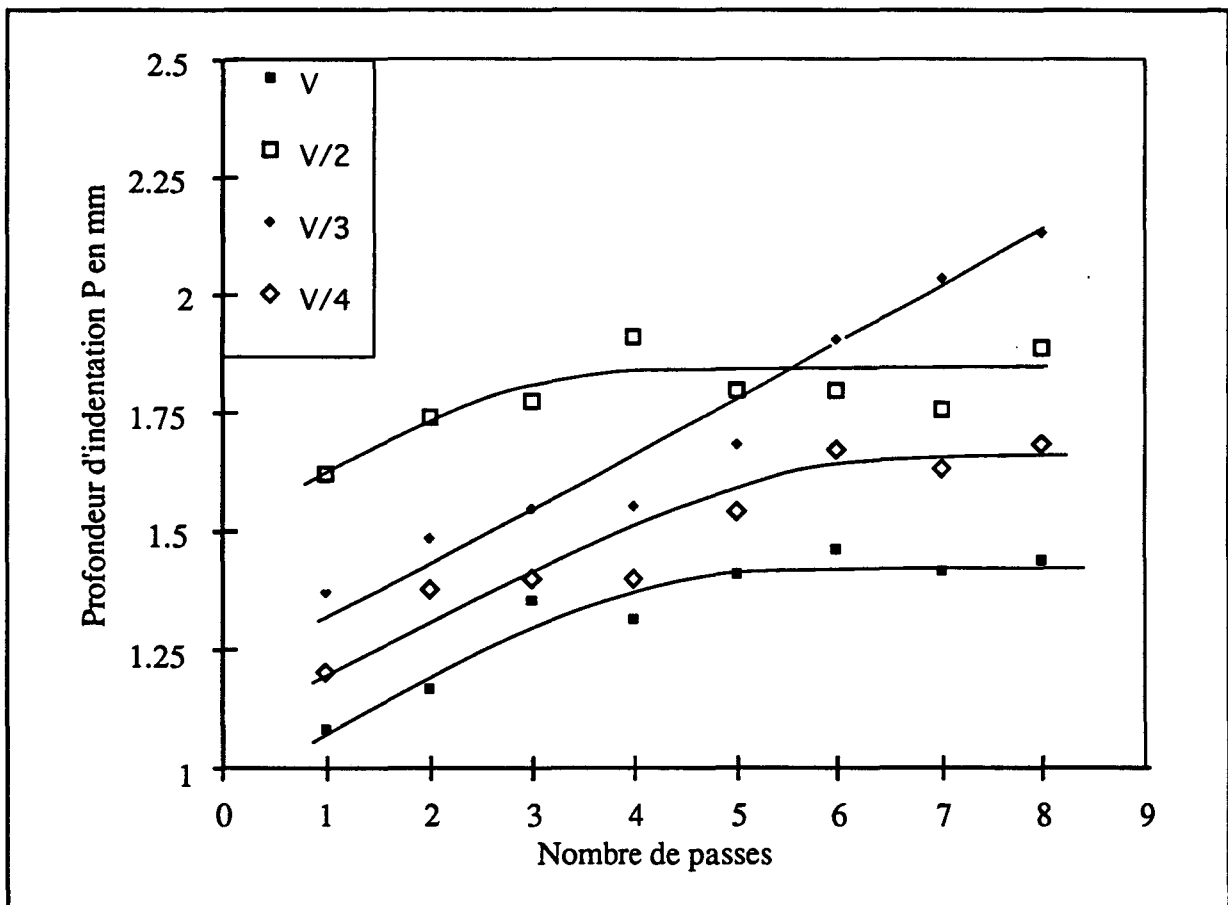


Figure 8a : Influence du nombre de passes de martelage sur la profondeur d'indentation en pied de cordon de soudure martelé

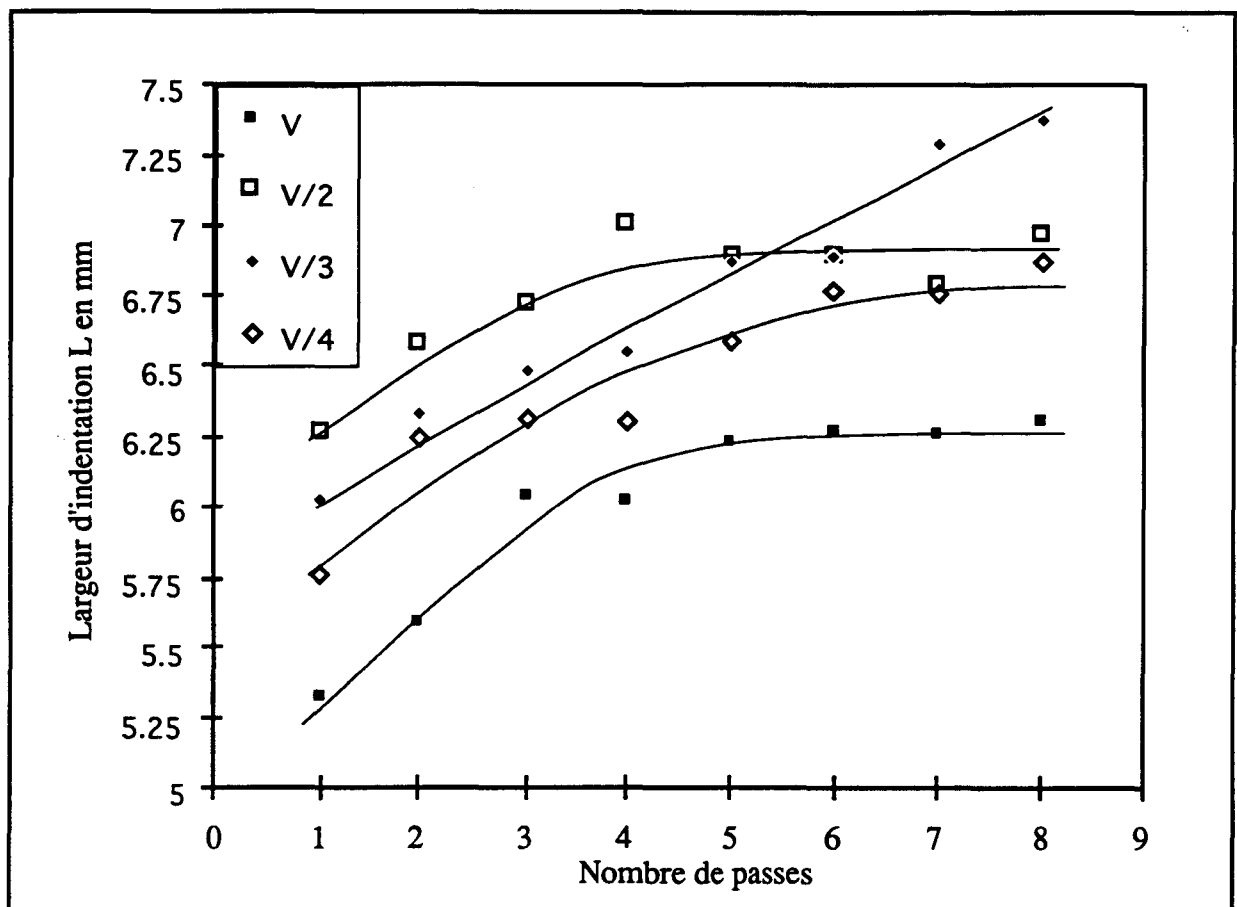


Figure 8b : Influence du nombre de passes de martelage sur la largeur d'indentation en pied de cordon de soudure martelé

Ces figures montrent que contrairement au martelage du métal de base, on observe une saturation de martelage après 3, 4 ou 5 passes, sauf pour la vitesse V/3 où il n'apparaît pas de saturation.

On remarque d'autre part une amélioration évidente de l'intensité de martelage lorsqu'on passe de la vitesse V à la vitesse V/2. En revanche le ralentissement de la vitesse à V/3 et V/4 n'apporte plus d'augmentation d'intensité de martelage. De plus, la position respective des courbes aux quatre vitesses différentes n'est pas facilement explicable et résulte peut être essentiellement d'une dispersion expérimentale. Celle-ci est sans doute due à l'influence de la géométrie initiale des cordons de soudures (qui peut varier, pour un même procédé de soudage, le long du cordon) sur les valeurs de L et de P.

2 - Etude des défauts créés par l'opération de martelage

L'étude des géométries d'indentation n'ayant pas permis de déterminer avec certitude les paramètres de martelage à appliquer, une étude de l'influence du martelage sur la structure

locale du pied de cordon de soudure a été entreprise afin de définir le nombre de passes de martelage optimum à appliquer. Les pieds des cordons de soudure martelés aux vitesses $V/2$ et $V/4$ ont été observés par microscopie optique après polissage et attaque au nital à 0,2 %.

Des essais de dureté dans les zones martelées n'ont pas montré d'évolution simple et interprétable de la dureté avec le nombre de passes, la vitesse, ou la profondeur d'indentation de la zone martelée.

Par contre, l'observation au microscope optique a révélé la présence de défauts occasionnés par l'opération de martelage. Les photographies en figures 9a-e présentent les différents défauts suivants :

- replis de matière (figure 9a) : ce type de défauts résulte souvent d'une déformation différente du métal de base et de la ZAT, avec généralement repli du métal de base sur le métal déposé. Ces défauts créent par conséquent des entailles mécaniques qui peuvent donner naissance à des fissures lors des impacts suivants. Les replis peuvent apparaître, semble-t-il, après 4 ou 5 passes ;

- écaillages en profondeur (figure 9b) : ce type de défauts apparaît à la jonction entre le métal de base et le métal déposé et donne naissance à des fissures profondes et aiguës. Les écaillages sont sans doute dus à la différence de comportement mécanique des deux zones (métal déposé et ZAT), qui résulte de leurs caractéristiques mécaniques différentes ;

- écaillages en surface (figure 9c) : ce type de défaut apparaît après un martelage excessif, c'est à dire au delà de six passes de martelage. ;

- fissures perpendiculaires à la surface de la zone martelée (figures 9d) : ces fissures apparaissent également après un martelage excessif. Ce sont des fissures aiguës, longues et ramifiées ;

- fissures courtes en zone non martelée (figure 9e) : elles apparaissent dès les premières passes de martelage.

Deux raisons expliquent ce dernier type de défauts apparaissant dans des zones non encore martelées :

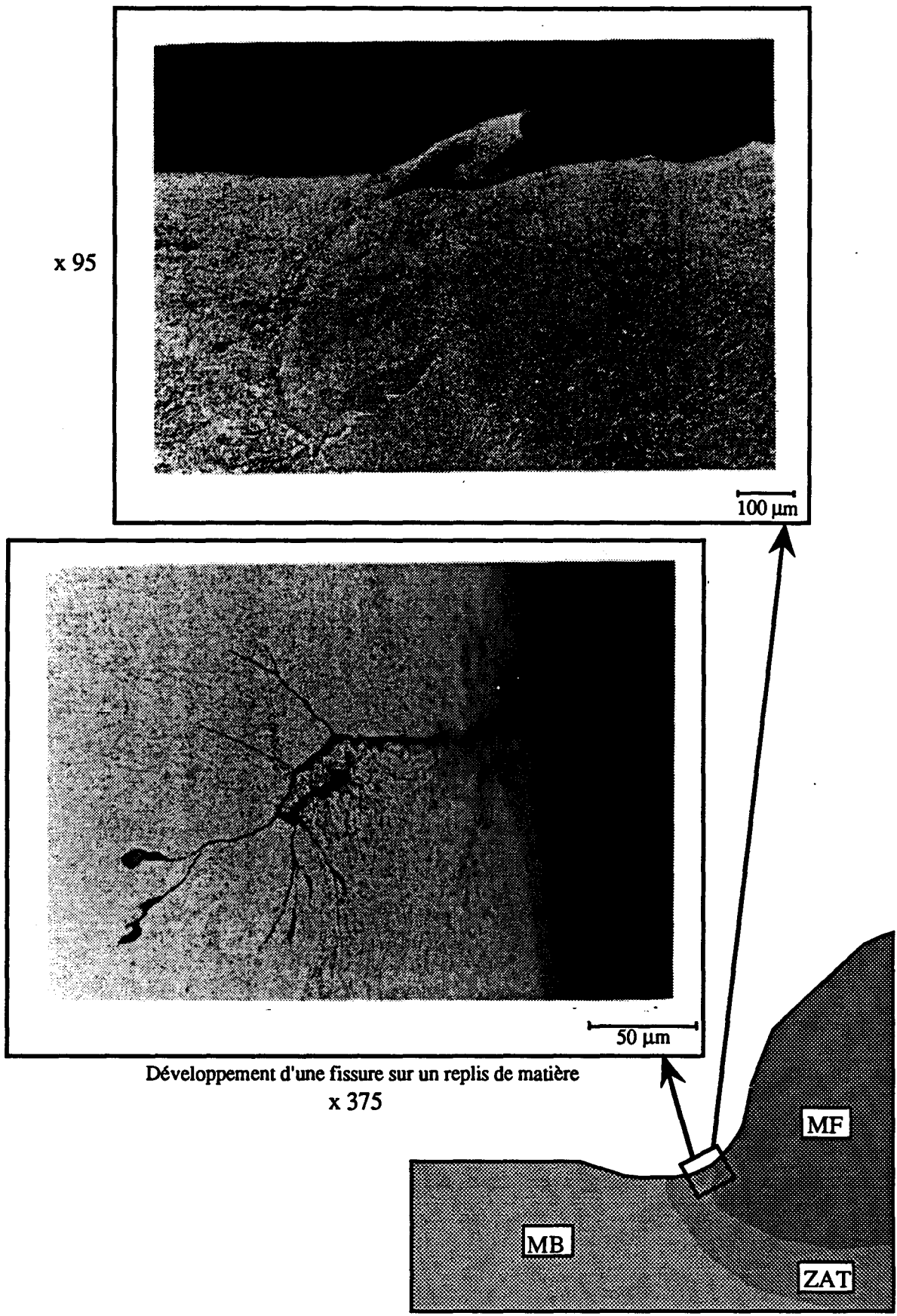
- * la tête du burin (rayon 4 mm) ne peut pas atteindre les zones où le rayon de courbure est faible (c'est à dire en pied de cordon de soudure). Des fissures apparaissent alors à la frontière de la zone non encore martelée. Elles sont sans doute dues aux contraintes de traction créées dans cette zone. Ces contraintes peuvent en effet être suffisamment importantes pour donner naissance à des petites fissures. Cette interprétation est illustrée en figure 10.

* les caractéristiques mécaniques du métal martelé influencent sans doute énormément l'apparition de ce type de défauts. En effet, on peut penser qu'un acier à hautes caractéristiques mécaniques (tel le E 690) sera plus difficilement martelable (déformations plus faibles du métal sous les impacts du marteau) donc risque plus fortement de donner naissance à une zone non martelée en pied de cordon de soudure.

Ce type de défauts s'est révélé être le plus néfaste en ce qui concerne la résistance en fatigue des joints soudés martelés.

3 - Paramètres de martelage retenus

Au vu de ces résultats, nous avons retenu une vitesse de martelage $V/2 = 31,3$ cm/mn et 4 passes de martelage.



x 95

100 μm

50 μm

Développement d'une fissure sur un replis de matière
x 375

MB

MF

ZAT

Figure 9a : Replis de matière

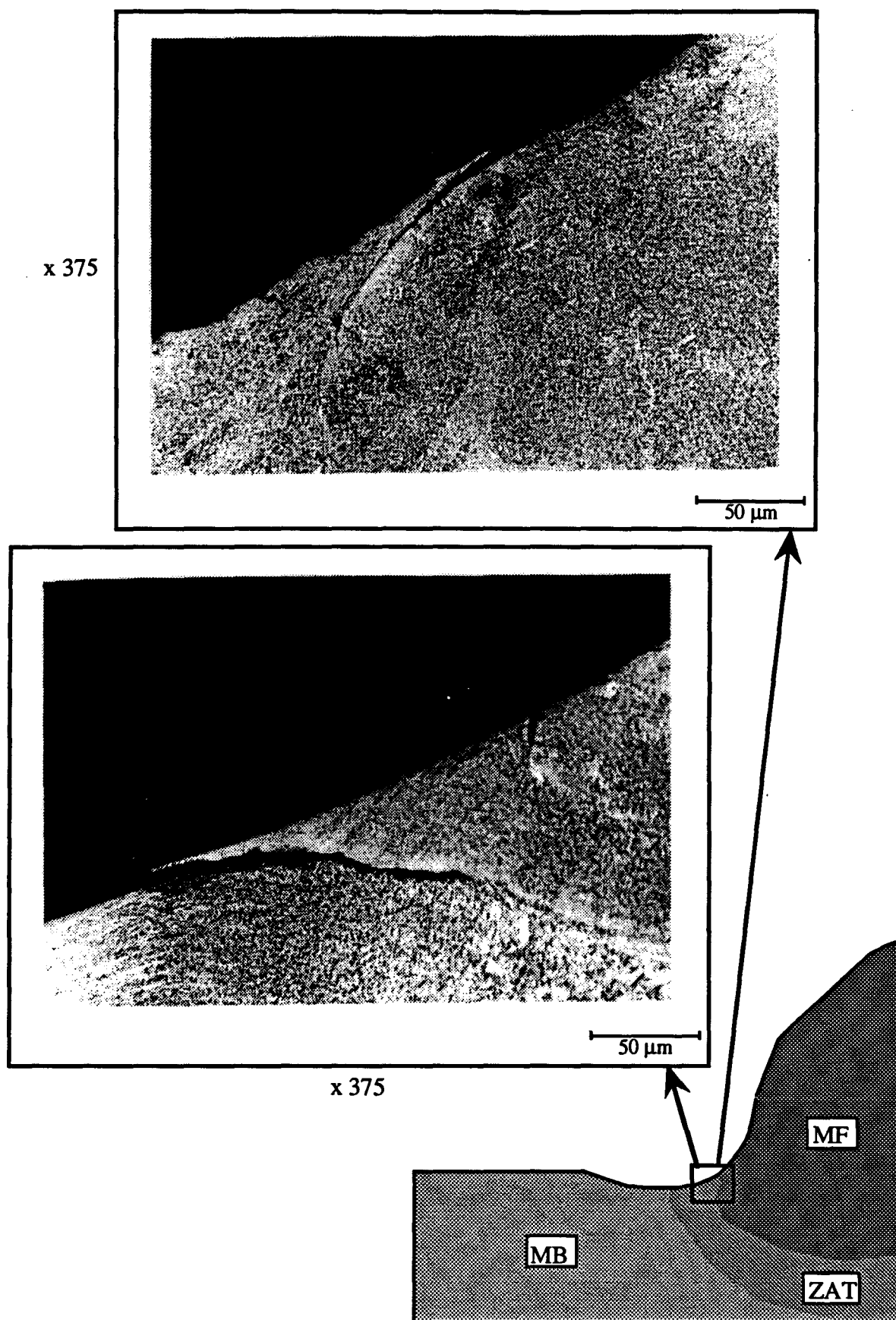


Figure 9b : Ecaillage en profondeur

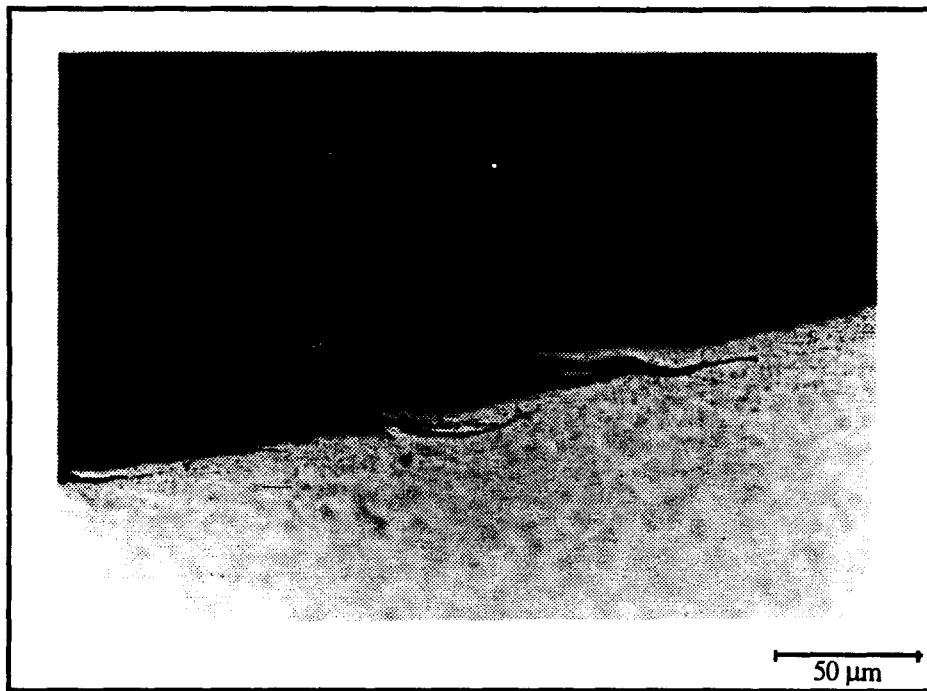


Figure 9c : Ecaillage en surface
x 375

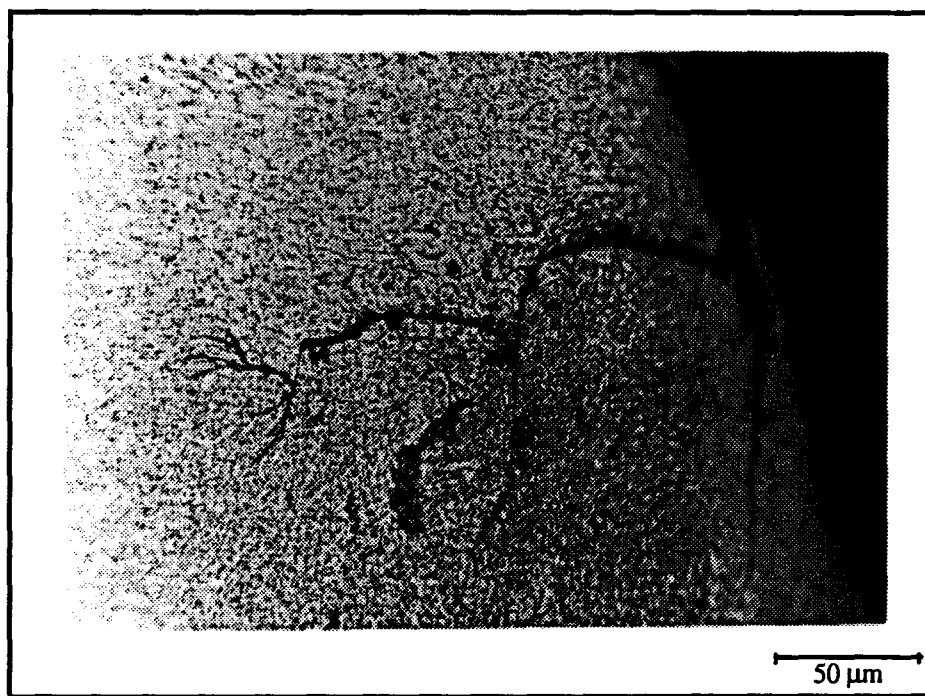
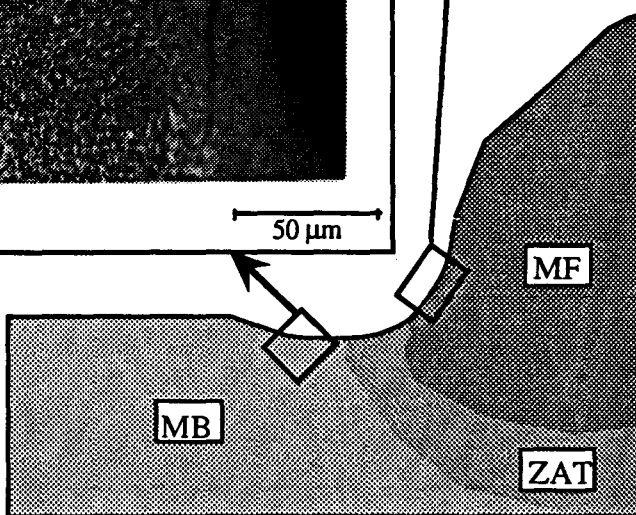


Figure 9d : Fissures perpendiculaires
x 375



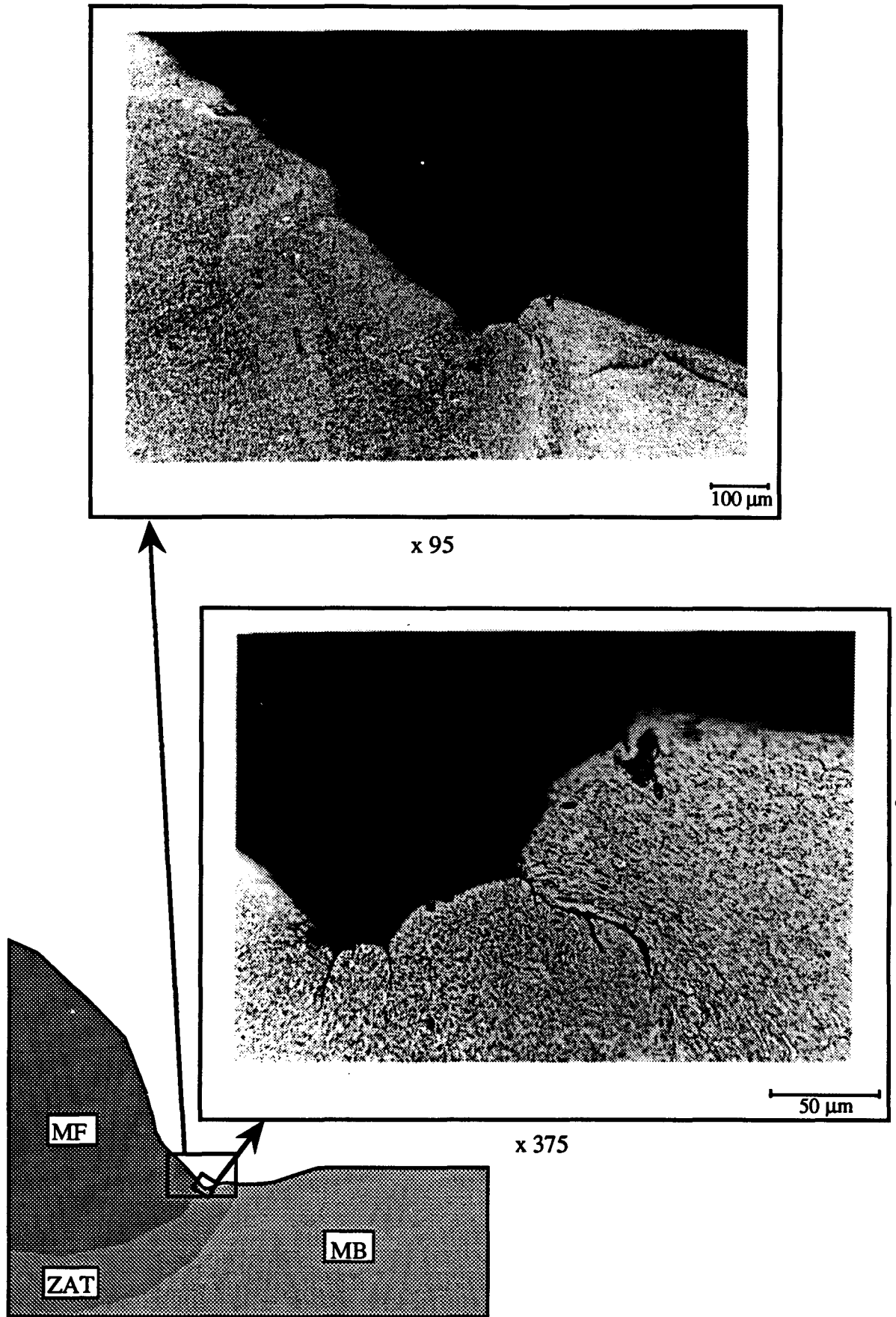


Figure 9e : Fissures courtes en zone non martelée

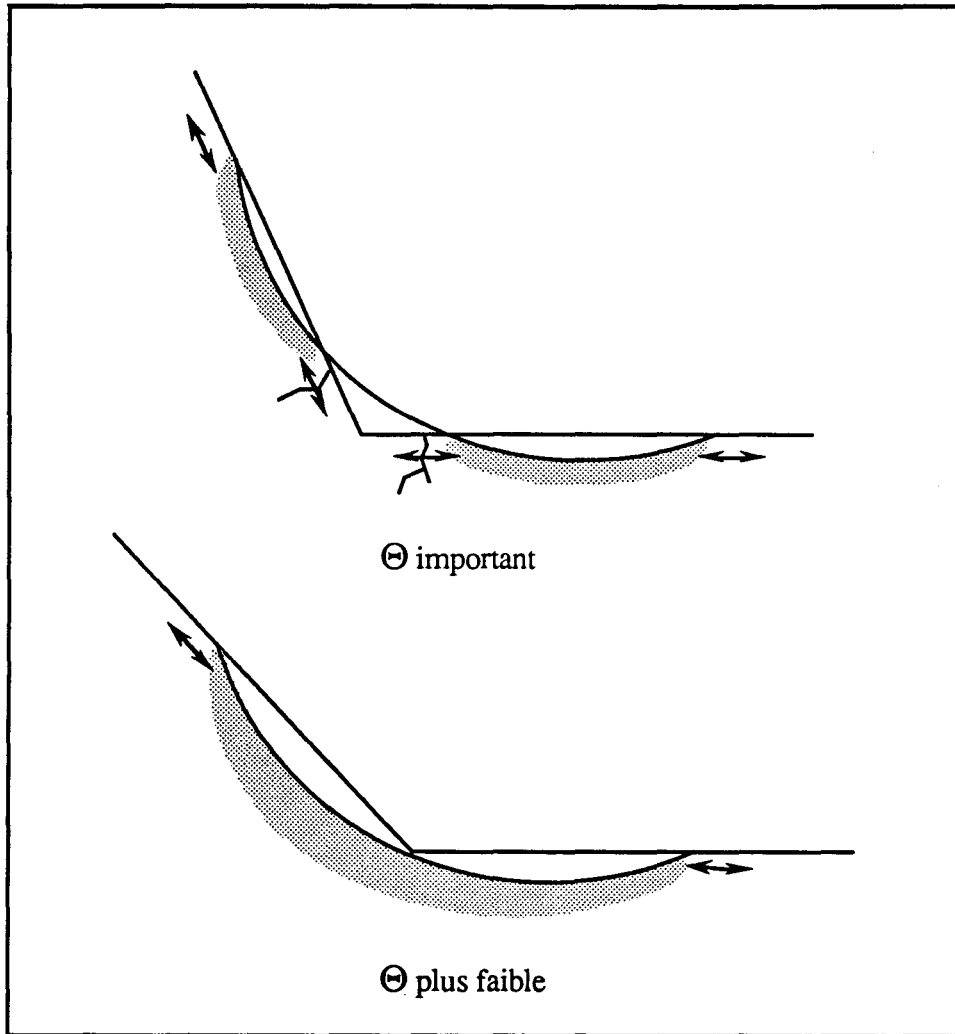


Figure 10 : Interprétation de l'apparition de fissures courtes en pied de cordon de soudure dès la 1^{ère} ou la 2nde passe de martelage

V - CARACTERISATIONS GEOMETRIQUES DES CORDONS DE SOUDURES OBTENUS

V - 1 Mesure des distorsions géométriques

Les joints soudés présentent des contraintes résiduelles de soudage qui se traduisent par des distorsions géométriques de l'âme. Celles-ci peuvent être caractérisées, dans un joint soudé en T, par les flèches résultantes (figure 11). Ces flèches ont été mesurées au comparateur et sont présentées dans le tableau IV.

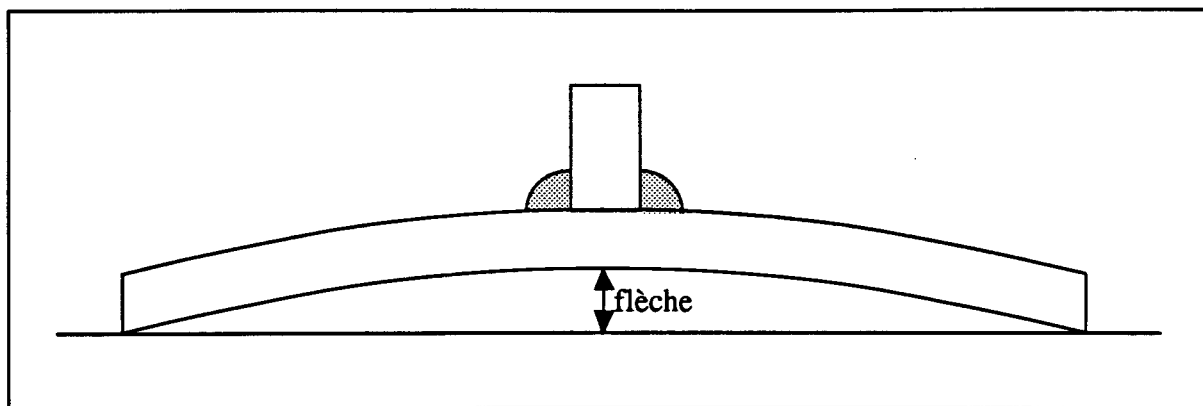


Figure 11 : Définition des flèches mesurées

Eprouvette	Qualité courante	Profil amélioré	Détensionnée	refusion TIG	Martelage
flèche (mm)	1.6	2	1	2.4	0.6

Tableau IV : Flèches des différentes éprouvettes

V-2 Paramètres géométriques Θ et ρ d'un cordon de soudure

1 - Définition et présentation des paramètres géométriques Θ et ρ

La figure 12 présente les différents profils de joints soudés étudiés : profils de qualité courante, profils améliorés et profils après refusion TIG. Ces différents cordons de soudure ont été caractérisés géométriquement. La procédure de martelage n'ayant pas donné de résultats satisfaisants (présence de défauts), les joints soudés martelés n'ont pas donné lieu à une caractérisation géométrique.

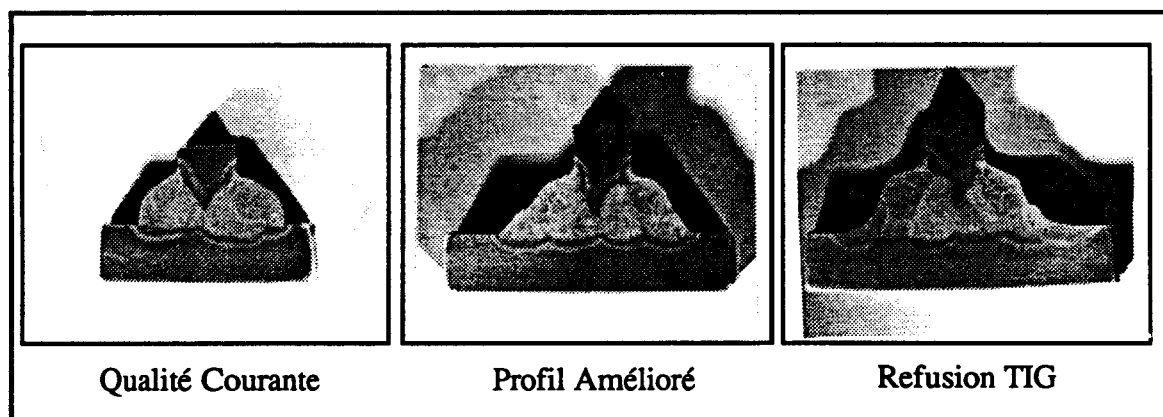


Figure 12 : Profils des différents types de joints soudés étudiés

Deux paramètres caractérisent la géométrie des cordons de soudure :

- l'angle de raccordement Θ ,
- le rayon de raccordement ρ .

La mesure de ces paramètres dépend fortement des critères de mesure adoptés. La méthode utilisée dans cette étude est la méthode du plus petit rayon [5]. Cette méthode consiste à trouver le cercle le plus petit qui épouse la forme du pied de cordon de soudure.

Au point de tangence entre le cercle et le cordon, passe une droite tangente au cercle, qui définit l'angle Θ . La méthode est illustrée par la figure 13.

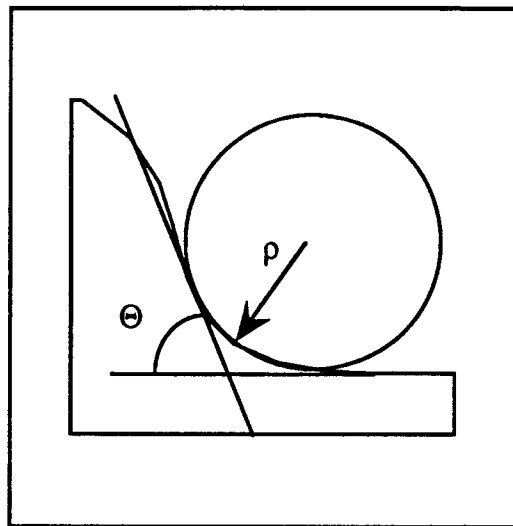


Figure 13 : Méthode du plus petit rayon

Les paramètres géométriques de toutes les éprouvettes de fatigue ont été mesurés. Chaque cordon de soudure de chaque éprouvette a été visualisé au moyen d'un projecteur de profil sous un agrandissement $\times 10$ et sa géométrie a été relevée sur papier calque.

En faisant varier le plan focal, il a été possible de relever 4 à 5 profils le long de chaque cordon de soudure (les éprouvettes ayant une largeur comprise entre 95 et 100 mm).

Le tableau V présente les valeurs moyennes de ρ et Θ obtenues sur chaque cordon, respectivement pour les joints de qualité courante, les joints à profil amélioré, les joints à profil amélioré détensionnés et les joints parachevés par refusion TIG.

Le tableau VI présente la valeur moyenne et l'écart-type des paramètres géométriques mesurés, pour chaque type de joint soudé.

L'ensemble des paramètres ρ et Θ mesurés a été porté dans un diagramme (Θ, ρ) en figure 14.

Qualité courante			Profil amélioré			Détensionnées			Refusion TIG		
n° Ep	Θ°	ρ (mm)	n° Ep	Θ°	ρ (mm)	n° Ep	Θ°	ρ (mm)	n° Ep	Θ°	ρ (mm)
1	90	0.47	11	49	2.71	1	71	1.58	1	63	4.1
	86	0.33		56	2.02		54	1.74		72	3.6
2	70	1.19	12	59	2.02	2	57	1.00	2	66	4.4
	87	0.54		50	2.31		57	1.32		70	3.7
3	103	0.54	13	56	1.87	3	50	1.54	3	71	3.8
	79	0.32		52	2.17		66	1.82		53	4.3
4	92	0.35	14	55	2.17	4	63	1.60	4	63	4.1
	78	0.69		58	2.12		57	1.62		59	5.8
5	86	0.32	15	58	2.02	5	61	1.66	5	68	3.4
	82	0.61		56	2.02		64	1.26		65	4.3
6	87	0.32	16	51	1.77				6	66	3.3
	96	0.42		49	1.68					65	3.2
7	71	1.02	17	52	2.02				7	70	4.6
	107	0.49		56	1.67					68	3.7
8	70	0.47	21	62	1.28				8	64	3.6
	88	0.58		50	1.87					61	3.7
9	84	0.67	22	50	2.26				9	71	3.5
	92	0.63		65	2.17					63	4.4
10	75	0.95	23	60	1.48				10	55	4.0
	88	0.41		47	2.17					70	3.1
11	82	0.86	24	57	1.82				11	63	3.1
	81	0.71		50	2.39					65	4.6
12	77	0.75	25	57	1.38				12	73	3.0
	70	0.81		47	2.46					62	3.6
			26	50	2.51				13	72	3.2
				54	2.02					69	3.1
									14	65	3.3
										62	5.2
									15	67	4.6
										72	3.2
									16	70	3.3
										61	3.9
									17	63	3.5
										74	4.1
									18	73	4.0
										68	3.8
									19	70	4.2
										65	4.2
									20	69	5.6
										73	3.5
									21	70	3.7
										72	3.0

Tableau V : Valeurs des paramètres géométriques Θ et ρ

	Qualité courante		Profil amélioré		Détensionnées		Refusion TIG	
	Θ°	ρ (mm)	Θ°	ρ (mm)	Θ°	ρ (mm)	Θ°	ρ (mm)
moyenne	84	0.60	54	2.01	60	1.51	67	3.90
Ecart-type	9.8	0.24	4.7	0.34	6.2	0.25	4.9	0.66

Tableau VI : Valeurs moyennes et écarts-types des paramètres géométriques

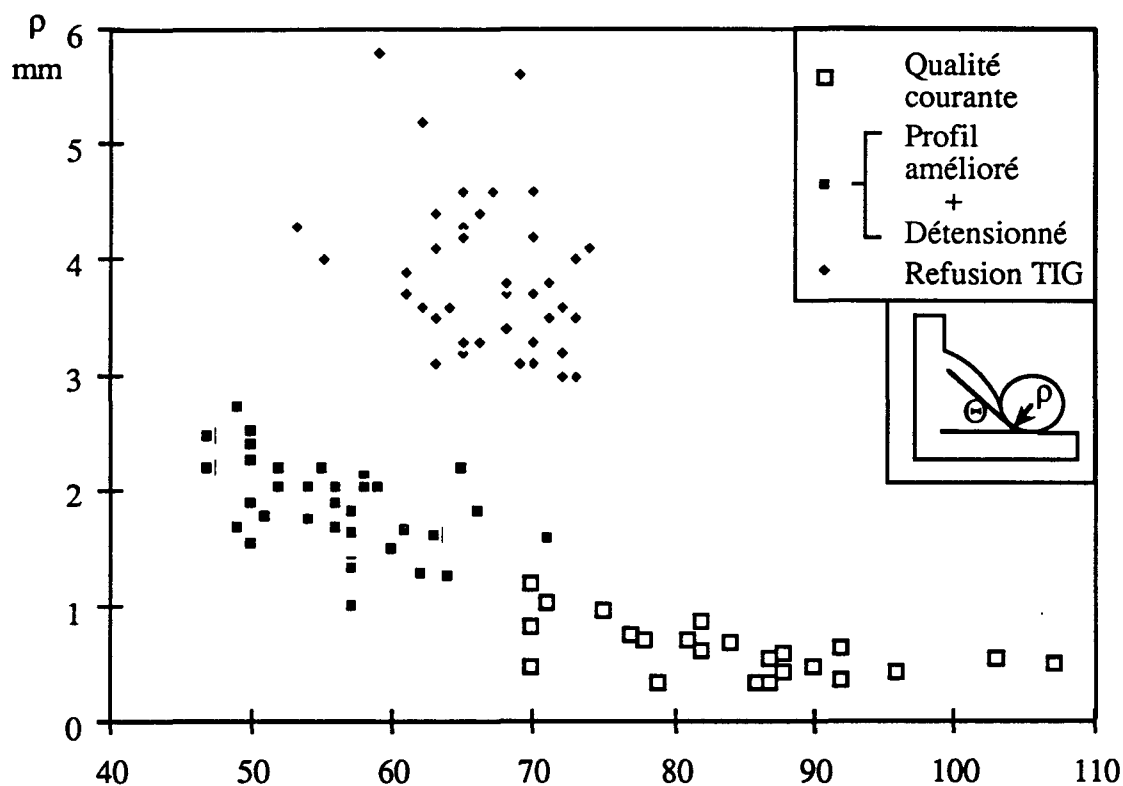


Figure 14 : Caractérisation géométrique des joints soudés

2 - Discussion

L'amélioration du procédé de soudage permet de multiplier par un facteur 3 environ le rayon de raccordement moyen en pied de cordon de soudure, et de diminuer, dans une moindre mesure, l'angle de raccordement

La dispersion des résultats de mesures des angles de raccordement est nettement moins importante sur les profils améliorés, comparée à celle obtenue sur les profils de qualité courante (écart-type = 4.7 contre 9.8).

