



HAL
open science

Etude de la tenue à la fatigue des assemblages soudés en angle (en acier E 36-4) en fonction de la dimension de la pénétration des soudures dans le cas d'une sollicitation combinée de traction et flexion

Jean-Jacques Janosch

► To cite this version:

Jean-Jacques Janosch. Etude de la tenue à la fatigue des assemblages soudés en angle (en acier E 36-4) en fonction de la dimension de la pénétration des soudures dans le cas d'une sollicitation combinée de traction et flexion. Sciences de l'ingénieur [physics]. Université Paul Verlaine - Metz, 1991. Français. NNT : 1991METZ015S . tel-01775938

HAL Id: tel-01775938

<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01775938>

Submitted on 24 Apr 2018

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

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



AVERTISSEMENT

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

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

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

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

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

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

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

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

Université de METZ

Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux

THESE

présentée à l'université de METZ
en vue de l'obtention du grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE METZ

par

Jean-Jacques JANOSCH

**ETUDE DE LA TENUE A LA FATIGUE DES ASSEMBLAGES SOUDES EN
ANGLE (EN ACIER E 36-4), EN FONCTION DE LA DIMENSION DE LA
PENETRATION DES SOUDURES, DANS LE CAS D'UNE SOLLICITATION
COMBINEE DE TRACTION ET FLEXION**

Soutenu le 24 octobre 1991 devant le Jury composé de :

- | | |
|--------------------|---------------------------|
| - Mr M. BERVEILLER | (ENI Metz) |
| - Mr M. BRAMAT | (Institut de Soudure) |
| - Mr J.P. DOUCET | (UNIREC) |
| - Mr D. FRANCOIS | (Ecole Centrale de Paris) |
| - Mr M. LEBIENVENU | (ENI Metz) |
| - Mr H.P LIEURADE | (CETIM, Senlis) |
| - Mr P. LIPINSKI | (ENI Metz) |
| - Mr G. MESMAQUE | (IUT de Lille) |
| - Mr G. PLUVINAGE | (Université de Metz) |
| - Mr P. RABBE | (IRSID) |

Université de METZ

Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux

THESE

présentée à l'université de METZ
en vue de l'obtention du grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE METZ

par

Jean-Jacques JANOSCH

**ETUDE DE LA TENUE A LA FATIGUE DES ASSEMBLAGES SOUDES EN ANGLE
(EN ACIER E 36-4), EN FONCTION DE LA DIMENSION DE LA PENETRATION DES
SOUDURES, DANS LE CAS D'UNE SOLLICITATION COMBINEE DE TRACTION
ET FLEXION**

Soutenu le 24 octobre 1991 devant le Jury composé de :

- Mr M. BERVEILLER (ENI Metz)
- Mr S. BRAMAT (Institut de Soudure)
- Mr J.P. DOUCET (UNIREC)
- Mr D. FRANCOIS (Ecole Centrale de Paris)
- Mr M. LEBIENVENU (ENI Metz)
- Mr H.P LIEURADE (CETIM, Senlis)
- Mr P. LIPINSKI (ENI Metz)
- Mr G. MESMAQUE (IUT de Lille)
- Mr G. PLUVINAGE (Université de Metz)
- Mr P. RABBE (IRSID)

BIBLIOTHEQUE UNIVERSITAIRE - METZ	
N° inv.	1991 032 S
Cote	SI M3 91/15
Loc	Magasin

REMERCIEMENTS

Je remercie Mr M. BERVEILLER, Directeur du Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux de l'université de Metz, ainsi que Mr S. PAYET, Directeur du Centre régional André Leroy de l'Institut de Soudure à Ennery, qui m'ont permis de réaliser dans d'excellentes conditions ces travaux de recherche à la fois à l'université de Metz et au Laboratoire de Fatigue et Mécanique de la Rupture de l'Institut de Soudure à Ennery.

Je remercie Mr M. LEBIENVENU, Directeur de thèse et Mr P. LIPINSKI, Maître de Conférence à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz, pour leur soutien et leurs précieux conseils qu'ils ont su me donner durant ces trois années de recherche.

Je remercie Mr J.A LE DUFF, Chef de Service au Laboratoire de Fatigue et Mécanique de la Rupture à l'Institut de Soudure à Ennery (jusqu'à Juin 1990), Mr J.GILGERT, Maître de Conférence à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz, Mr P.CASTELLUCCI, Ingénieur Fatigue et Mécanique de la Rupture à l'Institut de Soudure, qui ont apporté à cette thèse leur contribution scientifique et technique.

Je remercie Mr H.P LIEURADE, Chef du Département Matériaux (CETIM Senlis), pour l'intérêt qu'il porte à cette étude, pour son soutien et pour avoir accepté d'être rapporteur de cette thèse.

Je remercie également Mr G. MESMAQUE, Responsable du Laboratoire de Fatigue à l'IUT de Lille, qui a eu l'amabilité d'être rapporteur de cette Thèse.

Je remercie Mr D. FRANCOIS, Ecole Centrale de Paris, de m'avoir fait l'honneur de participer à ce jury de thèse.

J'exprime également toute ma reconnaissance à Messieurs S. BRAMAT, J.P DOUCET, G.PLUVINAGE, P. RABBE, pour avoir eu l'amabilité de participer au Jury de cette thèse.

Enfin, je remercie toute l'équipe du Laboratoire de Fatigue et Mécanique de la Rupture de l'Institut de Soudure et tous ceux qui, de près ou de loin, ont contribué au bon déroulement de cette étude.

SOMMAIRE

I PRESENTATION.....	9
II ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	11
II 1 COMPORTEMENT EN FATIGUE DES JOINTS SOUDES EN ANGLE.....	12
II 1 1 EFFET D'UNE CONCENTRATION DE CONTRAINTE SUR LA TENUE EN FATIGUE.....	13
II 1 2 INFLUENCE DE L'ETAT HETEROGENE DE LA MICROSTRUCTURE SUR LA TENUE EN FATIGUE D'UN JOINT SOUDE.....	15
II 1 3 INFLUENCE DES CONTRAINTES RESIDUELLES DE SOUDAGE SUR LE COMPORTEMENT EN FATIGUE DES JOINTS SOUDES.....	15
II 1 3 1 Origine des contraintes résiduelles.....	15
II 1 3 2 Mise en évidence des contraintes résiduelles.....	15
II 1 3 3 Influence conjointe du rapport de charge R et des contraintes résiduelles.....	15
II 1 4 INFLUENCE DE L'EPAISSEUR DES TOLES.....	16
II 1 5 INFLUENCE DE LA LIMITE D'ELASTICITE DU METAL DE BASE.....	17
II 2 COMPORTEMENT ANORMAL DES FISSURES COURTES A FOND D'ENTAILLE.....	18
II 2 1 ORIGINE DE LA PROPAGATION ANORMALE DES FISSURES COURTES	18
II 2 1 1 Absence du mécanisme d'Elber.....	19
II 2 1 2 Effet d'entaille sur la propagation des fissures courtes.....	20
II 2 1 3 Influence de la triaxialité des contraintes.....	20
II 2 2 MECANISME D'INITIATION DES FISSURES COURTES	21
II 2 2 1 Influence de la microstructure.....	21
II 2 2 2 Influence des inclusions.....	21
II 2 2 3 Influence du niveau de déformation imposé en surface.....	22
II 2 2 4 Définition des stades I et II de la propagation des fissures courtes.....	23

II 2 3 MECANISME DE PROPAGATION DES FISSURES COURTES A FOND D'ENTAILLE	23
II 2 3 1 Propagation de la fissure à l'intérieur du grain.....	23
II 2 3 2 Mécanisme de propagation des fissures approché par le concept de fermeture de fissure.....	24
II 2 3 3 Défaut de planéité d'une fissure.....	25
II 2 4 FISSURE COURTE NON PROPAGEANTE - NOTIONS SUR LA LIMITE D'ENDURANCE.....	25
II 2 5 MODELE DE PROPAGATION DES FISSURES COURTES.....	28
II 2 5 1 Mécanisme de fermeture de fissure proposé par Elber.....	28
II 2 5 2 Application du mécanisme de fermeture aux joints soudés en croix.....	29
II B 5 3 Modèle de propagation proposé par H.N EL.Addad; T.H Topper ; K.N Smith	33
II 3 SYNTHESE DE L'ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	35
III ETUDE NUMERIQUE PRELIMINAIRE.....	59
III 1 PRESENTATIONS.....	59
III 2 HYPOTHESES DE CALCUL.....	59
III 3 EVOLUTION DE L'ETAT DES CONTRAINTES LOCALES DANS CHAQUE ZONE SENSIBLE DU CORDON.....	60
III 4 ANALYSE DES RESULTATS.....	64
III 5 VERIFICATION NUMERIQUE.....	64
IV ETUDE EXPERIMENTALE.....	73
IV 1 PRESENTATION.....	73
IV 2 MATERIAU.....	75

IV 3	MODE OPERATOIRE DE SOUDAGE ET PRELEVEMENT DES EPROUVETTES.....	75
IV 4	METHODE DE DETECTION ET DE SUIVI DES MICRODEFAUTS.....	78
IV 4 1	PRINCIPE DE DETECTION.....	78
IV 4 2	CALIBRATION DE LA REPOSE DES MICROJAGES.....	78
IV 4 3	APPLICATION DE LA METHODE DE DETECTION ET DE SUIVI DES MICROFISSURES EN PIED DE CORDON.....	79
IV 5	CONDITIONS DES ESSAIS DE FATIGUE.....	82
IV 5 1	REALISATION DU MONTAGE D'ESSAI.....	83
IV 5 2	DETECTION DES MICROFISSURES DE FATIGUE EN PIED DE CORDON DE SOUDURE.....	84
IV 5 3	CONDITIONS DES ESSAIS DE FATIGUE EN ZONE I DU PIED DE CORDON DE SOUDURE.....	84
IV 5 4	CONDITIONS DES ESSAIS DE FATIGUE EN ZONE II DU PIED DE CORDON DE SOUDURE.....	84
IV 5 5	CONDITIONS DES ESSAIS DE FATIGUE EN RACINE DU CORDON DE SOUDURE.....	85
IV 5 6	EXAMEN DE LA GEOMETRIE LOCALE DES CORDONS DE SOUDURE.....	85
IV 5 7	EVALUATION DU FACTEUR DE CONCENTRATION DE CONTRAINTE MACROSCOPIQUE EN PIED DE CORDON DE SOUDURE.....	86
IV 6	RESULTATS DES ESSAIS DE FATIGUE.....	86
IV 6 1	DETECTION ET SUIVI EN FATIGUE DE L'EVOLUTION DES MICRODEFAUTS EN PIED DE CORDON DE SOUDURE.....	86
IV 6 1 1	Evolution de la forme des fissures de fatigue en pied de cordon de soudure.....	86
IV 6 1 1 a	Méthode d'analyse.....	88
IV 6 1 1 b	Analyse des résultats.....	89
IV 6 1 2	Vitesse d'évolution des microfissures de fatigue en pieds de cordons de soudure.....	91
IV 6 1 2 a	Principe d'analyse.....	91
IV 6 1 2 b	Influence du procédé de soudage.....	92
IV 6 1 2 c	Influence de l'angle de raccordement.....	93
IV 6 1 2 d	Influence de l'amplitude de charge.....	93

IV 6 1 3 Phénomène de coalescence des microfissures de fatigue en pieds de cordon de soudure.....	94
IV 6 1 4 Détermination de la contrainte d'ouverture de fissure.....	95
IV 6 1 4 a Evolution de la contrainte d'ouverture de fissure en fonction de la profondeur maximale de la microfissure de fatigue en pied de cordon de soudure.....	96
IV 6 1 4 b Détermination de la contrainte d'ouverture de fissure le long du front de fissuration.....	98
IV 6 1 5 Etude de la phase d'évolution lente des microfissures de fatigue.....	100
IV 6 1 5 a Evolution des microfissures de fatigue en zone I du cordon de soudure.....	100
IV 6 1 5 b Evolution des microfissures de fatigue en zone II du cordon de soudure.....	102
IV 6 2 Tenue a la fatigue des assemblages en angle sollicités en traction et flexion.....	102
IV 6 2 1 Résultats des essais de fatigue obtenus en zone I du pied de cordon	102
IV 6 2 2 Résultats des essais de fatigue obtenus en zone II du pied de cordon.....	103
IV 6 2 3 Résultats des essais de fatigue obtenus à la racine de cordon de soudure.....	105
IV 7 SYNTHÈSE DES RESULTATS EXPERIMENTAUX.....	107
V MODELISATION.....	178
V 1 OBJECTIF.....	178
V 2 CONDITIONS NUMERIQUES DES CALCULS.....	179
V 3 DETERMINATION DES DIFFERENTS CAS D'ETUDES.....	179
V 4 MODELISATION DU CHEMIN DE FISSURATION EN PIED ET EN RACINE DE CORDON.....	180
(Application du critère proposé par sih)	

V 4 1 METHODOLOGIE.....	182
V 4 2 APPLICATION NUMERIQUE.....	184
V 5 MODELISATION DE LA DUREE DE VIE EN FATIGUE DES ASSEMBLAGES EN ANGLE.....	185
V 5 1 DETERMINATION DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTE SUR LE CONTOUR D'UNE FISSURE SEMI ELLIPTIQUE.....	185
V 5 2 PRESENTATION DU MODELE ANALYTIQUE.....	187
V 5 3 RESULTATS NUMERIQUES.....	189
V 5 4 RESULTATS ANALYTIQUES.....	192
V 6 SYNTHESE DES RESULTATS NUMERIQUES ET ANALYTIQUES.....	195
VI CONCLUSIONS GENERALES DE L'ETUDE.....	196
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	218

NOTATION

θ : angle de raccordement (degré)

H/t : hauteur de gorge

T/t : rapport des épaisseurs des plaques assemblées

t : épaisseur de la plaque (mm)

$2a$: manque de pénétration (mm); zone III

ρ : rayon de raccordement (mm)

δ : déflexion résiduelle entre les plaques assemblées (degré)

D : distance définie entre le pied de cordon et le point d'application de la force de réaction (induit par σ_{Nfl} dans l'assemblage) (mm)

a : profondeur de la fissure semi-elliptique (mm)

a_0 : microfissure initiale définie par le seuil de détection des microjauges de déformation ($a_0=0,05$ mm)

a_f : fissure finale avant ruine plastique de la soudure (définie par la M.L.R)

c : demi longueur de la fissure en surface (mm)

L : largeur des microjauges de déformation (constante égale à 1 mm)

U : fraction relative d'ouverture de fissure définie par ELBER [3]

σ_{NT} : contrainte nominale de traction (MPa)

σ_{Nfl} : contrainte nominale de flexion (MPa)

K_T : Facteur de concentration de contrainte (rapport de la contrainte locale (en pied de cordon) sur la contrainte nominale (de traction ou de flexion) appliquée à l'assemblage.

σ_I : contrainte principale I exprimée dans le repère principal des contraintes (daN/mm^2)

σ_{\min} : contrainte minimale du cycle de fatigue (MPa)

σ_{\max} : contrainte maximale du cycle de fatigue (MPa)

R : rapport de charge ($R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$)

σ_{ouv} : contrainte d'ouverture de fissure (MPa)

K_{ouv} : facteur d'intensité de contrainte d'ouverture de fissure ($\text{MPa} \sqrt{\text{m}}$)

ϵ_0 : valeur des microdéformations initiales détectées par la microjauge de déformation au niveau de contrainte σ_{\max} du cycle de fatigue ($\mu\text{m/m}$)

ϵ_i : valeur des microdéformations, détectées à l'instant i , par la microjauge de déformation au niveau de contrainte σ_{\max} du cycle de fatigue ($\mu\text{m/m}$)

$\Delta\epsilon/\epsilon_0$: variation relative des microdéformations détectées par les microjauges de déformation

S : densité d'énergie de déformation

ν : coefficient de Poisson

E : module de YOUNG(MPa)

μ : module de cisaillement(MPa)

α : angle de propagation théorique défini par SIH [4] (degré)

C,m : constantes du matériau

β : angle d'inclinaison de la fissure dans la soudure (degré)

ϕ : facteur correcteur , dépend de la forme de la fissure

mt : facteur de perturbation géométrique induit dans le pied de cordon

KRN plaque : fonction K calculée par le modèle de RAJU-NEWMAN[5]
(MPa \sqrt{m})

K num joint : facteur d'intensité de contrainte numérique d'une fissure rectiligne se propageant dans l'assemblage en angle (ZONES I,II,III)
(MPa \sqrt{m})

Knum plaque : facteur d'intensité de contrainte numérique d'une fissure rectiligne se propageant dans une plaque (sollicitée en traction ou en flexion) (MPa \sqrt{m})

$\Delta\sigma_e$: amplitude de la contrainte nominale qui définit la limite de l'endurance (MPa)

ΔK : amplitude du facteur d'intensité de contrainte (MPa \sqrt{m})

ΔK_{eff} : amplitude du facteur d'intensité de contrainte efficace (MPa \sqrt{m})

ΔK_{th} : amplitude du facteur d'intensité de contrainte seuil (MPa \sqrt{m})

da/dN : vitesse de propagation de la fissure (m/cycle)

r : rapport des vitesses de propagation des microfissures de fatigue calculé à deux niveaux d'amplitude de contrainte différents

Nr : nombre de cycles total jusqu'à rupture

Np : nombre de cycles en propagation

Na : nombre de cycle à l'amorçage (défini à 0,05 mm)

I PRESENTATION

Les constructions métalliques en service ont connu ces dernières décennies un développement considérable (qu'il s'agisse de constructions navales, matériels de transport, appareils à pression, etc...). Ce développement a été rendu possible par une amélioration constante de la qualité des matériaux utilisés et par une meilleure connaissance du comportement mécanique des structures soudées.

Actuellement dans le cas des assemblages soudés en angle, on impose souvent par excès la pénétration totale des soudures en racine, avec contrôle corrélatif par ultra-sons.

Cette pratique industrielle a pour conséquence d'augmenter considérablement le temps et le coût de la réalisation des constructions soudées. Afin d'apprécier l'opportunité de cette procédure, on propose d'évaluer pour des assemblages à cordons porteurs, l'incidence de la non pénétration en racine sur la tenue en fatigue.

Une étude antérieure [1] a déjà été réalisée par l'Institut de Soudure et l'université de Metz sur des assemblages en angle (de type K4) sollicités en **traction uniaxiale**. Le programme expérimental a été effectué en considérant des plaques en acier E36-4 (norme AFNOR), d'épaisseur 25 mm et soudées par un procédé semi-automatique de type MIG pulsé. Les essais de fatigue ont été réalisés sur six configurations de joints soudés en croix en faisant varier les paramètres géométriques qui définissent la soudure.

Une première série d'essais a été entreprise sur des assemblages en croix possédant une géométrie externe des cordons constante et des manques de pénétration en racine variant de 5, 12,5 et 15 mm.

Une deuxième série d'essais a également été réalisée sur ce type d'assemblage en considérant cette fois une pénétration constante à la racine et en faisant varier les paramètres géométriques tels que :

- le rapport H/t (qui définit la taille du cordon de soudure par rapport à l'épaisseur de la plaque),
- l'angle de raccordement de la soudure ($\theta = 30^\circ$ et 60°),
- le jeu entre les tôles assemblées.

Les résultats expérimentaux ont permis de définir une recommandation pour prédire le mode de rupture (en racine ou en pied de cordon) des joints soudés en croix sollicités en **traction uni-axiale**.

En somme, l'étude précédente a montré que :

- L'interpénétration des joints soudés n'était pas indispensable pour rejeter l'amorçage puis la propagation des fissures en pieds de cordons de soudure.

- Il existe une dimension critique du manque de pénétration à la racine en dessous de laquelle la non pénétration n'a plus d'incidence sur la tenue en fatigue.

Cette dimension "critique" est estimée à 50 % de l'épaisseur des tôles assemblées.

- La modélisation de la durée de vie en fatigue des assemblages soudés a mis en évidence l'existence d'une phase importante de propagation lente des microfissures en pied de cordon (définie à une profondeur maximale de 1 mm).

Cette phase de propagation peut représenter en fonction du niveau de contrainte 20 à 80 % de la durée de vie totale des assemblages en angle.

Pour poursuivre cette étude, on se propose d'évaluer plus précisément les conditions d'évolution lente des microfissures de fatigue qui se développent depuis les pieds de cordons de soudure et d'estimer l'incidence de la non pénétration des soudures sur la tenue en fatigue des assemblages en angle à cordons porteurs sollicités sous un mode de chargement combiné de traction et flexion.

II ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

La plupart des structures métalliques soudées que l'on rencontre dans les différents domaines industriels sont soumises à des chargements cycliques en mode simple ou combiné.

La notion de fatigue est liée à une dégradation progressive et irréversible de la structure jusqu'à rupture. Ce concept de dégradation s'effectue en fait en deux étapes distinctes et successives qui sont les phases d'endommagement (décohésion progressive dans le matériau des interfaces inclusion / matrice, création de microcavités et initiation de microfissures) puis de propagation de fissure de fatigue dans le matériau.

Dans le cas des constructions soudées, ce processus de ruine en fatigue se produit généralement à partir d'une zone à forte concentration de contrainte telle que le raccordement de la soudure et le manque de pénétration à la racine.

Cette étude bibliographique a pour premier objectif de sensibiliser le lecteur sur les principaux paramètres qui conditionnent la durée de vie en fatigue et font la spécificité des assemblages soudés. En effet, pour prédire la durée de vie en fatigue d'un joint soudé, il est nécessaire de connaître en plus des caractéristiques mécaniques du matériau de base, l'état de contrainte appliqué en service, la géométrie des assemblages (soudure bout à bout, soudure d'angle, etc...), les procédés de soudage utilisés (soudage manuel, semi-auto, auto sous flux, etc...), l'état de contraintes résiduelles (induites par le bridage des tôles ou par les différentes transformations métallurgiques inhérentes à la séquence de soudage), etc...

La deuxième partie de cette étude est essentiellement axée sur le phénomène des fissures "courtes" de fatigue qui se développent depuis un bord lisse ou à partir d'un fond d'entaille.

L'intérêt de cette phase de l'étude bibliographique est non seulement de recenser et comprendre les différents mécanismes qui conditionnent à la fois l'initiation et la propagation des microfissures de fatigue, mais également de pouvoir les transposer au comportement en fatigue des joints soudés en angle.

En effet, cette phase de propagation lente des microdéfauts qui se développent depuis le pied de cordon de soudure peut représenter une phase non négligeable de la durée de vie en fatigue d'un assemblage soudé.

II 1 COMPORTEMENT EN FATIGUE DES JOINTS SOUDES EN CROIX

Cette première phase de l'étude bibliographique a pour intérêt de présenter l'influence des principaux paramètres géométriques, microstructuraux et de chargement sur la tenue à la fatigue des assemblages soudés. Elle permet en outre de mieux sensibiliser le lecteur sur la complexité de l'opération de soudage (des aciers) et surtout l'importance des discontinuités qu'elle génère sur les sièges (pied ou racine de la soudure) et mécanismes d'initiation et de propagation des fissures de fatigue (Discontinuités qui sont d'ordre microscopiques et macroscopiques, structurales et géométriques).

II 1 1 EFFET D'UNE CONCENTRATION DE CONTRAINTE SUR LA TENUE EN FATIGUE

La présence de concentrations de contraintes dans un joint soudé se situe à deux échelles différentes:

- A l'échelle macroscopique, cette concentration de contrainte est liée à la géométrie du cordon de soudure et au type d'assemblage (assemblage en "T", en croix, bout à bout, etc...)
- A l'échelle microscopique, les concentrations de contraintes sont induites localement par la présence de petits défauts très aigus au pied (caniveaux, inclusions de laitier ...) ou à la racine de la soudure (collages, microfissurations, etc...).

Le facteur de concentration de contrainte "global" relatif à l'assemblage peut être déduit en appliquant le principe de superposition.

En utilisant la formulation définie par Inglis (1), nous obtenons pour un assemblage en angle soudé par des procédés manuels (ARC) ou semi-auto (MIG - MAG), un facteur de concentration de contrainte local compris entre 15 et 27 en pied de cordon de soudure.

$$K_T = \left(1 + 2 \cdot \sqrt{\frac{a_0}{\rho}} \right) \cdot K_{T \text{ macro}} \quad (1)$$

avec:

a₀ : profondeur moyenne des défauts

ρ : rayon de courbure moyen des défauts

K_T MACRO : concentration de contrainte sans défaut.

(K_t MACRO est estimée à 3 pour des assemblages en angle)

Bien que cette concentration de contrainte s'applique sur un petit volume de matière, cette dernière joue un rôle considérable sur la tenue à la fatigue d'un joint soudé à l'état brut de soudage.

Dans la majorité des publications, les auteurs semblent être unanimes en affirmant que la phase d'initiation d'une fissure de fatigue n'occupe qu'une fraction négligeable de la durée de vie totale d'un joint à l'état brut de soudage (elle représente environ 5 à 20 % du nombre de cycles à rupture).

Ces auteurs estiment également qu'il est sécurisant pour calculer la durée de vie, de considérer uniquement une phase de propagation en assimilant les petits défauts aigus à des fissures initiales. (La taille moyenne des défauts obtenus en pieds de cordons dans le cas d'un assemblage en angle soudé par un procédé automatique est comprise entre 0,15 et 0,2 mm, pour un procédé de soudage manuel à l'arc ceux-ci sont de dimensions inférieures à 0,05 mm)

Pour augmenter la durée de vie en fatigue des assemblages soudés, il est possible de réduire la concentration de contrainte aux pieds de cordons de soudure.

Un changement progressif de la section entre l'élément de base et la soudure a pour conséquence de créer un "flux" plus évolutif des contraintes au passage de la perturbation géométrique.

Les méthodes les plus répandues actuellement, dans le domaine des constructions soudées, sont des traitements mécaniques (meulage avec disques, fraisage, etc...), ou encore des méthodes thermiques telles que les refusions (TIG, PLASMA, LASER, F.E, etc...).

II 1 2 INFLUENCE DE L'ETAT HETEROGENE DE LA MICROSTRUCTURE SUR LA TENUE EN FATIGUE D'UN JOINT SOUDE

La figure (1) illustre la répartition typique des différentes microstructures présentes au voisinage d'un raccordement en pied de cordon. La fissure de fatigue s'initie soit dans le métal fondu (MF), soit dans la zone affectée par la chaleur (ZAT). Ceci dépend de leur position respective à l'extrémité du raccordement.

Selon GURNEY [2], l'initiation se produirait le plus fréquemment dans le métal fondu (MF) très près de la ligne de fusion. Généralement, la fissure de fatigue se propage ensuite dans la ZAT à gros grains (Zone Affectée Thermiquement), puis dans la ZAT à grains fins et enfin dans le métal de base (MB). La profondeur de la ZAT étant en général de l'ordre du millimètre, une partie importante de la durée de vie peut être constituée par une phase de propagation lente dans une microstructure différente de celle du métal de base.

Les opinions sont très partagées pour définir, dans quelle proportion, l'hétérogénéité de la microstructure influe sur la vitesse de propagation d'une fissure de fatigue.

LIEURADE [3] estime que si il existe des variations de la vitesse de propagation lors de la traversée des diverses microstructures, elles sont uniquement dues à la présence des contraintes résiduelles. Dans la plupart des cas, la vitesse de propagation dans les différentes microstructures ne semble avoir été étudiée qu'en fonction des coefficients C et m de la relation de PARIS.

MADDOX [4] a étudié le comportement de joints soudés présentant différents métaux d'apport (de limites d'élasticité comprises entre 386 et 636 MPa), pour un acier de construction (acier doux (C-Mn)) et de différentes microstructures simulant la ZAT de ce métal.

Les essais de fatigue sont effectués avec un rapport de charge $R=0$, sur des éprouvettes de fissuration de type CCT, dans des conditions de déformation plane.

En excluant une ZAT de grande dureté, où la présence de martensite avait entraîné une rupture intergranulaire, tous ces résultats expérimentaux se situent dans une bande de dispersion suivante :

$$da/dN = C (\Delta K)^{3,07} \quad (2)$$

$$0,9 \cdot 10^{-13} < C < 3 \cdot 10^{-13} \quad (3)$$

unités(N et mm)

LIEURADE [5] a réalisé des essais sur éprouvettes CT prélevées en métal de base et en ZAT, dans des joints soudés en croix détensionnés. Les résultats étant sensiblement proches, cet auteur détermine la loi de propagation suivante :

$$da/dN = 1,17 \cdot 10^{-13} \cdot (\Delta K)^3 \quad (4)$$

Suite à un grand nombre d'essais réalisés sur des aciers de construction, des aciers à haute résistance (mécanique), et en ZAT (Zone Affectée Thermiquement) , GURNEY [6] définit une relation empirique entre C et m qui s'exprime quelle que soit la microstructure par :

$$C = 1,315 \cdot 10^{-4} / 895,4^m \quad (5)$$

pour da/dN en mm/cycle et ΔK en $N \text{ mm}^{3/2}$

Le coefficient "m" varie entre 2,4 et 3,6 selon la microstructure.

II 1 3 INFLUENCE DES CONTRAINTES RESIDUELLES DE SOUDAGE SUR LE COMPORTEMENT EN FATIGUE DES JOINTS SOUDES

II 1 3 1 Origine des contraintes résiduelles

L'opération de soudage correspond à un traitement thermique localisé. Le niveau élevé des températures atteintes, conduit à des processus de transformation du métal. Le gradient de température inhérent à l'opération de soudage provoque en effet des dilatations du métal qui varient d'un point à l'autre des zones chauffées et produisent des conditions variables de bridage.

Le tableau (1), proposé par WOHLFAHRT [7] schématise les conséquences de l'opération de soudage sur le signe des contraintes résiduelles.

II 1 3 2 Mise en évidence des contraintes résiduelles

L'évolution des contraintes résiduelles au cours de la fissuration par fatigue a été mise en évidence par FUKUDA et SURUTA [8]. Ces auteurs ont étudié la redistribution de ces contraintes résiduelles de soudage à l'aide de jauges extensométriques collées au voisinage du chemin de fissuration.

A partir d'un champ de contraintes résiduelles initiales, d'abord de traction, puis de compression dans le plan de fissuration, ils observent que la pointe de la fissure initialement soumise à une traction reste tout au long de la propagation, soumise à des contraintes résiduelles de traction qui décroissent au fur et à mesure que la fissure progresse.

Selon LIEURADE [9], une accélération de la fissuration est reliée à des contraintes résiduelles de traction perpendiculaires à la fissure, tandis qu'un ralentissement correspond à un état des contraintes en compression.

II 1 3 3 Influence conjointe du rapport de charge R et des contraintes résiduelles

BERGE et all [10] analysent l'effet conjoint de R (0 et -1) et d'un traitement thermique de détente sur la tenue à la fatigue des assemblages en acier de construction comportant des raidisseurs longitudinaux. La figure (5) montre, pour ce type d'assemblage à l'état brut de soudage, que les résultats d'essais de fatigue obtenus sont comparables quelque soit le rapport de charge (R = 0 et -1). Les auteurs déduisent que cette similitude est liée à la présence de contraintes résiduelles de niveaux élevés dans ce type d'assemblage.

Le programme d'essais réalisé sur ces assemblages à l'état relaxé montre une incidence certaine du rapport de charge R sur les valeurs des durées de vie en fatigue.

-Lorsque le rapport de charge est égal à $R=0$, les résultats d'essais de fatigue sont quasiment identiques à ceux qui sont obtenus sur les assemblages à l'état brut de soudage;

-Par contre, pour un rapport de charge $R = -1$, on peut remarquer un écart considérable entre la durée de vie d'un joint brut de soudage et d'un joint détensionné (figure (3));

Afin d'expliquer ces résultats, on peut supposer que seules les variations de contraintes durant le demi cycle de traction sont endommageantes ([11], (figure (2)));

-Pour un rapport de charge $R=0$, les assemblages brut de soudage ou relaxés subissent les mêmes amplitudes de déformation efficace. Dans ce cas, seul le rapport de charge R réel change (fig (5a)).

-Pour un rapport de charge $R = -1$, l'amplitude de contrainte efficace d'un joint relaxé est égale à la moitié du cycle total. Dans le cas d'un joint brut de soudage, l'amplitude de contrainte efficace dépend du niveau des contraintes résiduelles et pour des valeurs suffisamment élevées, l'ensemble du cycle peut devenir endommageant (figure(5b)).

MADDOX [12] a réalisé des séries d'essais à différents rapports de charge sur des assemblages en croix type K2. On constate, figure (6), que le rapport de charge n'a pas d'influence significative dans le cas d'un joint brut de soudage non parachevé. Par contre, dans le cas des joints soudés parachevés(exemple par grenailage) la résistance à la fatigue des assemblages diminue fortement quand le rapport de charge augmente.

Selon l'analyse précédente [10], ces résultats portent à croire que les contraintes de compression, induites dans la soudure parachevée, a pour effet de diminuer l'amplitude de contrainte efficace locale.

II 1 4 INFLUENCE DE L'ÉPAISSEUR DES TOLES

L'épaisseur de la tôle constituant les joints est un paramètre important dans la prévision de la durée de vie. En effet, plusieurs auteurs ont montré que lorsque l'épaisseur de la tôle augmente la résistance à la fatigue du joint soudé diminue.

LIEURADE et all [13] mettent en évidence un effet significatif de l'épaisseur (20 ou 40 mm) sur la vitesse de fissuration dans la ZAT (Zone Affectée Thermiquement). Pour $R = 0$, les auteurs observent une réduction de la vitesse de fissuration d'autant plus importante que l'épaisseur est élevée. Ces derniers montrent que cette réduction est due à une augmentation des contraintes résiduelles de compression au coeur de l'éprouvette.

NIHEY et all [14] utilisent dans leurs essais de fatigue sur joints en croix type (K2), trois épaisseurs différentes (9, 20, 40 mm) et les résultats d'essais reportés figures (7) et (8) montrent un effet de l'épaisseur sur la résistance à la fatigue. La tenue à la fatigue des assemblages en angle diminue lorsque l'épaisseur des plaques assemblées s'accroît.

GURNEY [15] rassemble des résultats d'essais obtenue sur différents types de joints d'épaisseurs différentes allant jusqu'à 100 mm. La variation de la résistance relative à la fatigue en fonction de l'épaisseur peut être représentée, selon-lui par une courbe d'équation :

$$S.t^{1/4} = \text{cte} \quad (6) \quad \text{figure (9)}$$

L'intersection de la courbe $S.t^{1/4} = \text{cte}$ et de la résistance relative à la fatigue (S) à 2.10^6 cycles correspond à une épaisseur de la tôle (t) de 32 mm. L'auteur propose d'introduire un facteur de correction de l'épaisseur pour les joints tubulaires.

$$S = S_B (32 / t)^{1/4} \quad (7)$$

ou S_B est la résistance à la fatigue correspondant à l'épaisseur 32 mm.

Pour les autres joints, l'auteur utilise la relation suivante :

$$S = S_B (22 / t)^{1/4} \quad (8)$$

MARSHALL [16] considère l'influence de la profondeur des défauts de soudage au pied des cordons sur la résistance à la fatigue des assemblages pour une épaisseur donnée. Pour une variation simultanée des deux paramètres, épaisseur de l'assemblage et profondeur des défauts de soudage, l'auteur montre que le facteur de réduction de résistance à la fatigue (K_f) augmente considérablement, figure (10).

II 1 5 INFLUENCE DE LA LIMITE D'ELASTICITE DU METAL DE BASE

Dans les mêmes conditions de prélèvement (éprouvette CCT) et de chargement ($R = 0$) OHTA [17] obtient des résultats comparables dans le cas d'assemblages en acier dont les limites d'élasticité sont comprises entre 300 et 550 MPa.

Par contre, LIEURADE et all [13] constatent un ralentissement de la vitesse de fissuration en ZAT d'autant plus important que la limite d'élasticité du métal de base augmente ($280 \text{ MPa} < R_e < 515 \text{ MPa}$) (éprouvette CT, $R = 0$).

En effet, une augmentation de la limite d'élasticité conduit à un accroissement du niveau des contraintes résiduelles de compression au coeur de l'éprouvette.

II 2 COMPORTEMENT ANORMAL DES FISSURES COURTES A FOND D'ENTAILLE

Cette deuxième phase de l'étude bibliographique a pour objectif d'apporter une meilleure compréhension du phénomène " fissure courte " en présentant les principaux travaux effectués dans ce domaine en fonction des différents paramètres en présence.

Une première approche est réalisée en considérant des études spécifiques et complexes obtenues dans des conditions d'essais optimales, sur des géométries d'éprouvettes simples (type, CT, SENB, etc...) , en métal de base.

Ensuite, une deuxième approche présente une application du modèle de fermeture de fissure proposé par Elber [18] pour déterminer la durée de vie en fatigue des assemblages soudés en angle sollicités en traction uniaxiale. La modélisation est réalisée à partir des résultats expérimentaux obtenus sur des assemblages en angle à l'état brut de soudage, détensionnés.

II 2 1 ORIGINE DE LA PROPAGATION ANORMALE DES FISSURES COURTES

Les études expérimentales récentes ont mis en évidence une certaine incohérence entre la L.E.F.M. (Linear Elastic Fracture Mechanics) et le comportement des petites fissures se propageant à partir d'un fond d'entaille. Ceci peut être justifié pour trois raisons :

- La vitesse de propagation initiale d'une fissure courte est beaucoup plus élevée que celle d'une fissure longue traditionnelle "a". A une amplitude de facteur d'intensité de contrainte (ΔK) appliqué identique, l'écart des vitesses peut atteindre facilement un ordre de grandeur (un facteur 10);
- Au fur et à mesure que la fissure courte se propage dans le matériau, sa vitesse de propagation décroît et, pour un état de contrainte proche de la limite d'endurance, la fissure peut devenir non propageante. Ce phénomène est en parfait désaccord avec la L.E.F.M. car, à amplitude de charge constante, la valeur de ΔK appliquée à la pointe de la fissure augmente avec la longueur de la fissure ;
- Lorsque la fissure atteint une certaine longueur, dite longueur de transition, les données expérimentales rejoignent alors la tendance générale des fissures longues.

Plusieurs hypothèses ont été émises pour expliquer ce comportement anormal des fissures courtes.

II 2 1.1 Absence du mécanisme d'Elber [18] (Mécanisme de fermeture de fissure)

Une fissure soumise à un chargement cyclique s'ouvre et se ferme alternativement et s'il existe une légère perte de coincidence des lèvres de la fissure, il peut y avoir contact à l'arrière de la pointe de la fissure.

Dans ce cas, la fermeture de la fissure peut se produire avant d'atteindre le niveau minimum de la charge et la vitesse de propagation devient alors inférieure à celle qui peut être déterminée par la L.E.F.M. (figure (4)).

L'amplitude du facteur d'intensité de contrainte contribuant à la propagation de la fissure n'est plus égale à la différence $K_{\max} - K_{\min}$, mais est donné par la relation suivante :

$$\Delta K_{\text{effec}} = K_{\max} - K_{\text{ouv}} \quad (9)$$

La valeur de " K_{ouv} " correspond au chargement qu'il est nécessaire d'appliquer pour ouvrir le fond de la fissure.

Le comportement anormal des fissures courtes pourrait être expliqué par l'absence initiale des phénomènes de fermeture de fissure.

En effet, lorsqu'une petite fissure s'initie, on peut supposer que celle-ci croît dans un premier temps sous une amplitude de charge appliquée plus élevée, donc à une vitesse de propagation plus rapide.

Ensuite, lorsque la fissure se propage, le phénomène de fermeture de fissure s'accroît progressivement et engendre une diminution de la vitesse de propagation.

Pour une longueur critique de fissure qui dépend du matériau, la vitesse de propagation devient semblable à celles des fissures longues. Dans ce cas, l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte appliquée est équivalent à l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte efficace stabilisée.

II 2 1 2 Effet d'entaille sur la propagation des fissures courtes

Il est souvent admis que la plasticité associée à l'effet d'entaille est à l'origine du comportement anormal des fissures courtes. Ceci a été vérifié expérimentalement par LEIS [19] qui obtient une correspondance assez nette entre l'étendue de la zone plastique et la longueur de transition *fissures courtes / fissures longues* pour un grand nombre de cas de fissures. (Les données expérimentales obtenues concernent plusieurs matériaux, types d'entailles et niveaux de chargement).

Selon R.A SMITH [21], lorsqu'une fissure s'amorce, cette dernière croît initialement sous le contrôle de la plasticité à fond d'entaille et sa vitesse diminue en fonction du gradient du champ de déformation.

Dès que la fissure atteint l'extrémité de la zone plastique localisée à fond d'entaille, cette dernière croît alors sous le contrôle de sa propre plasticité. Toutefois, si cette plasticité est insuffisante, c'est-à-dire si ΔK appliqué devient inférieur à ΔK_{th} , la fissure devient non propageante (figure (11)).

D'après LANKFORD [22], lorsqu'une microfissure s'est initiée au fond d'une entaille, à l'intérieur d'un simple grain, la propagation de la fissure est contrôlée par les paramètres microstructuraux (tels que la taille du grain, la texture, la densité et la nature des inclusions, etc...).

Suite à ces travaux, BROEK [23] tient un raisonnement analogue, et estime que l'influence conjointe de ces différents paramètres est à l'origine du comportement des fissures courtes se propageant à partir d'un fond d'entaille.

II 2 1 3 Influence de la triaxialité des contraintes

Selon BAILON et VERREMAN [24], il est fort probable que la propagation des fissures courtes à fond d'entaille soit essentiellement gouvernée par la plasticité d'entaille.

Ces auteurs constatent l'absence de triaxialité des contraintes à proximité de la surface du fond d'entaille et, lorsque la fissure traverse cette zone, celle-ci augmente progressivement pour devenir maximale. On peut supposer que cette variation d'état de contrainte est à l'origine du comportement anormal des fissures courtes à fond d'entaille.

On définit le degré de triaxialité des contraintes par un coefficient F qui est obtenu par la relation

$$F = \frac{\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III}}{3 \cdot \sigma_I} \quad (10)$$

σ_I , σ_{II} , σ_{III} étant les contraintes locales principales appliquées sur un élément de matière.

Pour une fissure se propageant dans un milieu plastique, la valeur de F selon IRWIN est estimée à 1,68.

II 2 2 MECANISME D'INITIATION DES FISSURES COURTES

II 2 2 1 Influence de la microstructure

TANAKA et LEE [25] considèrent la surface d'un grain comme une zone de plus faible résistance. Selon ces auteurs, ceci favorise l'initiation et la croissance des bandes de glissements dans le matériau au cours du cyclage en fatigue.

Lorsqu'un certain niveau de concentration de déformation plastique est atteint à proximité du joint de grain, les bandes de glissements se cisailent et engendrent une microfissure au sein du métal.

MORRIS et all [26], TAYLOR et KNOTT [27] montrent que les petites fissures s'amorcent au niveau des joints de grains. Cette initiation est provoquée, selon eux, par le mouvement des dislocations qui tendent à créer une concentration de déformation dans cette zone. Cette étape est suivie d'une propagation plus rapide des petites fissures par rapport aux fissures longues soumises aux mêmes variations du facteur d'intensité de contrainte.

II 2 2 2 Influence des inclusions

TANAKA et MURA [28] estiment que l'initiation des fissures de fatigue est déterminée par un critère énergétique. Selon ces auteurs, l'initiation d'une fissure apparaît lorsque l'énergie propre aux dislocations, cumulée dans une partie endommagée du matériau, atteint une valeur critique. Dans cette situation, les principaux paramètres gouvernant l'initiation d'une fissure de fatigue sont :

- la contrainte appliquée,
- la taille, la densité et la nature des inclusions,
- le module de cisaillement à l'interface de l'inclusion et de la matrice.

Suite à un programme expérimental entrepris sur un matériau en alliage d'aluminium, ces auteurs ont également pu observer différents processus d'amorçage qui s'effectuent à partir d'une inclusion :

- lorsque la taille de l'inclusion est sensiblement plus élevée que la dimension des grains de la microstructure, la fissure s'initie et se propage à partir du joint de grain dans la matrice et cela dès les premiers cycles de fatigue (figure (12 a)). La majeure partie de la durée de vie en fatigue est constituée par ce stade d'initiation.

- Lorsque l'inclusion et le joint de grain ont une résistance suffisante pour ne pas rompre dès les premiers cycles de chargements, il se produit cycle par cycle une accumulation d'endommagement à l'intérieur des grains adjacents (figures (13),(14) et (15)).

Le mouvement des dislocations à l'intérieur du grain est arrêté par la présence de l'inclusion et l'accumulation des dislocations au bord de l'inclusion peut créer une décohésion ou une fissuration de celle-ci (figure (12 a)).

Dans le cas inverse, lorsque la dimension de l'inclusion est petite par rapport aux dimensions des grains, on observe à nouveau deux phénomènes différents d'amorçage :

- fissuration initiale de l'inclusion puis propagation dans le grain,
- initiation d'une fissure à l'interface - matrice avec propagation dans la matrice si l'inclusion ne se fissure pas.

Ce type d'initiation est observé le long des bandes de glissements soumises à une forte concentration de contrainte ou de déformation (figure (12 b)).

II 2 2 3 Influence du niveau de déformation imposé en surface

Selon FORSYTH [29] (figure (19)), l'amorçage des fissures se produit préférentiellement à la surface d'un matériau. Ceci est justifié par une plus grande mobilité des dislocations à la surface qu'au coeur du matériau.

WOOD [30] suppose que la formation des microfissures à la surface est une conséquence géométrique des mouvements de déplacements alternés des bandes de glissements larges dans le matériau (figure (16)).

COTTRELL et HALL [31] ont proposé un modèle de formation d'intrusion et d'extrusion à la surface du matériau, fondé sur le mouvement des atomes (figure (17)). Ce modèle fait intervenir deux bandes de glissement qui se croisent et produisent des intrusions, extrusions en surface au cours des demi cycles de traction ou de compression.

La formation des extrusions étant favorisée par les glissements déviés, les fissures de fatigue s'initient à partir des irrégularités engendrées par ces bandes de glissements (figure (18)).

II 2 2 4 Définition des stades I et II de la propagation des fissures courtes

L'amorçage de la microfissure est provoqué par un des mécanismes précédemment cités.

Cette étape est suivie d'une propagation transgranulaire de la fissure, dont la direction est définie par le plan cristallographique subissant un cisaillement maximum. (Ce mode de propagation s'effectue pour des fissures n'excédant pas la taille de quelques grains).

FORSYTH [29] a défini cette phase de propagation comme étant le "stade I" de la propagation d'une fissure. Ensuite, la fissure bifurque et se propage dans le plan normal à la direction des contraintes principales. Ceci correspond au "stade II" de la propagation de la fissure (figure (19)).

II 2 3 MECANISME DE PROPAGATION DES FISSURES COURTES A FOND D'ENTAILLE

II 2 3 1 Propagation de la fissure à l'intérieur du grain

MORRIS [26], TAYLOR et KNOTT [27], OBABUEKI-TANAKA [25] ont observé qu'à l'intérieur du grain, la vitesse de propagation de la fissure décroît jusqu'à atteindre un minimum. Dans ce cas, il est possible d'obtenir des vitesses de fissurations très faibles puis un arrêt définitif de la fissure avant que celle-ci n'atteigne le régime des vitesses de propagations d'une fissure longue.

Suite à ses travaux, LANKFORD [22] estime que cette vitesse de propagation minimale correspond à une fissure dont la longueur avoisine la taille du grain.

D'après cet auteur, l'importance de la décélération est déterminée par le degré de la microplasticité induite dans le grain nouvellement traversé par la fissure. Si le nouveau grain est orienté de la même manière que le précédent, la décélération est faible, sinon inexistante.

Ces observations montrent que la taille des grains et leur orientation ont une grande influence sur le comportement des fissures courtes. La figure (20) montre également que le seuil de non fissuration n'est pas une caractéristique intrinsèque du matériau indépendante de la longueur de la fissure.

Des travaux réalisés sur un alliage d'aluminium par FATHULA et COLL [32] résument l'effet microstructural sur la propagation d'une fissure courte (figure (21)).

Ces auteurs montrent que durant la propagation d'une fissure courte, les joints de grains jouent un rôle d'obstacle à la propagation de la fissure. L'interaction de la fissure de fatigue avec les joints de grains, peut conduire soit à un arrêt, soit à une décélération de la vitesse de propagation. Cette interaction entre joints de grains et fissures propageantes cesse lorsque la fissure devient longue et ceci se produit pour une taille critique de la fissure qui est de l'ordre de dix fois la taille du grain (TAYLOR et KNOTT [27]).

Selon HALL-PETCH et NAVARO-LOS RIOS [33], la propagation de la fissure dans le premier grain est associée aux systèmes de glissements. Lorsque cette fissure atteint le joint de grain, cette dernière ne se propage pas tant que la contrainte à proximité du joint de grain n'atteint pas une certaine valeur nécessaire pour créer une source de dislocations, et ainsi une nouvelle bande de glissement. Si cette contrainte critique n'est pas atteinte, la zone plastique localisée reste bloquée par le joint de grain.

II 2 3.2 Mécanisme de propagation des fissures approché par le concept de fermeture de fissure

Selon SCHIJVE [34], les raisons principales concernant ce phénomène sont liées aux paramètres suivants :

- Phénomène de fermeture dû à la présence de contraintes résiduelles dans le sillage plastique de la fissure.
- Fermeture précoce de la fissure due à la rugosité des faciès de fissuration.
- Fermeture précoce provoquée par l'oxydation des faciès.

ELBER [18] observe que la singularité du champ élastique des contraintes en pointe de fissure entraîne la formation d'une zone plastique localisée au cours du chargement. Il en résulte alors un état de contraintes résiduelles de compression au déchargement qui tendent à refermer la fissure avant d'atteindre le chargement minimum appliqué.

Pour des fissures se propageant à partir du fond d'entaille, ONI [41] a pu constater que ce phénomène ne se produit pas tant que la dimension de la fissure reste inférieure à la profondeur de l'entaille.

MORRIS [26] a étudié le concept de fermeture de fissure en se basant sur la variation de la rugosité des lèvres de la fissure en fonction de sa longueur "a". L'auteur constate, pour des fissures inférieures à 200 µm, que le niveau d'ouverture dû à la rugosité diminue avec la taille de la fissure (figure (22)).

BENOIT-SURESH cités par MILLER [35] ont étudié plus particulièrement l'influence de la couche d'oxyde formée sur les surfaces de rupture. Leurs études ont montré que l'épaisseur d'oxyde formée à température ambiante et à l'air est très faible et ne permet pas d'expliquer le phénomène de fermeture. Toutefois, pour des essais en milieu oxydants ou à haute température, un effet non négligeable de l'épaisseur d'oxyde pourrait exister sur le phénomène de fermeture.

II 2 3.3 Défauts de planéité d'une fissure

Pour des faibles niveaux de charge, SCHIJVE [36] montre que le ralentissement d'une fissure courte dès le début de la propagation est dû à un défaut de planéité de la fissure.

Selon cet auteur, le ralentissement de la propagation est lié à une diminution du COD (Crack Opening Displacement) donc de ΔK_{eff} (amplitude du facteur d'intensité de contrainte efficace) appliqué à fond de fissure.

BREAT et MUDRY [37] estiment que l'effet du chargement pourrait être corrélé avec la variation de la rugosité des surfaces de rupture en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte (ΔK). En effet, d'après leurs résultats expérimentaux, le défaut de planéité des lèvres de la fissure au début de la propagation est quasiment comparable aux irrégularités du relief provoquées par des fortes valeurs de ΔK .

II 2 3 4 Fissures courtes non propageantes - Notion sur la limite d'endurance

La valeur critique de la longueur de fissure en deçà de laquelle on observe une diminution du seuil de non fissuration (ΔK_{th}) est donnée selon KITAGAWA [38] et all par la relation suivante : (figures (23 a) et (23 b))

$$a_{oc} = \frac{1}{\pi} \cdot \left[\frac{\Delta K_{th}}{1,122 \cdot \Delta S_{e0}} \right]^2 \quad (11)$$

avec ΔS_{e0} : limite d'endurance d'une éprouvette lisse.

ΔK_{th} : facteur d'intensité de contrainte en deçà duquel une fissure ne se propage pas (L.E.F.M.).

Selon la mécanique linéaire élastique de la rupture, ΔK_{th} est une valeur intrinsèque du matériau.

Pour un acier doux LINDLEY et RICHARDS cités par VEREMAN [20], la valeur du seuil de non fissuration peut être estimée par la relation suivante :

$$\Delta K_{th} = (6,08 + 4,61 R) \quad (12) \quad \text{en MPa}\sqrt{\text{m}}$$

avec $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$: rapport de charge appliqué en fatigue.

Selon ces hypothèses de la L.E.F.M. (Linear Elastic Fracture Méchanics), la valeur de ΔK_{th} peut-être considérée comme une valeur seuil délimitant le domaine des fissures courtes de celui des fissures longues. D'autres auteurs tels que MASOUNAVE-BAILON [40] ont constaté une dépendance des valeurs de ΔK_{th} par rapport à la taille des grains de la microstructure.

HALL - PETCH et NAVARO- LOS RIOS [33] donnent une formulation pour calculer la valeur du seuil de non fissuration (ΔK_{th}) et les limites d'endurance ($\Delta \sigma_e$) des aciers en fonction de la taille du grain dg (figure (24)):

$$\Delta \sigma_e = 102 + (0,31 / \sqrt{dg}) \quad (13)$$

(Pour les aciers à bas carbone)

$$\Delta K_{th} = 4,1 + 667 \cdot \sqrt{dg} \quad (14)$$

Ceci montre que pour un accroissement de la taille du grain, la valeur ΔK_{th} augmente et on obtient une diminution de la limite d'endurance du matériau.

RADHAKRISHNAN et MUTOH [42] montrent également qu'il existe une relation entre la limite d'élasticité et la limite d'endurance d'un même matériau (figure (25)).

D'autre part, la figure (26) montre pour deux aciers (inox, bas carbone), qu'en deçà d'une taille critique de fissure "aI", la contrainte σ_{\max} nécessaire à la propagation des microfissures tend vers la limite d'endurance du matériau. Cette longueur "critique" de fissure peut être estimée en fonction de la taille du grain de la microstructure par la relation $aI = n \times dg$ avec "n" voisin de 15 pour les aciers à bas carbone.

Pour une fissure localisée à fond d'entaille et selon VERREMAN et BAILON [24], EL ADDAD et TOPPER [39], cette dernière devient non propageante pour une contrainte nominale faible lorsque ΔK_{eff} devient inférieure à ΔK_{th} avant que cette fissure n'atteigne la fin de la zone plastique (figure (23 c)).

Dans le cas d'un niveau de contraintes plus élevé, on rejoint à nouveau le domaine des fissures longues. La présence de fissures non propageantes signifie, pour des géométries ou acuités d'entailles sévères, que le niveau de contrainte appliqué pour initier une fissure de fatigue est inférieur à celui qui est nécessaire pour la faire propager.

En d'autres termes, la limite d'endurance est déterminée par la condition de propagation de la fissure plutôt que par la condition d'initiation.

Selon RICE cité par VEREMAN [20], lorsqu'un matériau comportant une fissure est sollicité en fatigue, on distingue deux types de zone plastifiée en pointe de fissure :

- une zone plastique cyclique induite par l'ouverture de la fissure au cours du cycle de chargement,
- une zone plastique cyclique "inverse" qui se produit lors de la fermeture de la fissure au cours du cycle de déchargement.

La figure (27 a) définit schématiquement le processus de création de cette zone plastique cyclique qui dépend essentiellement de la variation du facteur d'intensité de contrainte ou de l'amplitude de la contrainte locale appliquée en pointe de la fissure. En effet, lorsque l'ouverture de la fissure est maximale, la limite d'élasticité est atteinte localement et, au cours de la fermeture, cette contrainte locale diminue pour devenir égale à $-R_e$ (limite d'élasticité en compression).

K.J. MILER [35] estime que la propagation d'une fissure est gouvernée par le niveau d'ouverture cyclique de la fissure. Si le niveau d'ouverture, qui dépend de la dimension de la zone plastique cyclique localisée en pointe de fissure, devient insuffisant pour générer l'énergie nécessaire à la propagation, celle-ci deviendra non propageante.

Ce phénomène d'arrêt de fissuration peut être expliqué, par le changement de l'état de contrainte en pointe de fissure durant la phase de propagation et par l'évolution de la forme du front de fissure.

En effet, lorsqu'une fissure s'initie à partir de la surface ou d'une entaille, l'état de contrainte qui gouverne la propagation de cette fissure passe successivement d'un état de contrainte plane à un état de déformation plane lorsque la fissure atteint une certaine profondeur dans le matériau.

De même, la forme du front de fissure évolue au cours de la propagation et ce phénomène peut engendrer une décroissance de la valeur du facteur d'intensité de contrainte.

KINIO et YAMADA [43] ont mis en évidence l'évolution du rapport de forme "a/r" en fonction de la longueur "a" de la fissure (figure (27 b)).

Dans le cas d'une plaque entaillée, sollicitée en traction uniaxiale, les auteurs remarquent qu'en se propageant, la fissure passe d'une forme semi-circulaire ($a/r = 1$) à une forme semi-elliptique ($a/r < 1$). Ce phénomène peut également entraîner un arrêt de la propagation de la fissure.

II 2 5 MODELE DE PROPAGATION DES FISSURES COURTES

II 2 5 1 Mécanisme de fermeture de fissure proposé par ELBER [18]

Dans le cas des joints soudés en angle, le comportement anormal des fissures courtes pourrait être expliqué par le concept de fermeture des fissures. D'après ce concept, la fraction de l'amplitude du chargement nominal pendant laquelle la fissure est fermée, ne contribue pas à la propagation de la fissure.

La variation du facteur d'intensité de contrainte effective (ΔK_{eff}) correspondant à l'amplitude efficace du facteur d'intensité de contrainte est substituée à la valeur de $\Delta K_{\text{appliquée}}$.

La relation de PARIS modifiée est la suivante

$$\frac{da}{dn} = C \Delta K_{\text{eff}}^m \quad (15)$$

où C,m sont les constantes du matériau.

$$\Delta K_{\text{eff}} = K_{\text{max}} - K_{\text{ouv}} = Y(\sigma_{\text{max}} - \sigma_{\text{ouv}}) \sqrt{\pi a} \quad (16)$$

Y : facteur de forme.

σ_{ouv} : représente la valeur de la contrainte nominale à laquelle le fond de fissure s'ouvre pendant le cycle de chargement.

Remarque :

Aucune différence n'existe entre le niveau d'ouverture et le niveau de fermeture de la fissure K_{ouv} est la valeur correspondante de K pour laquelle se produit l'ouverture de fissure.

L'amplitude du facteur d'intensité de contrainte efficace peut être exprimée par la relation :

$$\Delta K_{\text{eff}} = U \Delta K \quad (17)$$

avec ΔK = amplitude du facteur d'intensité de contrainte appliquée.

$$U = \left[\frac{K_{\text{max}} - K_{\text{ouv}}}{K_{\text{max}} - K_{\text{min}}} \right] = \left[\frac{\sigma_{\text{max}} - \sigma_{\text{ouv}}}{\sigma_{\text{max}} - \sigma_{\text{min}}} \right] \quad (18)$$

U : représente la fraction relative de l'amplitude du chargement nominal pendant laquelle la fissure est ouverte (figure (28 a)).

ELBER [18] estime que le paramètre ΔK_{eff} pourrait prendre en compte la croissance initiale rapide, puis le ralentissement de la propagation des fissures courtes à fond d'entaille.

La figure (28 b) représente deux tracés des lois de fissuration réalisés en terme de ΔK appliqué et ΔK_{eff} . Seul la courbe de vitesse de fissuration tracée en terme de ΔK_{eff} permet de décrire la vitesse de propagation d'une fissure courte.

II 2 5 2 Application du mécanisme de fermeture aux joints soudés en croix

(Etude proposée par VERREMAN .Y, BAILON J.P [24])

L'analyse du comportement des fissures courtes à fond d'entaille est basée sur le concept de la variation du niveau d'ouverture(figure (29)). Elle est mise en évidence pour différentes éprouvettes soudées (joint soudé en croix) dont les angles d'entailles varient de 90° à 135° (figure (25 a)).

La distribution des contraintes près d'une entaille (figure (30 b)) peut être exprimée par :

$$\sigma_{xx}/S = \lambda_0 (a/B)^{-\alpha} \quad (19)$$

σ_{xx} : contrainte locale de tension selon x

S : contrainte nominale appliquée sur l'assemblage

λ_0 : dépend de l'angle d'entaille (ψ) et du type de géométrie (tableau (2))

B : est la profondeur de l'entaille (ou l'épaisseur du joint soudé)

a : est la distance de la fissure à partir du fond d'entaille

α : est un coefficient de singularité variant de 0,5 ($\psi = 0^\circ$) à 0 ($\psi = 180^\circ$)

(tableau (2), figure (31)) .

Remarques

- Une analyse aux éléments finis (VERREMAN_BAILON [44]) effectuée sur différentes géométries de joints soudés a confirmé la validité de l'équation (19) pour des fissures se propageant jusqu'à une profondeur "a" égale à 0,1 B.
- A titre de comparaison, les résultats numériques du coefficient de singularité α (tableau (2)) déterminés par ces auteurs sont semblables aux valeurs analytiques déduites par USAMI [45] sur des éprouvettes comportant des entailles latérales (figure (31)).

La distribution des contraintes dans les deux cas extrêmes peut donc être déterminée :

- pour une surface lisse ($\psi = 180^\circ$)

$$\sigma_{xx}/S = 1 = \lambda_0 \quad \sigma_{xx}, \quad S : \text{MPa} \quad (20)$$

- pour une fissure ($\psi = 0^\circ$)

$$\sigma_{xx} = \frac{K}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot a}} \quad (21) \quad K : \text{MPa} \cdot (\text{m})^{0,5}; a : \text{m}$$

- pour une fissure débouchante en surface et de longueur B

$$K = 1,122 \cdot \sqrt{\pi \cdot B} \quad (22)$$

En substituant l'équation (22) dans l'équation (21) :

$$\frac{\sigma_{xx}}{B} = \frac{1,122}{\sqrt{2}} \cdot \frac{a^{-0,5}}{B} \quad (23)$$

Remarques :

- Une bonne approximation du facteur d'intensité de contrainte peut être déduite de la distribution des contraintes à proximité d'une entaille non fissurée selon la méthode d'ALBRECHT [46]
- Les résultats analytiques effectués selon cette méthode par VERREMAN-BAILON [24] pour des joints soudés donnent des solutions surestimées de 6 % par rapport aux calculs effectués par éléments finis.

Pour les fissures courtes, le facteur d'intensité de contrainte déduit de la méthode d'ALBRECHT s'écrit :

$$K = 1,122 \cdot \lambda_0 \cdot \lambda_0 \left[\frac{a}{B} \right]^{-\alpha} \cdot S \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (24)$$

$\lambda_0 (a/B)^{-\alpha}$ est le champ de contrainte se situant à proximité d'une entaille non fissurée. Il s'exprime de la façon suivante :

$$I_0 = \left(\frac{2}{\pi}\right) \int_0^1 \left[\frac{Z^{-\alpha}}{\sqrt{1-Z^2}} \right] dZ \quad (25)$$

Les valeurs respectives de I_0 , pour différentes géométries d'entaille, sont données (tableau (2)). Sous un rapport de charge $R = -1$, les zones plastiques cyclique et monotone sont semblables pour des raisons de symétrie. En admettant que la zone plastique est confinée à l'intérieur du champ élastique, on peut déterminer la taille de la zone plastique à partir de la répartition des contraintes élastiques (IRWIN).

L'équation :

$$\sigma_{xx} = \left[\frac{K}{\sqrt{2\pi}} \right] \cdot a^{-0,5} \quad (26)$$

nous donne :

$$a_{pz} = 2 \cdot \left[\frac{\frac{K}{\sqrt{2\pi}}}{F \cdot \sigma_{yc}} \right]^2 \quad (27)$$

Le facteur 2 prend en compte la redistribution des contraintes.

σ_{yc} est la contrainte cyclique d'élasticité.

Le facteur F introduit le phénomène de triaxialité des contraintes. Cette triaxialité est égale théoriquement à $1/(1-2\nu)$, ce qui correspond à une valeur de $F = 2,5$ pour $\nu = 0,3$.

Cependant IRWIN [47] propose une valeur plus faible $F = 1,68$ pour prendre en compte l'émoussement de la pointe de la fissure.

En substituant $K = 1,122 S_{max} \sqrt{\pi B}$ dans l'équation précédente, on obtient une relation entre la taille de la zone plastique et la contrainte maximale.

$$\frac{a_{pz}}{B} = \left[\frac{1,122}{F} \right]^2 = \left[\frac{S_{max}}{\sigma_{yc}} \right]^2 \quad (28)$$

En généralisant le principe d'IRWIN pour une entaille en "V" quelconque :

$$\sigma_{xx} = \left[S_{max} \lambda_0 B^\alpha \right] \cdot a^{-\alpha} \quad (29)$$

Ce qui donne:

$$a_{pz} = \frac{1}{1 - \alpha} = \left[\frac{S_{max} \cdot \lambda_0 \cdot B^\alpha}{F \cdot \sigma_{yc}} \right]^{\frac{1}{\alpha}} \quad (30)$$

Le facteur $1/(1-\alpha)$ est inférieur à celui qui est défini pour une fissure et tend vers l'unité lorsque la surface devient lisse.

Le facteur F introduisant la triaxialité des contraintes peut être estimé à 1,68 pour une fissure puis diminue jusqu'à la valeur de $1/(1+\nu+\nu^2)^{0,5} = 1,1225$ pour une surface lisse, ($\nu = 0,3$ en déformation plane).

L'équation précédente peut alors se mettre sous la forme:

$$\frac{apz}{B} = \zeta_0 \cdot \left[\frac{S_{max}}{\sigma_{yc}} \right]^\beta \quad (31)$$

avec:

$$B = 1/\alpha ; \zeta_0 = 1 / (1 - \alpha) \cdot (\lambda_0 / F)^\beta$$

Remarque :

Les calculs aux éléments finis, sur les joints soudés ($\psi = 90^\circ$ et 135°) confirment la validité de ces formules jusqu'à ce que la plasticité devienne généralisée.

Selon la figure (24), la variation du facteur d'intensité de contrainte effectif est donnée pour $R = -1$ par :

$$\Delta K_{eff} = \left[1 - [1 - U_s] \cdot \frac{a}{apz} \right] \cdot \Delta K \quad \text{pour } a < apz \quad (32)$$

$$\Delta K_{eff} = U_s \Delta k \quad \text{pour } a > apz \quad (32 \text{ bis})$$

$$\Delta K = 2 \cdot K_{max} \quad \text{pour } R = -1$$

U_s : est la valeur de la fraction relative stabilisée de l'amplitude du chargement nominal pendant laquelle la fissure est ouverte.

La figure (32) montre la variation de ΔK_{eff} dans le joint soudé en fonction de la longueur de la fissure "a" pour un angle d'entaille $\psi = 135^\circ$ (angle de raccordement de la soudure).

La taille de la zone plastique est de $0,064.B$ lorsque la plasticité est généralisée ($\Delta S = 2.F.\sigma_c$) ce qui correspond à $apz = 0,8$ mm pour $B = 12,7$ mm.

En ignorant les très petites fissures, ΔK_{eff} part d'une valeur maximale, puis décroît rapidement et devient minimale lorsque la fissure atteint la fin de la zone plastique d'entaille.

Ensuite, la croissance de la fissure recommence ($U = U_s$) et ΔK_{eff} augmente de la même manière que ΔK .

La valeur minimale observée sur la courbe, figure (32) provient du fait que U est approximé par une droite, figure (29). En réalité, U se stabilise plus progressivement.

Quoi qu'il en soit, la longueur de stabilisation de la fissure correspond exactement à la dimension de la zone plastique d'entaille.

II 2 5 3 Modèle de propagation proposé par H.N EL ADDAD; T.H TOPPER; K.N SMITH [48]

Ces auteurs proposent d'exprimer le facteur d'intensité de contrainte pour une fissure de longueur "l" en fonction de l'amplitude de déformation.

$$\Delta K = E \cdot \Delta_e \sqrt{\pi(l + l_0)} \quad \text{avec } \Delta K \text{ en } \text{MPa}\sqrt{\text{m}} \quad (33)$$

l : longueur de la fissure (m)

Δ_e : amplitude de la déformation appliquée ($\mu\epsilon$)

E : module d'Young (MPa)

l_0 : paramètre intrinsèque au matériau (m)

Remarques

Pour analyser la propagation des fissures courtes à fond d'entaille, ces auteurs dissocient deux types d'entailles :

- des entailles émoussées, possédant un rayon de fond d'entaille supérieur à un rayon critique ρ_{cr} et dont la limite d'endurance dépend de la résistance à l'initiation des fissures.***
- des entailles aiguës possédant un rayon de fond d'entaille inférieur à ce rayon critique et dont la limite d'endurance dépend de la résistance à la propagation des fissures.***

Pour expliciter le facteur d'intensité de contrainte, ces auteurs transposent ce rayon critique ρ_c en une longueur de fissure critique " l_0 " qu'ils considèrent comme une caractéristique intrinsèque du matériau.

Pour un niveau de contrainte élastique ΔS appliqué en fatigue, on obtient

$$\Delta K = \Delta S \sqrt{\pi(l + l_0)} \quad (34)$$

Détermination du paramètre l_0

Selon la L.E.F.M., le facteur d'intensité de contrainte seuil nécessaire à la propagation d'une fissure est défini par ΔK_{th} . En remplaçant ΔK par ΔK_{th} dans l'équation précédente, on obtient :

$$\Delta K_{th} = \Delta \sigma_{th} \sqrt{\pi(l + l_0)} \quad (35 a)$$

ou

$$\Delta \sigma_{th} = \Delta K_{th} / \sqrt{\pi(l + l_0)} \quad (35 b)$$

Ainsi, pour une fissure courte la contrainte seuil ($\Delta \sigma_{th}$) calculée approche la limite d'endurance $\Delta \sigma_e$ du matériau et l'équation devient :

$$\Delta \sigma_{th} = \Delta \sigma_e / \sqrt{\pi \cdot l_0} \quad (36 a)$$

d'où

$$l_0 = \left[\frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma_e} \right]^2 \cdot \frac{1}{\pi} \quad (36 b)$$

l_0 : représente une fraction de longueur effective de la fissure lorsque celle-ci est très petite.