L'opération de refusion TIG effectuée sur profil amélioré permet de multiplier par un facteur 2 environ le rayon moyen de raccordement en pied de cordon de soudure. En revanche, cette opération augmente légèrement l'angle de raccordement.

D'autre part, cette refusion TIG augmente la dispersion sur les valeurs des rayons de raccordement (écart-type = 0.66 contre 0.34 pour les éprouvettes à profil amélioré).

Les valeurs de σ et ρ mesurées sur éprouvettes détensionnées sont sensiblement différentes des valeurs sur éprouvettes à profil amélioré. Le résultat est surprenant puisque la procédure de soudage est identique. L'explication en est sans doute que la reproductibilité de la répartition des passes (c'est-à-dire leurs positions respectives l'une par rapport à l'autre), n'a pas été assurée parfaitement par le soudeur. Le problème souligne l'importance du facteur humain (savoir-faire) dans la qualité finale de la soudure.

VI - CARACTERISATION METALLURGIQUE DE LA ZAT

VI - 1 Observations métallurgiques

Les joints soudés de qualité courante, à profil amélioré avant et après détensionnement, et les joints soudés parachevés par refusion TIG ont fait l'objet d'observations au microscope optique après polissage et attaque au nital (2 %).

Les structures des ZAT observées sont présentées sur les figures 15a-d.

Les joints soudés présentent des structures de ZAT similaires de type bainitique en lattes. Néanmoins, la structure de ZAT des joints soudés détensionnés présente de plus grandes plages ferritiques.

VI - 2 Duretés en ZAT

Les ZAT ont été caractérisées en micro-duretés Vickers sous une charge égale à 1 kg. Le tableau V présente les résultats. Ceux-ci confirment que les structures métallurgiques des ZAT des joints soudés de qualité courante, à profil amélioré et refondus TIG sont identiques, mais que l'opération de détensionnement a provoqué un adoucissement de la structure de ZAT.

Eprouvette	Qualité courante	Profil amélioré	Détensionnée	refusion TIG
HV1	306	306	285	299

Tableau V : Micro-duretés Vickers en ZAT

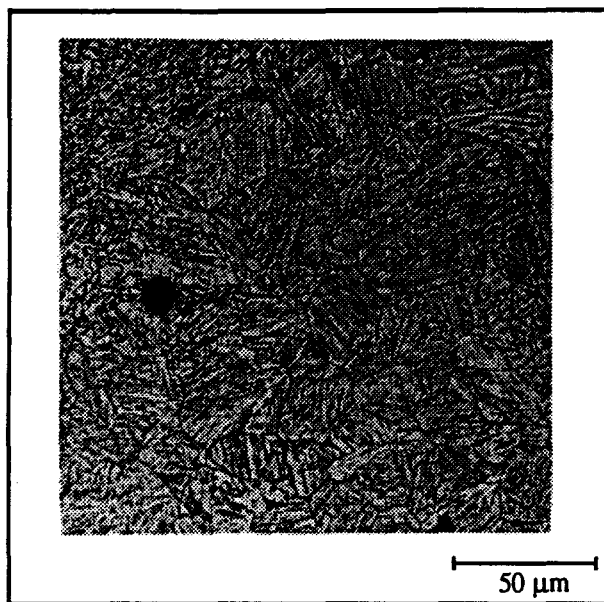


Figure 15a : ZAT d'un joint soudé de qualité courante x 375

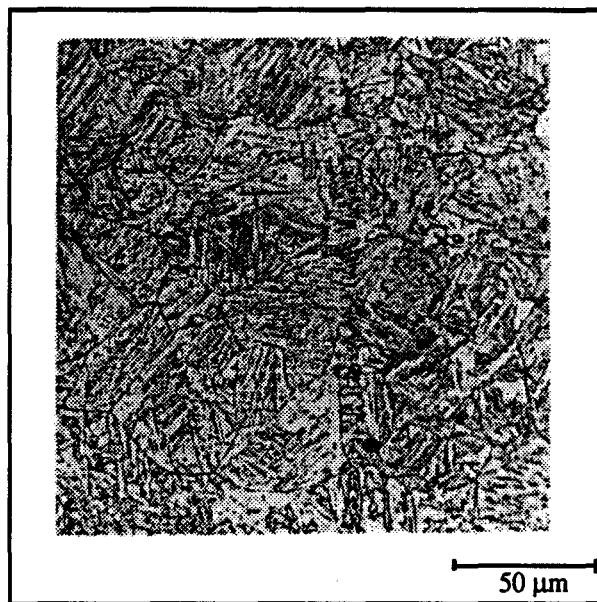


Figure 15b : ZAT d'un joint soudé à profil amélioré x 375

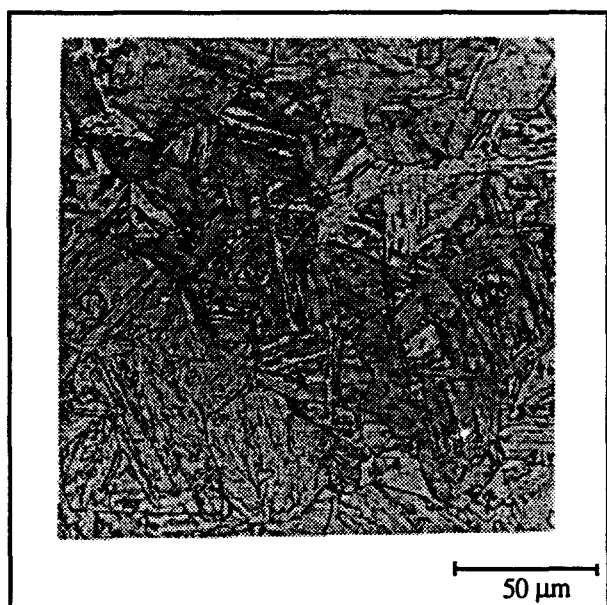


Figure 15c : ZAT d'un joint soudé détensionné x 375

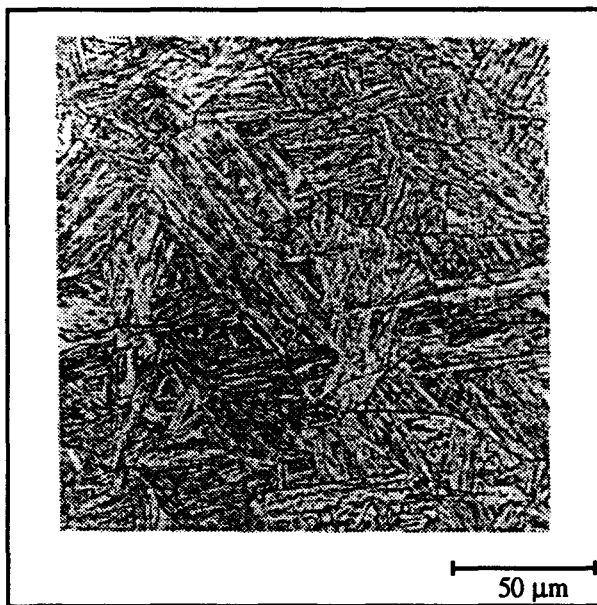


Figure 15d : ZAT d'un joint soudé refondu TIG x 375

VII - CARACTERISATION DES CONTRAINTES RESIDUELLES

Les mesures de contraintes résiduelles en pieds de cordons de soudures ont été réalisées au CETIM à Senlis sur un joint soudé à profil amélioré, sur un joint détensionné et sur un joint parachevé par refusion TIG. Ces mesures ont fait l'objet d'un procès-verbal [44].

La méthode de mesure par Rayon X a été utilisée dans le cas des joints à profil amélioré et parachevés par refusion TIG.

La méthode du trou incrémental a été utilisée dans le cas du joint soudé détensionné.

VII - 1 Mesures par RX sur joints soudés à profil amélioré et parachevé par refusion TIG

Les mesures ont été effectuées au moyen d'un appareil portable. La raie de diffraction enregistrée est la raie $K\alpha$ du chrome diffractée par la famille de plans (211) du fer.

L'impact du faisceau de rayons X était circulaire et de diamètre 1 mm.

Les directions des contraintes ont été repérées par l'angle Θ par rapport à un axe perpendiculaire au cordon de soudure (figure 16).

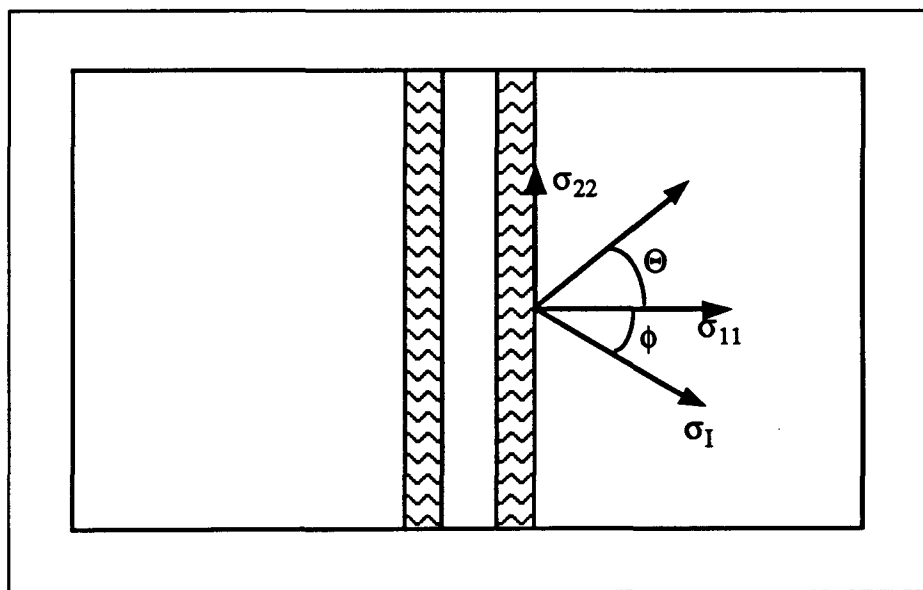


Figure 16 : Définition et orientation des contraintes mesurées

Les grandeurs suivantes ont été mesurées :

- σ_{11} : contrainte dans la direction $\Theta = 0$
 σ_{22} : contrainte dans la direction $\Theta = 90^\circ$
 σ_{12} : contraintes de cisaillement
 σ_I, σ_{II} : contraintes principales calculées à partir des précédentes
 ϕ : angle entre la direction principale I et la direction $\Theta = 0$
 ($\Theta > 0$ dans le sens trigonométrique)
 LC : largeur de pic de diffraction à 40 % de sa hauteur. Ce paramètre caractérise qualitativement l'état d'écrouissage du matériau (ce paramètre est donc sensible à la densité de dislocations).

Les mesures ont été effectuées en profondeur après enlèvements de matière locaux par dissolution à l'acide nitrique.

Les résultats obtenus sont portés dans les tableaux VI et VII.

Profondeur (mm)	σ_{11} (MPa)	σ_{22} (MPa)	σ_{12} (MPa)	σ_I (MPa)	σ_{II} (MPa)	ϕ (°)	LC (°2 Θ)
0	-150±13	160±13	-109±12	-184	195	17	2.61±0.14
0.03	-146±12	193±13	-110±12	-179	226	16	2.50±0.09
0.07	-130±12	254±13	-127±11	-169	293	17	2.53±0.09
0.14	-233±13	154±14	-114±12	-264	185	15	2.64±0.11
0.20	-211±13	187±14	-104±12	-237	212	14	2.59±0.10
0.32	-289±14	97±16	-91±13	-309	118	13	2.79±0.12
0.46	-253±13	130±15	-83±12	-270	147	12	2.71±0.12
0.66	-69±13	232±14	-95±12	-97	260	16	2.49±0.05
0.85	-99±12	213±13	-97±11	-127	241	16	2.53±0.09
1.14	40±13	258±14	-90±12	8	290	20	2.45±0.05
1.40	99±13	296±12	-92±12	63	332	21	2.41±0.05

Tableau VI : Résultats des mesures de contraintes résiduelles sur éprouvette à profil amélioré

Profondeur (mm)	σ_{11} (MPa)	σ_{22} (MPa)	σ_{12} (MPa)	σ_{13} (MPa)	σ_{23} (MPa)	σ_I (MPa)	σ_{II} (MPa)	ϕ (°)	LC (°2 θ)
0	-100±20	-105±20	35±18	-	-	-67	-138	43	3.66±0.25
0.05	-46±16	-65±14	47±14	-	-	-7	-104	39	3.45±0.19
0.08	-1±22	-13±19	56±17	-	-	50	-64	42	3.44±0.13
0.23	-29±18	15±16	73±14	-	-	-84	70	-37	3.51±0.13
0.28	21±16	54±14	42±13	-6±3	6±3	-13	83	-34	3.37±0.20
0.40	5±15	67±13	70±12	-8±3	-4±3	-41	113	-33	3.45±0.14
0.56	68±15	73±13	45±12	-10±3	-4±3	26	117	-44	3.45±0.18
0.66	28±16	54±14	69±13	-13±3	-5±3	-31	112	-40	3.55±0.12
0.80	41±19	64±15	23±15	-10±4	1±3	30	78	-32	3.52±0.15
1.18	-120±16	30±13	8±13	7±3	-6±3	-120	31	-3	3.14±0.22
1.54	-69±13	175±10	-2±11	5±3	-1±2	-70	175	0	2.69±0.14

Tableau VII : Résultats des mesures de contraintes résiduelles sur éprouvette refondue TIG

VII - 2 Mesures par la méthode du trou incrémental sur éprouvette détensionnée.

L'enlèvement de matière nécessaire à la réalisation des mesures en profondeur sur l'éprouvette détensionnée n'a pas pu être réalisé par dissolution chimique ; en effet, le joint détensionné présentait après dissolution chimique une rugosité trop importante. Les mesures de contraintes résiduelles y ont donc été effectuées par la méthode du trou incrémental [45].

Cette méthode consiste à coller près du pied de cordon de soudure une rosette (3 jauges à 120°), et à percer progressivement un trou au centre de la rosette. La relaxation des contraintes résiduelles après perçage est mesurée par les déformations des jauges.

Deux séries de mesures ont été effectuées à deux endroits différents du pied de cordon de soudure. Les résultats sont présentés dans les tableaux VIII et IX.

Profondeur (mm)	σ_{11} (MPa)	σ_{22} (MPa)	σ_{12} (MPa)
0.01	37.4	7.6	-14.9
0.03	32.0	6.1	15.4
0.06	-73.7	-31.0	-6.6
0.10	-62.2	35.2	19.6
0.14	-54.0	29.0	16.4
0.18	-21.3	17.0	-9.9
0.25	-17.4	74.4	-3.8
0.35	-18.1	67.2	-3.0
0.45	-46.8	5.1	6.1
0.55	26.3	49.0	-11.6
0.70	105.4	136.3	3.3
0.90	170.7	196.1	2.5

Tableau VIII : Résultats des mesures de contraintes résiduelles sur éprouvette détensionnée (1^{ère} série de mesures).

Profondeur (mm)	σ_{11} (MPa)	σ_{22} (MPa)	σ_{12} (MPa)
0.02	-73.2	52.3	-7
0.06	-113.8	-78.3	-25.1
0.10	-76.3	16.1	-26.9
0.14	-93.4	36.8	-35.8
0.18	-97.8	43.6	-32.2
0.25	-55.8	71.2	-19.3
0.35	-16.0	81.7	-22.5
0.45	-60.2	22.6	-29.5
0.55	3.6	139.2	-13.7
0.70	61.5	116.9	-38.9
0.90	157.6	310.0	-36.9

Tableau IX : Résultats des mesures de contraintes résiduelles sur éprouvette détensionnée (2^{nde} série de mesures).

VII - 3 Discussion des résultats

La figure 17 présente la variation de σ_{11} en profondeur, pour les trois types de joints soudés.

Les joints soudés à profil amélioré présentent de relativement fortes contraintes de compression (-150 MPa en surface et -289 MPa à 320 μm de profondeur). Ces contraintes résiduelles proviennent de la procédure de soudage adoptée, et en particulier de la répartition des passes. Les deux dernières passes déposées au dessus des deux passes de pieds de cordons de soudure introduisent des contraintes résiduelles de traction. Celles-ci donnent donc naissance à des contraintes résiduelles de compression aux pieds des cordons de soudures.

Comme il était attendu, l'opération de détensionnement relaxe les contraintes de compression dues au soudage.

Enfin, l'opération de parachèvement à la torche TIG relaxe fortement les contraintes résiduelles de compression qui étaient présentes avant refusion. Elle conduit à un sens d'évolution des contraintes résiduelles en profondeur inverse de celui observé sur les joints à profil amélioré et d'intensité nettement moindre au voisinage de la surface.

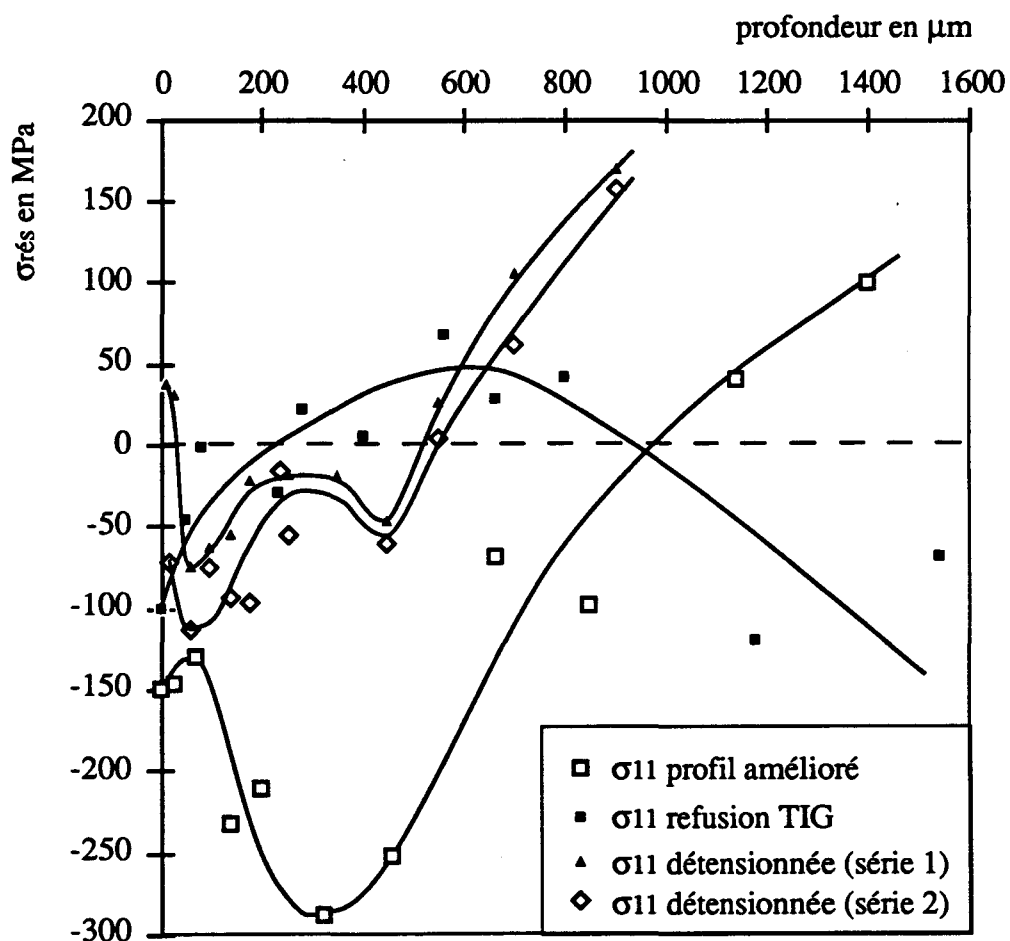


Figure 17 : Profils des contraintes résiduelles

TROISIEME CHAPITRE

ETUDE EXPERIMENTALE EN FATIGUE-ENDURANCE

Cette partie présente l'ensemble des résultats en fatigue-endurance obtenus sur les différents types de joints soudés présentés dans la partie précédente.

I - CONDITIONS D'ESSAIS

I - 1 Eprouvettes de fatigue

1 - Géométrie des éprouvettes

Les éprouvettes de fatigue ont été débitées dans des coupons soudés de longueur 0,75 m. Les bords de chaque éprouvette ont ensuite été fraisés perpendiculairement au raidisseur jusqu'aux dimensions désirées. La figure 1 présente la géométrie finale des éprouvettes de fatigue de type qualité courante, à profil amélioré, détensionnées et martelées.

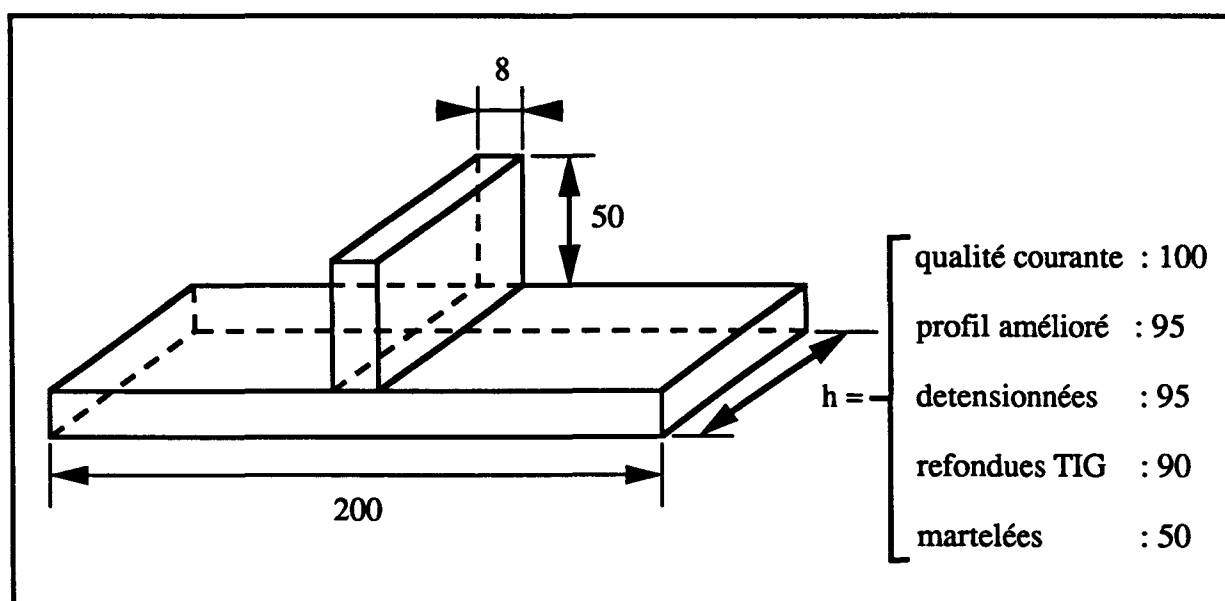


Figure 1 : Géométrie des éprouvettes

2 - Préparation des éprouvettes

Les arêtes des éprouvettes ont été arrondies au moyen d'une lime, essentiellement au pied des cordons de soudure, afin d'éviter tout risque d'amorçage en bord d'éprouvette.

I - 2 Conditions d'essais

1 - Machine d'essais mécaniques

La machine d'essais mécaniques utilisée est de type INSTRON 8501 hydraulique servocontrôlée. Elle est équipée d'une cellule de charge de capacité 100 kN en sollicitations dynamiques. Des paliers hydrostatiques permettent le guidage du vérin, assurant une très bonne coaxialité du vérin et de la cellule de charge.

Le pilotage et l'acquisition des mesures ont été assurés au moyen du logiciel de pilotage-acquisition FLAPS (Fatigue Laboratory Application Package Software) mis au point par Instron et implanté ici sur IBM PS/2.

2 - Paramètres des essais de fatigue

Les essais ont été réalisés en flexion quatre points sous un rapport de charge $R = 0,1$.

Les écartements entre les rouleaux sont définis en figure 2.

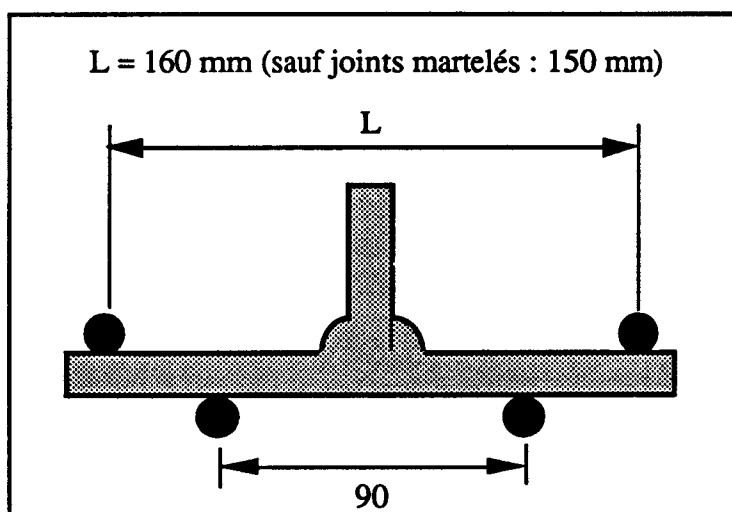


Figure 2 : Ecartements entre rouleaux

Lors des premiers essais, une rotation du vérin est apparue en cours d'essai ; elle résulte sans doute de couples parasites dus à la symétrie non parfaite des joints soudés. Un montage

"anti-rotation" rigide a donc été conçu et adapté au montage de flexion quatre points, supprimant toute rotation parasite en cours d'essai.

Selon le niveau de chargement, la fréquence des essais de fatigue était comprise entre 5 et 15 Hz (le plus couramment 10 Hz).

3 - Choix des amplitudes de contraintes nominales appliquées

Les amplitudes de contraintes nominales appliquées ont été choisies de manière à décrire le diagramme de Wöhler entre 10^4 et 10^7 cycles environ.

Dans le cas des éprouvettes à profil amélioré et refondues TIG, deux à trois essais ont généralement été effectués à chaque niveau de contrainte nominale.

Dans le cas des éprouvettes de qualité courante, détensionnées et martelées, ne disposant que d'un nombre réduit d'éprouvettes, les essais n'ont généralement pas été doublés.

4 - Système de détection de fissure

Le but de l'étude étant de caractériser les joints soudés à l'amorçage en fatigue, un système de détection de fissure a été mis au point. La méthode utilisée est couramment appelée "méthode de compliance différentielle". Cette méthode de détection a été utilisée avec succès, notamment à l'IRSID [23].

a) Principe de la méthode

La méthode consiste à coller deux jauges au dos de l'éprouvette de fatigue juste derrière les pieds des cordons de soudure, et deux autres jauges identiques aux deux premières sur une plaquette du même métal que l'éprouvette (figure 3). Les quatre jauges sont branchées en pont de Wheaston alimenté sous une tension continue E (figure 4).

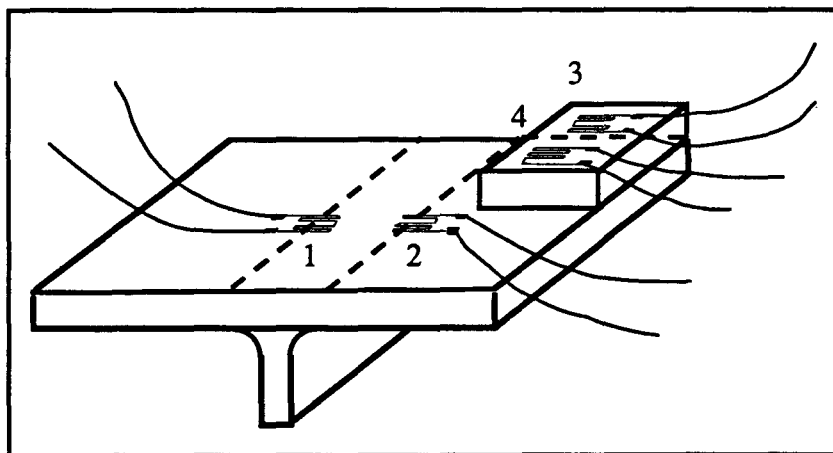


Figure 3 : Instrumentation d'une éprouvette de fatigue pour détection de l'amorçage

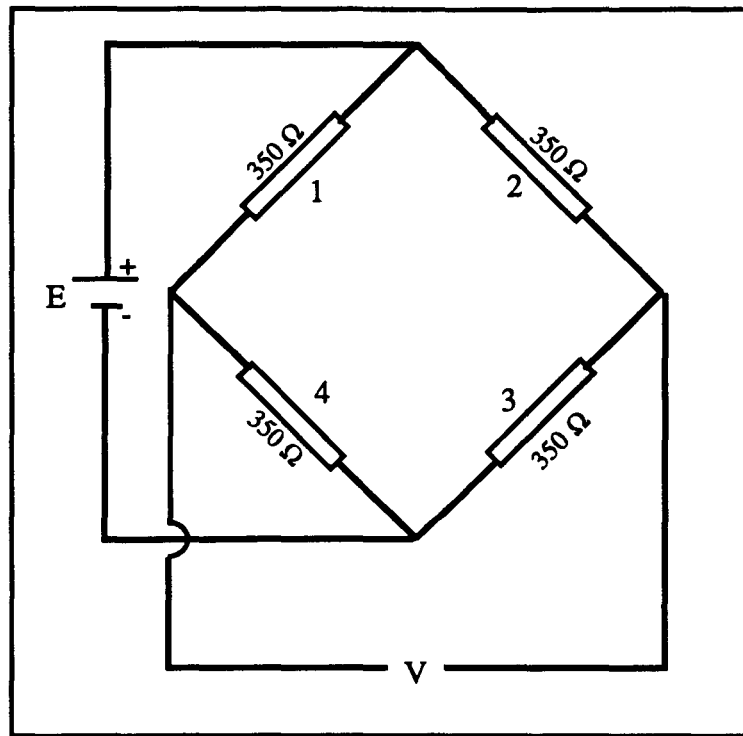


Figure 4 : Position des jauges dans le pont de Wheaton (les numéros 1, 2, 3 et 4, correspondent aux numéros des jauges en figure 3)

La variation du signal de sortie dV s'exprime en fonction des variations de résistance des jauges par :

$$dV = \frac{E}{4} \left(\frac{dR_1}{R_1} - \frac{dR_2}{R_2} + \frac{dR_3}{R_3} - \frac{dR_4}{R_4} \right)$$

avec $R_1 = R_2 = R_3 = R_4$ et $dR_3 = dR_4 = 0$

d'où $dV = \frac{E}{4R} (dR_1 - dR_2)$

Tant qu'il n'y a pas de fissuration au pied des cordons de soudure, $(dR_1 - dR_2)$ est constant, donc dV l'est également (en théorie, $(dR_1 - dR_2)$ donc dV , devraient être nuls ; mais les cordons de soudure ne sont jamais parfaitement symétriques).

Le signal peut alors être fortement amplifié, et dès qu'une fissure apparaît au pied d'un des cordons, un léger déséquilibre du pont apparaît et le signal commence à dériver (figure 5). Le déséquilibre étant fortement amplifié, on détecte très tôt l'apparition d'une fissure.

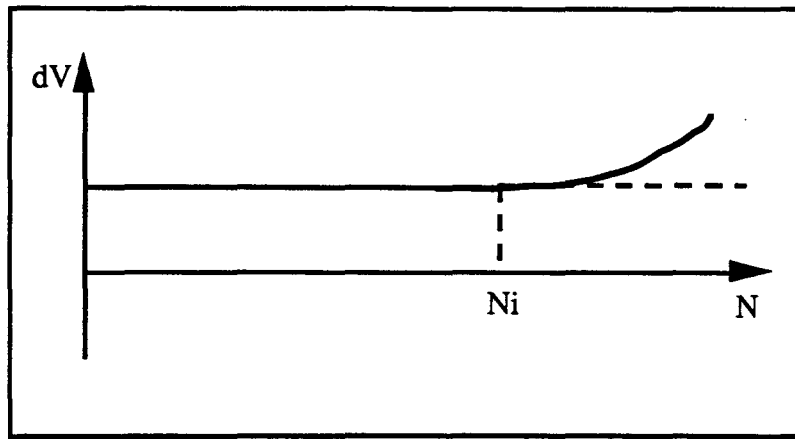


Figure 5: Influence de l'amorçage d'une fissure sur le signal du pont de jauges

b) Spécificité du système

La méthode traditionnelle pour alimenter le pont de jauges et enregistrer le signal de sortie est d'utiliser une alimentation externe et de recueillir les signaux de sortie sur enregistreur. Il nous est apparu plus judicieux d'utiliser l'électronique de la machine d'essais pour alimenter le pont et traiter le signal de sortie. Les acquisitions en sortie peuvent alors être simultanément lues et transférées dans des fichiers informatiques par l'intermédiaire du logiciel FLAPS de pilotage/acquisition. L'adaptation du montage sur la machine Instron a été possible après réalisation d'une carte d'interface entre le pont d'extensométrie (constitué des jauges de détection) et l'électronique de la machine. Cette carte est calquée sur les cartes d'interface des extensomètres Instron.

Cette adaptation nous a permis de réaliser l'enregistrement automatique du signal du pont en cours d'essai et de commander l'arrêt de la machine à partir du signal des jauges.

c) Sensibilité du système de détection de fissure

Dans le but d'évaluer la sensibilité du système de détection de fissure, plusieurs essais ont été interrompus après que le signal ait commencé à dériver. Les éprouvettes ont alors été passées au four à 500 °C pendant 30 minutes afin d'oxyder les lèvres de la fissure. Puis elles ont été de nouveau sollicitées en fatigue afin de propager un peu plus la fissure. Enfin, elles ont été rompues de façon monotone. L'observation du faciès nous a permis de visualiser le fond de la première fissure de fatigue.

Il n'a malheureusement jamais été possible d'interrompre un essai dès l'amorçage d'une fissure de fatigue. En effet, des fluctuations parasites apparaissent dans le signal du pont de Wheatston. Il est alors très difficile de différencier un début de dérive du à l'amorçage d'une fluctuation parasite.

Bien sûr, le nombre de sites d'amorçage et le lieu de l'amorçage de la fissure par rapport aux jauges influent sur l'intensité du signal du pont, et donc sur la profondeur de fissure détectée. La figure 6 montre le faciès de rupture d'une éprouvette sollicitée en fatigue. L'essai a été arrêté à environ $N = 2N_i$, c'est-à-dire après une dérive du signal suffisamment importante pour la différencier de la dérive due à un effet parasite. La figure 7 présente l'évolution du signal de jauges fortement amplifié en fonction du nombre de cycles. Cette dérive correspond à une surface fissurée $\sim 5,5 \text{ mm}^2$. Elle résulte d'une première fissure qui s'est amorcée en bord d'éprouvette et de deux à trois autres fissures amorçées près de la fissure initiale.

Au vu de ces résultats, on peut penser que la fissure correspondant au début de la dérive est nettement plus petite

Dans tous les cas, la valeur de N_i étant définie dès le début de la dérive du signal, la profondeur des fissures détectées est sans doute toujours nettement inférieure à 0,3mm.

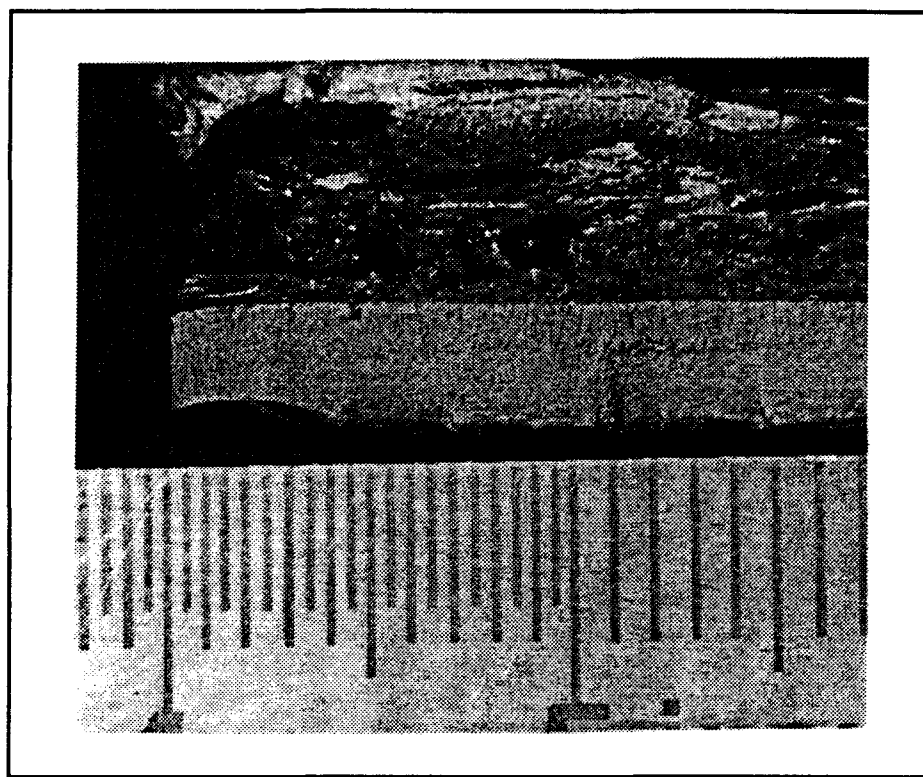


Figure 6 : Faciès de rupture d'une éprouvette. Visualisation de la fissure détectée

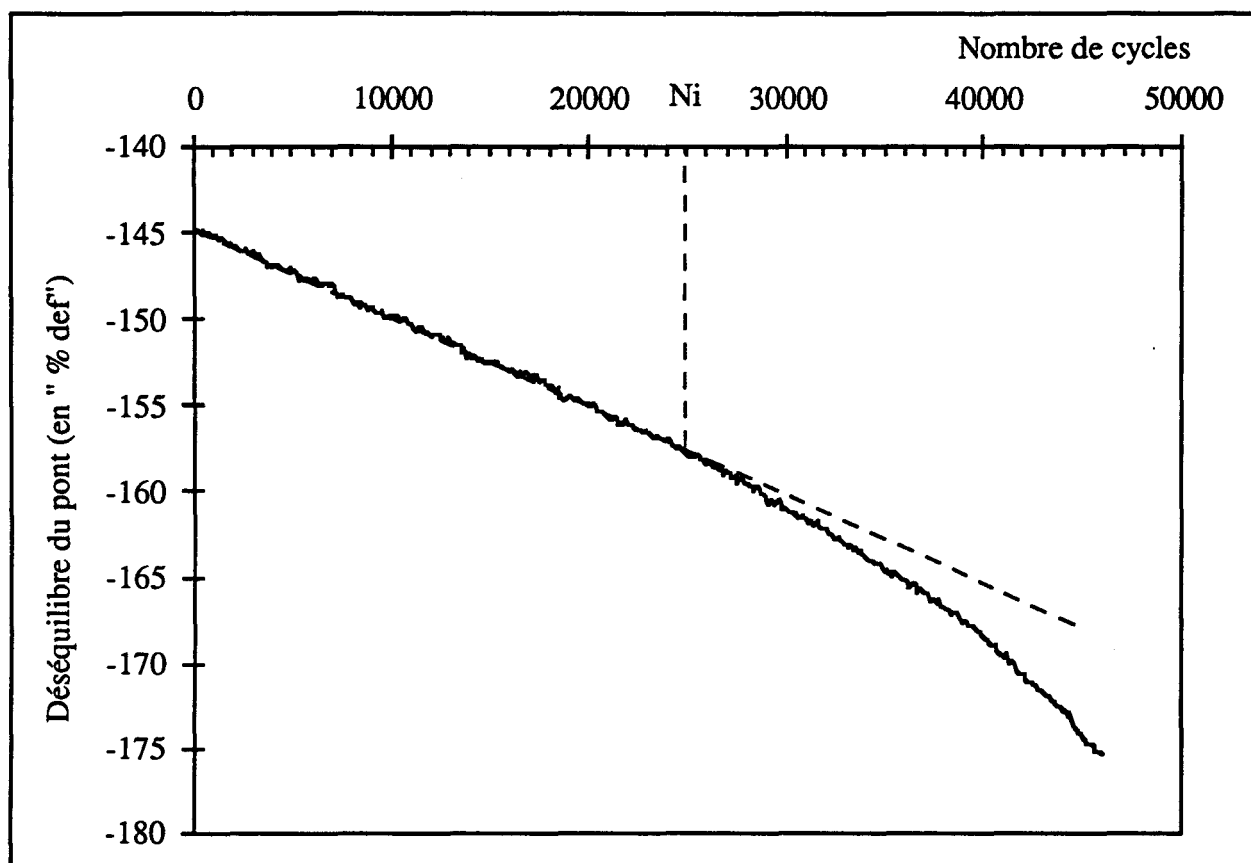


Figure 7 : Evolution du signal des jauges durant l'essai (même éprouvette que pour la figure 6)

II - RESULTATS DES ESSAIS DE FATIGUE - DISCUSSION

II - 1 Résultats des essais de fatigue

1 - Localisation de l'amorçage

a) Amorçage en pied de cordon de soudure

Les éprouvettes ayant servi à évaluer la sensibilité du système de détection de fissure se sont toujours fissurées en pied de cordon de soudure. La figure 8 montre une coupe métallographique d'une éprouvette à profil amélioré. La photographie montre que l'amorçage à lieu au pied du cordon de soudure, à la jonction entre le métal déposé et le métal de base. La fissure se propage ensuite dans la ZAT.