Il est à noter que ΔK défini par les équations (33 et 34) détermine une vitesse de propagation plus élevée pour les fissures courtes que la plupart des représentations du facteur d'intensité de contrainte.

La figure (33) représente la variation de $\Delta \sigma_{th}$ en fonction de la longueur de la fissure. On remarque une bonne similitude entre les résultats expérimentaux et les valeurs calculées par l'équation 35 b.

La figure (34) représente la distribution de ΔK_{th} en fonction de la longueur de la fissure. Bien que l_0 soit déterminé de façon empirique (eq 36 b), on peut remarquer que l'équation (35 a) donne une valeur de ΔK_{th} constante, quelque soit la longueur de la fissure, ce qui est en parfait accord avec la L.E.F.M.

D'autre part, les figures (35) et (36) montrent l'influence de ce paramètre l_0 sur le réajustement des valeurs de ΔK notamment pour les petites fissures.

En somme, ces auteurs ont démontré, en modifiant l'expression du facteur d'intensité de contrainte ΔK , que la L.E.F.M. est applicable quelle que soit la longueur de la fissure dans un matériau sollicité en fatigue.

II 3 SYNTHÈSE DE L'ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE

L'étude bibliographique sur la propagation des fissures courtes de fatigue à partir d'un fond d'entaille a permis de situer l'ensemble des problèmes, tels qu'ils se posent à l'heure actuelle.

☞ Elle met en évidence une certaine incohérence entre la mécanique linéaire de la rupture (LEFM) et le comportement des fissures courtes à fond d'entaille.

☞ Elle présente les principaux paramètres agissant sur l'initiation et la propagation des petites fissures, tel que :

- La microstructure (texture, joint de grains, inclusions, hétérogénéité de la microstructure, etc ...).
- La géométrie locale (micro défauts en pied et en racine de cordon)
- L'épaisseur des plaques assemblées.
- Les caractéristiques mécaniques du matériau de base (R_e , R_m).
- Les contraintes résiduelles (induites par le procédé de soudage et liées aux conditions de bridage).
- L'amplitude de charge (niveau de charge, rapport de charge).

☞ Il semblerait, selon la tendance générale, que l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte (ΔK) tel qu'il est énoncé par la L.E.F.M pour définir la propagation des microfissures (fissures courtes) de fatigue, soit remplacée par l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte efficace (ou effectif) ΔK_{eff} qui introduit le concept de fermeture de fissure.

Bien que l'étude effectuée par Y. VERREMAN et J.P BAILON [24] sur les joints soudés en croix soit très enrichissante, bon nombre de difficultés subsistent pour développer un modèle de prédiction plus complet et mieux adapté aux assemblages soudés en angle.

En effet, très peu d'éléments sont actuellement disponibles pour définir :

- Le mode de propagation des petites fissures se développant à partir de micro défauts en pied et en racine de cordon.
- L'influence des contraintes résiduelles de traction en pied et en racine de cordon sur le niveau d'ouverture des petites fissures.
- L'influence de l'hétérogénéité de la microstructure sur le comportement des petites fissures de fatigue en pied et en racine de cordon.
- L'influence et la dimension de la zone plastique générée par les microdéfauts en pied et en racine de cordon.

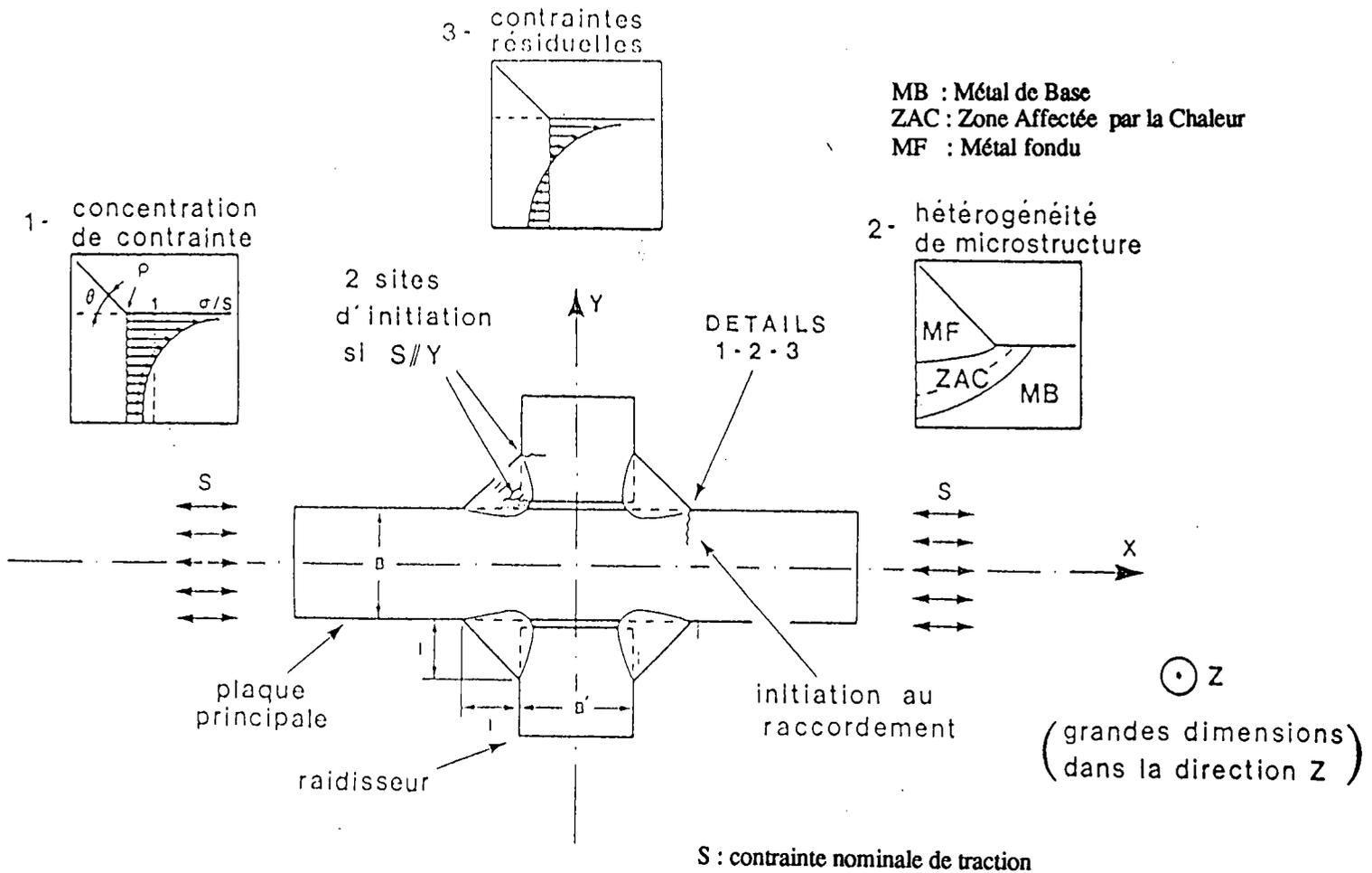


Figure (1): Joint soudé cruciforme, les trois originalités au raccordement de la soudure

- 1 - concentration de contrainte,
- 2 - hétérogénéité de microstructure,
- 3 - contraintes résiduelles.

Cause des contraintes résiduelles : Inhomogénéité des	
Processus de bridage	Processus de transformation
Processus inhérent aux <u>différences de température</u> : <ul style="list-style-type: none"> • perpendiculairement à la soudure : entre MD, ZAC et MB • à travers la section : entre différentes couches entre différentes passes et MB 	
<u>σ_R de bridage</u> - due à la différence d'amplitude du bridage dans les zones chauffées différemment	<u>σ_R de transformation</u> - due à un changement de volume uniquement dans la zone qui se transforme métallurgiquement
La déformation plastique n'est pas nécessaire en principe	
Signe de σ_R si ce processus est le seul actif	
$\sigma_R > 0$ dans la zone qui atteint en dernier la température ambiante	$\sigma_R < 0$ dans la zone qui se transforme la dernière
Différences de température apparaissant durant le refroidissement : <ul style="list-style-type: none"> • à travers la section : la surface se refroidit plus vite que le coeur 	
<u>σ_R de trempe</u> - due à la déformation plastique, résultat des contraintes thermiques entre la surface et le coeur	<u>σ_R de transformation</u> - due à la déformation plastique si les couches superficielles se transforment plus tôt que le coeur
Signe de σ_R dans le cas où ce processus est le seul actif	
$\sigma_R < 0$ dans les couches superficielles qui atteignent les premières la température ambiante	$\sigma_R > 0$ dans les couches superficielles qui se transforment les premières

Tableau (1) : Sources possibles des contraintes résiduelles de soudage dans la ZAC, le métal de base (MB) et le métal déposé (MD)

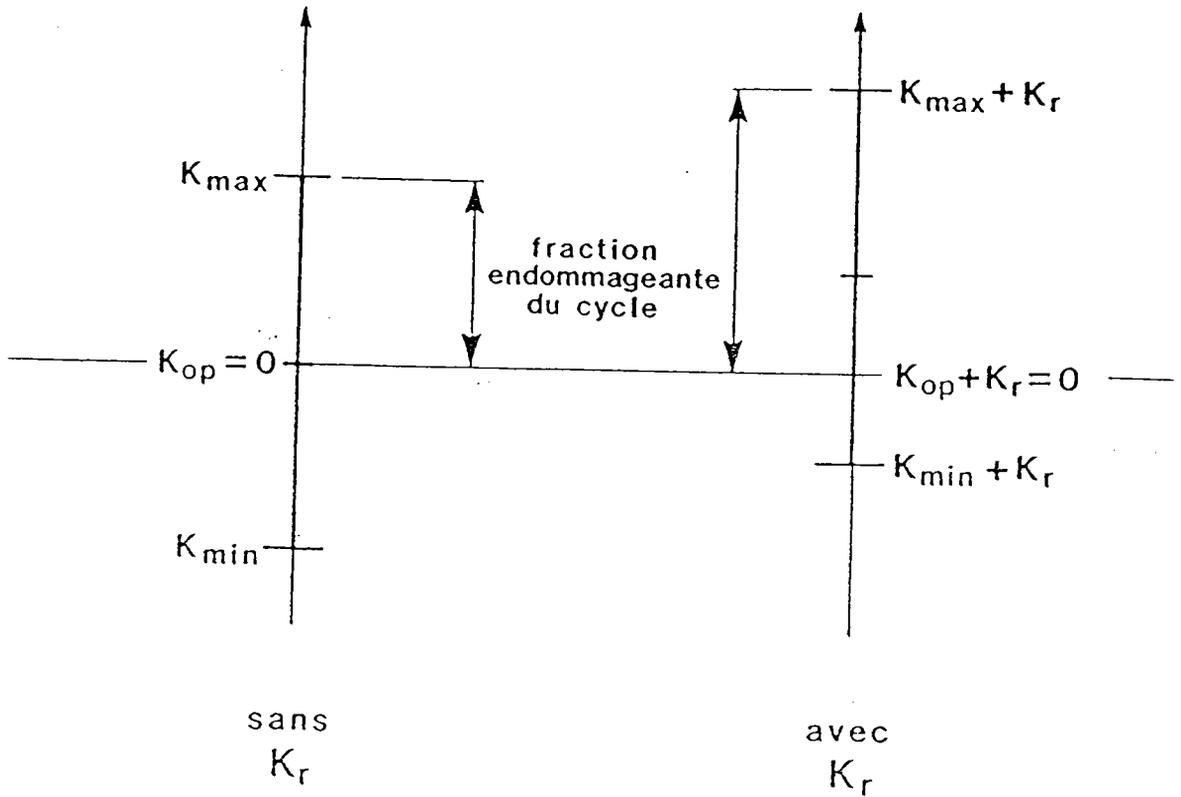


figure (2) : Décalage du niveau d'ouverture élastique en présence d'une intensité de contrainte résiduelle

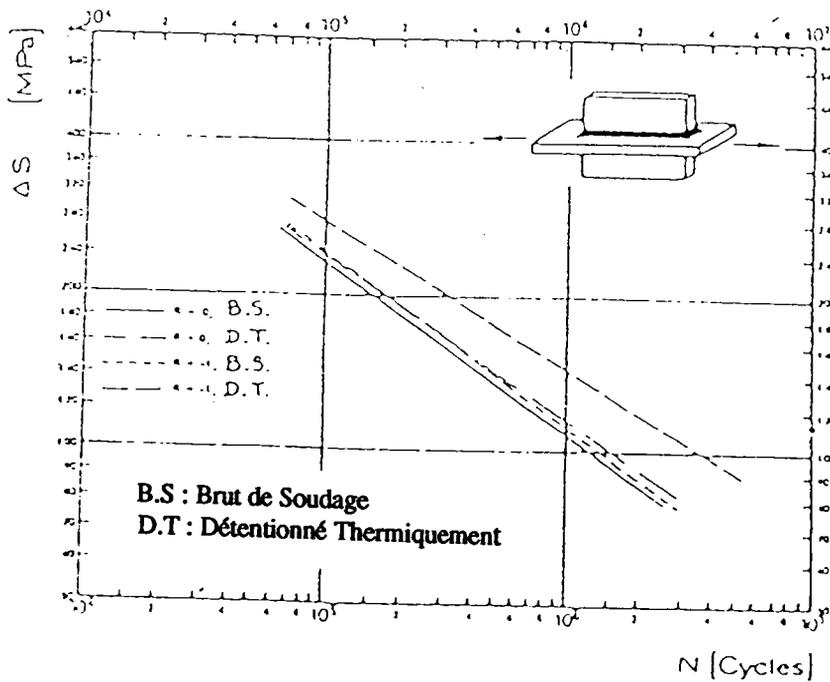
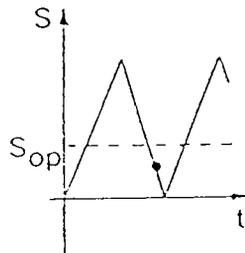
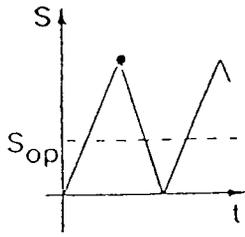
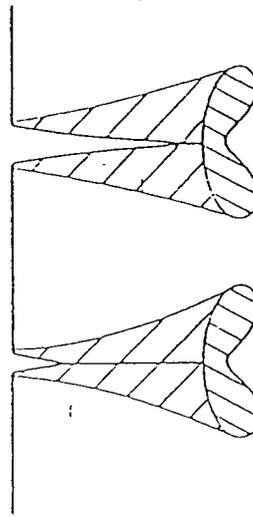


figure (3) : Rôle d'un traitement thermique de détente sur l'effet de R

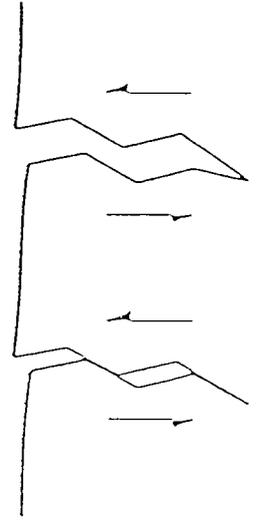
S : contrainte nominale de traction



Sop : contrainte d'ouverture de fissure



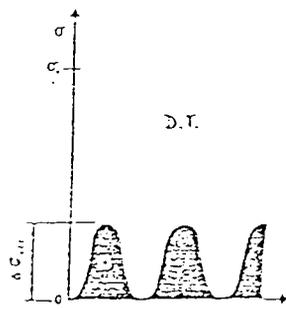
-a-



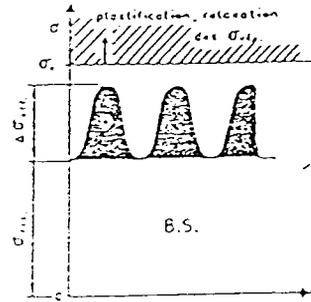
-b-

figure (4) : Fermeture de fissure

a) induite par la plasticité
b) induite par la rugosité

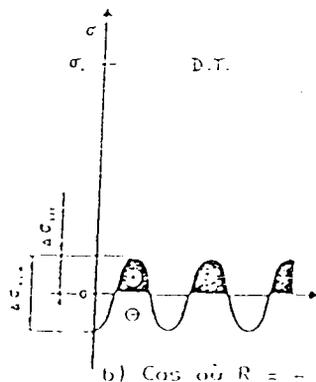


a) Cas où $R = 0$



B.S : Brut de Soudage

D.T : Détentionné Thermiquement



b) Cas où $R = -1$

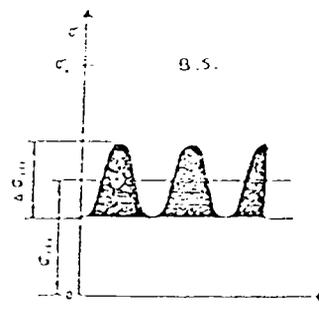


figure (5) : Effet de R et de contraintes résiduelles de traction σ_{res}

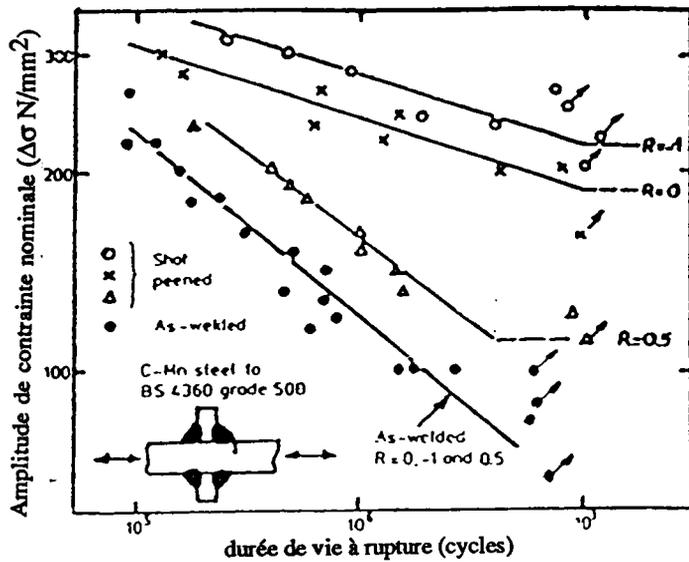


figure (6) Influence du rapport de chargement sur la résistance à la fatigue

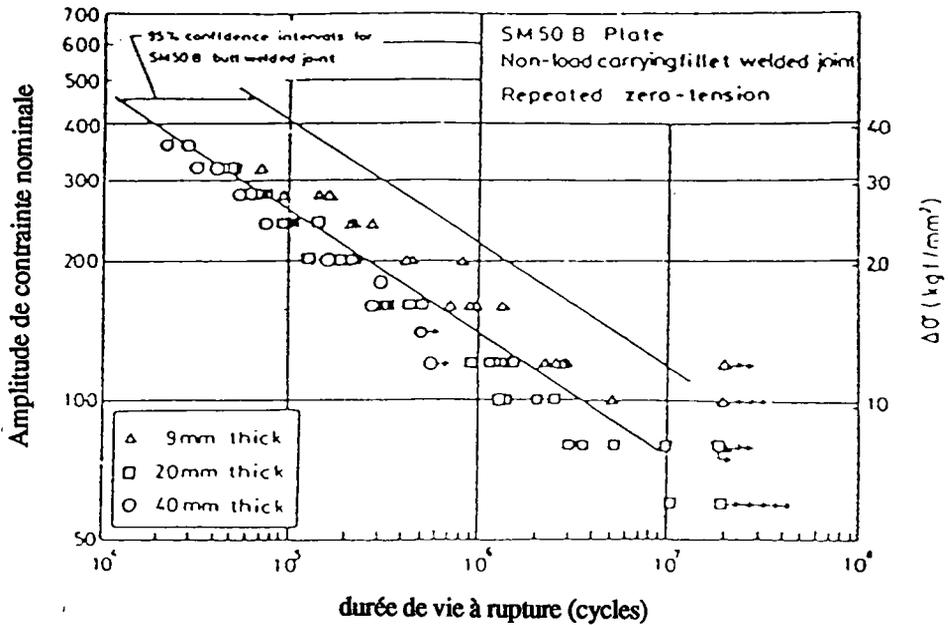


figure (7) : Influence de l'épaisseur de la tôle sur la durée de vie

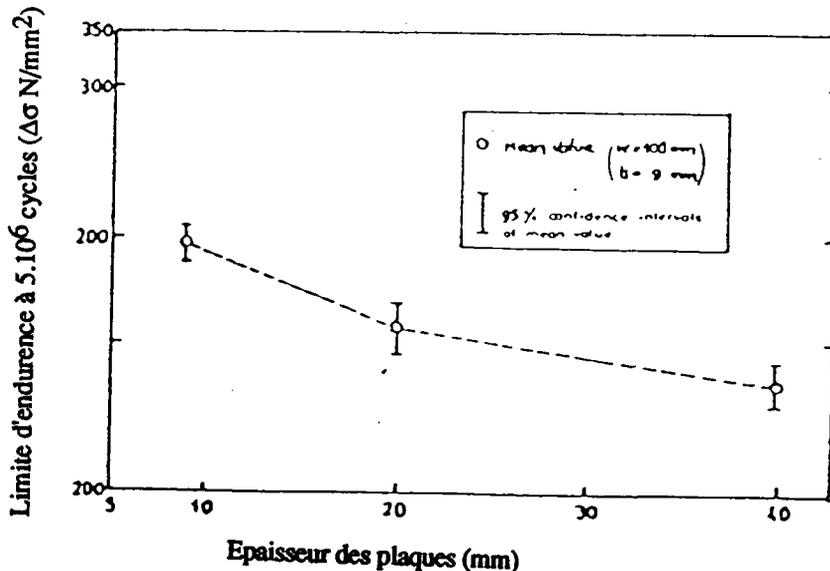


figure (8) Influence de l'épaisseur de la tôle

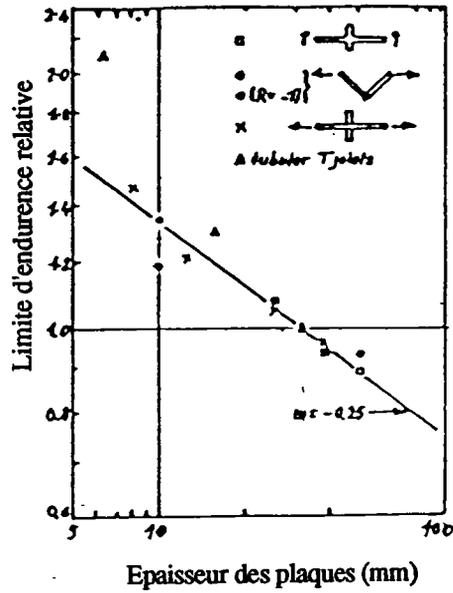
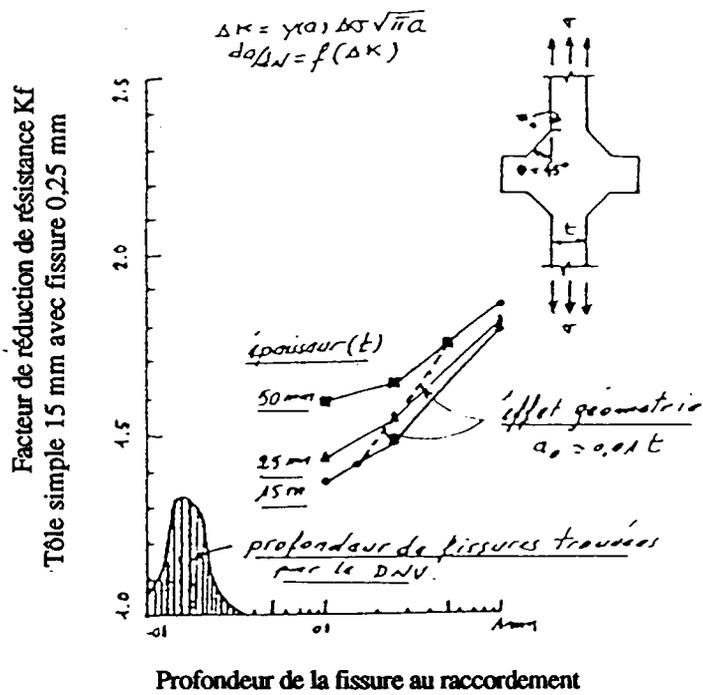


figure (9)

Influence de l'épaisseur sur la résistance à la fatigue selon GURNEY



Influence de la profondeur du défaut sur la résistance à la fatigue

figure (10)

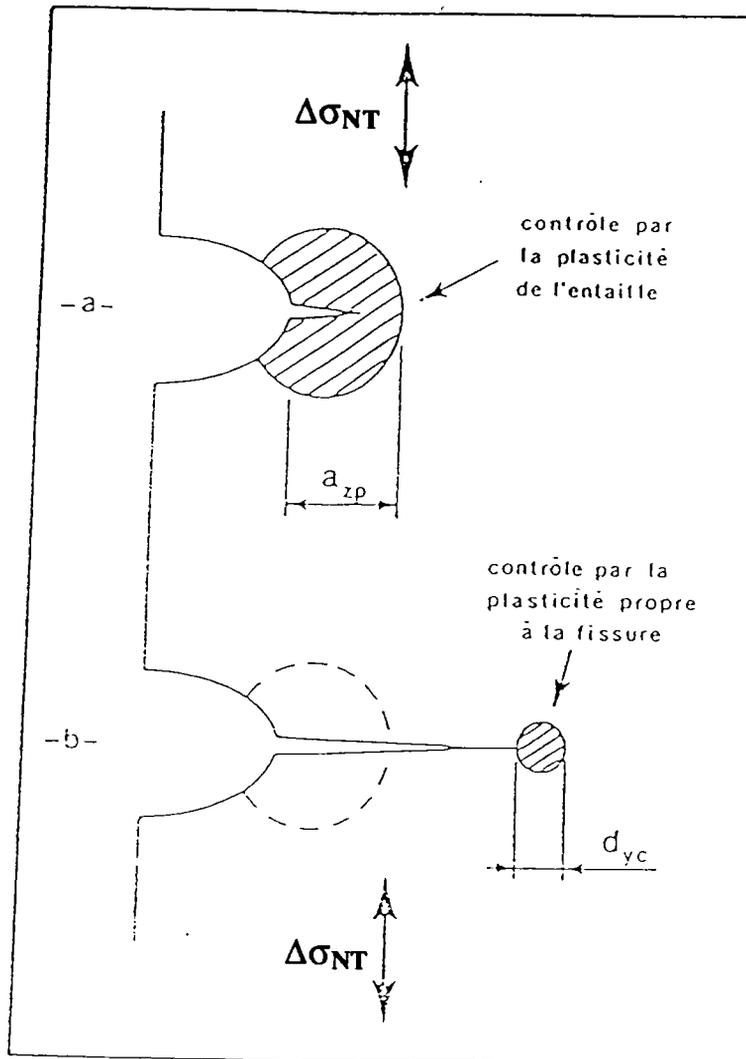
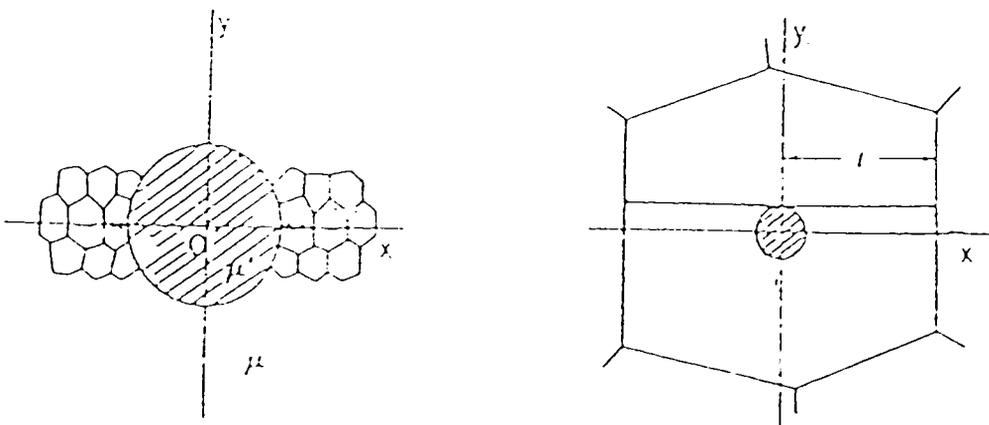


figure (11) : Contrôle de la fissure courte par la plasticité de l'entaille



a) bandes de glissement créées à partir d'une grosse inclusion

b) bandes de glissement créées à partir d'une inclusion se situant dans la matrice du matériau

figure (12) : Différents types d'amorçage de fissure par fatigue à partir d'inclusions

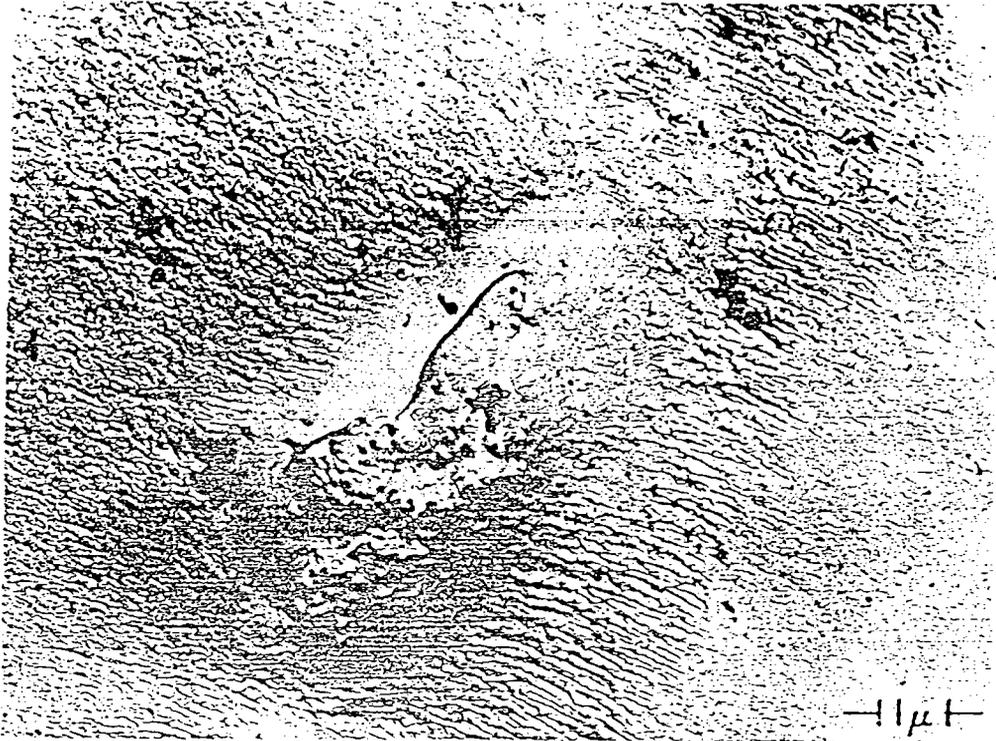


figure (13) : Bandes de glissement au voisinage d'une inclusion dans un alliage d'aluminium du type 2024-T4

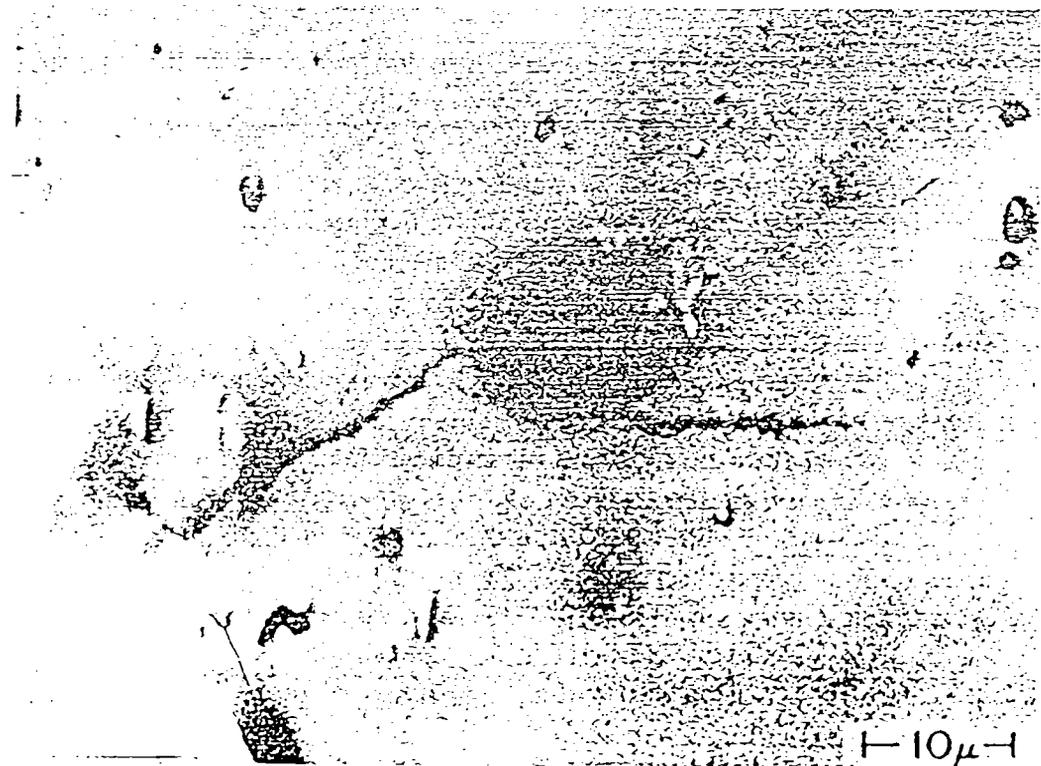
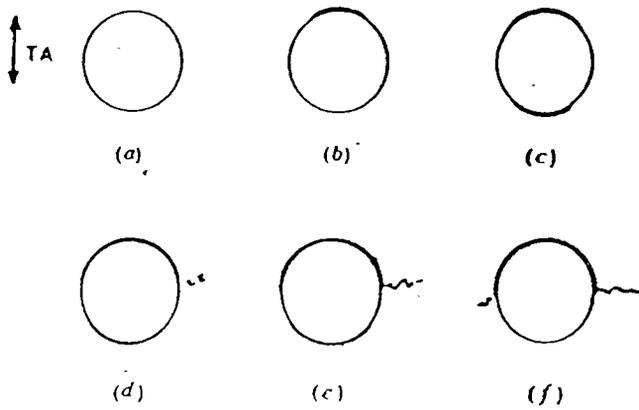
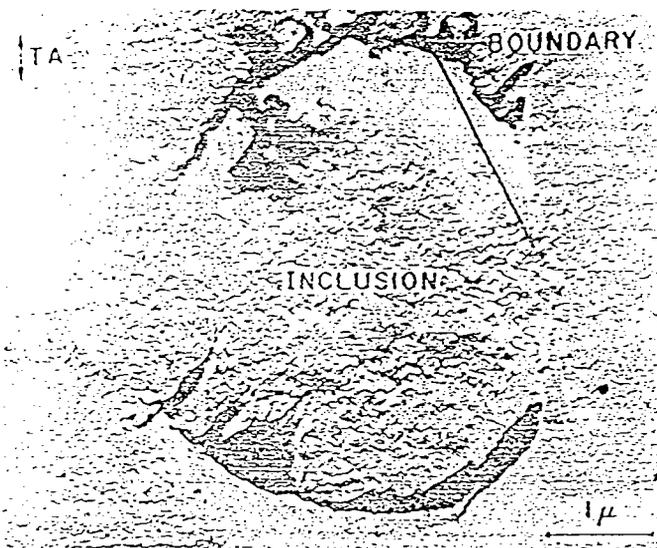


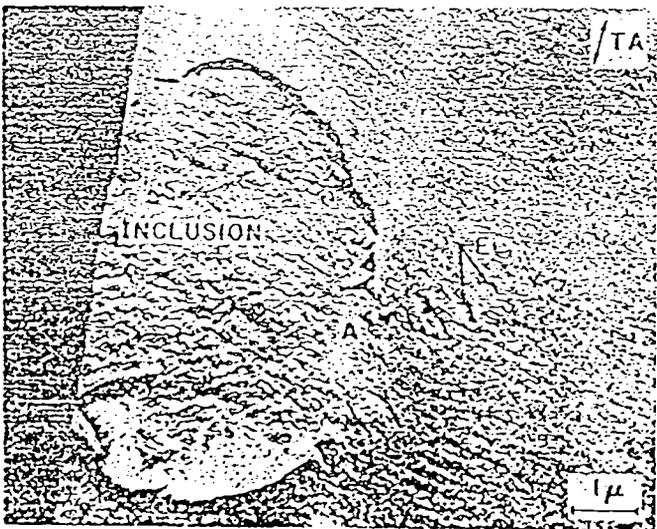
figure (14) : Amorçage d'une fissure de fatigue en surface dans un alliage d'aluminium après 5 % de la durée de vie totale



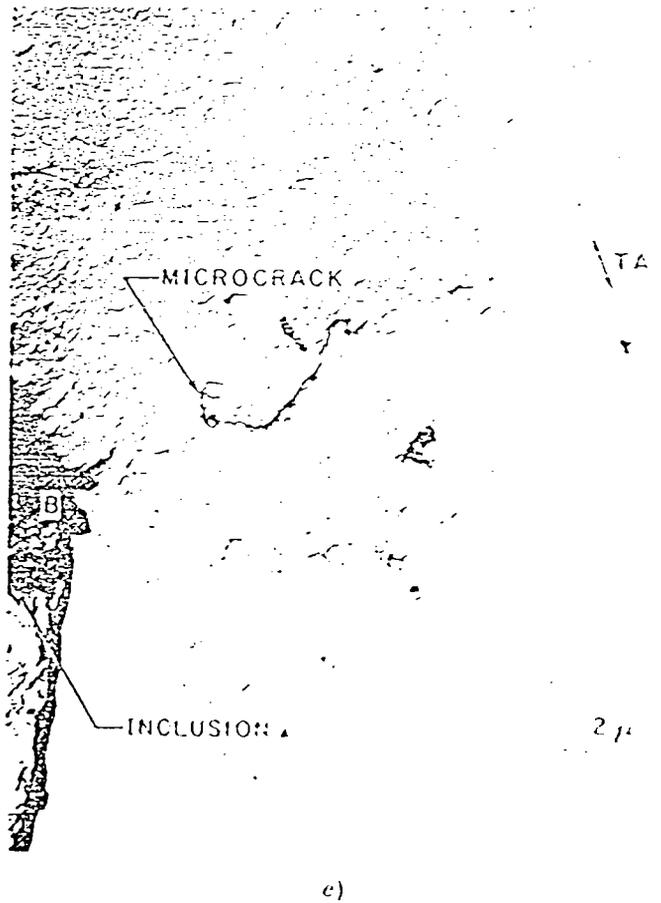
- a) Etat initial
- b) Décohésion à un pôle
- c) Elargissement de cette décohésion et décohésion à l'autre pôle
- d) Accentuation des décohésions accompagnée de la germination de défauts ponctuels dans la matrice sur le plan équatorial
- e) Croissance et coalescence de ces défauts pour former une microfissure
- f) Propagation de cette microfissure et germination de défauts semblables de l'autre côté de l'inclusion.



c)



d)



e)

figure (15): Mécanisme d'amorçage des fissures de fatigue sur les inclusions de surface

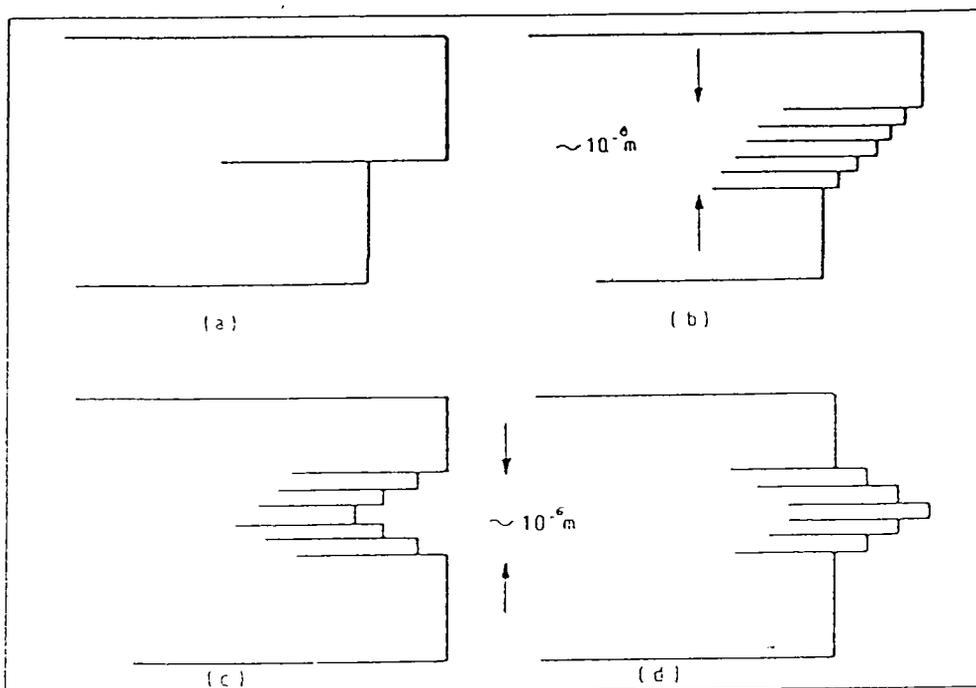


figure (16) : Formation de fissures de surface par glissements
 formation de marches par glissement "statique" (a, b)
 formation d'intrusion (c) ou d'extrusion (d)

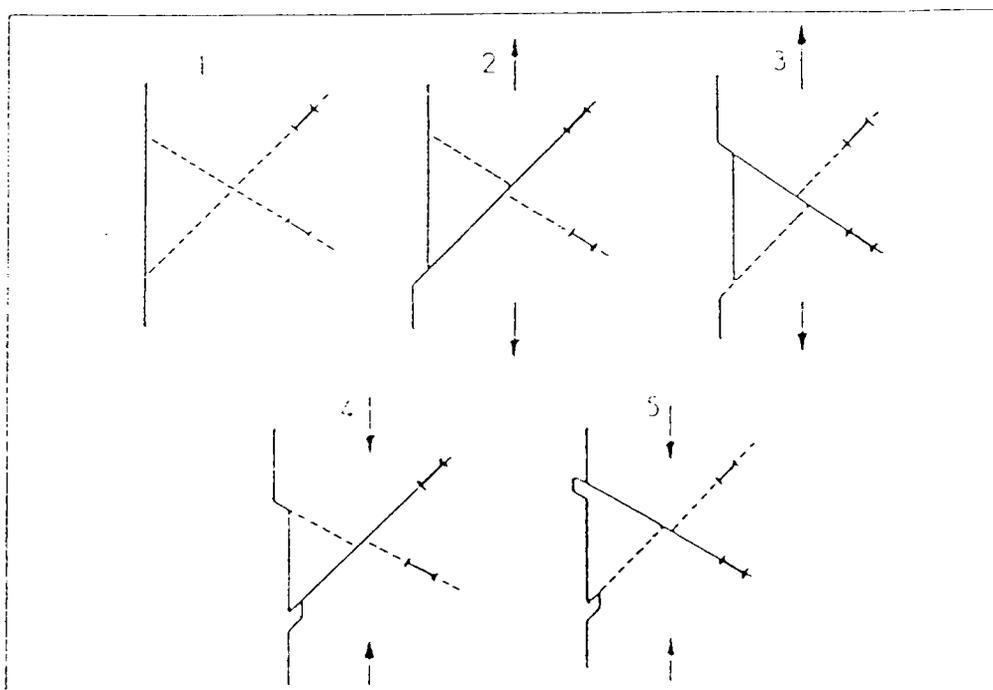


figure (17) : Formation d'intrusions et d'extrusions

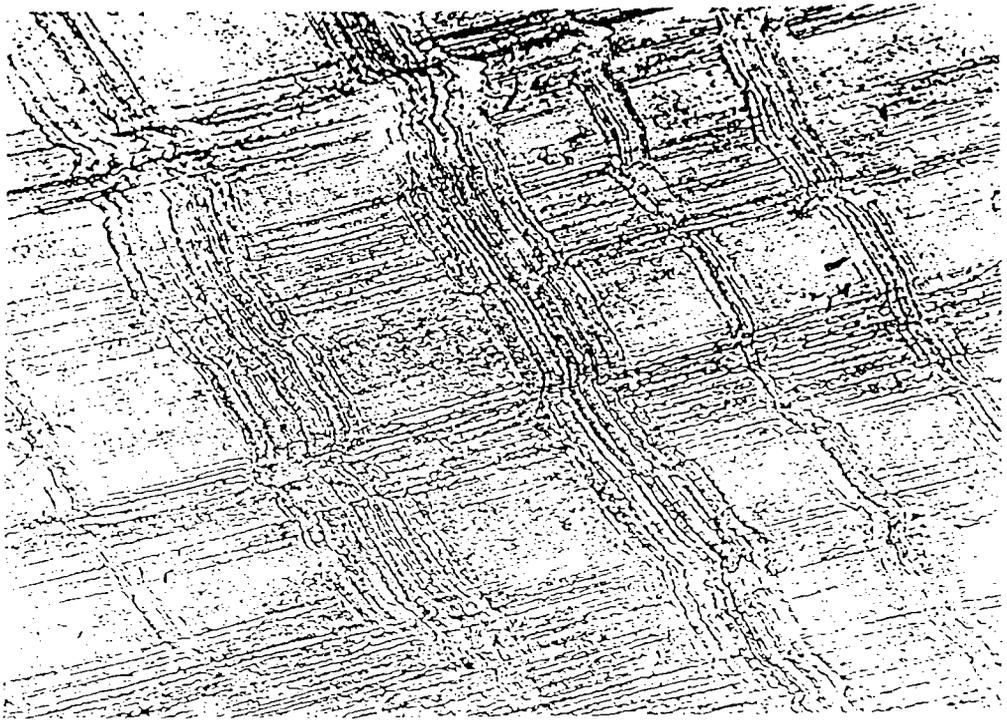


figure (18) : Micrographie électronique de la surface d'une éprouvette d'acier inoxydable austénitique (17Cr, 14Ni, sans Si) après 200 000 cycles de torsion alternés montrant la modification du relief superficiel par une succession de creux et de bosses (x 15 000)

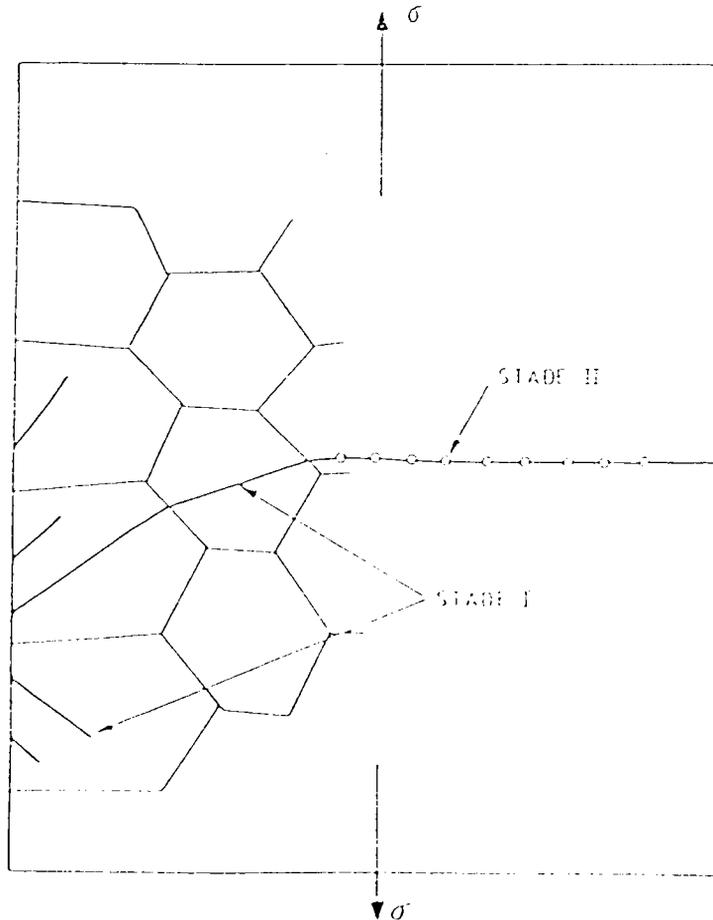


figure (19) : Représentation schématique des stades I et II de propagation des fissures de fatigue

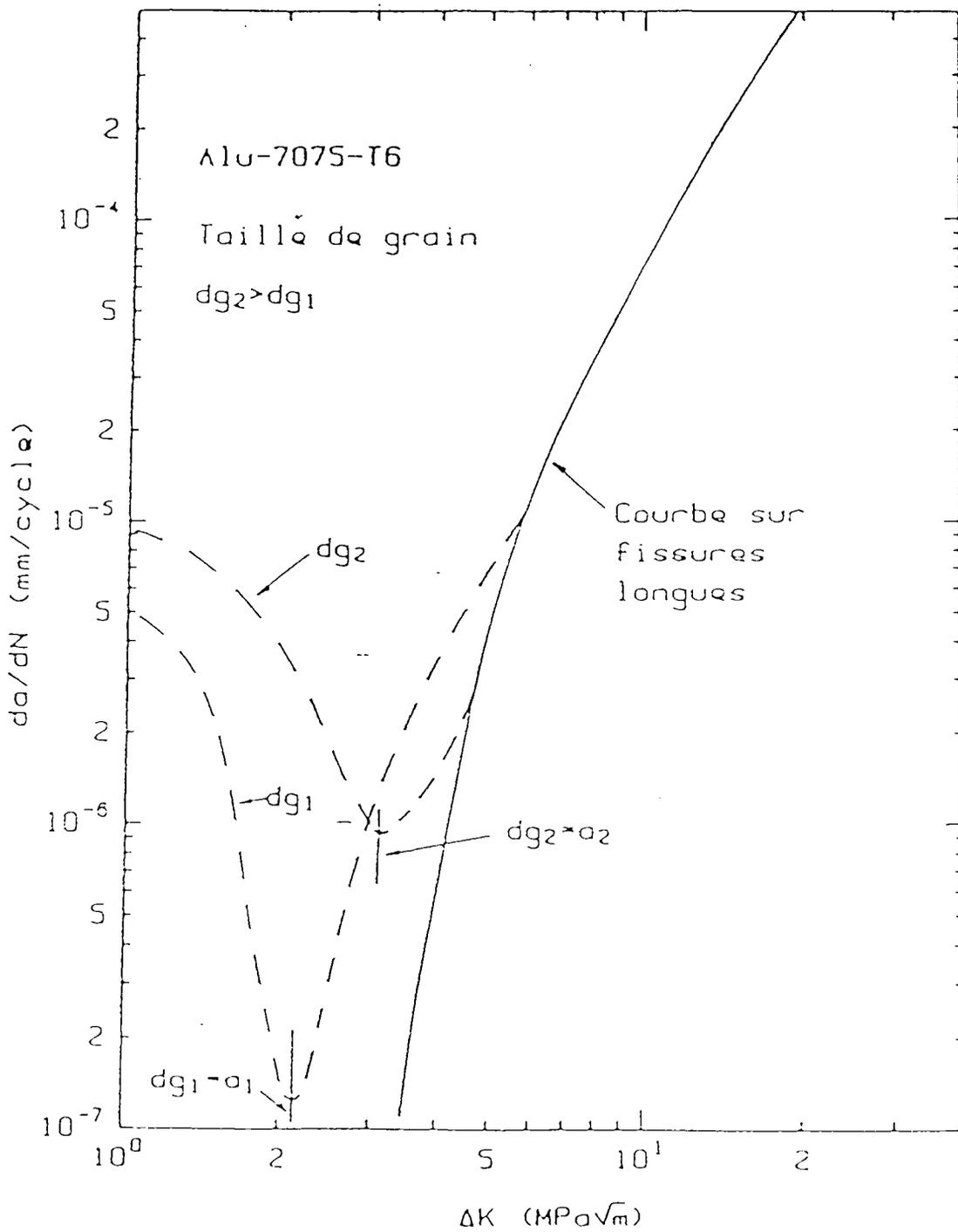


figure (20): Influence de la taille du grain sur le comportement de fissures courtes dans un alliage d'aluminium (d'après LANKFORD) $R = 0,1$

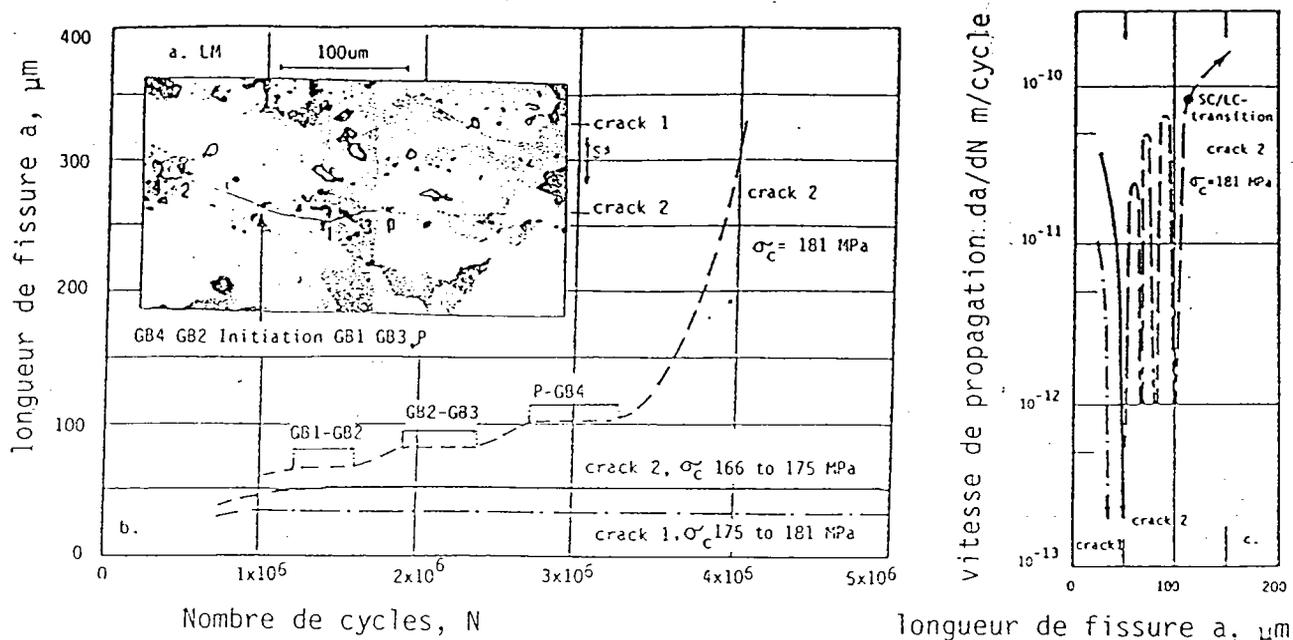


figure (21) : Propagation de fissure en fatigue dans un alliage AL-2024 T3
 a : micrographie de la micro-fissure
 b : longueur de fissure exprimée en fonction du nombre de cycles
 c : vitesse de fissuration en fonction de la longueur de la fissure

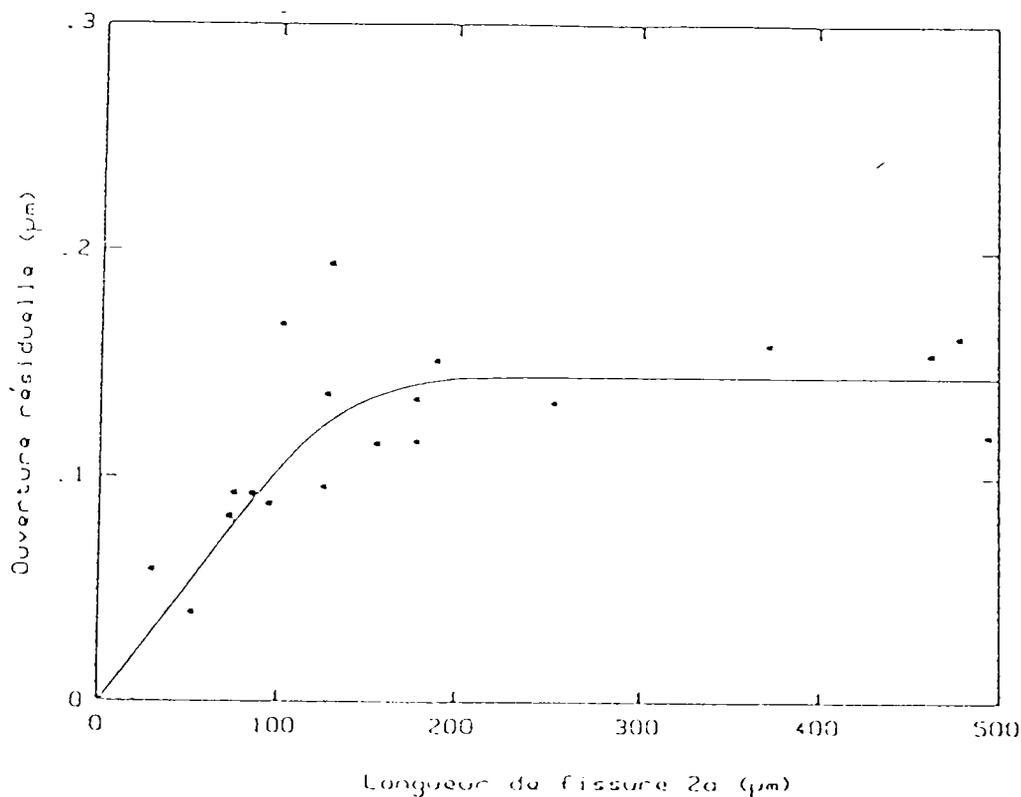
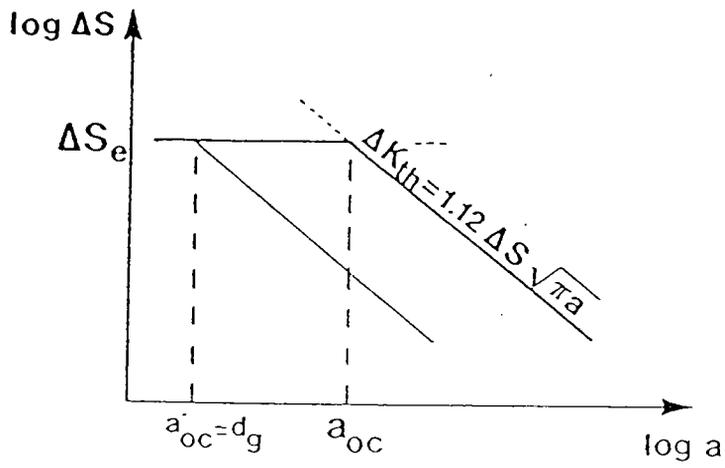
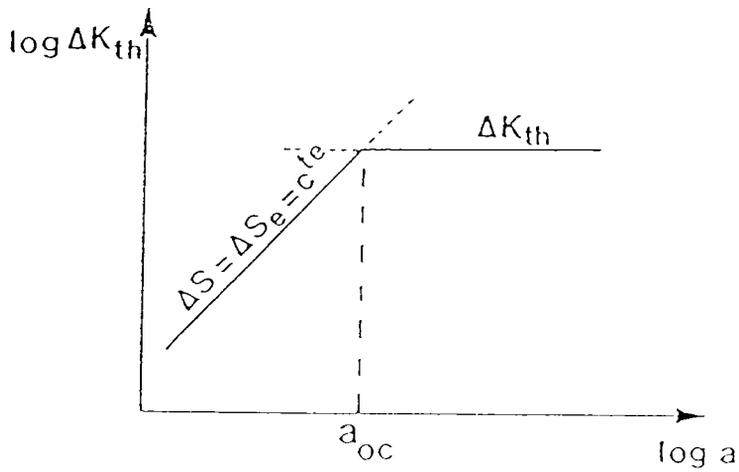


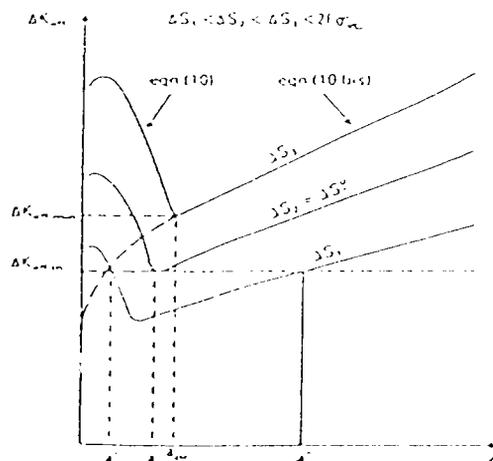
figure (22) : Ouverture résiduelle mesurée à charge nulle, des lèvres d'une fissure en fonction de sa longueur



-a-



-b-



-c-

Variation de ΔK_{eff} en fonction de la longueur de la fissure dans un joint soudé ($\psi = 135^\circ$)

Figure (23) : Limite de la LEFM pour une fissure courte se propageant depuis un bord lisse

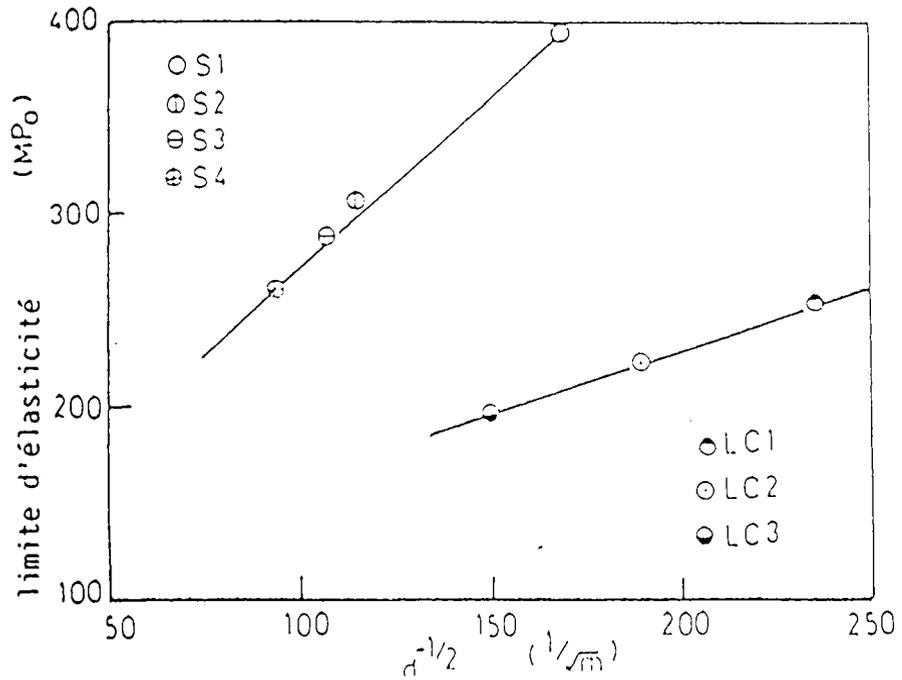


figure (24) : relation de HALL-PELICH (LC : acier bas carbone, S : acier inox)

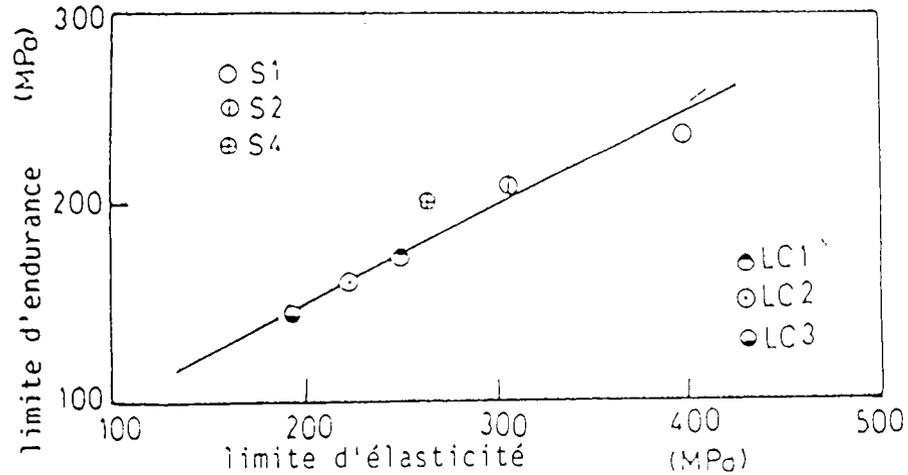


figure (25) : relation entre la limite d'endurance et la limite d'élasticité du matériau

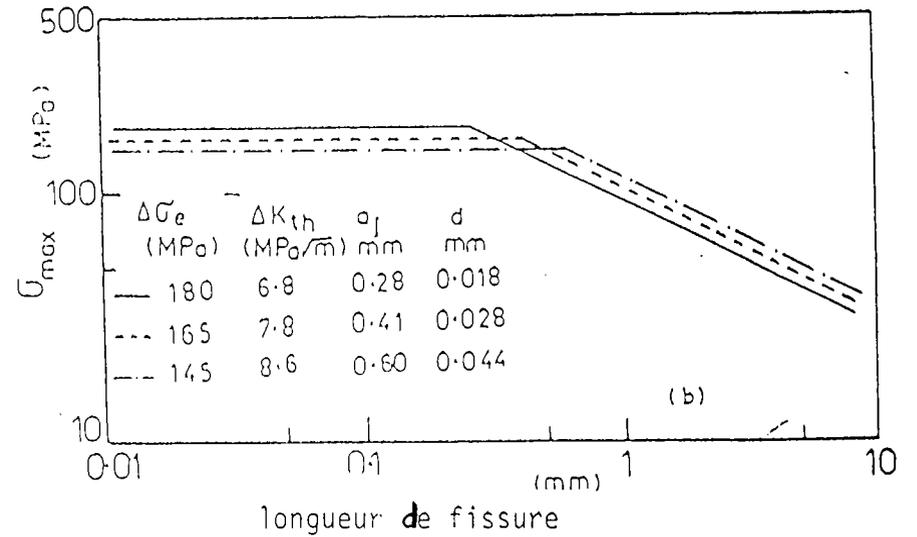
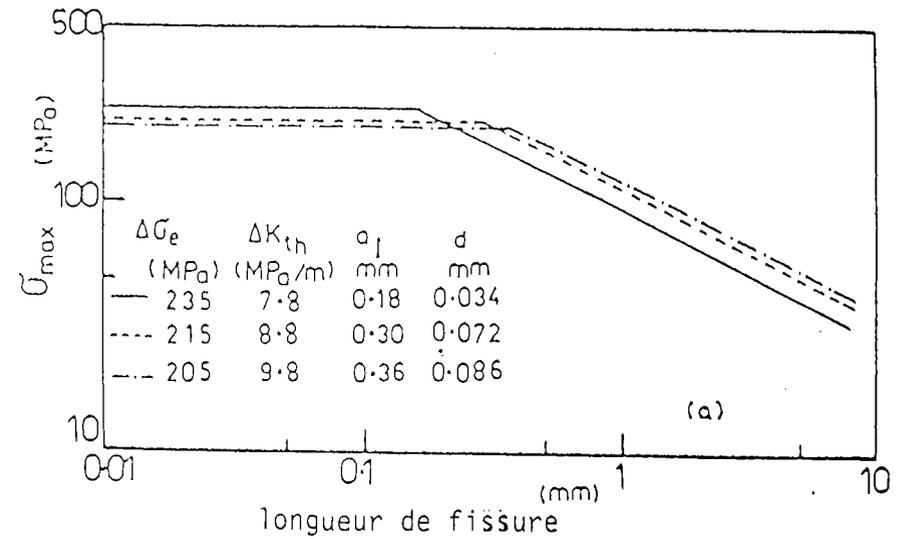


figure (26) : (a) acier inox
(b) acier bas carbone

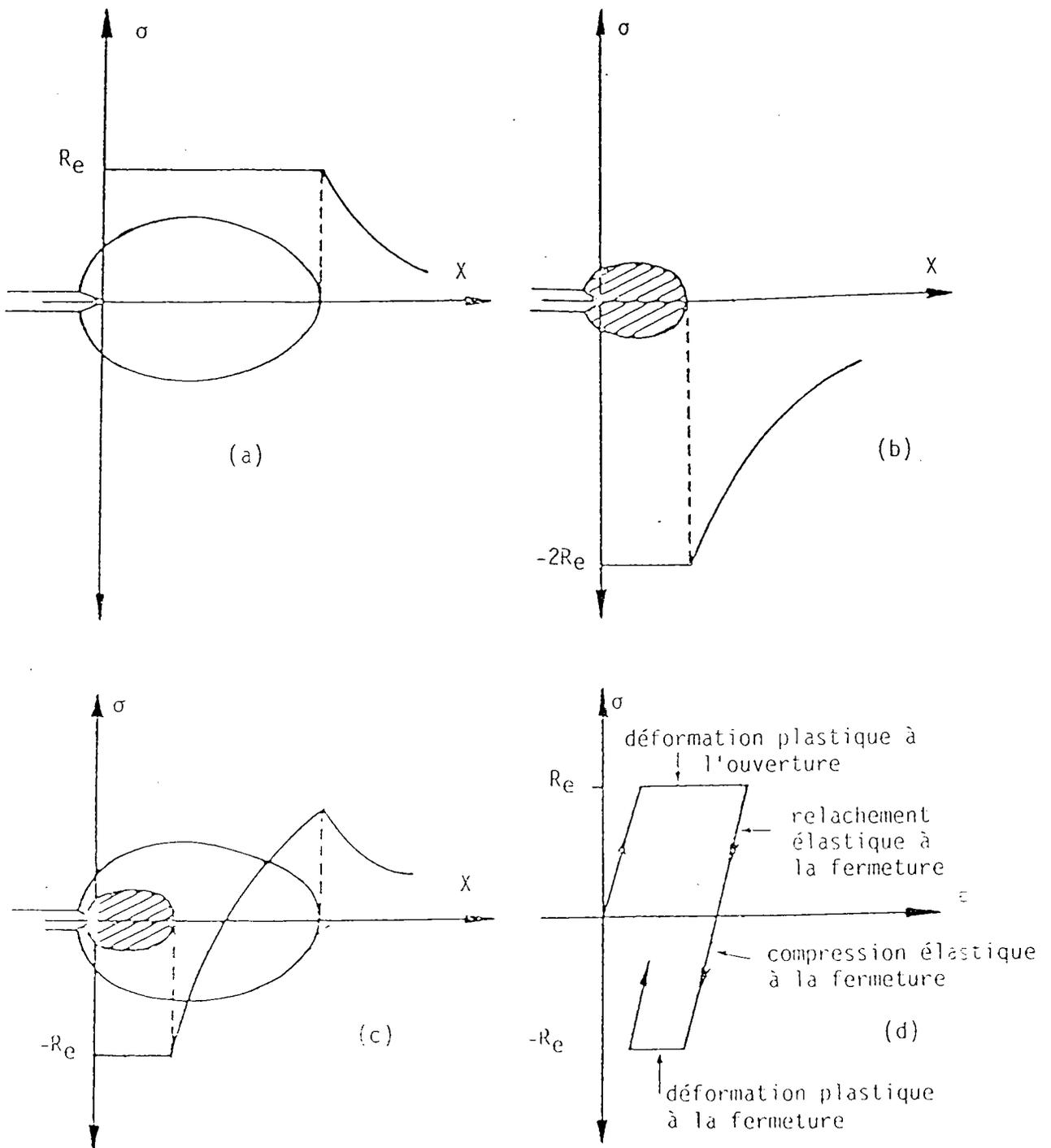


figure (27 a) : Modèle de RICE

- a : ouverture de la fissure
- b : fermeture de la fissure
- c : superposition des 2 mécanismes
- d : variation de la contrainte locale au cours d'un cycle

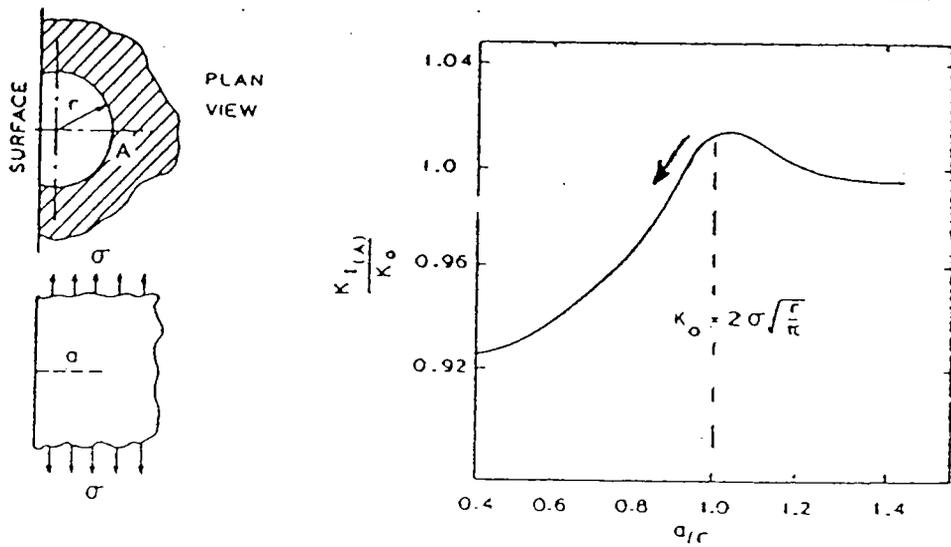
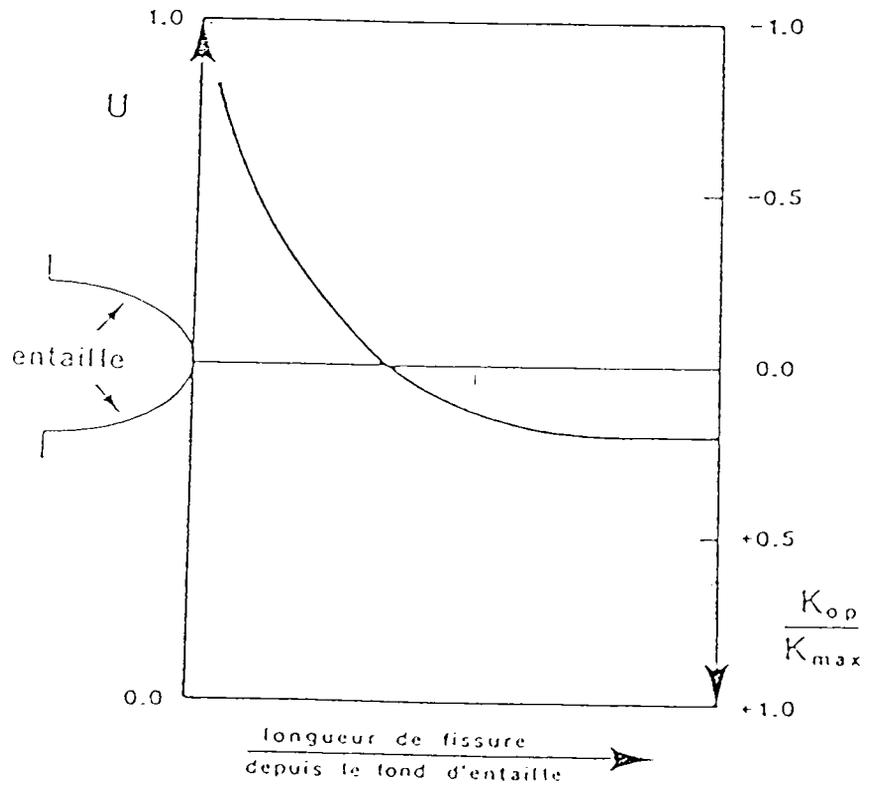
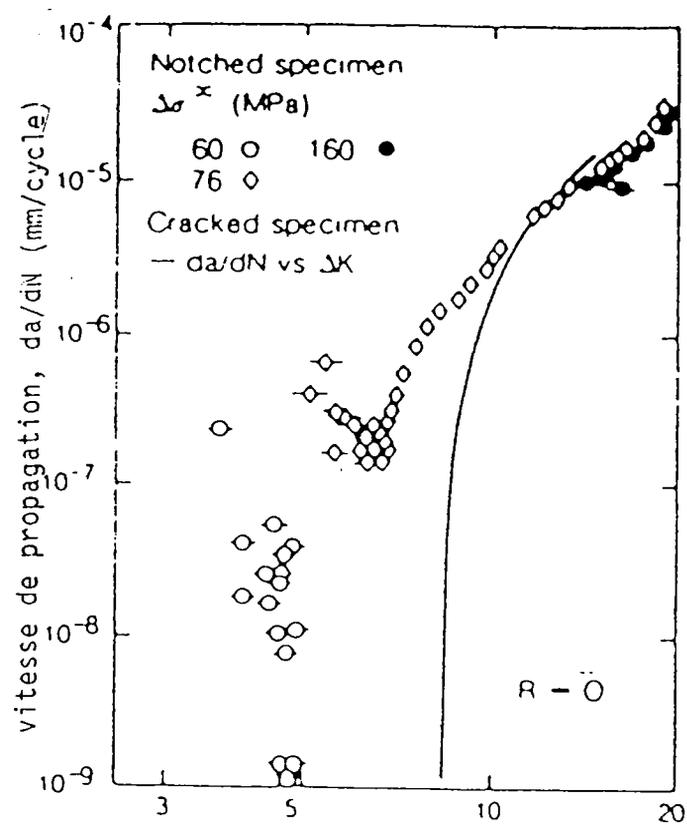


figure (27 b)

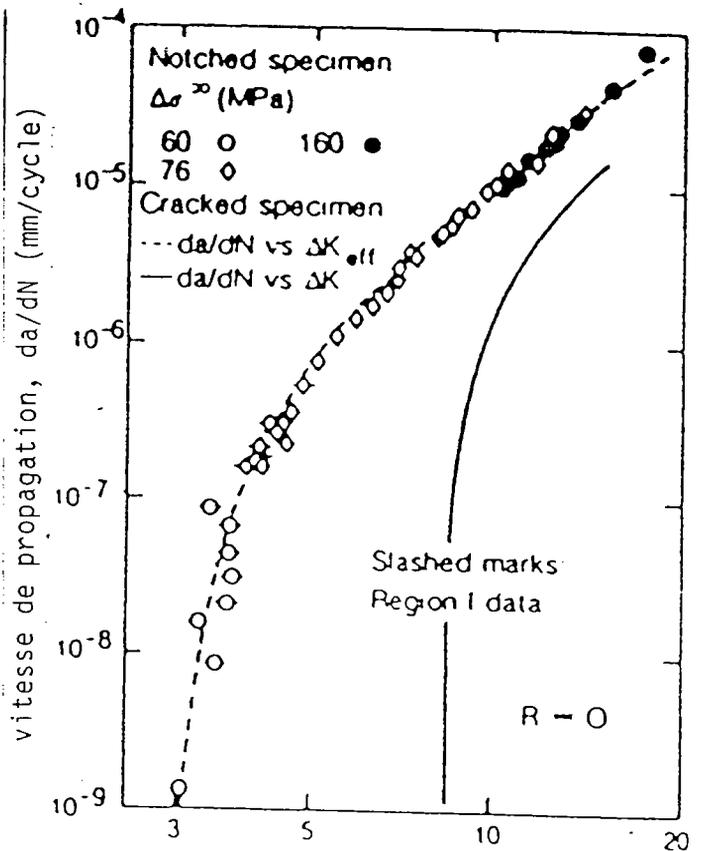


figure(28 a): Variation transitoire du niveau d'ouverture telle qu'obtenue par simulation numérique



Amplitude du facteur d'intensité de contrainte ΔK (MPa/m)

(1)



Amplitude du facteur d'intensité de contrainte ΔK_{eff} et ΔK (MPa/m)

(2)

figure (28 b): Vitesses de propagation des fissures courtes et longues dans un acier à 0,17 % C, exprimées en termes de,

(1) $\Delta K = K_{max} - K_{min}$

(2) $\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op}$

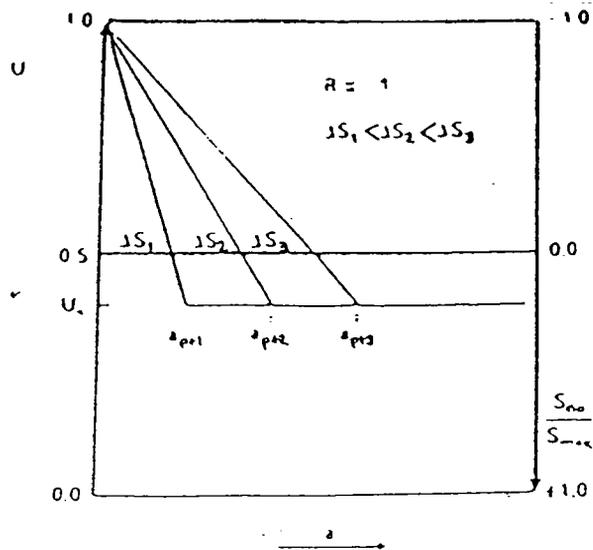


figure (29): Variation du niveau d'ouverture de fissure en fonction de la longueur de la fissure dans une éprouvette possédant une entaille en V

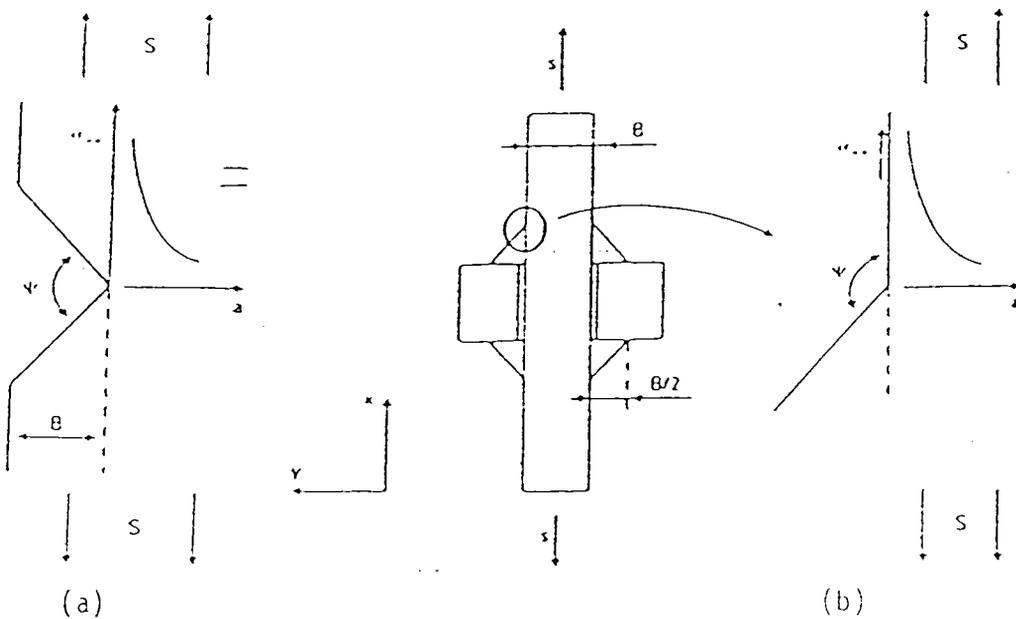


figure (30): Géométries d'éprouvettes possédant une entaille en V
 (a) dans une éprouvette plane
 (b) dans un joint soudé

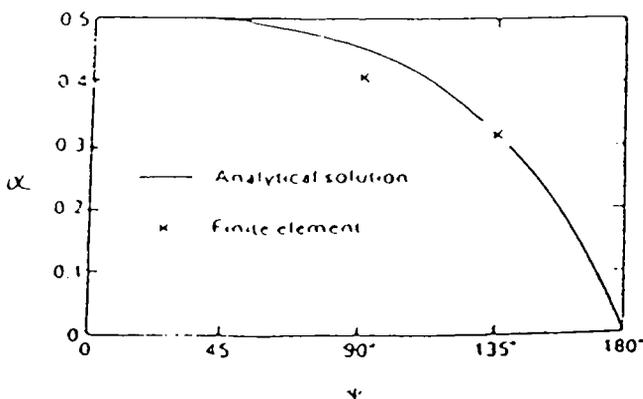


figure (31): Coefficient de singularité en fonction de l'angle d'entaille

- solution analytique d'une éprouvette entaillée (USAMI)
- solution par éléments finis pour un joint soudé (VERREMAN)

ψ	0 (crack)	90°	135°	180° (smooth surface)
Type of geometry	V-notched plate	Fillet weld	Fillet weld	V-notched plate
Computation	Analytical	FEM	FEM	Analytical
α	0.5	0.407	0.333	0
β	2	2.32	3.01	∞
$\alpha\beta$	1	0.95	1.00	—
λ_0	$\frac{1.122}{\sqrt{2}} = 0.792\dagger$	0.306†	0.414†	1
I_0	(1.669)	1.463	1.339	1
$\xi_0 \equiv \frac{1}{1-\alpha} \left(\frac{\lambda_0}{F} \right)^{1/\alpha}$	$\left(\frac{1.122}{1.68} \right)^2 = 0.444\dagger$	0.0384†	0.0447†	—
F	1.68	1.424	1.335	1.125($\nu = 0.3$)

tab. 2 : Paramètres élasto-plastiques

(† : valeurs spécifiques à un joint soudé,
‡ : valeurs spécifiques à une éprouvette plane entaillée)

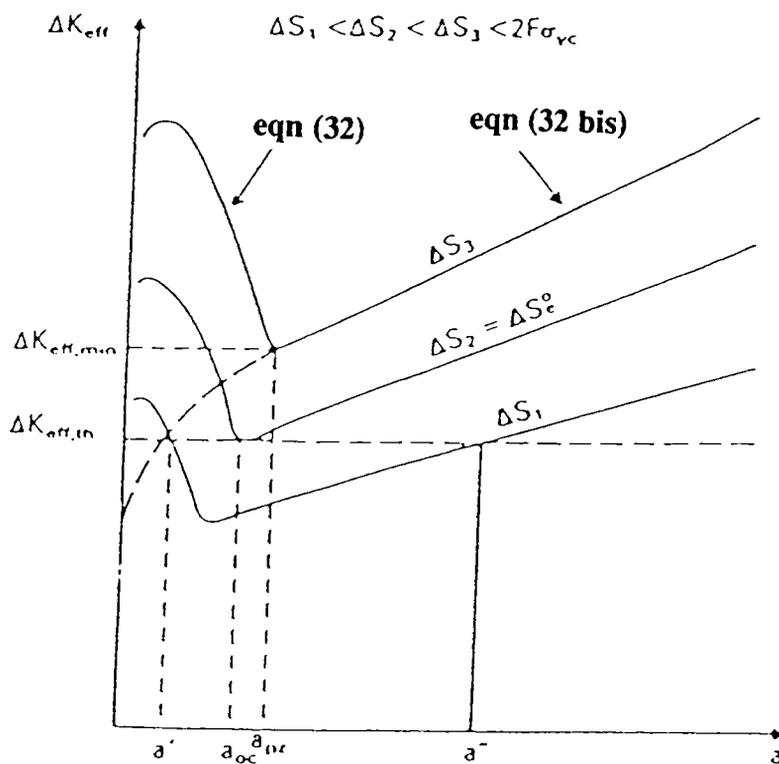


figure (32) : Variation de ΔK_{eff} en fonction de la longueur de la fissure pour un joint soudé ($\psi = 135^\circ$)

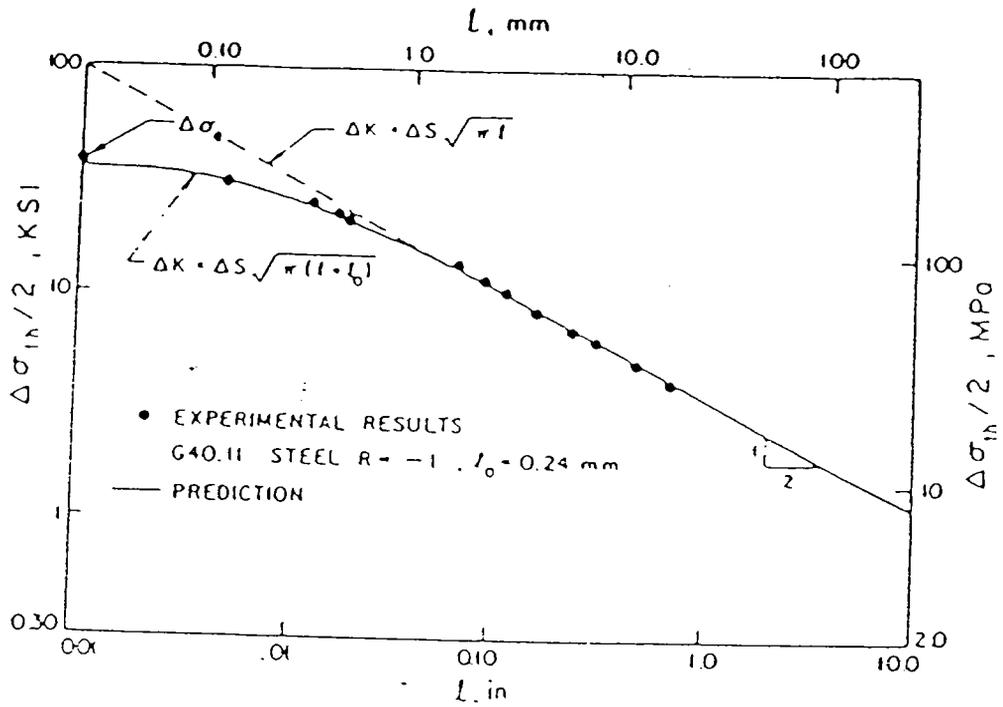


figure (33): Influence de la longueur de fissure sur $\Delta\sigma_{th}$ pour un acier G 40-11

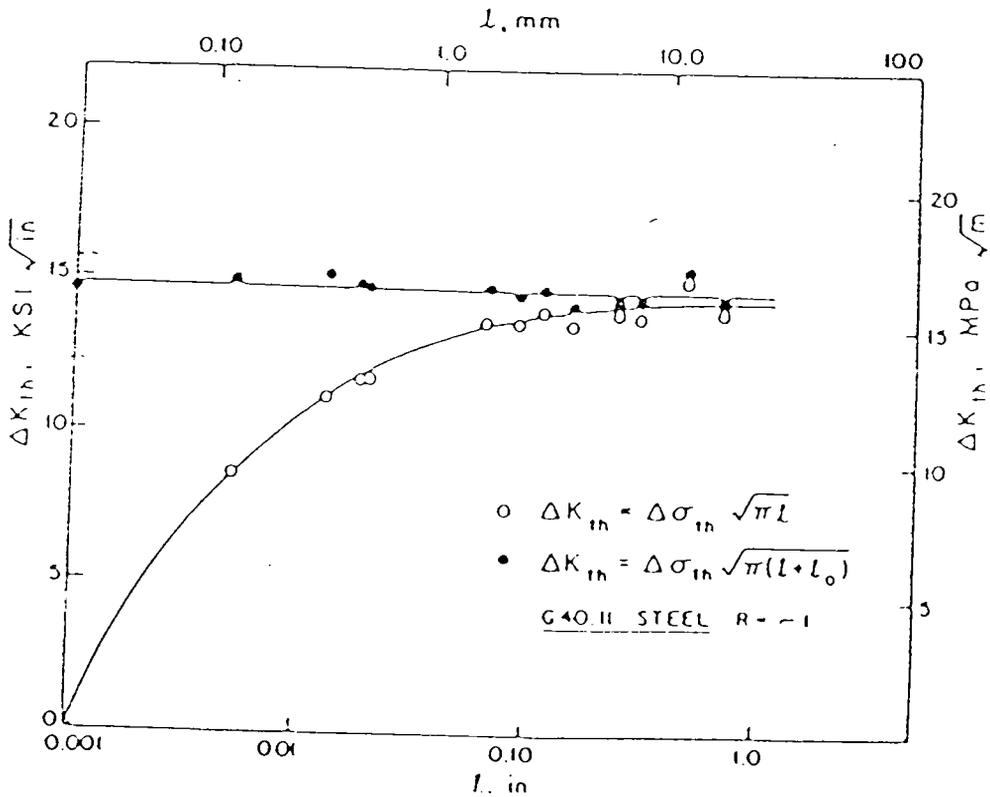


figure (34): Estimation de ΔK_{th} théorique

III- ETUDE NUMERIQUE

III 1 PRESENTATION

Les calculs numériques préliminaires ont pour objectif de définir, pour une configuration géométrique et un mode de chargement donnés, les zones préférentielles d'amorçage, puis de propagation des fissures en racine et en pied de cordon de soudure, dans le cas d'assemblages en angle sollicités en traction et flexion.

La première phase a pour but d'étudier l'évolution de l'état des contraintes locales dans chacune des zones sensibles du joint soudé (en pied et en racine de cordon) en fonction des différents paramètres géométriques qui définissent un assemblage d'angle et des conditions de sollicitation appliquées (traction et flexion).

La seconde phase consiste à définir, suite à cette analyse purement géométrique, trois configurations de base d'assemblage en angle, pour le programme expérimental et pour lesquels il est possible d'initier une fissure de fatigue dans chacune des zones sensibles du joint soudé.

III 2 HYPOTHESES DE CALCUL

Les calculs bidimensionnels sont réalisés en élasticité linéaire en considérant un état de déformation plan. La discrétisation de la géométrie de l'assemblage en angle est effectuée à l'aide d'éléments isoparamétriques quadratiques à huit nœuds. Pour des raisons de symétrie, seule la moitié de l'assemblage est définie pour cette phase de calculs. Les conditions aux limites sont présentées sur la figure (1). L'intérêt de cette étude étant avant tout de réaliser une analyse comparative des résultats, le chargement nominal de traction (σ_{NT}) est défini arbitrairement à une valeur unitaire (Dans ce cas précis $\sigma_{NT}=1 \text{ daN} / \text{mm}^2$ pour tous les cas de figures considérés pour cette phase de calculs numériques.).

Pour les aciers de construction, le module d'Young et le coefficient de Poisson sont égales à 210000 MPa et 0,3 .

Les dimensions des mailles élémentaires au voisinage de chaque zone d'amorçage (en pied et en racine de cordon) sont imposées constantes et identiques quelque soit la géométrie de l'assemblage.

Ce choix est fait afin de considérer, pour chaque cas d'étude, des rayons de raccordements insensibles aux variations géométriques du cordon de soudure (lorsque l'angle de raccordement évolue) et donc permettre de réaliser, en fonction des paramètres utilisés, une analyse relative de l'évolution des contraintes locales dans chacune des zones d'initiation du joint soudé.

(Pour cette étude, les rayons de raccordement locaux sont estimés à 0,2 - 0,3 mm aux pieds (zones I et II) et à la racine de la soudure ce qui correspond à des mailles de dimensions égales à 1 mm² environ).

L'analyse numérique est réalisée à partir de l'évolution des contraintes locales σ_I (contraintes principales I exprimées dans le repère principal des contraintes) calculées dans chacune des zones sensibles du cordon .

Les différents cas d'études sont obtenus en faisant varier :

- Les paramètres géométriques qui définissent l'assemblage en angle tel que manque de pénétration (2a), angle de raccordement (θ). Le rapport des épaisseurs des tôles assemblées (T/t), la hauteur de gorge (H/t); (figure (2)).

- Les conditions de chargement appliqué dans le cordon de soudure (évolution de la contrainte nominale de flexion par rapport à la contrainte nominale de traction); figure (2)).

☞ Remarque :

L'analyse étant purement géométrique, les contraintes résiduelles de soudage et l'influence de la microstructure sur l'état de contrainte local ne sont pas prises en compte dans cette phase de calculs numériques.

III 3 L'EVOLUTION DE L'ETAT DES CONTRAINTES LOCALES DANS CHAQUE ZONE SENSIBLE DU CORDON

(L'ensemble des résultats est présenté tableau (2))

1) L'étude menée dans la zone I du cordon de soudure fait apparaître une relation "quasi" linéaire entre la contrainte locale σ_I et le moment fléchissant (m_f) induit dans le joint soudé par la distance entre appuis "D".

Les valeurs obtenues figure (3) montrent également que cette relation dépend de la valeur de l'angle de raccordement θ de la soudure.

Nous observons en effet, une accentuation de la pente $\Delta\sigma/\Delta m_f$ lorsque l'acuité d'entaille augmente (lorsque θ diminue).

Le tracé des courbes $\sigma_I = f(T/t)$ présenté figure (4), pour différentes géométries de cordon ($\theta = 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$), met en évidence une sensibilité décroissante du rapport des épaisseurs des tôles assemblées sur l'état des contraintes σ_I dans cette zone du pied de cordon. Pour des rapports T/t supérieurs à 3, nous constatons que ce paramètre n'a plus guère d'influence sur la valeur de la contrainte locale σ_I . Ceci pourrait être justifié par l'emploi d'une force de référence de traction imposé unitaire et constante quelque chose soit la géométrie de l'assemblage.

Dans ce cas, lorsque le rapport des épaisseurs T/t augmente, la rigidité de la "semelle" s'accroît et donc la contrainte de flexion induite par la distance D diminue dans cette zone du cordon de soudure.

Le rapport (K_T) de la contrainte locale (obtenue en zone I du pied de cordon) sur la contrainte nominale de flexion appliquée à l'assemblage (σ_{Nfl}) permet également de mettre en évidence l'influence de l'angle de raccordement (θ) sur le gradient de contrainte local (l'acuité d'entaille) présent dans cette zone de la soudure.

Les résultats obtenus figure(5) montrent que cette sensibilité au paramètre θ est nettement plus prononcée lorsque les valeurs considérées de l'angle de raccordement de la soudure sont inférieures à 45° . Par contre, au delà de 45° celui-ci semble avoir une influence "faible" et constante sur le coefficient K_T .

Les résultats numériques démontrent donc que la distribution des contraintes σ_I dans la zone I du cordon est une fonction à variables multiples qui peut être exprimée par :

$$\sigma_I(I) = f(\theta, mf, T/t).$$

En appliquant la théorie de la résistance des matériaux (RDM) au cas d'une poutre sollicitée en flexion 3 points, la contrainte σ_I se situant à une distance "x" de l'appuis peut être exprimée par

$$\sigma_I = \frac{mf(x)}{I_{zz}/v}$$

P : chargement nominal appliqué à la poutre.

$mf(x)$ est le moment de flexion appliqué à la poutre à une distance "x" de l'appuis.

$$mf_x = \frac{P}{2} x$$

I_{zz} est le moment quadratique suivant la direction z de la poutre considérée.

$$I_{zz} = \frac{bh^3}{12}$$

v représente la distance entre la fibre neutre et le bord de la poutre.

$v = h/2$, ce qui nous donne finalement :

$$\sigma = \frac{P}{2} \cdot x \cdot \frac{12}{bh^3} \cdot \frac{h}{2} = \frac{3P}{bh^2} \cdot x = \sigma$$

Ce calcul montre que l'on obtient dans ce cas d'étude :

- une relation linéaire entre σ_I et le moment fléchissant (mf)

$$\sigma = f(\text{mf}) \quad (1)$$

- une relation du deuxième degré entre σ_I et h^2

$$\sigma = f(1/h^2) \quad (2)$$

Les valeurs analytiques sont présentées figures (3) et (4).

La superposition des résultats numériques et analytiques (obtenus par la RDM) démontre l'existence d'une relation de similitude qui peut être formulée, en incluant le coefficient de concentration de contrainte induit par la perturbation géométrique au pied du cordon, par la relation :

$$\sigma_{I\text{joint}} = K_T(\theta_{\text{joint}}) \cdot \sigma_{Nfl\text{ plaque}}$$

- $\sigma_{I\text{joint}}$: contrainte principale I induite dans la zone I du cordon ;
- $K_T(\theta_{\text{joint}})$: concentration de contrainte induite par l'angle de raccordement de la soudure ;
- $\sigma_{Nfl\text{ plaque}}$: contrainte nominale de flexion déterminée par la RDM dans le cas d'une plaque sollicitée en flexion 3 points.

Remarque:

La contrainte de flexion induite dans l'assemblage par la distance "D" entre appuis peut être considérée comme une contrainte (nominale) de référence pour définir l'état de contrainte local dans cette zone du cordon de soudure.

2) Les résultats numériques obtenus en zone II du cordon de soudure montrent que l'évolution de la contrainte locale dépend essentiellement de l'angle de raccordement θ et du rapport des épaisseurs des tôles assemblées (T/t).

On constate:

- a: Une augmentation de la contrainte locale σ_I lorsque l'acuité d'entaille s'accroît (quand θ diminue).

b: une diminution de la contrainte locale σ_I lorsque le rapport des épaisseurs augmente (T/t).

Remarques :

Les valeurs numériques présentées figure(6) font apparaître une sensibilité décroissante du paramètre θ sur l'état de contraintes σ_I , lorsque le rapport T/t augmente.

Ceci pourrait être justifié par une diminution de la contrainte nominale de flexion induite par la distance "D" dans la zone I du cordon, lorsque le rapport des épaisseurs T/t augmente. D'autre part, l'analyse des résultats montre que l'état de contrainte devient prédominant (par rapport aux deux autres zones sensibles du cordon de soudure), dès que le rapport T/t est supérieur ou égal à 3.

Dans ce cas, pour évaluer la possibilité d'amorçage de fissures dans la zone II du cordon, la contrainte locale σ_I peut être considérée comme une fonction à variable unique qui dépend de l'angle de raccordement θ .

Par analogie au raisonnement précédent, la contrainte locale en zone II du pied de cordon peut s'exprimer, à partir de la théorie de la RDM par la relation :

$$\sigma_{I \text{ joint}} = K_T(\theta) \cdot \sigma_{NT \text{ plaque}}$$

$\sigma_{I \text{ joint}}$: contrainte principale I induite dans la zone II du cordon ;

$K_T(\theta)$: concentration de contrainte induite par la perturbation géométrique liée à la présence du cordon de soudure (angle de raccordement θ) ;

$\sigma_{NT \text{ plaque}}$: contrainte nominale de traction déterminée par la RDM dans le cas d'une plaque sollicitée en traction uniaxiale ($\sigma = F/S$).

Dans cette zone d'étude, la contrainte nominale de traction induite dans l'assemblage peut donc être considérée comme une contrainte de référence pour définir l'état de contrainte local dans le cordon de soudure.

3) L'analyse des valeurs numériques obtenues à la racine de la soudure montre que l'état de contrainte local est relativement complexe quelque soit la géométrie de la soudure considérée.

Cependant, cette phase numérique a permis de montrer l'existence d'une relation de proportionnalité entre la contrainte principale σ_I et la dimension du ligament (W) de la soudure.

La figure (7) présente les différentes valeurs obtenues dans cette zone du cordon.

III 4 ANALYSE DES RESULTATS

L'analyse des résultats obtenus dans chaque zone sensible du cordon de soudure permet donc de mettre en évidence les principaux paramètres géométriques et modes de chargement qui conditionnent l'état de contrainte locale dans l'assemblage en angle sollicité en traction et flexion.

Selon ce principe d'analyse, réalisé en terme de contraintes principales σ_I , il est donc possible de déterminer pour le programme expérimental de cette étude, trois géométries de base pour lesquelles il est probable d'obtenir une initiation de fissure de fatigue dans chacune des trois zones "sensibles" du joint soudé (dans les zones I et II du pied de cordon et à la racine de la soudure).

Cette estimation du "risque d'amorçage" peut être établie en considérant que la fissuration par fatigue de l'assemblage se produira dans la zone la plus défavorablement sollicitée (critère σ_I maximum).

Les caractéristiques géométriques des assemblages en angles et les conditions de sollicitation, optimisées numériquement selon ce critère, sont présentées figure (8); tableau (1).

(Pour chacun des trois assemblages en angle, il existe une zone d'initiation dont l'état de contrainte local est plus prédominant et où il est "probable" qu'une fissure de fatigue puisse se propager).

III 5 VERIFICATION NUMERIQUE

Afin de conforter cette analyse réalisée en terme d'évolution des contraintes principales dans chacune des zones sensibles de l'assemblage en angle, nous avons réalisé trois calculs numériques supplémentaires en considérant la présence de défauts initiaux en pied de cordon (zone I et II) et en assimilant la racine de la soudure à une fissure initiale de longueur $2a$.

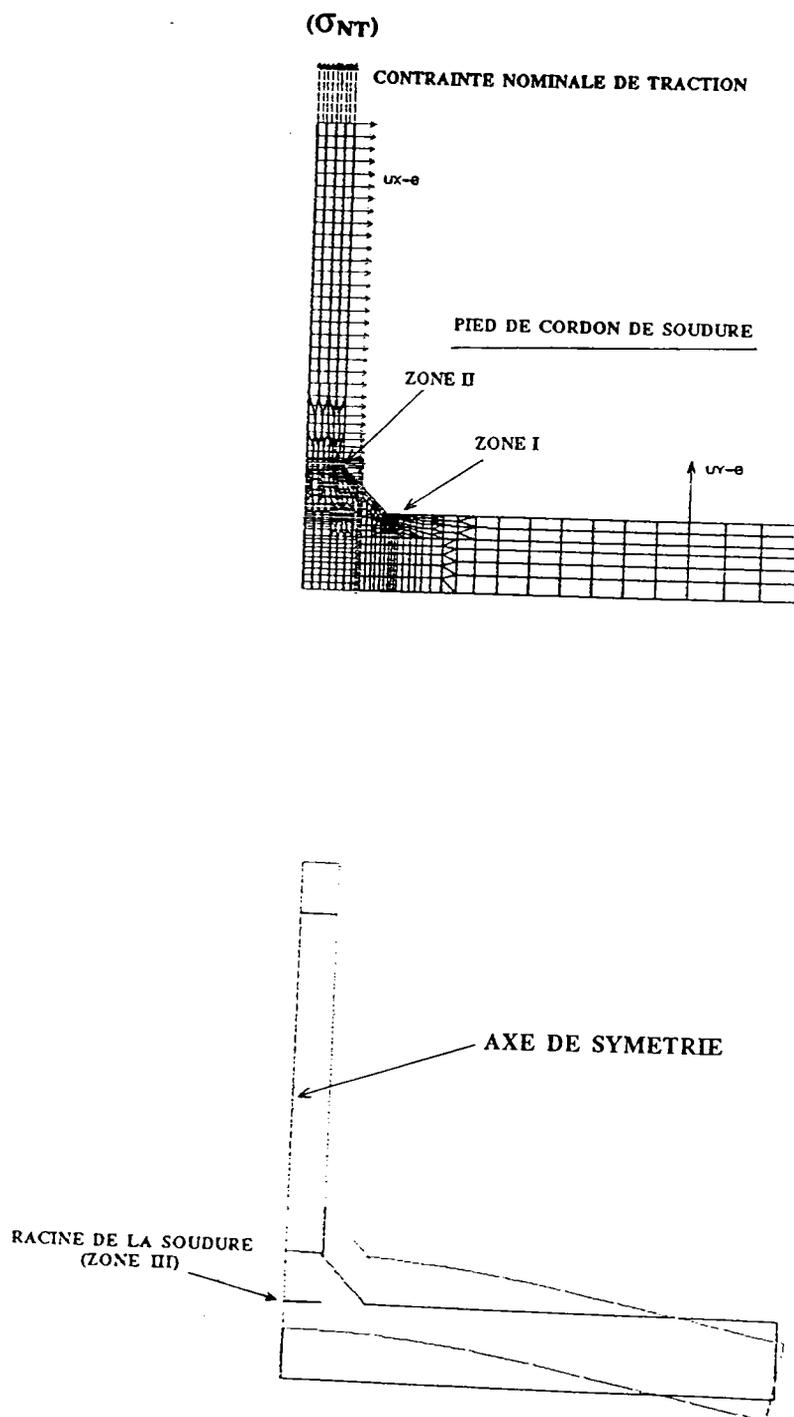
Ces calculs sont effectués en considérant les trois géométries de base optimisées et soumises aux conditions de chargement prédéfinis figure (8), tableau (1).

La profondeur des défauts aux pieds du cordon de soudure est dimensionnée arbitrairement à 0,5 mm ; (ceci correspond à la présence de caniveaux, effondrements, inclusions de laitier, en pied de cordon de soudure).

Ces résultats numériques complémentaires sont réalisés en terme de facteurs d'intensité de contrainte (en mode I et mode II (**KI**, **KII**)) calculés à la pointe de chaque fissure initiale. Les valeurs respectives de **KI** et **KII** sont obtenues à l'aide d'un élément particulier positionné à la pointe de la fissure (Les nœuds ont été déplacés au quart de l'arête pour prendre en compte la singularité du champ de contrainte à la pointe de la fissure).

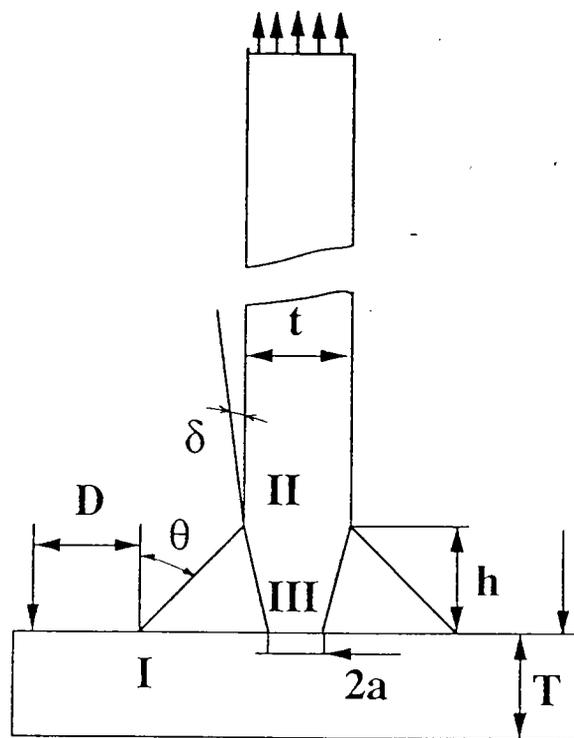
Les résultats numériques présentés figures (9),(10),(11), démontrent donc l'efficacité de l'analyse précédente, car nous obtenons une zone préférentiellement défavorisée par rapport aux deux autres pour chaque configuration géométrique optimisée d'assemblage en angle (Le facteur d'intensité de contrainte en mode I (**KI**) est plus important à la pointe d'une fissure par rapport aux deux autres).

SCHEMA DE DEFINITION DES CONDITIONS AUX LIMITES



Visualisation de la déformée de l'assemblage en angle dans le cas d'un chargement combiné de TRACTION et FLEXION

figure (1)



Assemblage soudé en angle sollicité en traction et flexion

figure (2)

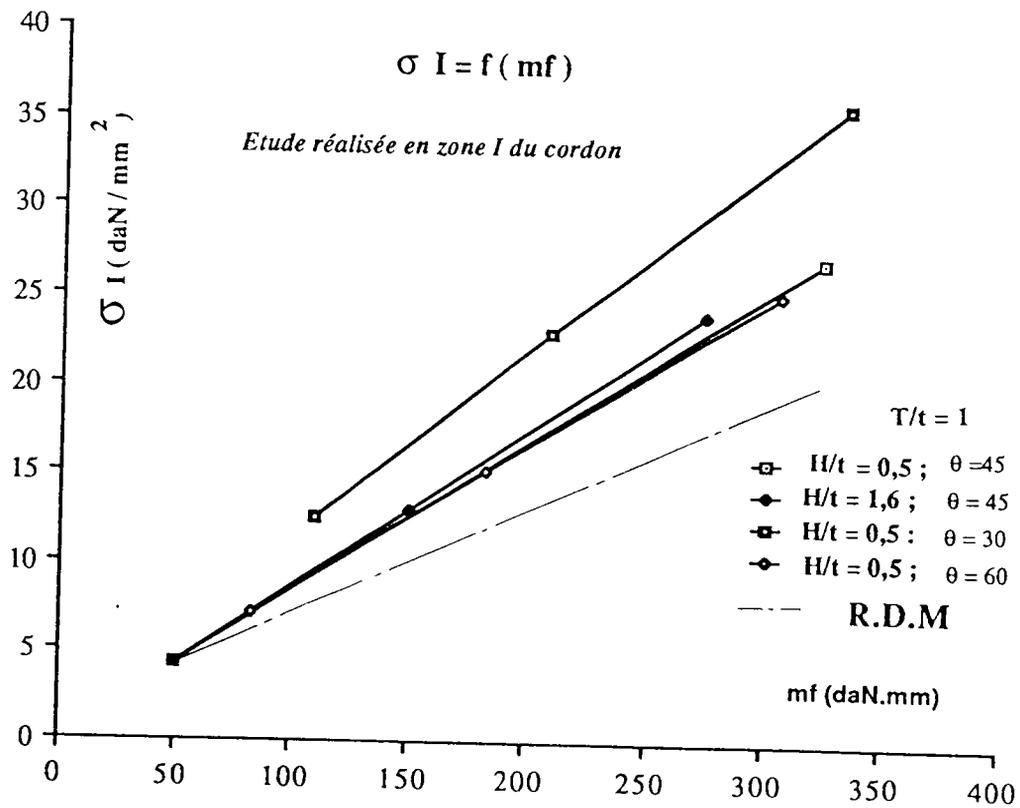
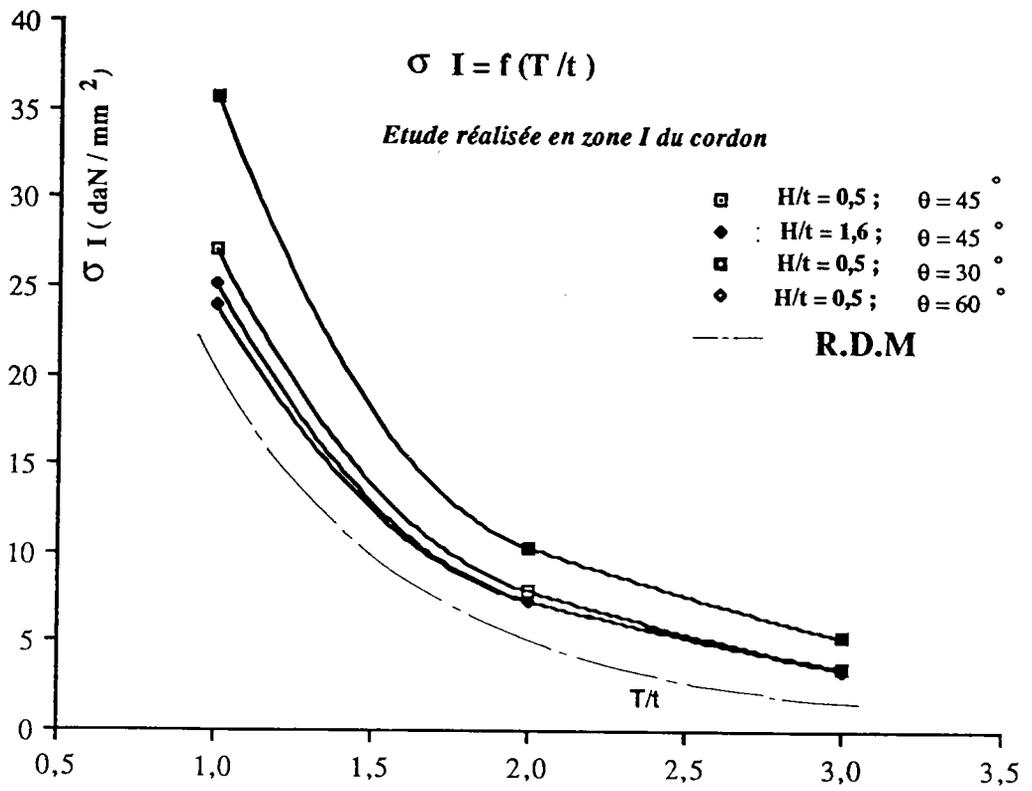
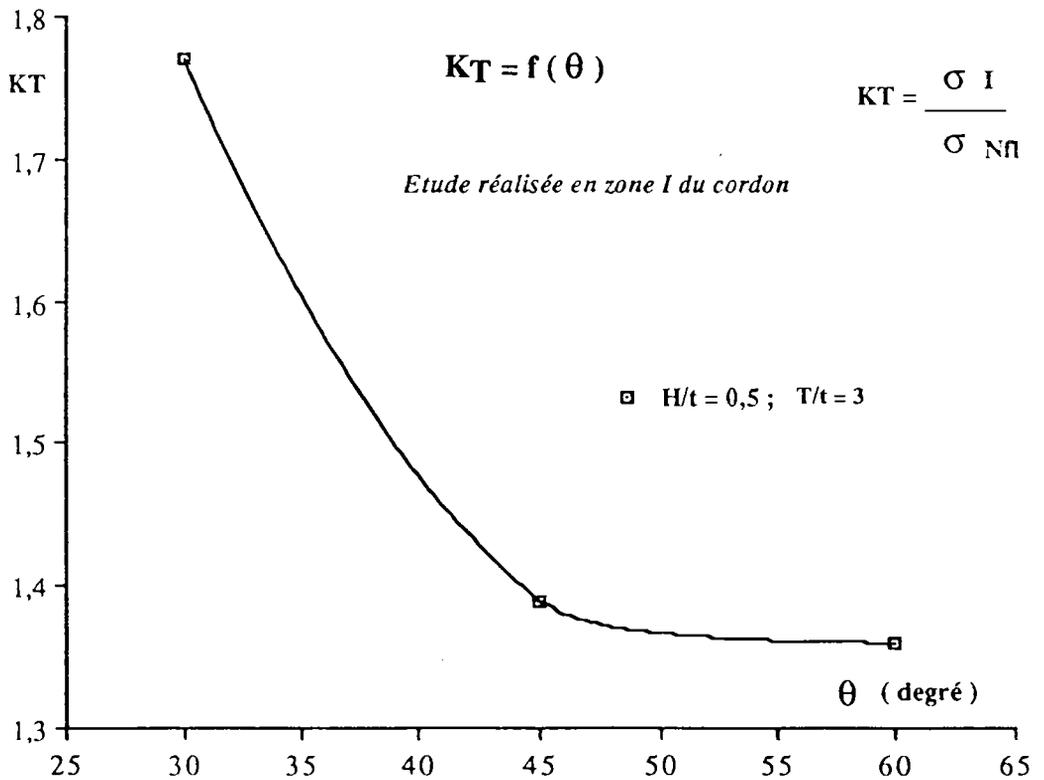
Evolution de la contrainte principale σ_I en fonction du moment de flexion induit dans le joint soudé (Etude effectuée en zone I du cordon)

figure (3)



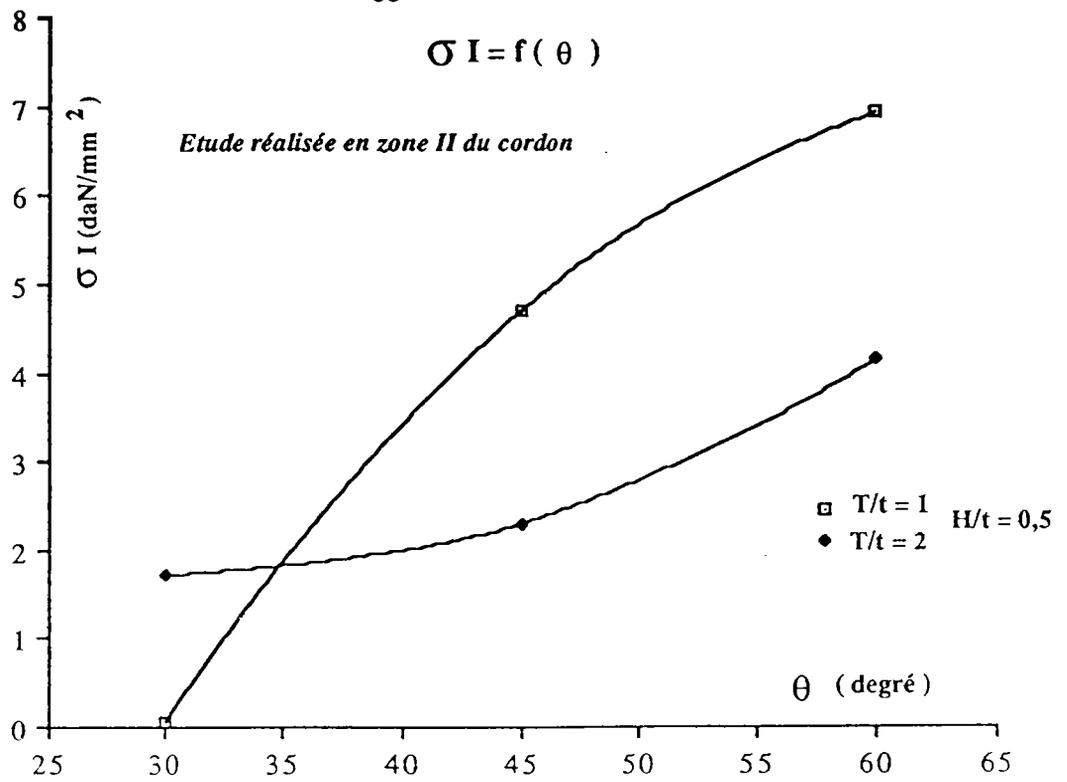
Evolution de σ_I en fonction du rapport d'épaisseurs T/t
(Etude effectuée en zone I du cordon)

figure (4)



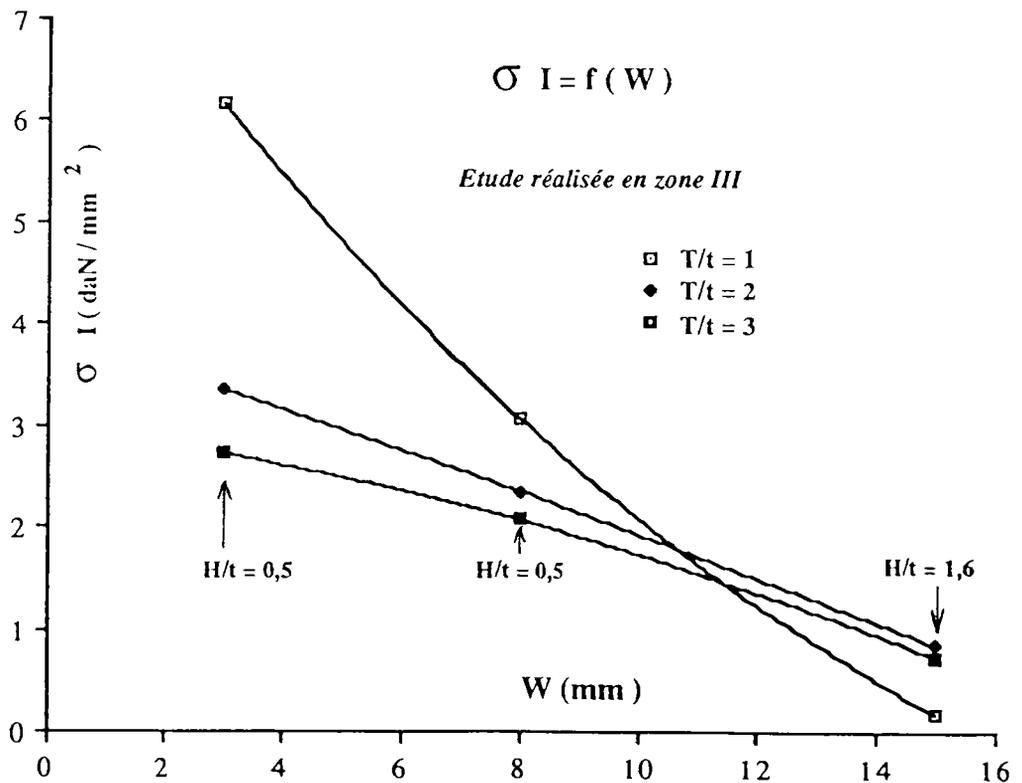
Evolution de la concentration de contrainte K_T en zone I du pied de cordon
en fonction de l'angle de raccordement θ
(Etude effectuée en zone I du cordon)

figure (5)



Influence de l'angle de raccordement (θ) sur la contrainte principale σ_I en pied de cordon

figure (6)



Influence du ligament (W) sur la valeur de la contrainte principale σ_I à la racine de la soudure

figure (7)

$$\sigma_{NT} = 1 \text{ daN/mm}^2$$

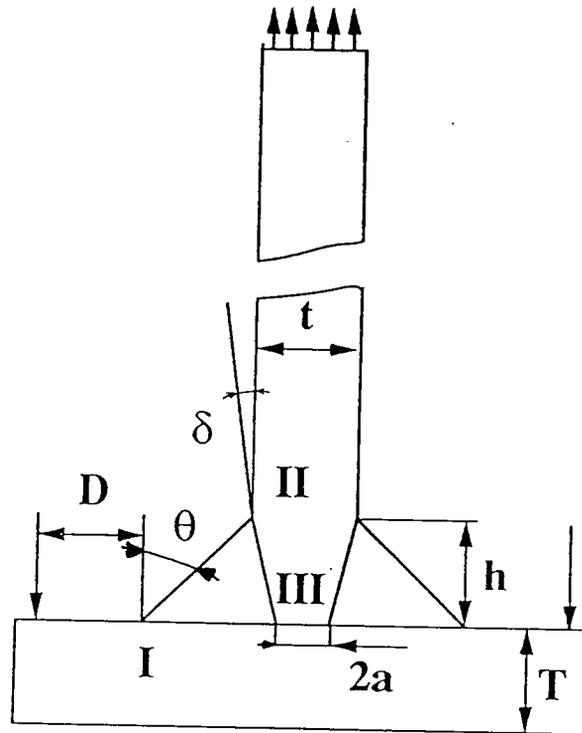
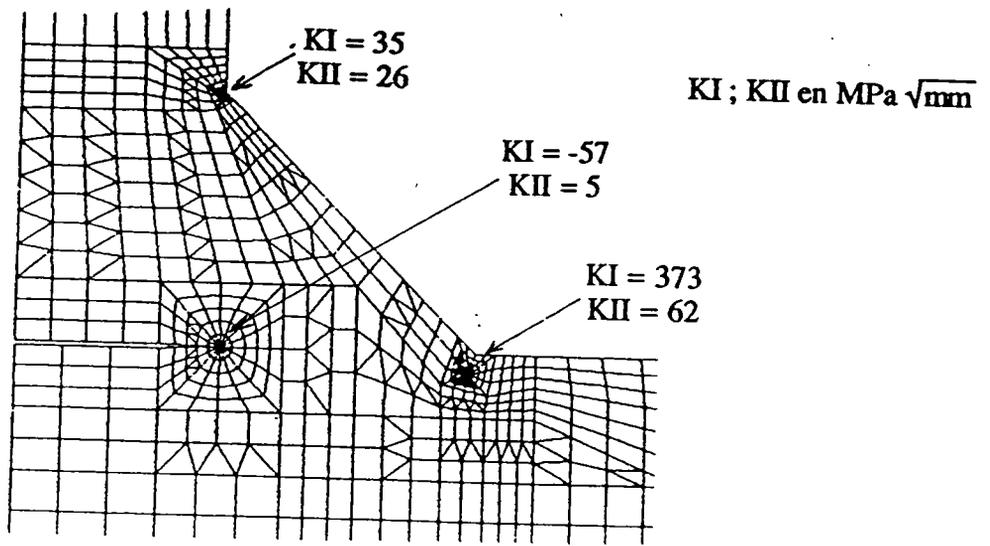


figure (8)

Assemblages soudés	$\sigma_{NT} = 1 \text{ daN/mm}^2$ PARAMETRES GEOMETRIQUES						$\sigma_1 \text{ daN/mm}^2$		
	t (mm)	T/t	θ	D (mm)	H/t	2a (mm)	zone I	zone II	zone III
1	10	1	45°	75	0,5	10	<u>27</u>	4,7	1
2	10	3	60°	16,5	0,5	10	1,12	<u>4,05</u>	2,18
3	10	3	30°	22	0,5	10	2,65	2,78	<u>3,16</u>

Tableau 1

Optimisation numérique de la géométrie des cordons de soudure
(sans présence de défauts ou fissures)



Amorçage prévu en zone I du cordon

figure (9)

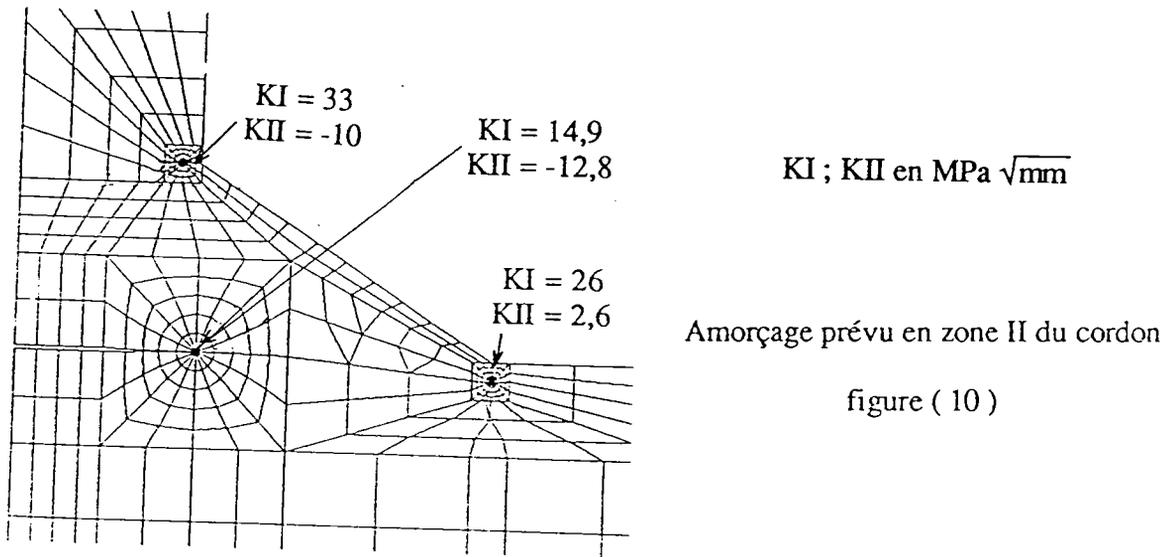
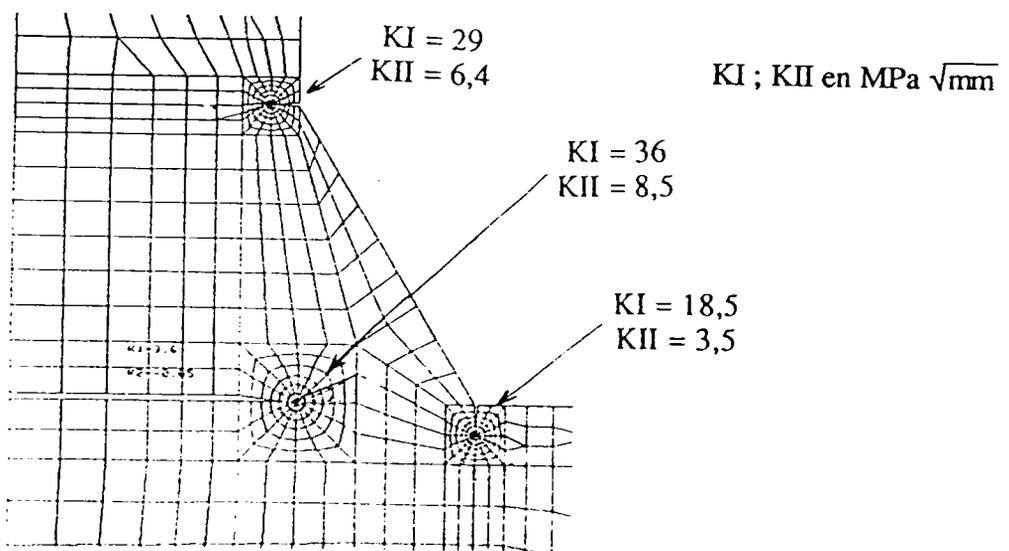


figure (10)



Amorçage prévu en zone III du cordon

figure (11)

$$\sigma_{NT} = 1 \text{ daN/mm}^2$$

TYPE	H/t	θ	2a/t	T/t			D1	D2	D3	$\sigma_I(I)$ daN/mm ²	$\sigma_I(II)$ daN/mm ²	$\sigma_I(III)$ daN/mm ²	σ_{NT} daN/mm ²			
				1	2	3										
1	0,5	45°	0,5	1			65		10	27	4,7	1	1			
										4,26	2,85					
										7,84	2,3					
2	1,6	45°	1	1			55	30	10	23,9	1,86	1	1			
										12,9	1,82					
										4,26	1,8					
				2			55	30	10	55	30	10	7,27	1,65	1	1
													4,01	1,70		
													1,60	1,74		
				3			55	30	10	55	30	10	3,61	1,67	1	1
													2,03	1,70		
													0,94	1,74		
3	0,5	30°	1	2			67	42	22	10,28	1,72	1	1			
										6,897	2,2					
										4,2	2,58					
										5,30	2,39					
										3,81	2,62					
										2,65	2,78					
				1			67	42	22	67	42	22	35,73	0,05	1	1
													22,84	0,6		
													12,55	1,72		
													3,48	/		
													2,79			
4	0,5	60°	1	1			61,5	36,5	16,5	25,1	6,92	1	1			
										15,2	5,74					
										7,13	4,97					
										7,31	4,15					
	2	0,5	60°	1			61,5	36,5	16,5	16,5	4,44	4,12	1	1		
											2,15	4,12				
											3,47	3,98				
											2,13	4,01				
3			61,5	36,5	16,5	61,5	36,5	16,5	16,5	1,12	4,05	1	1			

Récapitulatif de l'ensemble des résultats numériques préliminaires

Tableau (2)

IV. ETUDE EXPERIMENTALE

IV 1 PRESENTATION

Ce chapitre présente l'étude expérimentale entreprise pour évaluer la tenue en fatigue des assemblages soudés en angle, à cordons porteurs, sollicités en traction et flexion.

Celle ci fait suite à des travaux antérieurs réalisés par l'Institut de Soudure en collaboration avec le CETIM pour évaluer la tenue en fatigue des assemblages soudés en croix, à cordons porteurs et sollicités en traction uniaxial .

Pour obtenir une continuité des résultats expérimentaux, le matériau de base (acier E36-4, norme AFNOR) et le procédé de soudage (MIG), utilisés pour ce programme d'essais sont identiques à ceux qui furent employés pour l'étude précédente[1]

Pour permettre une analyse comparative des valeurs expérimentales, un deuxième procédé de soudage (par électrode à enrobage basique) est également considéré dans ce programme d'essais .

Les coupons en "T" sont assemblés, puis soudés à l'aide d'un montage de bridage. Cette pratique permet de minimiser la déflexion résiduelle, produite entre les plaques par la séquence de soudage.

Pour défavoriser la racine du cordon, l'ensemble des soudures est réalisé en position de "gouttière" (inclinaison à 45°). Ceci a pour effet d'améliorer la géométrie locale en pied de cordon de soudure. La concentration de contrainte étant moins importante dans cette zone du joint soudé, la période d'amorçage est par conséquent d'avantage rejetée à la racine de la soudure.

Le choix des géométries de base des assemblages en angle utilisés pour cette phase expérimentale est issu de l'étude numérique préliminaire (chapitre(III)). Celles ci sont optimisées pour étudier la tenue à la fatigue de chaque zone sensible du cordon de soudure (en pieds et en racine du cordon).

Le programme expérimental entrepris dans cette étude est réalisé avec une attention particulière pour étudier les phases d'amorçage et de propagation des microfissures de fatigue en pied de cordon de soudure .

La détection et le suivi en propagation des microfissures de fatigue (de 0,05 à 1 mm de profondeur dans la soudure), sont obtenus par des microjauges de déformation collées le long du cordon de soudure.

Cette méthode extensométrique a déjà été employé avec succès sur des joints en croix soudés par un procédé automatique et sollicités en traction uniaxiale [20]. Les fissures de fatigue étant de formes rectilignes pour ce type d'assemblage (soudure automatique), le suivi en fatigue était réalisé en deux dimensions.

Pour les assemblages en angle soudés par des procédés semi automatiques et manuels, le problème est plus complexe. Ceci peut être justifié par :

- Une évolution semi elliptique du front des fissures de fatigue qui se développent dans chacune des zones sensibles de la soudure (phénomène de propagation de fissure de fatigue tridimensionnel).
- La présence d'un mode de multi amorçages le long du pied de cordon . Ceci est produit par une population de défauts (caniveaux, inclusions, etc..) ou d'irrégularités (créés par l'opérateur) beaucoup plus importantes pour ces procédés de soudage.
- L'existence d'une phase de coalescence des microfissures de fatigue en pied de cordon de soudure.

Pour prendre en compte ces spécificités, la méthode de détection et de suivi des microfissures de fatigue, à l'aide des microjauge de déformation collées en pied de cordon, a été adaptée dans cette étude pour permettre d'estimer les paramètres suivants:

- La profondeur de fissure " a "
- La longueur de fissure en surface "2c "
- La contrainte d'ouverture de fissure " σ_{ouv} "
- La vitesse de propagation " da/ dN "

Le programme expérimental représente un volume de 125 essais de fatigue .

L'analyse des données a permis de:

- Mieux comprendre le comportement en fatigue des microfissures qui se développent depuis les zones I et II du cordon de soudure (notamment l'influence des paramètres géométriques et des conditions de chargement).
- Définir une dimension critique du manque de pénétration en dessous de laquelle la non pénétration n' a plus d'incidence sur la tenue à la fatigue.
- Démontrer qu'il existe une interaction entre les fissures de fatigue, qui se propagent depuis le pied de cordon et la dimension du manque de pénétration à la racine. Cette interaction agit sur le mode de rupture, le chemin de fissuration et donc sur la durée de vie en fatigue de l'assemblage en angle.

IV 2 MATERIAU

L'objectif de cette étude étant avant tout de répondre à des besoins industriels, le matériau de base utilisé pour réaliser les assemblages en angle est choisi de classe courant (sur une nuance d'acier de type E 36-4 (norme AFNOR(NFA 35501)) en épaisseur 10 et 30 mm à l'état normalisé), très souvent employé dans le domaine des constructions soudées.

Les compositions chimiques et les propriétés mécaniques provenant des certificats de contrôle (CCPU) obtenu à la sortie du laminoir sont présentées tableau (1).

Pour permettre une analyse comparative des résultats des essais de fatigue, les assemblages en angle sont réalisés en considérant deux procédés de soudage distincts:

- Un procédé de soudage semi-automatique sous flux gazeux (MIG pulsé);
- Un procédé de soudage manuel à électrode à enrobage basique.

Les compositions chimiques et les propriétés mécaniques provenant du fabricant (SAF) sont présentées tableau (1).

IV 3 MODE OPERATOIRE DE SOUDAGE ET PRELEVEMENT DES EPROUVETTES

Les assemblages sont prélevés à partir de coupons soudés de dimension 450 mm x 200 mm . Les plaques sont orientées de façon que les contraintes nominales de traction ou de flexion soient parallèles au sens long du laminage. La figure (1) présente le schéma de principe de positionnement des coupons avant soudage.

Pour limiter la présence des inclusions et autres impuretés dans la soudure, les parties en contacts des plaques assemblées sont systématiquement "blanchies" à la meule disque avant que les séquences de soudage ne soient réalisées (Décapage de la calamine à la surface des plaques laminées.); figure (2).