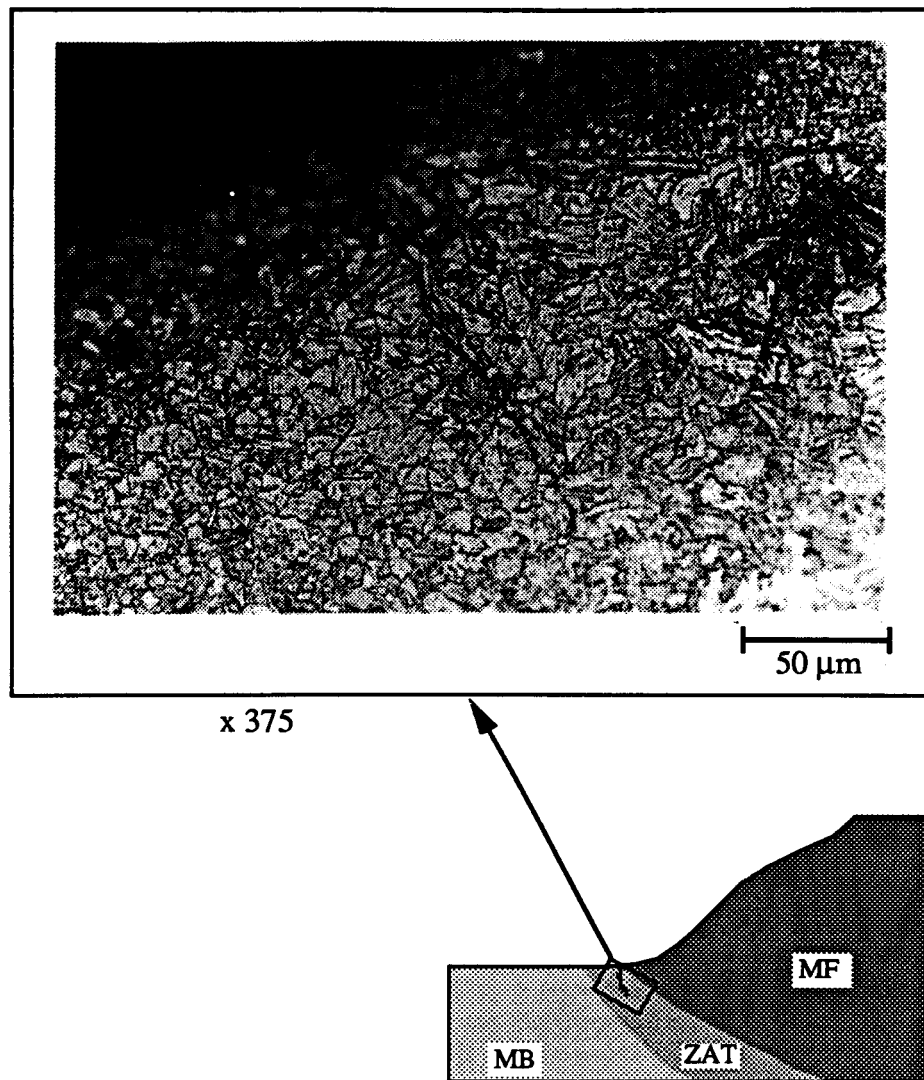


Figure 8 : Fissure de fatigue

b) Amorçage sur défauts de soudage

Toutes les éprouvettes testées ont présenté un amorçage en pied de cordon de soudure, excepté deux. En effet, deux éprouvettes à profil amélioré ont présenté des amorçages en dehors des pieds de cordons de soudure. Ces amorçages ont eu lieu sur des défauts. L'un était une projection de métal sous forme d'une gouttelette, l'autre était une petite entaille due à un coup de meule à disque. La figure 9 montre la fissure de fatigue qui s'est amorcée juste au pied de la gouttelette de métal.

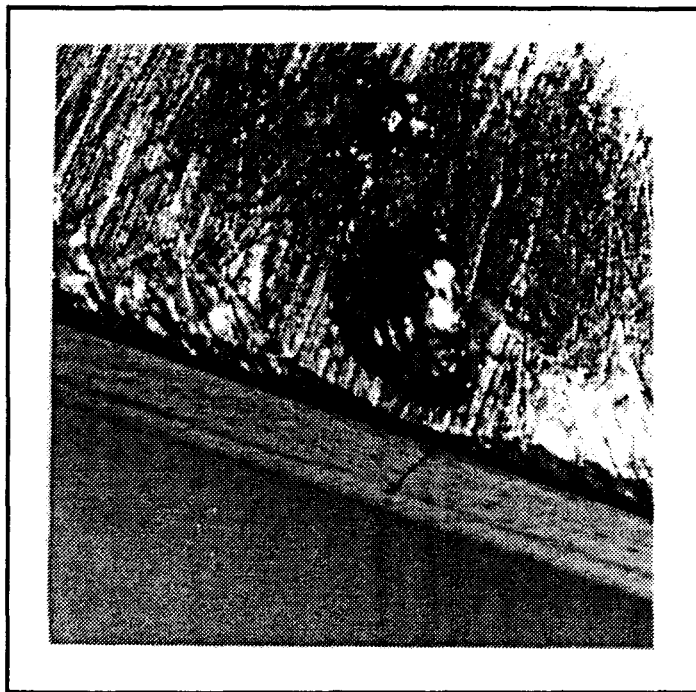


Figure 9 : Fissuration sur une projection de métal

Deux raisons permettent d'expliquer ces amorçages loin des pieds de cordons de soudure :

- Le métal de base est très sensible à l'effet d'entaille du fait de ses hautes caractéristiques mécaniques (voir § I-2-6 du premier chapitre)
- Le mode de sollicitation est de la flexion quatre points, donc la contrainte nominale entre les appuis intérieurs est constante, et l'amorçage a lieu à l'endroit où l'effet de concentration de contrainte est maximum (en l'occurrence ici sur les défauts).

Ces incidents soulignent la nécessité, dans le cas d'aciers à haute limite d'élasticité, d'une réalisation très soignée des joints soudés.

2 - Présentation des résultats

L'amorçage a été défini comme correspondant au point de début de dérive du signal de jauges (voir figure 5).

Les tableaux I, II, III, IV, V présentent les résultats de durées de vie à l'amorçage obtenus sur les différentes éprouvettes, en fonction des niveaux de sollicitation appliqués. La figure 10 présente les résultats dans un diagramme de Wöhler ($\Delta\sigma_N - N_i$).

Eprouvette	$\Delta\sigma_N$ (MPa)	Ni
8	200	> 5 000 000
9	250	503 000
3	267	355 000
4	275	190 000
6	287	172 000
5	300	89 000
11	300	376 000

Tableau I : Résultats de fatigue sur éprouvettes de qualité courante

Eprouvette	$\Delta\sigma_N$ (MPa)	Ni
14	275	3 870 000
17	275	1 550 000
24	275	6 200 000
11	300	1 630 000
15	300	2 300 000
26	300	> 5 000 000
12	350	520 000
16	350	600 000
25	350	293 000
13	400	210 000
21	400	168 000
23	400	106 000

Tableau II : Résultats de fatigue sur éprouvettes à profil amélioré

Eprouvette	$\Delta\sigma_N$ (MPa)	Ni
5	225	> 5 000 000
4	250	360 000
2	300	95 000
1	350	34 000

Tableau III : Résultats de fatigue sur éprouvettes détensionnées

Eprouvette	$\Delta\sigma_N$ (MPa)	Ni
15	300	1 780 000
16	300	1 230 000
6	325	> 10 000 000
9	325	380 000
11	325	400 000
14	337	260 000
17	337	> 5 000 000
5	350	1 116 000
13	350	569 000
4	400	600 000
7	400	120 000
12	400	195 000
2	500	104 000
10	500	75 000
1	600	34 000

Tableau IV : Résultats de fatigue sur éprouvettes refondues TIG

Eprouvette	$\Delta\sigma_N$ (MPa)	Ni
1	275	> 3 125 000
2	350	108 000
3	450	37 000
4	450	38 000
5	450	26 000
6	600	15 000

Tableau V : Résultats de fatigue sur éprouvettes martelées

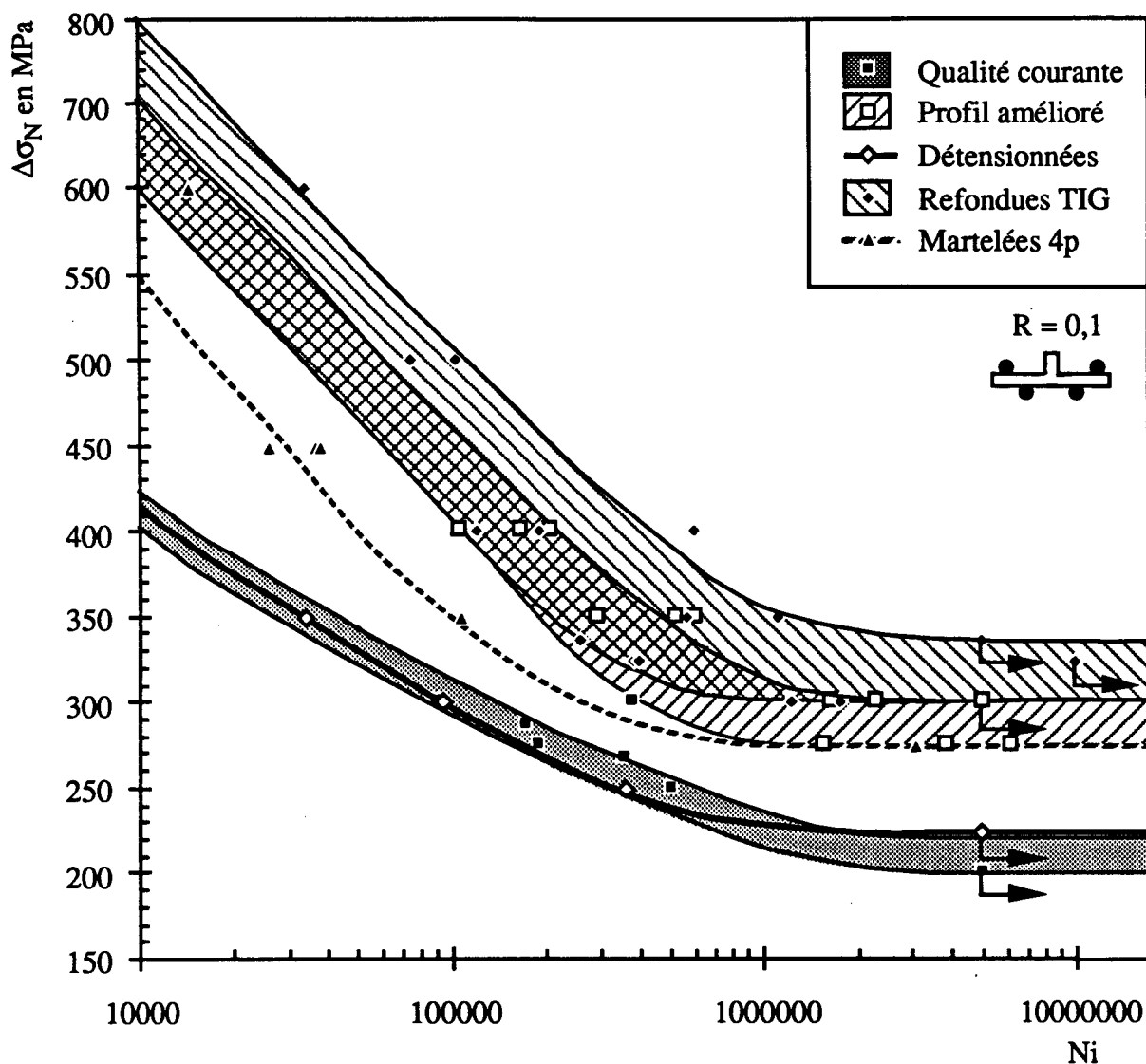


Figure 10 : Diagramme de Wöhler

Les limites d'endurance moyennes à $2 \cdot 10^6$ cycles sont définies au milieu des bandes de dispersion, ou sur la valeur de la courbe dans le cas des joints détensionnés et dans le cas des joints martelés. Ces valeurs sont reportées dans le tableau VI.

Eprouvettes	Qualité courante	Profil amélioré	Détensionnées	Refondues TIG	Martelés
$\Delta\sigma_D$ (MPa) à $2 \cdot 10^6$ cycles	~ 215	~ 295	225	325	275

Tableau VI : Valeurs moyennes des limites d'endurance à $2 \cdot 10^6$ cycles

II - 2 Discussion des résultats

L'analyse de ces résultats nous permet d'étudier l'influence des paramètres suivants :

- la géométrie des cordons de soudure,
- les contraintes résiduelles,
- la nature métallurgique de la ZAT,
- la présence de défauts après parachèvement,

sur la résistance en fatigue des joints soudés.

1 - Influence de la géométrie des cordons de soudure

a) Influence de l'amélioration de la géométrie résultant de l'optimisation des paramètres de soudage

On constate que l'optimisation des paramètres de soudage et de la répartition des passes (qui améliore fortement la géométrie des cordons de soudures), permet d'augmenter la résistance en fatigue des joints soudés. L'augmentation de la limite d'endurance à 2.10^6 cycles est d'environ 37 %.

b) Amélioration de la géométrie résultant de l'opération de refusion TIG

L'opération de refusion TIG des joints soudés à profil amélioré a entraîné une forte amélioration de la géométrie des profils de cordon, surtout en ce qui concerne les rayons de raccordement (voir § V-2-2 du second chapitre). Cette amélioration de la géométrie n'entraîne cependant qu'une modeste augmentation de la limite d'endurance à 2.10^6 cycles (~ 10 %). Cette faible amélioration sera expliquée un peu plus loin.

2 - Influence des contraintes résiduelles

L'opération de détensionnement des joints soudés à profil amélioré aboutit à des résultats en fatigue inférieurs aux résultats obtenus sans détensionnement. En effet, on constate après détensionnement une diminution de la limite d'endurance à 2.10^6 cycles d'environ 24 %.

Nous attribuons cette diminution de résistance en fatigue en premier lieu à la relaxation des contraintes résiduelles de soudage (initialement en compression, donc favorables en ce qui concerne la résistance en fatigue). Nous montrons ci-après que la relaxation des contraintes résiduelles n'est pas la seule explication.

L'opération de parachèvement par refusion TIG a également relaxé les contraintes résiduelles de compression présentes initialement en pied de cordon de soudure

(voir § VII-3 du second chapitre). Ceci explique la faible amélioration de résistance en fatigue apportée par cette opération, malgré l'adoucissement très important de la géométrie.

3 - Influence de la nature métallurgique en ZAT

La diminution importante de la résistance en fatigue des joints soudés détensionnés par rapport aux joints non détensionnés s'explique également par un effet d'adoucissement métallurgique en ZAT. Cet adoucissement a été mis en évidence à partir des mesures de duretés en ZAT (voir § VI-2 du second chapitre).

La résistance à l'amorçage des fissures de fatigue étant d'autant plus élevée que les caractéristiques mécaniques du métal de base sont élevées, un adoucissement métallurgique entraîne une diminution des caractéristiques mécaniques, et par conséquent une diminution de résistance en fatigue.

4 - Influence de défauts après parachèvement

Certaines éprouvettes parachevées par refusion TIG (éprouvettes 7, 9, 11, 14) présentent des résistances en fatigue étonnamment basses puisque se situant dans le bas de la bande de dispersion des résultats sur éprouvettes non parachevées. Or, il a été constaté sur ces éprouvettes la présence de défauts de type caniveaux, persistants malgré l'opération de parachèvement. La présence de ces défauts, jointe à la relaxation des contraintes résiduelles de compression après refusion TIG, explique la faible résistance en fatigue de ces joints soudés.

Les résultats sur éprouvettes martelées ont montré une diminution de la résistance en fatigue à 2.10^6 cycles d'environ 7 %. Cette diminution de résistance s'explique par la présence de défauts de martelage type petites fissures aux pieds des cordons de soudures (voir § IV-5-2 du second chapitre). Ces petites fissures diminuent considérablement la phase d'amorçage.

Ces deux derniers points montrent qu'une opération de parachèvement doit être soignée, car dans le cas contraire, elle peut se révéler plus néfaste que bénéfique, surtout dans le cas des aciers HLE, très sensibles aux effets d'entailles.



PARTIE B

Prédiction de la durée de vie à l'amorçage en fatigue



PREMIER CHAPITRE

ETUDE THEORIQUE DE LA MODELISATION DE LA PHASE D'AMORCAGE PAR LA METHODE DE L'APPROCHE LOCALE

INTRODUCTION

La durée de vie N_r d'une structure soumise à la fatigue, se décompose en une phase d'amorçage de fissure et une phase de propagation de fissure : $N_r = N_a + N_p$.

Dans le cas des structures soudées en acier à haute limite d'élasticité, on a vu précédemment qu'il est surtout intéressant d'augmenter la durée de vie de l'assemblage à l'amorçage (par amélioration de la géométrie de la soudure, ou par introduction de contraintes résiduelles de compression). La durée de vie de l'assemblage se déroule alors essentiellement en amorçage. Par conséquent, le calcul de la durée de vie en fatigue de la structure se ramène à un calcul de durée de vie à l'amorçage.

Cette partie présente différentes méthodes de calcul de durée de vie à l'amorçage en fatigue. Celles-ci se regroupent en deux catégories :

- les méthodes utilisant les principes de mécanique de la rupture
- les méthodes basées sur le principe de l'approche locale des contraintes et déformations.

La méthode que nous avons retenue est basée sur le principe de l'approche locale. En effet, le but de nos procédés d'amélioration de la géométrie des cordons étant d'éliminer les défauts aigus, il eut été contradictoire d'utiliser une méthode basée sur des calculs de mécanique de la rupture, qui suppose qu'il existe à priori des défauts aigus qui vont alors se propager.

I - PRINCIPE

L'hypothèse de base des méthodes de l'approche locale, est que c'est le comportement local en fond d'entaille mécanique (entaille usinée, pied de cordon de soudure, défaut de soudage...) qui gouverne le nombre de cycles à l'amorçage d'une fissure de fatigue. L'amorçage d'une fissure au fond de l'entaille mécanique correspond alors à la rupture d'une mini-éprouvette (dont le

matériau est identique au matériau en fond d'entaille), soumise à des contraintes et déformations uniaxiales identiques aux contraintes et déformations principales maximales locales. Dans le cas des joints soudés, ces dernières sont calculées à partir de la contrainte nominale appliquée, et ont donc les mêmes directions et sens que celle-ci.

Cette hypothèse de base est illustrée sur la figure 1.

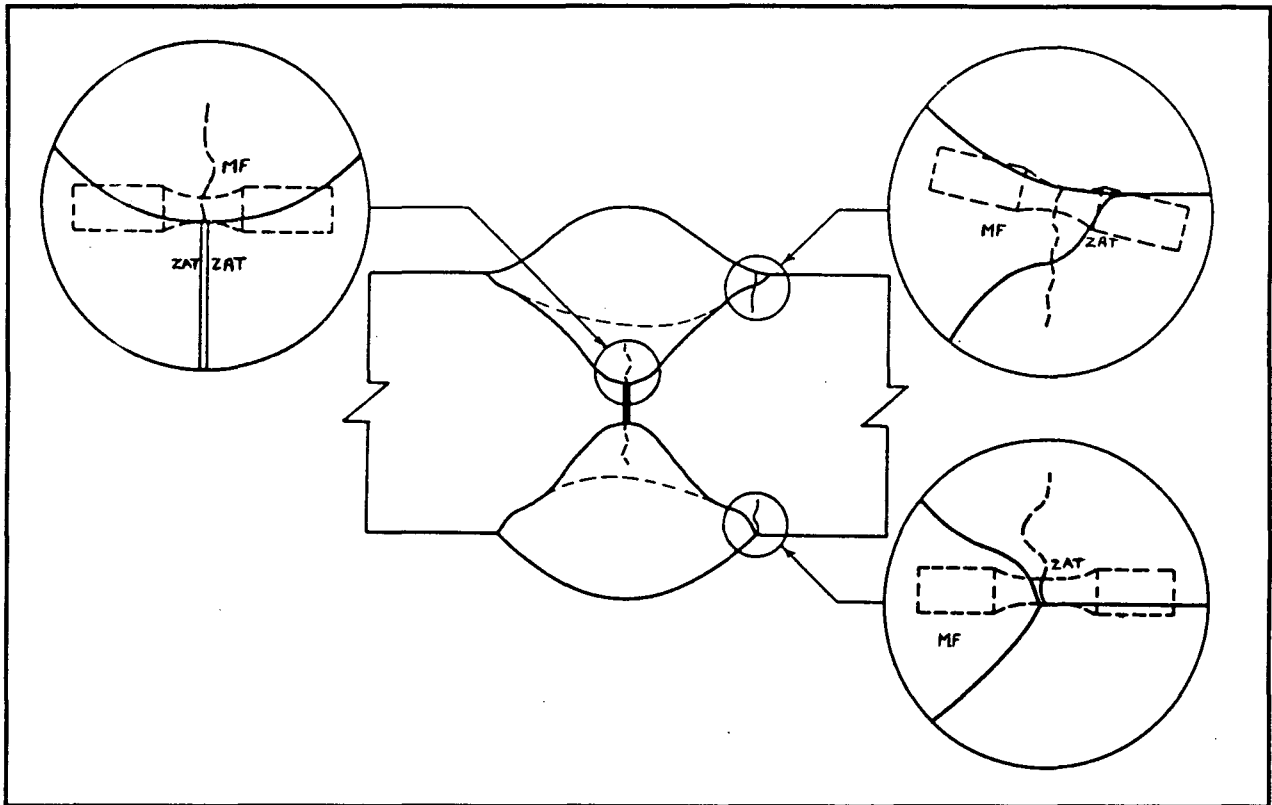


Figure 1 : Illustration du principe de l'approche locale [47]

II - METHODE DE L'APPROCHE LOCALE PROPOSEE PAR LAWRENCE

II - 1 Approche élastique simple

Lorsque le comportement local reste dans le domaine élastique, une approche simple [46] permet d'exprimer le nombre de cycles à l'amorçage à partir du diagramme de Wöhler du matériau, exprimé par la relation de Basquin :

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f (2Nr)^b$$

L'hypothèse d'approche locale conduit alors à remplacer N_r par N_a dans l'équation de Basquin. La variation de contrainte locale $\Delta\sigma$ est définie comme la variation de contrainte nominale $\Delta\sigma_N$ (définie en figure 2) affectée du coefficient de concentration de contrainte local K_t . La relation de Basquin devient alors :

$$K_t \frac{\Delta\sigma_N}{2} = \sigma'_f (2N_a)^b$$

L'approche élastique simple est illustrée en figure 3.

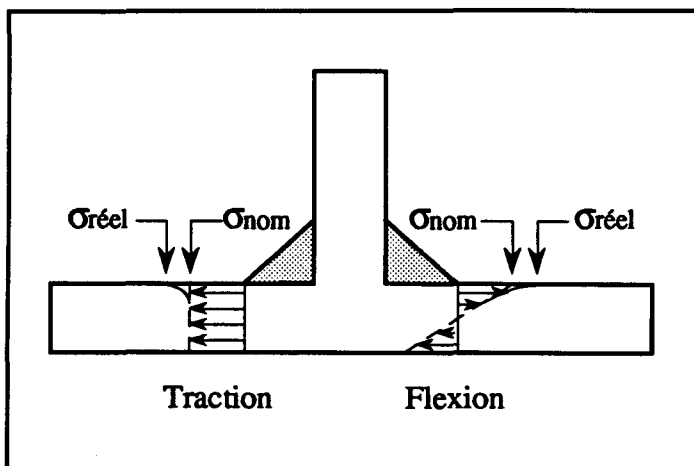


Figure 2 : Définition de la contrainte nominale

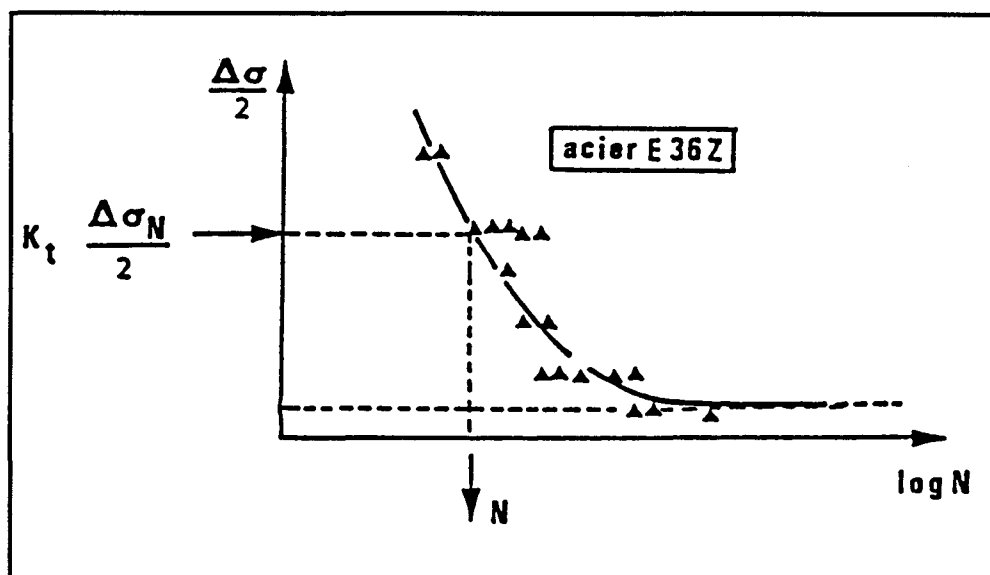


Figure 3 : Approche élastique simple [46]

II - 2 Approche de Lawrence avec prise en compte du durcissement / adoucissement cyclique d'accommodation

1 - Méthode

Une approche rigoureuse a été proposée par Lawrence & al [47], qui traite du cas d'un comportement élasto-plastique à fond d'entaille. Elle permet de tenir compte des phénomènes d'adoucissement ou de durcissement d'accommodation ainsi que de la relaxation de la contrainte moyenne. Dans le cas d'un chargement aléatoire, Lawrence utilise la règle de cumul linéaire de dommage de Miner pour calculer le nombre de cycles à l'amorçage.

$$\sum_1^{2 N_a} \frac{1}{2N} = 1 \quad \text{équation II-2-1}$$

où $\frac{1}{2N}$ est l'endommagement par alternance.

Pour chacune des alternances, le dommage peut être calculé soit à partir de la composante élastique, soit à partir de la composante plastique de l'endommagement.

$$\frac{1}{(2N)_e} = \left(\frac{\Delta\sigma/2}{\sigma'_f} \right)^{-1/b} \quad \text{ou} \quad \frac{1}{(2N)_p} = \left(\frac{\Delta\varepsilon_p/2}{\varepsilon'_f} \right)^{-1/c}$$

avec $\Delta\sigma$: variation de contrainte
 $\Delta\varepsilon_p$: variation de déformation plastique
b : exposant de résistance en fatigue
c : exposant de ductilité en fatigue
 σ'_f : coefficient de résistance en fatigue
 ε'_f : coefficient de ductilité en fatigue

Afin de calculer l'endommagement pour chaque alternance, Lawrence & al [47] simulent le comportement du matériau, alternance par alternance, au moyen d'un modèle rhéologique constitué de ressorts et de frotteurs. Ils simulent ainsi les phénomènes de durcissement / adoucissement cyclique qui ont lieu lors des premiers cycles. Dès que la différence entre deux boucles d'hystérésis devient négligeable, ils arrêtent la simulation et calculent alors le dommage directement à partir de la boucle stable. Afin de déterminer le comportement local stabilisé en fond d'"entaille" (pied de cordon de soudure), les auteurs utilisent la loi d'écrouissage cyclique du matériau :

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta \sigma}{2K'} \right)^{1/n'}$$

et appliquent la règle de Neuber en fatigue :

$$\sqrt{E \Delta \sigma \Delta \varepsilon} = K_f \Delta \sigma_N$$

- avec K_f : coefficient de concentration de contrainte en fatigue
 $\Delta \sigma, \Delta \varepsilon$: variations locales de la contrainte et de la déformation
 $\Delta \sigma_N$: variation de la contrainte nominale
 K' : coefficient d'écrouissage cyclique
 n' : exposant d'écrouissage cyclique

Le calcul de K_f , ainsi que la règle de Neuber en fatigue, seront détaillés aux paragraphes II-4-1-c et II-4-1-b respectivement.

2 - Influence d'une contrainte moyenne

Pour procéder à cette simulation numérique il est nécessaire de prendre en compte la contrainte moyenne locale, qui n'est pas nécessairement nulle. Lawrence & al [47] prennent en compte l'influence de cette contrainte moyenne σ_0 en modifiant le terme élastique de l'endommagement, autrement dit la loi de Basquin.

Cette modification, proposée par Morrow [48], s'exprime par la relation suivante :

$$2 Na = \left(\frac{\Delta \sigma / 2}{\sigma'_f - \sigma_0} \right)^{1/b} \quad \text{équation II-2-2}$$

3 - Influence d'une relaxation de la contrainte moyenne

Lawrence & al [47] prennent également en compte la relaxation de la contrainte moyenne σ_0 , à savoir le déplacement du cycle d'hystérésis sans modification de forme.

Ils utilisent la loi de relaxation suivante :

$$\sigma_{0,i} = \sigma_0 (2Na - 1)^k \quad \text{équation II-2-3}$$

- avec σ_0 : contrainte moyenne initiale au cycle stabilisé
 $\sigma_{0,i}$: contrainte moyenne au $i^{\text{ème}}$ cycle
 k : exposant de relaxation

D'après M. Skorupa [49], Burk définit k par la relation suivante :

$$k = -31912.5 \frac{\epsilon_{pa}}{E \epsilon_{tr}}$$

avec ϵ_{pa} : amplitude de déformation plastique
 ϵ_{tr} : amplitude de déformation totale correspondant à la durée de vie de transition N_{tr} (déformation plastique = déformation élastique)

Cette relation a été proposée dans le cas d'essais à déformation totale imposée. D'après M. Skorupa [49], cette relation reste valable dans le cas d'un "contrôle de Neuber" (au cours duquel $\Delta\sigma\Delta\epsilon = c^{ste}$).

4 - Résolution ; calcul du nombre de cycles à l'amorçage

La combinaison des équations II-2-1, II-2-2 et II-2-3 conduit à écrire la relation intégrale suivante :

$$\int_1^{2 N_a} \left[\left(\frac{\sigma'_f}{\Delta\sigma/2} \right) \left(1 - \frac{\sigma_0 (2N)^k}{\sigma'_f} \right) \right]^{+1/b} dN = 1 \quad \text{équation II-2-4}$$

La résolution de cette intégrale conduit au nombre de cycles à l'amorçage N_a .

II - 3 Approche de Lawrence simplifiée

Cette approche néglige l'accommodation qui a lieu dans les premiers cycles.

1 - Cas où la relaxation de la contrainte moyenne n'est pas prise en compte

L'évolution de la contrainte moyenne (relaxation) est la plupart du temps négligée. D'après F. V. Lawrence & al [47], ceci se justifie dans le cas d'aciers à haute limite d'élasticité pour lesquels l'exposant de relaxation k est faible.

Dans ce cas, F. V. Lawrence & al [50, 51] résolvent directement l'équation de Basquin modifiée par Morrow [48] :

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = (\sigma'_f - \sigma_0) (2N_a)^b \quad \text{équation II-3-1}$$

La résolution de cette équation nécessite de connaître l'amplitude de la contrainte locale $\frac{\Delta\sigma}{2}$, la contrainte moyenne σ_0 , et les caractéristiques σ'_f et b du matériau local.

Dans les cas d'un comportement élasto-plastique du matériau, il est préférable de déterminer N_a à partir de l'équation de Manson-Coffin modifiée par Morrow (toujours pour tenir compte d'une contrainte moyenne) :

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \left(\frac{\sigma'_f - \sigma_0}{E} \right) (2N_a)^b + \varepsilon'_f (2N_a)^c \quad \text{équation II-3-2}$$

avec ε'_f : coefficient de ductilité en fatigue
 c : exposant de ductilité en fatigue

L'utilisation de l'une ou l'autre de ces équations est discutée au paragraphe V-2.

2 - Cas où la relaxation de la contrainte moyenne est prise en compte

Lorsque la relaxation de la contrainte moyenne n'est pas négligeable, l'équation type Basquin (équation II-3-1) n'est plus valable et l'équation intégrale II-2-4 doit être résolue. La résolution de cette intégrale nécessite de connaître, comme précédemment, l'amplitude de la contrainte locale $\frac{\Delta \sigma}{2}$, la contrainte moyenne σ_0 , les caractéristiques σ'_f et b du matériau local, mais aussi l'exposant de relaxation k du matériau local.

II - 4 Détermination des paramètres locaux ($\sigma_0, \Delta \sigma, \Delta \varepsilon$)

Plusieurs méthodes de détermination des paramètres locaux ($\sigma_0, \Delta \sigma, \Delta \varepsilon$) ont été proposées dans la littérature, dont en particulier :

- Neuber,
- Molski-Glinka,
- SHO.

Ces trois méthodes sont exposées ci-dessous.

1 - Utilisation de la règle de Neuber

a) Règle de Neuber

Le calcul des valeurs $\frac{\Delta \sigma}{2}$, $\frac{\Delta \varepsilon}{2}$ et σ_0 se fait à partir de la détermination du comportement local en fond d'entaille mécanique.

Neuber [52] a montré que dans le cas de solides entaillés :

$$K_\sigma K_\varepsilon = K_t^2$$

- avec K_t : coefficient de concentration de contrainte dans le modèle élastique du matériau
 K_σ : coefficient de concentration de contrainte dans le modèle élasto-plastique du matériau
 K_ϵ : coefficient de concentration de déformation dans le modèle élasto-plastique du matériau

Les coefficients K_σ et K_ϵ s'expriment par les relations suivantes :

$$K_\sigma = \frac{\sigma}{\sigma_N} \quad \text{et} \quad K_\epsilon = \frac{\epsilon}{\epsilon_N}$$

où les indices "N" font référence aux grandeurs nominales.

La règle de Neuber s'exprime alors par :

$$\frac{\sigma}{\sigma_N} \frac{\epsilon}{\epsilon_N} = K_t^2 \quad \text{soit} \quad \sigma \epsilon = K_t^2 \sigma_N \epsilon_N$$

En fatigue-endurance, les contraintes nominales restent dans le domaine élastique, donc :

$$\epsilon_N = \frac{\sigma_N}{E}$$

et

$$\sigma \epsilon = \frac{K_t^2 \sigma_N^2}{E}$$

b) Application de la règle de Neuber en fatigue

D'après J. D. Morrow & al [53], T. H. Topper propose d'appliquer la règle de Neuber en fatigue. Cependant, puisqu'une entaille mécanique a un effet de concentration de contrainte moins important en fatigue qu'en statique, Topper remplace, dans la règle de Neuber, K_t par K_f . Celle-ci devient alors :

$$\Delta \sigma \Delta \epsilon = \frac{K_f^2 \Delta \sigma_N^2}{E}$$

équation II-4-1

Cette règle permet de connaître les amplitudes locales des contraintes et déformations, à partir des valeurs nominales des contraintes.

c) Détermination de K_f

Peterson [9] propose de définir K_f à partir de la valeur de K_t par l'équation dite de Peterson :

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{a}{r}}$$

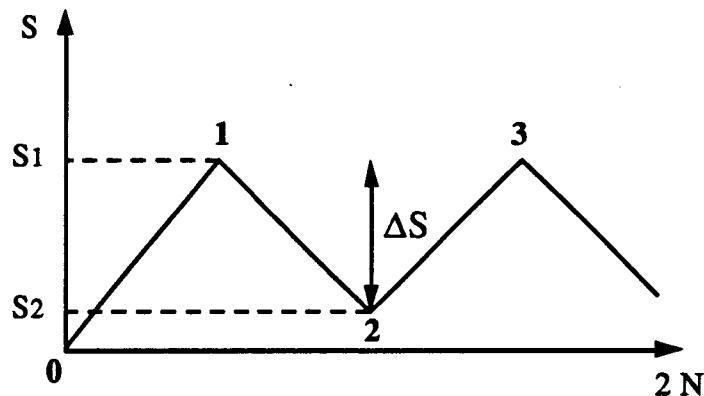
avec r : rayon à fond d'entaille mécanique
 a : paramètre de Peterson, fonction (des caractéristiques mécaniques du matériau)

Pour l'acier : $a = 1.087 \cdot 10^5 R_m^{-2}$ [35]

d) Détermination de σ_0 et $\Delta\sigma$

Hypothèses :

* On suppose la règle de Neuber applicable à un joint soudé sollicité en fatigue selon le schéma de contrainte nominale suivant :



** On suppose qu'à la fin de la première alternance, on a atteint le cycle stabilisé, donc que le comportement élasto-plastique du matériau local peut être décrit au moyen de la loi d'érouissage cyclique.

*** On suppose connue la loi d'érouissage cyclique définie ci-dessous :

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{1/n'}$$

avec K' : coefficient d'érouissage cyclique
 n' : exposant d'érouissage cyclique

Les valeurs de σ , ε , et σ_0 , déterminées alternance par alternance jusqu'à la troisième alternance, permettent de simuler la boucle d'hystérésis locale stabilisée.

1ère alternance : 0 → 1

La contrainte nominale varie de 0 à S_1 . Les contraintes et déformations locales varient respectivement entre 0 et σ_1 et entre 0 et ε_1 . Les contraintes et déformations locales en fin de première alternance (σ_1 , ε_1) vérifient alors les relations :

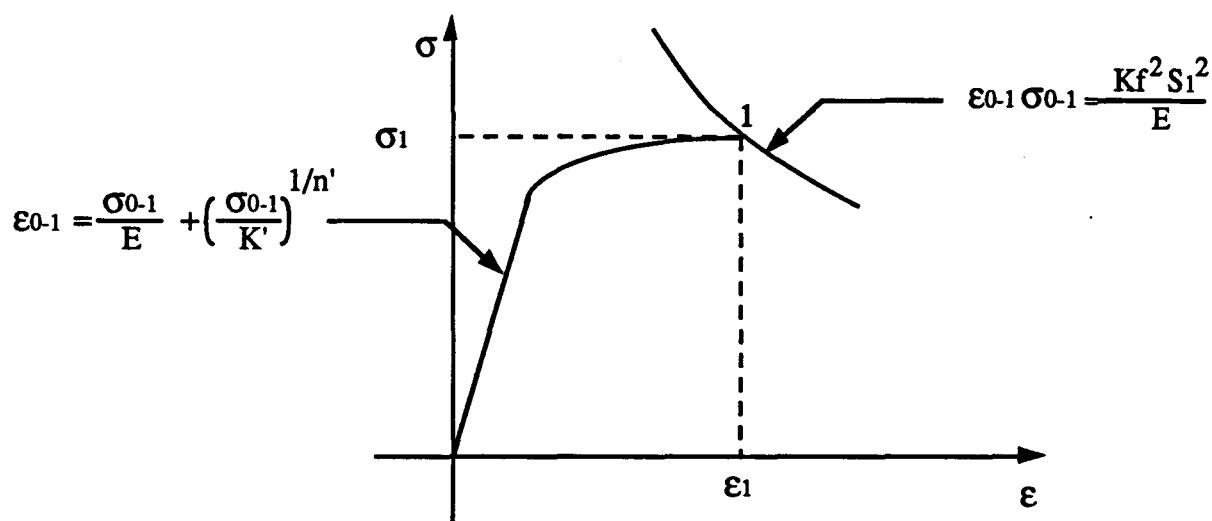
$$\varepsilon_{0-1} = \frac{\sigma_{0-1}}{E} + \left(\frac{\sigma_{0-1}}{K'}\right)^{1/n'} \quad \text{loi d'érouissage cyclique caractéristique}$$

du matériau

$$\sigma_{0-1} \varepsilon_{0-1} = \frac{Kf^2 S_1^2}{E} \quad \text{1ère hyperbole de Neuber dans le diagramme}$$

($\sigma - \varepsilon$), caractéristique du matériau

La solution (σ_1 , ε_1) de ce système correspond au point "1" sur le diagramme ci-dessous :



2ème alternance : 1 → 2

La contrainte nominale varie de S_1 à S_2 ($\Delta S = S_1 - S_2$). $\Delta\sigma$ et $\Delta\varepsilon$ sont les variations locales correspondantes de la contrainte et de la déformation. Il suffit d'effectuer un changement d'origine et un changement d'axes. Le point 1 devient l'origine et les sens des axes sont inversés.