Afin d'optimiser l'opération de soudage et mieux contrôler le bain de fusion à la racine de la soudure, les plaques sont chanfreinées de façon plus ou moins importantes selon la dimension du manque de pénétration souhaitée. La figure (3) représente les différentes préparations des plaques assemblées en fonction de l'importance du manque de fusion considérée .

Séquences de soudage :

☞ Lorsque la dimension du manque de pénétration est supérieure à $2a/t=0,9$ ($t=10\text{mm}$), le soudage est réalisé en une seule passe de chaque côté de la plaque assemblée, figure (4).

☞ Pour une dimension inférieure à $2a/t = 0,9$ ($t=10\text{ mm}$), le soudage est effectué en quatre passes successives, figure(5 a).

- Les deux premières passes (une de chaque côté de la plaque, passes 1 et 2) sont réalisées pour assurer le contrôle du bain de fusion et de la dimension du manque de pénétration à la racine de la soudure.

- Les secondes passes (passes 3 et 4) permettent d'obtenir la géométrie externe du cordon de soudure (angle de raccordement θ ; hauteur de gorge H/ t).

Remarques:

1) a : *Pour les assemblages soudés par un procédé MIG , ces deux premières passes sont effectuées en utilisant un métal d'apport (présenté sous forme de fil plein) de type NIC 70 S, de diamètre 1,2 mm et soudé à l'aide d'un poste à courant sinusoïdal.*

L'énergie d'apport étant plus faible (par rapport au soudage MIG pulsé), cette procédure permet à l'opérateur de souder à une vitesse convenable pour mieux contrôler le bain de fusion à la racine du joint soudé. (L'emploi du fil SAFDUAL SD 122, de diamètre 1,6mm sur un poste à courant pulsé oblige l'opérateur à souder une vitesse d'avance trop importante pour assurer un bon contrôle du bain de fusion à la racine)

b: Les deux passes de finition sont réalisées par le procédé de soudage MIG pulsé.

2) *Dans le cas des assemblages soudés par électrode à enrobage basique, les quatre passes sont réalisées avec le même type d'électrode (SAFER NF 50).*

Pour chaque coupon soudé, les mesures des paramètres telles qu'intensité de courant, tension, vitesse de soudage ont été prises pour permettre le calcul de l'énergie de soudage entre chaque passe et de chaque côté des plaques soudées.

Cette énergie dépend du procédé de soudage utilisé, de la géométrie du cordon, de l'épaisseur des plaques assemblées, de la dimension du manque de fusion à la racine de la soudure.

(L'ensemble des valeurs est présenté tableaux (2) et (3))

Les coupons sont assemblés puis soudés à l'aide d'un montage de bridage (figure (5 b)). Cette pratique a pour but de minimiser la déflexion résiduelle (δ) entre les plaques assemblées qui est générée par la séquence de soudage. Le bridage des plaques sur le montage est assuré par neuf serre-joints positionnés suivant le schéma présenté figure (6).

Afin de défavoriser la racine du cordon de soudure, les assemblages utilisés pour les essais sont soudés en position de "gouttière". Cette pratique permet d'obtenir en zone I et II du cordon des rayons de raccordement de qualité supérieure (augmentation des rayons de raccordements se situant en pied de cordon de soudure, notamment avec le fil fourré rutile).

L'évaluation de la déflexion (δ) est réalisée, sur la "quasi" totalité des assemblages en angle utilisés pour le programme d'essais, à l'aide d'une machine de mesures tridimensionnelles (à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz).

Les faibles valeurs mesurées confirment un bon choix de procédure de réalisation. Les résultats de mesures mettent en évidence une déflexion moyenne (δ) égale à $1,14^\circ$ et un écart type de $0,62^\circ$. L'ensemble des résultats est présenté tableaux (6) à (13).

Le choix des géométries de base des assemblages en angle pour obtenir l'initiation puis la propagation des fissures de fatigue dans chacune des zones sensibles de la soudure est directement issu de l'étude numérique préliminaire (chapitre(III)).

Neuf configurations géométriques de cordons de soudure sont adoptées pour chaque procédé de soudage.

- L'étude de la tenue en fatigue de la zone (I) du cordon de soudure est réalisée sur des éprouvettes dont les paramètres géométriques constants sont : $H/t = 0,6$, $T/t = 1$, $t = 10$ mm, $2a = 10$ mm, $b = 50$ mm, et en considérant trois angles de raccordements distincts : $\theta = 30^\circ$, 45° , 60° . (Ceci est réalisé pour mettre en évidence l'influence de l'angle de raccordement θ sur les conditions de propagation des fissures de fatigue dans la soudure)

- Le programme d'essais réalisé pour l'étude des zones (II) et (III) des assemblages soudés, est effectué sur une configuration géométrique de cordon de soudure constante : $T/t = 3$, $t = 10$ mm, $H/t = 0,6$, $b = 50$ mm, $\theta = 60^\circ$ (zone d'étude II) et $\theta = 30^\circ$ (zone d'étude III).

Les manques de pénétration à la racine varient respectivement de $2a = 3$ à 10 mm.

Le prélèvement des éprouvettes "joints en T" est effectué par sciage des coupons après soudage. Les faces latérales des éprouvettes sont ensuite usinées.

Les configurations géométriques finales des assemblages en angle sont présentées figures (7) et (8).

Les figures (9) à (14) montrent les macrographies des principales configurations géométriques des joints soudés utilisées pour le programme expérimental.

Les micrographies des structures métallurgiques des matériaux constituant le joint (MB, ZAT, MF) ainsi que les caractéristiques de dureté sont reportées figures (15) à (19).

IV 4 METHODE DE DETECTION ET DE SUIVI DE MICROFISSURES

La détection et le suivi des petites fissures de fatigue se propageant à partir du pied de cordon sont réalisés à l'aide de microjauge de déformation collées le long des pieds de cordon de soudure.

IV 4 1 PRINCIPE DE DETECTION

La réponse d'une microjauge de déformation collée à la surface d'une plaque non fissurée sollicitée en traction est linéaire pendant la totalité du cycle de fatigue.

On obtient dans ce cas une réponse du type $\epsilon = f(\sigma_N)$ (figures (20);(21) courbe (1)).

Au cours de l'essai de fatigue, l'initiation d'une microfissure (à proximité d'une jauge) est détectée lors de la variation des microdéformations à un niveau de charge P ouverture donnée.

On observe ensuite une accentuation progressive des variations relatives des microdéformations

$$\frac{\Delta\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\epsilon_i - \epsilon_0}{\epsilon_0}$$

ϵ_0 : valeur des microdéformations initiales détectées par la microjauge au niveau de charge $P_{\max}^{(0)}$ du cycle de fatigue;

ϵ_i : valeur des microdéformations détectées par la microjauge à l'instant i , au même niveau de charge $P_{\max}^{(i)}$ du cycle de fatigue;

durant toute la phase de propagation des microfissures de fatigue (figure (21), courbe (2)).

Des essais de fatigue, effectués sur des éprouvettes de géométries simples sollicitées en traction uniaxiale, ont montré que lors de la montée en charge, la réponse d'une jauge est identique dans le cas d'une plaque fissurée ou non, tant que la contrainte (ou la charge d'ouverture) de la fissure n'est pas atteinte, soit pour $\sigma_{NT} < \sigma_{ouv}$.

Dans cette situation, il existe dans le matériau une continuité des champs de déformation et ceci correspond à la partie A du cycle de chargement (figure (21), courbe (2)).

Lorsque le niveau de contrainte (ou de charge) est suffisant ($\sigma_{NT} > \sigma_{ouv}$, partie B du cycle), la présence de la fissure ouverte a pour effet de dévier les champs de déformation et la surface de la plaque est moins sollicitée.

Au fur et à mesure que la fissure se propage, les champs de déformation se déplacent et la déviation $\Delta\varepsilon/\varepsilon_0$ devient de plus en plus importante (redressement progressif de la courbe $\varepsilon = f(\sigma_{NT})$).

IV 4 2 CALIBRATION DE LA REPONSE DES MICROJAUAGES

La calibration de cette méthode de détection et de suivi des microfissures est réalisée à l'aide de 27 essais de fatigue. Ces essais sont effectués sur des assemblages soudés en angle sollicités en flexion 3 points et instrumentés par des microjauges de déformation (de type Kiowa KFC 1 D19-11 de surface 1 mm²) collées en pied de cordon. Les caractéristiques géométriques de ces petites éprouvettes de calibration sont présentées figure (22).

(Les modes opératoires de bridage et de soudage de ces assemblages sont identiques à ceux qui sont définis dans le chapitre IV 3).

Les essais de fatigue sont réalisés à amplitude de charge constante $\Delta\sigma_{N\pi} = 300$ MPa (contrainte nominale de flexion appliquée en zone I du cordon) et un rapport de charge $R = P_{min}/P_{max} = 0,1$.

Ceux-ci sont interrompus pour différents niveaux de variations des microdéformations ($\Delta\varepsilon/\varepsilon_0$) détectées par les microjauges en pied de cordon au niveau de charge constant P_{max} du cycle de fatigue.

Les éprouvettes sont ensuite rompues dans l'azote liquide pour permettre la calibration des microfissures de fatigue détectées par les microjauges de déformation. L'observation et la mesure des faciès de fatigue sont réalisées à l'aide d'un microscope électronique à balayage (MEB).

Les figures (23 a) et (23 b) présentent quelques photos de microfissures.

hypothèses

Bien que très performante, cette méthode de détection et de suivi des microfissures ne peut quantifier directement les paramètres ($a, 2c$) d'une fissure de fatigue semi elliptique qui se propage depuis les pieds des cordons de soudure.

Cette étude est donc réalisée dans l'hypothèse de suivre en permanence un défaut rectiligne d'une largeur constante (L) égale à la largeur de la grille de la microjauge de déformation (1 mm) et d'une profondeur (\bar{a}) calculée en considérant l'égalité suivante:

$$L \times \bar{a} = S \quad \text{avec } S : \text{ surface de la portion de la microfissure semi elliptique} \\ \text{située en dessous de chaque microjauge de déformation}$$

ou encore :

$$\bar{a} = S / L$$

Ce principe d'analyse permet donc de suivre en continu l'évolution d'une fissure moyenne en face de chaque microjauge de déformation (de profondeur " \bar{a} " et de largeur 1mm), de surface identique à la fissure réelle qui se propage dans le cordon de soudure.

Remarques:

Il est à noter que ce principe d'estimation de la profondeur et de la forme des microfissures de fatigue réelles par une fonction "escalier" (donc discontinue), converge rapidement vers une approximation précise de ces deux paramètres. En effet, le gradient de déformation cyclique étant très important à la surface du pied de cordon, les fissures tendent à se propager initialement en surface plutôt qu' en profondeur ($c \gg a$). Dans cette situation, la semi-ellipticité du front de fissure est très prononcée et l'erreur d'approximation devient rapidement négligeable (Au delà de $a = 0,1$ mm de profondeur, les valeurs expérimentales montrent que $c \gg 1$ mm).

Pour ces raisons et pour simplifier l'écriture dans la suite de cette étude, l'analyse des données sera effectuée en considérant l'égalité des expressions : $\bar{a} = a$. Avec a : profondeur réelle de la microfissure située en dessous de la microjauge de déformation.

La calibration de cette méthode de suivi des microfissures est réalisée en considérant l'évolution relative des microdéformations de chacune des microjauges collées le long du pied de cordon ($a=f(\Delta\varepsilon / \varepsilon_0)$).

Ce principe de calibration permet d'effectuer puis d'analyser les mesures indépendamment du niveau de charge appliqué et de la variation de la concentration de contrainte locale le long du pied de cordon de soudure. La courbe de calibration $\bar{a} = f (\Delta\varepsilon / \varepsilon_0)$ est présentée figure (24).

Rappel :

Dans ce cas $\Delta\varepsilon = \varepsilon_i - \varepsilon_0$;

ε_0 : valeur des microdéformations initiales détectées par la microjauge au niveau de charge $P_{max}(0)$ du cycle de fatigue;

ε_i : valeur des microdéformations détectées par la microjauge à l'instant i , au même niveau de charge $P_{max}(i)$ du cycle de fatigue;

$\bar{a} = a$: profondeur de la portion de la microfissure semi elliptique située en dessous de la microjauge de déformation (collée au pied de cordon de soudure);

Les résultats expérimentaux obtenus par les microjauges de déformation démontrent que :

- La limite de détection d'une microfissure de fatigue qui se propage en pied de cordon est estimée à 0,05 mm.
- L'erreur d'appréciation de la profondeur de la microfissure est inférieure à 15% (cette valeur est déduite des résultats expérimentaux obtenus figure(24)).
- Le seuil de saturation de cette méthode de mesure est atteint lorsque la microfissure a une profondeur maximale de 1 mm (au delà de cette dimension, l'erreur d'appréciation croit considérablement).

Remarques

Pour informatiser cette méthode de détection et de suivi des microfissures de fatigue, l'évolution relative des microdéformations en fonction de la profondeur de la microfissure (en pied de cordon) a été approximée par un polynôme de degré trois. Les différents coefficients du polynôme sont présentés figure (24).

IV 4 3 APPLICATIONS DE LA METHODE DE DETECTION ET DE SUIVI DES MICROFISSURES EN PIED DE CORDON

L'acquisition des microdéformations délivrées par chacune des jauges extensométriques est effectuée à l'aide d'une chaîne de mesure pilotée par un micro-ordinateur. Les figures (25) et (26) présentent une vue d'ensemble de l'essai de fatigue, de l'instrumentation et des appareillages utilisés pour l'acquisition des paramètres en cours d'essai. La chaîne de mesure est constituée :

- D'un micro ordinateur HP 9825;
- D'une centrale d'acquisition statique de type HBM UPM 60;
- D'une table traçante HP 7550;
- D'une imprimante HP.

Le logiciel de scrutation et de gestion des données, développé pour cette étude, permet durant l'essai de fatigue :

- Le suivi continu de la propagation des microfissures dans le cordon de soudure (a);
- De déterminer la longueur en surface ($2c$) de la fissure semi-elliptique (lorsque le défaut détecté à une profondeur supérieure à 0,2 mm);
- De déterminer la contrainte d'ouverture de fissure (σ_{ouv});
- D'évaluer la vitesse de propagation de la fissure en pied de cordon $da/dN = f(a)$.

Les figures (27) à (30) présentent des exemples de dépouillements obtenus pendant un essai de fatigue :

- Evolution du front de fissure ($a, 2c$) calculée pour l'ensemble des 20 microjauges collées le long du pied de cordon ;
- Evolution de la profondeur de la microfissure en fonction du nombre de cycle en fatigue;
- Evolution de la contrainte d'ouverture de fissure en fonction de la profondeur de la microfissure ou du nombre de cycles en fatigue;
- Détermination de la vitesse de fissuration en fonction de l'évolution de la microfissure dans le pied de cordon de soudure.

IV 5 CONDITIONS DES ESSAIS DE FATIGUE

Les essais de fatigue sont réalisés sur des machines servohydrauliques de type SCHENK et MTS de capacité 100 KN à des amplitudes de force constantes, un rapport de charge $R = 0,1$ et à une fréquence de 20 Hz.

IV 5 1 REALISATION DU MONTAGE D'ESSAI

Le montage d'essais est réalisé par l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz en collaboration avec l'Institut de Soudure.

Sa conception est orientée pour:

- Assurer une liaison pivot parfaite entre la tête de l'éprouvette et les points d'appuis sur la semelle de l'assemblage (ceci permet de minimiser l'effet de déflexion parasite (δ) qui existe entre les plaques assemblées);
- Résister aux charges d'épreuves maximales en fatigue appliquées sur les assemblages en angle qui sont de l'ordre de 90 KN.

Le matériau de base utilisé pour réaliser ce montage est un acier à hautes caractéristiques mécaniques de type :16 NCD 4. Les axes utilisés pour les appuis sont de section oblongues pour accroître le moment d'inertie selon la direction des forces de réaction et donc résister aux niveaux de charges élevés sans pour cela augmenter les surfaces de contacts : axes-semelle, figure (31).

IV 5 2 DETECTION DES MICROFISSURES DE FATIGUE EN PIED DE CORDON DE SOUDURE

Les éprouvettes soudées en "T", utilisées pour cette phase de l'étude expérimentale, ont fait l'objet d'une reprise par meulage sur un des deux cordons de soudure (exécution d'un congé à large rayon), pour favoriser l'initiation et la propagation des fissures de fatigue dans le cordon brut de soudage instrumenté par les microjauges de déformation, figure (32).

Cette procédure est réalisée en deux phases successives :

- Les assemblages sont arasés à l'aide d'une meule disque afin d'enlever la calamine et blanchir le métal;
- Ensuite, la surface arasée est polie manuellement à l'aide de papier de verre dont la grosseur du grain est égale à $340\ \mu\text{m}$. Cette deuxième procédure a pour but d'enlever les stries induites par la meule disque. (Des essais expérimentaux ont en effet montré que les micros entailles induites par la meule disque au raccordement de la soudure étaient des sites potentiels d'amorçage puis de propagation des microfissures de fatigue).

Les bords de l'assemblage en angle ont suivi un traitement surfacique identique pour éviter également un éventuel risque d'amorçage puis de propagation des microfissures (meulage par disque puis polissage au papier de verre $340\ \mu\text{m}$).

Pour obtenir une adhérence parfaite des microjauges de déformation en pied de cordon de soudure (côté brut de soudage), le métal de base est également poli au papier de verre ($340\ \mu\text{m}$), figure(32). (cette opération est réalisée sans affecter la géométrie locale de la soudure)

Ensuite, les phases successives de préparation des surfaces sont respectivement :

- Dégraissage des surfaces à l'aide d'un produit acide: *conditionneur A (M&M)*;
- Emploi d'un *neutraliseur 5 (M&M)* pour annihiler l'effet détergent du conditionneur.

Les microjauges de déformation de type **Kiowa KFC 1 D19** et de surface 1 mm^2 , sont ensuite collées (colle **C33 A** marque **Kiowa**) sur cette partie "utile" de l'éprouvette le long du pied de cordon à une distance comprise entre 0,1 et 0,3 mm du bord de la soudure.

L'évaluation de la phase d'amorçage est définie et déterminée par le seuil de détection de la méthode de mesure extensométrique.

Pour cette étude, la notion d'initiation de microfissure de fatigue correspond à l'apparition d'un défaut de profondeur égale à 0,05 mm dans le cordon de soudure.

IV 5 3 CONDITIONS DES ESSAIS DE FATIGUE EN ZONE I DU PIED DE CORDON DE SOUDURE

Cette phase du programme expérimental représente un volume de 81 essais de fatigue. Les éprouvettes sont instrumentées par des jauges de déformation de type (**Kiowa KFC 2 D19**) collées en dessous du pied de cordon (zone I) sur la tôle sollicitée en flexion (figure (7)). Cette procédure est réalisée pour évaluer la contrainte nominale "réelle" appliquée dans cette partie de l'assemblage soudé en angle.

Les résultats des mesures sont présentés tableaux (6 à 13).

Le suivi de l'évolution des microfissures se propageant à partir du pied de cordon est effectué sur 15 éprouvettes. Chacune d'elles est instrumentée par 20 microjauges de déformation collées le long d'un pied de cordon de soudure. Les amplitudes des contraintes nominales de flexion, appliquées sur les assemblages en angles, s'échelonnent de 160 à 350 MPa.

Ces amplitudes de contraintes sont déterminées à l'aide de la résistance des matériaux (**RDM**) dans le cas d'une poutre sollicitée en flexion 3 points.

Les conditions de chargement sont données figure (7).

IV 5 4 CONDITIONS DES ESSAIS DE FATIGUE EN ZONE II DU PIED DE CORDON DE SOUDURE

Cette zone d'étude représente un volume de 29 essais de fatigue. Huit éprouvettes sont instrumentées par des jauges de déformation de type **Kiowa KFC 2 D19**, collées approximativement à 30 mm de la zone (II) du cordon de soudure de chaque côté de la tôle, sur la partie de l'assemblage sollicitée en traction. Ceci est réalisé afin d'estimer l'influence de la déflexion résiduelle (δ) des tôles assemblées, sur la valeur de la contrainte nominale "réelle" de traction appliquée de chaque côté du cordon de soudure.

Le schéma de positionnement des jauges de déformation et les résultats de mesure sont rassemblés figures (8) et tableau (11) Nous observons dans ce cas des écarts de mesures compris entre 20 et 80 MPa pour une déflexion résiduelle variant de 0,2 à 0,6 degré .

Ces valeurs expérimentales démontrent donc une incidence non négligeable de ce paramètre sur l'état de contraintes locales de la soudure .

Le suivi en propagation des microdéfauts, à partir du pied de cordon (zone II), est effectué sur 6 éprouvettes d'essai. Les amplitudes des contraintes nominales de traction appliquées sur les assemblages en angles, s'échelonnent de 100 à 180 MPa.

Ces amplitudes de contraintes sont calculées par la résistance des matériaux (RDM) dans le cas d'une poutre sollicitée en traction uniaxiale.

Les conditions de chargement sont données figure (8).

IV 5 5 CONDITIONS DES ESSAIS DE FATIGUE EN RACINE DU CORDON DE SOUDURE (ZONE III)

L'étude de cette zone est réalisée par 15 essais de fatigue non instrumentés.

Les amplitudes de contraintes nominales sont déterminées de façon identiques à la zone d'étude II du pied de cordon et s'échelonnent de 80 à 170 MPa.

Les conditions de chargement sont présentées figure (8).

IV 5 6 EXAMEN DE LA GEOMETRIE LOCALE DES CORDONS DE SOUDURE

Lorsque les assemblages d'angle sont réalisés par des plaques d'épaisseur $t = T = 10$ mm), on observe une très bonne mouillabilité du métal d'apport (Fil fourré Rutile) sur le métal de base en pied de cordon. Les rayons de raccordement obtenus par le procédé de soudage MIG pulsé sont relativement importants et compris entre 0,6 et 1,2 mm.

Par contre, pour les assemblages soudés par électrode à enrobage basique, ceux-ci sont de dimension plus modeste ($\rho = 0,1$ à 0,6 mm). Quelques vues rapprochées du pied de cordon de soudure sont présentées figures (33) à (37) pour les procédés MIG et manuel.

Pour un rapport des épaisseur des tôles assemblées est égal à 3 ($T/t = 3$, $t = 10$ mn), on obtient dans ce cas des valeurs de rayons de raccordement ρ plus homogènes et comprises dans une bande de dispersion allant de 0,2 à 0,6 mm pour les deux procédés de soudage considérés.

Les figures (13), (14) et (73) rassemblent des vues rapprochées de la géométrie locale du pied de cordon de soudure pour les assemblages soudés par les procédés MIG et manuel.

IV 5 7 EVALUATION DU FACTEUR DE CONCENTRATION DE CONTRAINTE MACROSCOPIQUE EN PIED DE CORDON DE SOUDURE

Les facteurs de concentrations de contraintes (K_T) sont déduits des mesures effectuées à l'aide des microjauge de déformation collées le long des pieds de cordon de soudure (zones I, II). Ceux ci sont présentés tableau (4) en fonction de la géométrie du cordon et du procédé de soudage utilisé (MIG ou manuel).

Le facteur de concentration de contrainte est défini par le rapport de l'amplitude de la contrainte locale (déduite par la méthode extensométrique) sur l'amplitude de la contrainte nominale du cycle de fatigue.

Ce principe d'analyse fait apparaître, en zone I du pied de cordon, une valeur moyenne de (K_T) égale à 1,2 pour le procédé MIG pulsé et à 1,6 pour le procédé de soudage manuel, soit une augmentation d'environ 25 %.

En zone II du pied de cordon de soudure, les concentrations de contraintes (K_T) sont un peu plus élevées. Pour les assemblages soudés par le procédé MIG pulsé, la valeur moyenne du facteur de concentration de contrainte est estimée à 1,8 en pied de cordon et pour le procédé de soudage manuel, celui-ci est égal à 2,1. Ces résultats représentent un écart moyen de voisin 15 % .

IV 6 RESULTATS DES ESSAIS DE FATIGUE

IV 6 1 DETECTION ET SUIVI EN FATIGUE DE L'EVOLUTION DES MICROFISSURES EN PIED DE CORDON DE SOUDURE

IV 6 1 1 Evolution de la forme des fissures de fatigue en pieds de cordon de soudure

Les données présentées dans la littérature sur la semi ellipticité des fissures de fatigue sont obtenues généralement par des marquages à l'encre ou en laissant une trace fractographique sur les lèvres des fissures (surcharge, marquage mécanique en augmentant le rapport de charge) .

La dispersion expérimentale étant assez conséquente, les auteurs définissent des relations analytiques empiriques pour déterminer l'évolution de la forme du front de fissure en fonction de leur profondeur "a" dans l'assemblage.

Des travaux réalisés par SMITH [21] sur des joints longitudinaux sollicités en fatigue en traction uni-axiale, montrent que la fonction $2c = f(a)$ peut être encadrée dans l'intervall suivant : $2c = 1,9 a + 10,5 \pm 3$ pour des fissures de dimensions comprises entre 0,15 mm jusqu'à rupture de l'assemblage.

MADDOX [50] a également observé une telle évolution sur des joints d'épaisseurs de 12,7 mm. Il définit la relation :

$$2c = 2,6 a + 6,7 \pm 6,7 \text{ (a et c sont exprimés en mm).}$$

Ces relations monotones croissantes démontrent en fait que :

- la valeur de c tend vers zéro lorsque " a " tend vers zéro;
- aux grandes longueurs " a " de la fissure, le rapport de forme $a/2c$ avoisine 0,4 ; 0,5 .

Ces auteurs attribuent ce mode d'évolution à une décélération de la vitesse de propagation des fissures de fatigue lorsque celles-ci s'éloignent de la concentration de contrainte localisée en pied de cordon.

D'autres études réalisées sur des joints transversaux, font apparaître une grande dispersion du facteur de forme $a/2c$.

Les analyses divergeantes pour expliquer ce phénomène mettent en évidence une certaine incompréhension des paramètres réels qui conditionnent l'évolution de la forme de la fissure durant la phase de propagation en fatigue.

Bon nombre d'auteurs définissent un facteur de forme ($a/2c$) moyen et constant quelque soit la profondeur de la fissure.

Par exemple, EL ADDAD [49] détermine un rapport moyen $a/2c = 0,1$ pour $B = 6,3$ mm (l'épaisseur des plaques assemblées).

ALBRECHT [51] effectue la même hypothèse et détermine : $a/2c = 0,335$.

Cependant, suite à leurs travaux, YAMADA et HIRT (cités par VEREMAN [20]) estiment que le facteur de forme $a/2c$ peut varier de 0,08 à 0,36 selon la profondeur de la fissure de fatigue; mais cette analyse n'est pas suffisamment approfondie .

Compte tenu de ces résultats, cette étude expérimentale est réalisée avec une certaine attention pour déterminer et analyser les principaux paramètres (géométriques et de chargement) qui agissent sur l'évolution de la semi ellipticité des fissures de fatigue lorsque celles ci se propagent depuis le pied de cordon de soudure .

IV 6 1 1 a méthode d'analyse

L'évaluation des paramètres (a, 2c) qui définissent l'ellipticité d'une fissure est obtenue dans ce programme expérimental depuis la phase d'initiation (0,05mm) jusqu'à la rupture des assemblages par des mesures directes et indirectes.

a : Dans le premier cas, l'évaluation des paramètres (a, 2c) est directement déduite de la mesure des faciès de fatigue (M.E.B et microscope optique) obtenue sur les assemblages en angle utilisés pour calibrer la méthode de détection des microfissures par les microjauges de déformation (chapitre (IV 4 2)).

Pour valider la méthode et définir la limite inférieure et supérieure de détection (limite de "vision" et domaine de saturation) des jauges de déformation, les essais de fatigue ont été réalisés sur 40 assemblages en angle représentant un éventail de microfissures et fissures, compris entre 0,05 mm à 3 mm de profondeur dans le cordon de soudure (tous procédés de soudage confondus) .

D'autres mesures directes (de la forme du front de fissure) ont également pu être effectuées grâce à des marquages mécaniques obtenus en augmentant la valeur du rapport de charge pendant l'essai de fatigue ($R = P_{\min} / P_{\max} = 0,5$) sur les assemblages en angle définis pour le programme expérimental (présenté chapitre (IV 3)).

Les premiers marquages mécaniques sont réalisés lorsque la méthode de détection par microjauges de déformation arrive à saturation ($a=1$ mm). Cette pratique a pour avantage de figer le faciès de fatigue à un instant donné de la ruine de l'assemblage et d'estimer l'erreur d'appréciation de la profondeur de la microfissure lorsque la méthode expérimentale est à la limite supérieure de sa validité ($a = 1$ mm).

Ensuite, des marquages successifs sont effectués par intervalles de propagation (Δa) variant de 0,5 mm, 1 mm , puis 2 mm.

Les figures (38) et (39) représentent quelques exemples de marques mécaniques obtenus sur les assemblages en angle soudés par procédé MIG et par électrode enrobée.

Ces marquages ont une épaisseur comprise entre 0,05 mm et 0,3 mm. Le nombre de cycles appliqués est une fonction de la profondeur estimée de la fissure, du niveau de l'amplitude de charge considéré et du procédé de soudage employé. Les tableaux (5 a, 5 b, 5 c) présentent quelques exemples de "durées" de marquages appliqués durant les essais de fatigue en fonction des paramètres précités.

b : L'évaluation des paramètres ($a, 2c$) peut être également déterminée par des mesures indirectes à partir des résultats d'estimation obtenus à l'aide des microjauge de déformation (lorsque les microfissures sont inférieures à 1 mm).

Dans ce cas, la profondeur "a" de la microfissure est donnée par la chute des microdéformations et la longueur en surface "2c" est déduite de la position relative des microjauge collées le long des pieds de cordon.

Bien que cette méthode soit limitée (car les jauge de déformation sont grandes par rapport à la dimension des microfissures), elle est néanmoins très efficace lorsque l'ellipticité de la fissure est prononcée.

Ce principe d'évaluation a pour autre avantage d'étudier cas par cas l'évolution de la forme "réelle" du front de fissure et non plus moyenniser cette évolution ($a/c=f(a/t)$) sur un ensemble de faciès de fatigue obtenus dans des conditions "locales" d'essais différents (rayon de raccordement, amplitude de charge, géométrie du cordon, différents dans chaque cas).

De cette façon, il est possible d'effectuer une analyse "relative" des résultats expérimentaux pour définir dans quelle proportion les différents paramètres en présence agissent sur la forme de la microfissure de fatigue.

IV 6 1 1 b analyse des résultats

Les valeurs expérimentales obtenues sur les assemblages soudés en angle (par les procédés MIG et par électrode), font apparaître une dispersion non négligeable des couples $a/c = f(a)$. Néanmoins, il est possible de distinguer une "évolution moyenne" différente de la forme des fissures de fatigue lorsque :

- La ruine du joint soudé s'effectue depuis la zone I ou zone II du cordon;
- Les assemblages en angle sont soudés avec un procédé MIG ou avec électrode.

1) Les résultats de mesure obtenus en zone I du cordon (figures (40) et (41)) font apparaître au seuil de l'initiation, ou de détection des microjauge de déformation ($a= 0,05$ à $0,1$ mm), une semi ellipticité prononcée des microfissures de fatigue. Ensuite, celles ci se développent pour devenir plus "semi-circulaires".

Les données expérimentales montrent que le facteur de forme a/c atteint un maximum lorsque les microfissures approximativement une profondeur proche du 1 mm ($a/c = 0,9$ (MIG) ; et $a/c = 0,8$ (électrode)).

Dès lors, les fissures tendent à redevenir de plus en plus semi elliptiques, jusqu'à la rupture de l'assemblage ($a/t = 0,7$; $a/c = 0,2$).

Remarques:

On observe une évolution moins prononcée de la semi ellipticité des fissures de fatigue lorsque celles-ci se propagent dans les joints soudés par électrode enrobée (les fissures ont une forme plus allongées($a/c \rightarrow 0$)).

Ce phénomène pourrait être associé à :

- Une géométrie locale du cordon plus sévère.

Les mesures des rayons de raccordement ρ (présentés chapitre (IV 5 6)) montrent, en effet, des valeurs 3 à 4 fois supérieures lorsque les soudures d'angles sont réalisées avec un procédé MIG pulsé.

- Une population de défauts, imperfections en surface plus importantes dans le cas des soudures manuelles.

Dans cette situation, les sites d'amorçage étant plus nombreux, il est nécessaire de considérer les phénomènes de coalescence des microfissures durant la ruine en fatigue de l'assemblage en angle (voir chapitre (IV 6 1 3).

L'analyse des données obtenues par les microjauge de déformation (figures (42) et (43)) montre également l'existence d'une relation entre l'évolution du facteur de forme a/c et l'angle de raccordement θ de la soudure (pour un intervalle de valeur compris entre 0,05 mm et 1 mm).

Pour un procédé de soudage donné, on remarque en effet une accentuation de l'ellipticité de la fissure de fatigue lorsque l'acuité d'entaille augmente (θ diminue). Ces résultats démontrent donc que l'évolution de la forme du front de fissure est directement liée au gradient de déformation cyclique produit par l'acuité d'entaille en pied de cordon de soudure.

Ceci conforte alors l'argumentation précédente concernant l'influence du procédé de soudage (donc de rayon de raccordement (ρ)) sur l'évolution de la forme du front de fissure en pied de cordon de soudure.

2) Les valeurs expérimentales obtenues en zone II du cordon font apparaître une évolution différente de la forme des fissures de fatigue (figure (44)).

Dans ce cas, la progression de la semi-ellipticité est monotone croissante depuis l'initiation jusqu'à la rupture de l'assemblage, avec néanmoins un changement de pente lorsque la microfissure atteint une dimension égale à 1 mm dans le cordon de soudure.

D'autre part, cette phase expérimentale met en évidence une évolution identique de la forme du front de fissure lorsque la ruine se produit dans les joints soudés avec procédé MIG ou avec électrode enrobée.

Cette similitude pourrait être justifiée par une géométrie locale du pied de cordon "quasi" identique pour ces deux procédés de soudage précités (chapitre (IV 5 6)).

3) L'analyse comparative de l'évolution de la semi ellipticité des fissures de fatigue en zone I et II du cordon démontre que:

- Il existe une progression similaire du facteur de forme a/c lorsque les microfissures ont une profondeur inférieure à 1 mm (figure (45));
- Au delà de cette dimension, l'évolution de la forme du front de fissure devient divergente:
 - ☞ a/c diminue en zone I;
 - ☞ a/c augmente en zone II.

Ces conditions de fissuration distinctes pourraient être justifiées par la présence d'un état de contrainte globale différent dans chaque zone sensible de l'assemblage.

L'étude numérique préliminaire a permis de mettre en évidence des contraintes de flexion prédominantes dans la zone I du cordon de soudure, alors que dans la zone II, celles-ci sont essentiellement de traction (uniaxiale).

Cependant, lorsque les microfissures présentes dans l'assemblage sont inférieures à 1 mm, il est possible de supposer que l'état de contrainte locale, au voisinage de la pointe, soit sensiblement identique dans les deux zones du cordon. Cet état de contrainte pseudo équivalent pourrait être constant (entre 0 et 1 mm de profondeur dans le cordon) et estimé à un champ de contrainte de traction.

Cette hypothèse pourrait justifier l'évolution identique de la forme des microfissures de fatigue pour cet intervalle de valeurs dans le joint soudé.

IV 6 1 2 Vitesse d'évolution des microfissures de fatigue dans les zones I et II du cordon de soudure

IV 6 1 2 a Principe d'analyse

La vitesse de propagation "instantanée" est déterminée en dérivant la fonction polynomiale : $a = f(N)$, calculée à partir du lissage des résultats de mesure obtenus à l'aide des microjauge de déformation collées en pied de cordon.

La vitesse de fissuration s'exprime alors par la formulation classique : $da/dn = f(a)$.

Les valeurs sont déterminées systématiquement dans les zones les plus profondes des fissures de façon à éviter les effets de bords.

Bien qu'il existe une incertitude de mesure, cette méthodologie permet néanmoins d'analyser comparativement les valeurs en fonction des différents paramètres géométriques qui caractérisent un assemblage en angle et également des conditions de chargement appliquées.

La figure (46 a) représente deux exemples de dépouillement obtenus pour des assemblages soudés par procédé MIG et par électrode enrobée.

L'analyse globale des valeurs montre qu'il existe une croissance initiale très rapide de la vitesse de propagation (entre 0,05 mm et 0,3 - 0,4 mm). Ensuite, celle-ci tend à se stabiliser au lieu d'augmenter continuellement jusqu'au domaine de saturation de la "vision" des microjaugeurs ($a=1\text{mm}$):

Ce comportement déjà observé dans d'autres études [20], [52], est probablement le résultat :

- De deux effets opposés : une augmentation de la vitesse de propagation due à la croissance de la fissure et compensée par une diminution de la vitesse de fissuration produit par la réduction de la concentration de contrainte induite localement en pied de cordon de soudure;
- De l'évolution de la forme du front de fissuration qui pourrait également contribuer à ce phénomène.

IV 6 1 2 b Influence du procédé de soudage

Les données expérimentales présentées (figure (46 a)) font apparaître une évolution initiale de la vitesse de fissuration similaire pour les procédés MIG et manuel à électrode, ceci jusqu'à une profondeur de la fissure de fatigue comprise entre $0,05 < a < 0,3$ à $0,4$ mm .

Ensuite, la vitesse de propagation semble se stabiliser plus rapidement dans le cas des assemblages soudés par électrode enrobée .

Les résultats expérimentaux démontrent que la vitesse de propagation obtenue à cette profondeur pour les soudures manuelles peut être inférieure d'un facteur deux par rapport aux soudures MIG.

Ce phénomène pourrait être justifié :

- Par un gradient de concentration de contrainte en pied de cordon sensiblement plus important lorsque les soudures sont réalisées manuellement. Les fissures de fatigue tendent alors à se propager en surface plutôt qu'en profondeur.
- Par un phénomène de multi-amorçage le long du pied de cordon de soudure. Dans cette situation , le mécanisme de coalescence crée une diminution de la vitesse de propagation des fissures en profondeur et favorise l'endommagement du matériau sur les "surfaces restantes" en pied de cordon de soudure.

IV 6 1 2 c Influence de l'angle de raccordement

Les résultats des essais (figure(46 c)) déterminés à une amplitude de contrainte $\Delta\sigma_{N\eta} = 240$ MPa font apparaître initialement une élévation de la vitesse de fissuration proche d'un facteur 6 lorsque l'angle de raccordement θ varie de 60° à 25° . Ensuite, cette différence s'atténue en fonction de la profondeur de la microfissure. Pour une dimension voisine de 0,7 - 0,8 mm, le rapport des vitesses de propagation est voisin de 3.

Ces résultats peuvent être justifiés par un état de contrainte différent à la pointe de la fissure et qui dépend de l'importance de la perturbation géométrique induite par la forme du cordon de soudure.

La diminution de l'angle θ crée en effet une augmentation de l'acuité d'entaille en pied de cordon.

Celle-ci est induite à deux échelles :

- à l'échelle macroscopique, elle est directement liée à l'angle de raccordement θ de la soudure (lorsque θ diminue la perturbation géométrique macroscopique devient plus importante et produit une élévation de la contrainte locale);

- à l'échelle microscopique, elle est induite par le rayon de raccordement ρ .

Expérimentalement, on observe une diminution de la valeur de ρ lorsque l'acuité d'entaille, induite macroscopiquement par l'angle de raccordement (θ) diminue.

Le paramètre ρ est donc une fonction de θ .

IV 6 1 2 d Influence de l'amplitude de charge

L'analyse des valeurs montre dans quelle proportion l'amplitude de charge agit sur la vitesse de propagation des microfissures de fatigue en pied de cordon de soudure.

Dans un contexte purement élastique (selon la Mécanique Linéaire de la Rupture), cette élévation de la vitesse de propagation peut être interprétée en considérant une loi de fissuration de type PARIS ($da/dn = C(\Delta K)^m$), par le rapport des vitesses de propagation déterminées pour $\Delta\sigma_1 > \Delta\sigma_2$ soit:

$$r = \frac{\left[\frac{da}{dn}\right]_{(1)}}{\left[\frac{da}{dn}\right]_{(2)}} = \left[\frac{[\Delta\sigma]_{(1)}}{[\Delta\sigma]_{(2)}}\right]^m$$

exemple : $r = (350/300)^3 = 1,58$

Le rapport des vitesses de propagation des fissures de fatigue est donc égal au rapport des amplitudes de contraintes élevé à la puissance m . (m étant un paramètre intrinsèque du matériau).

Pour une géométrie donnée, cette relation démontre que l'influence de l'amplitude de charge est indépendante de la valeur de la concentration de contrainte locale en pied de cordon (donc quelque soit la valeur de θ considérée).

Les valeurs expérimentales et calculées selon ce principe d'analyse, sont reportées figure (46 c).

L'évolution du rapport r en fonction de la profondeur des microfissures montre que l'acuité d'entaille (zone plastique d'entaille) accentue initialement sa valeur ($r = 2,7$).

Ensuite, au fur et à mesure que la fissure s'éloigne du gradient de déformation plastique induit par l'angle de raccordement de la soudure, les valeurs se rapprochent sensiblement de la solution élastique présentée ci dessus.

IV 6 1 3 Phénomène de coalescence des microfissures de fatigue

Le phénomène de coalescence des microfissures de fatigue (lorsque celles ci ont une profondeur inférieure à 1 mm) est mis en évidence par les microjauge de déformation positionnées le long des pieds de cordons de soudure.

L'analyse des résultats montre que ce phénomène d'interaction entre les fissures de fatigue est lié à des facteurs d'ordre géométrique et de chargement. Les mesures expérimentales démontrent en effet que ce phénomène pourrait être associé :

☛ Au procédé de soudage

+ Les valeurs obtenues sur les assemblages soudés par électrode enrobée (figures (47 a), (47 b) et (48 b)) font apparaître des mécanismes de coalescence plus prononcés par rapport à ceux qui ont pu être observés sur les assemblages soudés avec un procédé semi automatique (MIG pulsé).

Ceci pourrait être justifié par:

- Une multiplicité des sites d'amorçages plus importante et produite par une population plus élevée des microdéfauts localisés en pied de cordon (inclusions non métalliques, caniveaux, défauts de soudage, etc...);
- Une acuité d'entaille plus prononcée, qui induit un gradient de déformation cyclique local plus élevé et précipite les phases d'endommagement et d'initiation des microfissures dans le matériau .

☞ A l'amplitude de charge appliquée

Les résultats des essais (figures (48 a) et (48 b) font en effet apparaître une accentuation du mécanisme de coalescence des microfissures de fatigue lorsque l'amplitude de contrainte appliquée augmente.

Ces valeurs pourraient être associées à :

- Une augmentation de la dimension de la zone plastique cyclique induite localement en pied de cordon par l'acuité d'entaille et par la présence des microdéfauts de soudage dans le raccordement de la soudure;
- Une accentuation du gradient de déformation cyclique en fond d'entaille qui accélère l'endommagement local du matériau (dégradation des caractéristiques mécaniques et initiation de microfissure).

Remarque:

On observe un accroissement de la phase de propagation des microdéfauts pour atteindre une profondeur maximale de 1 mm dans la soudure, lorsque ce mécanisme de coalescence est présent . L'analyse de ces résultats démontre donc que la ruine en fatigue de l'assemblage s'effectue préférentiellement en surface plutôt qu' en profondeur dès que le mécanisme de coalescence des microfissures est actif.

Ceci pourrait être justifié par une redistribution successive des contraintes locales de surface dans les zones "restantes" non fissurées du joint soudé au fur et à mesure que les défauts de fatigue se propagent dans l'assemblage en angle.

Cette redistribution étant croissante (les zones non fissurées diminuent lorsque les microfissures se propagent dans l'assemblage), ceci provoque un effet "boule de neige" qui accélère la phase d'endommagement, favorise l'initiation et donc le phénomène de coalescence le long de la soudure.

IV 6 1 4 Détermination de la contrainte d'ouverture de fissure

Contrairement aux fissures de fatigue bidimensionnelles (front rectiligne) où la contrainte d'ouverture dépend d'une variable unique (la profondeur de la fissure dans le matériau), dans le cas des fissures tridimensionnelles (semi elliptique) cette contrainte (σ_{ouv}) varie également le long du front de fissure .

Cette étude est réalisée dans un premier temps en considérant l'évolution de la contrainte d'ouverture uniquement en fonction de la dimension de la microfissure de fatigue "a", dans sa partie la plus profonde.

Ensuite, l'analyse des données expérimentales est réalisée le long du front de fissuration pour différentes dimensions de fissures en considérant les assemblages soudés par procédé MIG et par électrodes enrobées.

IV 6 1 4 a Evolution de la contrainte d'ouverture en fonction de la profondeur maximale de la microfissure de fatigue en pied de cordon.

La contrainte d'ouverture de fissure est déduite de la méthode de mesure par microjauge de déformation suivant le principe expliqué paragraphe (IV 4 1). Expérimentalement, l'identification et la détermination de ce paramètre sont simples en raison d'une seule et forte variation de la pente dans le diagramme charge appliquée / variation relative des microdéformations. Un exemple de dépouillement est présenté figure (29).

Les mesures sont effectuées sur onze assemblages en angle, en zone I et II du cordon de soudure et pour les procédés de soudage MIG et par électrode à enrobage basique. Les résultats sont présentés figures (49 a) et (49 b) et exprimés par la fraction d'ouverture de fissure (U) en fonction de la profondeur de la microfissure "a" dans la soudure.

Globalement, les valeurs obtenues sont relativement élevées et constantes quelque soit la longueur de la microfissure détectée.

Ces résultats montrent néanmoins trois phases d'évolution de ce facteur U :

- 1) Initialement, lorsque la fissure s'initie, la contrainte d'ouverture peut être estimée à la contrainte minimale du cycle de fatigue appliqué. La valeur de la fraction U est égale à l'unité.
- 2) Ensuite, la contrainte d'ouverture croît de façon monotone pour atteindre un maximum lorsque la fissure avoisine la dimension de 0,2 à 0,3 mm. (A ce stade d'évolution de la microfissure, U est approximativement égale à 0,8)
- 3) Dès lors, la contrainte d'ouverture diminue légèrement pour se stabiliser lorsque la fissure a une profondeur égale à 1 mm, jusqu'à rupture de l'assemblage en angle. (U stabilisé est égal à 0,93)

Ces données expérimentales pourraient en fait être justifiées par l'influence conjointe de :

- La présence de contraintes résiduelles .

Les mesures des contraintes résiduelles (de soudage et/ou de bridage) effectuées par rayons "X" en pied de cordon de soudure ont permis de montrer l'existence de contraintes de traction égales à 120 MPa en surface, puis qui diminuent vers une valeur de 40 MPa à environ 0,7 mm de profondeur dans le cordon de soudure, figure(50).

Les fissures de fatigue laissent dans leur sillage des déformations plastiques qui provoquent une fermeture prématurée des lèvres lorsque l'état de contrainte "élastique" stocké dans le milieu élastique avoisinant la fissure diminue durant le demi cycle de décharge. Ce mécanisme de fermeture pourrait être sensiblement atténué quand les fissures de fatigue se propagent dans un matériau soumis à un champ de contrainte interne de traction.

- la dimension de la zone plastique d'entaille située en pied de cordon et le rapport de charge appliqué $R=0,1$.

Des calculs numériques menés par Newman [53] et Ohji [54] ont permis de mettre en évidence le mécanisme de fermeture de fissure courte se propageant depuis un fond d'entaille circulaire. Ces deux études ont été réalisées en considérant un chargement nominal alterné ($R= \sigma_{\text{mini}}/\sigma_{\text{max}} = -1$) et des conditions de contraintes planes dans le matériau .

L'analyse des données numériques , figure(51), a permis de démontrer :

- l'existence d'une contrainte d'ouverture de fissure négative ($\sigma_{\text{ouv}} < 0$);

Ces études ont en effet démontré que l'ouverture de la fissure se produisait lorsque la contrainte nominale était encore en compression ;

- une augmentation du niveau d'ouverture au fur et à mesure que la fissure progresse depuis le fond d'entaille. Ensuite, celle- ci se stabilise vers une valeur légèrement positive ($\sigma_{\text{ouv}}/\sigma_{\text{max}}=0,1$ à $0,2$; $U= 0,9-0,8$).

On peut donc s'attendre en toute logique à ce que la variation transitoire de la fraction U soit plus faible lorsque la valeur du rapport de charge R est égale à 0.

Ceci peut être justifié par :

- Une valeur de la contrainte d'ouverture qui ne peut être que positive ($R = 0,1$);
- Une valeur de la fraction d'ouverture stabilisée guère plus élevée qu'à $R=-1$.

Ce comportement a déjà été observé par VEREMAN [20] sur des joints en angle transversaux soudés par un procédé MIG automatique puis détentionnés thermiquement. Les essais ont été réalisés en considérant un rapport de charge (R) égal à 0 et un mode de sollicitation de traction uniaxial, (figure (52)).

Les données expérimentales font apparaître dans ce cas des valeurs de la fraction relative d'ouverture de fissure (U) légèrement plus faibles que celles qui sont obtenues dans la présente étude.

Ces résultats peuvent être expliqués par le traitement thermique de détensionnement appliqué aux joints d'angle.

En conséquence, selon le concept de fermeture, le comportement anormal de la fissure courte serait moins prononcé à $R=0$ qu'à $R=-1$.

IV 6 1 4 b Détermination de la contrainte d'ouverture de fissure le long du front de fissuration

Les données issues de la littérature montrent que l'évolution de la contrainte d'ouverture de fissure (U) est généralement assimilée à un phénomène bidimensionnel (la variation de la fraction relative d'ouverture est étudiée uniquement en fonction de la profondeur de la fissure dans le matériau) sans prendre en compte l'influence de la géométrie réelle du front de fissure et les mécanismes de coalescence des microfissures de fatigue présents le long de la soudure. L'objectif de cette phase du programme expérimental est donc d'étudier plus précisément l'évolution de la contrainte d'ouverture (σ_{OUV}) le long du front de fissuration lorsque la ruine en fatigue se produit en pied de cordon.

L'analyse est effectuée à partir des résultats de mesure obtenus à l'aide des microjauge de déformation pour différentes profondeurs maximales (a_{max}) des microfissures, deux procédés de soudage (MIG et électrode) et en considérant ou non le mécanisme de coalescence de microfissures de fatigue. L'ensemble des résultats est présenté figures(53) à(56) .

analyse des données expérimentales

Les valeurs expérimentales montrent que globalement la fraction relative d'ouverture de fissure (U) est maximale dans la partie la plus profonde de la microfissure de fatigue. Ensuite, celle ci tend à diminuer au fur et à mesure que l'on se rapproche de la partie débouchante de la pointe de la microfissure (à la surface du pied de cordon de soudure), figures (53) à (56).

D'autre part, les résultats d'essais obtenus sur les assemblages en angle soudés à l'aide d'un procédé manuel à électrode font apparaître des valeurs de U un peu plus élevés le long du front de fissuration.

Ceci pourrait être attribué à une semi ellipticité de la microfissure plus accentuée et à une acuité d'entaille plus importante lorsque la ruine en fatigue se produit dans ce type d'assemblage (soudé par électrode).

De plus, cette méthodologie démontre que "l'histoire" ou la chronologie de l'évolution en fatigue du front de la microfissure peut modifier la valeur de la fraction d'ouverture U le long du faciès de rupture.

Pour conforter cette argumentation, les figures (54) et (55) présentent deux cas d'exemples de propagation de microfissures de fatigue correspondant à deux stades différents de l'évolution du mécanisme de coalescence constatés en pied de cordon de soudure.

1) Les données expérimentales obtenues lorsque débute la coalescence des fissures de fatigue (figure (54)) mettent en évidence, à leur jonction (jauge 8), une valeur relativement faible de la fraction relative d'ouverture de fissure ($U=0,5$, pour $a = 0,05$ mm).

Ce phénomène peut être expliqué par la présence d'un effet de "bord" produit par l'ellipticité de chacune des deux microfissures de fatigue qui coalescent à proximité du raccordement de la soudure.

2) Les résultats d'essais obtenus à un état "avancé" du processus de coalescence des microfissures montrent que l'évolution de la forme du front de fissure "post coalescence" semble conserver la trace de ce mécanisme au moins durant une certaine proportion de la phase de propagation. Les valeurs présentées figure(55) font apparaître, pour une profondeur maximale de la microfissure égale à 0,7 mm, un "retard en propagation" sur une partie du front de fissuration (jauge 9).

Cette zone correspond en fait à la jonction des deux microfissures qui ont coalescé à un stade ultérieur de la ruine en fatigue. Ce phénomène peut être mis en évidence soit à partir du tracé de l'évolution de la profondeur de la fissure en fonction de la position des microjauges collées le long de la soudure (figure(55, courbe($a=f(j)$))), soit à partir du tracé de l'évolution de la fraction d'ouverture de fissure défini par Elber[17] (figure(55, courbe $U = f(j)$)).

Dans ce dernier cas, le processus de coalescence induit une valeur plus faible de la fraction relative d'ouverture U à la jonction des deux microfissures de fatigue. Ceci est constaté quelque soit la semi ellipticité de la microfissure. La figure (56) présente en effet un autre cas d'exemple où le point de "particularité" (jauge 15, à la jonction des "microfissures coalescées") est similaire bien que les microfissures soient assimilées à des fissures "bande" (car très semi elliptique).

Ce comportement pourrait être justifié par la propagation des microfissures de fatigue dans deux plans différents et quasiment parallèles le long de la soudure d'angle. Dans ce cas, la coalescence des microfissures de fatigue est plus complexe, donc plus lente, étant donné que ce mécanisme d'endommagement devient tridimensionnel dans la soudure.

L'analyse de ces résultats démontre donc l'importance du mécanisme de coalescence des microfissures de fatigue (qui se développent en pied de cordon de soudure) sur l'évolution de la forme du front de fissuration, par conséquent sur le mode de ruine et sur la durée de vie en fatigue de l'assemblage en angle.

IV 6 1 5 Etude de la phase d'évolution lente des microfissures de fatigue

IV 6 1 5 a Evolution des microfissures de fatigue en zone I du cordon de soudure

Les différentes phases d'amorçage ($a \leq 0,05$ mm) et de propagation des microdéfauts sont présentés figures (57) à (60) pour les assemblages d'angle soudés par les procédés MIG pulsé et manuel à électrode enrobée.

L'analyse des résultats expérimentaux déduite de la méthode de détection par microjauges de déformation, montre :

- La présence d'une phase d'initiation ($a \leq 0,05$ mm) comprise entre 10 et 40 % de la durée de vie en fatigue pour les assemblages soudés (MIG pulsé) et de 5 à 30 % pour les assemblages soudés par électrode enrobée ;
- L'existence d'une phase de propagation des microdéfauts, de 0,05 à 1 mm, globalement plus importante dans le cas des éprouvettes soudées par électrode enrobée ;
- L'apparition d'une relation liant l'angle de raccordement (θ) aux conditions d'évolution des microfissures. On distingue, pour les assemblages soudés "MIG pulsé", une diminution de cette phase de propagation des microdéfauts lorsque l'acuité d'entaille augmente (θ diminue). Par contre, pour les assemblages soudés par électrode enrobée, on observe le phénomène inverse.

De façon générale, cette tendance s'atténue lorsque l'amplitude de contrainte appliquée décroît.

Au voisinage de la limite de fatigue (définie à $2 \cdot 10^6$ cycles), cette phase représente 20 à 30 % de la durée de vie en propagation des assemblages d'angles soudés par électrode enrobée; figure (60).

Ces observations expérimentales peuvent être justifiées par la présence d'une géométrie locale du pied de cordon de soudure différente pour les assemblages soudés par le procédé MIG pulsé et par électrode à enrobage basique.

Les faibles rayons de raccordement constatés en pied de cordon, pour les soudures manuelles (par électrode), induisent en effet une acuité d'entaille plus sévère qui augmente localement le gradient de déformation cyclique.

Dans ce cas, nous obtenons une phase d'initiation plus réduite et des conditions de propagation des microfissures et fissures distinctes pour les deux procédés de soudage considérés.

L'évolution de la forme d'une fissure de fatigue semi-elliptique étant liée au mode de sollicitation et à la géométrie du défaut initial (a/c), cette argumentation peut être vérifiée par l'examen des faciès de fatigue.

Les photos présentées figure (61) montrent l'évolution de la forme des fissures de fatigue en fonction de leurs profondeurs (a) pour les assemblages soudés par les procédés MIG pulsé et manuel.

Les marquages mécaniques du front de fissure sont réalisés par variations du rapport R de fissuration

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} = 0,5$$

Nous observons, pour les assemblages soudés par électrode à enrobage basique, une semi ellipticité du front de fissure beaucoup plus prononcée durant la totalité de l'essai de fatigue.

La proportion de durée de vie pour atteindre la profondeur de 0,5 mm, puis 1 mm dans le cordon, est par conséquent plus importante pour ce procédé de soudage.

IV 6 1 6 b Evolution des microfissures de fatigue en zone II du cordon de soudure

Les résultats d'essais présentés figure (62) font apparaître pour les assemblages soudés par les procédés MIG pulsé et par électrode enrobée :

- Une phase d'initiation des microfissures ($a \leq 0,05$ mm) inférieure à 20 % de la durée de vie en fatigue ;
- Des conditions d'évolution semblables des microfissures de fatigue (de 0,05 à 1 mm) en pied de cordon de soudure (zone II) ;
- Un accroissement de la phase de propagation des microdéfauts de 0,05 à 1 mm lorsque l'amplitude de contrainte appliquée diminue. Au voisinage de la limite d'endurance (définie à $2 \cdot 10^6$ cycles), la proportion de cette phase de fissuration peut atteindre 50% de la durée de vie en propagation.

Les similitudes constatées entre les phases d'initiation et de propagation des microfissures sur les assemblages soudés par les procédés MIG pulsé et par électrode enrobée, peuvent être associées à une géométrie locale de cordon de soudure "quasi" identique (figures (13) et (14)). La figure (63) présente des faciès de fatigue avec marquages mécaniques pour chaque procédé de soudage. Nous observons une évolution semblable de la forme des fissures de fatigue durant toute la durée de vie en propagation. Ceci permet de supposer qu'il existe des conditions de sollicitation très voisines en pointe de fissure, dans le cas des assemblages en angle soudés par les procédés MIG pulsé et par électrode enrobée.

IV 6 2 TENUE EN FATIGUE DES ASSEMBLAGES EN ANGLE SOLLICITE EN TRACTION ET FLEXION

IV 6 2 1 Résultats des essais de fatigue obtenus en zone (I) du pied de cordon de soudure.

Les figures (64) à (69) rassemblent les courbes de Wöhler à rupture des assemblages en angle soudés par les procédés de soudage MIG pulsé et manuel à enrobage basique. Les résultats d'essais sont présentés tableaux (6) à (13).

L'analyse des données expérimentales montrent l'influence de l'angle de raccordement (θ) sur la tenue en fatigue des assemblages en angle. Cette "sensibilité" au paramètre géométrique (θ) paraît être plus prononcée lorsque l'amplitude de charge (ou de contrainte) appliquée diminue.

Les résultats d'essai de fatigue mettent également en évidence des limites d'endurance (définies à $2 \cdot 10^6$ cycles) relativement élevées. Celles-ci sont évaluées à 200 MPa pour les assemblages soudés par le procédé MIG pulsé et à 170 MPa pour les assemblages soudés par électrode à enrobage basique.

Ces valeurs élevées pourraient être liées à la présence d'excellents rayons de raccordement en pied de cordon, produits par une procédure de soudage réalisée en laboratoire, en position de "gouttière". Pour vérifier l'effet bénéfique de cette pratique, nous avons réalisé une série d'essais de fatigue sur des assemblages soudés en angle (MIG pulsé) en position horizontale (à plat) en conservant un mode de bridage identique.

L'examen de la géométrie locale du pied de cordon montre, dans ce cas, la présence de rayons de raccordement de plus faible dimensions ($\rho = 0,3$ mm). La figure (70) présente une vue globale et une vue rapprochée du cordon de soudure.

Nous observons, d'après les résultats présentés figure (66), une nette altération de la tenue en fatigue des assemblages et une diminution sensible de la limite d'endurance à $2 \cdot 10^6$ cycles. Celle-ci est estimée à environ 100 MPa (valeur que l'on retrouve plus aisément dans la littérature).

D'autre part, cette phase du programme expérimental montre qu'il n'existe aucune incidence du manque de pénétration sur la tenue à la fatigue des assemblages en angle lorsque le rapport des épaisseurs des tôles assemblées est égal à $T/t = 1$ et $t = 10$ mm.

Pour l'ensemble des essais de fatigue (81 essais) réalisés en laboratoire, nous n'observons aucun cas de fissuration en racine de cordon de soudure (bien que celle-ci soit constamment égale à l'épaisseur des tôles assemblées ($2a = 10$ mm)). Les figures (9) à (12) montrent les faciès de rupture obtenus en zone I du cordon de soudure.

IV 6 2 2 Résultats d'essais de fatigue obtenus en zone (II) du pied de cordon de soudure.

Cette phase du programme expérimental est réalisée sur une configuration de géométrie donnée de cordon de soudure ($\theta = 60^\circ$, $H/t = 0,6 - 0,7$) et en faisant varier le manque de pénétration de 3 à 10 mm.

Les résultats de fatigue montrent pour les procédés de soudage MIG pulsé et par électrode enrobée, la présence d'une interaction entre le chemin de fissuration et la dimension du manque de pénétration à la racine.

On observe trois modes de rupture par fatigue :

- Pour un manque de pénétration inférieur à $2a = 3$ à 4 mm, nous ne constatons aucune interaction significative entre la fissure et la non pénétration.

La fissure se propage depuis le pied de cordon (zone II) transversalement à l'axe de chargement dans l'épaisseur de la tôle (figure (72))

- Lorsque la dimension du manque de pénétration se situe entre $2a = 4$ et 9 mm, on observe une bifurcation du chemin de fissuration en direction de la non pénétration de la soudure. Cette phase de propagation correspond à environ 90 % de la durée de vie en fatigue de l'éprouvette.

Ensuite, la "ruine" s'effectue en racine de la soudure (figure (73)).

- Pour une dimension du manque de pénétration supérieure à 9 mm, on constate un arrêt de la propagation de la fissure de fatigue en pied de cordon (zone II), lorsque celle-ci atteint une profondeur critique, qui varie de $1,5$ à 4 mm, selon le niveau de l'amplitude de charge appliquée. Cette phase de propagation est comprise entre 60 et 80 % de la durée de vie en fatigue de l'assemblage. Ensuite, la rupture en fatigue s'effectue en racine du cordon de soudure.

La figure (71) représente les courbes de Wöhler à rupture des assemblages en angle soudés par les procédés MIG pulsé et manuel à électrode à enrobage basique. Les résultats des essais sont présentés tableaux (11) et (12).

Les données expérimentales montrent qu'il n'existe aucune différence significative sur les durées de vie en fatigue entre :

- Les assemblages en angle soudés par les procédés MIG pulsé et électrode à enrobage basique;
- Les divers processus de ruine observés dans les cordons de soudures .

Ces observations peuvent être associées à une géométrie locale du pied de cordon sensiblement identique pour les deux procédés de soudage précités et à une phase d'amorçage puis de propagation des microfissures ($0,05$ à 1 mm) qui s'effectuent toujours depuis la même zone du cordon de soudure (zone II). Cette phase de propagation représente à elle seule, selon l'amplitude de contrainte appliquée, 30 à 50 % de la durée de vie en propagation de l'assemblage en angle (Chapitre IV 6 1 6).

D'autre part , il convient d'ajouter que la bande de dispersion expérimentale obtenue sur les courbes de Wöhler pour ces géométries d'assemblages, peut être justifiée par la présence d'une déflexion résiduelle entre les tôles comprise entre 0 et 1 à 2°. Bien qu'en apparence ces valeurs semblent être négligeables, l'étude numérique (chapitre (V)) à permis de démontrer le contraire.

L'analyse de ces données expérimentales montre également l'existence d'une dimension critique du manque de pénétration ($2a/t = 0,8$, $t = 10$ mm) en-dessous de laquelle la non pénétration n'a plus d'incidence sur la tenue en fatigue. Au-delà de cette valeur, pour cette configuration géométrique de cordon , il est possible de propager une fissure de fatigue en racine de cordon de soudure.

IV 6 2 3 Résultats des essais de fatigue obtenus en racine du cordon de soudure (zone III)

Le programme d'essais de fatigue est réalisé sur une configuration de géométrie donnée de cordon de soudure ($\theta = 30^\circ$, $H/t = 0,6-0,7$). Pour estimer l'incidence du manque de pénétration en racine, les essais de fatigue sont réalisés sur des assemblages en angle ayant un manque de pénétration compris entre 6 et 10 mm.

Les résultats de fatigue montrent, pour les procédés de soudage MIG pulsé et par électrode à enrobage basique, la présence d'une interaction, entre la zone (I) du pied de cordon et la dimension de la pénétration en racine, qui conditionne le processus de "ruine" de l'assemblage en angle.

On observe, pour l'ensemble des assemblages soudés :

- Lorsque la dimension du manque de pénétration est inférieur à 7 mm ($2a/t = 0,7$), les phases d'amorçage et la propagation des microfissures et fissures sont rejetées en zone I du pied de cordon de soudure. Les fissures s'initient depuis le pied de cordon et se propagent en-dessous de la soudure parallèlement au manque de pénétration jusqu'à rupture finale de l'éprouvette (figure (74)).

- Pour des manques de pénétration compris entre 7 et 9 mm, la fissuration par fatigue s'effectue simultanément depuis le pied et la racine du cordon de soudure (respectivement zone I et zone III).

Dans ce cas, la ruine par fatigue de l'assemblage en angle s'effectue par deux fissures distinctes suivant chacune un chemin de fissuration propre et indépendant (figure (75)).

- Pour une dimension critique du manque de pénétration en racine compris entre 9 et 10 mm, la ruine en fatigue s'effectue uniquement depuis la racine de la soudure et se propage dans le métal fondu.

Les courbes de Wöhler à rupture des assemblages en angles, soudés par les procédés MIG pulsé et manuel à électrode enrobée, sont présentées figure (76). Les résultats des essais sont rassemblés tableau (13).

Les données expérimentales montrent qu'il n'existent pas de différence significative sur les durées de vie en fatigue entre :

- Les assemblages en angle soudés par les procédés de soudage MIG pulsé et électrode;
- Les différents processus de ruine observés dans le cordon de soudure lorsque le manque de pénétration est inférieur à 9 mm.

Par contre, lorsque la dimension du manque de pénétration atteint une valeur critique ($2a/t > 0,9$, $t = 10$ mm), nous obtenons une altération sensible de la tenue à la fatigue des assemblages en angle et une diminution de la limite d'endurance à 2.10^6 cycles qui décroît de 100 MPa à 70 MPa.

IV 7. SYNTHÈSE DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

L'évaluation de la tenue à la fatigue des assemblages d'angle en fonction de la pénétration des soudures, dans le cas d'une sollicitation en traction-flexion, montre que :

☛ Il est possible de déterminer, à partir des calculs numériques réalisés en mécanique linéaire élastique (en 2 dimensions), les sites préférentiels d'amorçage puis de propagation des microfissures de fatigue en pied et en racine de cordon, en fonction des paramètres géométriques et des conditions de chargement.

☛ La méthode de détection par microjauge de déformation collées en pied de cordon, permet le suivi continu des petites fissures de fatigue depuis l'initiation ($a_0 = 0,05$ mm) jusqu'à une profondeur de 1 mm dans le cordon de soudure.

1) Les résultats de mesure obtenus sur les assemblages d'angle soudés par les procédés MIG pulsé et par électrode à enrobage basique, lorsque la ruine en fatigue se produit dans les zones I et II du pied de cordon de soudure, font apparaître dans chaque cas une évolution distincte de la forme du front des microfissures et fissures.

L'analyse comparative des données expérimentales démontre en fait que ces différents modes de propagation des fissures de fatigue pourraient être associé à :

- Une géométrie locale du pied de cordon plus "sévère" ainsi qu'à une population de défauts et imperfections en surface plus importante lorsque les joints sont soudés manuellement;

- La présence d'un état de contrainte nominal ou global différent dans chaque zone sensible du cordon de soudure (en zone I (contrainte de flexion) et en zone II (contrainte de traction));

- La présence d'un phénomène de coalescence des microfissures ($a < 1$ mm) produit par une multiplicité des sites d'amorçage, qui induit un gradient de déformation cyclique local plus élevé sur les "surfaces restantes" du cordon et précipite les phases d'endommagement et d'initiation des microfissures dans le matériau. Ce mécanisme dépend lui-même des différents paramètres géométriques qui caractérisent une soudure d'angle;

- L'angle de raccordement de la soudure (θ) qui crée une accentuation de l'ellipticité de la microfissure lorsque sa valeur diminue (dès que l'acuité d'entaille augmente).

2) La détermination des vitesses de propagation (dans la partie la plus profonde de la microfissure) dans les zones I et II de la soudure ($a < 1$ mm) montre que celle ci dépend également de paramètres tels que :

- Procédé de soudage

Les données expérimentales montrent en effet que la vitesse de propagation des microfissures de fatigue se stabilisent plus rapidement et à une valeur plus faible dans les assemblages soudés par électrode enrobée.

- Géométrie du cordon de soudure

La diminution de l'angle de raccordement θ (de 60° à 25°) produit un accroissement initial de la vitesse de fissuration proche d'un facteur 6. Ensuite celui-ci décroît vers une valeur voisine de 3 jusqu'à saturation du domaine de vision des microjauge ($a = 1$ mm).

- Amplitude de charge appliquée

Il existe une élévation de la vitesse de propagation des microfissures et fissures lorsque l'amplitude de la contrainte nominale augmente.

Dans un contexte purement élastique cet accroissement entre deux amplitudes de contraintes nominales différentes peut être déterminé, en considérant une loi de fissuration de type Paris, par le rapport de ces amplitudes de contraintes élevé à la puissance "m".

Cette relation empirique est globalement vérifiée lorsque les microfissures de fatigue ont une profondeur supérieure à 0,4 mm dans la soudure.