Les variations de contrainte et déformation vérifient alors les deux relations suivantes :

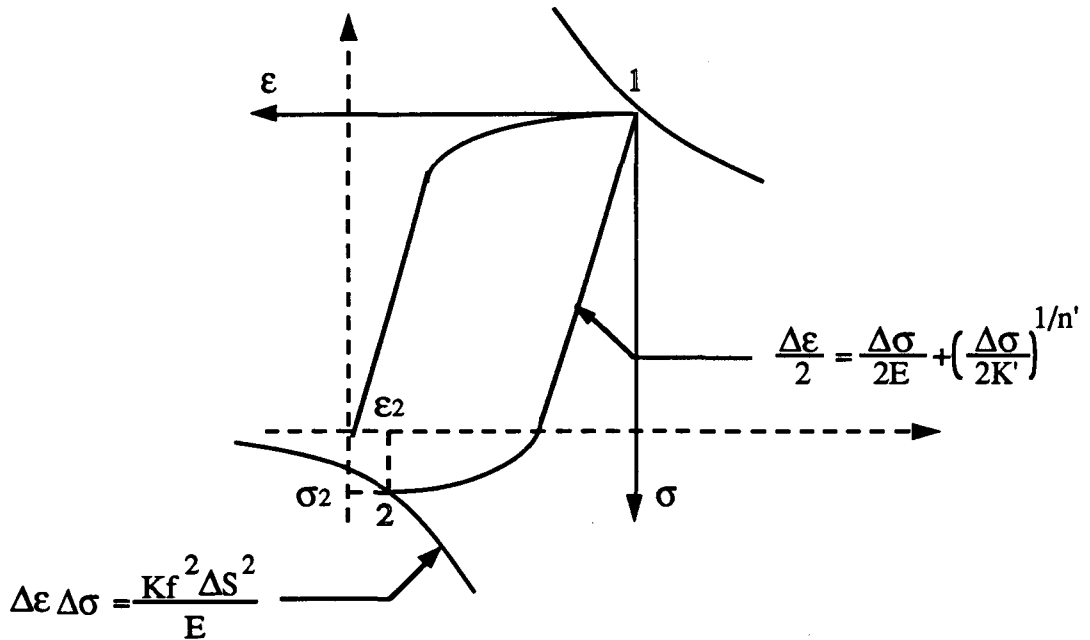
$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{1/n'} \quad \text{loi d'érouissage cyclique caractéristique}$$

du matériau

$$\Delta\sigma \Delta\varepsilon = \frac{Kf^2 \Delta S^2}{E}$$

2^{nde} hyperbole de Neuber dans le diagramme
($\sigma - \varepsilon$), caractéristique du matériau

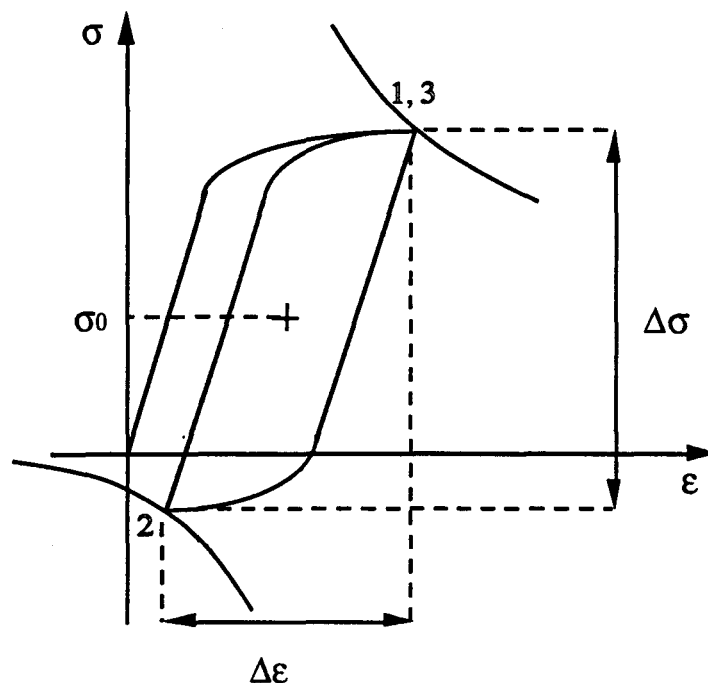
La solution (σ_2, ε_2) de ce système est représentée par le point "2" sur le diagramme ci-dessous :



3^{ème} alternance : 2 → 3

La même procédure que lors de la seconde alternance est appliquée, en prenant le point 2 comme nouvelle origine et en faisant à nouveau un changement d'axes.

Cette méthode permet ainsi de simuler le comportement local en fond d'entaille mécanique sous forme d'une boucle d'hystérésis située entre deux hyperboles de Neuber :



$\Delta\sigma$, $\Delta\epsilon$, σ_0 sont alors définis graphiquement :

$$\Delta\sigma = \sigma_1 - \sigma_2$$

$$\Delta\epsilon = \epsilon_1 - \epsilon_2$$

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}$$

2 - Utilisation de la méthode de Molski-Glinka

a) méthode de Molski-Glinka

La méthode proposée par Molski et Glinka [54, 55, 56], voisine de la méthode de Neuber, permet de calculer les contraintes et déformations monotones locales en fond d'entaille. Des concepts énergétiques sont à la base de cette méthode.

Les auteurs proposent une relation permettant d'exprimer l'énergie de déformation locale (en fond d'entaille) à partir de l'énergie résultant d'une contrainte nominale appliquée :

$$W_\sigma = Kt^2 W_N \quad \text{équation II-4-2-1}$$

- où W_N est l'énergie élastique par unité de volume, résultant de la contrainte nominale appliquée
- W_σ est l'énergie de déformation par unité de volume, résultant de la contrainte et de la déformation réelles en fond d'entaille

La figure 4 en donne l'interprétation graphique. La méthode de Molski-Glinka a pour avantage qu'elle ne prévoit pas des valeurs de contraintes et déformations excessives comme c'est le cas lorsqu'on utilise la méthode de Neuber, et ceci est d'autant plus vrai que la plasticité

est importante. La relation reste encore valable lorsque la plastification locale en fond d'entaille reste confinée et entourée d'un environnement élastique.

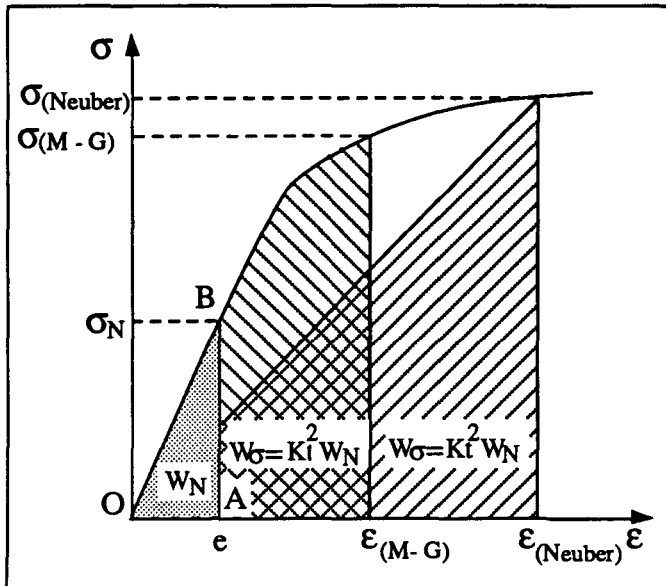


Figure 4 : Comparaison entre la méthode de Molski-Glinka et la règle de Neuber

W_{σ} est défini par la relation :

$$W_{\sigma} = \int_0^{\varepsilon} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon$$

Le calcul de cette intégrale le long de la courbe d'érouissage monotone aboutit à la relation :

$$W_{\sigma} = \frac{\sigma^2}{2E} + \frac{\sigma}{n+1} \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{1/n} \quad \text{équation II-4-2-2}$$

D'autre part, W_N est défini par l'aire sous le triangle OAB (figure 4) :

$$W_N = \frac{1}{2} \sigma_N \cdot e = \frac{\sigma_N^2}{2E} \quad \text{équation II-4-2-3}$$

Par combinaison des équations II-4-2-1, II-4-2-2 et II-4-2-3 on obtient la relation :

$$W_N = \frac{\sigma^2}{2E} + \frac{\sigma}{n+1} \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{1/n} = Kt^2 \frac{\sigma_N^2}{2E}$$

En fatigue, la relation reste valable en remplaçant σ , ϵ et σ_N respectivement par $\frac{\Delta\sigma}{2}$, $\frac{\Delta\epsilon}{2}$ et $\frac{\Delta\sigma_N}{2}$ ainsi que K et n par K' et n' .

La relation précédente devient alors :

$$\frac{\Delta\sigma^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma}{n'+1} \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{1/n'} = \frac{(Kt \Delta\sigma_N)^2}{4E}$$

b) Détermination de σ_0 , $\Delta\sigma$ et $\Delta\epsilon$

La démarche est semblable à celle suivie en utilisant la règle de Neuber, et les mêmes hypothèses sont retenues (voir les hypothèses au § II-4-1-d).

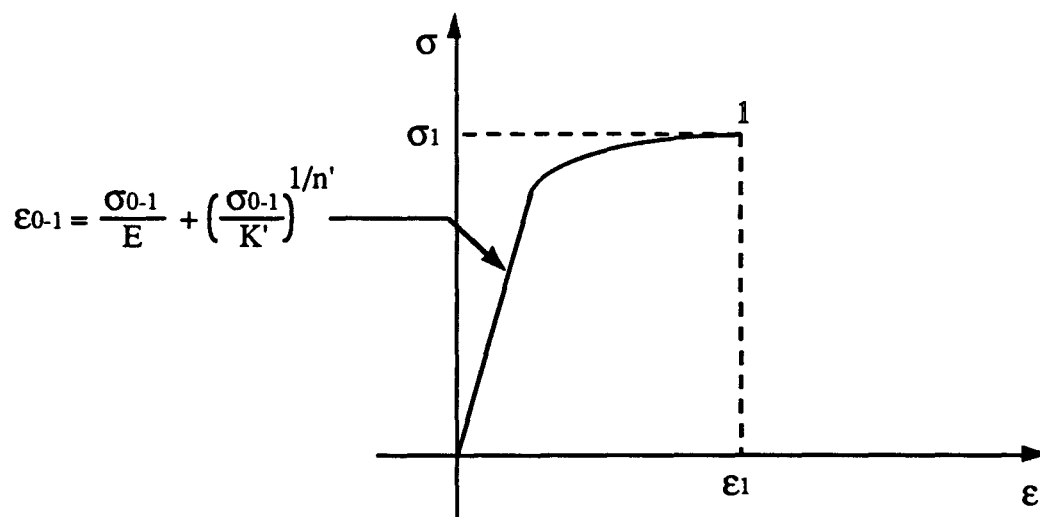
1ère alternance : $0 \rightarrow 1$

La contrainte nominale varie de 0 à S_1 . Les contraintes et déformations locales σ_{0-1} et ϵ_{0-1} varient respectivement entre 0 et σ_1 et entre 0 et ϵ_1 . Les contraintes et déformations locales en fin de première alternance (σ_1 , ϵ_1) vérifient alors les relations :

$$\frac{\sigma_{0-1}^2}{2E} + \frac{\sigma_{0-1}}{n'+1} \left(\frac{\sigma_{0-1}}{K'}\right)^{1/n'} = \frac{Kt^2 S_1^2}{2E}$$

$$\epsilon_{0-1} = \frac{\sigma_{0-1}}{E} + \left(\frac{\sigma_{0-1}}{K'}\right)^{1/n'}$$

La solution (σ_1 , ϵ_1) du système est représentée par le point "1" sur le schéma suivant :



2ème alternance : 1 → 2

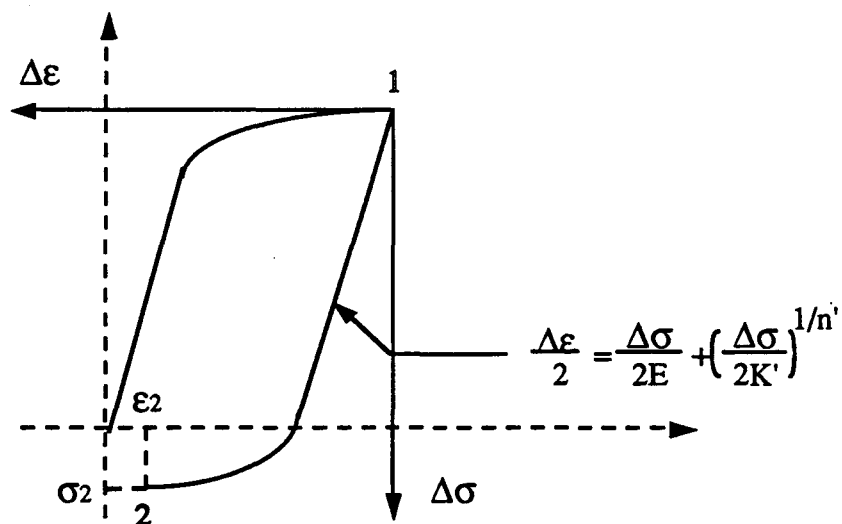
La contrainte nominale varie de S_1 à S_2 ($\Delta S = S_1 - S_2$). $\Delta\sigma$ et $\Delta\varepsilon$ sont les variations locales correspondantes de la contrainte et de la déformation. Il suffit d'effectuer un changement d'origine et un changement d'axes. Le point 1 devient l'origine et les sens des axes sont inversés.

Les variations de contrainte et déformation vérifient alors les deux relations suivantes :

$$\frac{\Delta\sigma^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma}{n'+1} \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{1/n'} = \frac{(Kt \Delta S)^2}{4E}$$

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{1/n'}$$

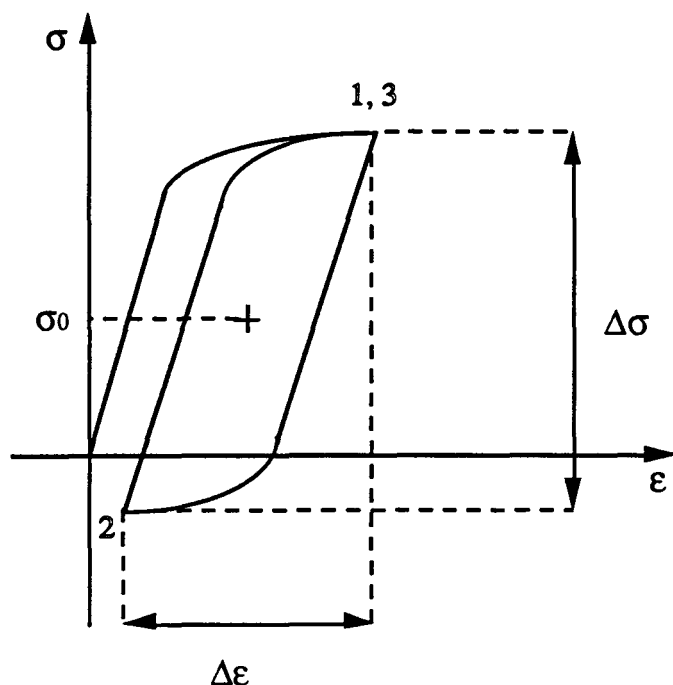
La solution $(\sigma_2, \varepsilon_2)$ du système est représentée par le point "2" sur le schéma suivant :



3ème alternance : 2 → 3

La même procédure que lors de la seconde alternance est appliquée, en prenant le point 2 comme nouvelle origine et en opérant à nouveau un changement d'origine et un changement d'axes.

On obtient alors la boucle d'hystérésis suivante :



Les grandeurs σ_0 , $\Delta\sigma$, $\Delta\epsilon$ sont encore définies par les relations suivantes :

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}$$

$$\Delta\sigma = \sigma_1 - \sigma_2$$

$$\Delta\epsilon = \epsilon_1 - \epsilon_2$$

3 - Méthode de Stowell-Hardrath-Ohman (SHO) [9]

Cette méthode permet de calculer $\Delta\epsilon$, moyennant un certain nombre de simplifications. Mais cette méthode ne permet pas de tenir compte de l'influence d'une contrainte moyenne, donc des contraintes résiduelles éventuelles.

La méthode, résumée par M. Truchon [10], est basée sur les relations suivantes :

$$K_\sigma = 1 + (K_t - 1) \frac{E_s}{E} = \frac{\sigma}{\sigma_N}$$

$$K_\epsilon = K_\sigma \frac{E}{E_s} = \frac{\epsilon}{\epsilon_N}$$

avec E : module d'Young

E_s : module séquent défini par : $E_s = \frac{\sigma}{\epsilon}$ (figure 5)

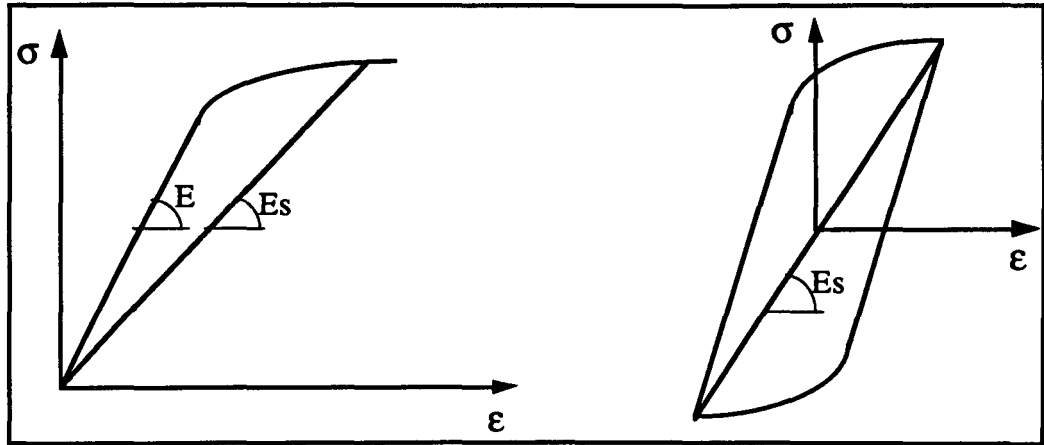
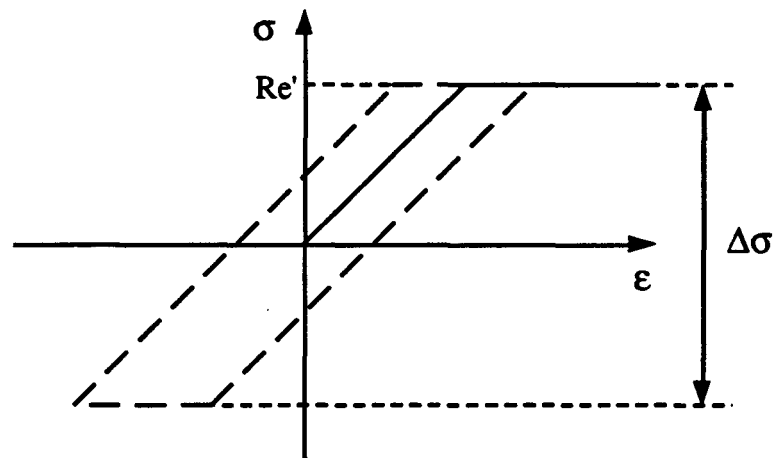


Figure 5 : Définition du module sécant E_s

Pour appliquer cette méthode en fatigue, les relations suivantes sont définies :

$$K_\sigma = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_N} \quad , \quad K_\epsilon = \frac{\Delta\epsilon}{\Delta\epsilon_N} \quad , \quad E_s = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\epsilon}$$

Les auteurs proposent un calcul simple de $\Delta\sigma$, basé sur l'hypothèse que la boucle d'hystérésis est construite au moyen d'une homothétie de rapport 2 de la courbe d'érouissage cyclique supposée élastique parfaitement plastique. La figure ci-dessous illustre cette hypothèse :



$\Delta\sigma$ est alors déterminée par la relation :

$$\Delta\sigma = 2 Re' \quad \text{soit} \quad K_\epsilon = \frac{K_t - 1}{1 - \frac{\Delta\sigma_N}{2 Re'}}$$

Pour tout chargement $\Delta\sigma_N$, il est donc possible de calculer $\Delta\varepsilon = K\varepsilon \frac{\Delta\sigma_N}{E}$, donc N_a à partir de la relation de Manson-Coffin.

III - NOTION DE COURBE ELASTOPLASTIQUE THEORIQUE (CEPT)

La notion de courbe élasto-plastique théorique (CEPT) a été définie par A. Baus & al [57] pour caractériser l'amorçage des fissures de fatigue d'éprouvettes entaillées ayant des géométries d'entaille différentes.

L'analyse du comportement en fond d'entaille est une analyse élasto-plastique basée sur la règle de Neuber :

$$\sqrt{E \Delta\sigma \Delta\varepsilon} = K_f \Delta\sigma_N$$

- avec $\Delta\sigma$: variation de la contrainte locale
 $\Delta\varepsilon$: variation de la déformation locale
 $\Delta\sigma_N$: variation de la contrainte nominale
 K_f : coefficient de concentration de contrainte en fatigue

Les auteurs portent les points $(K_f\Delta\sigma_N, N_a)$ pour des éprouvettes comportant des entailles plus ou moins aiguës ; ils remarquent que les points se rassemblent dans une bande de dispersion qui se rétrécit vers les grands nombres de cycles (figure 6).

Cette analyse justifie l'hypothèse que la durée de la phase d'amorçage n'est fonction que du comportement local du matériau en fond d'entaille, et qu'il est donc possible de calculer N_a à partir de résultats obtenus sur éprouvettes lisses.

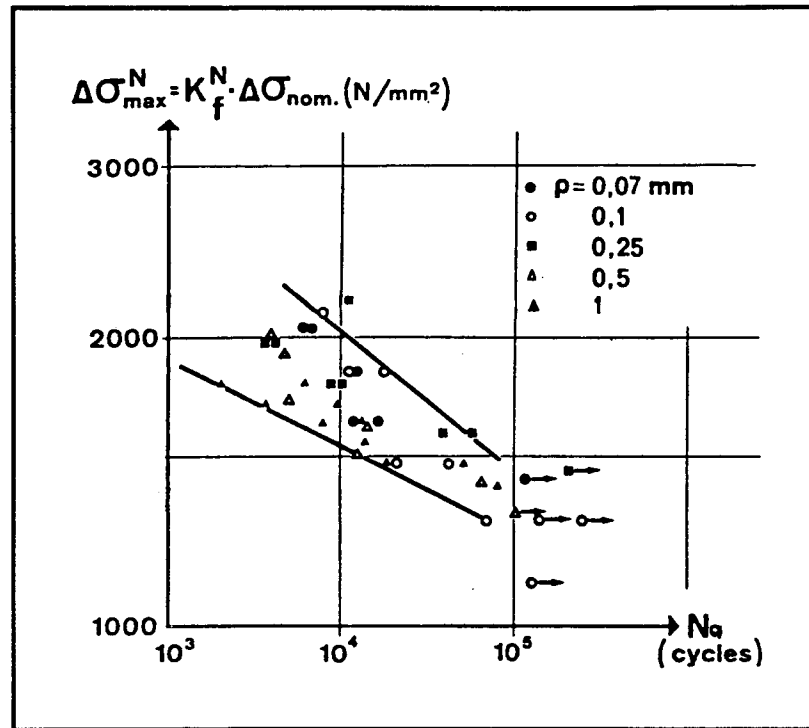


Figure 6 : Représentation des résultats d'essais de fatigue sur différentes éprouvettes entaillées dans un diagramme ($K_f \Delta \sigma_N ; N_a$) [57]

Par la suite, les auteurs définissent, pour chaque géométrie d'entaille, un K_f^{ep} (K_f élasto-plastique). Cette valeur est, pour chaque type d'entaille, égale à la moyenne des rapports $\frac{\sqrt{E \Delta \sigma \Delta \epsilon}}{\Delta \sigma_N}$ calculés à partir des résultats des essais pour ce type d'éprouvette entaillée.

Pour chaque essai, la valeur du numérateur est calculée à partir de la valeur de N_a et des caractéristiques cycliques du matériau (loi d'érouissage cyclique et loi de Manson-Coffin).

A partir de ces valeurs de K_f^{ep} caractéristiques des différents types d'entailles, les auteurs reportent les valeurs de $K_f^{ep} \cdot \Delta \sigma_N$ en fonction de N_a pour chaque éprouvette entaillée. Le diagramme ($K_f^{ep} \cdot \Delta \sigma_N ; N_a$) obtenu (figure 7) montre que la dispersion est nettement moins importante. Ce diagramme caractérise le comportement du matériau à l'amorçage de fissure de fatigue.

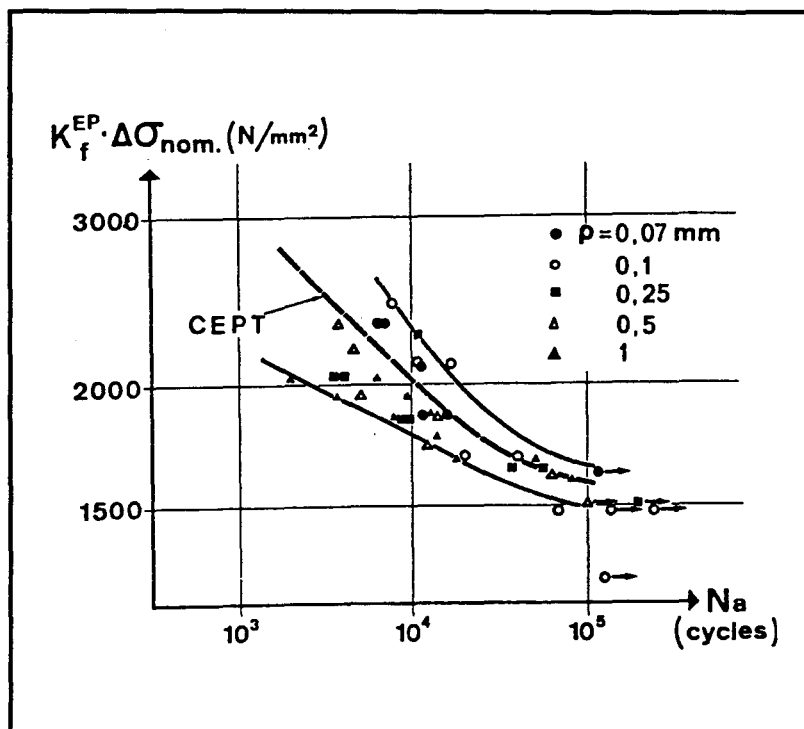


Figure 7 : Représentation d'essais de fatigue sur différentes éprouvettes entaillées dans un diagramme ($K_f^{EP} \Delta \sigma_N ; Na$) [57]

Il est par ailleurs possible de définir une Courbe Elasto-Plastique Théorique ($\sqrt{E \Delta \sigma \Delta \epsilon ; Na}$) appelée CEPT, à partir de la loi d'érouissage cyclique et de la loi de Manson-Coffin du matériau à fond d'entaille. La construction point par point de cette courbe est schématiquement illustrée en figure 8.

On constate sur la figure 7 que la CEPT ainsi définie est pratiquement la courbe moyenne de la bande de dispersion obtenue expérimentalement.

La CEPT permet de déterminer le nombre de cycles à l'amorçage de fissure en fatigue pour une éprouvette entaillée, si on connaît le chargement nominal appliqué ($\Delta \sigma_N$) et le coefficient de concentration de contrainte élasto-plastique en fatigue, K_f^{EP} . Cette méthode de calcul de la durée de vie à l'amorçage est illustrée en figure 9.

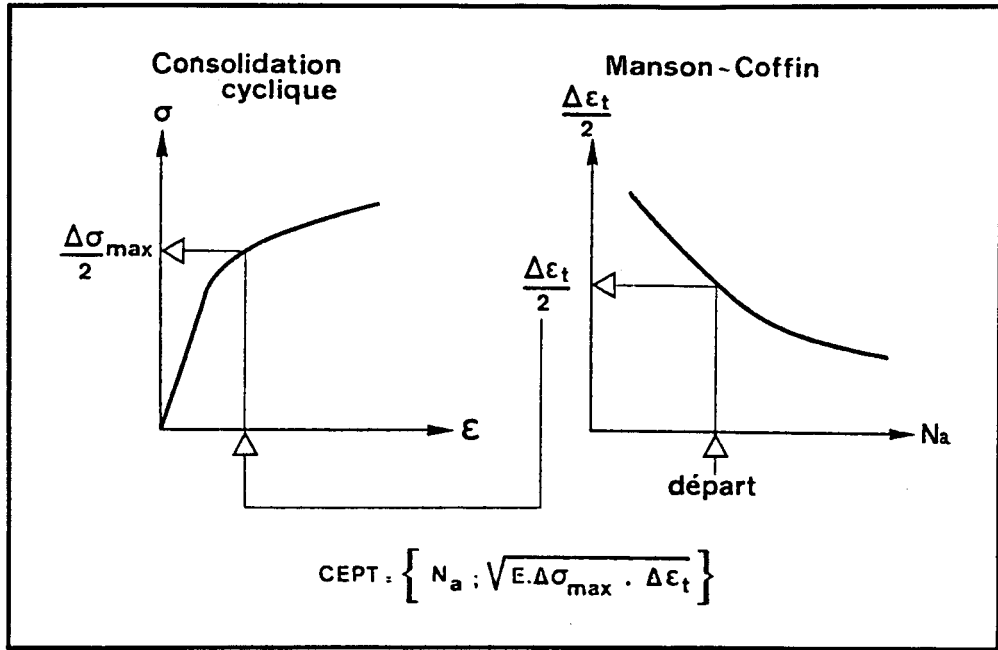


Figure 8 : Méthode de construction de la CEPT [57]

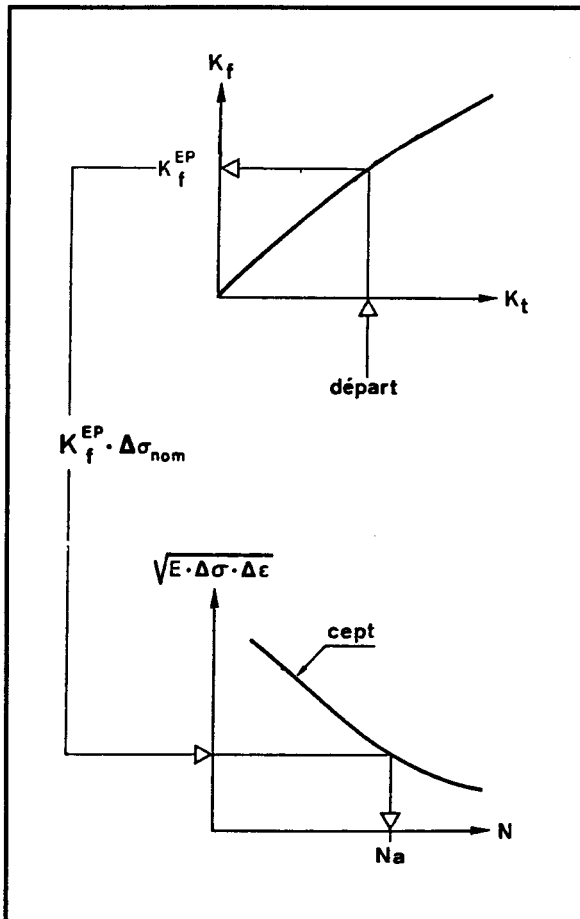


Figure 9 : Prédiction de la durée de vie à l'amorçage à partir de la CEPT [57]

IV - APPLICATION DES METHODES DE L'APPROCHE LOCALE DANS LE CAS DES JOINTS SOUDES

Les méthodes de l'approche locale sont applicables au cas des joints soudés en considérant le pied de cordon de soudure (s'il est le lieu de l'amorçage) comme une entaille mécanique. On se heurte néanmoins, à deux difficultés :

- connaître la géométrie exacte, à l'endroit précis où s'amorce la première fissure de fatigue,
- connaître les caractéristiques mécaniques (monotones et cycliques) à ce même endroit.

L'amorçage ayant lieu la plupart du temps au pied du cordon de soudure, ce sont les caractéristiques de la ZAT (Zone Affectée Thermiquement) qu'il est nécessaire de connaître.

D'autre part un joint soudé présente la plupart du temps des contraintes résiduelles. Il est donc nécessaire de tenir compte de ces contraintes dans le calcul de N_a .

Enfin, il est nécessaire de tenir compte également de l'influence éventuelle de sollicitations combinées.

Les deux premières difficultés peuvent être résolues simplement, comme Lawrence & al [47, 50, 51, 58, 59] l'ont fait, d'une part en appliquant le concept de K_f maximum, et d'autre part en déterminant les caractéristiques mécaniques de la ZAT à partir de mesures de dureté en ZAT.

1 - Concept de K_f maximum

Ce concept repose sur l'hypothèse qu'un cordon de soudure présente une telle variation de géométrie (rayon de raccordement jamais constant et présence de défauts de soudage), qu'il est toujours possible de trouver un endroit où le rayon de raccordement est critique (en ce qui concerne le comportement en fatigue). Ce rayon r_c permet de définir la valeur de K_f maximum (noté $K_{f_{max}}$).

La valeur de $K_{f_{max}}$ peut être obtenue en dérivant l'expression de K_f par rapport à r , et en calculant la valeur de r pour laquelle la dérivée s'annule.

F. V. Lawrence & al [50] montrent que dans le cas des joints soudés qu'ils étudient, le rayon critique r_c est égal au paramètre de Peterson "a".

2 - Détermination des caractéristiques mécaniques de la ZAT à partir de la dureté

La difficulté et le coût de détermination des caractéristiques mécaniques en ZAT à partir d'essais sur éprouvettes lisses ont amené Lawrence & al [35] à déterminer ces valeurs à partir de relations purement empiriques (sans fondement physique) obtenues à partir de corrélations de résultats pour de nombreux aciers, pour lesquelles seule la valeur de la dureté Brinell (HB) en ZAT est nécessaire. Ces relations sont définies ci-dessous :

$$R_m = 6.9 \frac{HB}{2} \quad \text{résistance à la rupture (en MPa)}$$

$Re' = 0.608 Rm$	limite d'élasticité en fatigue (en MPa)
$b = -\frac{1}{6} \log \left(2.1 + \frac{917}{Rm} \right)$	exposant de résistance en fatigue
$c \sim -0.5, -0.7$	exposant de ductilité en fatigue
$n' = \frac{b}{c}$	exposant d'érouissage cyclique
$K' = Re' (0.002)^{-n'}$	coefficient d'érouissage cyclique
$\sigma'_f = 0.95 Rm + 370$	coefficient de résistance en fatigue
$\epsilon'_f = \left(\frac{\sigma'_f}{K'} \right)^{1/n'}$	coefficient de ductilité en fatigue

3 - Influence des contraintes résiduelles

La présence de contraintes résiduelles dans les joints soudés est considérée comme une précontrainte. Par conséquent, la valeur des contraintes résiduelles s'ajoute aux contraintes au premier chargement S_{0-1} .

La règle de Neuber s'écrit alors :

$$\sigma_{0-1} \epsilon_{0-1} = \frac{(K_f S_1 + \sigma_{rés})^2}{E}$$

L'introduction des contraintes résiduelles dans le calcul décale la première hyperbole de Neuber vers le haut ou vers le bas, selon le signe de ces contraintes résiduelles. Par contre, les contraintes résiduelles ne modifient pas l'amplitude de la contrainte $\frac{\Delta\sigma}{2}$. Il en résulte que seule la contrainte moyenne σ_0 est modifiée (figure 10).

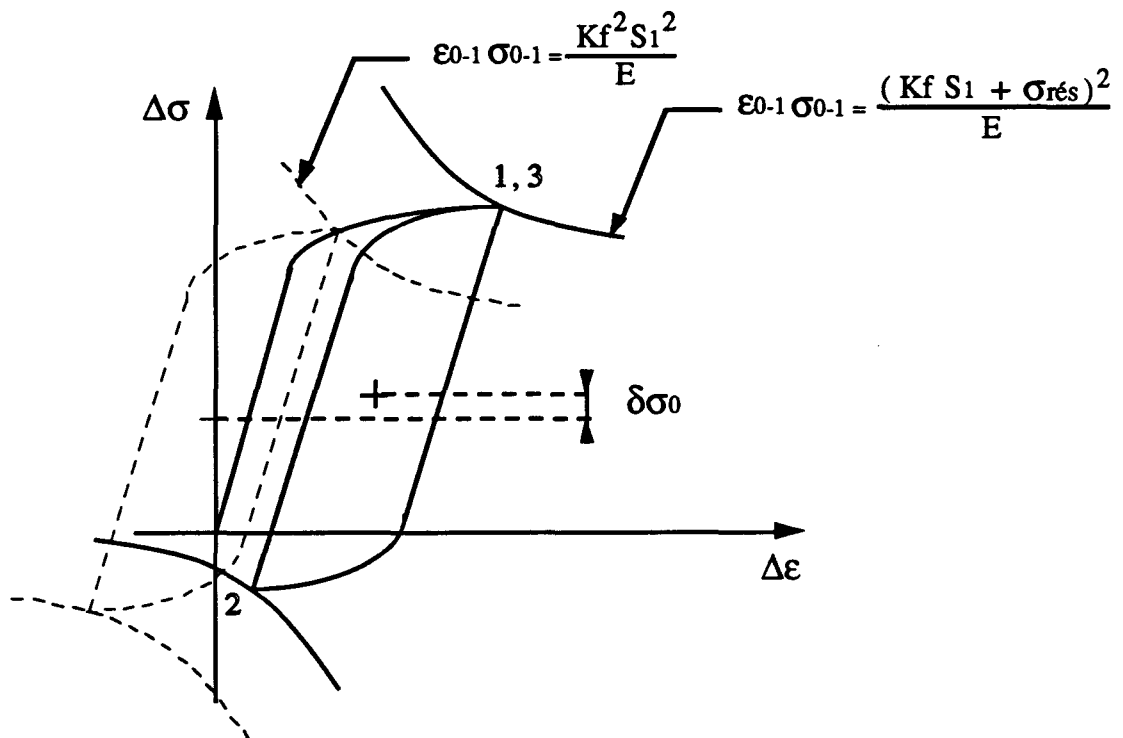


Figure 10 : Influence des contraintes résiduelles dans le calcul de la contrainte moyenne

4 - Influence de sollicitations combinées

Lorsque la sollicitation appliquée à un assemblage soudé est la combinaison de contraintes de traction et de contraintes de flexion, l'expression de la règle de Neuber est modifiée comme suit :

$$\Delta\sigma \Delta\varepsilon = \frac{(Kf^A \Delta S_A + Kf^B \Delta S_B)^2}{E}$$

Les indices "A" et "B" font respectivement référence aux sollicitations de traction et aux sollicitations de flexion.

V - RESULTATS DE DIFFERENTS AUTEURS - DISCUSSION

V - 1 Application des méthodes type Lawrence

1 - Application de la méthode de Lawrence rigoureuse (II-2)

Lawrence & al [47] ont appliqué la méthode de l'approche locale avec prise en compte de l'accommodation lors des premiers cycles et de la relaxation de la contrainte moyenne, sur des joints soudés bout à bout en acier A 36 (référence 1020 dans leur étude). Ils ont appliqué le concept de Kf maximum, et ont considéré les caractéristiques mécaniques en ZAT équivalentes aux caractéristiques mécaniques du métal de base, déterminées à partir d'essais de fatigue oligocyclique. Ils ont défini l'amorçage à partir d'une profondeur de fissure égale à 0,25 mm. La figure 11 montre une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et les résultats issus de la prédiction.

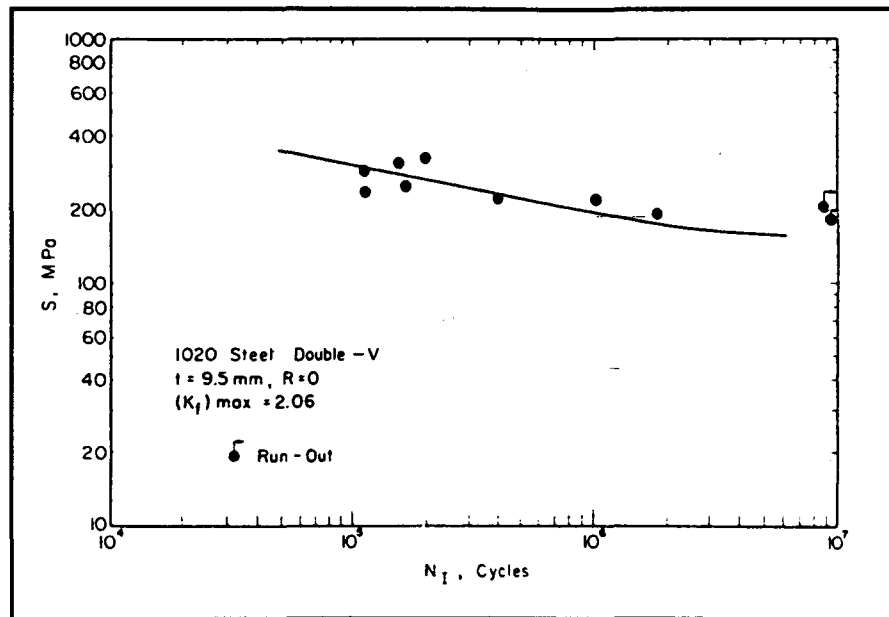


Figure 11 : Application de la méthode de Lawrence avec prise en compte des phénomènes d'accommodation [47]

2 - Application de la méthode de Lawrence simplifiée (II-3)

Lawrence & al [47] ont appliqué cette méthode dans le cas de joints soudés bout à bout en aciers A 36 et A 514, et dans le cas de joints soudés en alliage d'aluminium 5083. La boucle d'hystérésis locale est déterminée en appliquant la règle de Neuber. Ils appliquent également le concept de K_f maximum. De plus, ils prennent en compte, dans leurs calculs, l'influence de la relaxation de la contrainte moyenne et l'influence des contraintes résiduelles. Ils définissent l'amorçage à partir d'une profondeur de fissure égale à 0.25 mm (limite expérimentale de leur méthode de détection de l'amorçage). Les auteurs ont calculé le nombre de cycles total à rupture en calculant le nombre de cycles à l'amorçage par leur méthode simplifiée et le nombre de cycles de propagation par la mécanique de la rupture. La figure 12 présente les résultats obtenus dans le cas des joints soudés bout à bout en acier A 514 présentant des contraintes résiduelles soit en traction ($\sigma_r = + 830 \text{ MPa}$), soit en compression ($\sigma_r = - 830 \text{ MPa}$). On remarque une très bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et les résultats de prédiction.

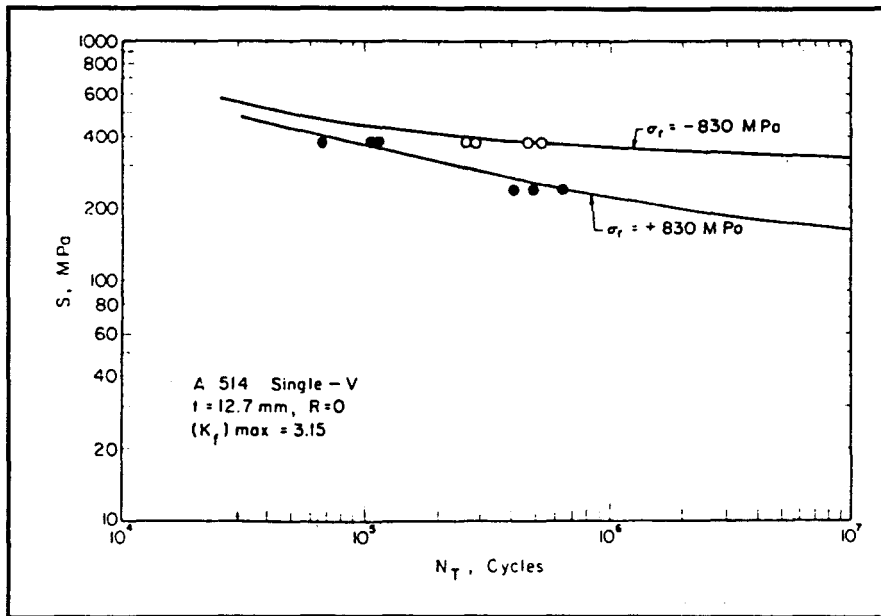


Figure 12 : Application de la méthode de Lawrence simplifiée avec prise en compte de la relaxation de la contrainte moyenne [47]

Lawrence & al [59] ont appliqué ce modèle simplifié à divers types d'assemblages soudés en acier A 36 (référence 1020 dans leur étude), avec ou sans manque de pénétration, en ne prenant pas en compte cette fois la relaxation de la contrainte moyenne. La figure 13 montre que cette simplification aboutit cependant à une bonne corrélation.

Bruyan & al [6] ont appliqué cette méthode dans le cas de joints soudés en T en acier E 355 d'épaisseur variable. Ils déterminent la valeur de $\frac{\Delta \epsilon}{2}$ en résolvant directement le système d'équations constitué de la règle de Neuber en fatigue et de la loi d'écroutissage cyclique. Ils calculent N_a directement à partir de la loi de Manson-Coffin. Autrement dit, ils ne tiennent pas compte dans leurs calculs de l'existence, en pied de cordon de soudure, d'une contrainte moyenne et des contraintes résiduelles. Ils appliquent également le concept de K_f maximum. La figure 14 montre néanmoins une corrélation correcte entre les résultats expérimentaux et les résultats de prédiction.

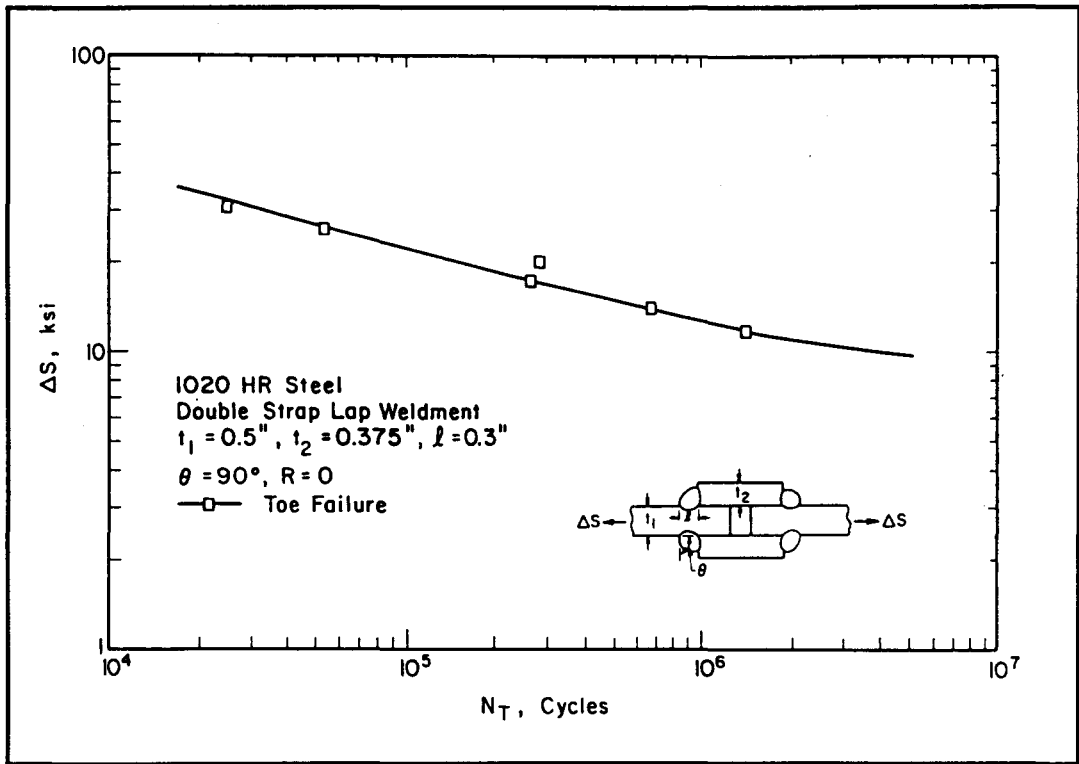


Figure 13 : Application de la méthode de Lawrence simplifiée sans prise en compte de la relaxation de la contrainte moyenne [59]

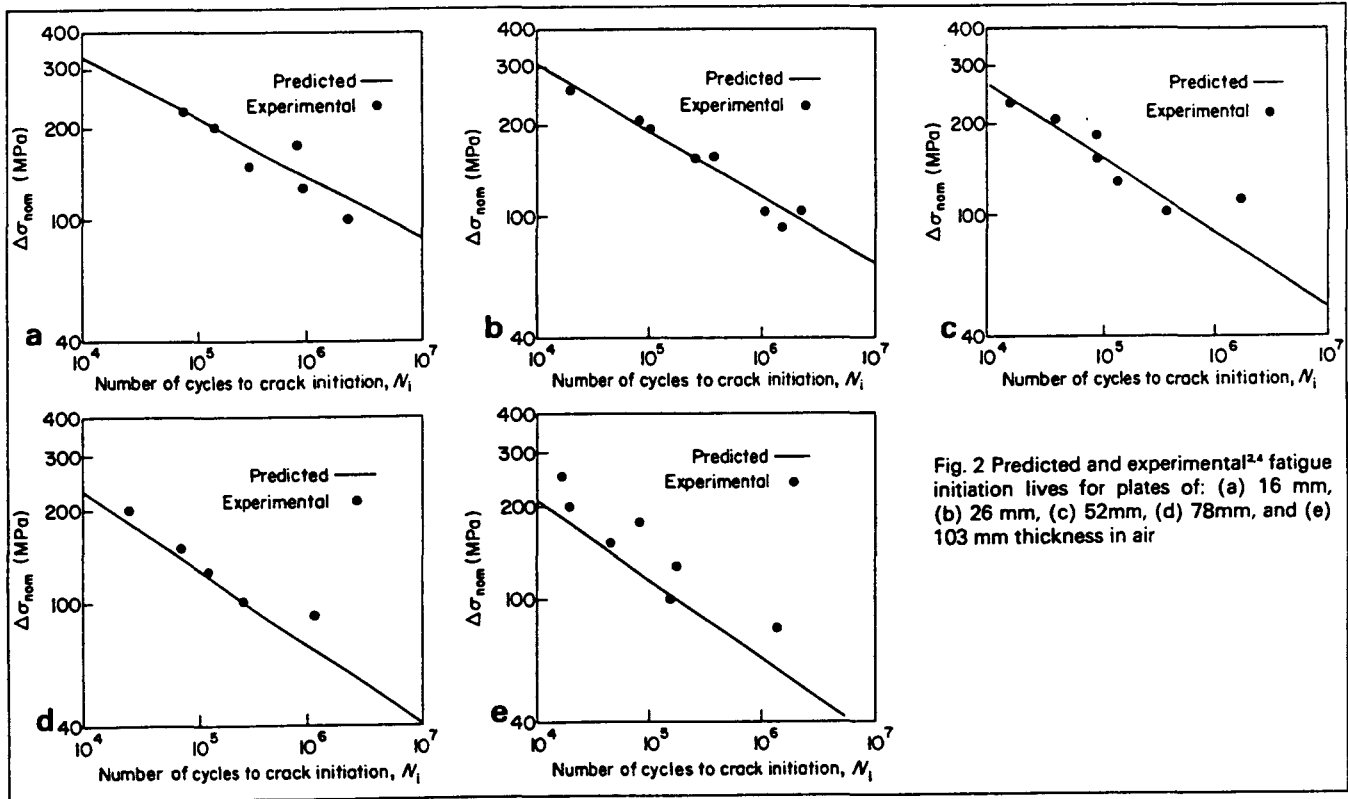


Fig. 2 Predicted and experimental²⁴ fatigue initiation lives for plates of: (a) 16 mm, (b) 26 mm, (c) 52mm, (d) 78mm, and (e) 103 mm thickness in air

Figure 14 : Application de la méthode de l'approche locale sans prise en compte de la contrainte moyenne [6]

M. Skorupa [60] a appliqué plus récemment cette approche à des joints soudés en croix en aciers St 3S (acier doux) et 18G2A (acier faiblement allié). L'auteur applique la règle de Neuber et résoud l'équation type Basquin en prenant en compte la relaxation de la contrainte moyenne. Par contre il ne prend pas en compte les contraintes résiduelles. Les caractéristiques mécaniques de la ZAT sont déterminées à partir de mesures de dureté en ZAT. Enfin l'auteur applique le concept de K_f maximum. Les figures 15 et 16 montrent une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et les résultats de la prédiction.

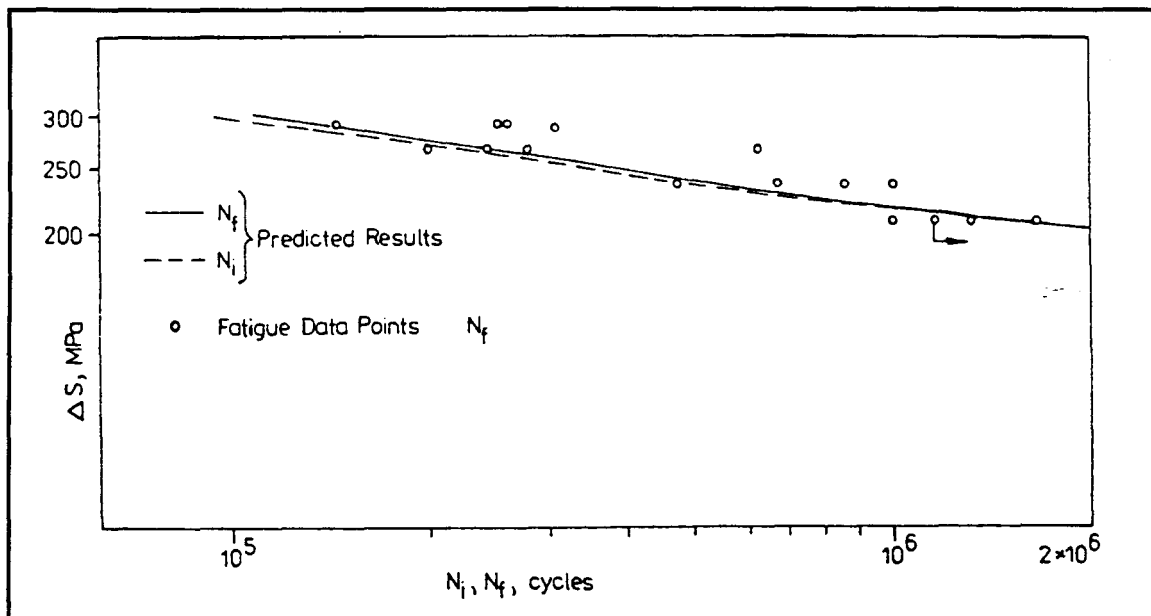


Figure 15 : Prédiction de la phase d'amorçage sur joints soudés en croix en acier St 3S [60]

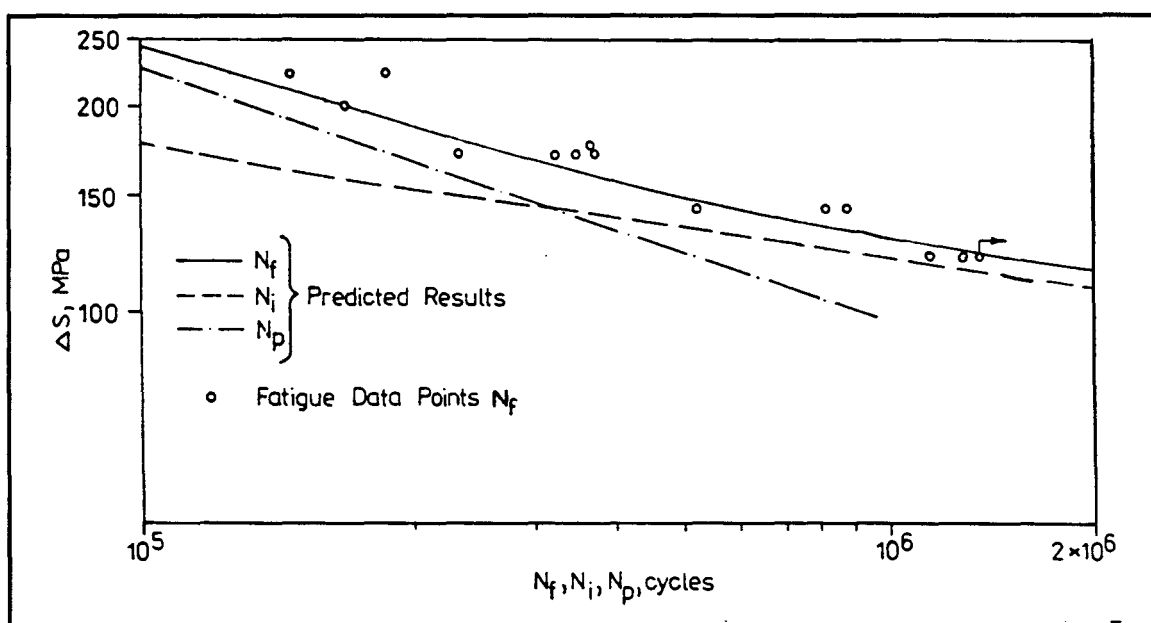


Figure 16 : Prédiction de la phase d'amorçage sur joints soudés en croix en acier 18GA2 [60]

V - 2 Influence de la procédure utilisée sur la précision des résultats

Skorupa [49] a étudié l'influence du type d'analyse utilisé sur la précision des résultats de la modélisation, à savoir ;

- l'influence du type d'équation utilisée pour calculer Na :

équation de Basquin modifiée
$$\frac{\Delta\sigma}{2} = (\sigma'_f - \sigma_0) (2Na)^b$$

équation de Manson-Coffin modifiée
$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \left(\frac{\sigma'_f - \sigma_0}{E}\right)(2Na)^b + \varepsilon'_f (2Na)^c$$

- l'influence de la prise en compte ou non de la relaxation de la contrainte moyenne,
- l'influence de l'utilisation des valeurs réelles des propriétés mécaniques de la ZAT.

L'auteur ne présente malheureusement pas les valeurs expérimentales qui lui ont permis de tirer, dans le cas de joints soudés en aciers doux, les conclusions principales suivantes :

- en présence de fortes contraintes de traction, si on ne prend pas en compte la relaxation de la contrainte moyenne, la méthode utilisant la loi de Basquin modifiée aboutit à des valeurs de Na plus basses d'une décade environ par rapport à celles obtenues en utilisant la loi de Manson-Coffin modifiée. Cependant, lorsque la relaxation de la contrainte moyenne est prise en compte, les deux méthodes donnent des résultats similaires.
- dans le cas de joints soudés détensionnés, l'utilisation de la loi de type Manson-Coffin permet d'obtenir des résultats très correctes.
- les valeurs de Na obtenues en utilisant les propriétés mécaniques estimées (à partir des mesures de dureté en ZAT) excèdent fortement celles obtenues en prenant en compte les propriétés mécaniques réelles (déterminées à partir d'essais de fatigue oligocyclique), si de fortes contraintes résiduelles de traction sont présentes en ZAT.

V - 3 Application de la notion de CEPT aux joints soudés

Y.V. Papadopoulos & al [46] ont comparé les résultats expérimentaux de fatigue sur joints tubulaires soudés avec la CEPT du matériau (figure 17). Les résultats expérimentaux se situent en dessous de la CEPT. Les auteurs attribuent cette différence à l'influence de la contrainte moyenne locale, qui n'est pas prise en compte dans le calcul de la CEPT. La contrainte moyenne modifie en effet la partie élastique de l'amplitude de déformation.

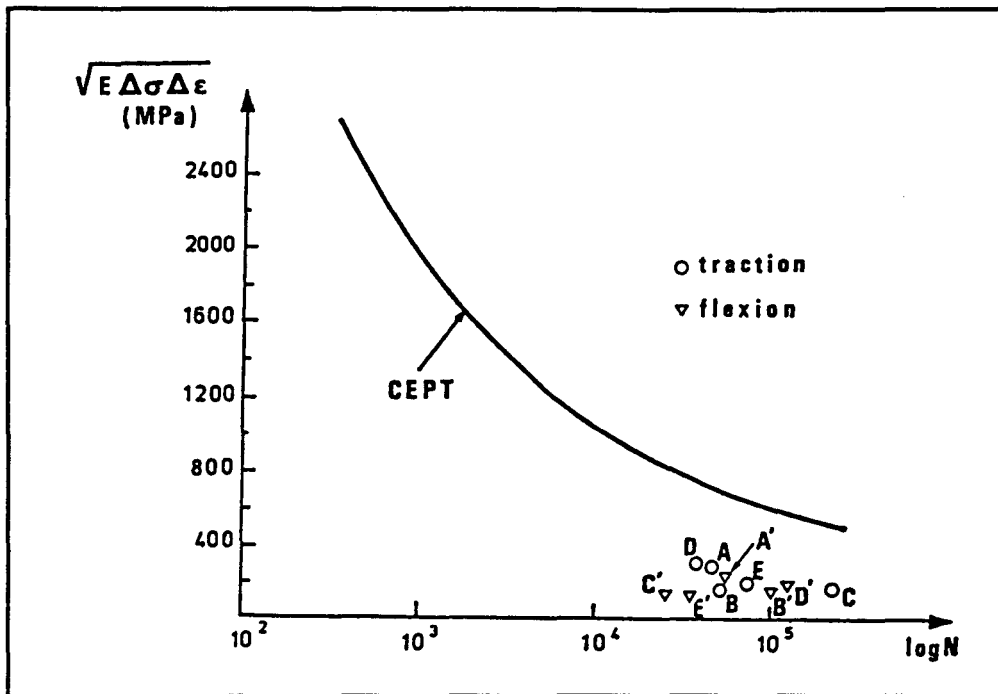


Figure 17 : Comparaison entre la CEPT et les résultats expérimentaux d'amorçage reportés dans un diagramme ($\sqrt{E \Delta\sigma \Delta\epsilon}$; $\log N$) [46]

SECOND CHAPITRE

APPLICATION : CALCUL DES DUREES DE VIE A L'AMORÇAGE DANS LE CAS DES JOINTS SOUDES EN T EN ACIER E 690

I - APPLICATION DE L'APPROCHE LOCALE DE LAWRENCE SIMPLIFIEE

La méthode d'approche locale du type Lawrence simplifiée, c'est à dire sans prise en compte des phénomènes d'accommodation ni de la relaxation de la contrainte moyenne, a été appliquée dans le cas des joints soudés en T en acier E 690 étudiés en partie A.

La non prise en compte de la relaxation de la contrainte moyenne est justifiée par F. V. Lawrence lui même [47] : dans le cas d'aciers à haute limite d'élasticité, l'exposant de relaxation k est en effet faible (voir § II-3-1 du premier chapitre).

Les paramètres de la relation de Manson-Coffin ont été déterminés d'une part à partir des mesures de dureté en ZAT, d'autre part en utilisant les caractéristiques de fatigue oligocyclique définies sur des éprouvettes ayant une structure de ZAT simulée.

Enfin les grandeurs locales $\Delta\sigma$, $\Delta\epsilon$ et σ_0 ont été déterminées en appliquant soit la règle de Neuber, soit la relation de Molski-Glinka.

La résolution des équations a donné lieu à l'écriture d'un programme informatique, ce qui nous a permis par ailleurs de faire varier de nombreux paramètres, donc d'étudier leurs influences respectives.

I - 1 Détermination des caractéristiques de la relation de Manson-Coffin

1 - Détermination à partir des essais de dureté en ZAT

Les mesures de micro-dureté en ZAT permettent d'évaluer les paramètres de la relation de Manson-Coffin conformément aux relations empiriques exposées dans le § IV-2 dans le premier chapitre.

Les paramètres ainsi évalués sont reportés dans le tableau I, avec $c = - 0.6$ (valeur moyenne comprise entre $- 0.5$ et $- 0.7$).

Type de joint soudé ⇒	Profil amélioré et qualité courante	Détensionné	Refusion TIG
Caractéristique mécaniques ↓			
HB	290	270	285
$R_m = 6.9 \frac{HB}{2}$ (MPa)	1000	931	983
$Re' = 0.608 R_m$ (MPa)	608	566	598
$b = -\frac{1}{6} \log(2.1 + \frac{917}{R_m})$	-0.0799	-0.0815	-0.0803
$n' = \frac{b}{c}$	0.1332	0.1358	0.1338
$K' = Re' (0.002)^{-n'}$ (MPa)	1391	1316	1373
$\sigma'_f = 0.95 R_m + 370$ (MPa)	1320	1254	1304
$\epsilon'_f = (\frac{\sigma'_f}{K'})^{1/n'}$	0.6748	0.7009	0.6802

Tableau I : Détermination des caractéristiques mécaniques
à partir des mesures de dureté en ZAT

2 - Détermination à partir d'essais de fatigue oligocyclique

Les paramètres de la relation de Manson-Coffin ont également été déterminés de manière beaucoup plus précise à partir d'essais de fatigue oligocyclique sur mini-éprouvettes dont la partie utile a une structure de ZAT simulée.

a) Réalisation des éprouvettes

Simulation thermique de la ZAT

Des barreaux cylindriques d'une longueur égale à 90 mm et d'un diamètre égal à ~ 7,5 mm ont été usinés dans le métal de base. Ces barreaux ont ensuite été traités thermiquement au four à induction puis trempés dans un bain d'huile sans agitation. La température de surface a été mesurée à l'aide d'un pyromètre optique. Elle était égale à 1100 °C avant la trempe à l'huile. La longueur traitée était de l'ordre de 20 mm.

La figure 1 présente une micrographie de la structure de ZAT simulée. Celle-ci est de type bainitique en lattes, c'est-à-dire semblable à la structure de ZAT des joints soudés de qualité courante, à profil amélioré, et parachevés par refusion TIG.

Des échantillons ont été tronçonnés dans un barreau dans la partie traitée, selon le schéma en figure 2. Des profils longitudinaux et radiaux de micro-duretés de la structure simulée ont été réalisés.

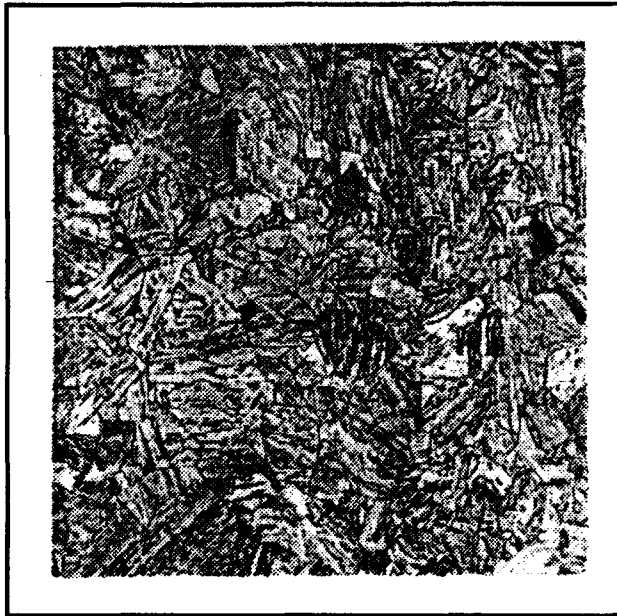


Figure 1 : Microstructure de ZAT simulée
(x 375)

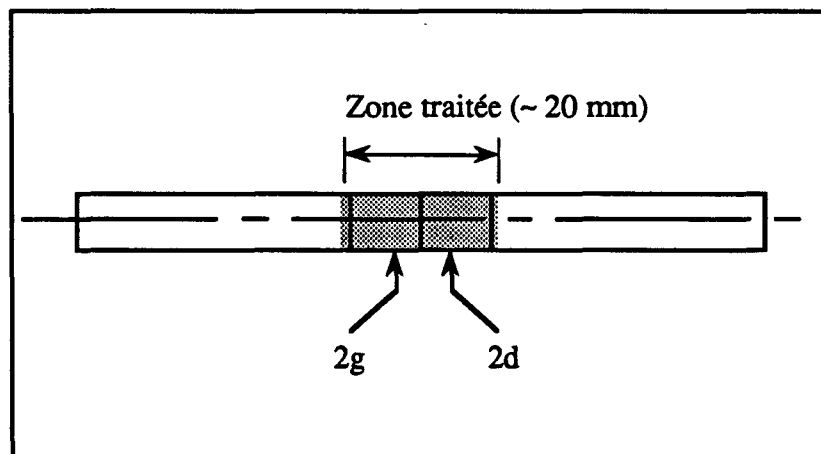


Figure 2 : Localisation des échantillons tronçonnés pour observations métallographiques et mesures de micro-duretés

Le coupon 2d a été utilisé pour réaliser les mesures de micro-duretés. Il a été fraisé longitudinalement jusqu'à mi-épaisseur, enrobé puis poli. Des mesures de micro-duretés ont été réalisées transversalement à 0,5 mm du bord correspondant au centre de la zone traitée et longitudinalement du centre de la zone traitée vers l'extérieur de cette zone (figure 3).

Les résultats de micro-dureté (figures 4 et 5) montrent que la valeur moyenne (HV1 ~ 310) des mesures est proche de la dureté en ZAT des joints soudés à profil amélioré (HV1 ~ 305), ce qui confirme la similitude entre les structures de ZAT réelles et simulées.

D'autre part, la figure 5 montre que la structure est homogène jusqu'à 8,2 mm du centre de la zone traitée, donc la structure simulée est homogène sur une longueur au moins égale à 16 mm.

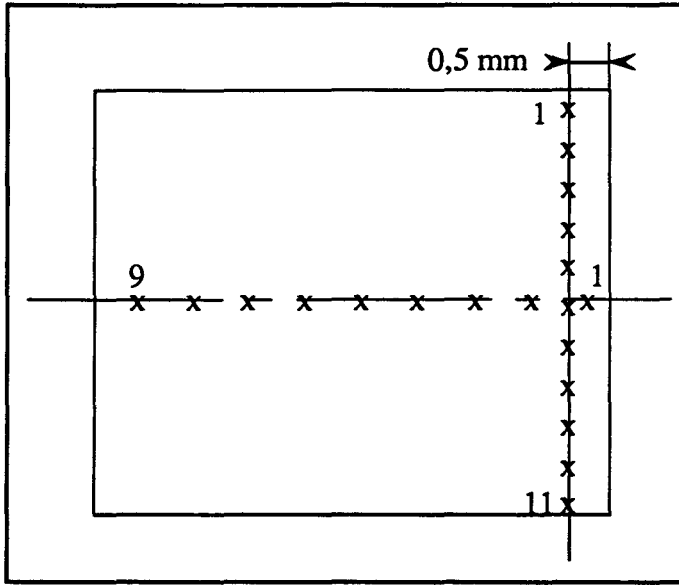


Figure 3 : Localisation des mesures de micro-duretés

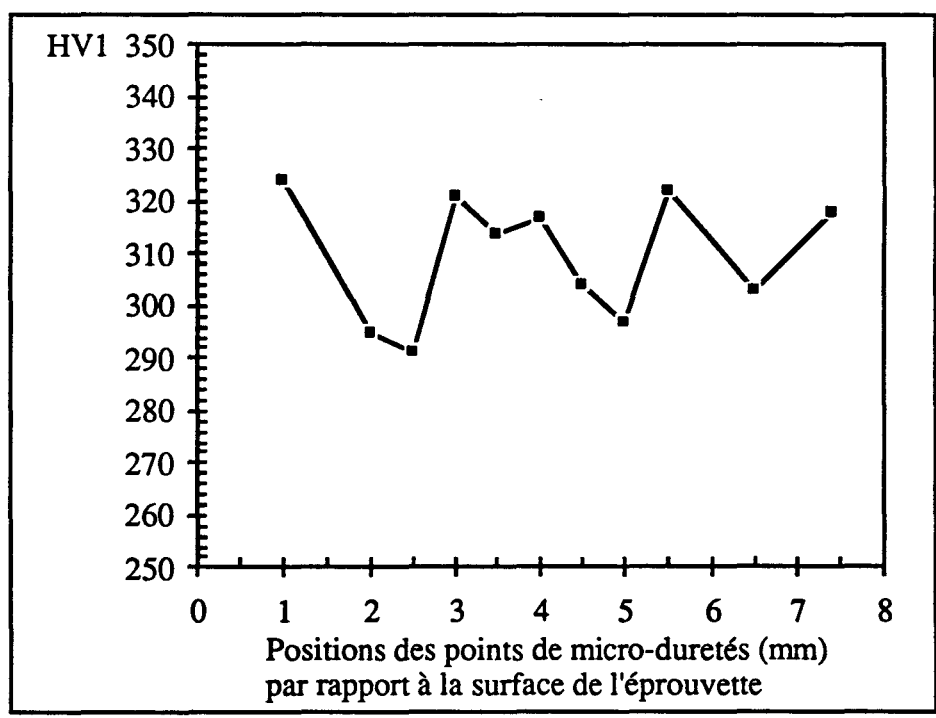


Figure 4 : Profil transversal de micro-duretés (à 0,5 mm du centre de la zone simulée)

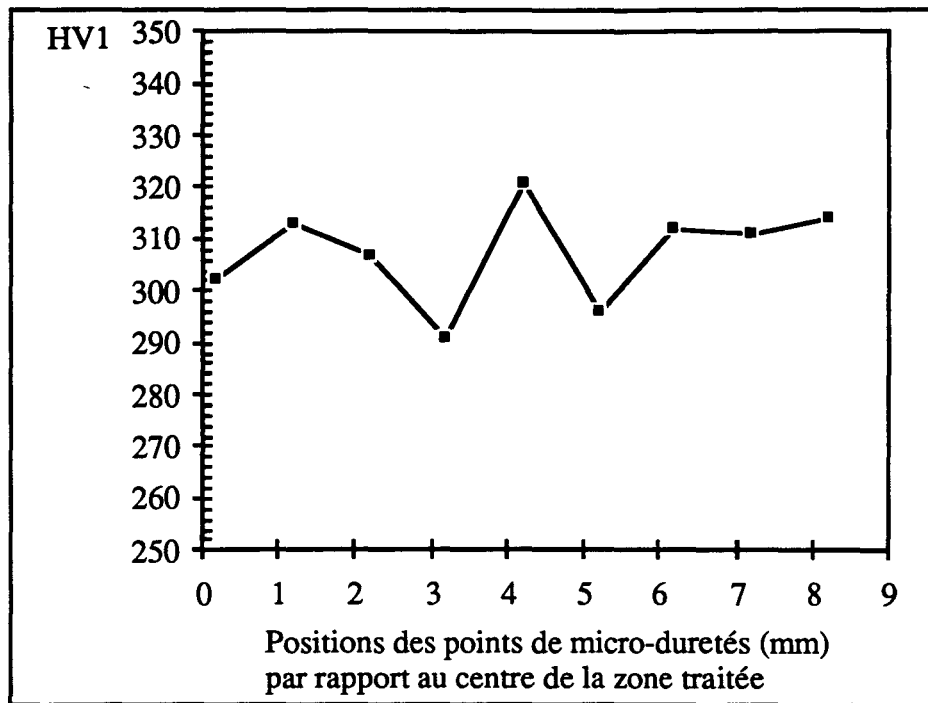


Figure 5 : Profil longitudinal de micro-duretés
(parallèlement à l'axe de l'éprouvette simulées)

Usinage - polissage des éprouvettes de fatigue oligocyclique

Les barreaux traités thermiquement ont été usinés au tour à commande numérique à l'Ecole Centrale de Lille.

L'extensomètre utilisé lors des essais de fatigue oligocyclique ayant une longueur de base entre couteaux égale à 10 mm, la longueur de la partie utile devait être au moins égale à 12 mm. Compte tenu de cette contrainte dimensionnelle, douze éprouvettes ont été usinées selon la norme ASTM (1981) [61]. La figure 6 présente le schéma et les dimensions de l'éprouvette.

Ces éprouvettes étant très élancées dans leur partie utile ($l/d = 3,8$), afin d'éviter le flambage des éprouvettes lors des essais à haut niveau de déformation, huit éprouvettes ont été usinées avec un diamètre de la partie utile égale à 4,5 mm, le risque pour ces éprouvettes étant alors de fissurer en fond de filet.

Les parties utiles des éprouvettes ont été polies au moyen d'une polisseuse mécanique jusqu'à $1 \mu\text{m}$ à la pâte diamant.

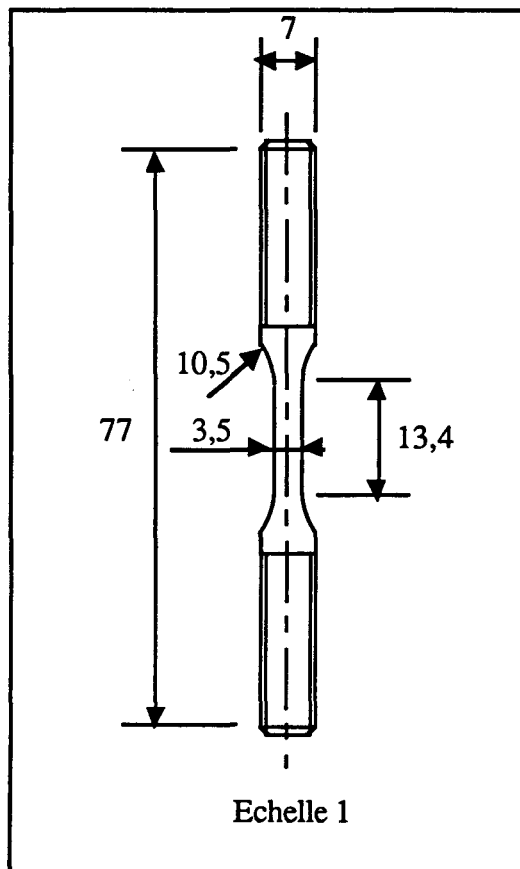


Figure 6 : Eprouvette de fatigue oligocyclique

b) Programme d'essais

Deux essais de traction monotone ont été réalisés, puis seize essais de fatigue oligocyclique.

Essais de traction monotone

Deux essais de traction monotone ont été réalisés sur des éprouvettes ayant un diamètre de la partie utile égal à 3,5 mm.

La vitesse de déformation était égale à $4 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$. L'essai était piloté en déformation totale imposée jusqu'à rupture.

La figure 7 présente les deux courbes de traction monotone obtenues.

Les valeurs des caractéristiques mécaniques monotones mesurées sur ces courbes sont portées dans le tableau II.

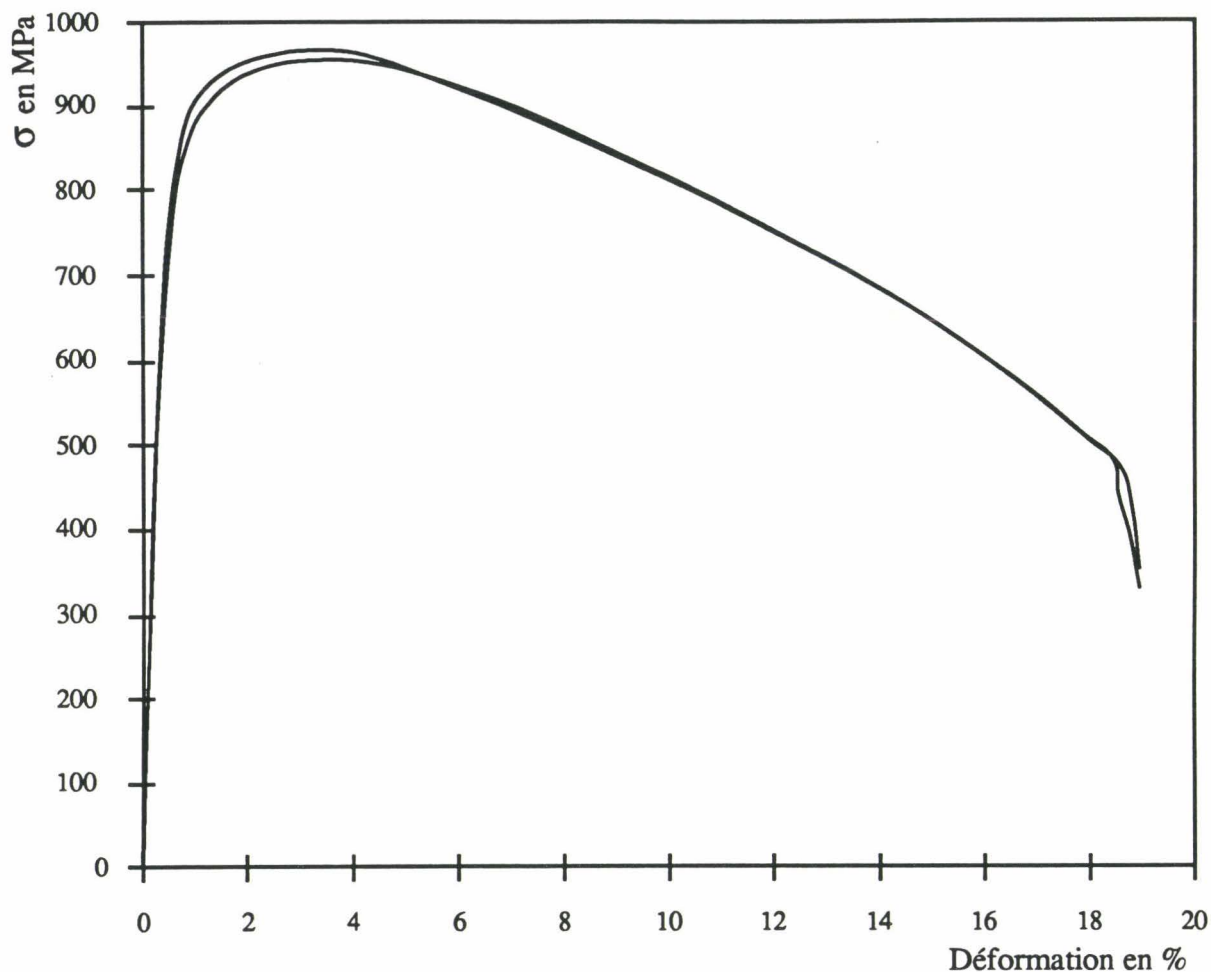


Figure 7 : Courbes conventionnelles de traction monotone sur éprouvettes simulées

Essais	E (MPa)	Re (MPa)	Rm (MPa)	A %
1	198000	793	967	19
2	194000	752	953	19

Tableau II : Caractéristiques mécaniques monotones

Lorsqu'on applique la règle de Neuber dans le cas des joints soudés à profil amélioré, en utilisant les valeurs approchées des coefficients K' et n' de la loi d'érouissage cyclique (déterminées à partir de la dureté), il apparaît que les déformations totales locales sont toujours inférieures à 1 %. Par conséquent, le coefficient K et l'exposant n de la loi d'érouissage monotone ont été déterminés dans le domaine : $0,2 \% \leq \epsilon_t \leq 1\%$.

La loi d'érouissage monotone s'écrit : $\sigma_v = K \epsilon_{pv}^n$

avec :

$$\sigma_v = \sigma (1 + \varepsilon)$$

$$\varepsilon_v = \ln (1 + \varepsilon)$$

$$\varepsilon_{pv} = \varepsilon_v - \frac{\sigma_v}{E}$$

où :

- σ est la contrainte conventionnelle
- ε est la déformation conventionnelle
- σ_v est la contrainte rationnelle ou vraie
- ε_v est la déformation rationnelle ou vraie
- K est le coefficient d'écrouissage monotone
- n est l'exposant d'écrouissage monotone
- E est le module d'Young

Le tableau III présente les valeurs des coefficients K et n obtenus par régression linéaire, ainsi que les coefficients de corrélation correspondants.

Essais	K (MPa)	n	r
1	2238	0,16851	0,99
2	2580	0,2000	0,993

Tableau III : Caractéristiques et coefficients de corrélation de la loi d'écrouissage monotone

Essais de fatigue oligocyclique

Seize essais de fatigue oligocyclique ont été réalisés en déformation totale imposée à la vitesse de déformation totale constante égale à 4.10^{-3} s^{-1} , aux niveaux de déformation totale suivants :

$$\frac{\Delta \varepsilon_t}{2} = 0.2 \%, 0.3 \%, 0.4 \%, 0.5 \%, 0.6 \%, 0.8 \%$$

Afin de déterminer pour chaque essai une durée de vie N_R , un critère de rupture a été défini. Celui-ci correspond à une chute de 10 % de l'amplitude de contrainte stabilisée, elle-même définie à la demie durée de vie à rupture de l'éprouvette. Le mode de définition de N_R est illustré sur la figure 8.

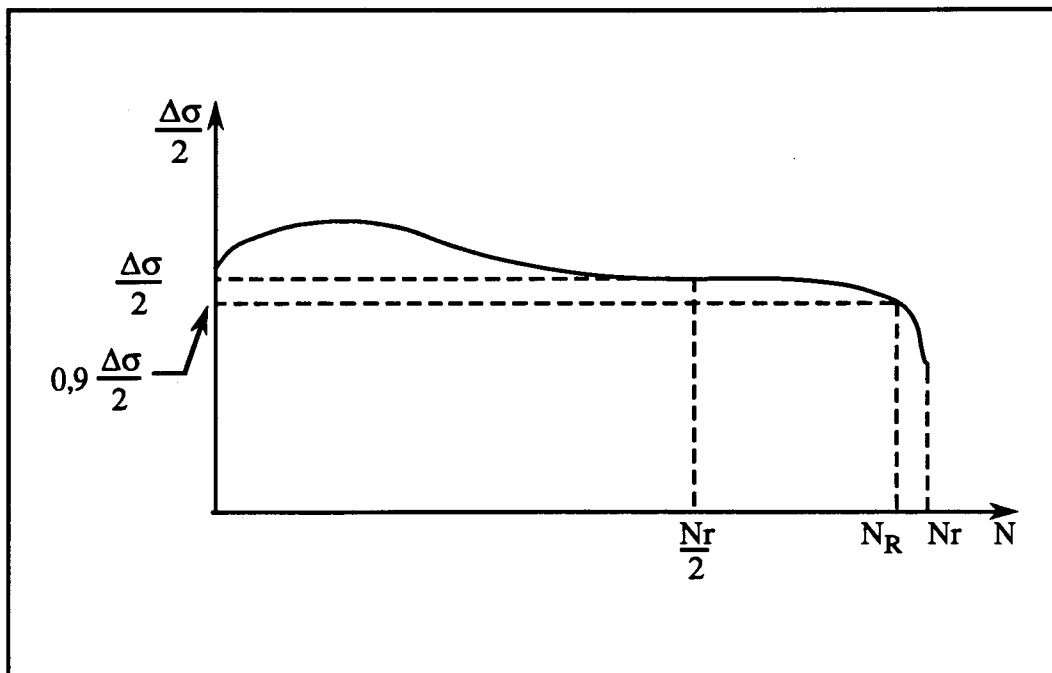


Figure 8 : Définition du critère de rupture

Résultats des essais

Malgré l'élanement des parties utiles, aucun flambage n'a eu lieu lors des essais de fatigue oligocyclique.