3) La phase de propagation des microdéfauts (de 0,05 à 1 mm dans le cordon de soudure), peut représenter 30 à 90% de la durée de vie en fatigue de l'assemblage d'angle.

Cette phase de propagation dépend :

- Du procédé de soudage (MIG ou manuel)

La phase de propagation lente des microfissures est plus importante lorsque la ruine en fatigue se produit dans les assemblages soudés par électrode.

- Du paramètre géométrique θ .

Dans le cas des assemblages MIG cette phase de propagation lente s'atténue lorsque la valeur de θ diminue. Par contre, dans les soudures manuelles (électrode) on observe le phénomène inverse.

Ceci peut être justifié par la présence d'un mécanisme de coalescence des microfissures de fatigue plus prononcé dans les assemblages soudés par électrode.

– De l'amplitude de contrainte appliquée

Les résultats obtenus en zone II du cordon de soudure font apparaître une augmentation de cette phase de propagation lente des microfissures de fatigue lorsque l'amplitude de charge nominale diminue.

☛ Il est possible d'estimer expérimentalement en fonction des caractéristiques géométriques du cordon de soudure et des conditions de chargement, l'incidence du manque de pénétration en racine sur la tenue en fatigue des assemblages d'angle.

1) Les résultats d'essais obtenus pour l'étude de la zone I du cordon de soudure montrent qu'il n'existe aucune incidence du manque de pénétration en racine lorsque les épaisseurs des plaques assemblées sont égales à $t = T = 10$ mm. Dans ce cas, la rupture du joint soudé s'effectue en pied de cordon malgré la présence d'un manque de fusion égal à l'épaisseur des plaques assemblées ($2a = 10$ mm).

2) L'étude en fatigue réalisée en zone II du cordon de soudure met en évidence une "interaction" entre le chemin de fissuration (depuis la zone II) et la dimension du manque de fusion en racine. Bien que les modes de ruine des joints soudés soient distincts, on n'observe aucune différence significative sur la durée de vie en fatigue.

Les résultats d'essais montrent néanmoins, pour cette géométrie d'assemblage, l'existence d'une dimension critique du manque de pénétration en-dessous de laquelle il n'est plus possible d'initier, puis de propager une fissure de fatigue depuis la racine de la soudure. Cette valeur critique est estimée pour les assemblages soudés par les procédés MIG et manuel à $2a/t = 0,8$ ($t = 10$ mm, $T/t = 3$, $\theta = 60^\circ$).

3) L'étude de la tenue à la fatigue de la racine du cordon de soudure montre également une relation d'interaction entre le mode de ruine en fatigue du cordon et la dimension du manque de pénétration.

Nous observons soit :

- Une propagation de fissure rejetée en zone I du cordon de soudure ($2a < 7$ mm);
- Une propagation simultanée en racine et en zone I du pied de cordon de soudure (7 mm $< 2a < 9$ mm);
- Une ruine en fatigue unique depuis la racine dans le joint soudé ($2a > 9$ mm).

On constate une diminution significative de la durée de vie en fatigue, pour ce type d'assemblage ($\theta = 30^\circ$, $T/t = 3$, $t = 10$ mm), lorsque la ruine en fatigue du joint soudé s'effectue uniquement depuis la racine. Dans ce cas, le manque de fusion en racine est estimé à $2a/t = 0,8 - 0,9$ ($t = 10$ mm).

☛ Ce programme expérimental réalisé sur les assemblages d'angle sollicités en traction et flexion, a permis de définir une dimension critique du manque de pénétration en dessous de laquelle la non pénétration en racine n'a aucune incidence sur la tenue à la fatigue.

Pour les assemblages soudés par les procédés MIG et manuel à électrode à enrobage basique, celle-ci est estimée à $2a/t = 0,8$ ($t = 10$ mm, $10 < T < 30$ mm).

☛ L'ensemble des travaux réalisés sur les assemblages d'angle à cordons porteurs, montre que l'état de contrainte le plus restrictif pour admettre une dimension critique du manque de pénétration en racine, correspond à un mode de chargement de : traction uniaxiale [1].

Dans ce cas, la dimension critique du manque de pénétration en-dessous de laquelle la non pénétration n'a plus d'incidence sur la tenue à la fatigue, est de $2a/t = 0,5$ ($t =$ épaisseur des tôles assemblées).

Matériau	C (%)	Mn (%)	Si (%)	P (%)	Al (%)	S (%)	Re (MPa)	Rm (MPa)	A (%)	Kcv (J/cm ²)
Métal de base E36-4	0,16	1,47	0,43	0,013	0,05	0,002	405	562	33	184 (-20°C)
Métal fondu Ø1 mm 1er passe (MIG) (+ gaz Atal)	0,06	0,9	0,45	0,025		0,025	460	550	27	90 (-20°C)
Métal fondu Ø 1,6 mm MIG pulsé 2e passe (gaz Atal)	0,06	1,6	0,5	0,02		0,02	590	650		24 (-20°C)
Métal fondu électrode à enrobage basique Ø 4 mm	0,07	0,9	0,5	0,01		0,010	500	580	27	110 (-30°C)

tableau (1)

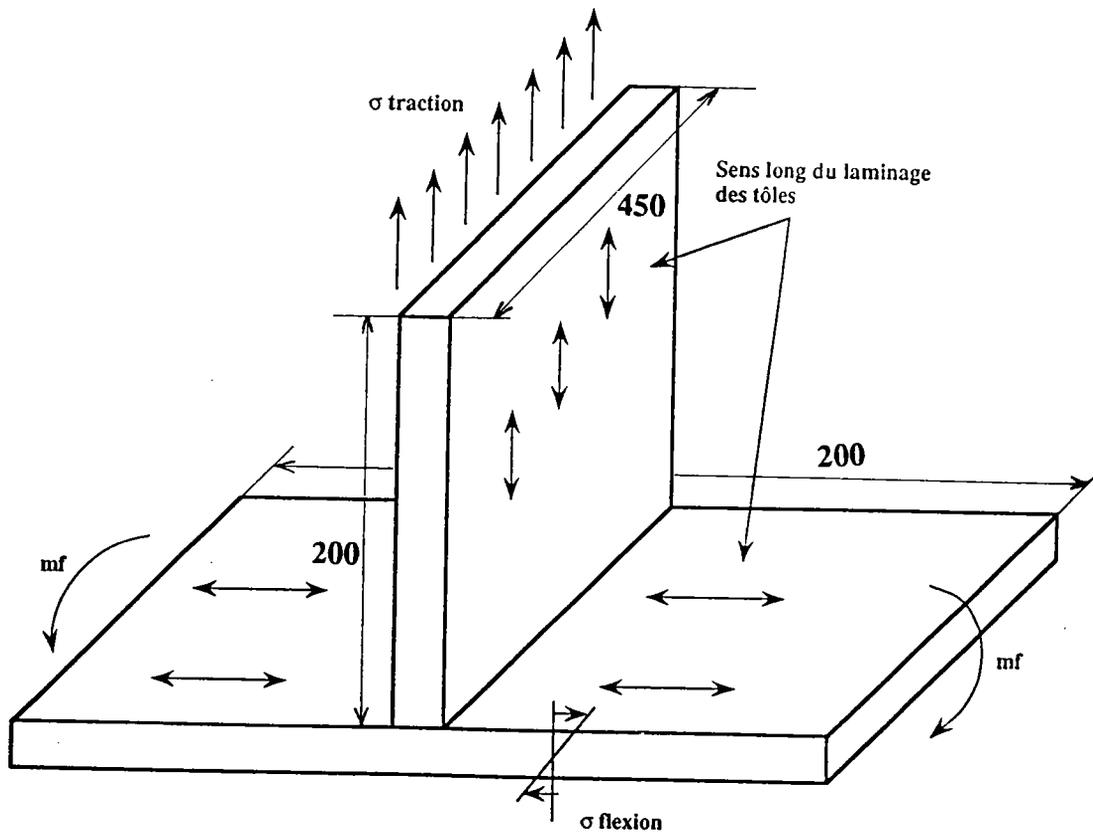
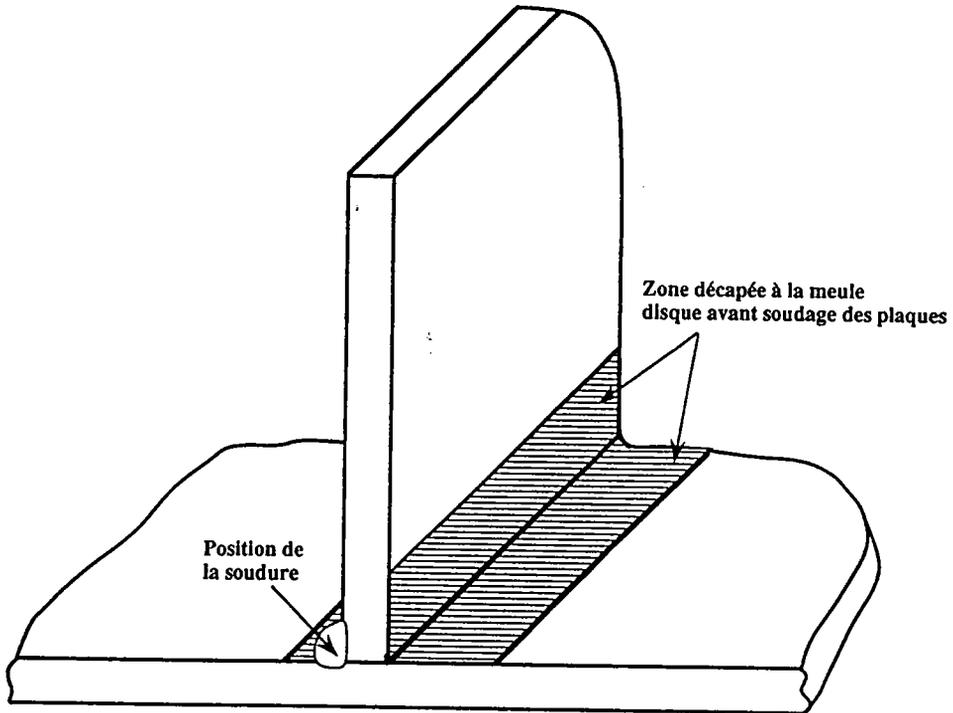


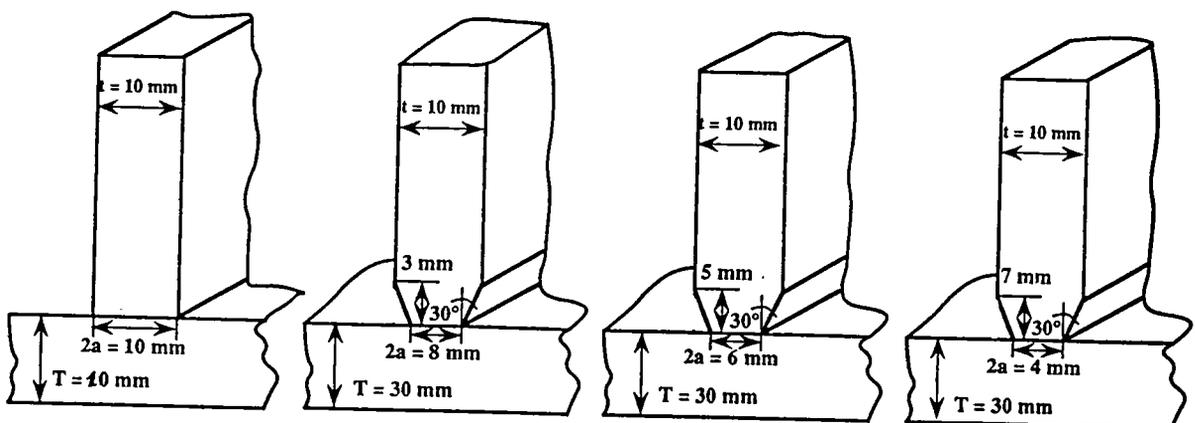
Schéma de positionnement des tôles avant soudage

figure (1)



Décapage des tôles assemblées avant soudage

figure (2)



Chanfreinage des tôles en fonction de la dimension du manque de fusion

figure (3)

**Détermination des énergies de soudage (MIG et Electrode)
nécessaires à la réalisation des assemblages en angle**

Assemblages	Zone	θ (°)	2a(mm)	T/t	H/t	U(V)	I(A)	V(cm/mn)		E(KJ/CM)	
								1	2	1	2
A	I	48	10	1	0,6	28	300	35	/	14,4	/
B	I	52	10	1	0,6	28	300	40	/	12,6	/
C	I	51	10	1	0,6	28	290	37,5	/	13	/
D	I	47	10	1	0,6	28	290	36	/	13,5	/
E	I	22	10	1	0,8	28	270	27	/	16,8	/
F	I	30	10	1	0,9	28	290	35	/	13,9	/
G	I	45	10	1	0,6	29	300	34,5	/	15,13	/
TA	II	50-60	6	3	0,7	23/29	140/310	41,5	31,5	4,65	17,12
TB	II	50-60	6	3	0,7-0,8	23/29	140/310	33	33,7	11,2	16,4
TG	II	50-60	4-5	3	0,7-0,8	28/29	200/300	30	37,75	5,15	18
TD	II	50-60	8,5	3	0,7-0,8	23/29	140/310	37,6	30	5,15	18
TH	II	50-60	4-5	3	1	25/28	190/300	30	33,75	9,5	15
TRA	III	25 à 35	7-8	3	1	23/29	140/310	33,75	31,7	5,12	17
TRC	III	25 à 35	7-8	3	1	28/29	200/310	54	33,75	6,22	16
TRE	III	25 à 35	10	3	1	29	310	24	/	9	/

Assemblages soudés par un procédé MIG pulsé

tableau (2)

Assemblages	Zone	θ (°)	2a(mm)	T/t	H/t	U(V)	I(A)	V(cm/mn)		E(KJ/cm)	
								1	2	1	2
MA	I	50 à 60	10	1	0,6-0,7	23	160	10	/	22	/
MB	I	30 à 40	10	1	0,6-0,7	23	160	10	/	22	/
MC	I	3 à 45	10	1	0,6-0,7	23	160	10	/	22	/
MD	I	30 à 40	10	1	0,6-0,7	23	160	10	/	22	/
ME	I	25	10	1	0,6-0,7	23	160	10	/	22	/
MF	I	50 à 60	10	1	0,6-0,7	23	170	10	/	22	/
MG	I	30 à 40	10	1	0,6-0,7	23	170	10	/	22	/
MH	I	3 à 45	10	1	0,6-0,7	23	170	10	/	22	/
MK	I	30 à 40	10	1	0,6-0,7	23	170	10	/	22	/
TMA,TMB, TMC,TMD	II	50 à 60	4 à 10	3	0,7	23	170	20	12	11,7	21
TRMA,TRMB TRMC	III	25 à 35	6 à 10	3	1	23	180	15	13,5	13,5	18,4

Assemblages soudés par électrode enrobée

tableau (3)

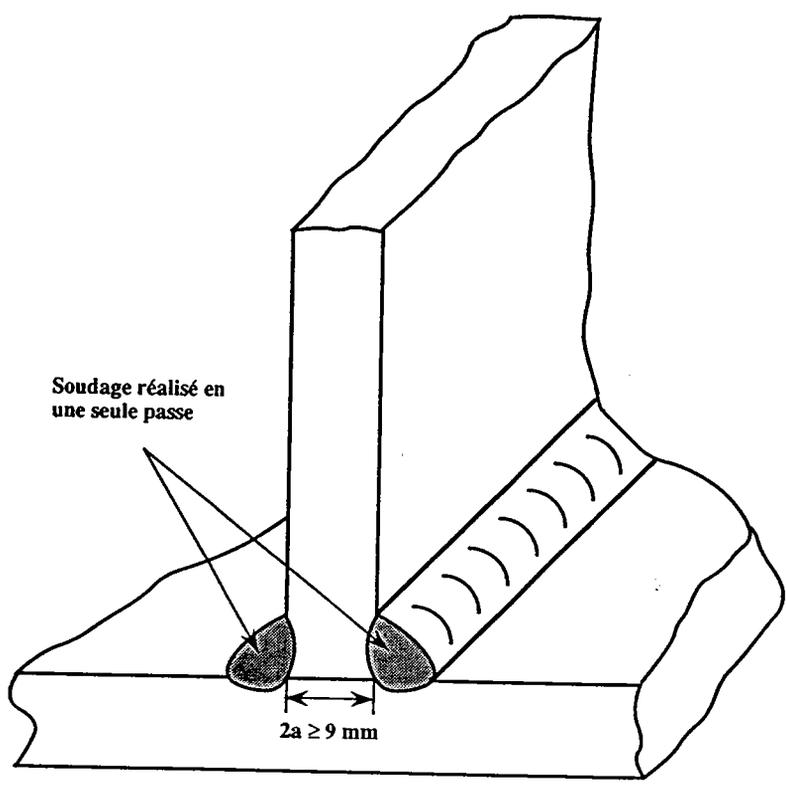


figure (4)

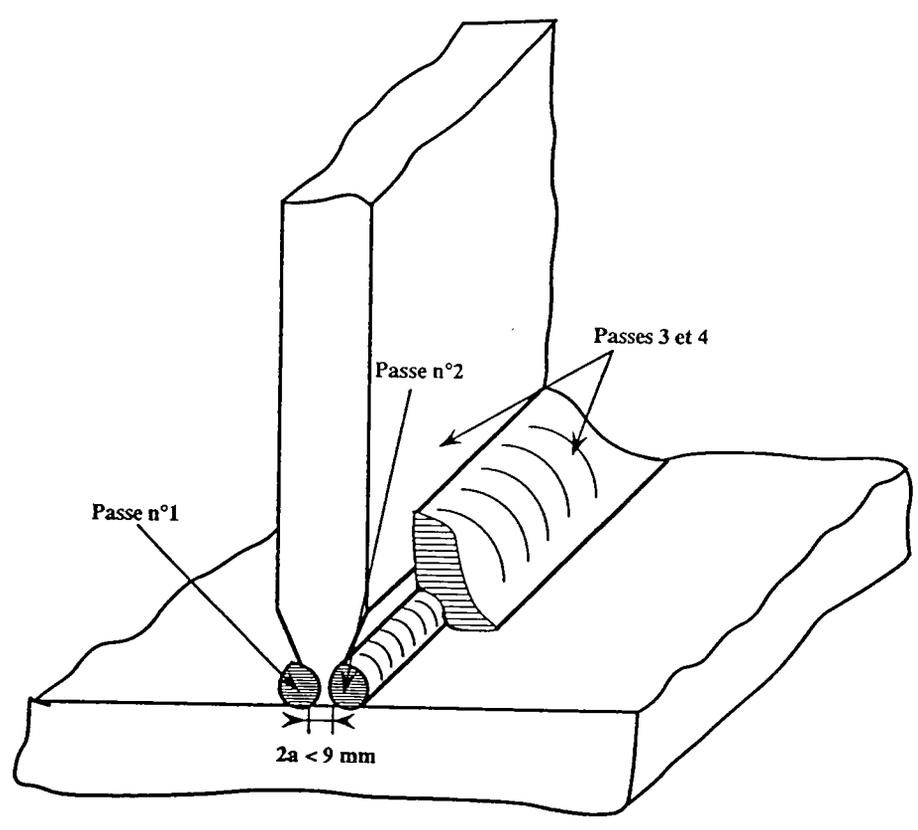
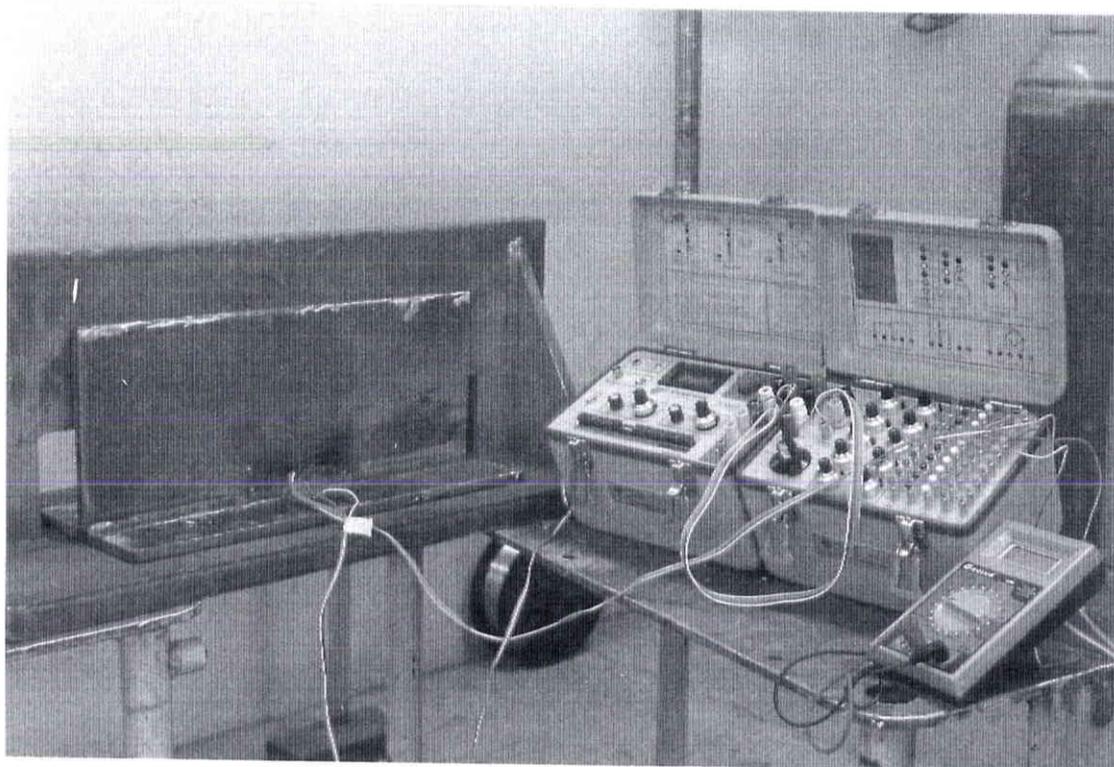


figure (5 a)



Vue d'ensemble du montage de bridage



Positionnement des tôles d'acier sur le montage du bridage

figure(5 b)

Schéma de positionnement des tôles sur le montage de bridage

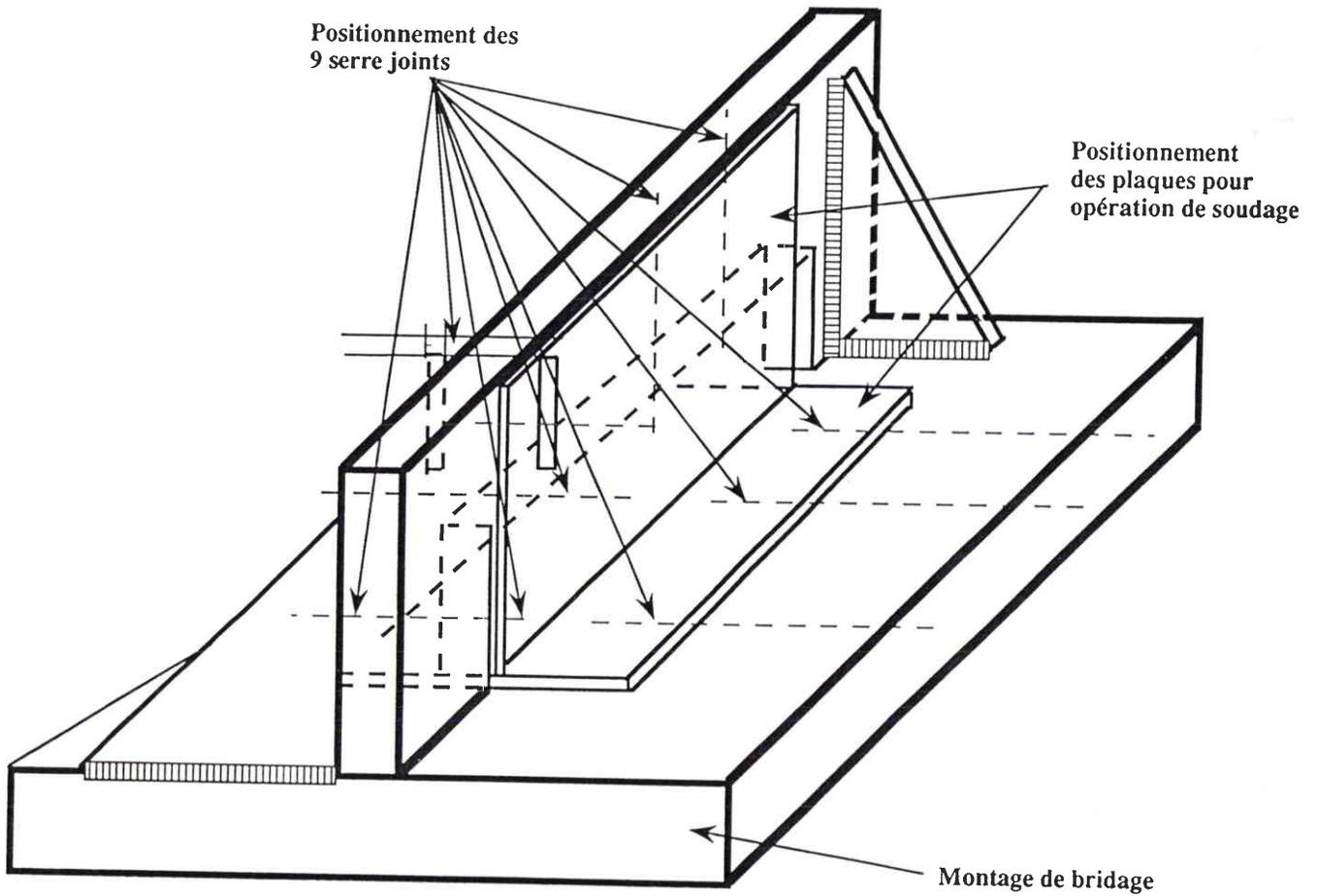


figure (6)

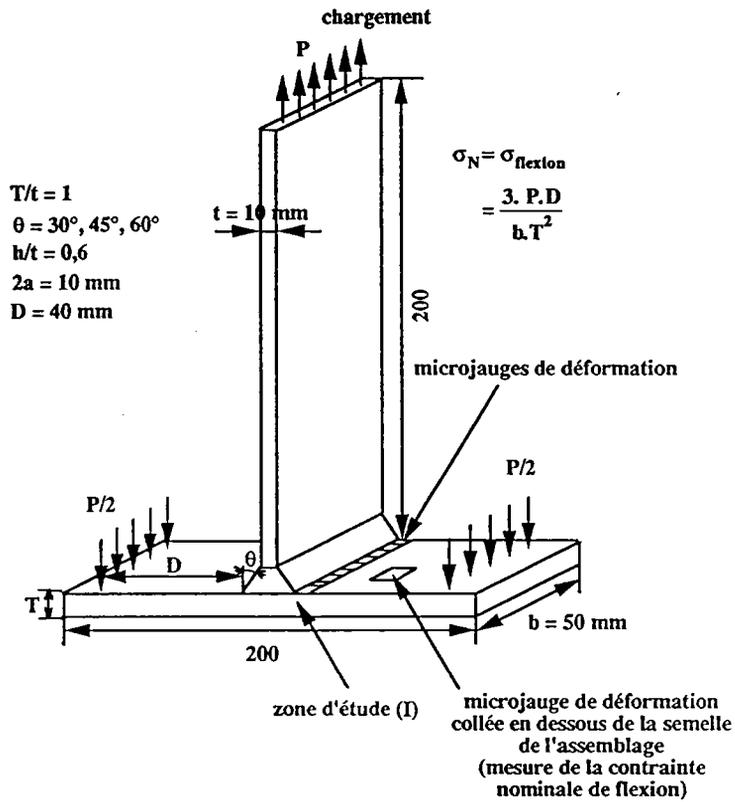


figure (7)

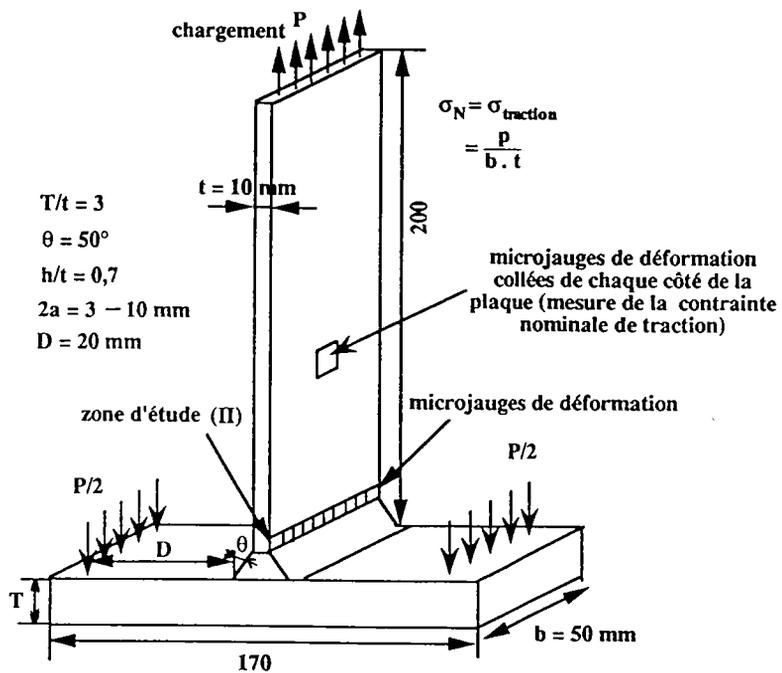
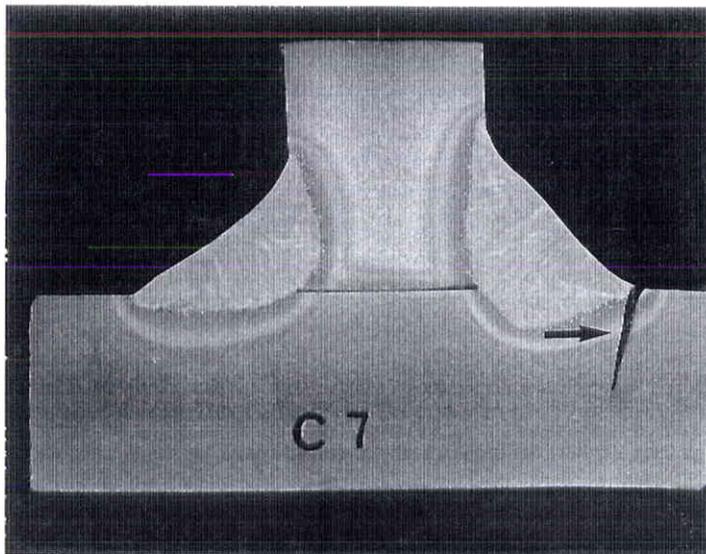
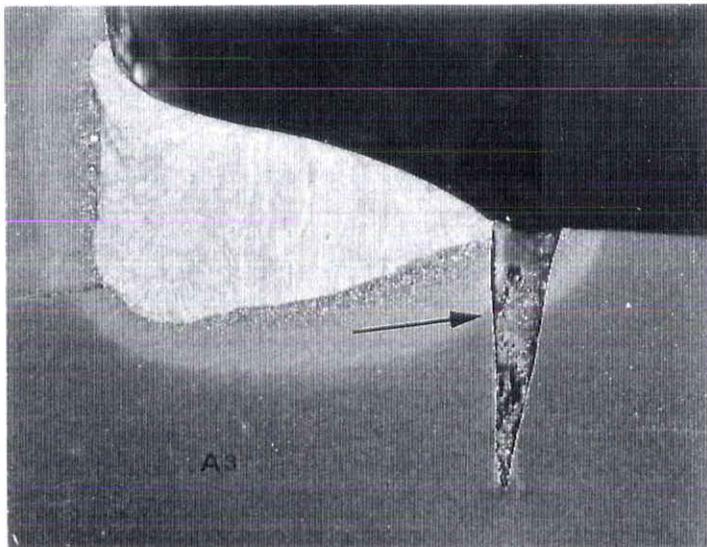


figure (8)



$H/t = 0.6$
 $2a = 10 \text{ mm}$
 $\theta = 45^\circ$

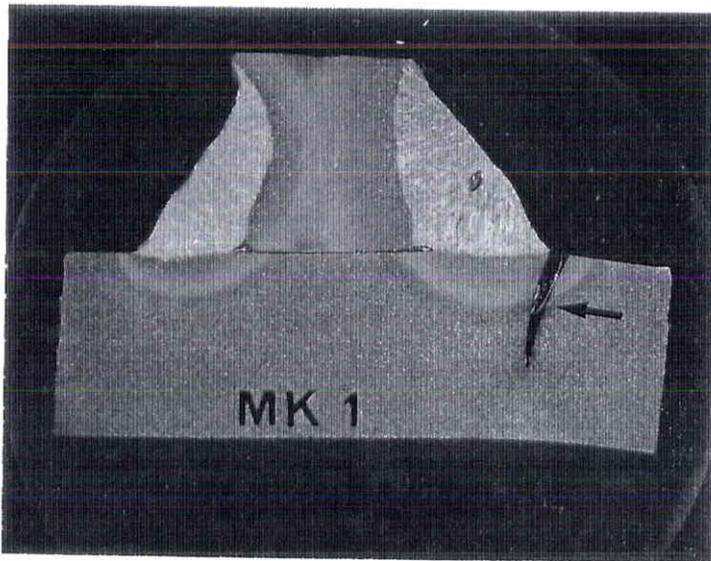
figure (9)



$H/t = 0.5$
 $2a = 10 \text{ mm}$
 $\theta = 50^\circ$

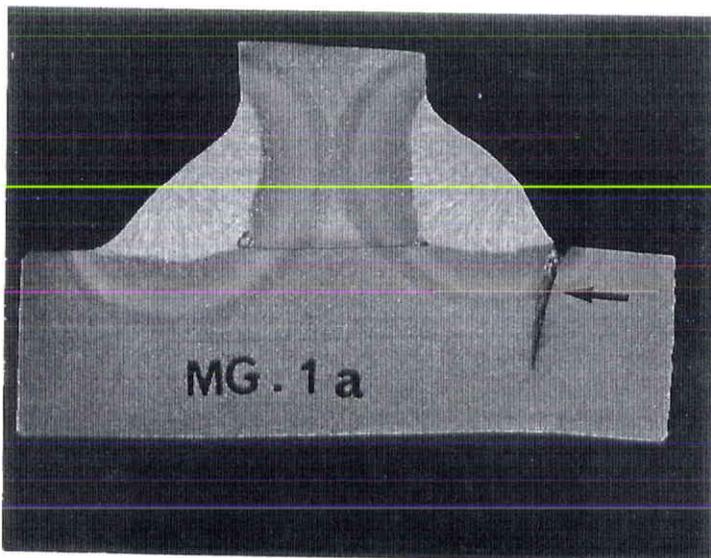
figure (10)

Macrographies des assemblages en angle soudés par le procédé MIG pulsé.
Visualisation des faciès de rupture par fatigue en zone I du pied de cordon.



$H/t = 1$
 $2a = 10 \text{ mm}$
 $\theta = 30^\circ$

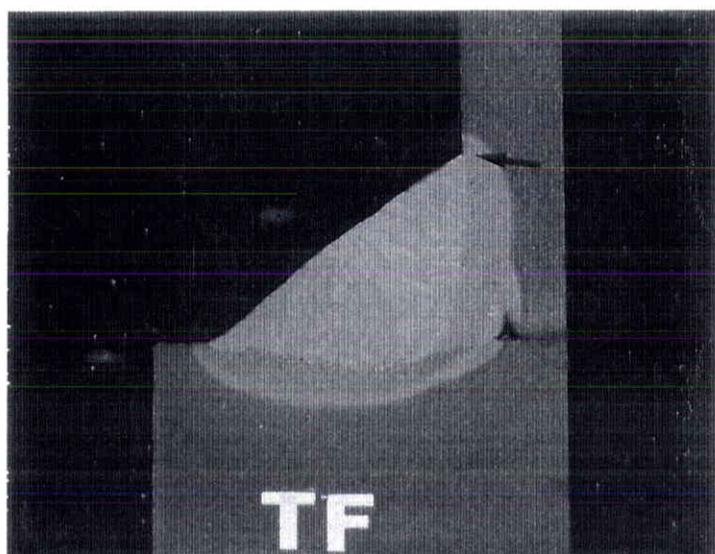
figure (11)



$H/t = 1$
 $2a = 10 \text{ mm}$
 $\theta = 40^\circ$

figure (12)

Macrographies des assemblages en angle soudés par électrode à enrobage basique
Visualisation des faciès de rupture par fatigue en zone I du pied de cordon



Soudage M.I.G.

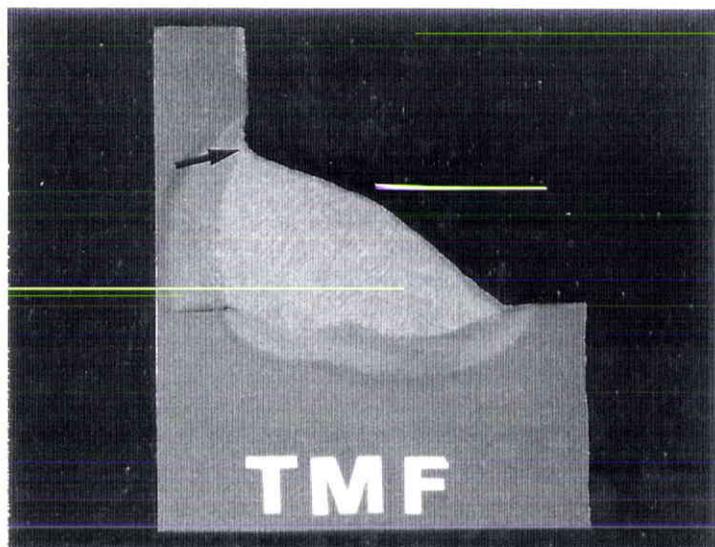
Grossissement : x 3

Angle de raccordement $\vartheta = 60^\circ$

Rayon de raccordement

$0,2 < f < 0,6$

figure (13)



Soudage manuel

(électrode enrobée)

Grossissement : x 3

Angle de raccordement $\vartheta = 60^\circ$

Rayon de raccordement

$0,2 < f < 0,7$

figure (14)

Macrographies du cordon de soudure dans le cas d'assemblages soudés par les procédés M.I.G. et manuel (Zone d'étude II)

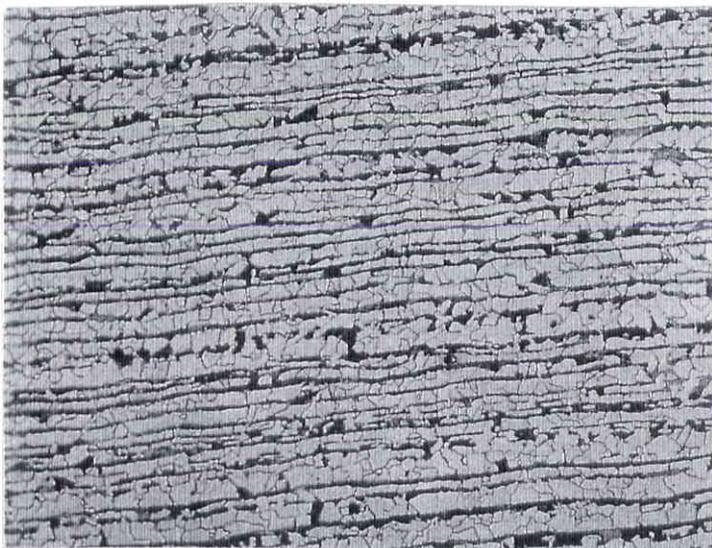
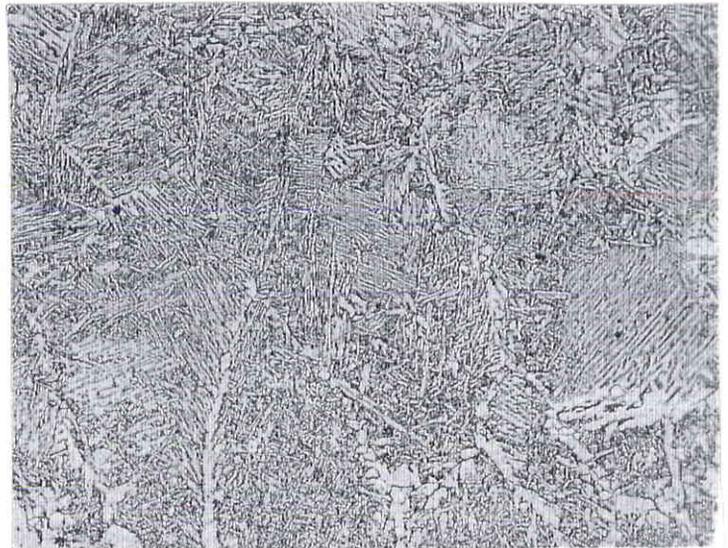


Rep. MK1
Métal fondu
Grossissement X 200
(Nital 3%)

figure (15)

Rep. MK1
Z.A.T
Grossissement X 200
(Nital 3%)

figure (16)

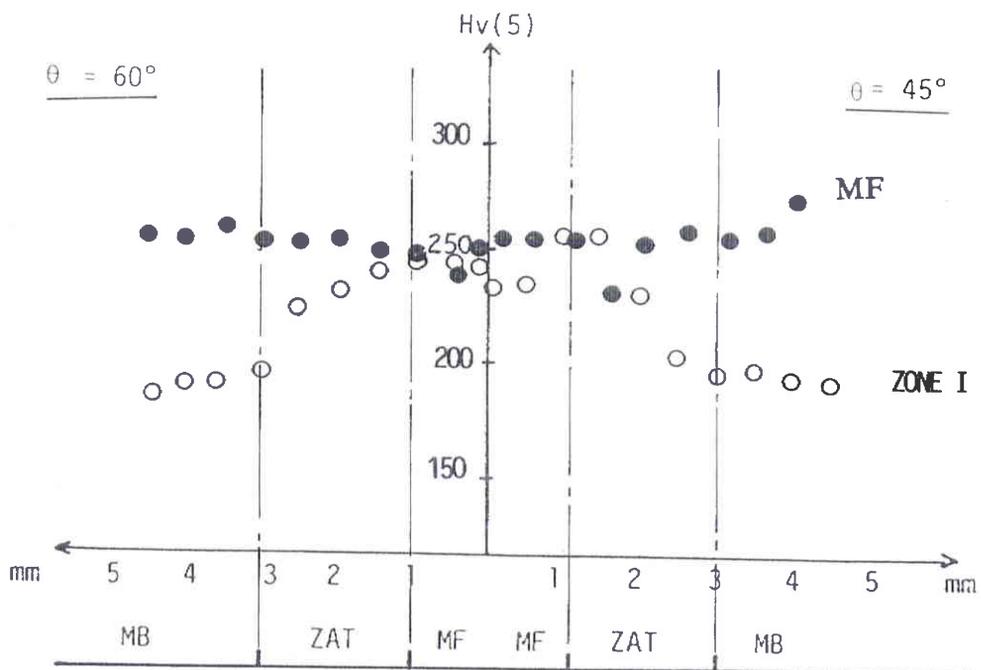
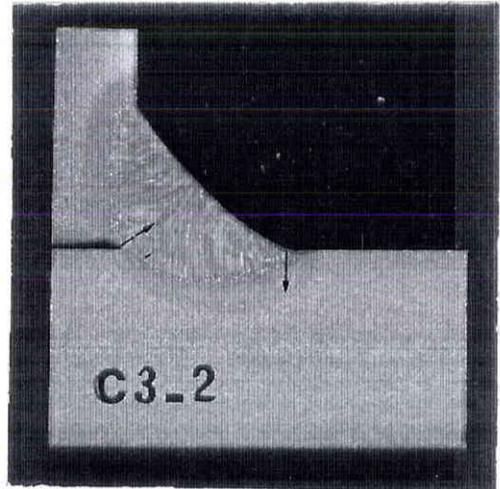
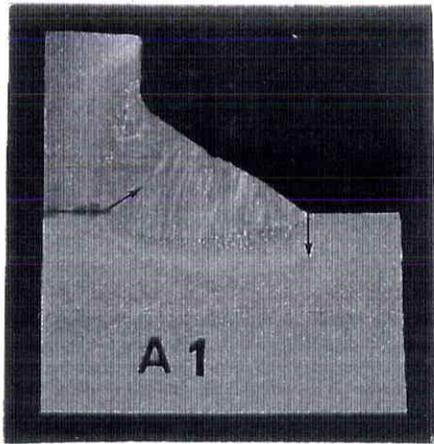


Rep. MK1
Métal de base
Grossissement X 200
(Nital 3%)

figure (17)

Micrographies des structures métallurgiques des matériaux constituant le joint (MB, ZAT, MF).

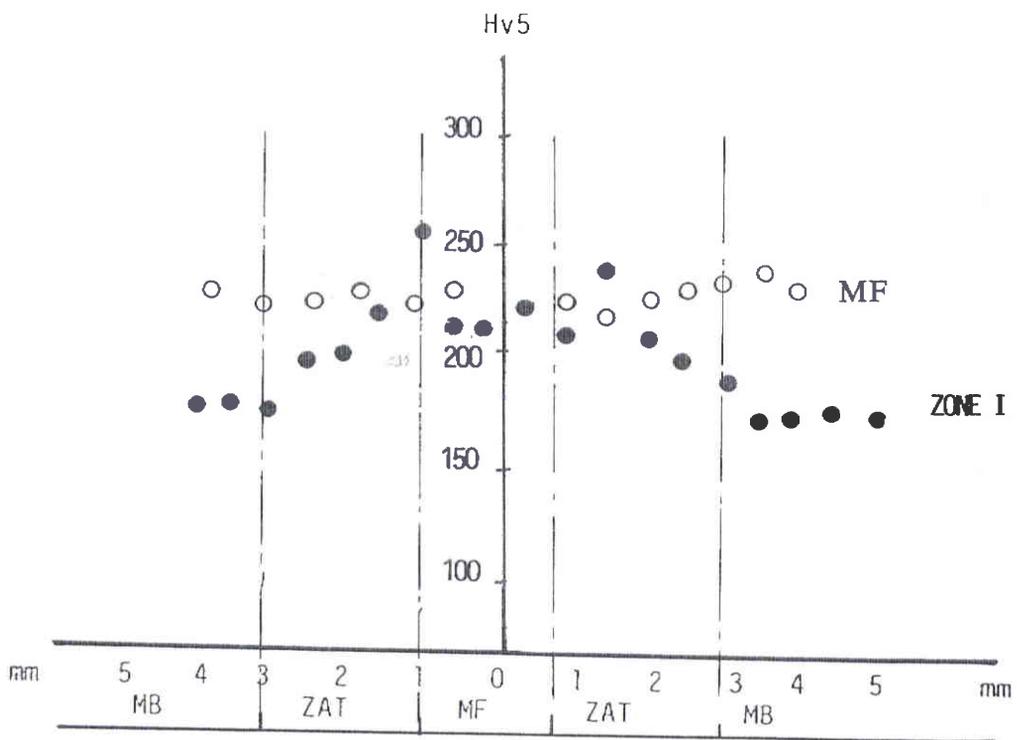
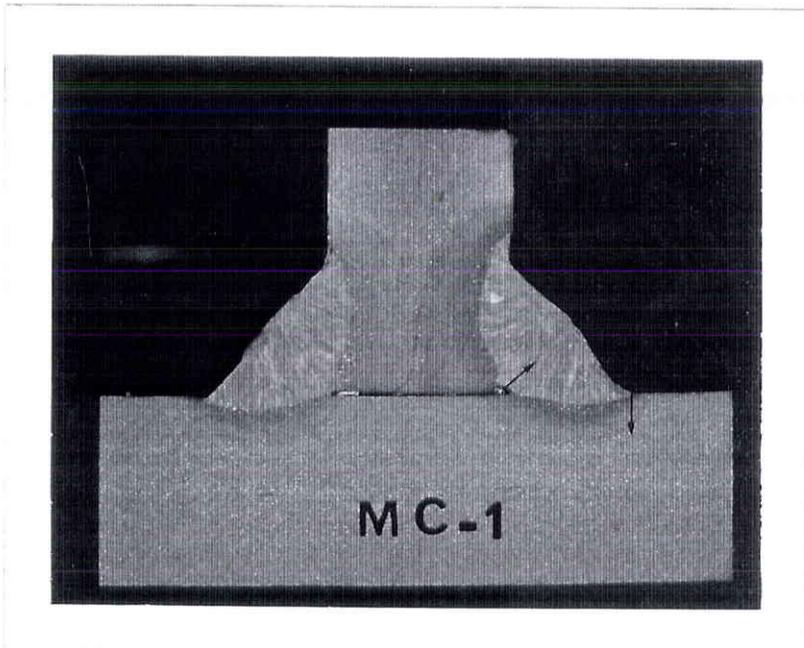
Procédé de soudage semi auto



Evolution de la dureté $Hv5$ - en pied de cordon (zone I)
- dans le métal fondu

figure (18)

Procédé de soudage par électrode à enrobage basique



Evolution de la dureté Hv5 - en pied de cordon (zone I)
- dans le métal fondu

figure (19)

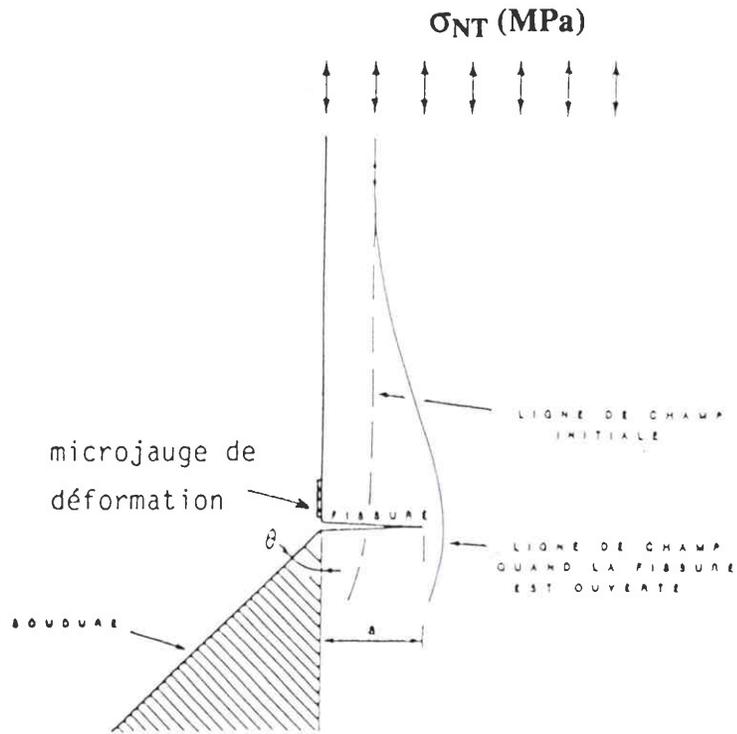
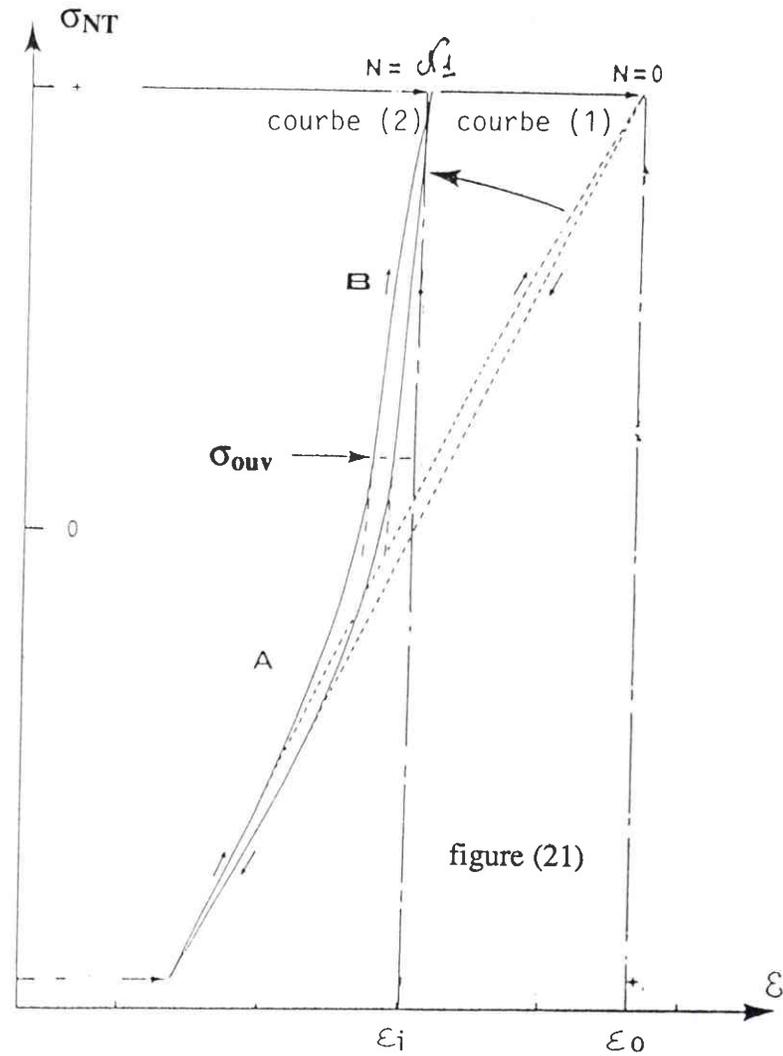


figure (20)

Déviations des lignes de champ occasionnée par la présence d'une fissure ouverte

Principe de détection des microfissures de fatigue en pied de cordon à l'aide de microjauge de déformation.



Reproduction de l'enregistrement de la boucle $\sigma_{NT} - \epsilon$

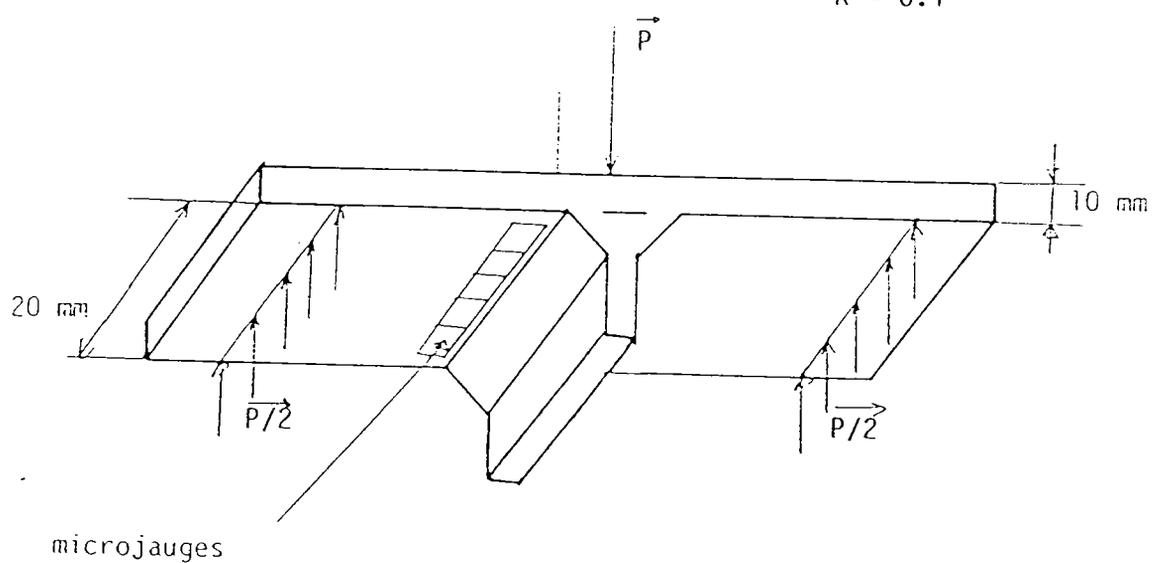
Calibration de la méthode de scrutation par microjauges.

Eprouvettes d'essais.

Conditions d'essai :

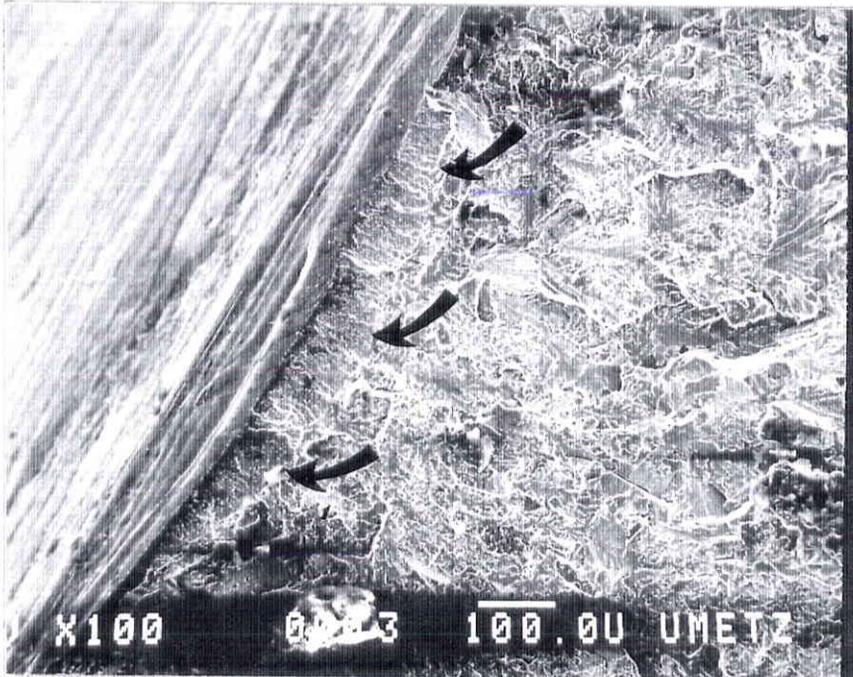
$$\Delta\sigma_{Nfl} = 300 \text{ MPa}$$

$$R = 0.1$$



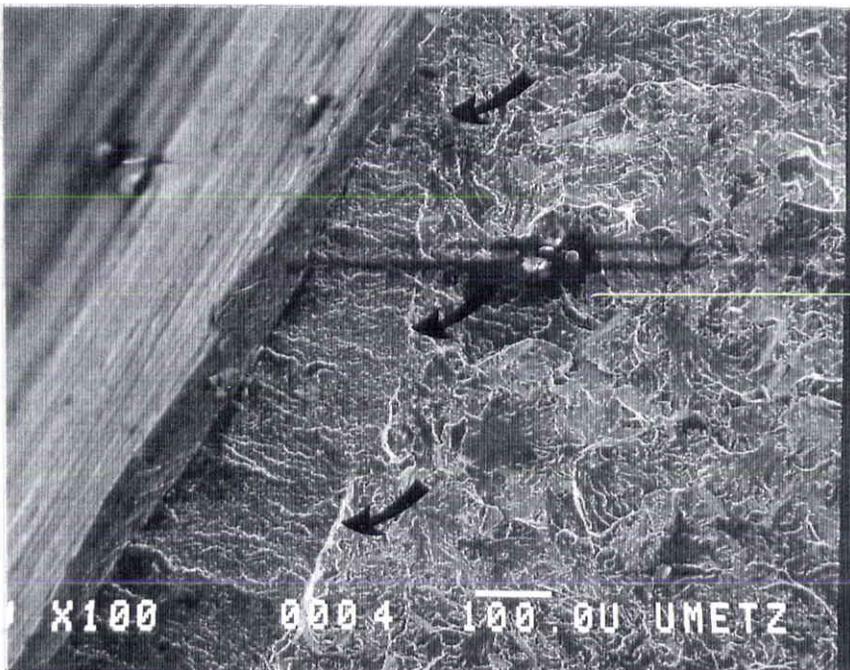
Essais de fatigue réalisés sur petites éprouvettes soudées sollicitées en flexion trois points.

figure (22)



Profondeur de fissure
 $a = 0.06 \text{ mm}$
 Longueur en surface
 $2c = 1 \text{ mm}$

a



Profondeur de fissure
 $a = 0.20 \text{ mm}$
 Longueur en surface
 $2c = 1.9 \text{ mm}$

b

Calibration de la méthode de détection des microfissures
 Observation et mesure des faciès de fatigue réalisées par microscope
 électronique à balayage.

figure (23)

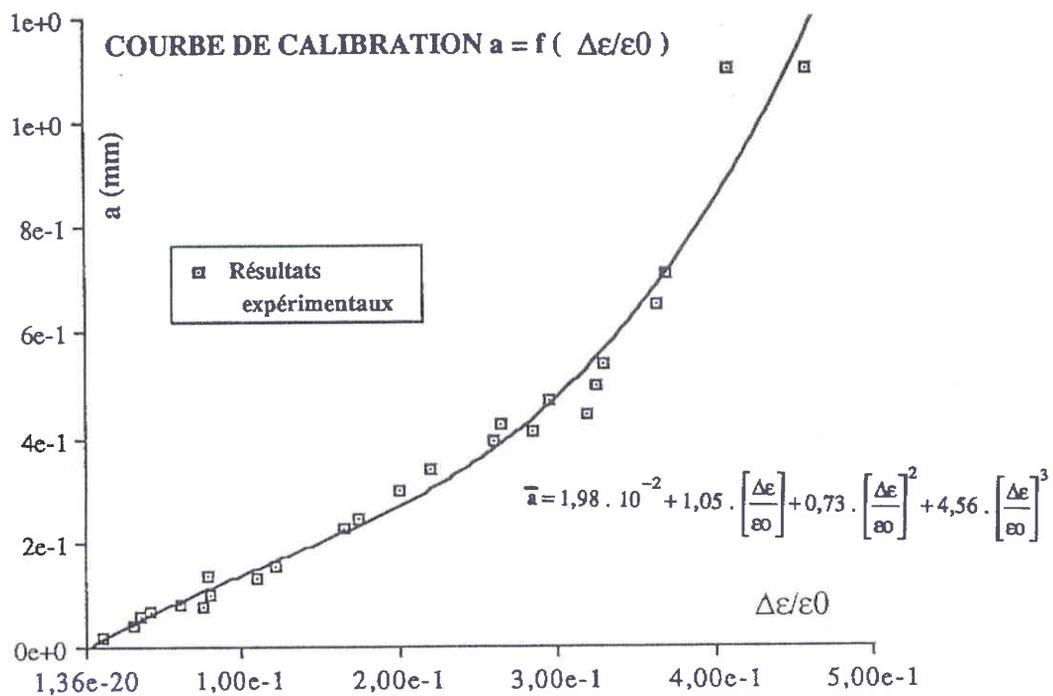
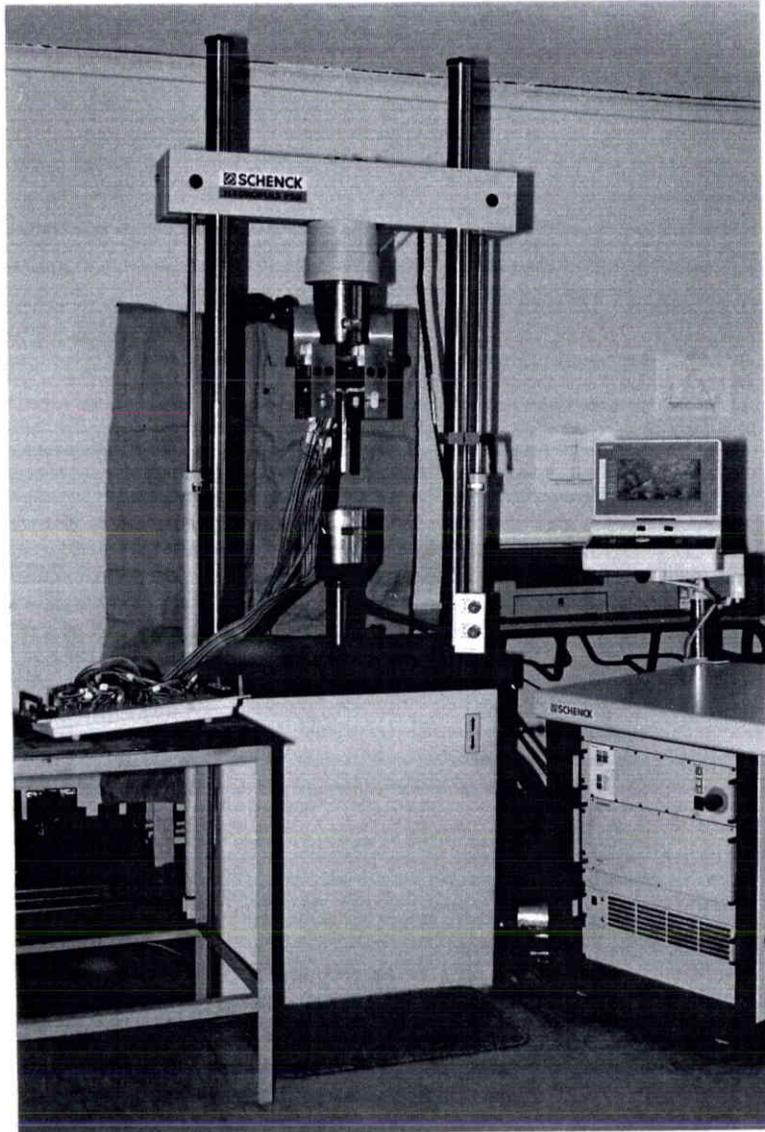


figure (24)



Vue d'ensemble des appareillages utilisés pour l'acquisition des paramètres en cours d'essai

figure (25)

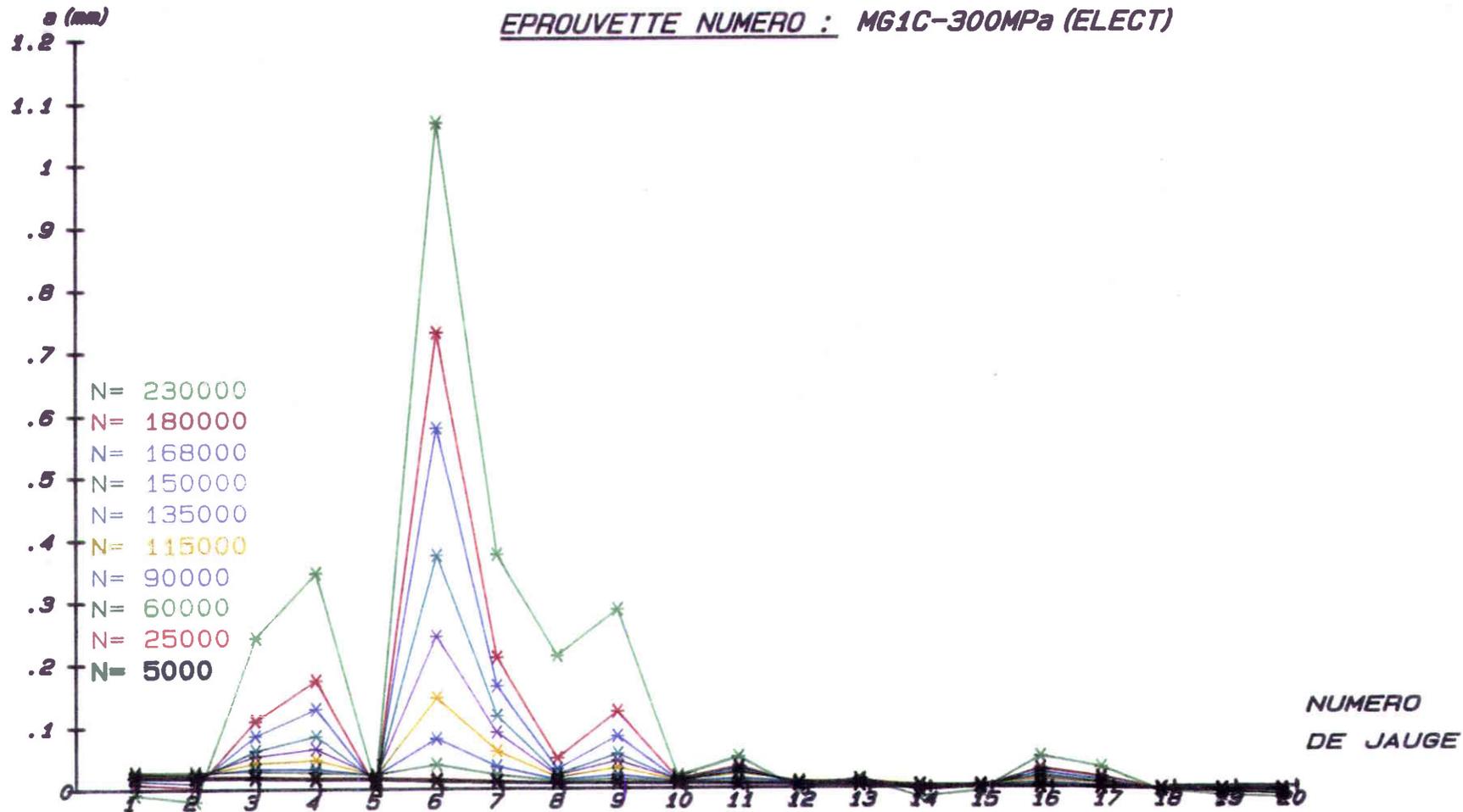


Vue d'ensemble de l'essai de fatigue réalisé sur les assemblages soudés en angle sollicités en traction et flexion

figure (26)

ETUDE C.E.T.I.M

EPROUVETTE NUMERO : MG1C-300MPa (ELECT)