Le tableau IV présente les résultats obtenus, à savoir pour chaque essai :

- \varnothing : diamètre de la partie utile
- N_r : nombre de cycles à rupture
- N_R : nombre de cycles à 10 % de chute de l'amplitude de contrainte stabilisée
- $\frac{\Delta\sigma}{2}$: amplitude de contrainte stabilisée
- $\frac{\Delta\varepsilon_t}{2}$: amplitude de la déformation totale imposée
- $\frac{\Delta\varepsilon_e}{2}$: amplitude de déformation élastique à contrainte stabilisée
- $\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}$: amplitude de déformation plastique à contrainte stabilisée

Essais	Ø en mm	$\frac{\Delta \varepsilon_t}{2}$ %	Nr	N _R	$\frac{\Delta \sigma}{2}$ (MPa)	$\frac{\Delta \varepsilon_e}{2}$ %	$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2}$ %	Remarques
ZAT21	4,42	0,2	72000					rupture filetage
ZAT22	3,46	0,2	>133000					pas de rupture
ZAT31	3,41	0,3	36162	36162	558	0,2810	0,0180	
ZAT32	3,44	0,3	63178	25000	612	0,2755	0,0234	
ZAT33	3,45	0,3	18000	17600	592	0,2704	0,0286	
ZAT41	4,44	0,4						problème essai
ZAT42	3,41	0,4	5889	5210	625	0,3196	0,0809	
ZAT43	4,40	0,4	5050	4650	634	0,3024	0,0991	
ZAT51	3,52	0,5						
ZAT52	3,40	0,5	2705	2604	644	0,3315	0,1750	
ZAT53	4,30	0,5	2293	2250	687	0,3402	0,1643	
ZAT61	4,48	0,6	950	940	663	0,3470	0,2575	
ZAT62	4,41	0,6						problème essai
ZAT63	3,44	0,6	1105	670	698	0,3417	0,2652	
ZAT81	4,42	0,8	613	500	708	0,3597	0,4458	
ZAT82	4,41	0,8	685	418	737	0,3596	0,4494	

Tableau IV : Résultats des essais de fatigue oligocyclique

Les résultats des essais de fatigue oligocyclique ont été traités par informatique sur le VAX de l'Ecole Centrale de Lille à l'aide du logiciel de traitement des boucles d'hystérésis AICYFAP (Analyse Informatique des Cycles de FATigue Plastique) développé au laboratoire [62].

L'ensemble des résultats, après traitement informatique, a été ressortis sur Macintosh pour exploitation.

La figure 9 présente les courbes d'évolution des amplitudes de contrainte au cours du cyclage ($\Delta\sigma/2$, N) aux différents niveaux de déformation totale imposés.

La figure 10 présente les courbes de résistance à la fatigue $\Delta\varepsilon_t$, $\Delta\varepsilon_e$, $\Delta\varepsilon_p - 2N_R$. Les droites élastiques et plastiques ont été tracées après calcul par régression linéaire à partir des valeurs expérimentales définies dans le tableau IV.

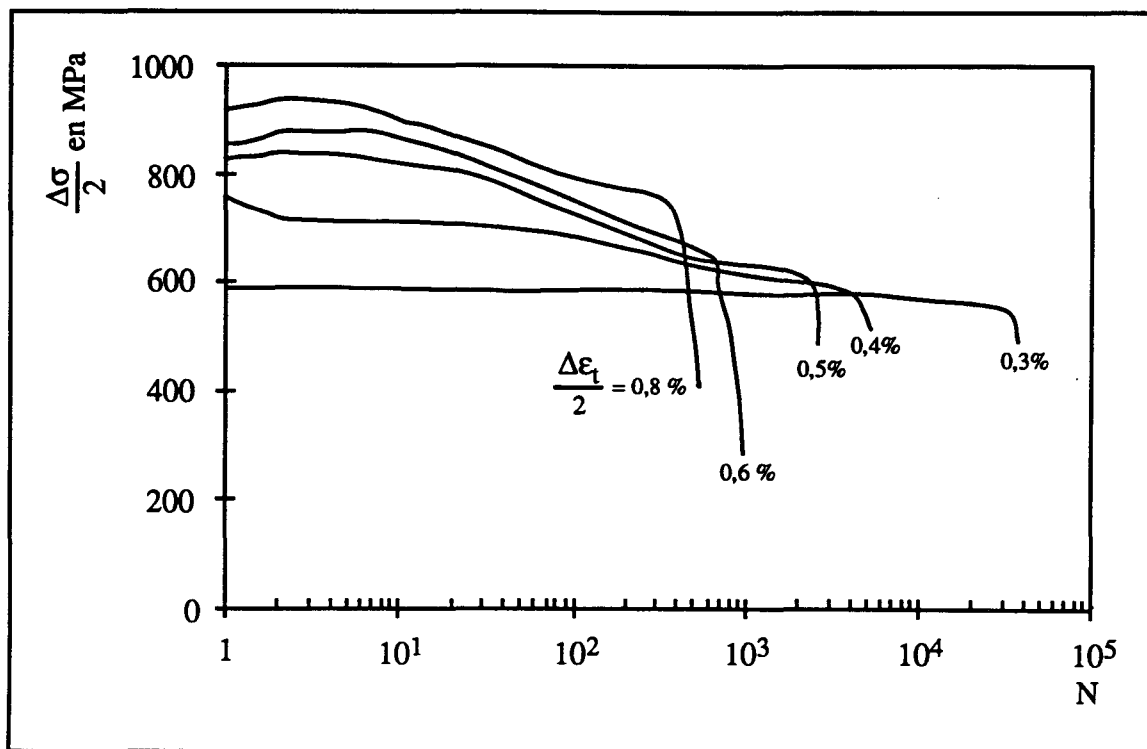


Figure 9 : Evolution de l'amplitude de la contrainte en fonction du nombre de cycles aux différents niveaux de déformation totale

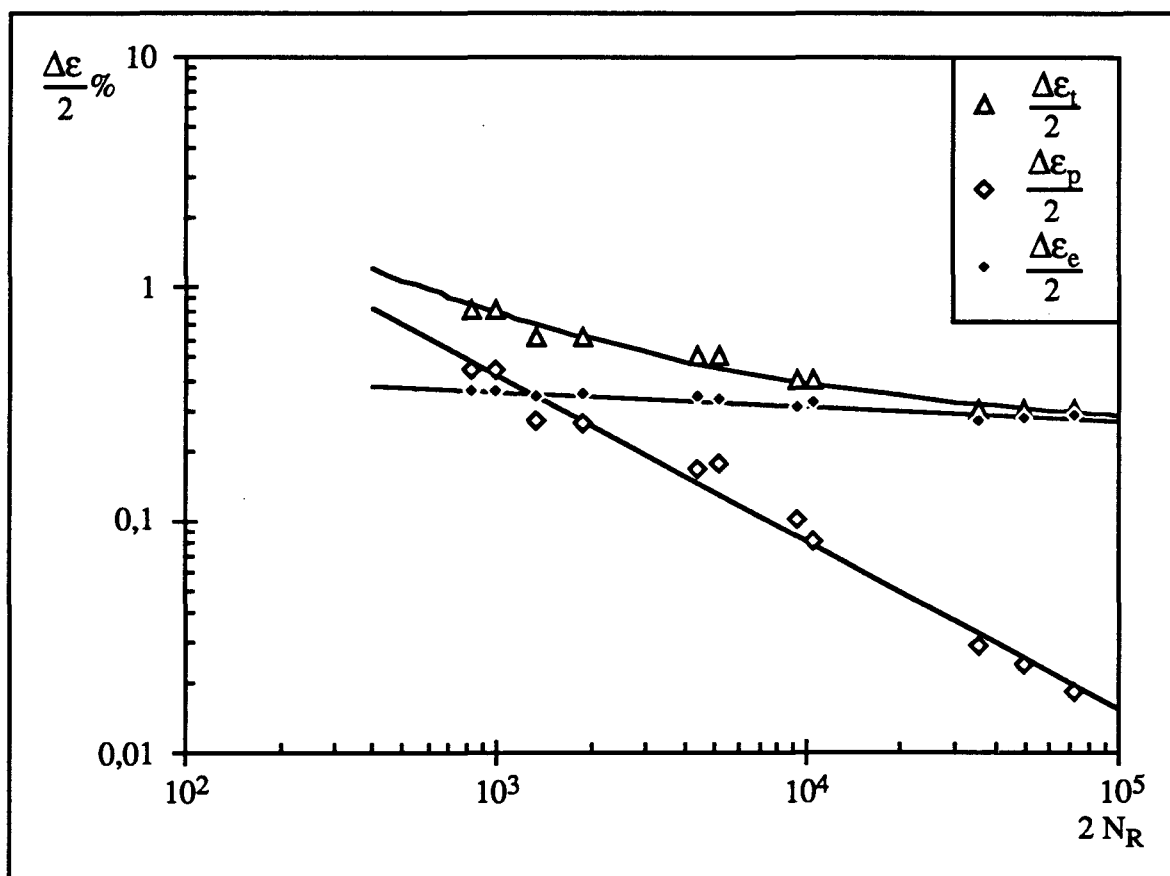


Figure 10 : Courbes de durées de vie en fatigue en déformations imposées

Calcul des paramètres de la relation de Manson-Coffin

Rappelons que la relation de Manson-Coffin s'écrit :

$$\frac{\Delta \varepsilon_t}{2} = \left(\frac{\sigma_f'}{E} \right) (2N_R)^b + \varepsilon_f' (2N_R)^c$$

Les paramètres σ_f' et b ont été déterminés à partir de la droite élastique d'équation :

$$\frac{\Delta \varepsilon_e}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_R)^b$$

Les paramètres ε_f' et c ont été déterminés à partir de la droite plastique d'équation :

$$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \varepsilon_f' (2N_R)^c$$

Les paramètres K' et n' de la loi d'écrouissage cyclique $\frac{\Delta \sigma}{2} = K' \left(\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} \right)^{n'}$ ont été également calculés.

Le tableau V présente les valeurs de ces paramètres obtenues à partir des valeurs expérimentales.

			Coefficient de corrélation
Droite élastique	$\sigma_f' = 1100 \text{ MPa}$	$b = -0.0645$	$r = 0.915$
Droite plastique	$\varepsilon_f' = 0.6293$	$c = -0.7230$	$r = 0.98$
Relation d'écrouissage	$K' = 1020 \text{ MPa}$	$n' = 0.0677$	$r = 0.88$

Tableau V : Valeurs des paramètres élasto-plastiques cycliques du matériau local

On obtient ainsi :

- la loi d'écrouissage cyclique du matériau :

$$\frac{\Delta \sigma}{2} = 1026 \left(\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} \right)^{0.0677}$$

- la relation de Manson-Coffin du matériau, modifiée par Morrow (voir équation II-3-2 du § II-3-1 du premier chapitre) :

$$\frac{\Delta \varepsilon_t}{2} = \frac{(1100 - \sigma_0)}{196000} (2N_R)^{-0.0645} + 0.6293 (2N_R)^{-0.723}$$

I - 2 Calcul des coefficients de concentration de contrainte K_t

1 - Méthode de calcul de K_t

Les coefficients de concentration de contrainte aux pieds des cordons de soudure des joints soudés à profil amélioré, détensionnés et parachevés par refusion TIG, ont été déterminés à partir de la relation analytique proposée par Niu & Glinka (voir § I-2-4 dans le premier chapitre de la partie A).

$$K_t = 1 + 0.5121 (\Theta)^{0,572} \left(\frac{t}{\rho}\right)^{0,469}$$

avec :

Θ : angle de raccordement en pied de cordon de soudure

ρ : rayon de raccordement en pied de cordon de soudure

t : épaisseur des tôles assemblées

2 - Choix des paramètres Θ et ρ

Les paramètres Θ et ρ ont été mesurés pour chacun des 2 cordons pour chaque éprouvette testée en fatigue (voir § V-2-1 du second chapitre dans la partie A). Chaque cordon de largeur comprise entre 90 et 100 mm a fait l'objet de 4 ou 5 mesures.

a) cas des éprouvettes à profil amélioré et détensionnées

Les fissures de fatigue apparaissent toujours au lieu où le coefficient de concentration de contrainte est maximal.

Les éprouvettes à profil amélioré présentent, pour un même cordon de soudure, des valeurs de ρ très variables d'un point à un autre le long des cordons. En revanche, la valeur de Θ est beaucoup plus constante. L'amorçage aura donc lieu à l'endroit où ρ est le plus petit. Par conséquent, les calculs de prédiction de durée de vie à l'amorçage ont été réalisés pour ces deux types de joints soudés en prenant $\rho = \rho_{\text{mini}}$ (valeur minimale entre toutes les valeurs mesurées sur les deux cordons) et $\Theta = \Theta_{\text{moy}}$ (valeur moyenne de Θ correspondant au cordon où $\rho = \rho_{\text{mini}}$).

b) cas des éprouvettes parachevées par refusion TIG

Les éprouvettes parachevées par refusion TIG présentent une plus grande homogénéité le long d'un même cordon (c'est-à-dire sur une longueur d'environ 100 mm). Par conséquent,

les calculs de K_t ont été réalisés en prenant $\rho = \rho_{\text{moyen}}$ et $\Theta = \Theta_{\text{moyen}}$ (moyennes des mesures le long d'un même cordon).

La valeur de K_t introduite dans le calcul des prédictions de N_a est celle qui est la plus élevée des deux valeurs calculées (pour chaque cordon).

I - 3 Informatisation de la méthode de calcul de prédiction de la phase d'amorçage

La méthode de calcul de prédiction de la phase d'amorçage faisant intervenir de nombreux paramètres (chargement, caractéristiques mécaniques locales du matériau, géométrie locale, contraintes résiduelles), deux programmes informatiques ont été écrits en Quick-Pascal.

Le premier utilise la règle de Neuber pour calculer σ_0 , $\Delta\sigma$ et $\Delta\varepsilon$ locaux, le second utilise la relation de Molski-Glinka pour calculer ces mêmes valeurs.

Chacun des deux programmes permet de calculer N_a soit à partir de l'équation de Basquin soit à partir de l'équation de Manson-Coffin. L'organigramme de calcul, presque identique pour ces deux programmes, est présenté en figure 11.

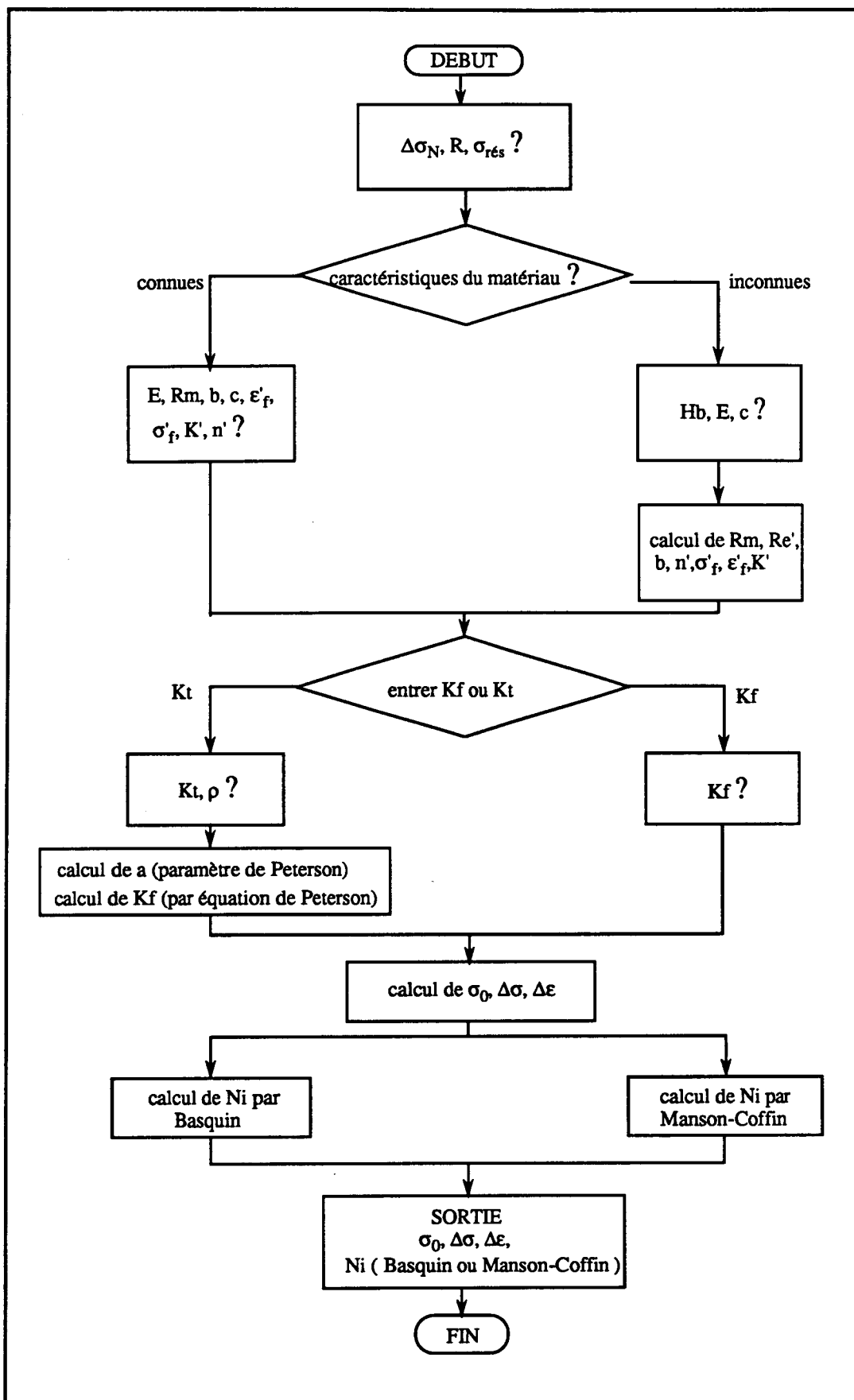


Figure 11 : Organigramme de programmation du calcul de la durée de vie à l'amorçage par la méthode de l'approche locale

I - 4 Calculs des durées de vie à l'amorçage. Discussion

1 - Choix des paramètres de modélisation

Les calculs ont été réalisés sur les joints soudés à profil amélioré, détensionnés et refondus TIG. Les valeurs de contraintes résiduelles prises en compte dans les calculs sont celles mesurées en surface pour les joints à profil amélioré et refondus TIG : respectivement -150 MPa et -100 MPa. La valeur introduite dans les calculs concernant les joints détensionnés est la moyenne des premières valeurs des deux séries de mesures, c'est-à-dire -18 MPa.

Dans le cas des calculs sur joints soudés à profil amélioré et refondus TIG, plusieurs hypothèses et modes de calculs ont été comparés :

- le type de méthode utilisé : Neuber ou Molski-Glinka,
- le type d'équation utilisé pour le calcul de N_a : Basquin ou Manson-Coffin,
- le type de caractéristiques mécaniques employé : soit celles obtenues à partir des essais de fatigue oligocyclique, soit celles évaluées à partir des mesures de micro-dureté en ZAT.

Enfin, dans le cas des calculs utilisant la relation de Molski-Glinka, il a été utilisé soit K_t soit K_f .

Dans le cas des joints soudés détensionnés, puisque la structure métallurgique est différente de celle des joints soudés à profil amélioré et refondus TIG, les calculs ont été réalisés à partir des caractéristiques mécaniques évaluées à partir de la micro-dureté en ZAT.

D'autre part dans ce dernier cas, il a été tenu compte des conclusions tirées des calculs sur les éprouvettes à profil amélioré et refondus TIG pour calculer les valeur de N_a (voir le § 2-e).

Les tableaux Ia-f reportés à la fin de cette partie I présentent les résultats obtenus. Les points $\Delta\sigma_N - N_i$ sont reportés sur les figures 12 a-f, 13 a-f, 14 a-f, 15 a-f ainsi que les bandes de dispersion expérimentales.

Les figures 12 et 13 concernent les résultats sur joints soudés à profil amélioré en prenant en compte respectivement les caractéristiques mécaniques cycliques réelles et estimées. les figures 14 et 15 concernent ces mêmes résultats sur les joints soudés refondus TIG.

Les figures XXa et XXb présentent les résultats calculés en utilisant la règle de Neuber et respectivement la relation de Basquin (-a) et la relation de Manson-Coffin (-b).

Les figures XXc et XXd présentent les résultats calculés en utilisant la relation de Molski-Glinka avec K_t et respectivement la relation de Basquin (-c) et la relation de Manson-Coffin (-d).

Enfin les figures XXe et XXf présentent les résultats calculés en utilisant la relation de Molski-Glinka avec K_f et respectivement la relation de Basquin (-e) et la relation de Manson-Coffin (-f).

2 - Discussion des résultats obtenus sur éprouvettes à profil amélioré et refondues TIG

a) Choix de la méthode de calcul des grandeurs locales (σ_0 , $\Delta\sigma$, $\Delta\epsilon$)

Éprouvettes à profil amélioré + caractéristiques mécaniques réelles : comparaison des figures 12a avec 12e et 12b avec 12f

L'utilisation de la relation de Molski-Glinka aboutit à des résultats de prédiction légèrement meilleurs que ceux obtenus en utilisant la règle de Neuber. Les durées de vie obtenues en utilisant la relation de Molski-Glinka sont légèrement supérieures à celles obtenues lorsqu'on utilise la règle de Neuber, car cette dernière prévoit des contraintes locales excessives (voir § II-4-2-a du premier chapitre). Ceci se traduit essentiellement par des contraintes moyennes locales σ_0 plus importantes que celles obtenues lorsqu'on utilise la relation de Molski-Glinka. Néanmoins, les résultats issus de l'une ou l'autre de ces deux méthodes ne sont pas très différents.

Éprouvettes refondues TIG + caractéristiques mécaniques réelles : comparaison des figures 14a avec 14e et 14b avec 14f

Les mêmes conclusions que précédemment peuvent être tirées.

b) Choix entre K_t et K_f dans la relation de Molski-Glinka

L'utilisation de la règle de Neuber en fatigue se fait en remplaçant K_t par K_f . Il est intéressant de voir si cette même opération aboutit, dans le cas de l'application de la relation de Molski-Glinka à des prédictions meilleures par rapport aux prédictions obtenues en appliquant la même méthode mais avec K_t .

Éprouvettes à profil amélioré + caractéristiques mécaniques réelles : comparaison des figures 12c avec 12e et 12d avec 12f

La comparaison de ces figures montre que la prédiction est relativement meilleure lorsqu'on utilise K_f dans la relation de Molski-Glinka.

Éprouvettes refondues TIG + caractéristiques mécaniques réelles : comparaison des figures 14c avec 14e et 14d avec 14f

Le gain en précision lorsqu'on utilise K_f à la place de K_t dans la méthode de Molski-Glinka est moins important pour les joints soudés refondus TIG que pour les joints soudés à profil amélioré. Ceci peut s'expliquer par le fait que les profils des joints soudés

refondus TIG sont plus doux, donc que les effets d'entaille sont moins sévères que dans le cas des joints soudés à profil amélioré.

c) Comparaison entre les deux méthodes de calcul de N_a : celle utilisant la relation de Basquin modifiée et celle utilisant la relation de Manson-Coffin modifiée.

Eprouvettes à profil amélioré + caractéristiques mécaniques réelles : comparaison des figures 12a avec 12b, 12c avec 12d et 12e avec 12f

Les prédictions sont meilleures en utilisant la relation de Manson-Coffin (modifiée) par rapport à celles obtenues en utilisant la relation de Basquin (modifiée). Cette amélioration est bien sûr beaucoup plus importante à faible nombre de cycles ($< \sim 10^6$) puisque la partie plastique de la déformation devient plus importante.

Eprouvettes refondues TIG + caractéristiques mécaniques réelles : comparaison des figures 14a avec 14b, 14c avec 14d et 14e avec 14f

Les mêmes conclusions que précédemment peuvent être tirées. En outre, on trouve dans le cas des éprouvettes refondues TIG de meilleurs résultats. Ceci résulte sans doute du fait qu'il est plus facile, dans le cas des joints soudés refondus TIG, de déterminer les paramètres géométriques précis (Θ et ρ) là où s'est amorcée la première fissure.

d) Influence des valeurs des caractéristiques mécaniques cycliques utilisées

Cas des joints soudés à profil amélioré

La comparaison des figures 12a-f avec les figures 13a-f montre que l'utilisation des caractéristiques mécaniques cycliques estimées à partir de la dureté de la ZAT, aboutit toujours à des valeurs de N_a supérieures à celles obtenues lorsqu'on utilise les caractéristiques mécaniques cycliques réelles. De plus, ces valeurs ne se situent plus du côté de la sécurité (les valeurs de N_a sont surestimées).

Lorsque l'on compare les figures 12e avec 13e et 12f avec 13f (donc dans le cas où l'on utilise la relation de Molski-Glinka), on remarque que la surestimation de N_a est plus importante lorsqu'on détermine sa valeur à partir de la relation de Manson-Coffin (modifiée) que lorsqu'on détermine sa valeur à partir de la relation de Basquin (modifiée).

Par contre, lorsqu'on compare les figures 12a avec 13a et 12b avec 13b (donc dans le cas où l'on utilise la règle de Neuber), on remarque toujours une surestimation des valeurs de N_a (surtout lorsqu'on utilise l'équation de Manson-Coffin modifiée), mais celle-ci est moins importante que lorsqu'on utilise la relation de Molski-Glinka.

Cas des joints soudés refondus TIG

Les mêmes remarques que précédemment peuvent être tirées. Mais de plus, si on compare les figures 13b avec 15b puis 13f avec 15f, on remarque que les surestimations des valeurs de N_a sont encore plus importantes, surtout lorsqu'on utilise la relation de Molski-Glinka.

Interprétation

Les erreurs de prédiction proviennent sans doute de l'imprécision lors de l'estimation des caractéristiques mécaniques cycliques à partir des valeurs de micro-dureté en ZAT. En particulier, le choix du paramètre c est arbitraire, or ce paramètre intervient dans l'évaluation des paramètres n' , K' et ϵ'_f (voir § IV-2 dans le premier chapitre).

Les erreurs de prédiction sont plus importantes lorsqu'on détermine N_a à partir de la relation de Manson-Coffin (modifiée), car à l'erreur commise sur la partie élastique de la déformation s'ajoute une erreur sur la partie plastique de la déformation. La part d'erreur due à la partie plastique de la déformation est d'autant plus importante que cette partie plastique est importante ($N_a < \sim 10^6$ cycles).

Néanmoins, nous avons vu que la surestimation est moins importante dans le cas où l'on utilise la règle de Neuber, que dans le cas où l'on utilise la relation de Molski-Glinka. Lorsqu'on regarde les valeurs de $\Delta\epsilon$ calculées par la relation de Molski-Glinka, on remarque (surtout à faible nombre de cycles) que l'utilisation des caractéristiques mécaniques cycliques estimées aboutit à des valeurs plus faibles que celles obtenues en utilisant les caractéristiques mécaniques cycliques réelles (comparer dans les tableaux Ib et Ie les valeurs en italique). Par contre lorsqu'on regarde les valeurs de $\Delta\epsilon$ calculées à partir de la règle de Neuber, on ne remarque pas, même à faible nombre de cycles, une grande différence entre les valeurs calculées en utilisant d'une part les caractéristiques mécaniques cycliques estimées et d'autre part les caractéristiques mécaniques cycliques réelles (comparer dans les tableaux Ia et Id les valeurs en italique).

L'erreur commise sur la valeur de $\Delta\epsilon$ (résultant de l'utilisation des caractéristiques mécaniques cycliques estimées) est beaucoup plus importante quand on utilise la relation de Molski-Glinka, car celle-ci consiste à résoudre des systèmes de deux équations (loi d'érouissage cyclique et relation de Molski-Glinka) dans lesquelles interviennent les paramètres cycliques du matériau. Quand la règle de Neuber est utilisée, les caractéristiques mécaniques cycliques du matériau n'interviennent que dans une seule des équations des systèmes (loi d'érouissage cyclique).

Puisque les valeurs de $\Delta\epsilon$, lorsque l'on utilise la relation de Molski-Glinka sont fortement dépendantes des valeurs des caractéristiques mécaniques cycliques du matériau, les valeurs de N_a calculées en sont elles aussi très fortement dépendantes. Par contre, lorsque l'on

utilise la règle de Neuber, les valeurs de $\Delta\epsilon$ sont beaucoup moins influencées par les caractéristiques mécaniques cycliques du matériau et donc les valeurs de N_a calculées en dépendent beaucoup moins.

e) Conclusions

Au vu de toutes ces remarques, il est intéressant de tirer les conclusions essentielles suivantes :

- Lorsque les caractéristiques mécaniques cycliques de la ZAT sont connues, la méthode la plus exacte de prédiction de N_a est celle utilisant la relation de Molski-Glinka et la relation de Manson-Coffin modifiée.
- L'utilisation de K_f est préférable à celle de K_t dans l'application de la relation de Molski-Glinka.
- Lorsque les caractéristiques mécaniques cycliques de la ZAT sont évaluées à partir de la dureté en ZAT, il est préférable d'utiliser la règle de Neuber et de calculer N_a à partir de la relation de Basquin modifiée.
- La précision quant aux valeurs exactes de Θ et ρ au lieu d'amorçage est essentielle pour obtenir de bonnes valeurs de prédictions.

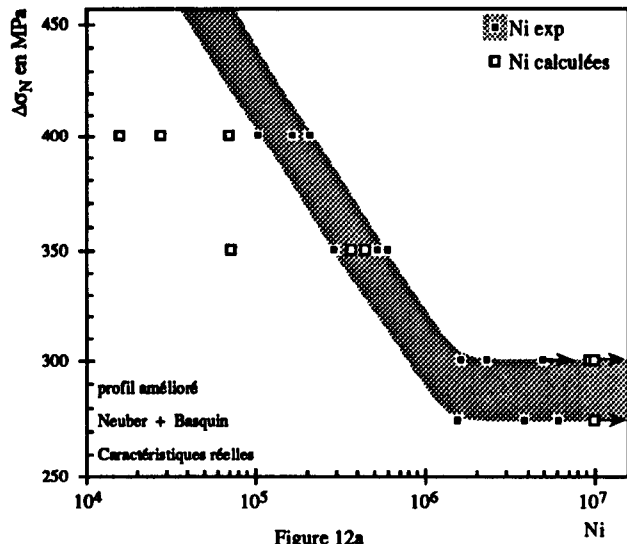


Figure 12a

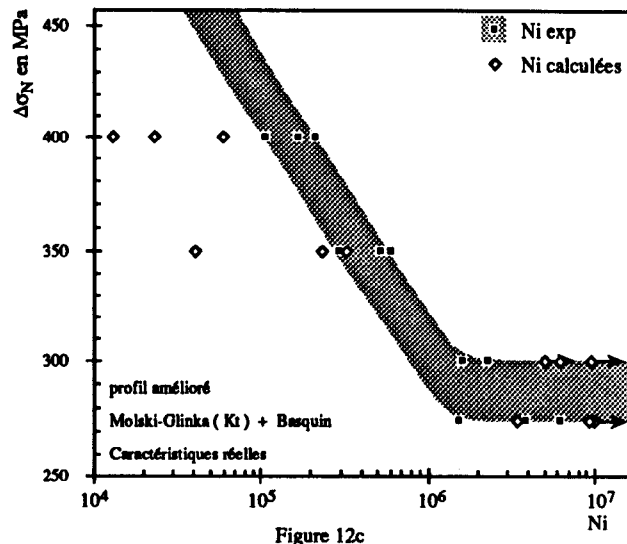


Figure 12c

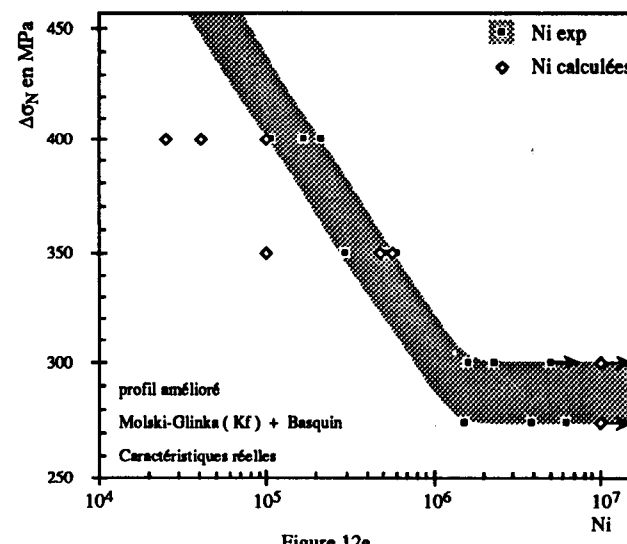


Figure 12e

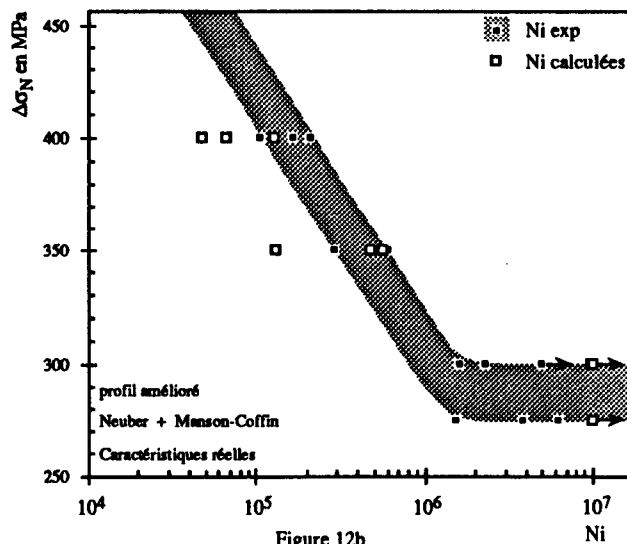


Figure 12b

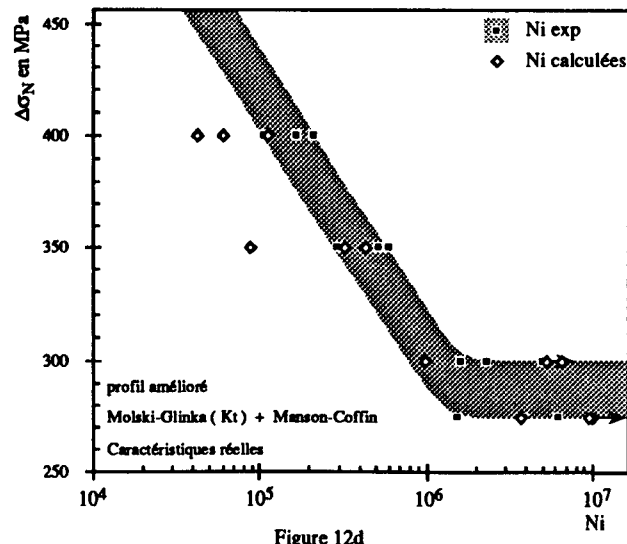


Figure 12d

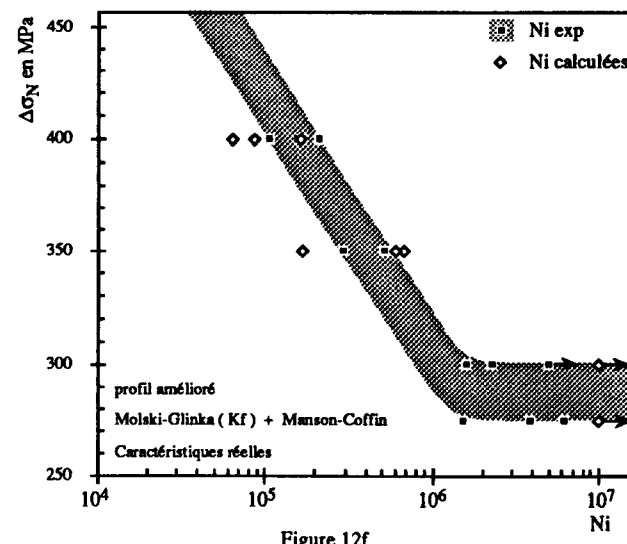
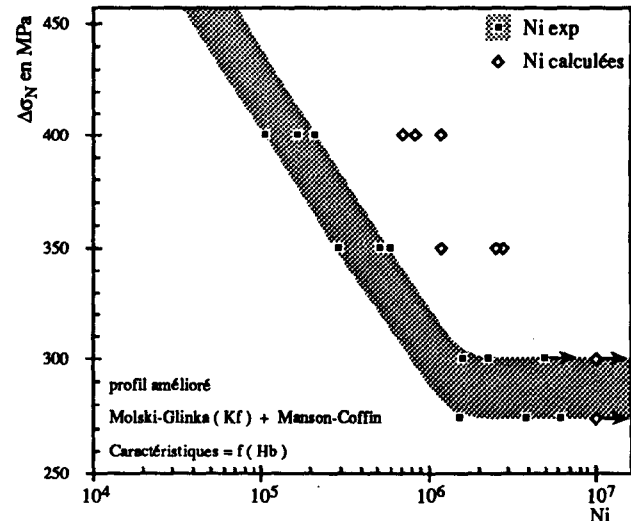
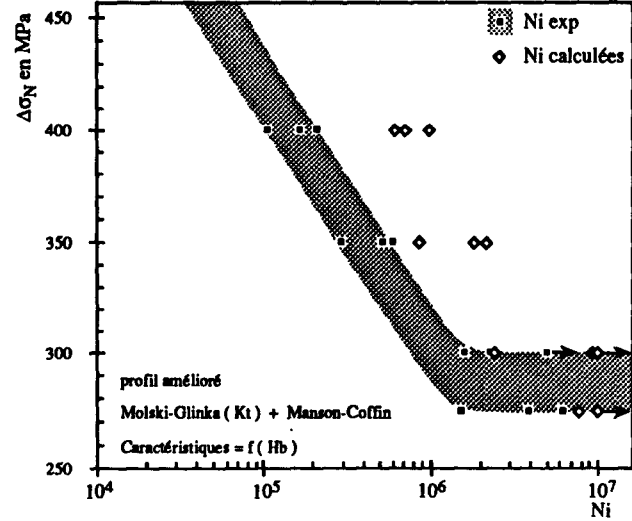
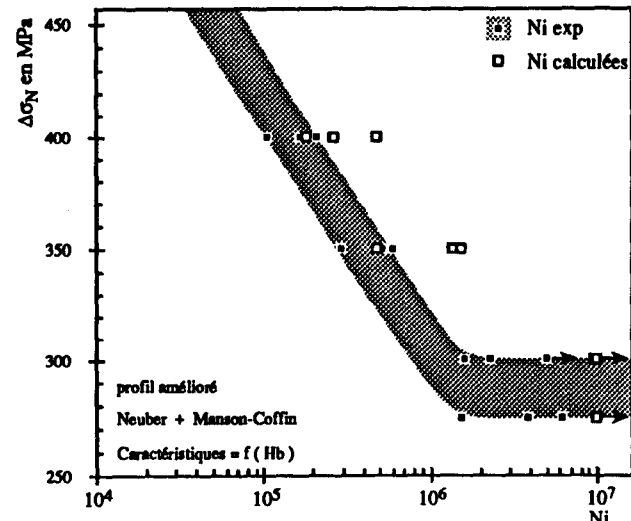
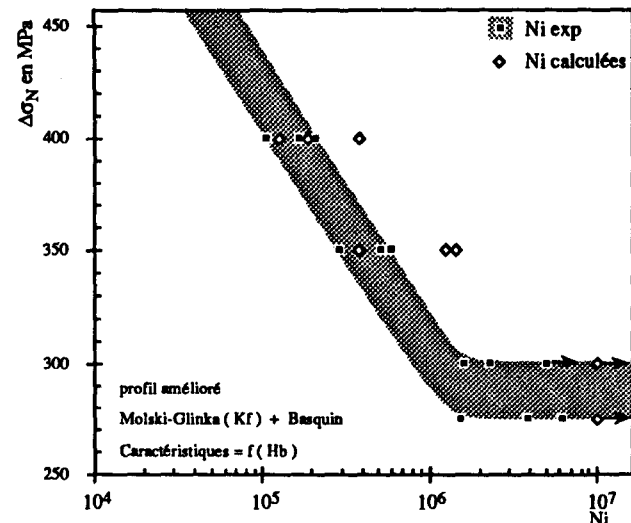
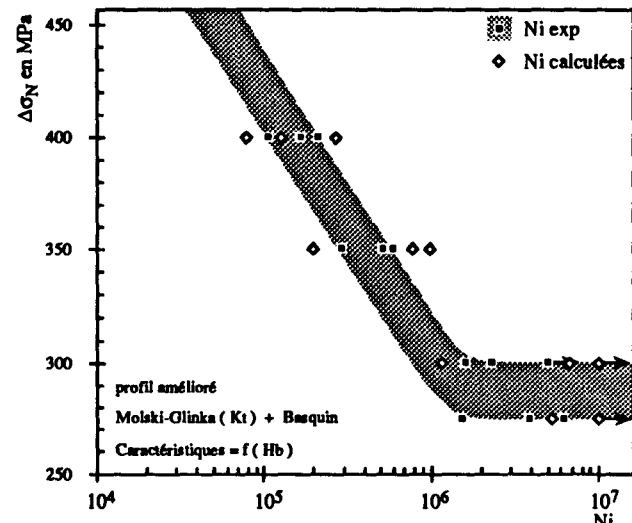
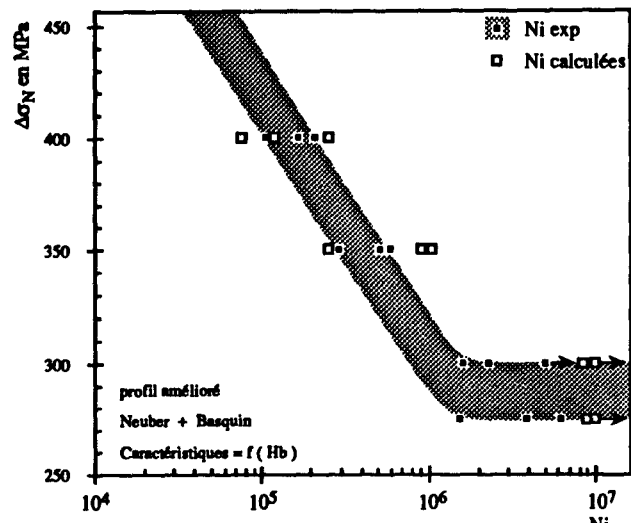