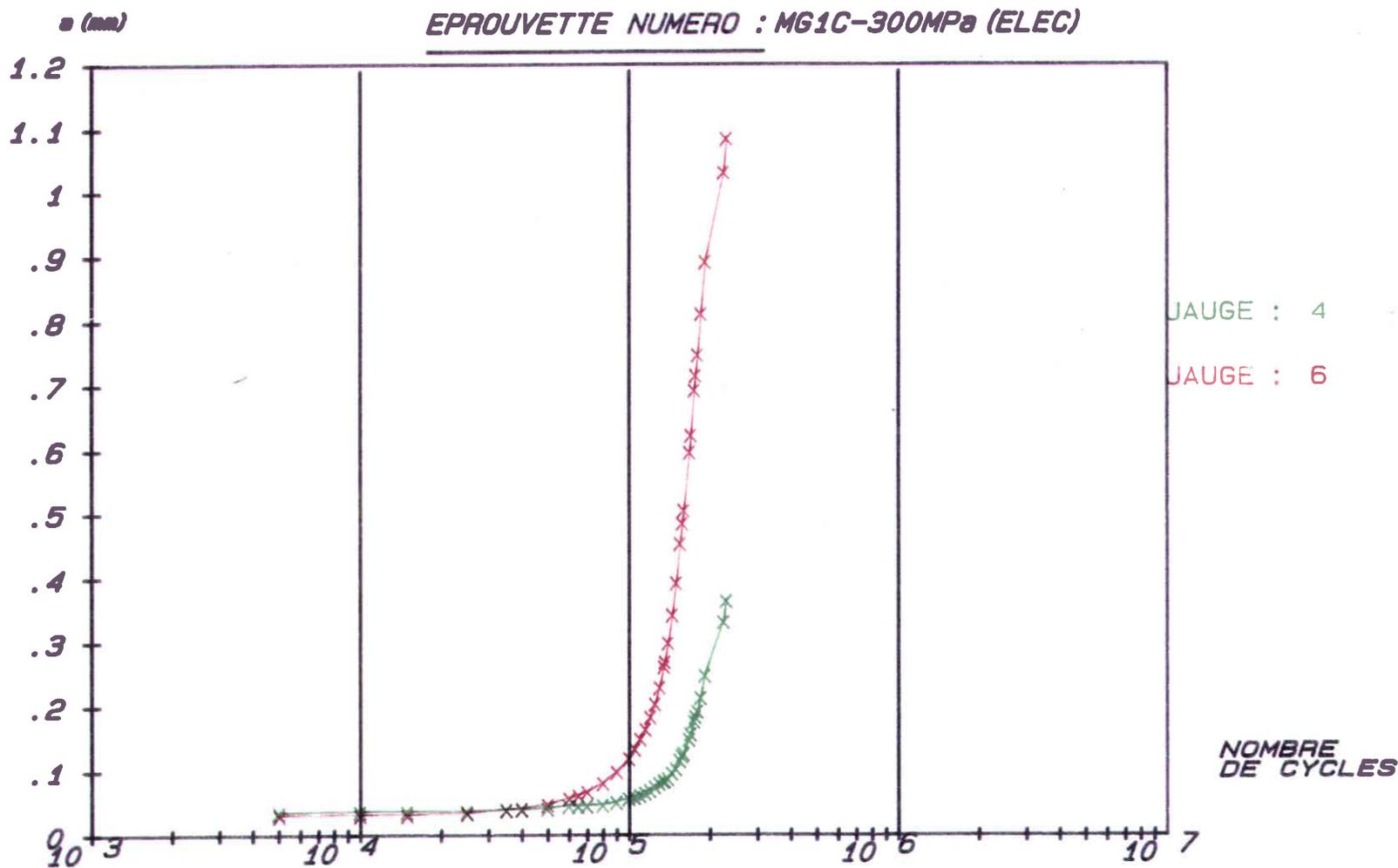


TRACE DE L'EVOLUTION DES MICROFISSURES EN PIED DE CORDON

(FIGURE 27)

INSTITUT DE SOUDURE

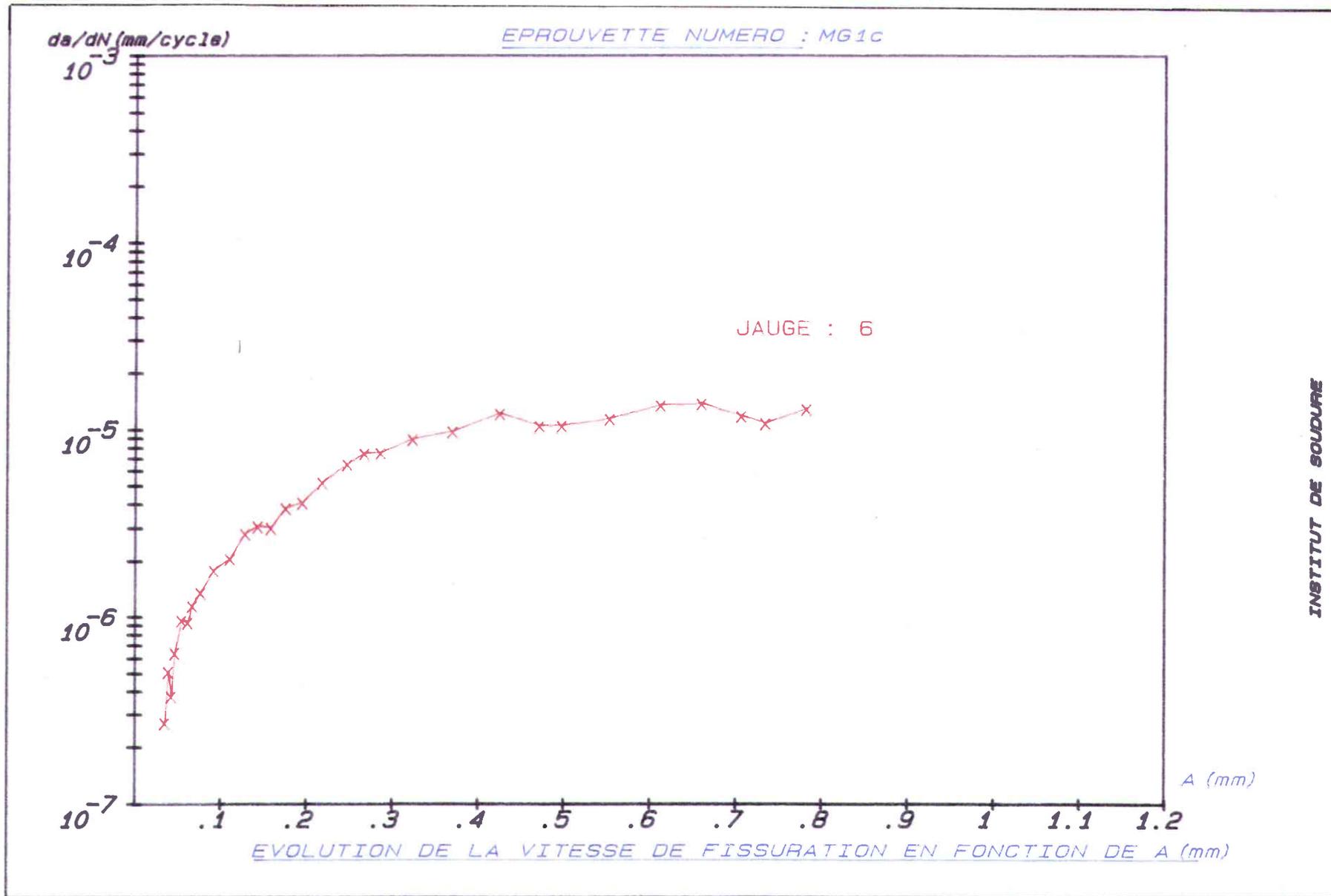
ETUDE C.E.T.I.M



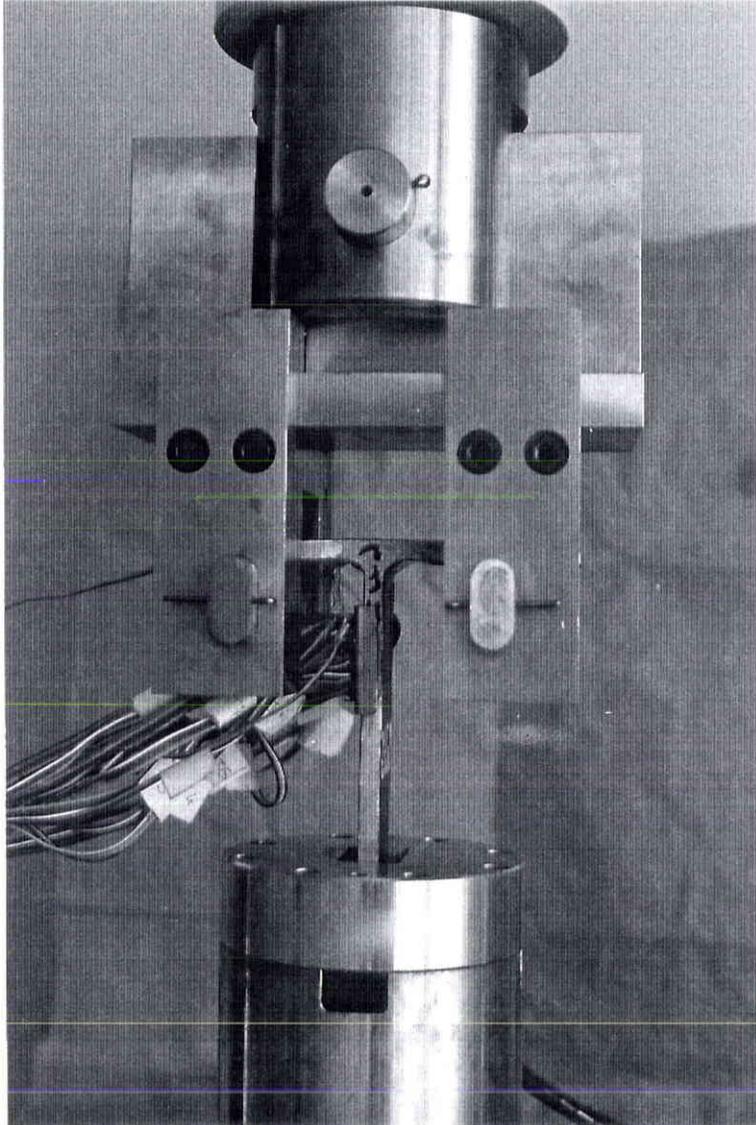
EVOLUTION DES MICROFISSURES EN FONCTION DU NOMBRE DE CYCLES EN FATIGUE

(FIGURE 28)

INSTITUT DE SOUDURE (J.J.J)

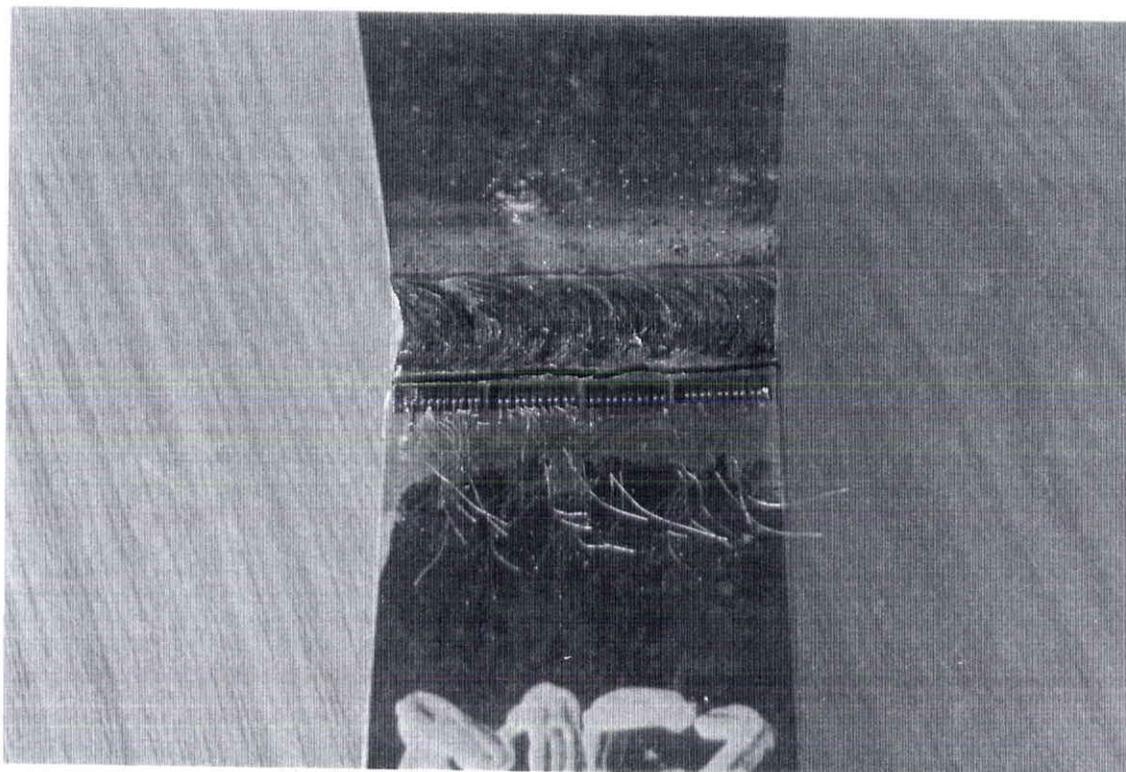


(FIGURE 30)



- Vue rapprochée du montage d'essai (traction-flexion)
- Positionnement de l'éprouvette de fatigue instrumentée par les microjauges de déformation

figure (31)

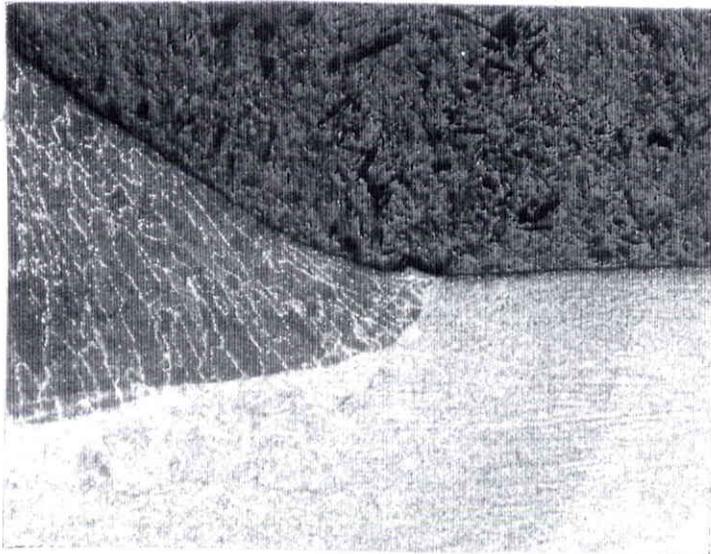


Détection de l'amorçage et suivi de la propagation des microfissures en pied de cordon à l'aide de microjauges de déformation

figure (32)

MACROGRAPHIES DE LA ZONE I - EVALUATION DU RAYON DE RACCORDEMENT

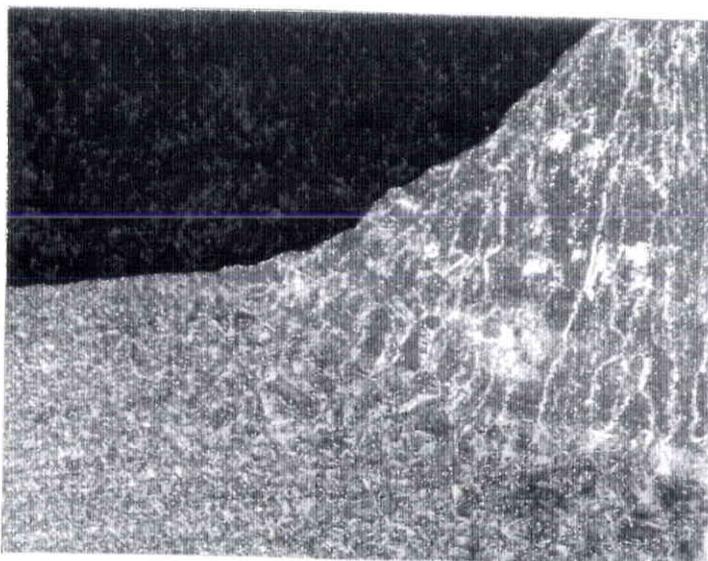
Procédé MIG pulsé



Rep. A1
 (nital 10%)
 Grossissement X 30
 Rayon de raccordement
 $\rho = 1.2 \text{ mm}$
 Angle de raccordement
 $\theta = 60^\circ$

figure (33)

Procédé manuel par électrode



Rep. MG 10
 (nital 10%)
 Grossissement X 40
 Rayon de raccordement
 $\rho = 0.55 \text{ mm}$
 Angle de raccordement
 $\theta = 60^\circ$

figure (34)

MACROGRAPHIES DE LA ZONE I - EVALUATION DU RAYON DE RACCORDEMENT

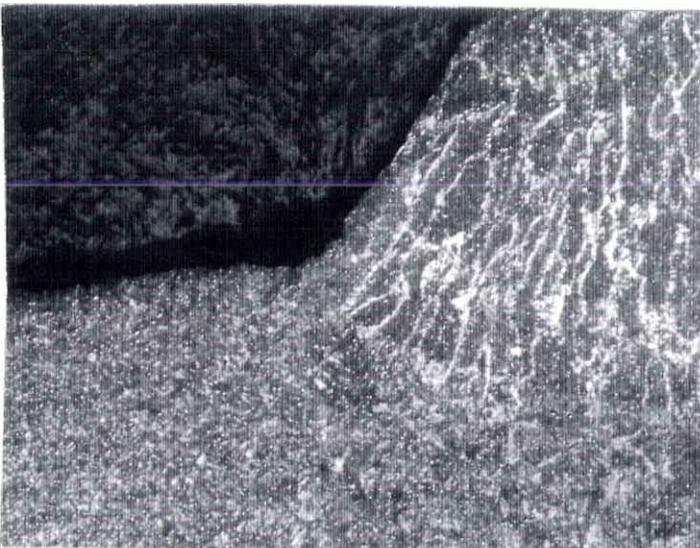
Procédé MIG pulsé



Rep. C7
 (Nital 10%)
 Grossissement X 40
 Rayon de raccordement
 $\varphi = 0.6 \text{ mm}$
 Angle de raccordement
 $\theta = 45^\circ$

figure (35)

Procédé manuel par électrode enrobée



Rep. MA1
 (Nital 10%)
 Grossissement X 60
 Rayon de raccordement
 $\varphi = 0.16 \text{ mm}$
 Angle de raccordement
 $\theta = 35^\circ$

figure (36)

MACROGRAPHIES DE LA ZONE I - EVALUATION DU RAYON DE RACCORDEMENT

Procédé MIG pulsé



Rep. C3-2

(nital 10%)

Grossissement X 20

Rayon de raccordement

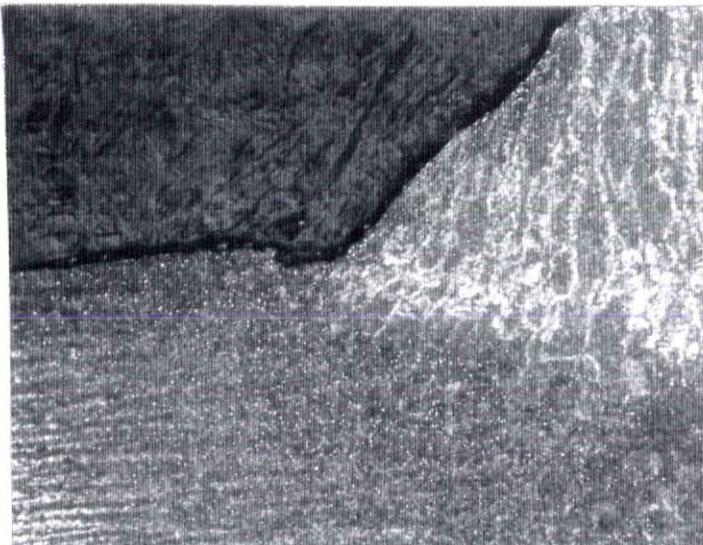
$$r = 0.8 \text{ mm}$$

Angle de raccordement

$$\theta = 45^\circ$$

a

Procédé manuel par électrode



Rep. NC1

(nital 10%)

Grossissement X 60

Rayon de raccordement

$$r = 0.18$$

Angle de raccordement

$$\theta = 45^\circ$$

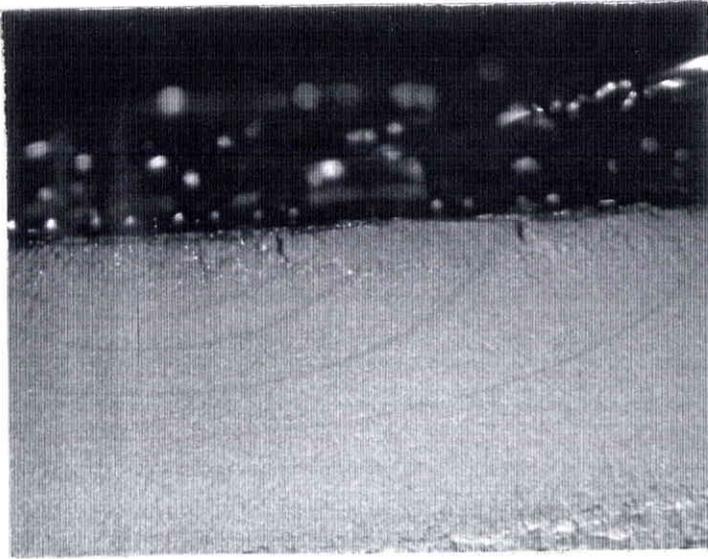
b

figure (37)

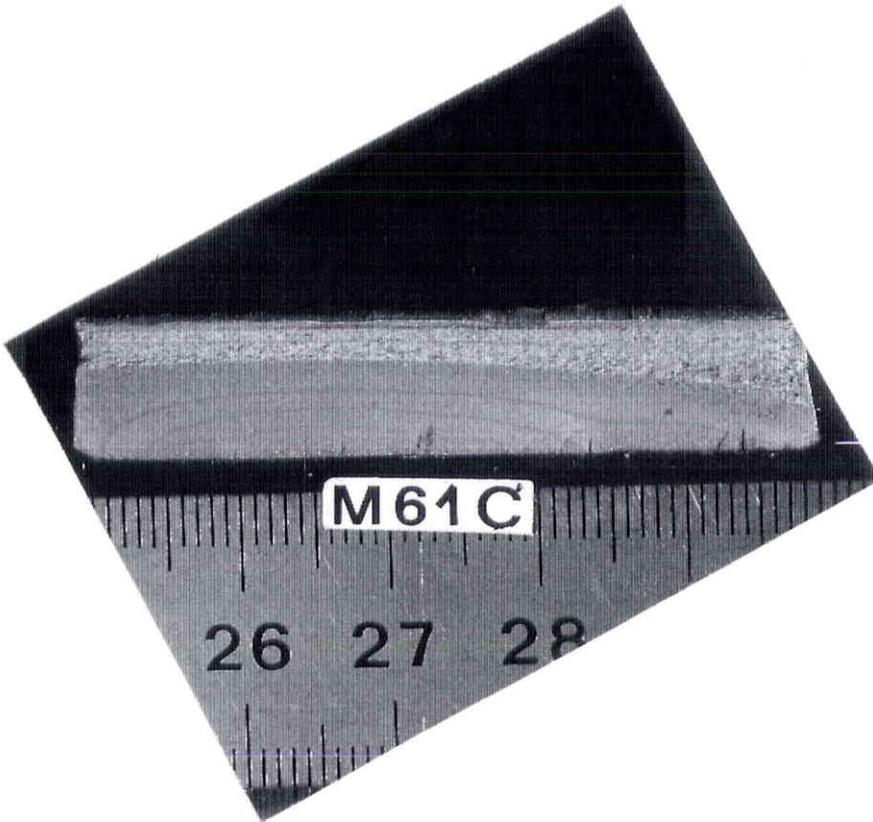
Repère	σ_{\max} nominal (MPa)	ϵ_{\max}	KT_{macros}
A5	350	2182	1,17
A6	300	1463	1,02
B7	350	2043	1,1
C5	300	1900	1,2
D6	350	2187	1,18
F4	350	2201	1,19
F5	300	1972	1,24
MF1	350	2188	1,18
MF2	240	1731	1,38
MF3	240	1663	1,35
MG1c	300	2967	1,86
MG1D	350	2737	1,476
MH1	350	3148	1,70
MH2	240	1921	1,51
MK2	300	2029	1,28
I1	140	1266	1,70
I2	120	1093	1,72
I4	160	1666	1,96
I5	120	1589	2,50
MI2	120	1360	2,31

tableau (4)

Evaluation de la concentration de contrainte en pied de cordon de soudure
à l'aide des microjauge de déformation



Repère D6
Grossissement X 5.5
Soudage MIG pulsé

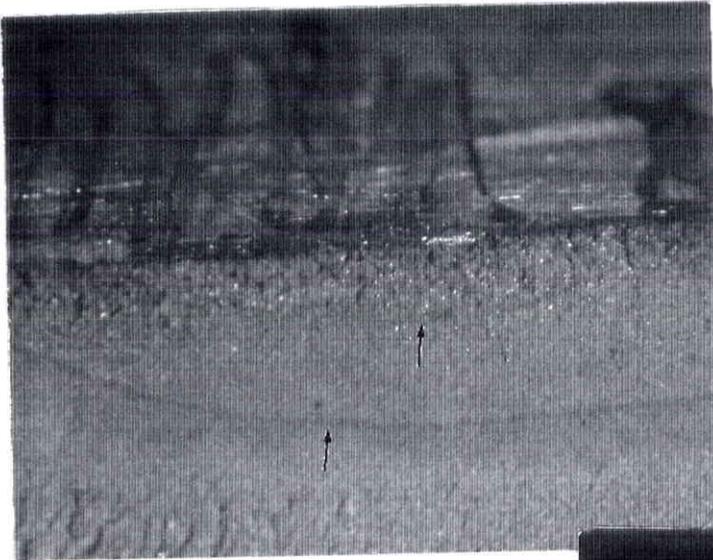
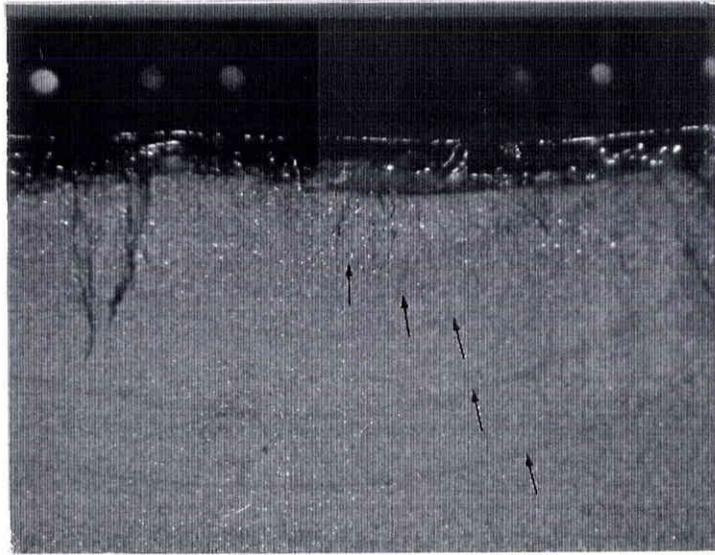


Repère MG1c
Grossissement X 2
Soudage manuel à
électrode enrobée

Evolution de la forme des fissures de fatigue en fonction de leur profondeur (a) pour les assemblages soudés par les procédés MIG pulsé et manuel à électrode enrobée. (zone I du cordon de soudure).

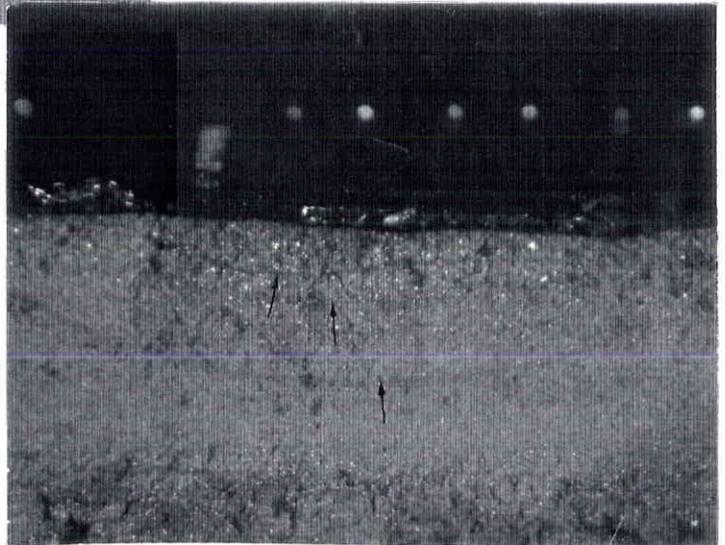
figure (38)

Repère MI2
Grossissement X 12
Procédé manuel



Repère I1
Procédé MIG pulsé
Grossissement X 10

Repère I4
Grossissement X 11.25
Procédé MIG pulsé



Evolution de la forme des fissures de fatigue en zone II en fonction de leur profondeur (a) pour les assemblages soudés par les procédés MIG et manuel à électrode enrobée.

figure (39)

a

dimension fissure a (mm)	a+ Δ a (mm)	N(a+ Δ a) - N(a) (durée du marquage en cycles)
1,45	1,75	37 . 10 ³
2,36	2,66	30 . 10 ³
3,1	3,3	27 . 10 ³
4,18	4,3	40 . 10 ³
5,09	5,25	61 . 10 ³

Rep : MF2 (soudure électrode); $\Delta\sigma = 240$ MPa; Zone I

b

dimension fissure a(mm)	a + Δ a (mm)	N(a+ Δ a) - N(a) (durée du marquage en cycles)
1,05	1,1	30 . 10 ³
1,4	1,45	30 . 10 ³
1,9	1,95	20 . 10 ³
2,5	2,55	20 . 10 ³
3,5	3,62	22 . 10 ³
4,4	4,46	20 . 10 ³
4,8	4,86	15 . 10 ³

Rep : C5 (soudure MIG)); $\Delta\sigma = 300$ MPa; Zone I

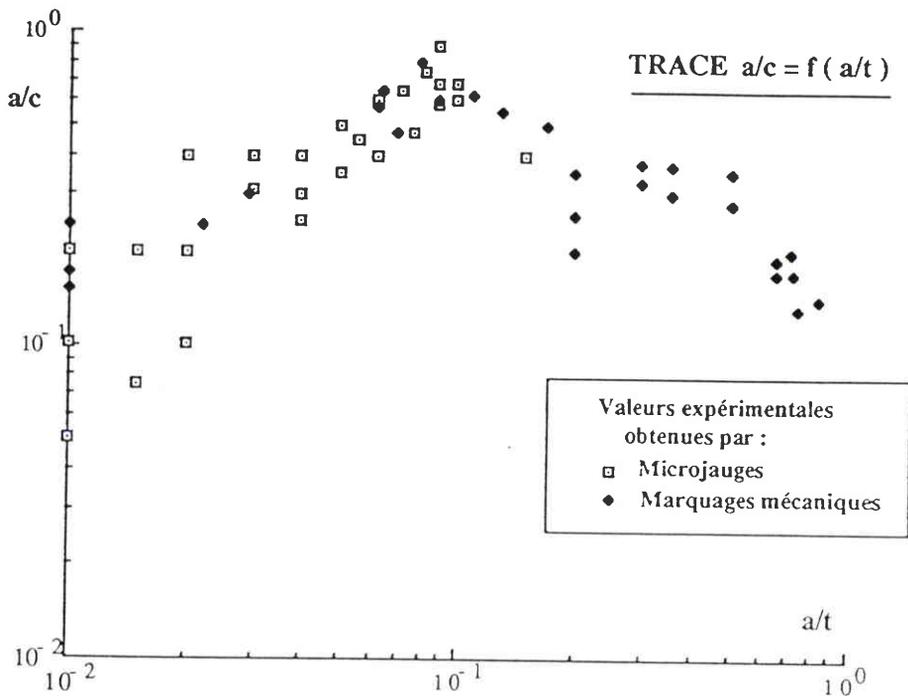
c

Dimension fissure a(mm)	a + Δ a (mm)	N(a+ Δ a) - N(a) (durée du marquage en cycles)
1,08	1,13	56 . 10 ³
1,63	1,68	50 . 10 ³
2,45	2,55	38 . 10 ³
3,1	3,15	23 . 10 ³

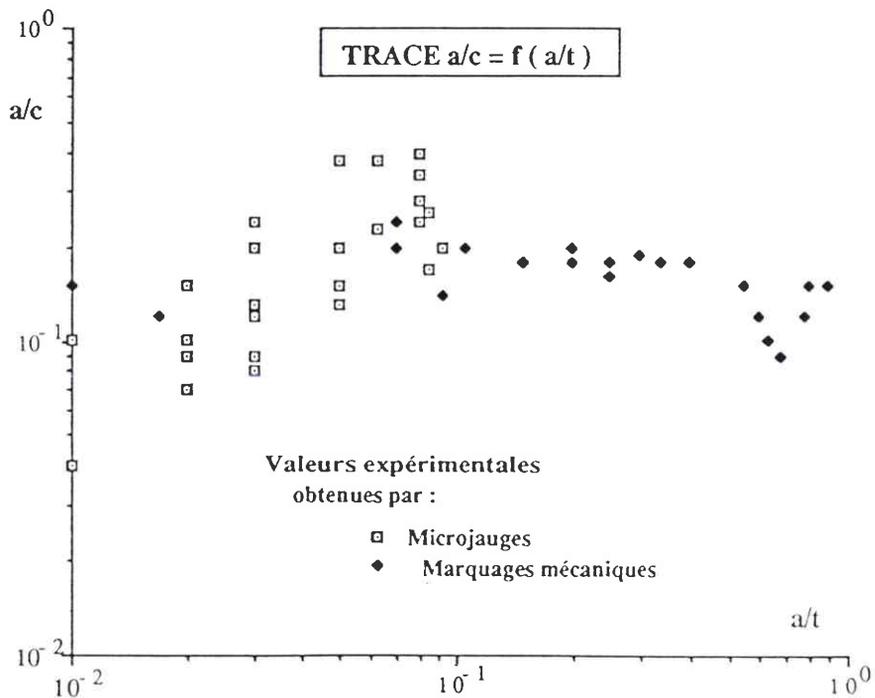
Rep : MI2 (soudure électrode); $\Delta\sigma = 120$ MPa; Zone II

tableau (5)

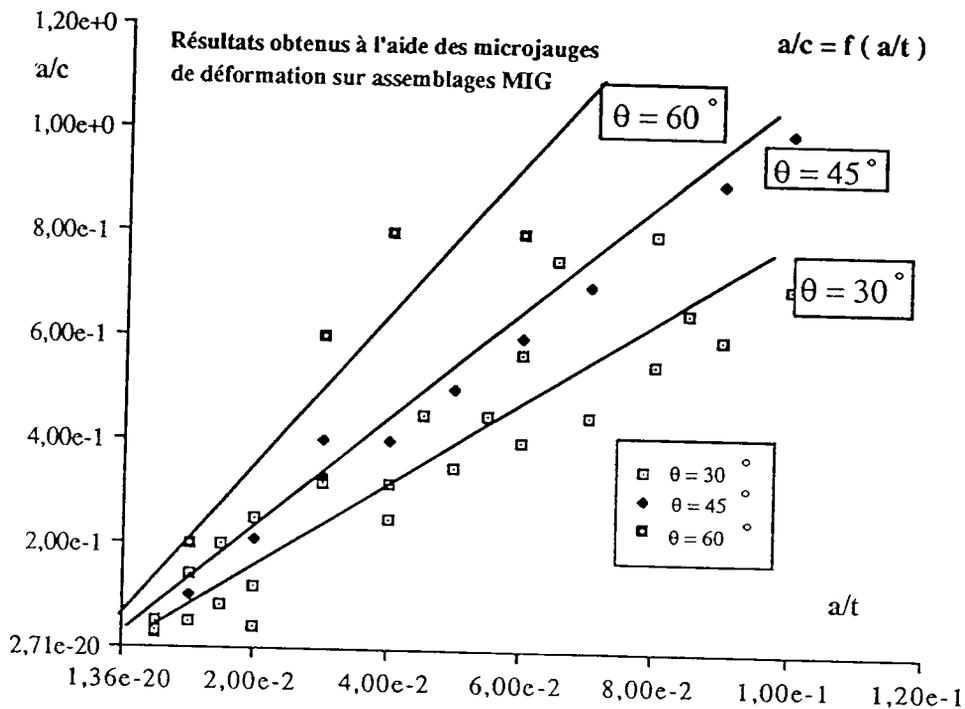
Exemples de durées de marquages en fonction de la dimension des microfissures de fatigue (R = 0,5)



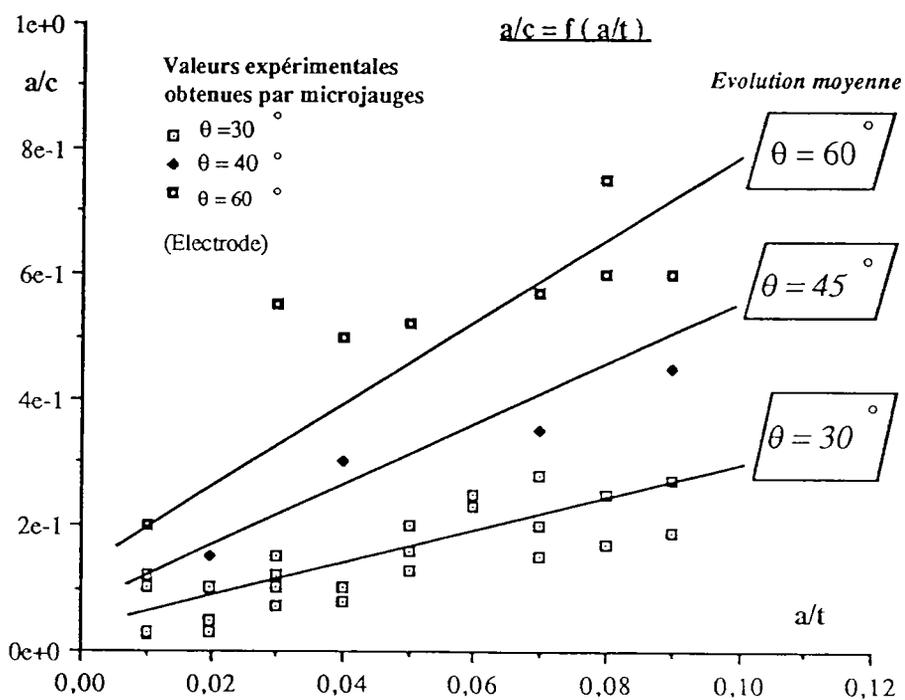
Evolution de la forme du front de fissure en zone I du cordon
 Résultats obtenus sur les assemblages soudés par procédé MIG
 figure (40)



Evolution de la forme du front de fissure en zone I du cordon
 Résultats obtenus sur les assemblages soudés par électrode enrobée
 figure (41)



Evolution de la forme du front de fissure en zone I du cordon
 Résultats obtenus par les microjauge de déformation sur les
 assemblages soudés par procédé MIG
 figure (42)



Evolution de la forme du front de fissure en zone I du cordon
 Résultats obtenus par les microjauge de déformation sur les
 assemblages soudés par électrode enrobée
 figure (43)

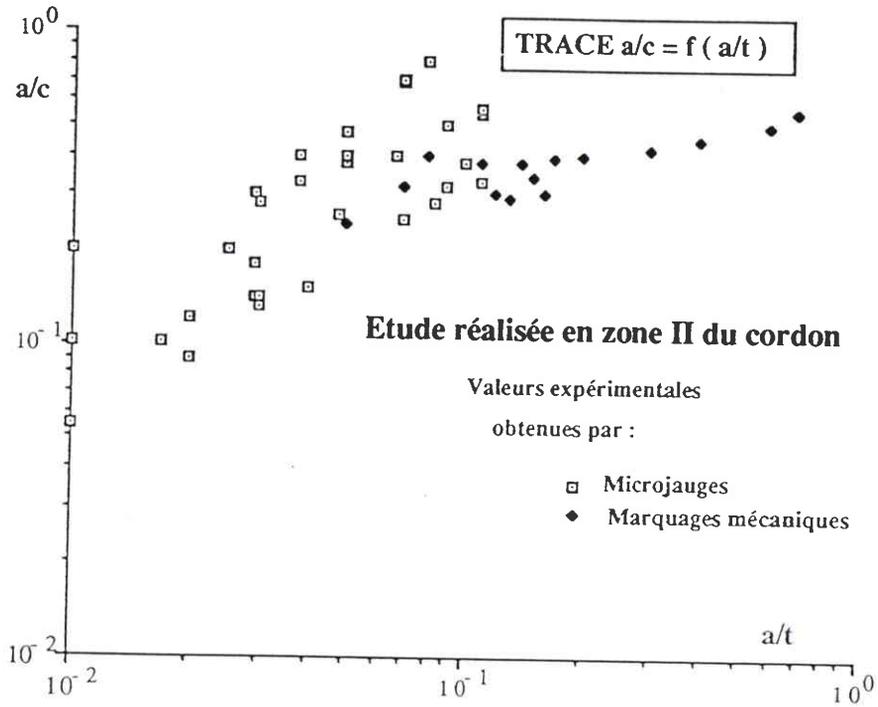
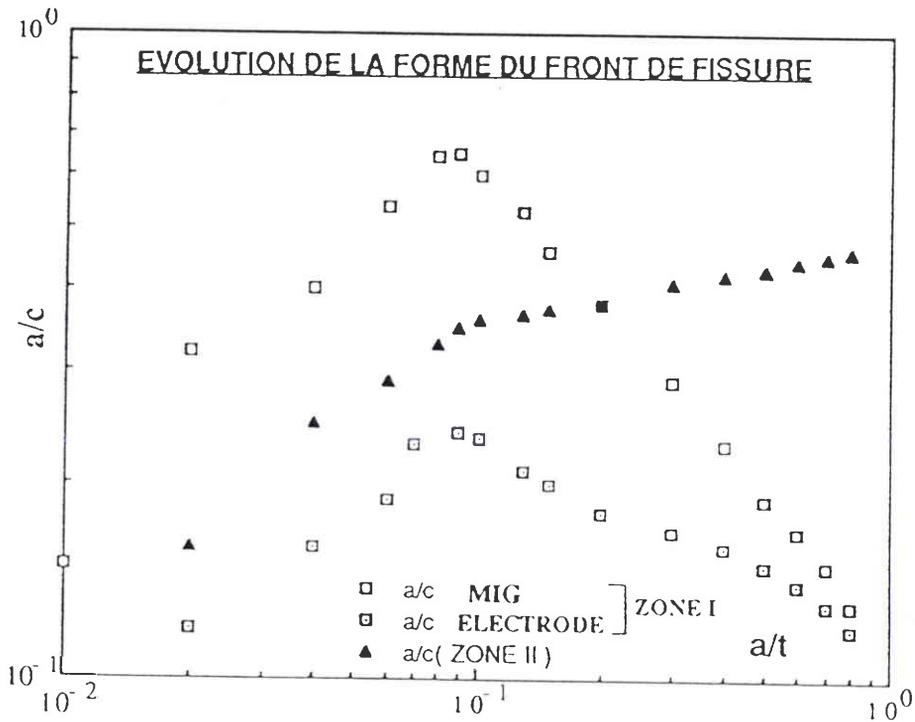
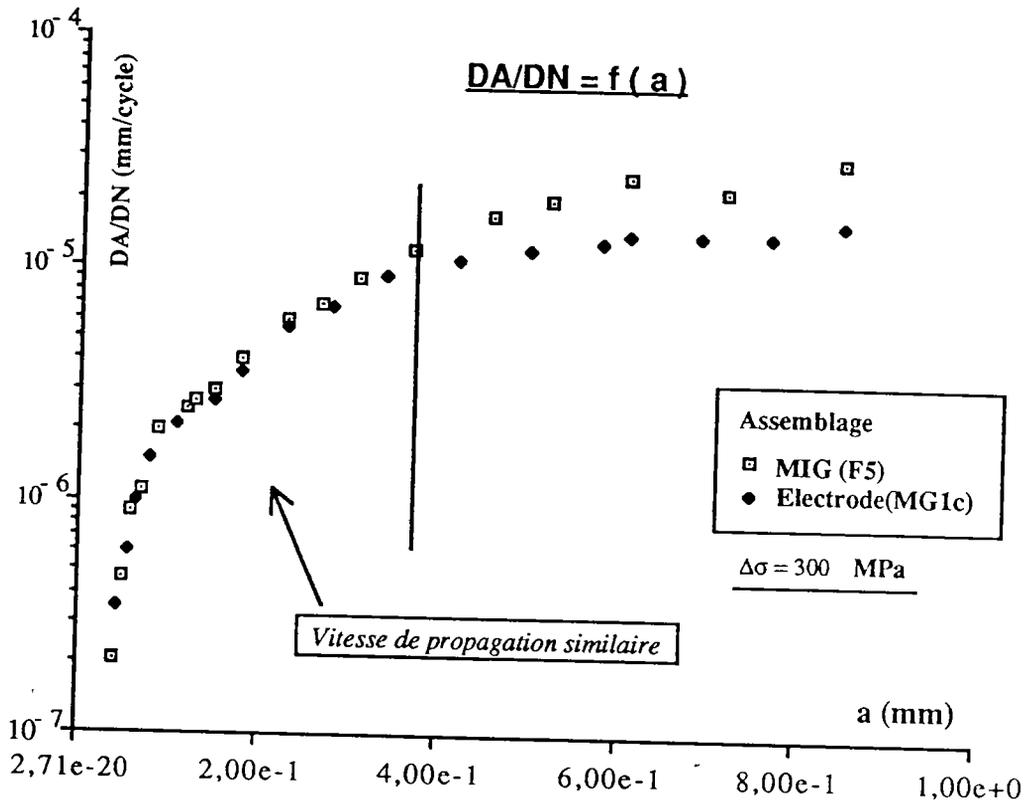


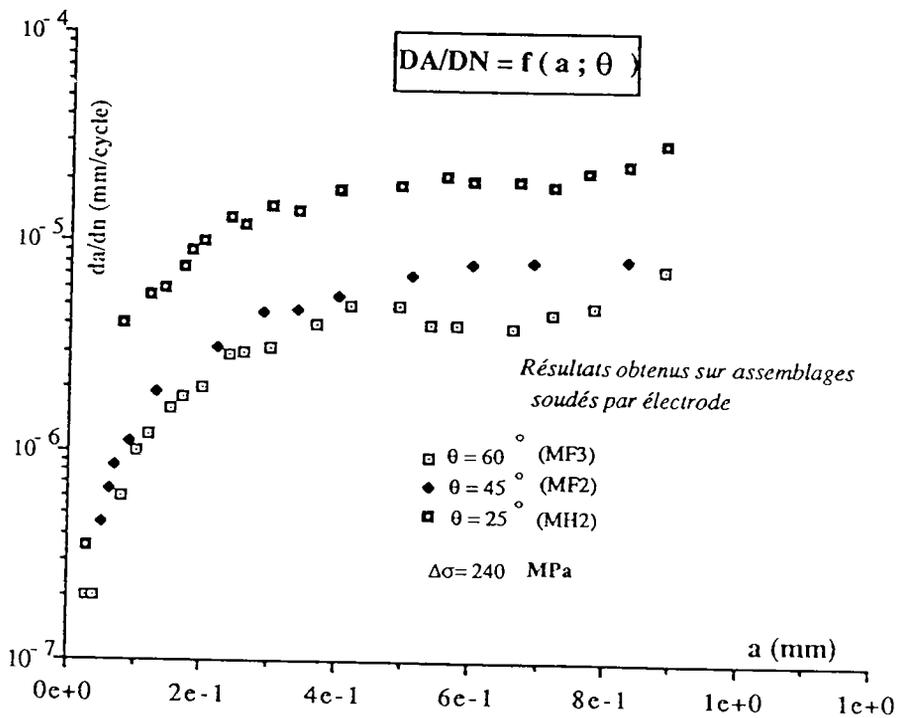
figure (44)



Evolution moyenne de la forme du front de fissure en zone I et II du cordon
 Résultats obtenus sur les assemblages soudés par procédé MIG et par électrode
 figure (45)



Evolution de la vitesse de propagation des microfissures de fatigue en zone I du cordon
Influence du procédé de soudage (MIG ou électrode) sur la vitesse de fissuration
figure (46 a)



Evolution de la vitesse de propagation des microfissures de fatigue en zone I du cordon
Influence de l'angle de raccordement θ sur la vitesse de fissuration
figure (46 b)

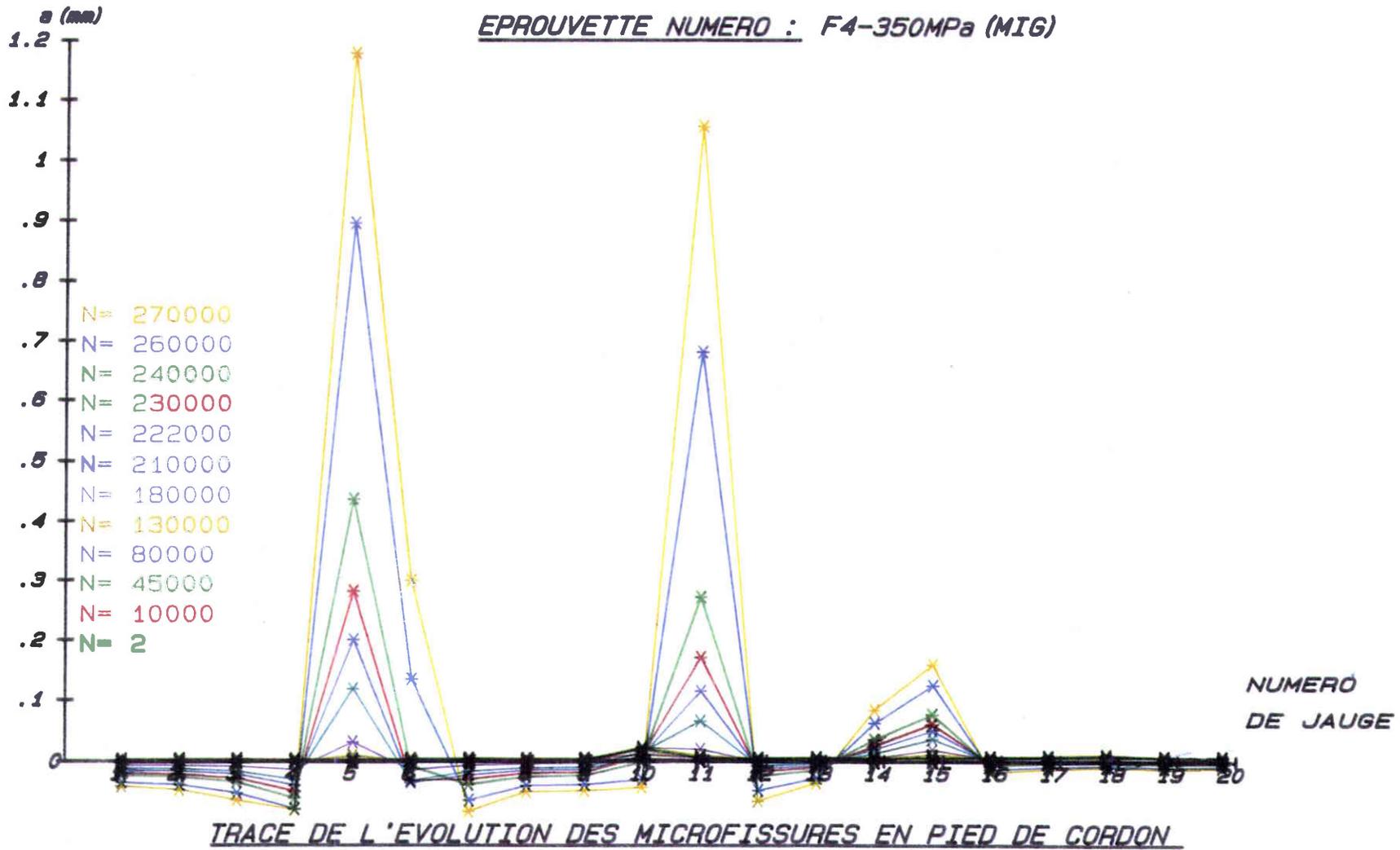
ETUDE C.E.T.I.M

EPROUVETTE NUMERO : F4-350MPa (MIG)

(FIGURE A7a)

INSTITUT DE SOUDURE

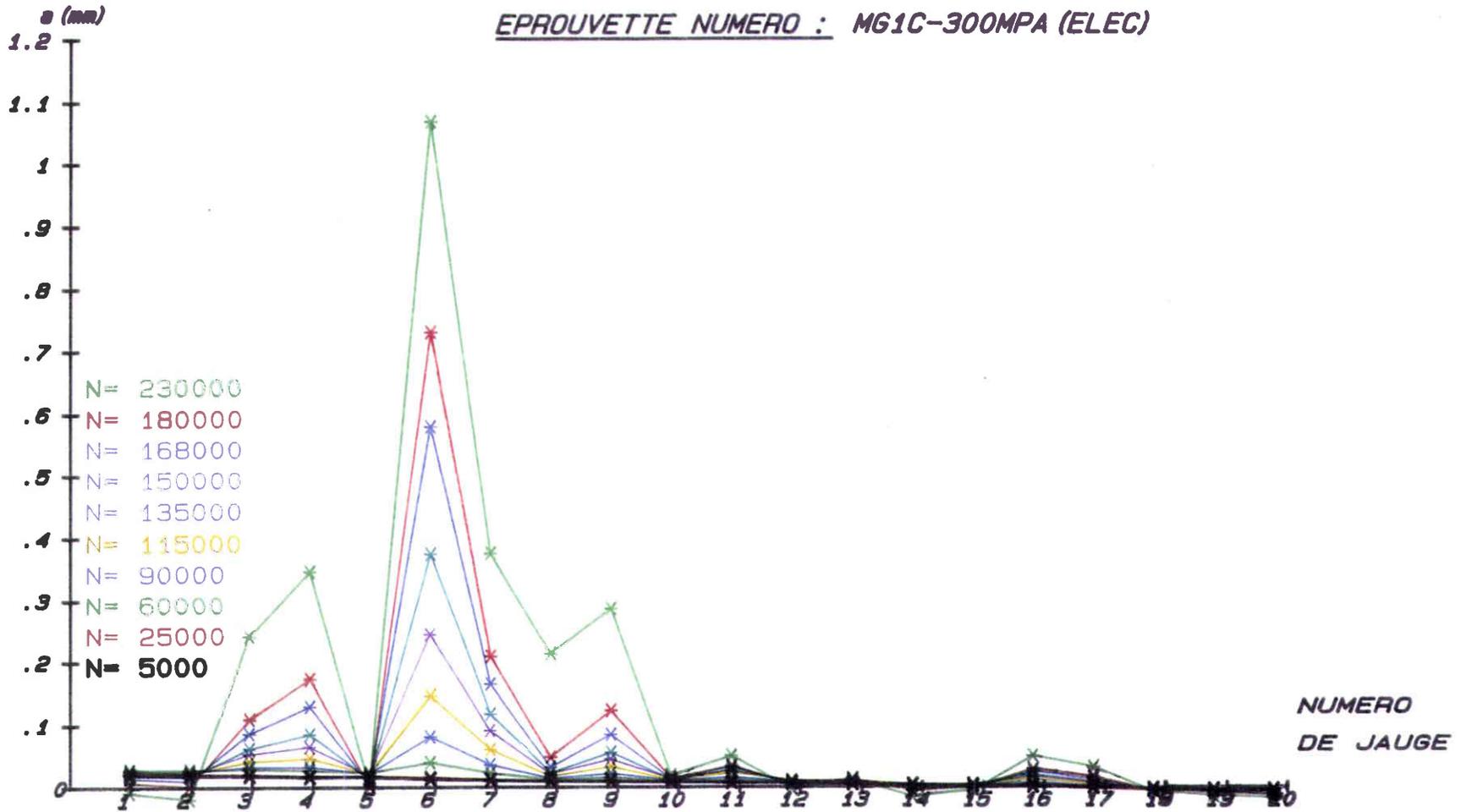
146



TRACE DE L'EVOLUTION DES MICROFISSURES EN PIED DE CORDON

ETUDE C.E.T.I.M

EPROUVETTE NUMERO : MG1C-300MPA (ELEC)



TRACE DE L'EVOLUTION DES MICROFISSURES EN PIED DE CORDON

(FIGURE 47b)

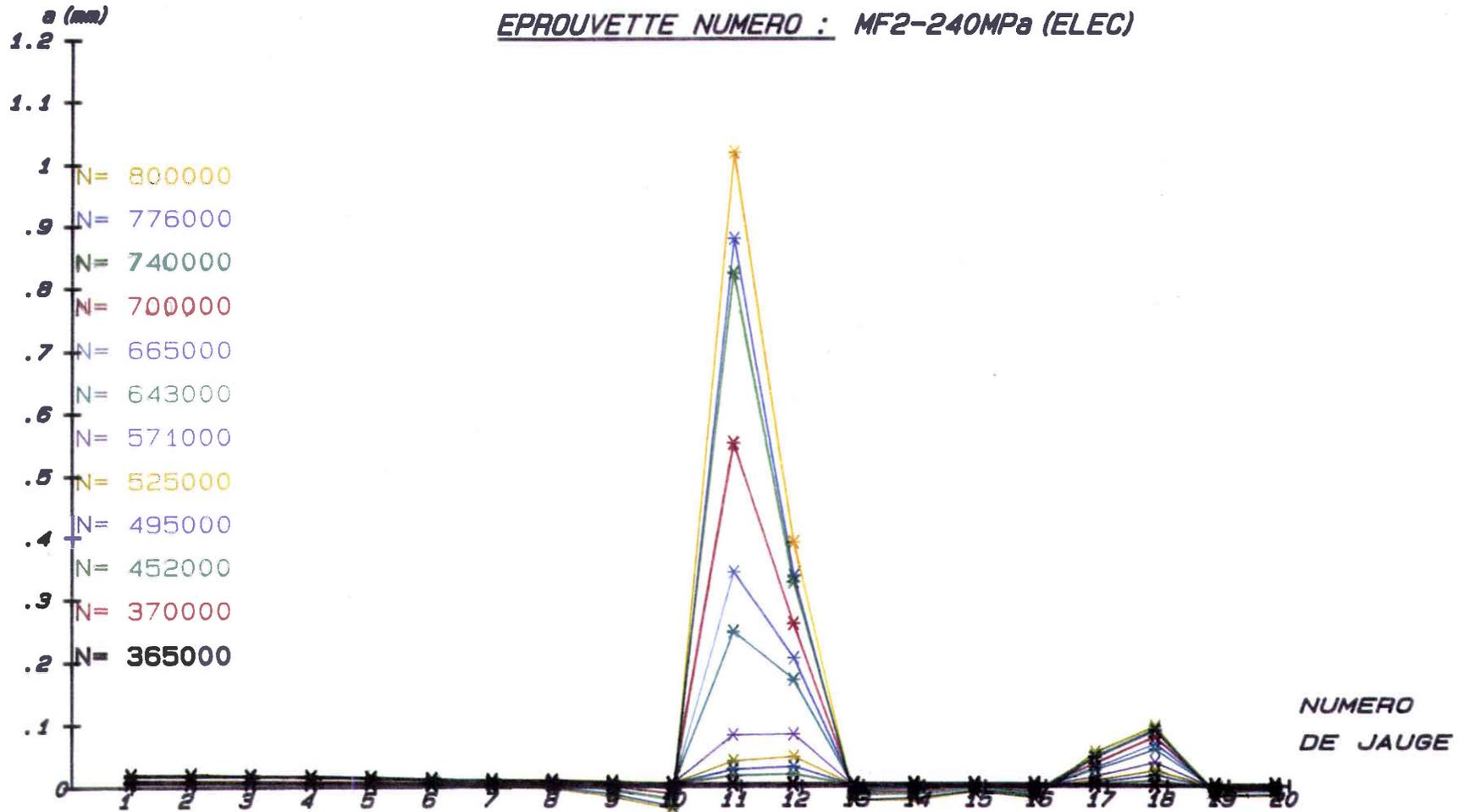
INSTITUT DE SOUDURE

ETUDE C.E.T.I.M

EPROUVETTE NUMERO : MF2-240MPa (ELEC)

INSTITUT DE SOUDURE

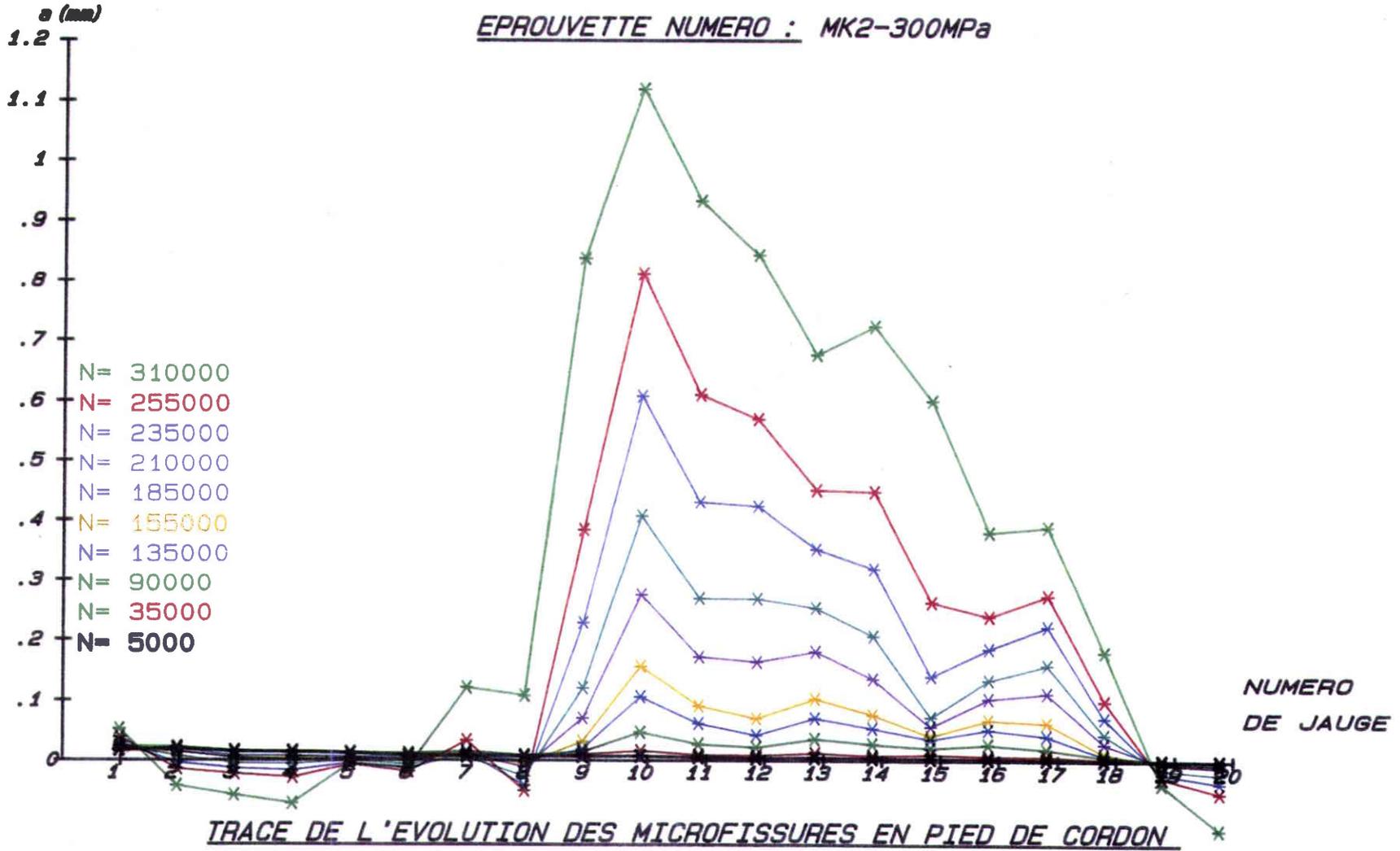
(FIGURE 48a)



TRACE DE L'EVOLUTION DES MICROFISSURES EN PIED DE CORDON

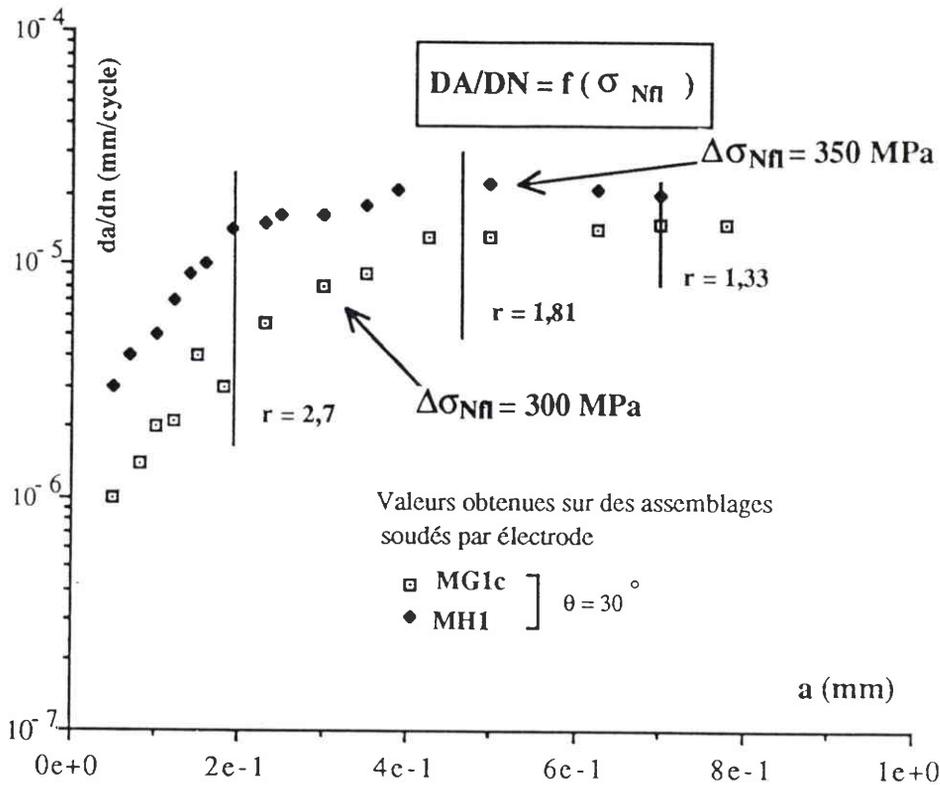
ETUDE C.E.T.I.M

EPROUVETTE NUMERO : MK2-300MPa

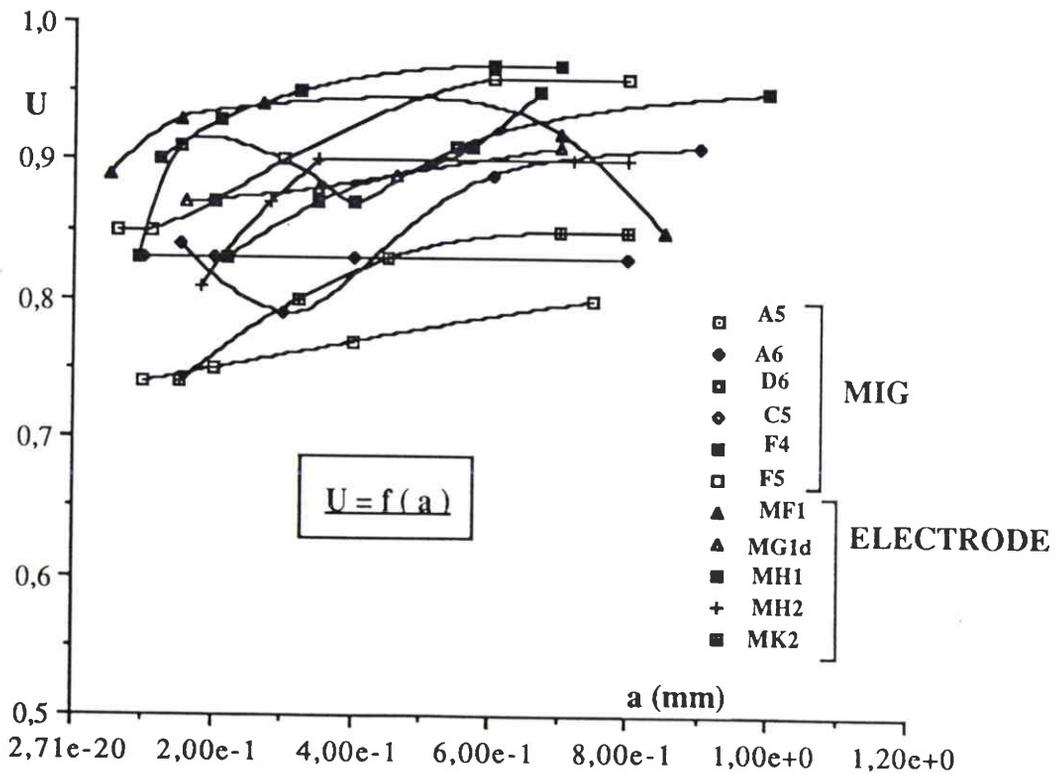


(FIGURE 480)

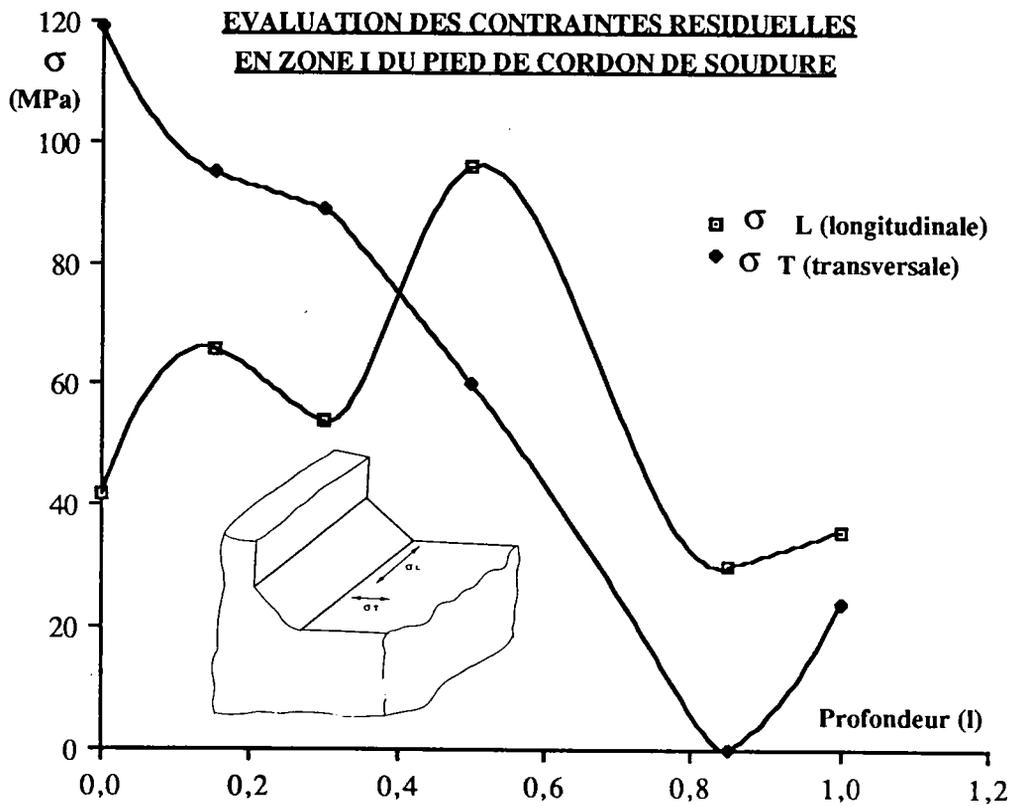
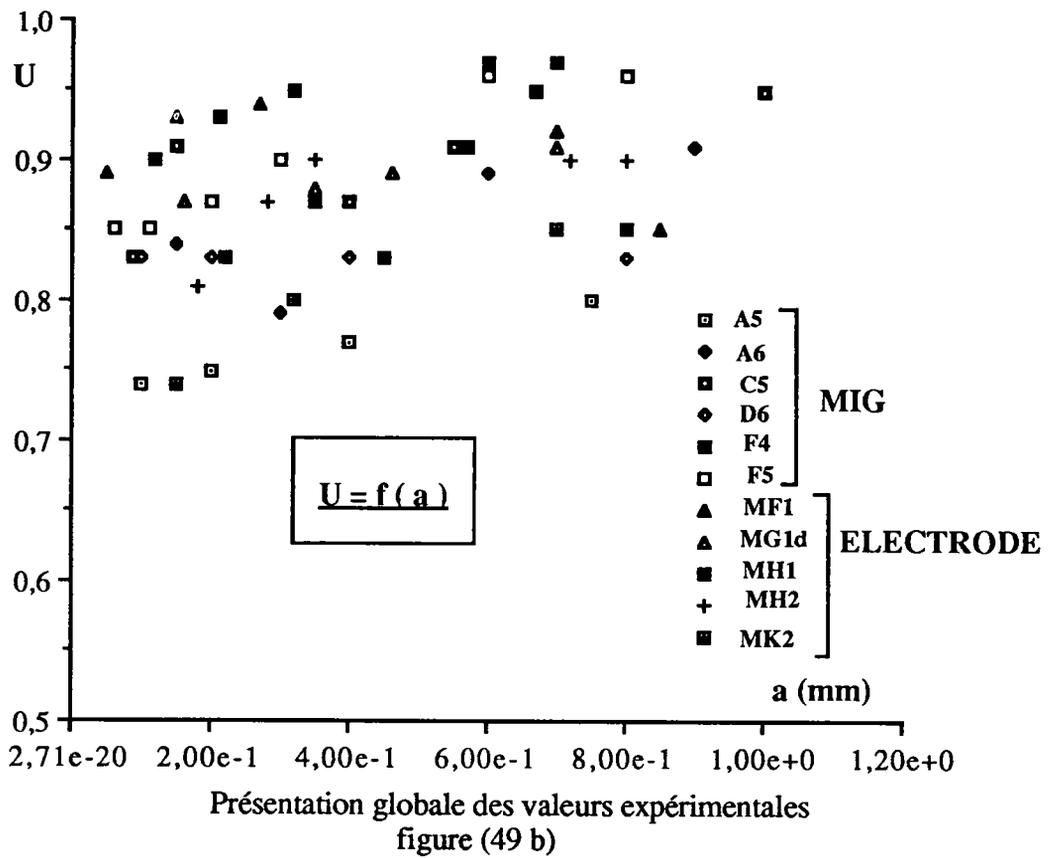
INSTITUT DE SOUDURE



Evolution de la vitesse de propagation des microfissures de fatigue en zone I du cordon
Influence de l'amplitude de contrainte nominale sur la vitesse de fissuration
figure (46 c)



Evolution de la fraction d'ouverture de fissure U en fonction de la profondeur des microfissures de fatigue (résultats obtenus en zone I de la soudure) et en fonction de " l'histoire de la rupture " de chaque éprouvette d'essai figure (49 a)



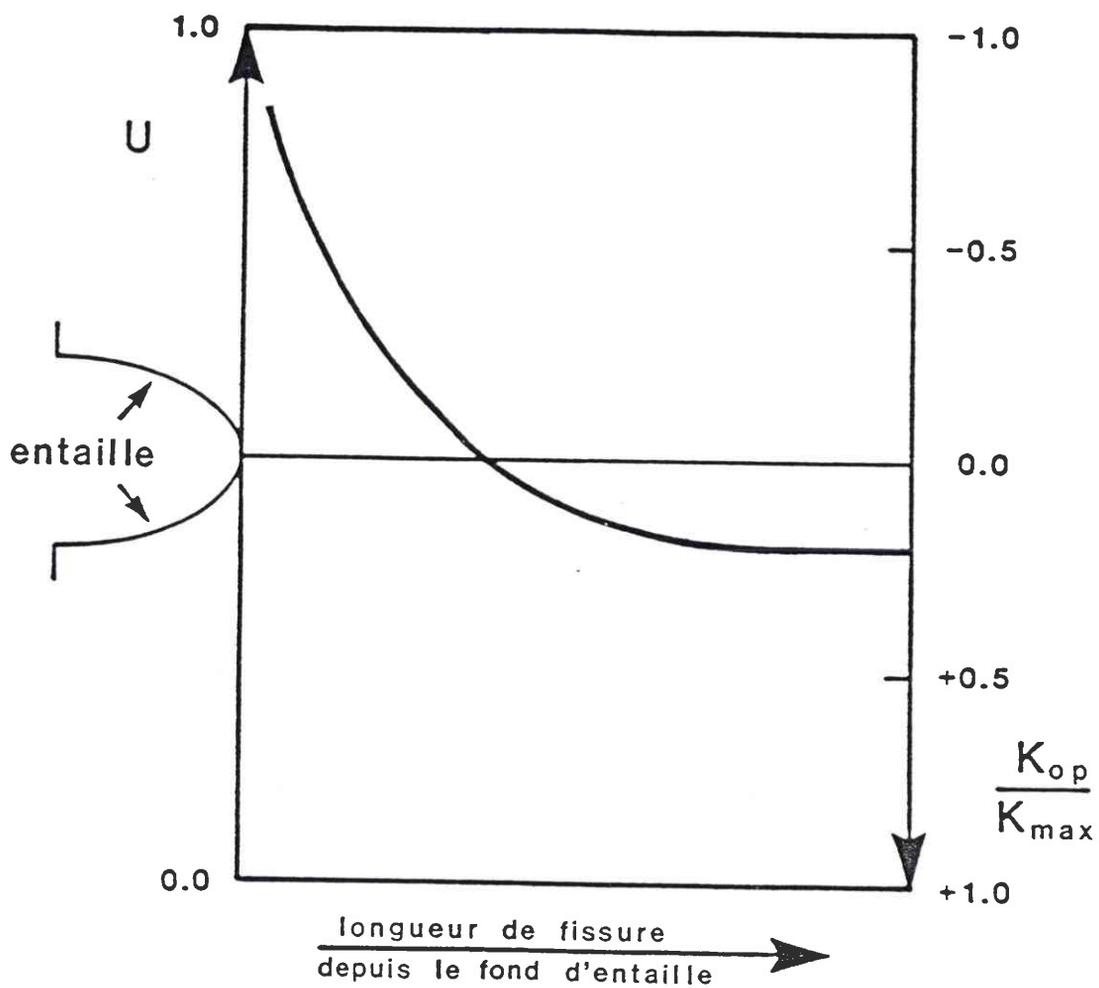


figure (51) - Variation transitoire du niveau d'ouverture telle qu'obtenue par simulation numérique.

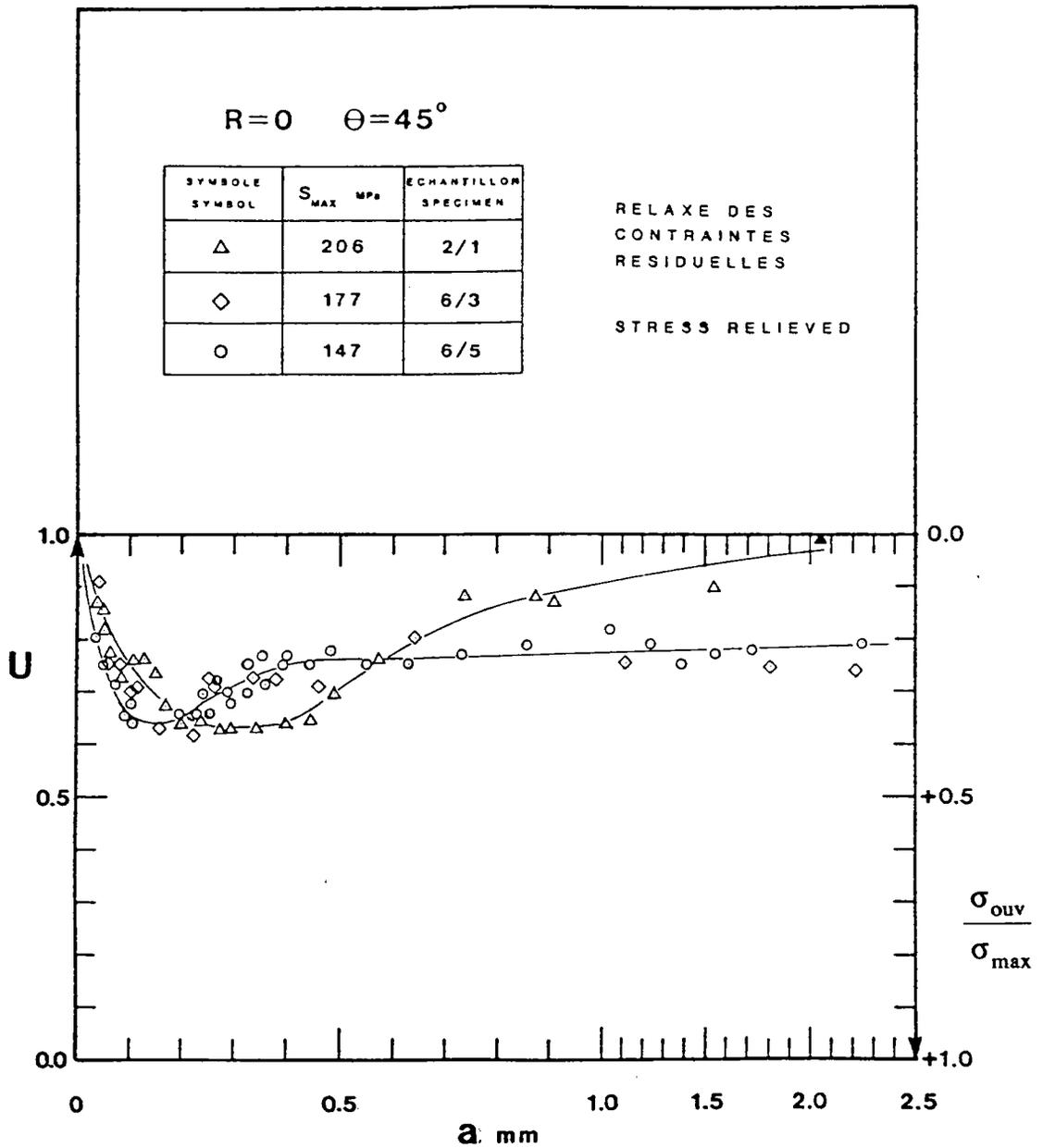
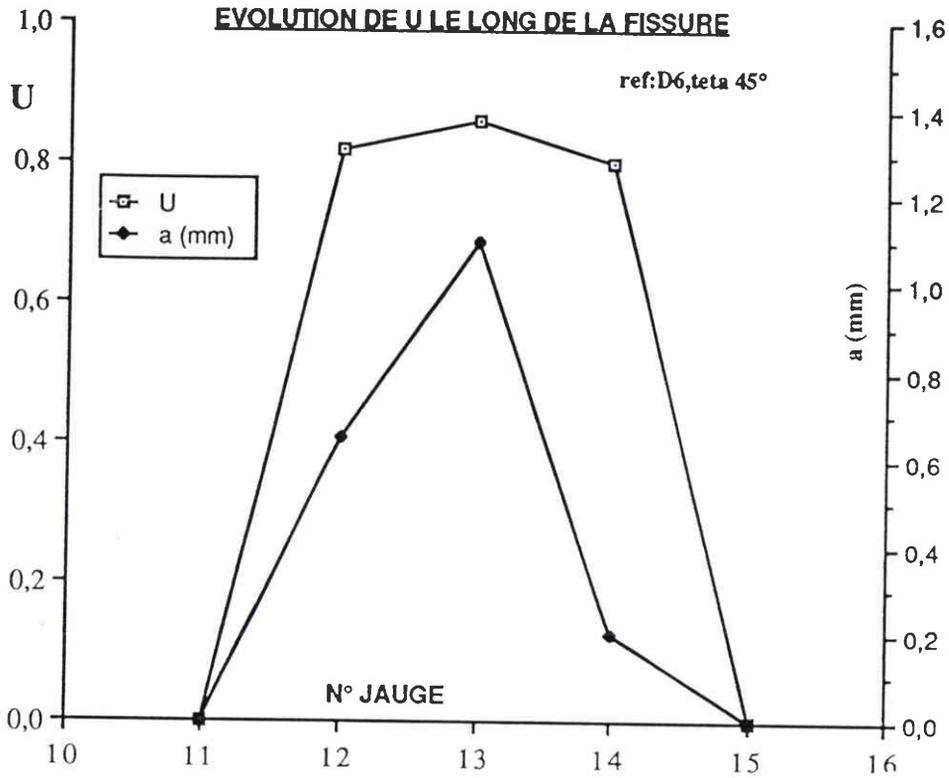
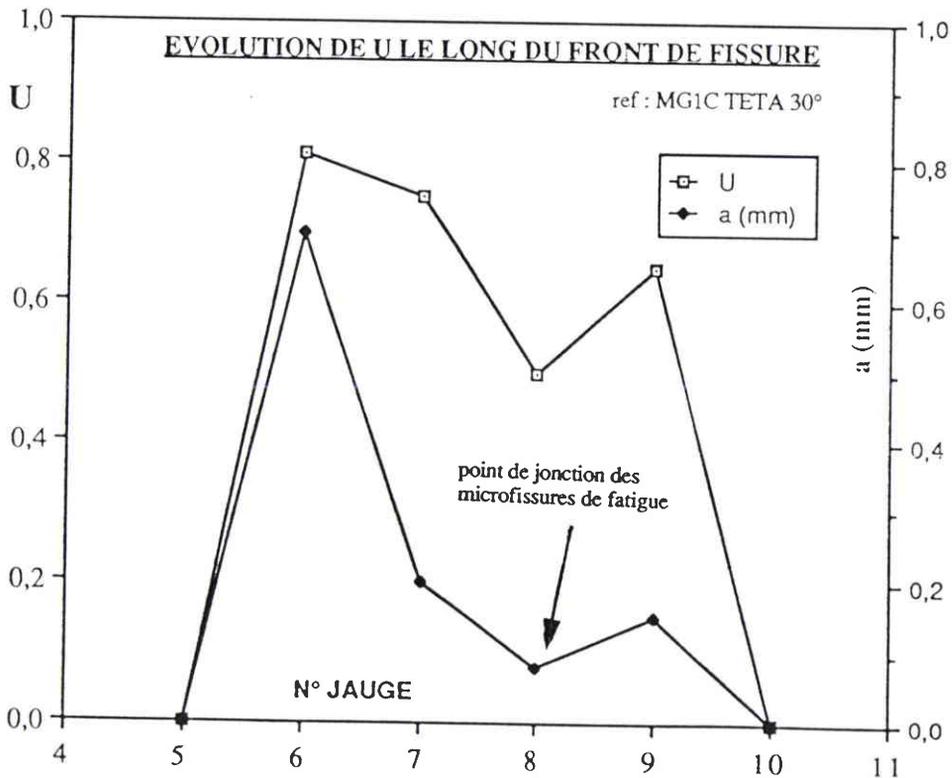


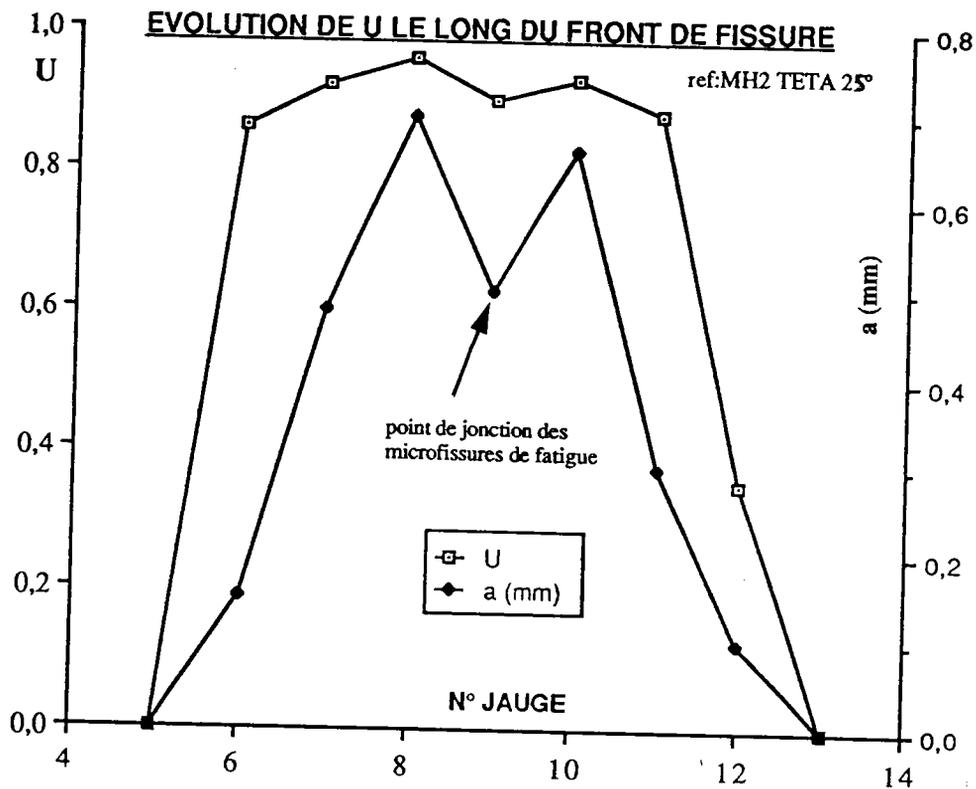
figure (52) - Variation du niveau d'ouverture avec la longueur de fissure



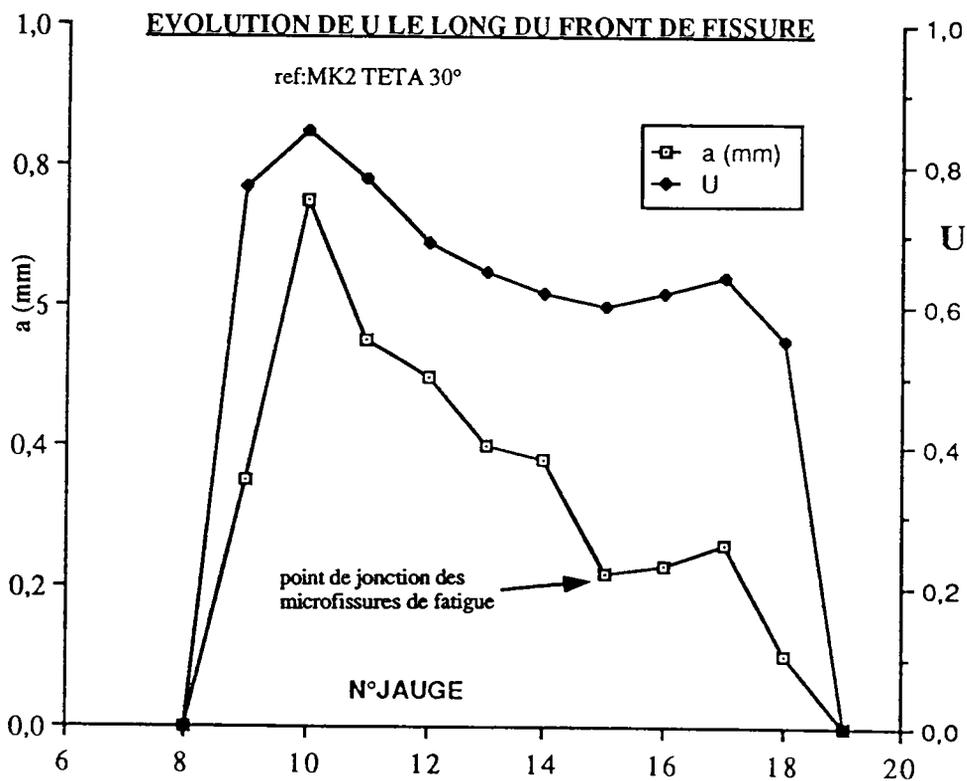
Résultats obtenus sur assemblage soudé par procédé MIG
Sans présence du mécanisme de coalescence
figure (53)



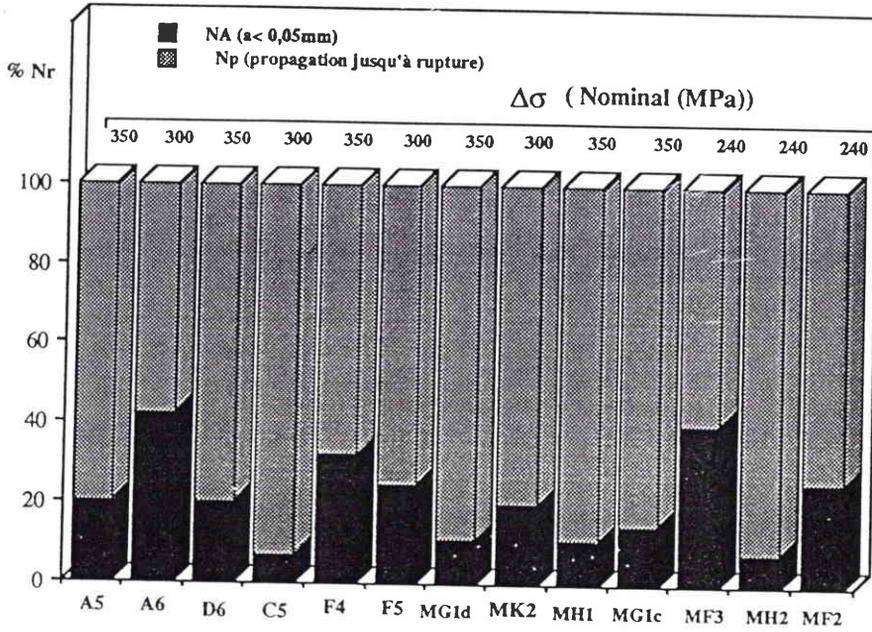
Résultats obtenus sur assemblage soudé par procédé MIG
Avec présence de la coalescence de 2 microfissures
figure (54)



Résultats obtenus sur assemblage soudé par procédé MIG
Avec présence de la coalescence de 2 microfissures
figure (55)



Résultats obtenus sur assemblage soudé par procédé MIG
Avec présence de la coalescence de 2 microfissures
figure (56)



Evaluation de la phase d'amorçage de chaque éprouvette instrumentée
 Résultats obtenus à l'aide des microjauges de déformation
 figure (57)

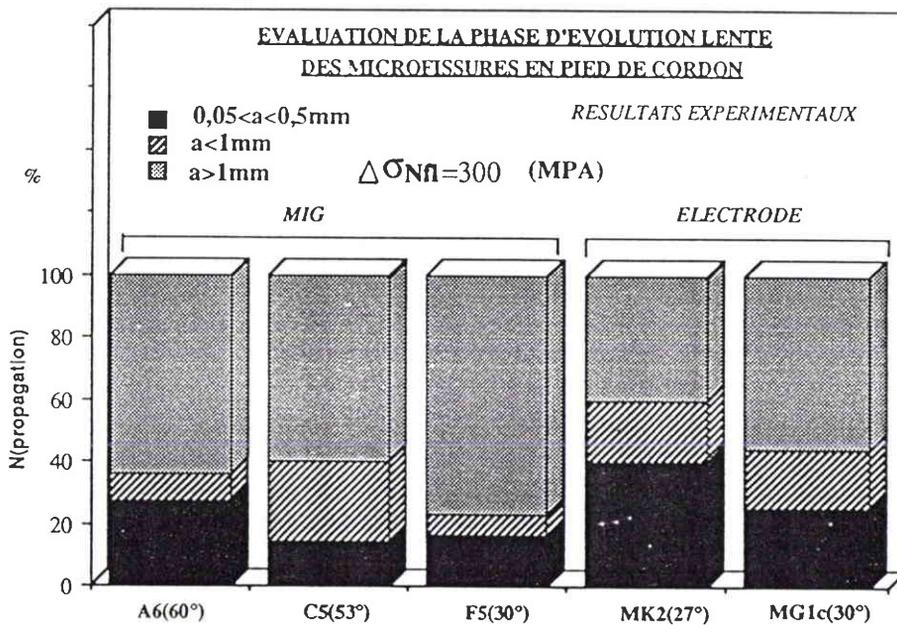


figure (58)

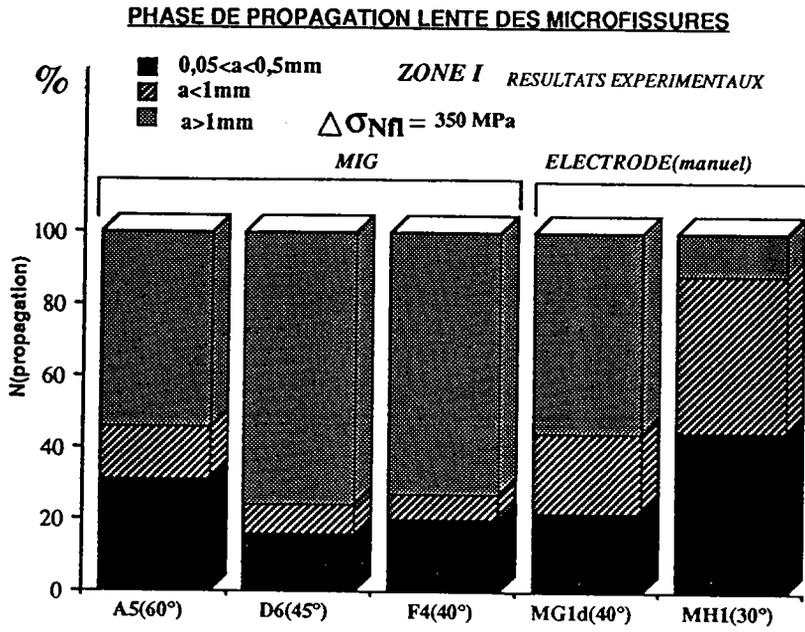


figure (59)

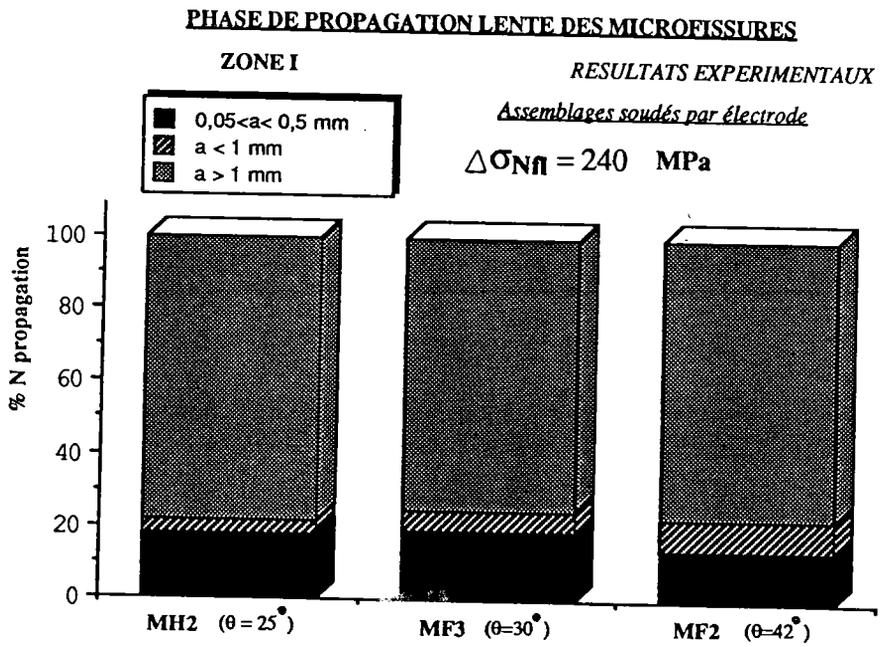
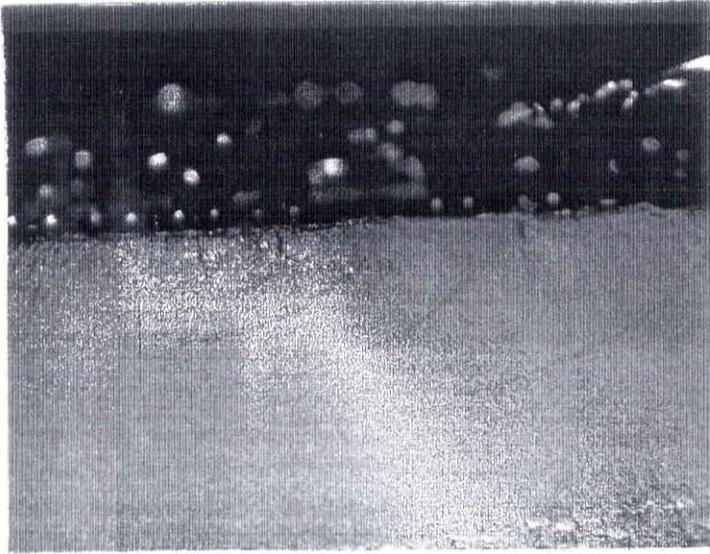
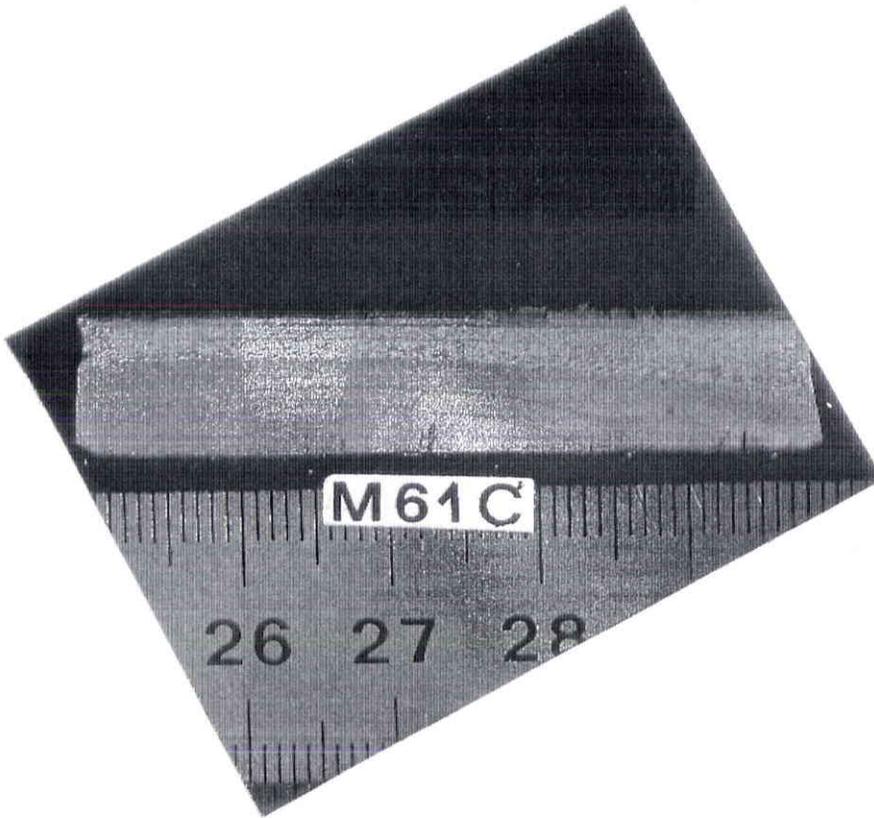


figure (60)



Repère D6
Grossissement X 5.5
Soudage MIG pulsé

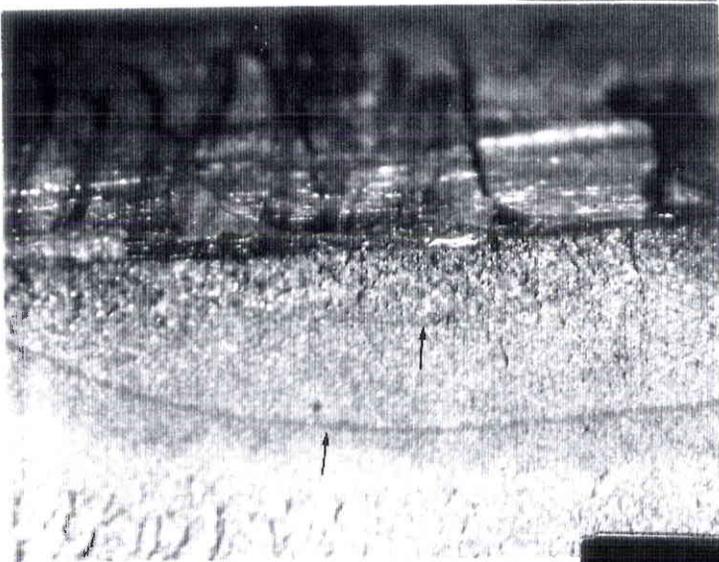
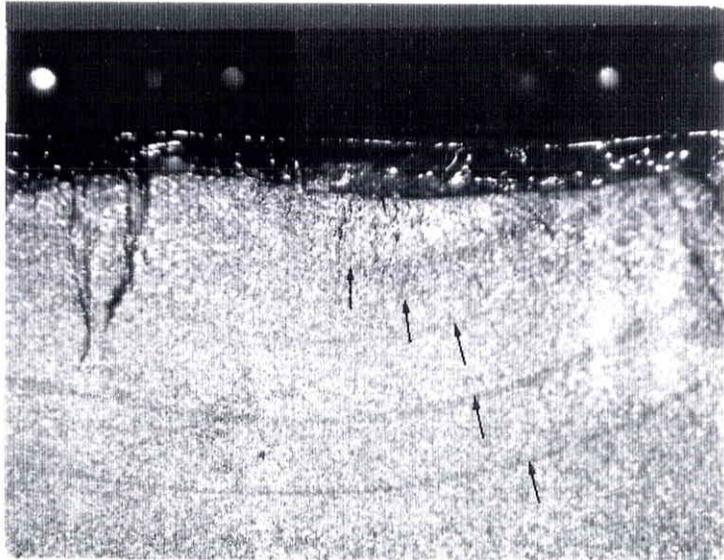


Repère MG1c
Grossissement X 2
Soudage manuel à
électrode enrobée

Evolution de la forme des fissures de fatigue en fonction de leur profondeur (a) pour les assemblages soudés par les procédés MIG pulsé et manuel à électrode enrobée. (zone I du cordon de soudure).

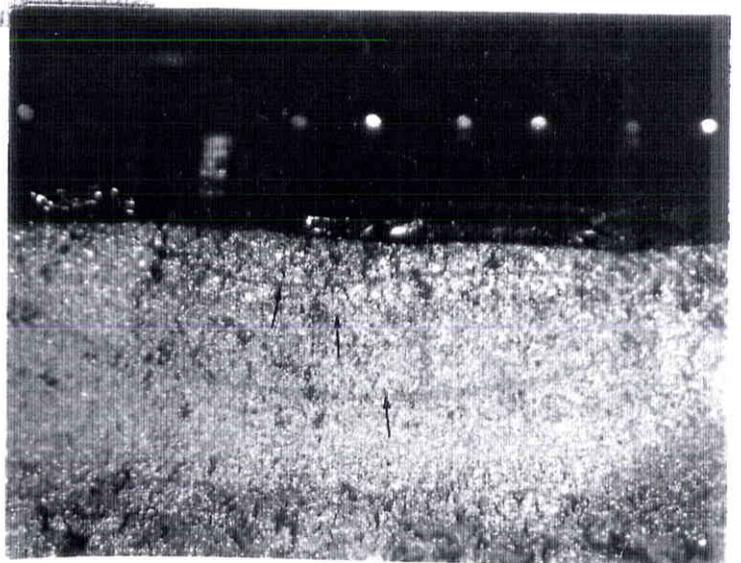
figure (61)

Repère M12
Grossissement X 12
Procédé manuel



Repère I1
Procédé MIG pulsé
Grossissement X 10

Repère I4
Grossissement X 11.25
Procédé MIG pulsé



Evolution de la forme des fissures de fatigue en zone II en fonction de leur profondeur (a) pour les assemblages soudés par les procédés MIG et manuel à électrode enrobée.

figure (63)

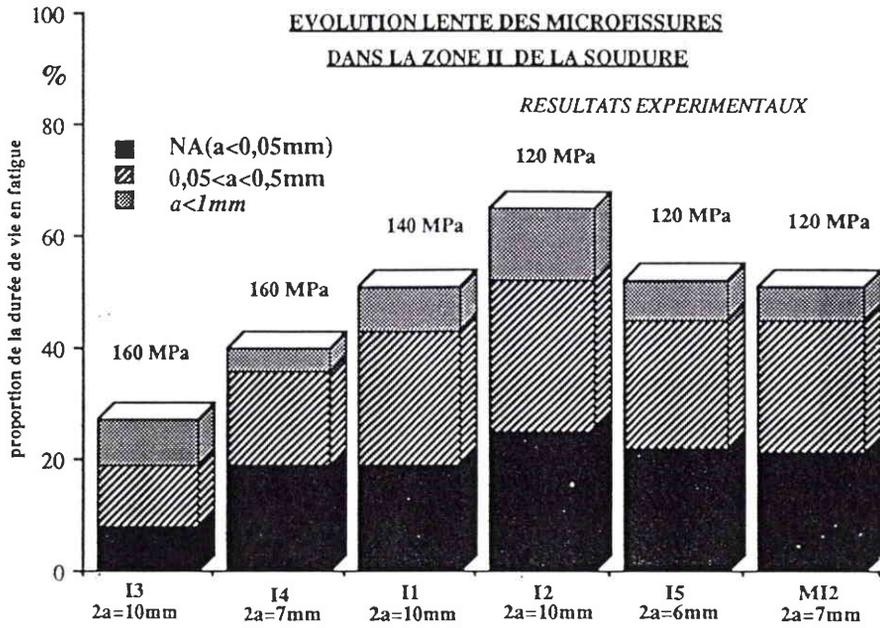


figure (62)

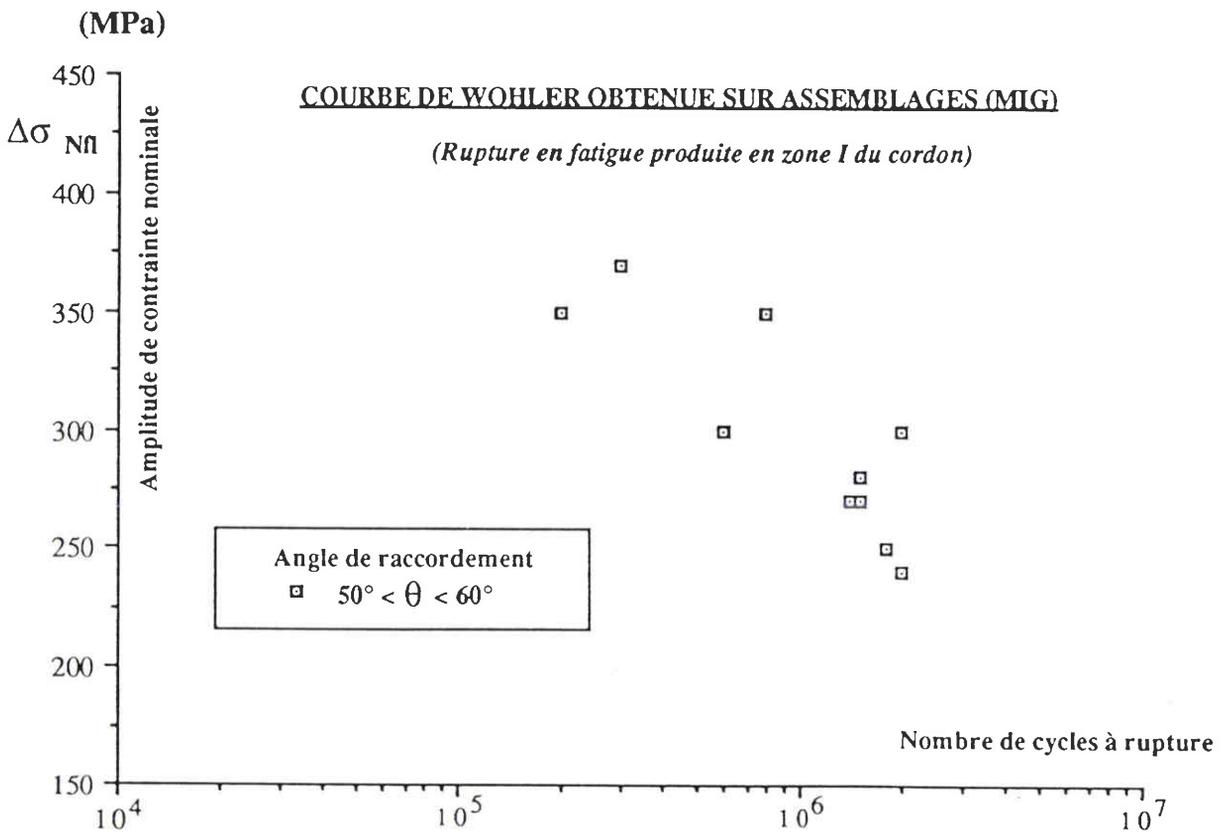
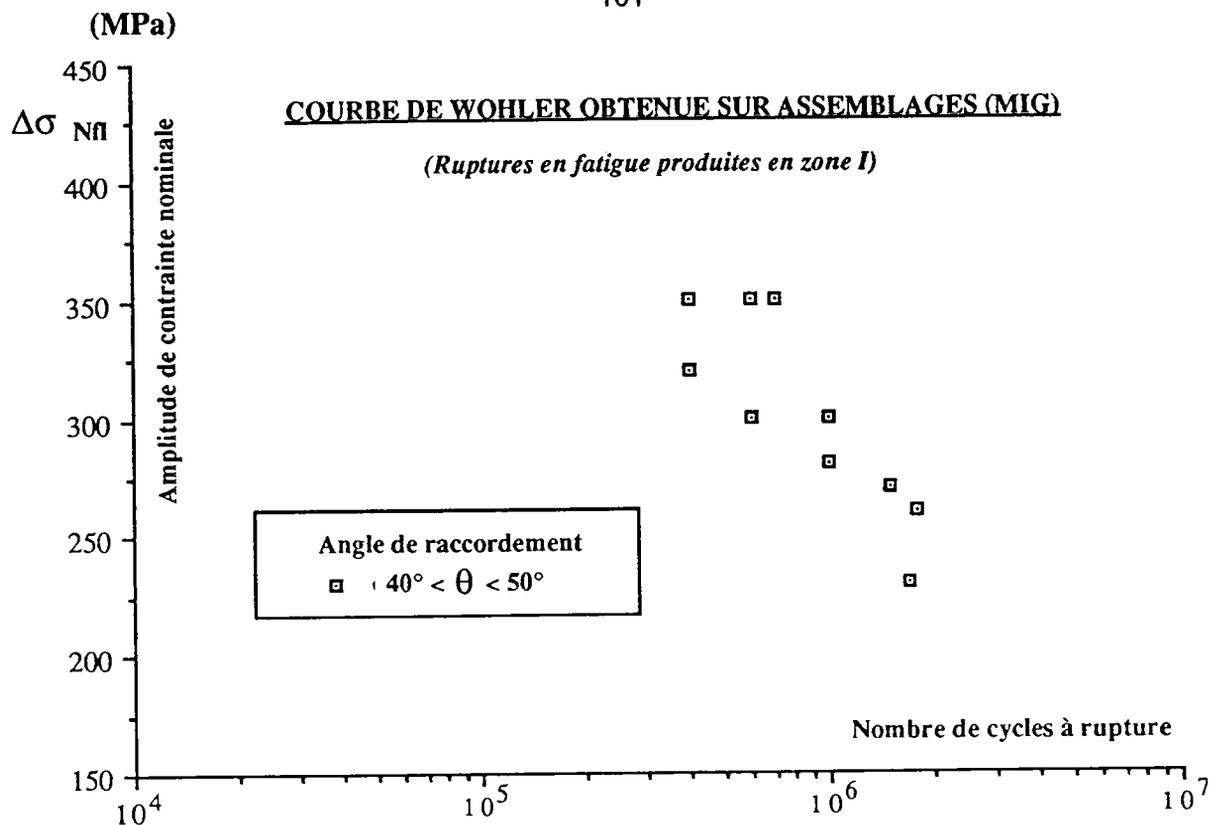


figure (64)



figure(65)

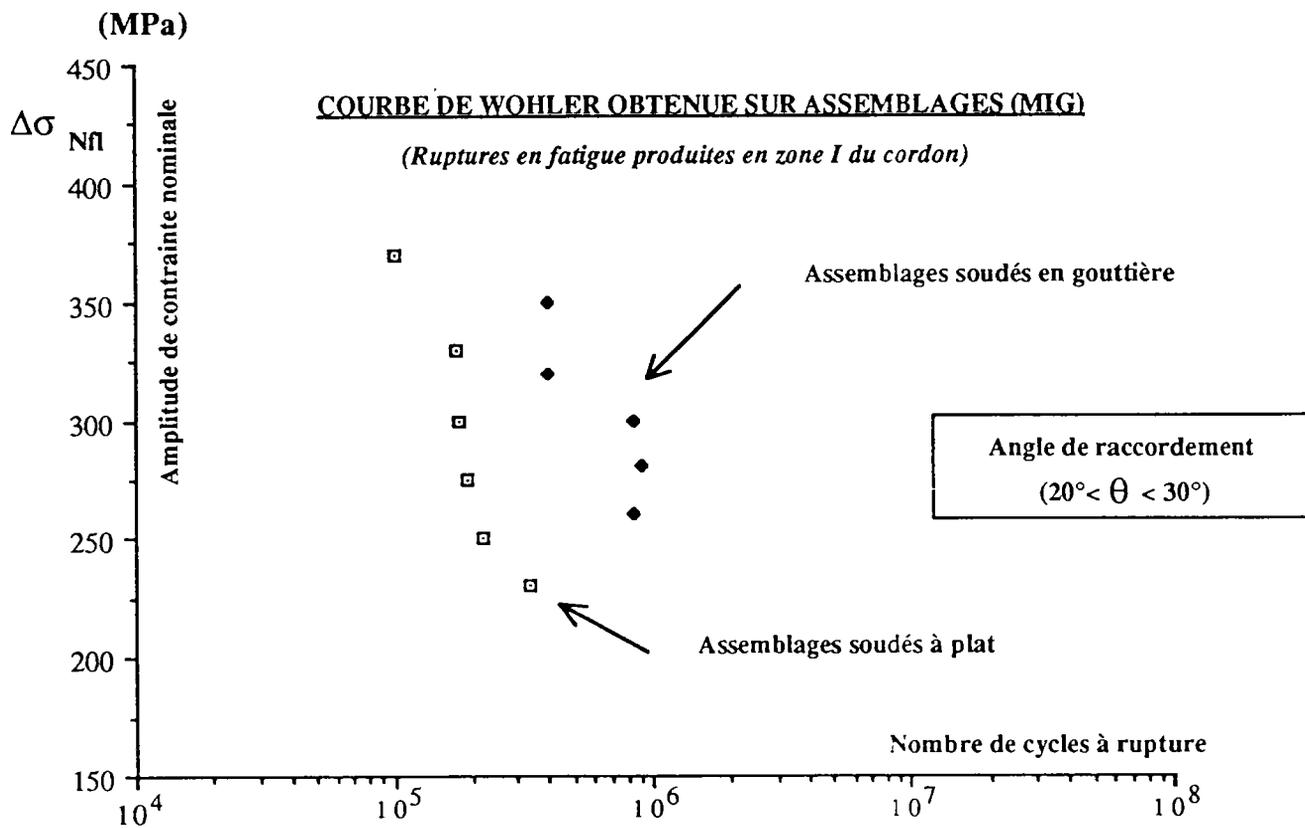


figure (66)

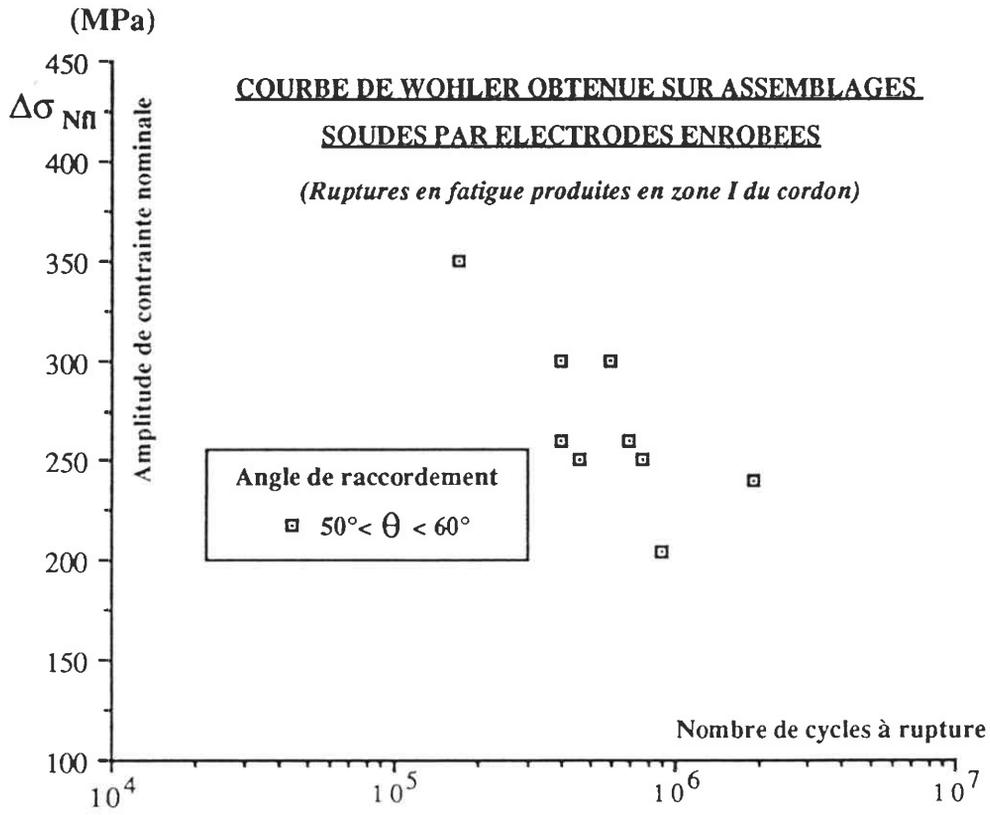


figure (67)

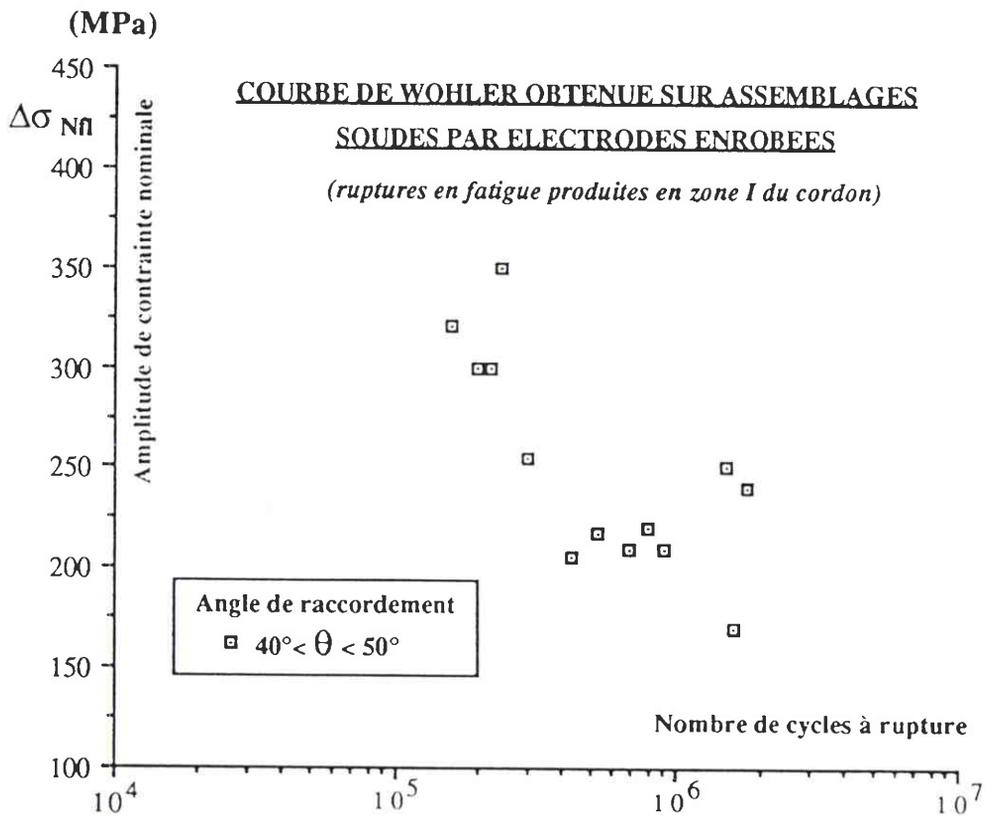


figure (68)

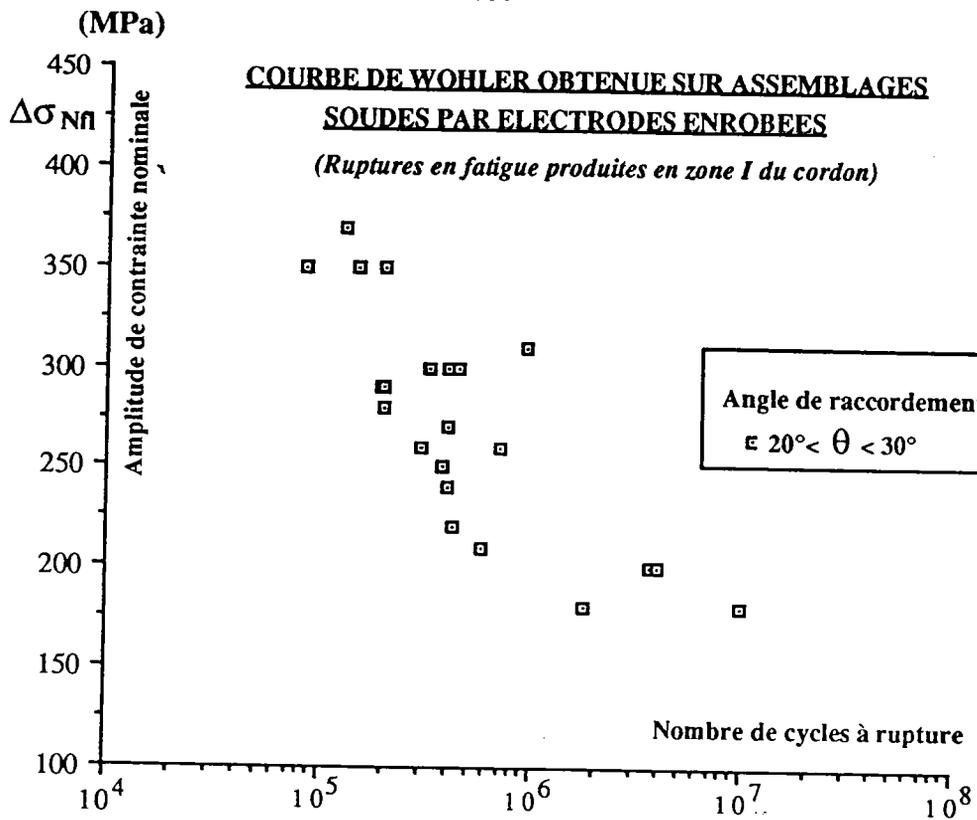


figure (69)

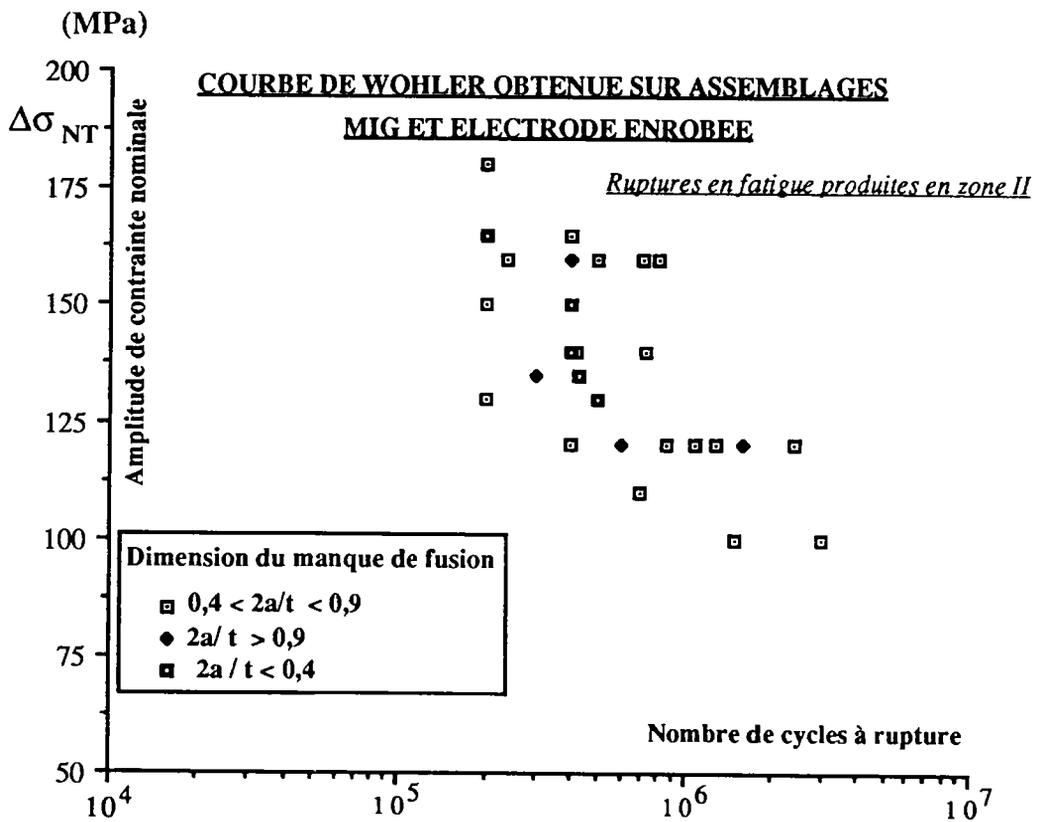
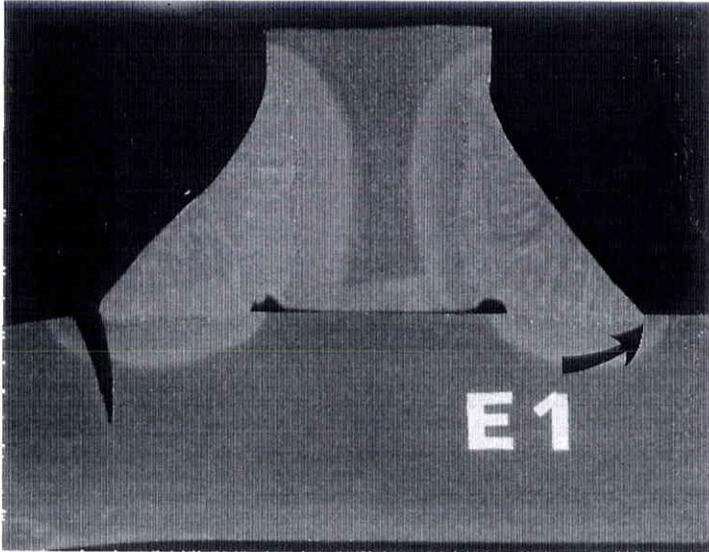
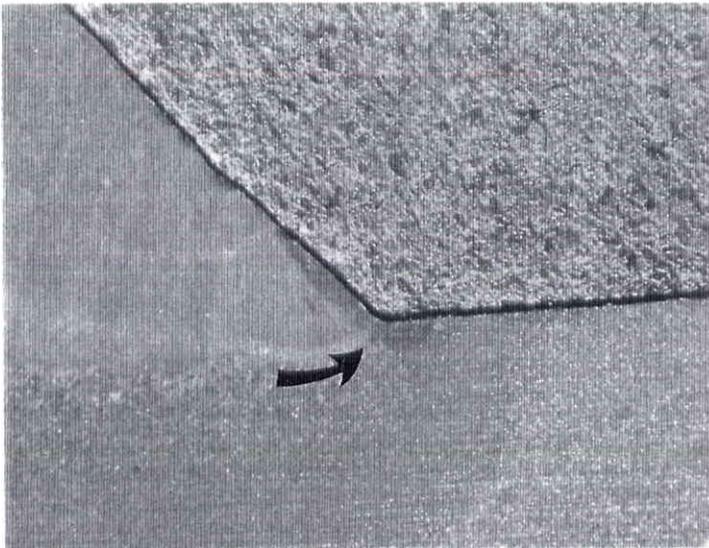


figure (71)



Grossissement : x 3

Angle de raccordement $\varphi = 35^\circ$



Grossissement : x 15

Rayon de raccordement $\rho = 0,3 \text{ mm}$

Macrographie de la géométrie du cordon (M.I.G. pulsé)
(Soudage en position horizontale)

figure (70)

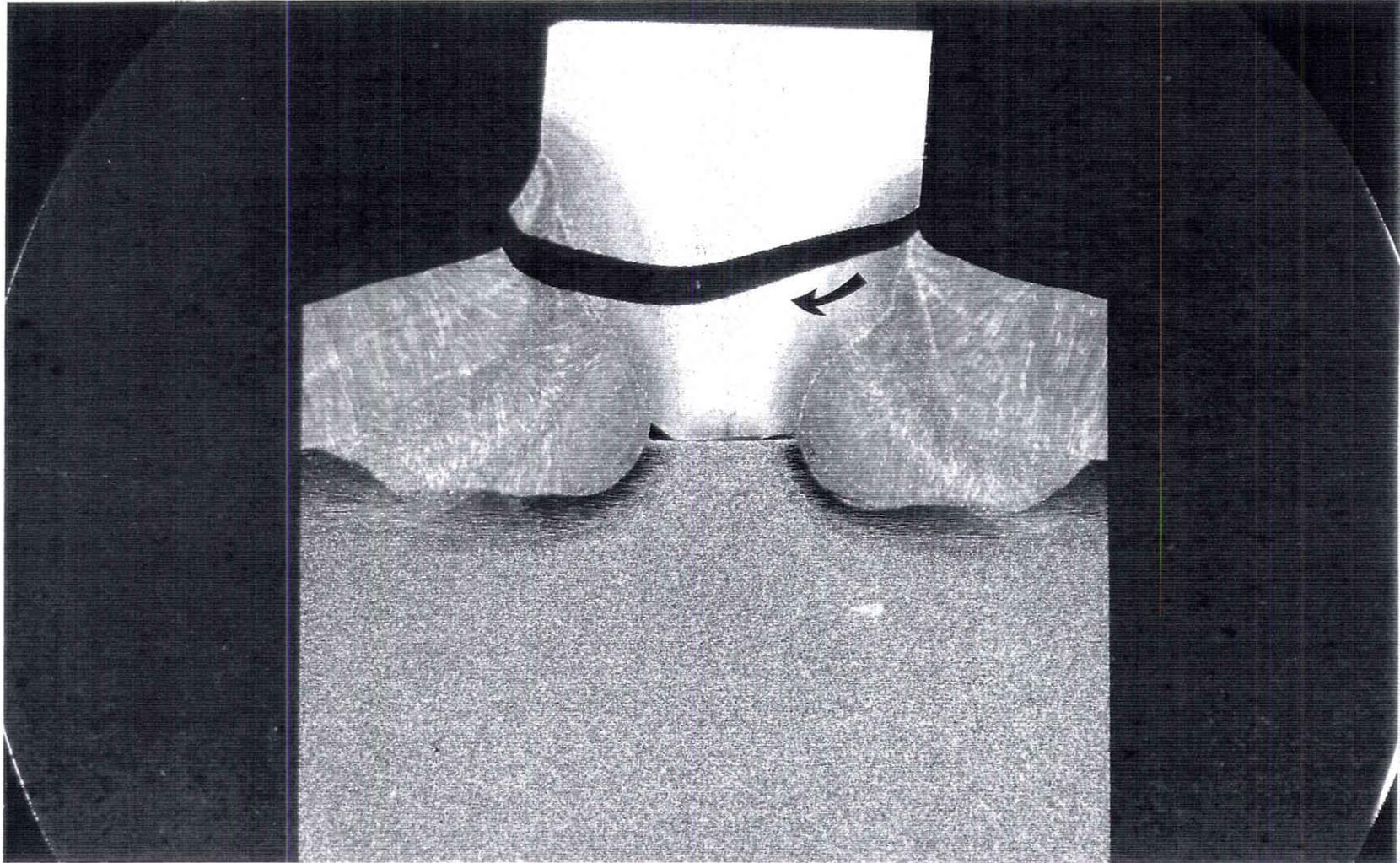


figure (72)

- Macrographie d'un assemblage en angle soudé par le procédé MIG pulsé
- Visualisation du chemin de fissuration (depuis la zone II du pied de cordon) lorsque le manque de pénétration en racine est inférieur à 3 mm

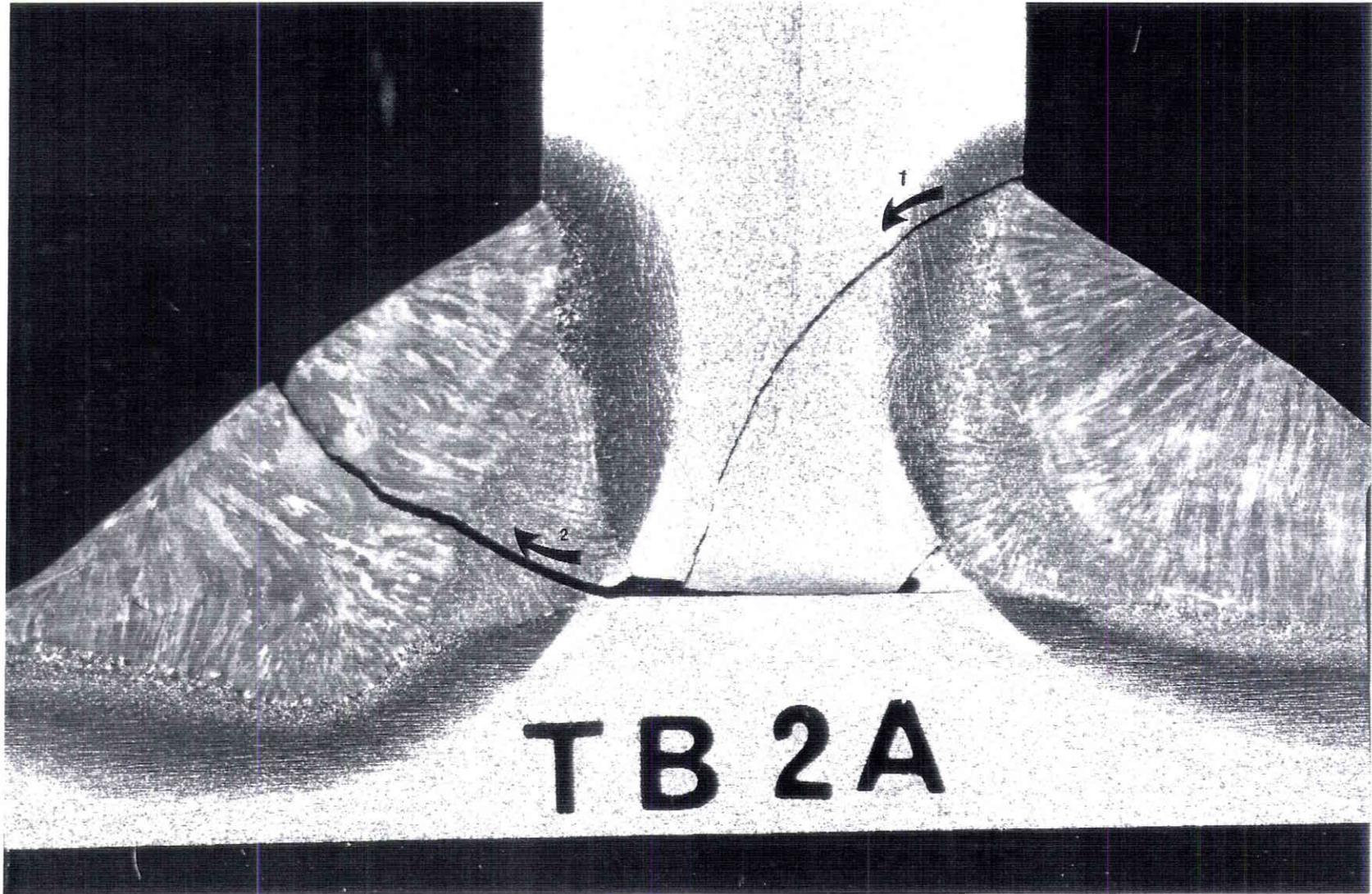


figure (73)

- Macrographie d'un assemblage en angle soudé par le procédé MIG pulsé
- Visualisation du chemin de fissuration (depuis la zone II du pied de cordon) lorsque le manque de pénétration en racine est compris entre 4 et 9 mm

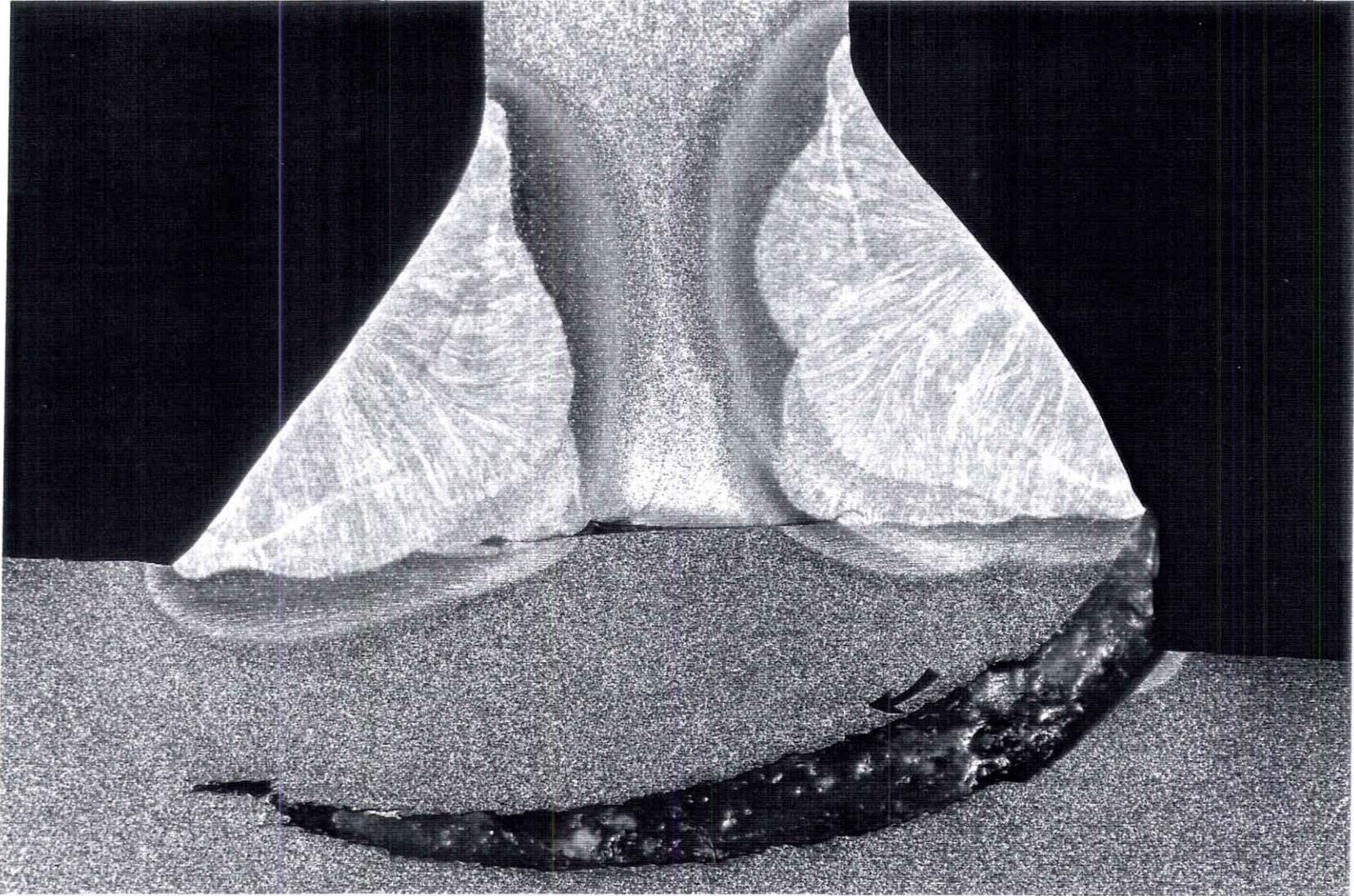


figure (74)

- Macrographie d'un assemblage en angle soudé par le procédé MIG pulsé
- Visualisation du chemin de fissuration (depuis la zone I du pied de cordon) lorsque le manque de pénétration est inférieur à 7 mm

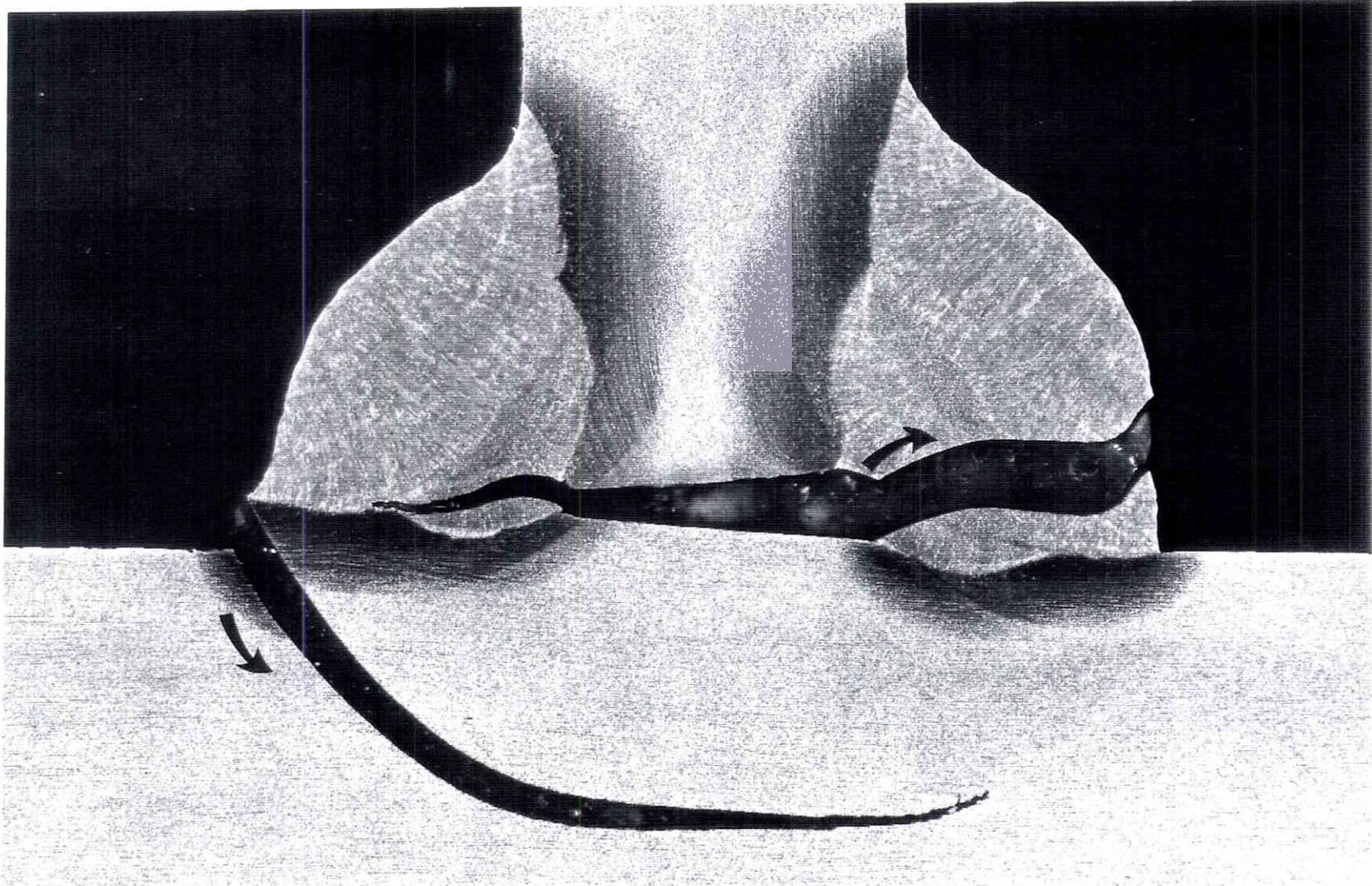


figure (75)

- Macrographie d'un assemblage en angle soudé par le procédé manuel à électrode enrobée
- Visualisation des chemins de fissuration depuis les zones I et III du cordon lorsque le manque de pénétration se situe entre 7 et 9 mm.