Figure 12f



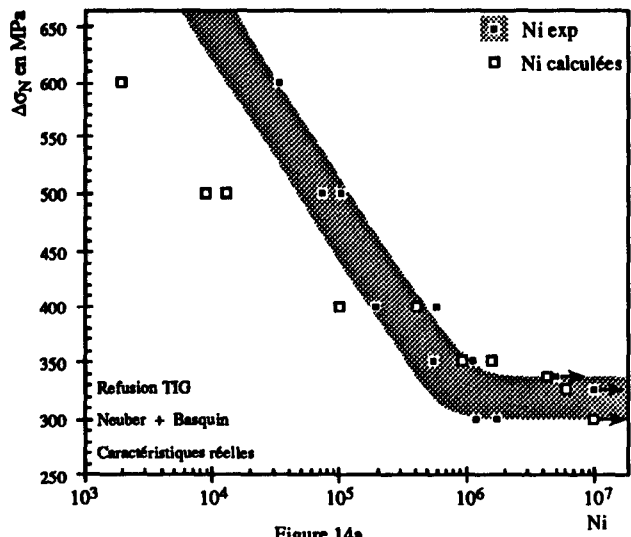


Figure 14a

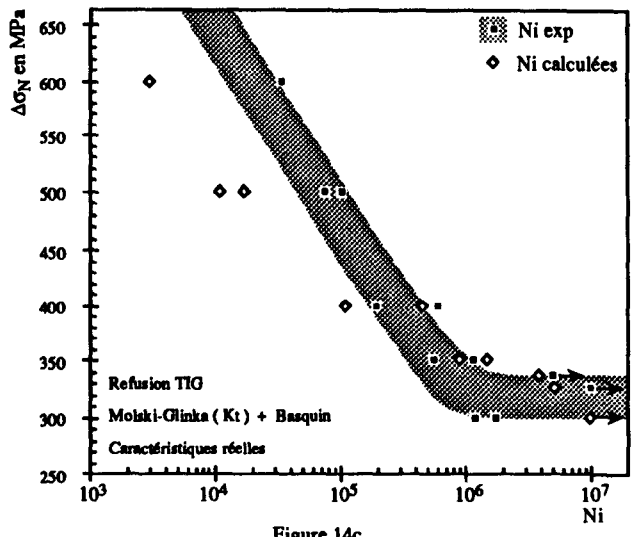


Figure 14c

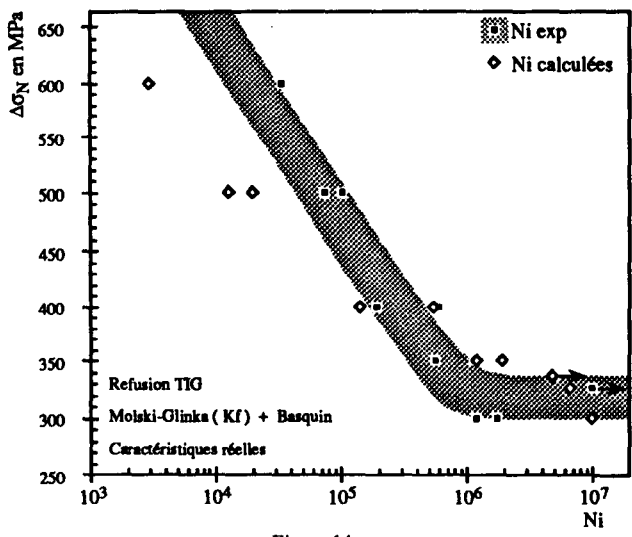


Figure 14e

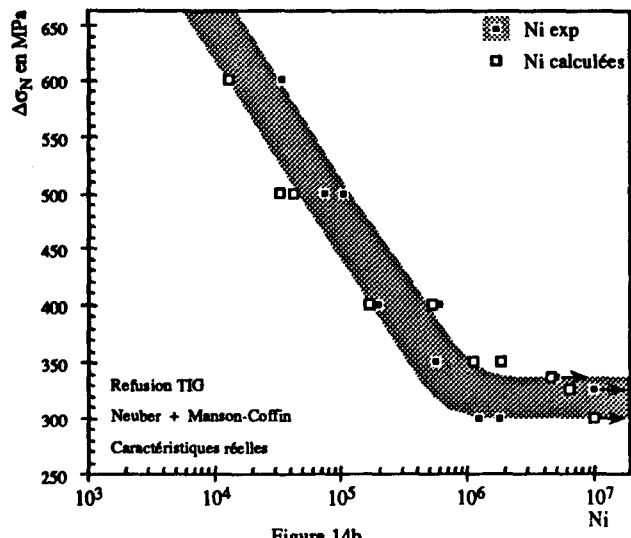


Figure 14b

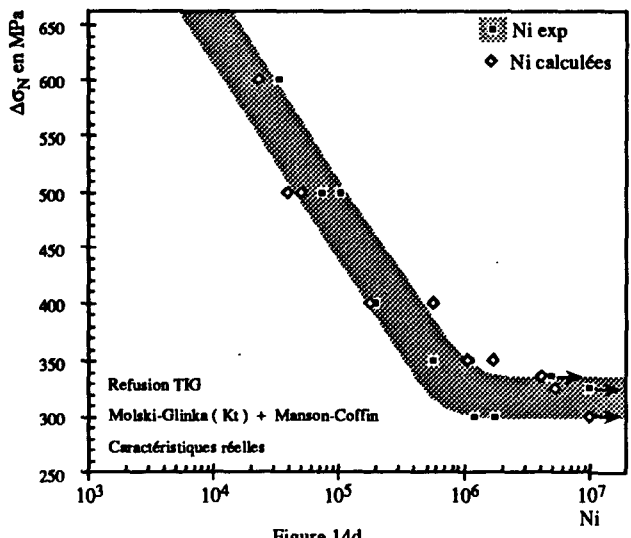


Figure 14d

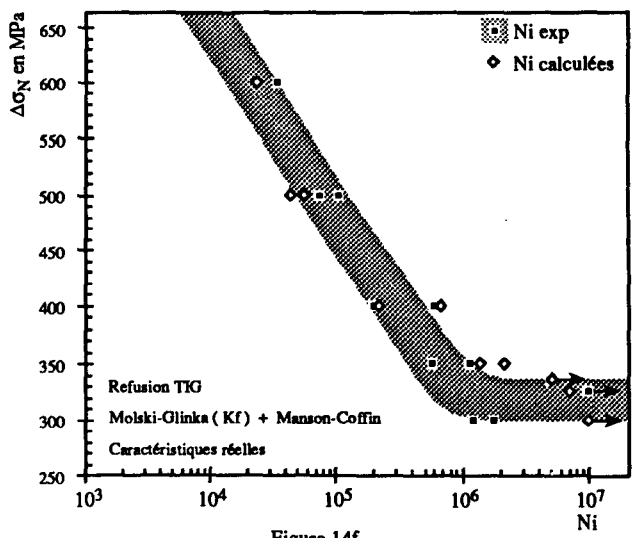


Figure 14f

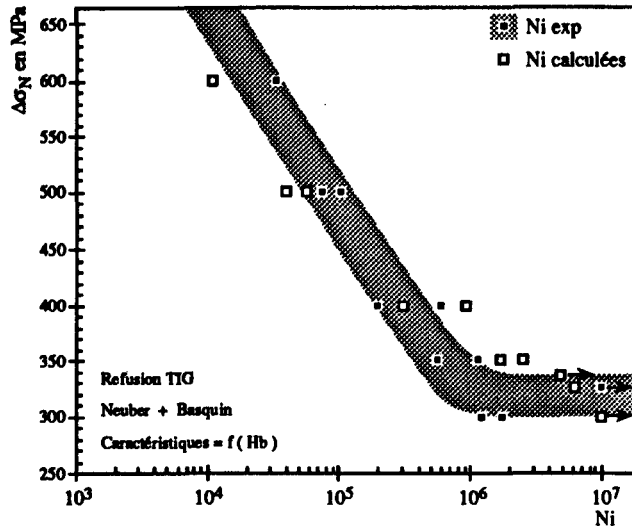


Figure 15a

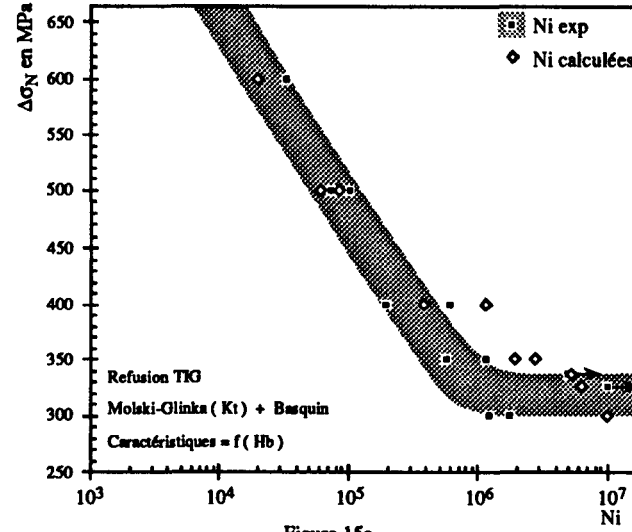


Figure 15c

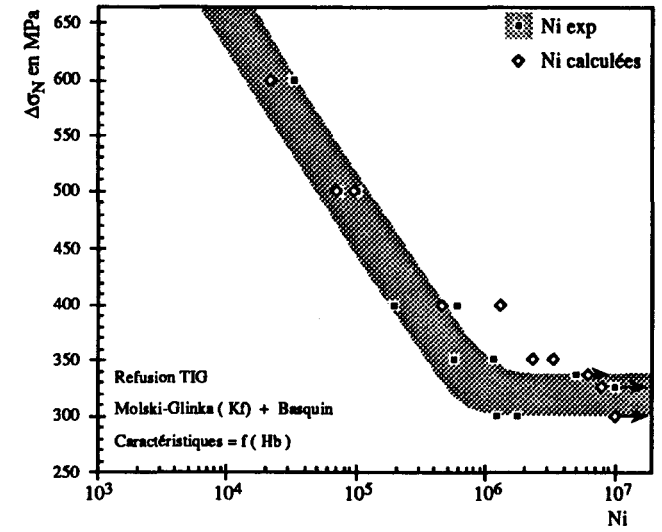


Figure 15e

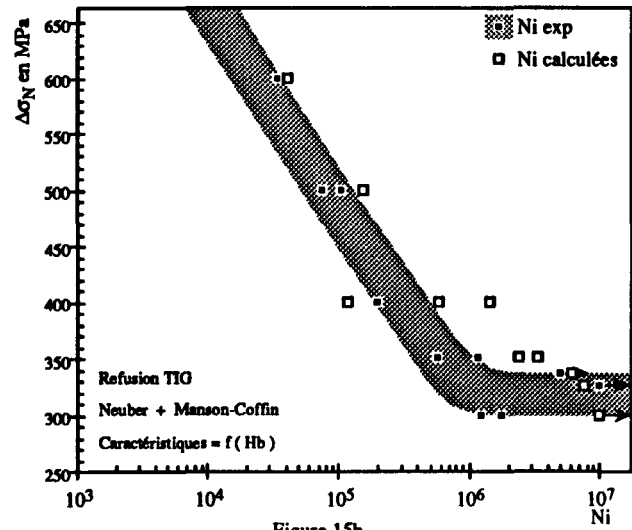


Figure 15b

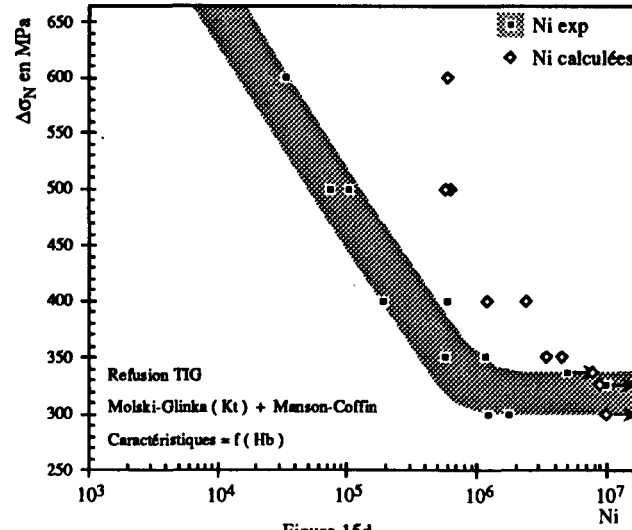


Figure 15d

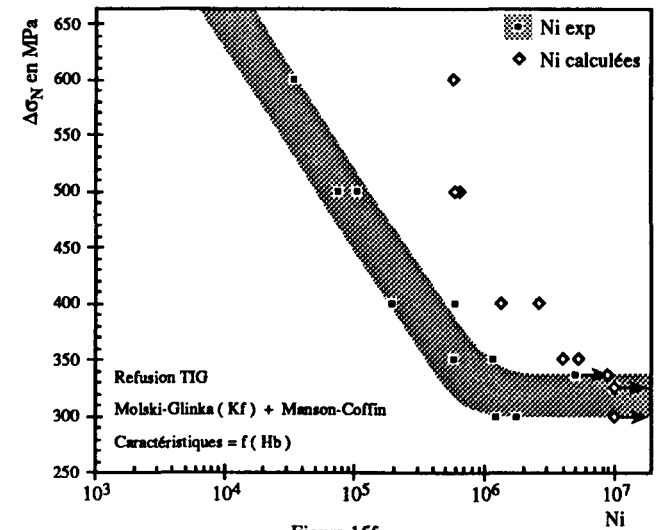


Figure 15f

n° Ep	$\Delta\sigma_N$ (MPa)	Ni expérimental	Caractéristiques mécaniques cycliques réelles					Caractéristiques mécaniques cycliques estimées (Hb)				
			σ_0 (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\varepsilon$ %	Ni Basquin	Ni Manson-Coffin	σ_0 (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\varepsilon$ %	Ni Basquin	Ni Manson-Coffin
11	300	1 630 000	210	596	0,304	> 10 000 000	> 10 000 000	183	595	0,299	9 661 000	> 10 000 000
12	350	520 000	247	704	0,360	447 000	558 000	199	701	0,357	1 050 000	1 558 000
13	400	210 000	245	796	0,406	70 000	128 000	200	784	0,407	256 000	486 000
14	275	3 870 000	179	539	0,275	> 10 000 000	> 10 000 000	165	540	0,270	> 10 000 000	> 10 000 000
15	300	2 300 000	214	602	0,307	9 440 000	9 875 000	185	600	0,302	8 511 000	9 858 000
16	350	600 000	248	713	0,364	369 000	479 000	199	708	0,361	917 000	1 378 000
17	275	1 550 000	200	576	0,294	> 10 000 000	> 10 000 000	178	576	0,290	> 10 000 000	> 10 000 000
21	400	168 000	226	893	0,457	16 000	48 000	195	867	0,465	76 000	186 000
23	400	106 000	236	854	0,436	28 000	67 000	198	835	0,441	119 000	266 000
24	275	6 200 000	213	599	0,306	> 10 000 000	> 10 000 000	184	599	0,302	8 815 000	> 10 000 000
25	350	293 000	245	794	0,405	73 000	132 000	200	783	0,406	257 000	488 000
26	300	> 5 000 000	205	584	0,298	> 10 000 000	> 10 000 000	180	585	0,294	> 10 000 000	> 10 000 000

Tableau Ia : Résultats des calculs de prédiction d'amorçage sur éprouvettes à profil amélioré.

Utilisation de la règle de Neuber

n° Ep	$\Delta\sigma_N$ (MPa)	Ni expérimental	Caractéristiques mécaniques cycliques réelles					Caractéristiques mécaniques cycliques estimées (Hb)				
			σ_0 (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\varepsilon$ %	Ni Basquin	Ni Manson- Coffin	σ_0 (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\varepsilon$ %	Ni Basquin	Ni Manson- Coffin
11	300	1 630 000	208	595	0,304	> 10 000 000	> 10 000 000	170	594	0,295	> 10 000 000	> 10 000 000
12	350	520 000	235	705	0,360	553 000	677 000	178	696	0,342	1 437 000	2 800 000
13	400	210 000	227	795	0,406	99 000	165 000	177	775	0,374	380 000	1 187 000
14	275	3 870 000	178	539	0,275	> 10 000 000	> 10 000 000	158	538	0,268	> 10 000 000	> 10 000 000
15	300	2 300 000	211	601	0,307	> 10 000 000	> 10 000 000	171	599	0,298	> 10 000 000	> 10 000 000
16	350	600 000	235	712	0,363	477 000	595 000	179	703	0,345	1 250 000	2 535 000
17	275	1 550 000	199	576	0,294	> 10 000 000	> 10 000 000	167	575	0,286	> 10 000 000	> 10 000 000
21	400	168 000	205	982	0,454	25 000	63 000	171	851	0,398	126 000	706 000
23	400	106 000	215	854	0,435	41 000	87 000	174	822	0,390	189 000	832 000
24	275	6 200 000	209	599	0,306	> 10 000 000	> 10 000 000	170	598	0,297	> 10 000 000	> 10 000 000
25	350	293 000	227	794	0,405	100 000	166 000	177	775	0,374	380 000	1 187 000
26	300	> 5 000 000	203	585	0,298	> 10 000 000	> 10 000 000	169	583	0,290	> 10 000 000	> 10 000 000

Tableau Ib : Résultats des calculs de prédiction d'amorçage sur éprouvettes à profil amélioré.

Utilisation de la méthode de Molski-Glinka avec Kf

n° Ep	$\Delta\sigma_N$ (MPa)	Ni expérimental	Caractéristiques mécaniques cycliques réelles					Caractéristiques mécaniques cycliques estimées (Hb)				
			σ_0 (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\varepsilon$ %	Ni Basquin	Ni Manson-Coffin	σ_0 (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\varepsilon$ %	Ni Basquin	Ni Manson-Coffin
11	300	1 630 000	217	615	0,314	6 233 000	6 519 000	178	708	0,347	1 166 000	2 415 000
12	350	520 000	235	730	0,372	327 000	430 000	178	716	0,351	990 000	2 170 000
13	400	210 000	220	828	0,422	59 000	113 000	175	798	0,382	266 000	981 000
14	275	3 870 000	189	556	0,283	> 10 000 000	> 10 000 000	161	554	0,276	> 10 000 000	> 10 000 000
15	300	2 300 000	219	623	0,318	4 993 000	5 259 000	173	618	0,307	6 657 000	9 364 000
16	350	600 000	234	746	0,380	236 000	328 000	178	731	0,357	776 000	1 833 000
17	275	1 550 000	211	604	0,308	9 297 000	9 623 000	171	599	0,298	> 10 000 000	> 10 000 000
21	400	168 000	190	945	0,480	13 000	43 000	169	885	0,406	79 000	610 000
23	400	106 000	205	895	0,456	23 000	61 000	172	849	0,398	127 000	708 000
24	275	6 200 000	224	635	0,324	3 463 000	3 698 000	175	629	0,312	5 293 000	7 725 000
25	350	293 000	216	852	0,434	41 000	88 000	172	819	0,389	200 000	858 000
26	300	> 5 000 000	212	602	0,307	9 530 000	9 860 000	171	599	0,298	> 10 000 000	> 10 000 000

Tableau Ic : Résultats des calculs de prédiction d'amorçage sur éprouvettes à profil amélioré.
Utilisation de la méthode de Molski-Glinka avec Kt

n° Ep	$\Delta\sigma_N$ (MPa)	Ni expérimental	Caractéristiques mécaniques cycliques réelles					Caractéristiques mécaniques cycliques estimées (Hb)				
			σ_0 (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\varepsilon$ %	Ni Basquin	Ni Manson- Coffin	σ_0 (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\varepsilon$ %	Ni Basquin	Ni Manson- Coffin
1	600	34 000	179	1079	0,566	2 000	13 000	188	996	0,601	11 000	41 000
2	500	104 000	236	896	0,458	13 000	42 000	204	863	0,467	57 000	156 000
4	400	600 000	271	688	0,351	415 000	535 000	216	682	0,347	941 000	1 463 000
5	350	1 160 000	265	635	0,324	1 631 000	1 839 000	214	631	0,319	2 541 000	3 392 000
6	325	>10 000 000	252	591	0,302	6 157 000	6 459 000	209	590	0,297	6 162 000	7 562 000
10	500	75 000	226	932	0,477	9 000	33 000	200	891	0,490	40 000	118 000
12	400	195 000	267	757	0,387	101 000	168 000	214	746	0,385	312 000	593 000
13	350	569 000	269	654	0,334	963 000	1 114 000	215	650	0,329	1 723 000	2 447 000
15	300	1 780 000	239	560	0,286	> 10 000 000	> 10 000 000	204	554	0,281	> 10 000 000	> 10 000 000
16	300	1 230 000	234	552	0,282	> 10 000 000	> 10 000 000	202	551	0,277	> 10 000 000	> 10 000 000
17	337	> 5 000 000	256	602	0,307	4 340 000	4 553 000	211	600	0,303	4 884 000	6 098 000

Tableau Id : Résultats des calculs de prédiction d'amorçage sur éprouvettes refondues TIG.

Utilisation de la règle de Neuber

n° Ep	$\Delta\sigma_N$ (MPa)	Ni expérimental	Caractéristiques mécaniques cycliques réelles					Caractéristiques mécaniques cycliques estimées (Hb)				
			σ_0 (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\varepsilon$ %	Ni Basquin	Ni Manson-Coffin	σ_0 (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\varepsilon$ %	Ni Basquin	Ni Manson-Coffin
1	600	34 000	158	1070	0,533	3 000	23 000	165	963	0,402	22 000	581 000
2	500	104 000	213	895	0,456	20 000	56 000	178	847	0,393	98 000	648 000
4	400	600 000	257	687	0,351	549 000	676 000	193	678	0,333	1 305 000	2 617 000
5	350	1 160 000	256	635	0,324	1 939 000	2 138 000	194	629	0,311	3 312 000	5 285 000
6	325	>10 000 000	246	592	0,302	6 742 000	7 045 000	193	588	0,292	7 789 000	> 10 000 000
10	500	75 000	203	930	0,473	13 000	44 000	176	870	0,398	71 000	591 000
12	400	195 000	248	757	0,386	143 000	219 000	189	740	0,359	466 000	1 336 000
13	350	569 000	257	654	0,333	1 211 000	1 379 000	194	648	0,320	2 305 000	3 984 000
15	300	1 780 000	236	560	0,286	> 10 000 000	> 10 000 000	190	558	0,278	> 10 000 000	> 10 000 000
16	300	1 230 000	231	553	0,282	> 10 000 000	> 10 000 000	189	550	0,274	> 10 000 000	> 10 000 000
17	337	> 5 000 000	250	602	0,307	4 836 000	5 107 000	194	598	0,297	6 231 000	8 862 000

Tableau Ie : Résultats des calculs de prédiction d'amorçage sur éprouvettes refondues TIG.

Utilisation de la méthode de Molski-Glinka avec Kf

n° Ep	$\Delta\sigma_N$ (MPa)	Ni expérimental	Caractéristiques mécaniques cycliques réelles					Caractéristiques mécaniques cycliques estimées (Hb)				
			σ_0 (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\varepsilon$ %	Ni Basquin	Ni Manson- Coffin	σ_0 (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\varepsilon$ %	Ni Basquin	Ni Manson- Coffin
1	600	34 000	153	1082	0,537	3 000	23 000	165	971	0,401	20 000	596 000
2	500	104 000	210	908	0,462	17 000	51 000	178	854	0,395	87 000	623 000
4	400	600 000	256	696	0,355	463 000	582 000	192	686	0,337	1 151 000	2 397 000
5	350	1 160 000	257	643	0,328	1 526 000	1 709 000	194	637	0,315	2 787 000	4 613 000
6	325	>10 000 000	249	601	0,307	5 089 000	5 365 000	192	598	0,297	6 334 000	8 988 000
10	500	75 000	198	946	0,481	11 000	40 000	175	880	0,400	62 000	573 000
12	400	195 000	246	772	0,394	112 000	182 000	189	750	0,363	389 000	1 201 000
13	350	569 000	257	665	0,339	919 000	1 072 000	194	656	0,324	1 949 000	3 509 000
15	300	1 780 000	240	570	0,291	> 10 000 000	> 10 000 000	190	567	0,282	> 10 000 000	> 10 000 000
16	300	1 230 000	236	561	0,286	> 10 000 000	> 10 000 000	190	558	0,278	> 10 000 000	> 10 000 000
17	337	> 5 000 000	252	610	0,311	3 853 000	4 105 000	194	605	0,300	5 312 000	7 756 000

Tableau If : Résultats des calculs de prédiction d'amorçage sur éprouvettes refondues TIG.

Utilisation de la méthode de Molski-Glinka avec K_t

3 - Résultats sur éprouvettes détensionnées

Ne connaissant pas les caractéristiques mécaniques cycliques réelles en ZAT, les calculs sur éprouvettes détensionnées ont été réalisés compte tenu des conclusions précédemment exposées. La règle de Neuber a été utilisée, et le calcul de N_a a été réalisé à partir de la relation de Basquin modifiée. La figure 16 présente les résultats obtenus. On constate que les valeurs de prédiction de N_a sont assez éloignées des valeurs expérimentales. Ceci résulte sans doute des erreurs dues aux valeurs des caractéristiques mécaniques cycliques estimées qui sont plus ou moins correctes, mais aussi des valeurs Θ et ρ qui ne correspondent peut-être pas aux valeurs réelles, là où se sont amorcées les fissures de fatigue.

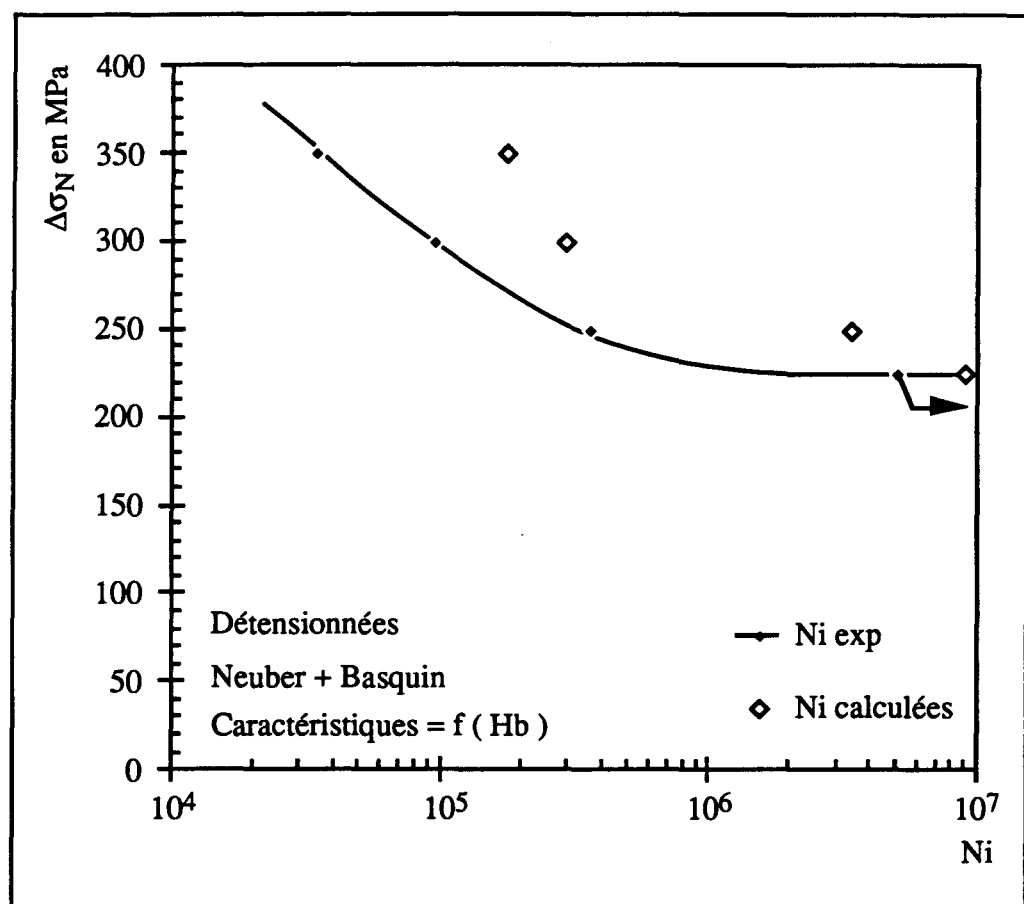


Figure 16 : Calculs de prédiction d'amorçage dans le cas des éprouvettes détensionnées

II - CALCUL DE LA COURBE ELASTO-PLASTIQUE THEORIQUE DE LA ZAT (C.E.P.T)

La C.E.P.T définie au § III dans le premier chapitre a été calculée au moyen de la relation de Manson-Coffin et de la loi d'érouissage cyclique de la ZAT dont les coefficients et exposants ont été déterminés expérimentalement au § I-1-2-b .

D'autre part, pour chacune des éprouvettes de qualité courante, à profil amélioré, et refondues TIG testées en fatigue, les valeurs $K_f \cdot \Delta \sigma_N$ ont été calculées.

Nous avons porté dans un diagramme ($K_f \Delta \sigma_N, N_a$) les couples de valeurs pour chaque éprouvette, ainsi que la CEPT ($\sqrt{E \Delta \sigma \Delta \epsilon} = K_f \Delta \sigma_N, N_a$) du matériau (figure 17).

Nous constatons que la CEPT est située au dessus des points expérimentaux.

De plus, la divergence entre la CEPT et les résultats expérimentaux est d'autant plus prononcée que le nombre de cycles à l'amorçage augmente.

Cette différence, comme l'explique Y.V. Papadopoulos & al. [46], est due sans doute à la non prise en compte de la contrainte moyenne dans l'expression de la relation de Manson-Coffin.

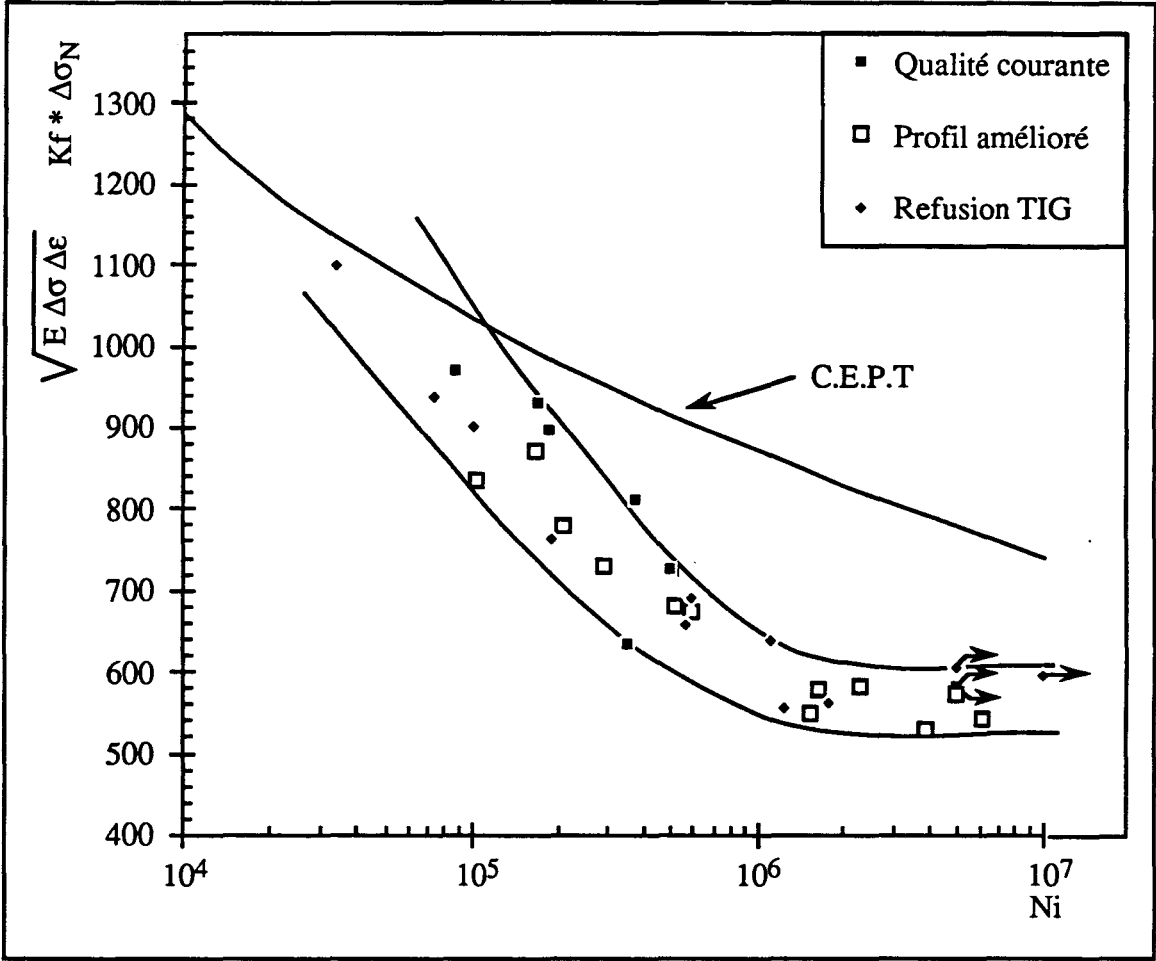


Figure 17 : Comparaison entre la C.E.P.T et les résultats expérimentaux exprimés dans un diagramme ($K_f \Delta \sigma_N, N_a$)

III - DISCUSSION SUR LA VALIDITE DE CERTAINES HYPOTHESES OU RELATIONS

L'application de la méthode d'approche locale pour modéliser la durée de vie à l'amorçage en fatigue de joints soudés fait appel à certaines hypothèses et certaines approximations qu'il est intéressant de discuter.

III - 1 Justification de l'utilisation de K_f calculé par l'équation de Peterson

K_t est remplacé par K_f (calculé à partir de la relation de Peterson : $K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{a}{\rho}}$)

dans les relations de Neuber ou de Molski-Glinka (voir p 106).

Ceci peut être justifié lorsqu'on prend en compte les problèmes liés aux fissures courtes.

J. Polak [63] montre que la vitesse de fissuration v est la somme de deux vitesses : une vitesse d'amorçage v_i résultant des formations de bandes de glissement puis de microfissuration et de phénomènes de coalescence, et une vitesse v_p de propagation de la fissure (fonction de l'intensité des contraintes en fond de fissure).

$$v = v_i + v_p$$

L'évolution de ces vitesses est différente selon que l'éprouvette est lisse ou entaillée, comme le montre la figure 16 a-b. La figure 16b montre que dans le cas d'une éprouvette entaillée, la vitesse de fissuration passe par un minimum. Par conséquent, une fissure peut s'amorcer en surface, commencer à se propager puis arrêter de se propager à partir d'une certaine profondeur. Il existe une profondeur critique a_{in} de fissure (où $v_i = v_p$) au delà de laquelle la vitesse de propagation est prédominante et la fissure se propage irrémédiablement.

Ceci met en évidence que ce sont les contraintes et les déformations à cette profondeur critique (en sous couche) qui déterminent l'amorçage puis la propagation des fissures de fatigue. Ce sont ces valeurs de contraintes et déformations qu'il est nécessaire de prendre en compte lorsqu'on réalise des calculs de prédiction de durée de vie à l'amorçage en fatigue dans le cas des éprouvettes entaillées (donc dans le cas des joints soudés).

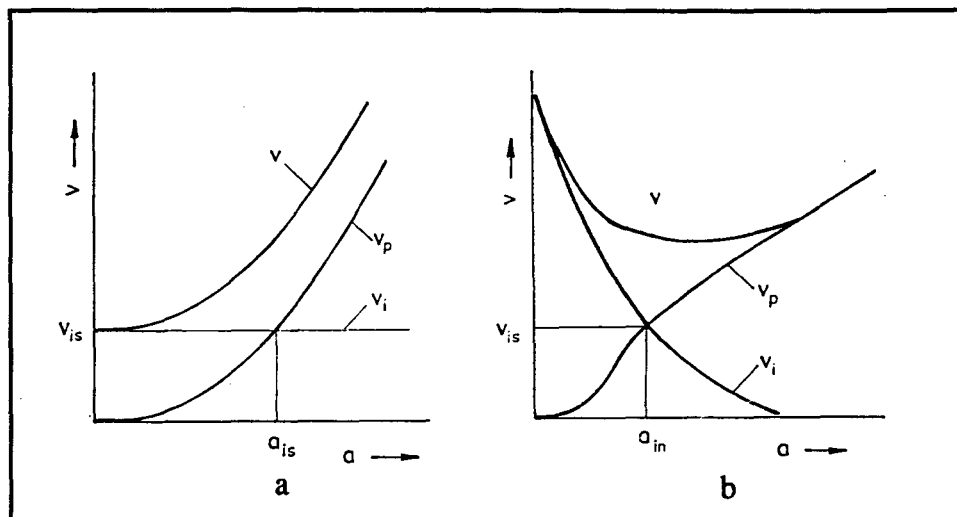


Figure 16 : Comparaison des vitesses d'amorçage et de propagation des fissures courtes dans le cas où l'éprouvette est lisse (a) ou entaillées (b).

Dans le cas d'éprouvettes entaillées sollicitées sous une contrainte nominale égale à σ_N , les éprouvettes présentent un gradient de contraintes (figure 17). En fatigue sous une variation de contrainte nominale égale à $\Delta\sigma_N$ cette même éprouvette présente à la profondeur critique a_{in} , un effet de concentration de contrainte moins important qu'en surface. La variation de la contrainte locale en sous couche est par conséquent inférieure à la variation de la contrainte en surface (égale à $K_t \Delta\sigma_N$). Cette contrainte locale en sous couche pourrait être calculée de façon rigoureuse en introduisant un coefficient $K_{t_{sc}}$ (fonction du rayon de courbure de l'entaille [63]) correspondant au coefficient de concentration de contrainte réel en sous couche. J. Polak [63] détermine ce coefficient dans le cas d'entailles elliptiques en utilisant les concepts de fissures courtes :

$$K_{t_{sc}} = K_f = K_t \frac{1}{\sqrt{1 + 4,5 \frac{a_{is}}{\rho}}}$$

où a_{is} est la profondeur pour laquelle $v_i = v_p$ dans le cas d'une éprouvette lisse (dont le matériau est identique au matériau de l'éprouvette entaillée) sollicitée en fatigue.

Le remplacement de K_t par K_f (déterminé par l'équation de Peterson) dans les relations de Neuber ou de Molski-Glinka correspond à une approximation non rigoureuse de ce coefficient $K_{t_{sc}}$. Néanmoins on peut remarquer que l'équation de Peterson $K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{a}{\rho}}$ a une forme

analogue à la relation proposée par Polak. En effet, les paramètres a et a_{is} varient dans le même sens. Ceci justifie l'utilisation de K_f déterminé à partir de la relation de Peterson dans la règle de Neuber et dans la relation de Molski-Glinka.

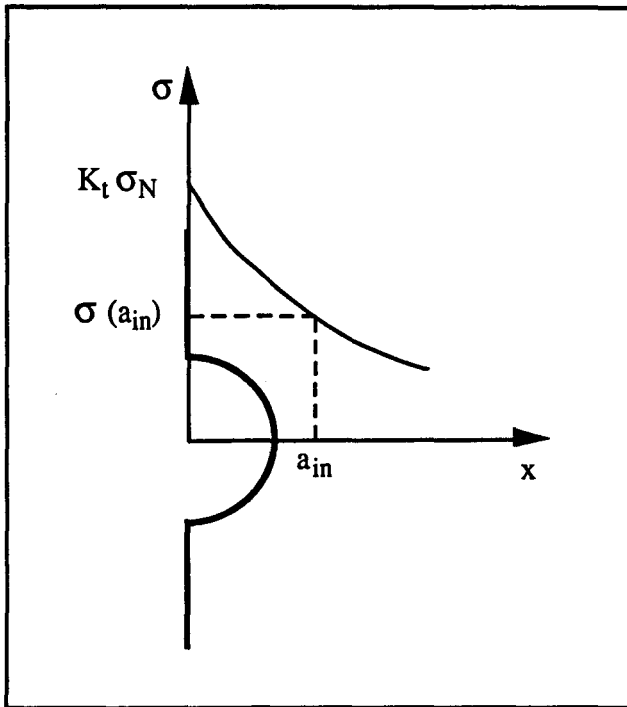


Figure 17 : Gradients de contrainte dans une éprouvette entaillée

III - 2 Règle de Neuber et relation de Molski-Glinka lorsque la déformation plastique n'est plus localisée en fond d'entaille.

La règle de Neuber et la relation de Molski-Glinka ont été appliquées en supposant le chargement nominale purement élastique. D'autre part, la relation de Molski-Glinka repose sur l'hypothèse que la déformation plastique locale reste confinée dans un environnement purement élastique. Or lorsque le coefficient de concentration de contrainte est faible et que le chargement nominale est élevé, la déformation nominale peut passer dans le domaine plastique. Il est alors nécessaire de tenir compte de cette plasticité nominale généralisée dans les expressions de la règle de Neuber et dans la relation de Molski-Glinka.

1 - Expression de la règle de Neuber

Lorsque la déformation plastique nominale est prise en compte dans la règle de Neuber en fatigue, celle-ci devient :

$$\Delta\sigma \Delta\epsilon = K_t^2 \Delta\sigma_N \Delta\epsilon_N = K_t^2 \Delta\sigma_N \left(\frac{\Delta\sigma_N}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma_N}{2K'} \right)^{1/n'} \right)$$

2 - Expression de la relation de Molski-Glinka

Sous sollicitations monotones, la déformation plastique nominale est représentée par l'aire (OAB) située sous la courbe d'érouissage monotone (figure 18). L'expression de la relation de Molski-Glinka s'écrit alors :

$$\frac{\sigma^2}{2E} + \frac{\sigma}{n+1} \left(\frac{\sigma}{K}\right)^{1/n} = Kt^2 \int_0^{\epsilon_N} \sigma_N(\epsilon_N) d(\epsilon_N)$$

c'est à dire sous sa forme développée :

$$\frac{\sigma^2}{2E} + \frac{\sigma}{n+1} \left(\frac{\sigma}{K}\right)^{1/n} = Kt^2 \left(\frac{\sigma_N^2}{2E} + \frac{\sigma_N}{n+1} \left(\frac{\sigma_N}{K}\right)^{1/n} \right)$$

en fatigue, cette relation devient :

$$\frac{\Delta\sigma^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma}{n'+1} \left(\frac{\Delta\sigma}{2K}\right)^{1/n'} = Kt^2 \left(\frac{\Delta\sigma_N^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma_N}{n'+1} \left(\frac{\Delta\sigma_N}{2K}\right)^{1/n'} \right)$$

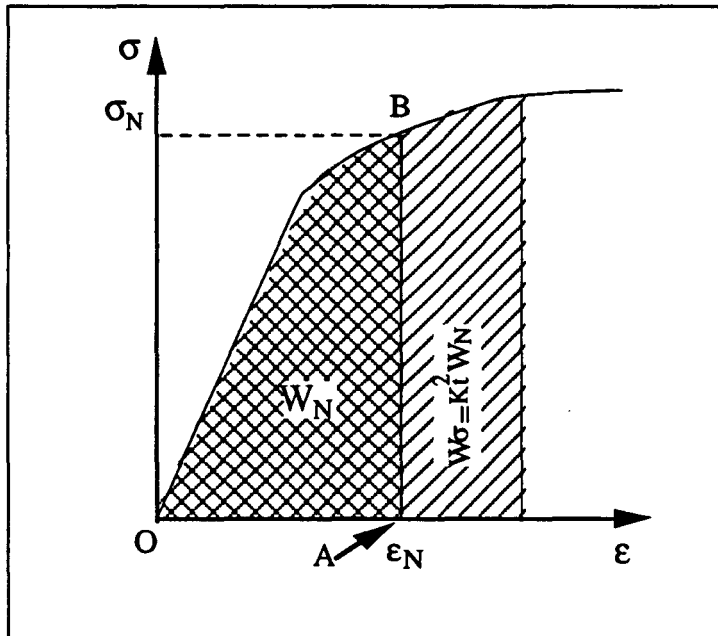


Figure 18 : Représentation des énergies nominales et locales en tenant compte des déformations nominales plastiques

III - 3 Extrapolation en endurance des caractéristiques mécaniques cycliques déterminées en fatigue oligocyclique 165

Le domaine de durées de vie étudié pour la détermination des coefficients mécaniques cycliques à partir d'essais de fatigue oligocyclique était $418 < N_R < 3,6 \cdot 10^4$ cycles. Or ces coefficients ont été utilisés pour des calculs de durées de vie jusqu'à 10^7 cycles. Il serait en toute rigueur nécessaire de déterminer les caractéristiques dans un domaine de durées de vie étendu jusqu'à 10^7 cycles.

Néanmoins, la figure 10 de la partie I-1-2-b montre que pour des durées de vies supérieures à $5 \cdot 10^4$ cycles, d'une part le terme d'endommagement plastique est négligeable et la relation de Manson-Coffin est pratiquement équivalente à la relation de Basquin, et d'autre part la pente de la droite de Basquin est presque constante. Par conséquent l'extrapolation en endurance n'amène que peu d'incertitudes.

CONCLUSIONS

Le but de ces travaux était d'étudier la résistance en fatigue de joints soudés en acier à haute limite d'élasticité E 690. Afin d'augmenter la durée de vie à l'amorçage en fatigue, une procédure de soudage améliorée a été mise au point. De plus, l'influence de deux traitements de parachèvement (la refusion TIG et le martelage de précontrainte) sur l'amorçage des fissures de fatigue a été étudiée. Enfin, une méthode de prédiction de la phase d'amorçage a été appliquée pour calculer les durées de vie à l'amorçage en fatigue des joints soudés étudiés.

L'étude en fatigue-endurance des joints soudés en acier à haute limite d'élasticité a montré que l'optimisation des paramètres de soudage associée au choix de la répartition des passes de soudage, aboutissent à la fois à une forte amélioration de la géométrie des cordons de soudure, mais aussi à la présence de contraintes résiduelles de compression aux pieds des cordons de soudure. Cette procédure de soudage permet alors d'augmenter fortement la résistance en fatigue des joints soudés.

Le détensionnement thermique de ces soudures supprime les contraintes résiduelles de compression et diminue donc la résistance en fatigue des joints soudés étudiés.

L'opération de refusion TIG des pieds de cordons de soudure présente un effet positif (amélioration de la géométrie des pieds de cordons de soudure) mais également un effet négatif (relaxation des contraintes résiduelles de compression). L'opération de refusion TIG aboutit alors à une amélioration relativement modeste de la résistance en fatigue des joints soudés étudiés.

L'étude du martelage de précontrainte a montré que pour des aciers à haute limite d'élasticité, cette opération peut aboutir dans certains cas à une dégradation de la résistance en fatigue des soudures. L'étude du martelage mériterait d'être poursuivie en utilisant un outil de martelage ayant une tête hémisphérique de diamètre inférieur, ou en utilisant des aiguilles à têtes hémisphériques.

Une étude de prédiction de la phase d'amorçage a permis de comparer les valeurs de N_a calculées aux valeurs expérimentales.

La méthode d'approche locale développée par F. V. Lawrence dans le cas des joints soudés a été retenue et développée.

L'apport essentiel dans ces travaux est l'étude de l'influence de plusieurs hypothèses et méthodes de calcul sur la précision des résultats ;

l'utilisation de la règle de Neuber ou de la relation de Molski-Glinka d'une part, de l'équation de Basquin ou de Manson-Coffin d'autre part, enfin du type de caractéristiques mécaniques cycliques (réelles ou estimées) introduites dans les calculs.

La méthode qui permet d'obtenir la meilleure adéquation entre les valeurs de N_a calculées et les valeurs expérimentales utilise la relation de Molski-Glinka ainsi que les caractéristiques mécaniques cycliques réelles en ZAT. De plus, une plus grande précision est obtenue en résolvant l'équation de Manson-Coffin (modifiée par Morrow).

Au vu de ces calculs, la précision avec laquelle sont déterminées les caractéristiques géométriques exactes au lieu d'amorçage de la première fissure de fatigue, est primordiale pour la précision des calculs de durées de vie à l'amorçage en fatigue. Il serait intéressant de poursuivre cette étude en essayant de déterminer plus précisément les caractéristiques géométriques des "entailles mécaniques" les plus sévères, rencontrées couramment pour chaque type de joints soudés.

Enfin, la notion de Courbe Elasto-Plastique Théorique, développée pour des éprouvettes entaillées, ne peut être appliquée dans le cas des joints soudés car elle ne tient pas compte de la contrainte moyenne locale ni des contraintes résiduelles de soudage.

- [1] **H. P. LIEURADE**
"La résistance à la fatigue des assemblages soudés"
 Journées de printemps de la SFM. Commission de fatigue des métaux
 Paris - 4 et 5 juin 1985, pp 1-27
- [2] **S. J. MADDOX**
"Fatigue strength of welded structures"
 Abington Publishing. Second Edition
 1991
- [3] **J. J. JANOSH, S. DEBIEZ**
*"Rôle combiné du mode de sollicitation et de la dimension du manque de pénétration
 dans le comportement en fatigue des soudures d'angles"*
 La fatigue des composants et des structures soudés. Recueil de conférences.
 Publications CETIM
 Journées CETIM.SIS.GAMI.IS, 18-19 novembre 1992, Senlis
 pp 199-208
- [4] **H. P. LIEURADE**
"La résistance à la fatigue des assemblages soudés"
 Communication présentée aux Journées "Métallurgie de la soudure" (S.F.M),
 Marseille, 8-9 novembre 1973
 Editions Métaux
- [5] **H. P. LIEURADE, A. BIGNONNET, M. WYSEUR**
"Pratique des essais de fatigue sur éléments soudés"
 Rapport IRSID, PE 4532, M5 42 05
- [6] **G. BRUYAN, O. VOSIKOVSKY**
*"Prediction of fatigue crack initiation lives for welded plate T-joints based on the local
 stress-strain approach"*
 International Journal of Fatigue, 11, n°3, 1989, pp 153-159
- [7] *"High strength structural steels"*
 European review, final report, 669/XII.C.3/87-EN, 30 septembre 1987
- [8] **H. P. LIEURADE**
"Fatigue analysis in offshore structures"
 Rapport IRSID, RE 88308, avril 1988
- [9] **R. E. PETERSON**
"Stress concentration factors"
 John Wiley and sons, New-York, 1974
- [10] **M. TRUCHON**
"L'amorçage des fissures de fatigue à partir d'entailles. Application aux joints soudés"
 Revue bibliographique, Bulletin Technique du Bureau Véritas, mai 1985
- [11] **H. PETERSHAGEN**
*"Influence des caniveaux sur la résistance à la fatigue des soudures, étude
 bibliographique"*
 Pergamon Press
 Le Soudage dans le Monde, vol 28, n° 7/8, 1990, pp 115-125

- [12] **J. J. JANOSH**
"Tenue en fatigue d'assemblages avec cordons à pénétration partielle"
Soudage et Techniques Connexes, mai-juin 1991, pp 17-30
- [13] **H. P. LIEURADE**
"Les principaux paramètres de résistance à la fatigue des aciers"
Rapport IRSID, RFP 417, janvier 1986
- [14] **H. P. LIEURADE**
"Application de la mécanique de la rupture à la fatigue des structures soudées"
Rapport IRSID, RE 931, juillet 1982
- [15] **J. J. JANOSH, J. GILBERT**
"Mise en évidence du comportement en fatigue d'un assemblage soudé en T, dans les premiers stades de fissuration"
La fatigue des composants et des structures soudés. Recueil de conférences.
Publications CETIM
Journées CETIM.SIS.GAMI.IS, 18-19 novembre 1992, Senlis
pp 185-198
- [16] **S. DEBIEZ, L. PRIMOT**
"Assemblages soudés. Influence du procédé de soudage et de la qualité de la soudure sur leur tenue à la fatigue"
La fatigue des composants et des structures soudés. Recueil de conférences.
Publications CETIM
Journées CETIM.SIS.GAMI.IS, 18-19 novembre 1992, Senlis
pp 3-17
- [17] **P. TANNER, V. DUBOIS, M. A. HIRT**
"Comportement à la fatigue d'un assemblage soudé en fonction du type d'électrode"
Construction Métallique, n° 1, 1992, pp 17-22
- [18] **H.P. LIEURADE, J. LU, G. BEL, J. F. FLAVENOT, P. CASTELLUCI**
"Efficacité des traitements de parachèvement vis à vis de la résistance à la fatigue en fonction du type d'assemblages soudés en acier HLE"
La fatigue des composants et des structures soudés. Recueil de conférences.
Publications CETIM
Journées CETIM.SIS.GAMI.IS, 18-19 novembre 1992, Senlis
pp 29-44
- [19] **H. P. LIEURADE**
"Fatigue crack growth aspects in structural design"
Rapport IRSID, RE 89327, décembre 1989
- [20] **R. LEMAITRE, C. MAS, J. M. SPRAUEL, G. MAEDER**
"Contraintes résiduelles de grenailage et leur évolution lors d'essais de fatigue"
Traitements Mécaniques de Surface, A. Niku Lari, vol II, 1985, pp 27-36
- [21] **A. BIGNONNET**
"Tenue à la fatigue d'un acier 35 NCD 16 grenailé. Evolution des contraintes résiduelles de grenailage en fonction du type de sollicitations"
Mémoires et Etudes Scientifiques Revue de Métallurgie, février 1987, pp 75-84
- [22] **R. LEMAITRE, J. L. LEBRUN, J. MAEDER**
"Contraintes résiduelles et fatigue"
Matériaux et Techniques, septembre-octobre 1982, pp 297-305

- [23] **A. BIGNONNET, Y. PAPADOPOULOS, F. BARRERE, H. P. LIEURADE, H. LECOQ**
"The influence of cathodic protection and post weld improvement on the fatigue resistance of steel welded joints"
Steel in Marine Structures, Elsevier Science Publishers B. V., Amsterdam, 1987, pp 737-746
- [24] **A. BIGNONNET**
"Improving the fatigue strength of welded steel structures"
Steel in Marine Structures, Elsevier Science Publishers B. V., Amsterdam, 1987, pp 1-20
- [25] **A. BIGNONNET**
"Amélioration de la tenue à la fatigue d'assemblages soudés"
Journées de printemps de la SFM. Commission de fatigue des métaux
Paris - 4 et 5 juin 1985, pp 123-140
- [26] **P. J. HAAGENSEN**
"Fatigue : improvement techniques"
Revue de la soudure 3, 1991, pp 51-57
- [27] **A. BIGNONNET, H. P. LIEURADE, L. PICOUET**
"Fatigue des assemblages soudés en acier HLE dans les structures offshore"
Rapport final CECA, IRSID, RE 1151, mars 1985
- [28] **A. BIGNONNET**
Communication privée lors des Journées CETIM.SIS.GAMI.IS,
18-19 novembre 1992, Senlis
- [29] **B. VALAIRE**
"Amélioration du comportement en service d'assemblages par meulage"
La fatigue des composants et des structures soudés. Recueil de conférences.
Publications CETIM
Journées CETIM.SIS.GAMI.IS, 18-19 novembre 1992, Senlis
pp 57-81
- [30] **J. W. KNIGHT**
"Improving the fatigue strength of fillet welded joints by grinding and peening"
Welding Research International, vol 8, n° 6, 1978, pp 519-539
- [31] **H. P. LIEURADE, J. C. TOURRADE**
"Effet des traitements de parachèvement sur le comportement en fatigue des joints soudés bout à bout en acier HLES"
Soudage et Techniques Connexes, novembre-décembre 1984, pp 398-413
- [32] **H. P. LIEURADE, M. WYSEUR, J. C. TOURRADE**
"Effet de traitements de parachèvement sur le comportement en traction ondulée ou en flexion ondulée d'assemblages bout à bout en acier E 490. Contraintes résiduelles en pied de refusion TIG"
La fatigue des composants et des structures soudés. Recueil de conférences.
Publications CETIM
Journées CETIM.SIS.GAMI.IS, 18-19 novembre 1992, Senlis
pp 219-237
- [33] **I. F. C. SMITH, U. BREMEN**
"Cinq traitements visant à augmenter la résistance à la fatigue d'assemblages soudés"
Technica, 15 / 16 / 1985, pp 39-44

- [34] **P. SIMON, A. BRAGARD**
"Amélioration par refusion TIG des propriétés de fatigue des joints soudés"
 Revue de métallurgie, novembre 1979, pp 727-733
- [35] **P. POLAK, S. RAJEC**
"The effect of remelting of weld interfaces by tungsten inert gas arc welding on the properties of welded joints of steel TStE 690 TM"
 Schweißen und Schneiden, 44, octobre 1992, pp193-194, 564-567
- [36] **J. LU, D. FRANÇOIS, J. F. FLAVENOT, H. P. LIEURADE**
"Intégration de la notion des contraintes résiduelles dans les bureaux d'études, présentation d'une démarche globale"
 Les contraintes résiduelles au bureau d'études, CETIM, 7 novembre 1991
- [37] **L. PICOUET, A. BIGNONNET, H. P. LIEURADE, L. CASTEX**
"Influence du grenailage sur le comportement en fatigue d'assemblages soudés en acier HLE"
 Rapport IRSID, RE 1041, décembre 1983
- [38] **A. COULON**
"Précontrainte par pistolet à percussion"
 Traitements Mécaniques de Surface, A. Niku Lari, vol II, 1985, pp 229-237
- [39] **U. BREMEN, I. F. C. SMITH, M. A. HIRT**
"Effet de contraintes résiduelles sur le comportement de fissures de fatigue dans un assemblage soudé et traité"
 Construction Métallique, n° 2, 1988, pp 51-58
- [40] **P. CASTELLUCCI, V. I. TROUFIKOV, P. P. MIKHEEV, E. CH. STATNIKOV**
"Le martelage par ultra-sons des soudures en acier HLE"
 Soudage et Techniques Connexes, mai-juin 1991, pp 31-37
- [41] **P. CASTELLUCCI, E. CH. STATNIKOV**
"Le martelage par ultra-sons des soudures en acier HLE"
 La fatigue des composants et des structures soudés. Recueil de conférences. Publications CETIM
 Journées CETIM.SIS.GAMI.IS, 18-19 novembre 1992, Senlis
 pp 83-102
- [42] **D. COLCHEN**
 Communication privée lors des Journées CETIM. SIS. GAMI. IS,
 18-19 novembre 1992, Senlis
- [43] **F. NIMAL, M. BABBIT**
"Derniers développements dans les aciers à Haute Limite d'Elasticité laminés au train à large bande. Le SOLDUR 690 de SOLLAC"
 Communication aux 31ème journées du Cercle d'Etude des Métaux de Saint-Etienne, 1991
- [44] **F. CONVERT, P. BARBARIN**
 Procès Verbal de mesures de contraintes résiduelles
 02 novembre 1992
- [45] **J. LU, A. NIKU-LARI, J. F. FLAVENOT**
"Récents développements de la mesure des contraintes résiduelles par perçage incrémental"
 Matériaux et Techniques, décembre 1985, pp 709-718

- [46] **Y. V. PAPADOPOULOS, M. TRUCHON**
"Analyse de l'amorçage des fissures de fatigue. Application aux noeuds tubulaires soudés"
Journées de printemps de la SFM. Commission de fatigue des métaux
Paris - 4 et 5 juin 1985, pp 247-266
- [47] **F. V. LAWRENCE, Jr, R. J. MATTOS, Y. HIGASHIDA, J. D. BURK**
"Estimating the fatigue crack initiation life of welds"
Fatigue Testing of Weldments, ASTM, STP 648, D. W. Hoepfner, Ed., American Society for Testing and Materials, 1978, pp 134-158
- [48] **J. MORROW**
SAE Fatigue Design Handbook
Graham, Ed., 1968, pp 21-30
- [49] **M. SKORUPA**
"Fatigue crack initiation life prediction for welded joints by low cycle fatigue approach"
Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol 13, n° 6, 1990, pp 597-613
- [50] **R. A. TESTIN, J. -Y. YUNG, F. V. LAWRENCE, Jr, R. C. RICE**
"Predicting the fatigue resistance of steel weldments"
Welding research, Supplement to the Welding Journal, avril 1987, pp 93-98
- [51] **J. -Y. YUNG, F. V. LAWRENCE**
"Analytical and graphical aids for the fatigue design of weldments"
Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol 8, n° 3, 1985, pp 223-241
- [52] **H. NEUBER**
"Theory of stress concentration for shear-strained prismatical bodies with arbitrary nonlinear stress-strain law"
Journal of Applied Mechanics, décembre 1961, pp 544-550
- [53] **J. D. MORROW, R. M. WETZEL, T. H. TOPPER**
"Laboratory simulation of structural fatigue behaviour"
Effects of Environment and Complex Load History on Fatigue Life, ASTM, STP 462, American Society for Testing and Materials, 1970, pp 74-91
- [54] **K. MOLSKI, G. GLINKA**
"A method of elastic-plastic stress and strain calculation at a notch root"
Materials Science and Engineering, 50, 1981, pp 93-100
- [55] **G. GLINKA**
"Energie density approach to calculation of inelastic strain-stress near notches and cracks"
Engineering Fracture Mechanics, vol 22, n° 3, 1985, pp 485-508
- [56] **G. GLINKA**
"Calculation of inelastic notch-tip strain-stress histories under cyclic loading"
Engineering Fracture Mechanics, vol 22, n° 5, 1985, pp 839-854
- [57] **A. BAUS, H. P. LIEURADE, G. SANZ, M. TRUCHON**
"Etude de l'amorçage des fissures de fatigue sur éprouvettes en acier à très haute résistance possédant des défauts de formes et de dimensions différentes"
Rapport IRSID P 260, avril 1976, pp 161-190

- 174 [58] **F. V. LAWRENCE, Jr, J. -Y. YUNG**
"Estimating the effects of residual stress on the fatigue life of notched components"
Advances in Surface Treatments, A. Niku-Lari, Pergamon Press, Ed., vol 4,
pp 483-509
- [59] **N. -J. HO, F. V. LAWRENCE, Jr**
"Constant amplitude and variable load history fatigue results and predictions for cruciform and lap welds"
Theoretical and Applied Fracture Mechanics, vol 1, n° 1, mars 1984, pp 3-21
- [60] **M. SKORUPA**
"Fatigue life prediction of cruciform joints failing at the weld toe"
Welding research, Supplement to the Welding Journal, août 1992, pp 269-275
- [61] Annual Book of ASTM Standard
part 10, 1981, Designation E 606-80, pp 711-728
"Standard recommended practice for constant-amplitude low-cycle fatigue testing"
- [62] **G. DEGALLAIX, P. HOTTEBART, A. SEDDOUKI, S. DEGALLAIX**
"Advance in hysteresis loop analysis and interpretation by low cycle fatigue test computerization"
Automation in Fatigue and Fracture Testing and Analysis, SF2M-ASTM-SAE, Paris,
15-17 juillet 1992
- [63] **J. POLAK**
" On the relation between the fatigue notch factor and theoretical stress concentration factor"
Acta Technica CSAV, n° 6, 1987, pp 693 - 711

ANNEXES

Procès Verbaux de soudage

Sollac Recherche

PROCES VERBAL DE QUALIFICATION D'ESSAI DE SOUDAGE
WELDING PROCEDURE QUALIFICATION RECORD

JOINT 23B

KJ/cm

OBJET JOINTS EN T SUR NUANCE SOLDUR 690 POUR ESSAIS DE FATIGUE
OBJECT

 Date : 29/11/90
 PV N° 9023/B

METAL DE BASE / PARENT METAL
Nuance qualité / *Specif. grade*: E 690Marque / *Specimen mark*: SOLDUREpaisseur (mm) / *Thickness* : 8Etat de livraison / *As delivered*: LACN° de coulée / *Heat Nr*:N° de tôle / *Plate Nr*:Analyse chimique 10⁻³%
Chemical analysis:

Sur tôle On plate	C	Mn	P	S	Si	Al	Ni	Cr	Cu	Mo	Nb	V	Ti	N2	H2	O	Sn	Co	Ca	As	B	Ceq	
	42	1745	11	4	264	30				280	54		32	*								*	390

* Teneur en ppm B = 21; N2 = 66

PROPRIETES MECANIKES / MECHANICAL PROPERTIES
Essais de traction / *Tensile Tests*Essais de résilience / *Impact Tests* Joules daJ/cm2

Re / Y.S. MPa	Rm / U.T.S. MPa	A% / Type =	E %	Type / Type Transversal	T °C	Moyenne / Average
Long				Long (pleine ép.)	- 20	7,4
Travers 706	776	14,5		Travers (pleine ép.)	- 20	5,9

PROCEDE DE SOUDAGE 136 Fil fourré sous protection gazeuse
WELDING PROCESS FCAW

MEULAGE ENVERS
 BACK GRINDING
GOUGEAGE
 BACK GOUGING

POSITION DE SOUDAGE 2F joint en T, pleine pénétration
WELDING POSITION
PRODUITS D'APPORT
FILLER METAL AND FLUX

	FOURNISSEUR SUPPLIER	APPELLATION NAME	Diam.	N° de lot BATCH Nr	Rep.	DESIGNATION NORMALISEE ACCORDING TO NFA or AWS
Electrodes enrobées Covered electrodes						
Fils Wires	CERLIKON	FLUXOFIL 42	1,2	129747	A	AWS A5-29: E 110T5 K4 NF A81-352: T GS Y69-2-2
Flux solide ou gazeux Solid or gas Flux	AIR LIQUIDE	ATAL 5			B	NF A81-010: O AR 08 B

CONDITIONS THERMIQUES DE SOUDAGE / WELDING THERMAL CYCLES

T.T.A.S. / P.W.H.T. NON

Préchauffage / *Preheating*

NON, dégourdissage 50°C

Entre passes / *Interpass*

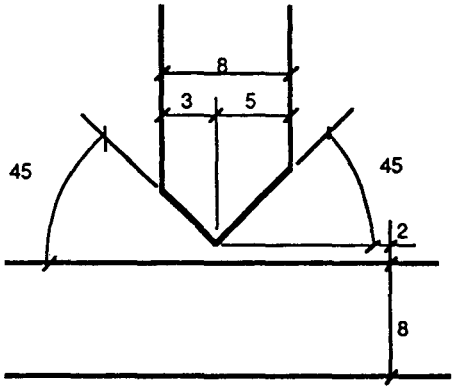
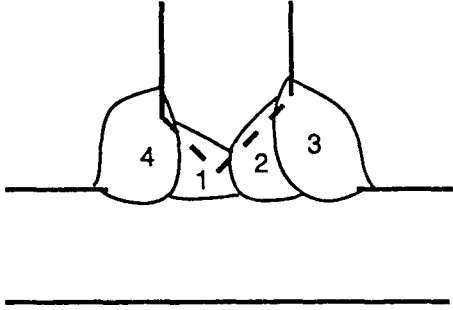
< 150°C


Postchauffage / *Post heating*

NON

 Enfournement Loading
 Montée Heating Rate
 Maintien Holding
 Descente Cooling Rate
 Défournement Unloading

Joints soudés de qualité courante

Sollac Recherche CRDAV		CONDITION DE SOUDAGE WELDING CONDITION		Date : 3/02/91 PV N° 9023/B		2/4				
CROQUIS D'EXECUTION DU JOINT SKETCH OF JOINT ACCOMPLISHMENT				Exécutant : DOUILLY Performer						
Préparation du joint / Joint preparation IIA				Répartition des passes / passes disposition						
 <p>Chantreïn par usinage</p>				<p>passes 1 et 2 angle de torche = 35° / horizontale passes 3 et 4 angle de torche = 45° / horizontale</p>  <p>angle de trainée $\beta = 5^\circ$ / verticale</p>						
PARAMETRES DE SOUDAGE WELDING CONDITIONS				Date d'exécution du soudage : 03/12/90 Welding date						
Passes N°	Procédé Process	Position Position	Courant et polarité Current and polarity	Electrode Wire rep.	Flux Flux rep.	Intensité Intensity ampères	Tension Tension volts	Vitesse Speed cm/mn	Energie linéaire Heat input Kj/cm	Température entre passes Interpass °C
1	136	2F	CC+	A	B 16 L	230 Vd=8,7	26	42	8,5	50
2	136	2F	CC+	A	B	280 Vd=12	30	42	12	<150
3	136	2F	CC+	A	B	280 Vd=12	30	42	12	<150
4	136	2F	CC+	A	B	280 Vd=12	30	42	12	<150

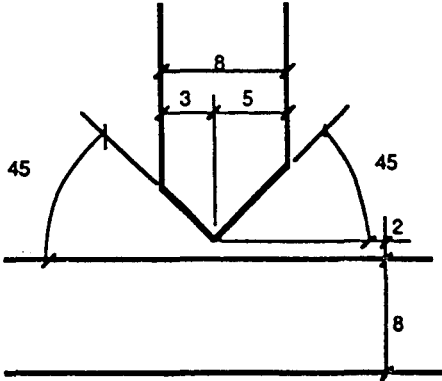
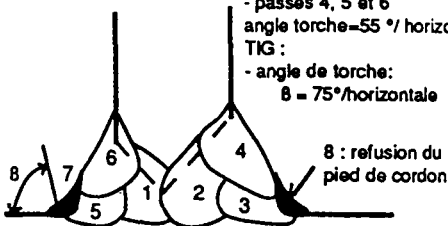
Sollac Recherche 	1/4																																												
PROCES VERBAL DE QUALIFICATION D'ESSAI DE SOUDAGE WELDING PROCEDURE QUALIFICATION RECORD																																													
JOINT 2 3 A KJ/cm																																													
OBJET JOINTS EN T SUR NUANCE SOLDUR 690 POUR ESSAIS DE FATIGUE <i>OBJECT</i>	Date : 29/11/90 PV N° 9023/A																																												
METAL DE BASE / PARENT METAL																																													
Nuance qualité / <i>Specif. grade</i> : E 690	Marque / <i>Specimen mark</i> : SOLDUR																																												
Epaisseur (mm) / <i>Thickness</i> : 8	Etat de livraison / <i>As delivered</i> : LAC																																												
N° de coulée / <i>Heat Nr</i> :	N° de tôle / <i>Plate Nr</i> :																																												
Analyse chimique 10 ⁻³ % <i>Chemical analysis</i> :																																													
Sur tôle <i>On plate</i>	<table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse; text-align: center;"> <tr> <th>C</th><th>Mn</th><th>P</th><th>S</th><th>Si</th><th>Al</th><th>Ni</th><th>Cr</th><th>Cu</th><th>Mo</th><th>Nb</th><th>V</th><th>Ti</th><th>N2</th><th>H2</th><th>O</th><th>Sn</th><th>Co</th><th>Ca</th><th>As</th><th>B</th><th>Ceq</th> </tr> <tr> <td>42</td><td>1745</td><td>11</td><td>4</td><td>264</td><td>30</td><td></td><td></td><td></td><td>280</td><td>54</td><td></td><td>32</td><td>*</td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td>*</td><td>390</td> </tr> </table>	C	Mn	P	S	Si	Al	Ni	Cr	Cu	Mo	Nb	V	Ti	N2	H2	O	Sn	Co	Ca	As	B	Ceq	42	1745	11	4	264	30				280	54		32	*							*	390
C	Mn	P	S	Si	Al	Ni	Cr	Cu	Mo	Nb	V	Ti	N2	H2	O	Sn	Co	Ca	As	B	Ceq																								
42	1745	11	4	264	30				280	54		32	*							*	390																								
<small>* Teneur en ppm B = 21; N2 = 66</small>																																													
PROPRIETES MECANIKES / MECHANICAL PROPERTIES																																													
Essais de traction / Tensile Tests	<input type="radio"/> Joules <input checked="" type="radio"/> daJ/cm2																																												
Essais de résilience / Impact Tests																																													
<table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <thead> <tr> <th>Re / Y.S. MPa</th> <th>Rm / U.T.S. MPa</th> <th>A% / E % Type =</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Long</td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>Travers 706</td> <td>776</td> <td>14,5</td> </tr> </tbody> </table>	Re / Y.S. MPa	Rm / U.T.S. MPa	A% / E % Type =	Long			Travers 706	776	14,5	<table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <thead> <tr> <th>Type/ Type Transversal</th> <th>T °C</th> <th>Moyenne / Average</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Long (pleine ép.)</td> <td>- 20</td> <td>7,4</td> </tr> <tr> <td>Travers (pleine ép.)</td> <td>- 20</td> <td>5,9</td> </tr> </tbody> </table>	Type/ Type Transversal	T °C	Moyenne / Average	Long (pleine ép.)	- 20	7,4	Travers (pleine ép.)	- 20	5,9																										
Re / Y.S. MPa	Rm / U.T.S. MPa	A% / E % Type =																																											
Long																																													
Travers 706	776	14,5																																											
Type/ Type Transversal	T °C	Moyenne / Average																																											
Long (pleine ép.)	- 20	7,4																																											
Travers (pleine ép.)	- 20	5,9																																											
PROCEDE DE SOUDAGE 136 Fil fourré sous protection gazeuse <i>WELDING PROCESS</i> FCAW																																													
MEULAGE ENVERS <input type="checkbox"/> <i>BACK GRINDING</i> GOUGEAGE <input type="checkbox"/> <i>BACK GOUGING</i>																																													
POSITION DE SOUDAGE 2F joint en T, pleine pénétration <i>WELDING POSITION</i>																																													
PRODUITS D'APPORT <i>FILLER METAL AND FLUX</i>																																													
	<table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <thead> <tr> <th></th> <th>FOURNISSEUR <i>SUPPLIER</i></th> <th>APPELLATION <i>NAME</i></th> <th>Diam.</th> <th>N° de lot <i>BATCH Nr</i></th> <th>Rep.</th> <th>DESIGNATION NORMALISEE <i>ACCORDING TO NFA or AWS</i></th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Electrodes enrobées <i>Covered electrodes</i></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td>Fils <i>Wires</i></td> <td>CERLIKON</td> <td>FLUXOFIL 42</td> <td>1,2</td> <td>129747</td> <td>A</td> <td>AWS A5-29: E 110T5 K4 NF A81-352: T GS Y69-2-2</td> </tr> <tr> <td>Flux solide ou gazeux <i>Solid or gas Flux</i></td> <td>AIR LIQUIDE</td> <td>ATAL 5</td> <td></td> <td></td> <td>B</td> <td>NF A81-010: O AR 08 B</td> </tr> </tbody> </table>		FOURNISSEUR <i>SUPPLIER</i>	APPELLATION <i>NAME</i>	Diam.	N° de lot <i>BATCH Nr</i>	Rep.	DESIGNATION NORMALISEE <i>ACCORDING TO NFA or AWS</i>	Electrodes enrobées <i>Covered electrodes</i>							Fils <i>Wires</i>	CERLIKON	FLUXOFIL 42	1,2	129747	A	AWS A5-29: E 110T5 K4 NF A81-352: T GS Y69-2-2	Flux solide ou gazeux <i>Solid or gas Flux</i>	AIR LIQUIDE	ATAL 5			B	NF A81-010: O AR 08 B																
	FOURNISSEUR <i>SUPPLIER</i>	APPELLATION <i>NAME</i>	Diam.	N° de lot <i>BATCH Nr</i>	Rep.	DESIGNATION NORMALISEE <i>ACCORDING TO NFA or AWS</i>																																							
Electrodes enrobées <i>Covered electrodes</i>																																													
Fils <i>Wires</i>	CERLIKON	FLUXOFIL 42	1,2	129747	A	AWS A5-29: E 110T5 K4 NF A81-352: T GS Y69-2-2																																							
Flux solide ou gazeux <i>Solid or gas Flux</i>	AIR LIQUIDE	ATAL 5			B	NF A81-010: O AR 08 B																																							
CONDITIONS THERMIQUES DE SOUDAGE / WELDING THERMAL CYCLES																																													
T.T.A.S. / P.W.H.T. NON																																													
Préchauffage/ <i>Preheating</i>	NON, dégourdissage 50°C																																												
Entre passes/ <i>Interpass</i>	< 150°C																																												
Postchauffage/ <i>Post heating</i>	NON																																												
	Enfournement <i>Loading</i> Montée <i>Heating Rate</i> Maintien <i>Holding</i> Descente <i>Cooling Rate</i> Défournement <i>Unloading</i>																																												

Joints soudés à profil amélioré

Sollac Recherche		CRDM		CONDITION DE SOUDAGE		WELDING CONDITION		Date : 29/11/90		PV N° 9023/A	
CROQUIS D'EXECUTION DU JOINT						Exécutant : DOUILLY					
SKETCH OF JOINT ACCOMPLISHMENT						Performer					
Préparation du joint / Joint preparation IIA						Répartition des passes / passes disposition					
Chanfrein par usinage.						passes 1, 2, 4 et 5 angle de torche = 45° / horizontale passes 3 et 6 angle de torche = 55° / horizontale					
PARAMETRES DE SOUDAGE						Date d'exécution du soudage : 06/90					
WELDING CONDITIONS						Welding date					
Passes N°	Procédé Process	Position Position	Courant et polarité Current and polarity	Electrode Wire rep.	Flux Flux rep.	Intensité Intensity ampères	Tension Tension volts	Vitesse Speed cm/mn	Energie linéaire Heat input Kj/cm	Température entre passes Interpass °C	
1	136	2F	CC+	A	B	200	20	30	8	50	
2	136	2F	CC+	A	B	220	20	30	9,7	< 150	
3	136	2F	CC+	A	B	190	20	30	7,6	< 150	
4	136	2F	CC+	A	B	180	19	30	6,8	< 150	
5	136	2F	CC+	A	B	190	20	30	7,6	< 150	
6	136	2F	CC+	A	B	180	19	30	6,8	< 150	
						Vd m/mn					

Sollac Recherche		1/4																																																																						
PROCES VERBAL DE QUALIFICATION D'ESSAI DE SOUDAGE WELDING PROCEDURE QUALIFICATION RECORD																																																																								
JOINT 23 C 7 KJ/cm																																																																								
OBJET JOINTS EN T SUR NUANCE SOLDUR 690 POUR ESSAIS DE FATIGUE OBJECT		Date : 22/03/91 PV N° 9023/C																																																																						
METAL DE BASE / PARENT METAL Nuance qualité / Specif. grade: E 690 Marque / Specimen mark: SOLDUR Epaisseur (mm) / Thickness : 8 Etat de livraison / As delivered: LAC N° de coulée / Heat Nr: N° de tôle / Plate Nr:																																																																								
Analyse chimique 10 ⁻³ % Chemical analysis:																																																																								
<table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <td style="width: 10%;"></td> <td>C</td><td>Mn</td><td>P</td><td>S</td><td>SI</td><td>Al</td><td>NI</td><td>Cr</td><td>Cu</td><td>Mo</td><td>Nb</td><td>V</td><td>TI</td><td>N2</td><td>H2</td><td>O</td><td>Sn</td><td>Co</td><td>Ca</td><td>As</td><td>B</td><td>Ceq</td> </tr> <tr> <td>Sur tôle</td> <td>42</td><td>1745</td><td>11</td><td>4</td><td>264</td><td>30</td><td></td><td></td><td></td><td>280</td><td>54</td><td></td><td>32</td><td>*</td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td>*</td><td>390</td> </tr> <tr> <td>On plate</td> <td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td><td></td> </tr> </table> <p style="text-align: right; margin-right: 20%;">* Teneur en ppm B = 21; N2 = 66</p>					C	Mn	P	S	SI	Al	NI	Cr	Cu	Mo	Nb	V	TI	N2	H2	O	Sn	Co	Ca	As	B	Ceq	Sur tôle	42	1745	11	4	264	30				280	54		32	*							*	390	On plate																						
	C	Mn	P	S	SI	Al	NI	Cr	Cu	Mo	Nb	V	TI	N2	H2	O	Sn	Co	Ca	As	B	Ceq																																																		
Sur tôle	42	1745	11	4	264	30				280	54		32	*							*	390																																																		
On plate																																																																								
PROPRIETES MECANQUES / MECHANICAL PROPERTIES Essais de traction / Tensile Tests Essais de résilience / Impact Tests																																																																								
		<input type="radio"/> Joules <input checked="" type="radio"/> daJ/cm2																																																																						
<table border="1" style="width: 100%; border-collapse: collapse;"> <thead> <tr> <th>Re / Y.S. MPa</th> <th>Rm / U.T.S. MPa</th> <th>A% / E % Type =</th> <th>Type/ Type Transversal</th> <th>T °C</th> <th>Moyenne / Average</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td></td> <td></td> <td></td> <td>Long (pleine ép.)</td> <td>- 20</td> <td>7,4</td> </tr> <tr> <td>Travers</td> <td>706</td> <td>776</td> <td>14,5</td> <td>Travers (pleine ép.)</td> <td>- 20</td> <td>5,9</td> </tr> </tbody> </table>				Re / Y.S. MPa	Rm / U.T.S. MPa	A% / E % Type =	Type/ Type Transversal	T °C	Moyenne / Average				Long (pleine ép.)	- 20	7,4	Travers	706	776	14,5	Travers (pleine ép.)	- 20	5,9																																																		
Re / Y.S. MPa	Rm / U.T.S. MPa	A% / E % Type =	Type/ Type Transversal	T °C	Moyenne / Average																																																																			
			Long (pleine ép.)	- 20	7,4																																																																			
Travers	706	776	14,5	Travers (pleine ép.)	- 20	5,9																																																																		
PROCEDE DE SOUDAGE 136 Fil fourré sous protection gazeuse WELDING PROCESS FCAW			MEULAGE ENVERS <input type="checkbox"/> BACK GRINDING GOUGEAGE <input type="checkbox"/> BACK GOUGING																																																																					
POSITION DE SOUDAGE 2F joint en T, pleine pénétration WELDING POSITION																																																																								
PRODUITS D'APPORT FILLER METAL AND FLUX																																																																								
	FOURNISSEUR SUPPLIER	APPELLATION NAME	Diam.	N° de lot BATCH Nr	Rep.	DESIGNATION NORMALISEE ACCORDING TO NFA or AWS																																																																		
Electrodes enrobées Covered electrodes																																																																								
Fils Wires	GERLIKON SAF	FLUXOFIL 42 ELECTRODE TUNGSTENE THORIE	1,2 2,4	129747	A B	AWS A5-29: E 110T5 K4 NF A 61-011: WT 30																																																																		
Flux solide ou gazeux Solid or gas Flux	AIR LIQUIDE	ATAL 5 ARGON			C D	NF A 81-010: O AR 08 B NF A 81-010:																																																																		
CONDITIONS THERMIQUES DE SOUDAGE / WELDING THERMAL CYCLES					T.T.A.S./ P.W.H.T. NON																																																																			
Préchauffage/ Preheating	NON, dégourdissage 50°C			Enfournement Loading Montée Heating Rate Maintien Holding Descente Cooling Rate Défournement Unloading																																																																				
Entre passes/ Interpass	< 150°C																																																																							
Postchauffage/Post heating	NON																																																																							

Joints soudés parachevés par refusion TIG

Sollac Recherche C.R.D.M.		CONDITION DE SOUDAGE WELDING CONDITION				Date : 22/03/91 PV N° 9023/C				
CROQUIS D'EXECUTION DU JOINT SKETCH OF JOINT ACCOMPLISHMENT						Exécutant : Performer				
Préparation du joint / Joint preparation						Répartition des passes / passes disposition				
						<p>FGAW :</p> <ul style="list-style-type: none"> - passes 1, 2 et 3 angle torche=45°/ horizontale - passes 4, 5 et 6 angle torche=55°/ horizontale <p>TIG :</p> <ul style="list-style-type: none"> - angle de torche: 8 = 75°/horizontale <p>8 : refusion du pied de cordon</p> <p>4 ASSEMBLAGES DE LONGUEUR 1000 mm :</p> <ul style="list-style-type: none"> - 2 m réservés aux pré-essais TIG - 2 m réservés aux essais de fatigue 				
PARAMETRES DE SOUDAGE WELDING CONDITIONS						Date d'exécution du soudage : Welding date				
Passes N°	Procédé Process	Position Position	Courant et polarité Current and polarity	Electrode Wire rep.	Flux Flux rep.	Intensité Intensity ampères	Tension Tension volts	Vitesse Speed cm/mn	Energie linéaire Heat input Kj/cm	Température entre passes Interpass °C
1	136	2F	CC+	A	C	200	20	30	8	50
2	136	2F	CC+	A	C	220	20	30	9,7	< 150
3	136	2F	CC+	A	C	190	20	30	7,6	< 150
4	136	2F	CC+	A	C	180	19	30	6,8	< 150
5	136	2F	CC+	A	C	190	20	30	7,6	< 150
6	136	2F	CC+	A	C	180	19	30	6,8	< 150
7	141	2F	CC-	B	D	190	12	14	9,8	ambiante
8	141	2F	CC-	B	D	190	12	14	9,8	ambiante