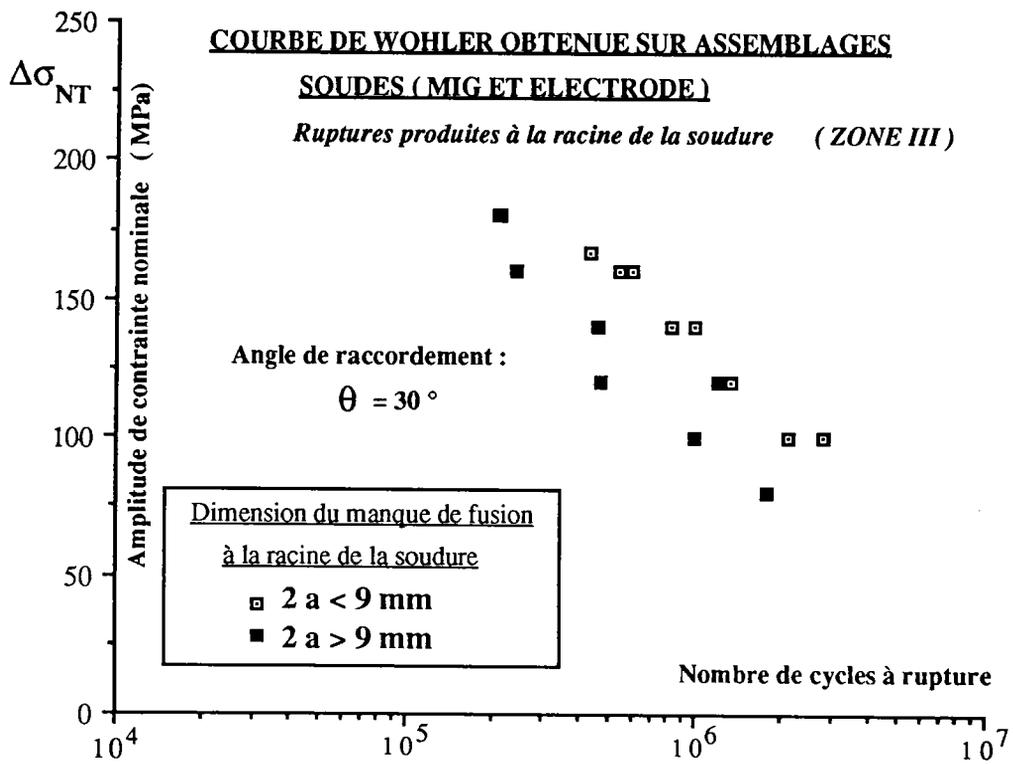


figure (76)

Repère N°	90° α	h/t	2a (mm)	θ (°)	$\Delta\sigma_{NT}$ (MPa)	$\Delta\sigma$ mesuré	N a (a=0,05 mm)	ΔP (KN)	NR
A1	88,6	0,5	10	48	320	310		15,4	4E5
A2	88,3	0,6	10	45	350	345		16,3	6E5
A3	88,2	0,5	10	51	300	290		136,	1E6
A4	88,3	0,5	10	53	270	270	1E4	12,2	1,5E6
A5	88,6	0,6	10	42	350	350	1,2E5	14,7	4E5
A6	88,1	0,4	10	55	300	270		12,7	2E6
B1	89,5	0,7	10	56	220	218	1,4E6	14	2E6
B3	89,5	0,5	10	53	350	345		16,8	2E5
B4	89,5	0,6	10	46	300	295		13,6	6E5
B5	89,5	0,7	10	50	270	270		11,9	1,5E6
B6	89,5	0,5	10	56	240	235		10,7	2E6
C1	89,4	0,6	10	52	350	350		15,9	8E5
C2	89,4	0,5	10	53	270	260		12,2	1,4E6
C3	89,4	0,5	10	50	350	345		15,9	4E5
C5	89,9	0,7	10	50	300	295	9E4	12,6	1E6
C6	88,2	0,6	10	53	300	300		13,25	6E5
C7	88	0,6	10	53	280	270		11,4	1,5E6
D1	88,6	0,5	10	53	370	360		16,8	3E5

tableau (6)

Repère N°	90° α	h/t	2a (mm)	θ (°)	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma$ mesuré	N a (a=0,05 mm)	ΔP (KN)	NR
D2	88,4	0,6	10	55	250	250		11,3	1,8E6
D3	88,3	0,6	10	47	230	225		10,4	1,7E6
D4	88,3	0,7	10	42	280	280		11,7	1E6
D5	88,4	0,5	10	55	300	300		13,6	4E5
D6	89,6	0,5	10	44	350	300	1,5E5	13,8	7E5
D7	88,4	0,6	10	49	260	255		10,9	1,8E6
E1	89,6	0,7	10	30	330	320		14,4	1,74E5
E2	90	0,5	10	19	370	370		16,3	1E5
E3	89,8	0,6	10	20	300	295		13,2	1,8E5
E4	90,3	0,5	10	24	275	270		12,1	1,9E5
E5	90,1	0,7	10	18	250	240		11	2,2E5
E6	90,2	0,6	10	22	230	225		10,1	3,4E5
F1	88,5	0,5	10	25	260	260		11,5	8,48e5
F2	88,2	0,5	10	27	320	300		12,5	4E5
F3	88,3	0,6	10	27	280	275		11	9E5
F4	88,4	0,6	10		350	300	2E5	13,8	4E5
F5	89,7	0,7	10		300	285	2E5	12	8,5E5

tableau (7)

Repère N°	90° α	h/t	2a (mm)	θ (°)	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma$ mesuré	N a (a=0,05 mm)	ΔP (KN)	NR
MI	88,3	0,5	10	16	280	270		10,5	2,4.10 ⁵
MF1	88,9	0,6	10	39	350	340		13,8	2.10 ⁵
MF2	89,8	0,5	10	49	240	232	5E5	9,2	1,8.10 ⁶
MF3	88,7	0,6	10	59	240	230	8E5	9,45	1,9E6
MG1a	89,3	0,6	10	39	250	245		9,85	1,5E6
MG1b	88	0,7	10	36	270	265		10,9	4E5
MG1c	87,8	0,6	10	30	300	280	7E4	11,33	4,5E5
MG1d	88,9	0,5	10	39	350	340	2E4	12,85	2E5
MH1	88,3	0,5	10	29	350	350	1E4	12,4	8,4.E4
MH2	88,1	0,6	10	21	240	235	4E4	8,5	4.E5
MK1	89,5	0,7	10	30	260	255		10,25	7E5
MK2	89,5	0,5	10	27	300	250	8E4	10,9	4E5
MK3	81,5	0,6	10	32					
ME1a	88,8	0,6	10	65	260	250		11	7E5
ME1b	88,5	0,5	10	56	300	295		14,6	4E5
MA1		0,8	10	45	170	170			1,6E6
MB1		0,5	10	43	210	200			7E5
MA2		0,5	10	53	250	245			4,6E5

tableau (8)

Repère N°	90° α	h/t	2a (mm)	θ (°)	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma$ mesuré	N a (a=0,05 mm)	ΔP (KN)	NR
MB2		0,6	10	38	260	250			3E5
MA3		0,5	10	50	300	290			6E5
MB3		0,5	10	30	300	280			3,3E5
MA5		0,5	10	50	350	340			1,7E5
MB4		0,6	10	30	350	345			1,5E5
MB5		0,6	10	35	200	195			3,62E6
MB6		0,6	10	27	180	180			1,8E6
MC1		0,6	10	30	200	185			4 E ⁶
MC2		0,6	10	45	300	285			2,2E5
MC3		0,7	10	27	350	335			1,5E5
MD1		0,7	10	30	250	228			3,71E5
MD2		0,6	10	31	210	196			5,8E5
MD3		0,6	10	40	320	315			1,58E5
MD4		0,7	10	35	370	360			1,27E5
MD5		0,7	10	32	290	285			1,95E5
MD6		0,6	10	45	205	200			4,33E5

tableau (9)

Repère N°	90° α	h/t	2a (mm)	θ (°)	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma$ mesuré	N a (a=0,05 mm)	ΔP (KN)	NR
MD7		0,6	10	40	218	205			5,34E5
ME1		0,5	10		204	190			9E5
ME2		0,5	10		260	248			3,97E5
MK1		0,5	10		220	210			4,2E5
MK2		0,6	10		290	290			2E5
MG1		0,6	10		220	205			8E5
MF1		0,5	10		210	200			9,2E5
ME3		0,6	10		250	250			7,8E5
MF2		0,6	10		310	300			9,6E4
MG2		0,5	10		255	245			2,96E5
MG3		0,6	10		300	295			2E5
MH1		0,5	10		180	170			10E7

tableau (10)

Repère N°	90° α	h/t	2a (mm)	θ (°)	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma$ moyen mesuré	N a (a=0,05 mm)	ΔP (KN)	NR
TA1		0,6	6	50	180			87,3	2E5
TB2		0,6	6	49	150	110		75	2E5
TB24		0,6	6	50	120			58,8	4E5
TD3		0,6	10	48	135			66,1	3E5
TB2a	90,5	0,6	6	49	100	108		50,1	1,5E6
TB2b	89,4	0,6	6	50	165	160		80,9	4E5
I1	90,5	0,6	10	50	140	142	2E5	68,6	4E5
I2	90,2	0,6	10	50	120	125	1,5E5	58,8	6E5
I3	90,4	0,6	10	48	160	151	3,5E5	76,8	4E5
I4	89,6	0,6	7	48	160	160	1E5	78,4	5E5
I5	89,5	0,6	6	48	120	125	2,2E5	58,8	1,1E6
I6	90,4	0,6	6	55					
TMA1		0,6	8	54	110			53,9	7E5
TMA2		0,6	4	59	150			53,9	4E5
TMA3		0,6	4	60	130			63,7	5E5
TMA4		0,6	4	55	165			80,9	2E5

tableau (11)

Repère N°	90° α	h/t	2a (mm)	θ (°)	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$\Delta\sigma$ mesuré	N a (a=0,05 mm)	ΔP (KN)	NR
TMA5		0,6	9	58	120			57	1,6E6
TM3D		0,6	6	54	130			62,4	2E5
TMI2		0,6	7	55	120		3E5	58,8	1,3E6
TG1		0,6	7	52	140				7,27E5
TG2		0,6	6	50	100				3E6
TG3		0,6	6	55	160				8,13E5
TH1		0,6	7	56	120				8,73E5
TH2		0,6	6	57	160				2,41E5
TH3		0,6	6	53	140				4,22E5
TF1		0,6	8	50	120				24,1E5
TF2		0,6	6	54	160				7,22E5
ED1		0,6	7	55	135				4,28E5
ED2		0,6	7	53	135				4E5

tableau (12)

Repère N°	h/t	2a (mm)	θ (°)	$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	NR
TRA6	0,9	7	30	140	10E6
TRC1	1	8	30	160	5,4E5
TRC3	1	7	30	120	1,33E6
TRC4	1	7	30	100	2,14E6
TRE1	0,9	10	30	120	4,7E5
TRE2	0,9	10	30	140	4,6E5
TRE3	0,9	10	30	180	2,13E5
TRE4	0,9	10	30	160	2,41E5
TRE5	0,9	10	30	100	10E6
TRE6	0,9	10	30	80	1,8E6
TRMB2	1	7	30	167	4,3E5
TRMB3	1	7	30	140	8,22E5
TRMB4	0,9	9	30	120	1,2E6
TRMB5	0,9	8	30	100	2,8E6
TRMB6	0,9	8	30	160	6E5

tableau (13)

V MODELISATION

V 1 OBJECTIFS

L'étude expérimentale réalisée sur les assemblages en angle sollicités en traction et flexion a permis de montrer l'existence de plusieurs modes de rupture en fatigue. Ces modes de rupture dépendent de paramètres géométriques (hauteur de gorge (H/t), angle de raccordement (θ), rapport d'épaisseur des plaques assemblées (T/t), etc...), des conditions de chargement (rapport de la contrainte nominale de traction et de la contrainte nominale de flexion) et également de la dimension du manque de pénétration à la racine de la soudure ($2a/t$).

Le programme d'essais a mis en évidence l'existence d'une "interaction" entre la fissure de fatigue qui se développe depuis la zone II du pied de cordon et le défaut situé à la racine de la soudure (manque de fusion). Les résultats expérimentaux ont permis de démontrer que la dimension du manque de pénétration à la racine conditionne à la fois le processus d'activation du phénomène "d'interaction", le mode de ruine du cordon (bifurcation ou non de la fissure de fatigue vers la racine de la soudure) et évidemment la durée de vie en fatigue de l'assemblage.

Généralement, les modèles de prédiction des durées de vie en fatigue des assemblages en angle que l'on retrouve dans la littérature s'expriment sous la forme de loi de **PARIS** sans intégrer le phénomène réel des fissures "courtes" (évolution réelle de la forme du front semi-elliptique de la fissure et vitesse de fissuration anormale des fissures courtes, les différents mécanismes de coalescence des microfissures présents aux pieds de cordon de soudure).

La méthode de détection et de suivi des microfissures de fatigue à l'aide des microjauge de déformation (collées le long des pieds de cordons de soudure) a en effet permis de démontrer l'importance de cette phase de propagation (entre 0,05 mm et 1 mm) sur la proportion de la durée de vie totale des assemblages en angle.

(cette phase représente entre 30 et 90% de durée de vie en fatigue du joint soudé).

Pour ces raisons, la modélisation de la tenue en fatigue des assemblages en angle est effectuée dans l'objectif de :

- Simuler numériquement le chemin de fissuration en fatigue lorsque la ruine de l'assemblage se produit en zone I du cordon;
- Simuler l'effet "d'interaction" entre la zone II du pied de cordon et la racine de la soudure (zone III) pour retrouver numériquement les différents chemins de propagation des fissures de fatigue qui se développent dans la soudure;

- Définir un modèle analytique permettant de calculer la durée de vie en fatigue des assemblages en angle sollicités en traction et flexion en fonction :

- + Du procédé de soudage considéré (MIG ou par électrode à enrobage basique);
- + De la géométrie du cordon de soudure (angle de raccordement(θ));
- + De la zone de fissuration en pied ou en racine de cordon de soudure.

et en intégrant :

- + L'évolution réelle de la forme du front de fissure (a/c);
- + La fraction d'ouverture de fissure U définie par Elber [17].

V 2 CONDITIONS NUMERIQUES DES CALCULS

Les calculs numériques sont réalisés à l'aide du code de calcul aux éléments finis "SYSTUS" développé par FRAMASOFT + CSI.

Les calculs bidimensionnels sont réalisés en élasticité linéaire en considérant un état plan de déformation, un matériau homogène et exempt de contraintes résiduelles de soudage.

La discrétisation de l'assemblage est effectuée par éléments quadratiques à six ou huit noeuds. Pour le matériau de base considéré (en acier E 36-4, norme AFNOR), le module d'Young est égal à 210000 (MPa) et le coefficient de Poisson est fixé à $\nu = 0,3$.

Les calculs étant réalisés en élasticité linéaire, la contrainte nominale de traction (σ_{NT}) est choisie égale à l'unité ($\sigma_{NT} = 1$ MPa). Les conditions aux limites sont présentés figure (1).

Les facteurs d'intensité de contraintes (K_I, K_{II}) sont déterminés à l'aide d'un élément singulier positionné à la pointe de la fissure. Les valeurs de K_I et K_{II} sont déduites du champ de déplacement nodaux sur les lèvres de la fissure (Afin de reproduire numériquement la singularité en $r^{1/2}$ du champ de déplacement, on maille le voisinage de la pointe de la fissure par des éléments triangulaires à six noeuds avec les noeuds intermédiaires au quart; figure (2)).

V 3 DETERMINATION DES DIFFERENTS CAS D'ETUDES

L'objectif premier de cette étude est de modéliser la durée de vie en fatigue des assemblages soudés en angle à partir des résultats d'essais.

Pour cela, le choix des géométries d'assemblages doit être représentatif des zones de rupture en fatigue (zone I, II, III) et donc également du processus de ruine.

1) La simulation de la rupture en zone I du cordon de soudure a été effectuée en considérant trois géométries de cordon de soudure. Ceci est obtenu en faisant varier l'angle de raccordement θ de 30° ; 45° et 60° .

Ce choix est effectué pour mettre en évidence l'influence de l'acuité d'entaille sur l'état de contrainte à la pointe de la fissure de fatigue (sur le facteur d'intensité de contrainte "K").

2) Les calculs menés en zone II du cordon de soudure ont pour objectif de démontrer l'influence :

- De la dimension du manque de pénétration sur le processus de ruine de l'assemblage en angle;
- De la déflexion (δ) entre les tôles assemblées sur la durée de vie en fatigue de l'assemblage en angle (donc sur le facteur d'intensité de contrainte en pointe de fissure).

Dans cette situation quatre cas d'études sont définis en considérant :

- Une géométrie externe du cordon de soudure constante ($\theta = 60^\circ$; $H/t = 0,5$);
- Deux dimensions de manque de fusion $2a/t = 0,4$ et $0,75$
(t = épaisseur de la tôle);
- Deux angles de déflexion résiduelle $\delta = 0^\circ$ puis $\delta = 1^\circ$.

V 4 MODELISATION DU CHEMIN DE FISSURATION

Pour réaliser la modélisation de la durée de vie en fatigue des assemblages soudés, il est nécessaire de pouvoir prédire le chemin de fissuration en fonction des paramètres précités. Pour définir l'angle de bifurcation (α) de la fissure après chaque incrément de propagation (en zone I, II ou III du cordon de soudure), nous avons choisi le critère énergétique défini par SIH [55] .

Connaissant les valeurs des facteurs d'intensité de contraintes K_I , K_{II} à la pointe de la fissure, il est possible de calculer la densité d'énergie de déformation S .

Pour un matériau homogène, isotrope, celle-ci s'exprime :

$$S = a_{11} k_1^2 + 2a_{12} k_1 k_2 + a_{22} k_2^2$$

(dans un état bidimensionnel des contraintes).

En déformations planes :

$$a_{11} = \frac{1}{16\mu} (3 - 4\nu - \cos \alpha) (1 + \cos \alpha)$$

$$a_{12} = \frac{1}{8\mu} \sin \alpha (\cos \alpha - 1 + 2\nu)$$

$$a_{22} = \frac{1}{4\mu} (1 - \nu)(1 - \cos \alpha) + (3 \cos \alpha - 1)(1 - \cos \alpha)$$

$$\mu : \text{module de cisaillement} : \frac{E}{2(1 + \nu)}$$

(E : module de Young, ν coefficient de Poisson)

α : angle déjà défini entre la direction calculée et la direction de la fissure.

L'angle théorique (α) de propagation est défini dans la direction où la densité d'énergie de déformation est minimale (S_{mini}) avec une contrainte locale $\sigma_{\alpha\alpha}$ positive figure (3).

Cette méthode de prédiction permet de déterminer pour chaque incrément de propagation $a + \Delta a$ une fissure "fictive" se propageant en mode I "pur".

Les résultats numériques donnent en effet des valeurs proches de :

$$\frac{K_{II}}{K_I} \leq 0,05$$

L'étude expérimentale réalisée pour évaluer la tenue à la fatigue de la zone I du cordon de soudure, montre qu'il existe, quelque soit la dimension du manque de pénétration, un seul mode de rupture en fatigue.

L'algorithme utilisé pour modéliser le chemin de propagation de la fissure et pour déterminer le facteur d'intensité de contrainte en mode I, dans cette zone du cordon de soudure, est présenté figure (4) .

Remarque

La simulation numérique de la ruine en fatigue de l'assemblage est effectuée en considérant une incrémentation variable de la dimension de la fissure (de 0,05 mm pour $a < 1\text{mm}$, puis 0,2 mm pour $a > 1\text{mm}$). Cette procédure est réalisée pour déterminer de façon optimale à la fois le chemin de fissuration le plus vraisemblable et la fonction "K" la plus exacte possible (surtout dans le premier millimètre de propagation).

Les essais expérimentaux réalisés pour évaluer la tenue à la fatigue de la zone II du cordon de soudure met en évidence plusieurs modes de rupture qui dépendent de la dimension du manque de pénétration à la racine. Il est nécessaire dans ce cas de considérer deux algorithmes différents ;

a) *Lorsque la dimension du manque de pénétration est inférieure à $2a/t=0,4$, la modélisation du chemin de fissuration est réalisée en appliquant l'algorithme précédent et présenté figure (4) (le mode ruine en fatigue étant unique pour cette configuration géométrique).*

b) *Dans le cas où la dimension du manque de fusion est supérieure à cette valeur ($0,4 < a < 0,9$), il est nécessaire, pour simuler le chemin de fissuration, de modifier l'algorithme précité pour prendre en compte l'effet d'interaction constaté entre les zones II et III du cordon de soudure. Dans cette situation, la modélisation est réalisée en considérant la propagation simultanée des fissures de fatigue en zone II du pied de cordon et de chaque côté de la racine de la soudure.*

V 4 1 METHODOLOGIE

Nous supposons que les fissures de fatigue, qui se développent depuis les zones II et III de la soudure, suivent une loi de fissuration de PARIS: $da/dN = C (\Delta K)^m$.

Les paramètres C, m sont considérés identiques quelque soit la zone de fissuration.

La ruine multiple de l'assemblage en angle est réalisée en définissant arbitrairement une fissure "active" et deux fissures "passives". La fissure "active", choisie en zone II du cordon de soudure, est incrémentée d'un pas constant : $a_{i+1} = a_i + \Delta a$, durant la totalité de la ruine "numérique" de la soudure.

Remarque :

Dans la mesure où les fissures de fatigue sont "liées" entre elles par une même loi de propagation, le choix de la fissure "active" (en zone II ou III), qui pilote en fait la simulation numérique, n'a aucune incidence sur la nature des résultats. Cependant pour des raisons de commodité qui sont d'ordre "pratique", il est préférable d'effectuer ce choix.

En effet, il est plus facile de gérer les incréments de propagation de la fissure située en zone II du pied de cordon étant donné que l'état de contrainte dans cette zone est nettement plus important qu'à la racine de la soudure (au moins initialement).

Le nombre de cycles N , nécessaire pour propager cette fissure de la quantité $(a_{i+1} - a_0)$, est obtenu en intégrant la loi de PARIS depuis le défaut initial a_0 jusqu'au défaut a_{i+1} . Ceci peut être exprimé par la relation :

$$N = \int_{a_0}^{a_{i+1}} C (\Delta K)^m da$$

La loi de fissuration étant identique pour toutes les fissures présentes dans la soudure, nous pouvons alors calculer, à partir de ce résultat, la valeur de l'incrément de propagation Δa (III) de chaque fissure de fatigue qui se développe de part et d'autre de la racine.

Les facteurs d'intensité de contraintes K_I, K_{II} (en mode I et en mode II) propres à chaque fissure (zones II et III) sont déduits des calculs numériques effectués, depuis les conditions initiales de la simulation numérique jusqu'à l'incrément de propagation i . Les valeurs de K sont déterminées, à l'incrément de propagation $i+1$, par interpolation polynomiale.

Ensuite l'angle de bifurcation de la fissure de fatigue est défini selon le critère énergétique défini par SIH. L'algorithme est présenté figure (5 a).

Remarque :

L'idée principale de cette phase de la simulation du chemin de fissuration est de coupler les moyens de calculs numériques à la Mécanique Linéaire de la Rupture. Ceci est réalisé en "liant" entre elles les fissures présentes dans la soudure par une même loi de propagation et en occurrence une loi de PARIS.

Bien que dans ce cas les paramètres C, m soient intrinsèques au matériau considéré, leurs valeurs respectives n'ont aucune signification pour simuler uniquement le chemin de fissuration en fatigue dans la soudure.

Cependant, si les valeurs réelles des paramètres C, m du matériau sont retenues, il est alors possible de connaître le nombre de cycles à rupture de l'assemblage en angle.

Dans cette situation, ce type d'algorithme permet en fait de réaliser une simulation numérique de la ruine en fatigue d'un assemblage en angle sollicité en traction et flexion.

(Dans l'hypothèse où la fissure de fatigue qui se propage dans la soudure est rectiligne ($a/c \rightarrow 0$)). La figure (5 b) présente une vue locale du maillage du cordon de soudure obtenu durant cette phase de simulation numérique.

V 4 2 APPLICATION NUMERIQUE

Cette phase de calcul numérique démontre l'efficacité de la méthode employée pour déterminer le chemin de propagation des fissures de fatigue en pied et en racine du cordon de soudure.

Bien que les hypothèses des calculs soient restrictives (calculs réalisés en mécanique linéaire élastique en considérant un matériau homogène, exempt de contraintes résiduelles de soudage), nous obtenons une bonne approximation des chemins de fissuration expérimentaux. Ceci quel que soient les modes de rupture considérés (zone I ou zone II du cordon); figures (6), (7) et (8).

La modélisation du chemin de fissuration, effectuée en zone II du pied de cordon, met en évidence une réaction "correcte" du critère énergétique de propagation de fissure défini par SIH , lorsque la dimension du manque de fusion varie à la racine.

Les calculs numériques réalisés en considérant un manque de fusion égale à $2a/t=0,4$, ne nous ont pas permis, en effet, d'observer un quelconque phénomène d'attraction (ou d'interaction) entre la fissure qui progresse depuis la zone II du cordon et la racine du joint soudé (la fissure se propage perpendiculairement à la plaque sollicitée en traction; figure(7)).

Par contre, lorsque la dimension initiale du manque de fusion est égal $2a/t=0,75$, la propagation simultanée des fissures en pied (zone II) et en racine du cordon (zone III) crée dès l'initiation une accentuation de l'angle de propagation (β) en zone II du pied de cordon; figure (8).

Cet angle de propagation (β) reste sensiblement constant durant une phase de propagation "transitoire" ($a/t = 0,3$ à $0,4$ en zone II), en dépit de la fissuration simultanée à la racine de la soudure.

Au delà de cette profondeur ($a/t > 0,3$ à $0,4$, en zone II) la fissure bifurque vers le manque de pénétration en racine jusqu'à rupture.

La figure (9) illustre l'évolution $K_I = f(a/t)$ de chacune des fissures située en zone II et III de la soudure durant cette phase de simulation.

Les résultats numériques mettent en évidence quatre phases successives :

- Initialement, nous constatons une évolution identique des fissures à la racine de la soudure ;
- Ensuite, il se crée progressivement un déséquilibre qui atteint un maximum lorsque la fissure située en zone II avoisine la profondeur de $a/t = 0,3$ à $0,4$ dans le cordon de soudure ;
- Dès lors, nous observons un rééquilibrage progressif de l'évolution des fissures en racine;
- Lorsque la fissure en zone II atteint une profondeur supérieure à la mi-épaisseur de la plaque assemblée, ce déséquilibre s'effectue de façon inverse jusqu'à la rupture de l'assemblage.

L'analyse de cette simulation numérique démontre donc l'existence d'une interaction constante entre ces fissures de fatigue qui se produit dès l'initiation, puis tout au long de la phase de propagation jusqu'à rupture complète de la soudure.

L'intérêt de ce type de simulation est donc non seulement de pouvoir déterminer numériquement les fonctions K (les plus "vraisemblables") des fissures qui se propagent dans un assemblage (ou une structure) soudé, mais aussi d'analyser (presque cycle par cycle) les différentes phases "d'interaction" entre les fissures, au fur et à mesure que la ruine en fatigue évolue dans le joint en angle.

V 5 ESTIMATION DE LA DUREE DE VIE EN FATIGUE

L'objectif de cette phase de l'étude est de définir un modèle analytique suffisamment représentatif pour déterminer la durée de vie en propagation des assemblages en angle sollicités en traction et flexion.

Ceci peut être obtenu en introduisant dans l'expression de la loi de fissuration la notion de facteur d'intensité de contrainte efficace, ainsi que l'évolution réelle de la forme du front de fissure (qui dépendent du procédé de soudage et de la zone de fissuration) .

V 5 1 DETERMINATION DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTE SUR LE CONTOUR D'UNE FISSURE SEMI ELLIPTIQUE.

IRWIN [56] détermine une solution exacte, pour le mode I d'ouverture, de calcul des facteurs d'intensité de contraintes sur le contour d'une fissure elliptique localisée dans un solide infini soumis à une traction uniaxiale; figure(10 a).

Le facteur d'intensité de contrainte le long d'une fissure elliptique est donné par la relation suivante :

$$K = \frac{\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}}{\phi} \cdot \left[\frac{a^2}{c^2} \cdot [\cos \phi]^2 + [\sin \phi]^2 \right]^{\frac{1}{4}}$$

où ϕ est l'intégrale elliptique complète du second ordre et donné par :

$$\phi = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left[\frac{a^2}{c^2} \cdot [\cos \phi]^2 + [\sin \phi]^2 \right]^{\frac{1}{2}} \cdot d\phi$$

Habituellement, cette intégrale elliptique est exprimée en termes d'un facteur de forme "Q" égal à ϕ^2 . Des expressions empiriques ont été développées et les variations du facteur de forme "Q" sont données par les relations suivantes :

$$Q = 1 + 1,464 \cdot \left[\frac{a}{c} \right]^{1,65} \quad \text{pour } \frac{a}{c} < 1$$

et

$$Q = 1 + 1,464 \cdot \left[\frac{c}{a} \right]^{1,65} \quad \text{pour } \frac{a}{c} > 1$$

Pour des valeurs de "c" (1/2 grand axe de l'ellipse) supérieures à "a" (1/2 petit axe de l'ellipse), le facteur d'intensité de contrainte maximum est donné pour $\phi = \pi/2$ par la relation :

$$KI = \sigma \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot a}{Q}}$$

Dans le cas d'une fissure semi elliptique débouchante en surface et localisée dans une plaque d'épaisseur (t) , de largeur (W1) finie et sollicitée par une contrainte nominale de traction (σ_{NT}) ou de flexion (σ_{Nfl}), NEWMAN [57] détermine des corrections sur KI; figure (10 b).

L'expression de KI s'écrit :

$$KI = \left[\sigma_{NT} + H \cdot \sigma_{Nfl} \right] \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot a}{Q}} \cdot F \left[\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{c}{W1}, \Phi \right]$$

pour : $0 < a/c < 1$; $0 < a/t < 1$; $2c/W1 < 0,5$ et $0 < \Phi < \pi$

La fonction F est défini par :

$$F = \left[M1 + M2 \cdot \left[\frac{a}{t} \right]^2 + M3 \cdot \left[\frac{a}{t} \right]^4 \right] \cdot f\Phi \cdot g \cdot fw$$

Les coefficients M1, M2, M3 sont respectivement égaux à :

$$M1 = 1,13 - 0,09 \cdot \left[\frac{a}{c} \right]$$

$$M2 = -0,54 + \frac{0,89}{0,2 + \frac{a}{c}}$$

$$M3 = 0,5 - \frac{1}{0,65 + \frac{a}{c}} + 14 \cdot \left[1 - \frac{a}{c}\right]^{24}$$

De même les facteurs g , $f\Phi$, f_w s'expriment par les relations :

$$g = 1 + \left[0,1 + 0,35 \left[\frac{a}{t}\right]^2\right] \cdot \left[1 - \sin \Phi\right]^{\frac{1}{4}}$$

$$f\Phi = \left[\frac{a^2}{c^2} \cdot [\cos \phi]^2 + [\sin \phi]^2\right]^{\frac{1}{4}}$$

$$f_w = \left[\sec\left[\frac{\pi \cdot c}{W1} \sqrt{\frac{a}{t}}\right]\right]^{\frac{1}{2}}$$

et finalement le paramètre H est déduit par la formulation :

$$H = H1 + [H2 - H1] \cdot [\sin \Phi]^p$$

avec

$$p = 0,2 + \frac{a}{c} + 0,6 \frac{a}{t}$$

et

$$H1 = 1 + 0,34 \cdot \frac{a}{t} - 0,11 \cdot \frac{a}{c} \cdot \left[\frac{a}{t}\right] \quad H2 = 1 + G1 \left[\frac{a}{t}\right] + G2 \left[\frac{a}{t}\right]^2$$

$$G1 = -1,22 - 0,12 \frac{a}{c} \quad ; \quad G2 = 0,55 - 1,05 \left[\frac{a}{c}\right]^{0,75} + 0,47 \left[\frac{a}{c}\right]^{1,5}$$

Pour toute combinaison possible des paramètres précédents et $a/t < 0,8$, cette expression du facteur d'intensité de contrainte donne des valeurs comprises dans un intervalle d'erreur de $\pm 5\%$ par rapport aux résultats obtenus par la méthode aux éléments finis.

V 5 2 PRESENTATION DU MODELE ANALYTIQUE

La modélisation de la tenue en fatigue des assemblages en angle est réalisé dans l'hypothèse où les fissures suivent une loi de propagation de type **PARIS**.

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m \quad C \text{ et } m \text{ sont des constantes du matériau}$$

La détermination du facteur d'intensité de contrainte K (en mode I) à la pointe des fissures de fatigue est faite en considérant :

a) l'évolution réelle de la forme du front de fissure (figure (11)).

Les fonctions $a/c = f(a/t)$ sont issues des résultats expérimentaux obtenus à l'aide :

- De la méthode de détection par microjauges de déformation;
- Des marquages mécaniques successifs réalisés en augmentant le rapport de charge R ;

(Ceci est effectué lorsque la fissuration se situe dans les zones I et II du cordon pour les assemblages soudés par les procédés MIG et manuel).

Pour prendre en compte l'influence de ce paramètre, l'expression du facteur d'intensité de contrainte numérique K_{num} peut être modifié par un facteur correcteur φ donnée par la relation :

$$K = K_{num} \cdot \varphi(a/c, a/t)$$

où: $\varphi(a/c ; a/t)$ dépend de la forme du front de fissure.

Ce coefficient correcteur φ est défini par :

$$\varphi(a/c, a/t) = \frac{K_{RN \text{ plaque}}}{K_{num. \text{ plaque}}} \quad \text{figure (13)}$$

$K_{RN \text{ plaque}}$: correspond à la fonction K d'une fissure semi elliptique, calculée dans la partie la plus profonde ($\Phi = \pi/2$) à l'aide du modèle proposé par RAJU - NEWMAN [57] , dans le cas d'une plaque sollicitée en traction ou en flexion. Cette application est faite, en considérant l'évolution $a/c = f(a/t)$ (déduite des résultats expérimentaux obtenue sur les assemblages soudés en angle (en zone I ou II du pied de cordon, pour les procédés de soudage MIG et manuel, voir chapitre IV 6 1 1).

$K_{num \text{ plaque}}$: correspond à la fonction K obtenue numériquement, dans le cas d'une plaque sollicitée en traction ou en flexion en considérant la présence (en zone I ou II, du cordon de soudure) d'une fissure rectiligne ($a/c \rightarrow 0$).

b) Le rapport d'Elber qui représente la fraction relative de l'amplitude du chargement nominal pendant laquelle la fissure est ouverte (figure (12)).

$$U = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{ouv}}{\sigma_{max} - \sigma_{min}}$$

La valeur de σ_{ouv} est déduite de la méthode de suivi des microfissures à l'aide des microjauges de déformation.

Remarque :

Bien que les calculs numériques soient réalisés en considérant un matériau homogène, exempt des contraintes résiduelles de soudage, la fraction d'ouverture de fissure U (donnée expérimentale) permet d'intégrer indirectement l'influence respective de l'hétérogénéité de la microstructure et des contraintes internes dans la modélisation analytique de la durée de vie en fatigue des assemblages en angle. (voir chapitre IV 6 1 4)

Le facteur d'intensité de contrainte, à la pointe d'une fissure de fatigue semi elliptique ($\Phi = \pi/2$), peut être finalement exprimé par l'expression :

$$K = U \cdot K_{\text{num joint}} \cdot \frac{K_{\text{RN plaque}}}{K_{\text{num plaque}}}$$

La durée de vie en propagation (N_p) est calculée en intégrant la loi de PARIS depuis la dimension du défaut initial (a_0) jusqu'au défaut final a_f :

$$N_p = \int_{a_0}^{a_f} C \left(U \cdot \Delta K_{\text{num joint}} \cdot \frac{K_{\text{RN plaque}}}{K_{\text{num plaque}}} \right)^m da$$

V 5 3 RESULTATS NUMERIQUES

Les facteurs d'intensité de contraintes K_I sont déterminés dans chaque zone de fissuration en fonction des paramètres utilisés pour l'étude expérimentale.

1) Les calculs numériques réalisés dans la zone I du pied de cordon ont permis de définir, pour trois géométries de cordon de soudure, l'évolution des facteurs d'intensité de contraintes des fissures de fatigue au fur et à mesure que celles-ci se propagent dans l'assemblage. Ces différentes géométries sont obtenues en faisant varier uniquement l'angle de raccordement θ : 30°, 45°, 60°.

☛ Pour définir une évolution "unitaire" de la relation $K_I = f(a/t)$ les facteurs d'intensité de contraintes sont divisés par la contrainte nominale appliquée dans la soudure. Nous obtenons la relation :

$$\frac{K_{I \text{ nume joint}}}{\sigma_{Nfl.}} = f(a, t)$$

La contrainte nominale de référence (σ_{Nfl}) est calculée par la résistance des matériaux dans le cas d'une poutre sollicitée en flexion 3 points :

$$\sigma_{Nfl} = \frac{mf}{I/V}$$

Pour les assemblages en angle sollicités en traction et flexion, cette contrainte nominale de flexion (σ_{Nfl}) est induite par la distance D entre appuis. Les résultats numériques obtenus pour chaque configuration géométrique sont présentés figure (14).

☞ L'influence de la perturbation géométrique en pied de cordon, sur l'état de contrainte à la pointe de la fissure (en zone I), est mise en évidence par le facteur (mt) .

Celui-ci est défini par la relation:

$$\frac{K_I \text{ num joint}}{K_I \text{ num plaque}} = f(a/t) = mt$$

Pour chaque géométrie du cordon de soudure, cette relation nous permet alors de quantifier en intensité et en profondeur, l'influence de la concentration de contrainte induite dans le cordon de soudure, figure (15).

Ces données numériques font apparaître, pour une configuration géométrique "moyenne" de la soudure ($\theta = 45^\circ$), une augmentation initiale de la contrainte locale en pied de cordon de soudure d'environ 2,1 fois la contrainte nominale appliquée (quand le défaut initial est égal à $a/t = 0.01$).

Cette valeur évolue approximativement de $\pm 15\%$ lorsque l'angle de raccordement est respectivement égal à $\theta=30^\circ$ et $\theta=60^\circ$.

Cette perturbation devient ensuite négligeable, indépendamment de la géométrie du joint soudé, lorsque la fissure atteint une dimension de $a/t = 0,2 - 0,3$ dans le cordon .

2) Les calculs numériques effectués pour étudier la tenue en fatigue de la zone II du cordon de soudure ont permis de déterminer les fonctions $K_I = f(a/t)$, pour deux dimensions du manque de pénétration ($2a/t = 0,4$ et $0,75$), en négligeant dans un premier temps la déflexion résiduelle des tôles assemblées ($\delta = 0^\circ$), puis dans un second temps en imposant une déflexion résiduelle égale à $\delta = 1^\circ$ (cette valeur de δ correspond à la déflexion résiduelle maximale mesurée expérimentalement sur 7 assemblages soudés).

Les valeurs numériques obtenues pour chaque cas d'étude, sont présentées figure (16). L'évolution du facteur d'intensité de contrainte est exprimée par la relation :

$$\frac{K_I \text{ num joint}}{\sigma_{NT}} = f(a/t)$$

La contrainte nominale de référence σ_{NT} , dans la zone II du cordon de soudure, est déterminée en appliquant la résistance des matériaux dans le cas d'une plaque sollicitée en traction uniaxiale :

$$\sigma_{NT} = \frac{F}{S}$$

L'analyse des résultats numériques obtenus pour cette zone d'étude montre l'influence de :

- La dimension du manque de pénétration sur la valeur du facteur d'intensité de contrainte K_I durant toute la phase de fissuration. Nous observons dans ce cas une élévation de l'état de contrainte à la pointe de la fissure lorsque la dimension du manque de fusion augmente (figure (16); courbes 1-3).
- La déflexion résiduelle (δ) entre tôles assemblées, qui augmente le facteur d'intensité de contrainte (K_I) à la pointe de la fissure pour la majeure partie de la phase de propagation. Dans ce cas, la déflexion résiduelle induit une contrainte de flexion nominale "parasite" qui se superpose à la contrainte nominale de traction appliquée dans l'assemblage en angle (figure (16); courbe 1, 2).

☛ Cette variation de la contrainte nominale appliquée dans les assemblages en angle, peut alors être exprimée par la relation [I] pour les joints soudés ayant un manque de fusion égal à $2a/t = 0,4$ et $0,75$. L'analyse des résultats met en évidence une augmentation initiale des valeurs de K_I voisine de 36 % qui diminue vers une valeur proche de 16 % lorsque la fissure atteint une profondeur de $a/t = 0,6$.

$$\frac{K_{I \text{ num joint } (\delta = 0^\circ)}}{K_{I \text{ num joint } (\delta = 1^\circ)}} = f(a/t) \quad [I]$$

En somme, cette phase de l'étude numérique permet de montrer l'influence de la déflexion résiduelle de soudage sur les conditions de propagation des fissures qui évoluent depuis cette zone du cordon de soudure (zone II).

Dans l'hypothèse où il existe une déflexion résiduelle (δ) différente pour chaque assemblage en angle, il est logique de supposer que celle-ci puisse jouer un rôle prédominant sur les dispersions expérimentales obtenues sur les durées de vies en fatigue.

V 5 4 RESULTATS ANALYTIQUES

1) L'évolution des facteurs d'intensité de contraintes analytiques (calculés dans la partie la plus profonde de la fissure semi elliptique (définis chapitre V 5 2 b)), est présentée figure (17) en fonction de la dimension maximale de la fissure, pour chaque zone de rupture en fatigue de l'assemblage (zone I et II) et chaque procédé de soudage (MIG et Electrode).

On observe, lorsque la ruine en fatigue se produit simultanément au pied et à la racine de la soudure ($2a/t = 0,75$), une décroissance de la fonction $KI = f(a)$ dès que la fissure atteint une dimension supérieure à la mi épaisseur de la plaque assemblée ($a/t = 0,5$).

Ces résultats peuvent être expliqués par l'effet conjoint, durant la rupture en fatigue, de la redistribution continue de l'état de contrainte à la pointe de chacune des trois fissures présentes dans la soudure et de l'évolution de la forme du front de la fissure (semi elliptique) au fur et à mesure que celles ci se propagent.

2) Les calculs de durées de vie sont effectués par intégration de la fonction $K = f(a/t, a/c, U, \theta)$ en considérant une loi de fissuration de type PARIS.

Les bornes d'intégration sont définies par :

- a_0 : défaut initial présent dans la soudure (correspond à la limite de détection expérimentale ($a_0 = 0,05$ mm)) ;
- a_f : défaut final (calculé à partir de la mécanique linéaire élastique de la rupture, en considérant la valeur limite de la ruine plastique du ligament restant).

Les constantes C et m du matériau sont déterminées expérimentalement dans le métal de base (E36-4), dans le sens travers du laminage ($C = 2$ à $3 \cdot 10^{-12}$; $m = 3$; ΔK en (MPa \sqrt{m}))

Analyse des résultats analytiques

1) *Les valeurs analytiques font apparaître une phase d'évolution lente des microfissures ($a < 1$ mm) qui représente, selon la zone de rupture (zone I ou II), 33 à 44 % de la durée de vie en propagation des assemblages en angle.*

L'analyse comparative, des valeurs analytiques et expérimentales (obtenus sur les assemblages instrumentés par les microjauge de déformation) montre, pour chaque cas de figure, une estimation théorique proche des résultats d'essais (tableau (1)).

2) *La modélisation de la tenue à la fatigue de la zone I du cordon, met en évidence*

- *Une estimation correcte de la durée de vie en fatigue des assemblages en angle* quelque soit la zone de rupture (zone I et II), le mode de ruine (fissuration unique ou multiple) et le procédé de soudage considéré (MIG ou Electrode). Les résultats expérimentaux et analytiques sont présentés figures (19) à (24);

- *Une augmentation de la durée de vie en propagation proche de 80 % lorsque l'angle de raccordement θ varie de 30 à 60°* (c. à d. lorsque l'acuité d'entaille diminue localement). La superposition des résultats expérimentaux (obtenus sur les assemblages soudés par électrode enrobée) avec les valeurs analytiques (calculées pour les mêmes cas de figures), présentée figure (18), montre que cette tendance est sensiblement représentative et réaliste.

3) *L'étude analytique effectuée en zone II du cordon montre une diminution proche de 50% de la durée de vie en propagation de l'assemblage lorsque :*

- La dimension du manque de pénétration varie de $2a/t = 0,4$ à $0,75$

- La déflexion résiduelle entre les tôles assemblées évolue de $\delta = 0^\circ$ à 1° .

Les résultats d'essais n'ont pas permis de mettre en évidence l'influence du chemin de fissuration (donc de la dimension du manque de fusion à la racine) sur la durée de vie en fatigue des assemblages en angle (la dispersion expérimentale étant trop importante). Néanmoins, les valeurs analytiques montrent que ceci pourrait être justifié par l'incidence de la déflexion résiduelle entre les plaques assemblées.

Les tracés de ces courbes (amplitude de contrainte, nombre de cycles à rupture ; figure(25)) calculées pour les différents cas d'études ($2a/t = 0,4$; $0,75$ pour $\delta = 0^\circ$ et $\delta = 1^\circ$), permettent de conforter cette argumentation. Les valeurs analytiques démontrent en effet que la quasi totalité de la bande de dispersion expérimentale peut être "englobée" en faisant varier les paramètres $2a/t$ et δ dans le modèle de prédiction analytique.

D'autre part, la superposition des valeurs analytiques, calculées pour $2a/t = 0,4$ à $0,8$ et $0^\circ < \delta < 1^\circ$, avec les résultats obtenus sur les assemblages d'angle possédant les mêmes caractéristiques géométriques (la déflexion résiduelle réelle mesurée δ est comprise entre 0° et 1°) figure (26), permet de démontrer qu'il est possible d'estimer par excès ou par défaut les durées de vie en fatigue des soudures d'angle .

4) *L'ensemble des résultats obtenus par ce modèle analytique démontre que, dans la mesure où la géométrie et "l'histoire" du comportement en fatigue de l'assemblage en angle est connu (Amplitude de contrainte appliquée, Déflexion résiduelle réelle des plaques assemblées, Nombre de cycles à l'amorçage (N_a), Nombre de cycles en propagation (N_p), Zone de rupture (I ou II), Manque de pénétration à la racine ($2a/t$)), le nombre de cycles à rupture peut être estimé avec une erreur moyenne égale à 20%.*

Les résultats, théoriques et expérimentaux, sont présentés figure (27).

V 6 SYNTHESE DES RESULTATS NUMERIQUES ET ANALYTIQUES

La modélisation de la tenue à la fatigue des assemblages en angle en fonction de la pénétration des soudures et dans le cas d'une sollicitation en traction-flexion, montre :

☛ Malgré la complexité du phénomène physique que représente la ruine en fatigue des soudures d'angle (par la présence de micro et macro hétérogénéités d'ordre mécanique et structural, la présence d'un état de contrainte résiduelle très complexe, etc...), qu'il est possible à partir de calculs numériques linéaires élastiques :

- D'estimer les sites préférentiels d'amorçage des microfissures de fatigue dans chacune des zones sensibles du cordon de soudure en fonction des paramètres géométriques et des conditions de chargements.
- De simuler les chemins de propagation des fissures de fatigue, dans chaque zone d'étude du joint soudé, à l'aide du modèle énergétique proposé par SIH [55], pour un mode de ruine unique ou multiple des assemblages en angle (propagation simultanée ou non des fissures de fatigue dans les zones I, II ou III du cordon).
- De modéliser la durée de vie en propagation des assemblages en angle sollicités en traction et flexion, en fonction des paramètres géométriques du cordon, de la dimension du manque de pénétration, de la déflexion résiduelle des tôles assemblées et du procédé de soudage considéré (MIG et manuel).

☛ L'efficacité de cette modélisation analytique qui permet de prendre en compte la phase de propagation lente des microfissures (mise en évidence par le programme expérimental) et de donner une estimation de la durée de vie en fatigue satisfaisante quelque soit la zone de rupture et le procédé de soudage considéré.

VI CONCLUSIONS GENERALES DE L'ETUDE

L'ensemble de cette étude réalisée dans le but d'évaluer la tenue à la fatigue des assemblages d'angle en fonction de la pénétration des soudures, dans le cas d'une sollicitation en traction-flexion, a permis de montrer que :

☞ Il est possible de déterminer, à partir des calculs numériques réalisés en mécanique linéaire élastique (en 2 dimensions), les sites préférentiels d'amorçage puis de propagation des microfissures de fatigue en pied et en racine de cordon, en fonction des paramètres géométriques et des conditions de chargement.

☞ La méthode de détection par microjauges de déformation collées en pied de cordon, permet le suivi continu des petites fissures de fatigue depuis l'initiation ($a_0 = 0,05$ mm) jusqu'à une profondeur de 1 mm dans le cordon de soudure.

1) Les résultats de mesure obtenus sur les assemblages d'angle soudés par les procédés MIG pulsé et par électrode à enrobage basique, lorsque la ruine en fatigue se produit dans les zones I et II du pied de cordon de soudure, font apparaître dans chaque cas une évolution distincte de la forme du front des microfissures et fissures.

L'analyse comparative des données expérimentales démontre en fait que ces différents modes de propagation des fissures de fatigue pourraient être associés à :

- la géométrie locale du pied de cordon de soudure (rayon de raccordement),
- l'angle de raccordement de la soudure (θ),
- la présence d'un état de contrainte nominal différent dans chaque zone sensible du cordon de soudure,
- la présence d'un phénomène de coalescence des microfissures ($a < 1$ mm).

2) L'analyse des résultats expérimentaux démontre que la phase de propagation des microfissures (de 0,05 à 1 mm dans le cordon de soudure), peut représenter 30 à 90% de la durée de vie en fatigue de l'assemblage d'angle. Cette phase de propagation dépend du procédé de soudage (MIG ou manuel), du paramètre géométrique θ et de l'amplitude de contrainte appliquée.

☛ Le programme d'essai expérimental a permis d'estimer l'incidence du manque de pénétration à la racine, sur la tenue à la fatigue des assemblages d'angle, en fonction des caractéristiques géométriques du cordon de soudure et des conditions de chargement.

1) Les résultats d'essais obtenus pour l'étude de la zone I du cordon de soudure montrent qu'il n'existe aucune incidence du manque de pénétration en racine lorsque les épaisseurs des plaques assemblées sont égales à $t = T = 10$ mm. Dans ce cas, la rupture du joint soudé s'effectue en pied de cordon malgré la présence d'un manque de fusion égal à l'épaisseur des plaques assemblées ($2a = 10$ mm).

2) L'étude en fatigue réalisée en zone II du cordon de soudure met en évidence une "interaction" entre le chemin de fissuration (depuis la zone II) et la dimension du manque de fusion en racine. Bien que les modes de ruine des joints soudés soient distincts, on n'observe aucune différence significative sur leur durée de vie en fatigue. Les résultats des essais montrent néanmoins, pour cette géométrie d'assemblage, l'existence d'une dimension critique du manque de pénétration en-dessous de laquelle il n'est plus possible d'initier, puis de propager une fissure de fatigue depuis la racine de la soudure. Cette valeur critique est estimée pour les assemblages soudés par les procédés MIG et manuel à $2a/t = 0,8$ ($t = 10$ mm, $T/t = 3$, $\theta = 60^\circ$).

3) L'étude de la tenue à la fatigue de la racine du cordon de soudure montre également une relation d'interaction entre le mode de ruine en fatigue du cordon et la dimension du manque de pénétration.

Nous observons soit :

- Une propagation de la fissure rejetée en zone I du cordon de soudure ($2a < 7$ mm) ;
- Une propagation simultanée en racine et en zone I du pied de cordon de soudure (7 mm $< 2a < 9$ mm) ;
- Une ruine en fatigue unique depuis la racine dans le joint soudé ($2a > 9$ mm).

On constate une diminution significative de la durée de vie en fatigue, pour ce type d'assemblage ($\theta = 30^\circ$, $T/t = 3$, $t = 10$ mm), lorsque la ruine en fatigue du joint soudé s'effectue uniquement depuis la racine. Dans ce cas, le manque de fusion en racine est estimé à $2a/t = 0,8 - 0,9$ ($t = 10$ mm).

☛ L'étude réalisée sur les assemblages d'angle sollicités en traction et flexion, a permis de définir une dimension critique du manque de pénétration en dessous de laquelle la non pénétration en racine n'a aucune incidence sur la tenue à la fatigue.

Pour les assemblages soudés par les procédés MIG et manuel à électrode à enrobage basique, celle-ci est estimée à $2a/t = 0,8$ ($t = 10$ mm, $10 < T < 30$ mm).

☛ L'ensemble des travaux réalisés sur les assemblages d'angle à cordons porteurs, montre que l'état de contrainte le plus restrictif pour admettre une dimension critique du manque de pénétration en racine, correspond à un mode de chargement de traction uniaxiale [1].

Dans ce cas, la dimension critique du manque de pénétration en-dessous de laquelle la non pénétration n'a plus d'incidence sur la tenue à la fatigue, est de $2a/t = 0,5$ ($t =$ épaisseur des tôles assemblées).

☛ La modélisation de la tenue à la fatigue des assemblages en angle, en fonction de la pénétration des soudures et dans le cas d'une sollicitation en traction-flexion, montre :

+ Malgré la complexité du phénomène physique que représente la ruine en fatigue des soudures d'angle (par la présence de micro et macro hétérogénéités d'ordre mécanique et structural, la présence d'un état de contrainte résiduelle très complexe, etc...), qu'il est possible à partir de calculs numériques linéaires élastiques :

- De simuler les chemins de propagation des fissures de fatigue, dans chaque zone d'étude du joint soudé, à l'aide du modèle énergétique proposé par SIH [55], pour un mode de ruine unique ou multiple des assemblages en angle (propagation simultanée ou non des fissures de fatigue dans les zones I, II ou III du cordon).

- De modéliser la durée de vie en propagation des assemblages en angle sollicités en traction et flexion, en fonction des paramètres géométriques du cordon, de la dimension du manque de pénétration, de la déflexion résiduelle des tôles assemblées et du procédé de soudage considéré (MIG et manuel).

+ L'efficacité de cette modélisation analytique qui permet de prendre en compte la phase de propagation lente des microfissures (mise en évidence par le programme expérimental) et de donner une estimation de la durée de vie en fatigue satisfaisante quelque soit la zone de rupture et le procédé de soudage considéré.

De façon plus générale, l'analyse des résultats numériques et expérimentaux obtenue dans cette étude est encourageante et démontre la nécessité d'optimiser le dimensionnement de la pénétration à la racine ainsi que la géométrie du cordon de soudure. Cette pratique permettrait en effet de diminuer de façon significative le temps et le coût de réalisation des constructions soudées et également d'améliorer la tenue à la fatigue des assemblages en angle à l'état brut de soudage.

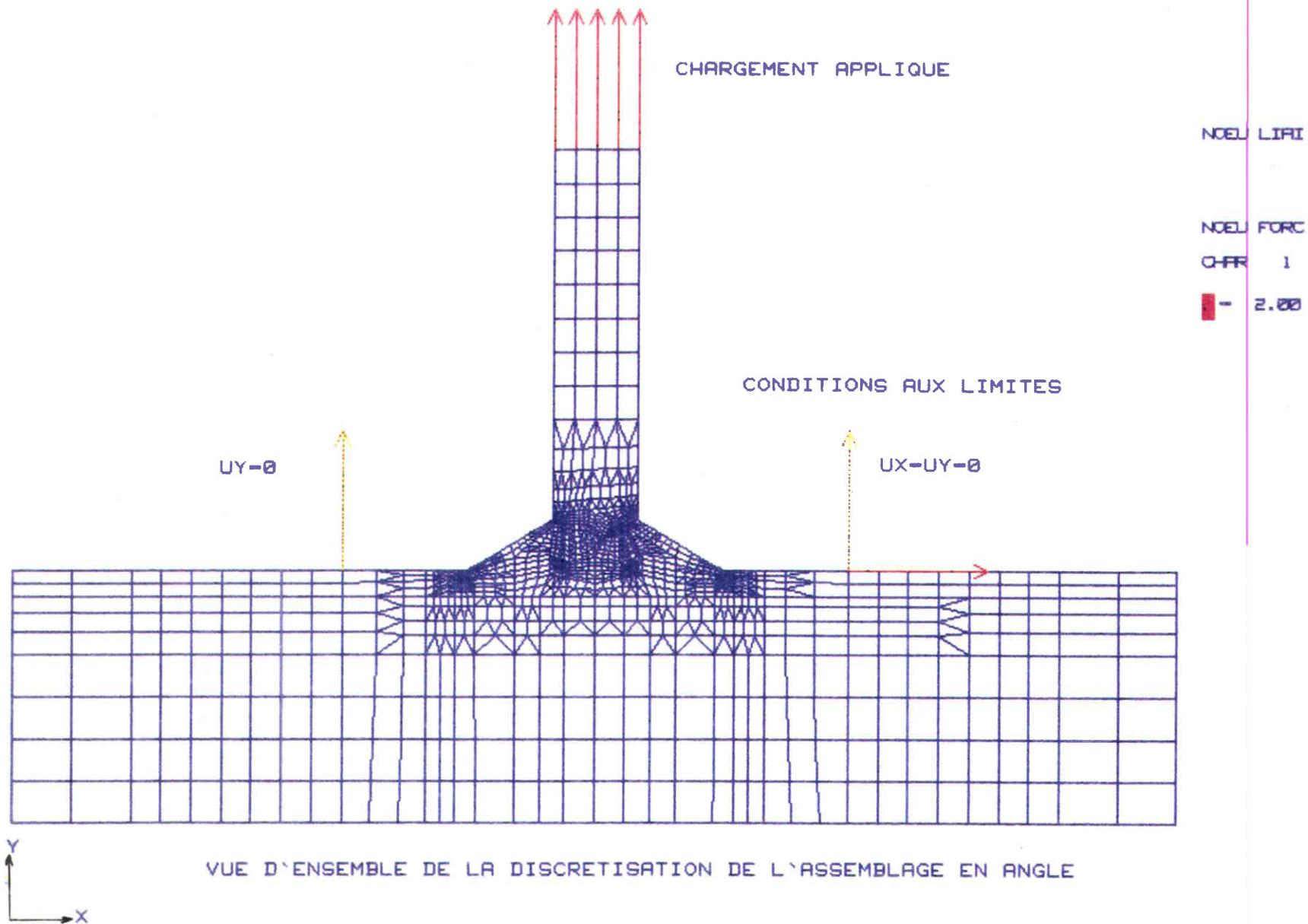
Cependant, bon nombre de progrès sont encore à effectuer dans ce sens pour établir une recommandation générale, à l'usage des bureaux d'études, qui soit représentative à la fois du domaine d'activité industriel (des constructions soudées) et des contraintes économiques actuelles et futures avec l'ouverture imminente du Marché Communautaire Européen.

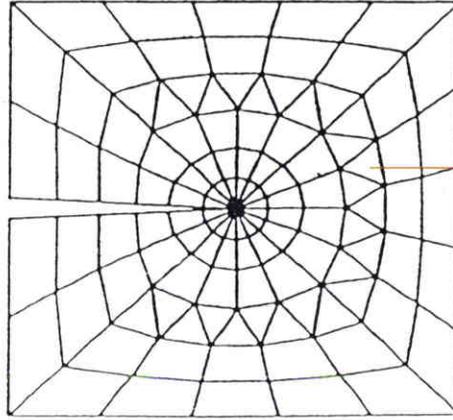
Pour ces raisons, des efforts soutenus doivent être menés sur les plans:

- **Scientifique et technique** pour répondre aux besoins réels des industriels; (représentativité des nuances d'acier, des géométries d'assemblage, des conditions de sollicitation).

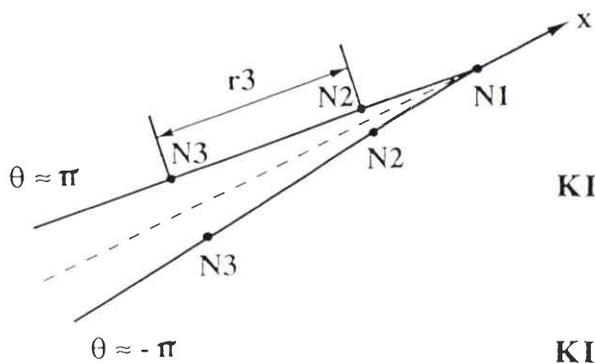
- **Pratique et humain** pour informer et sensibiliser les concepteurs et les fabricants de structures soudées, car généralement ceux-ci imposent la pleine pénétration des soudures d'angle sans se préoccuper de l'influence réelle de la géométrie externe des cordons de soudure sur la durée de vie en fatigue des assemblages en angle.

figure (1)





Présentation de l'élément singulier placé à la pointe de la fissure
et qui permet de déterminer les facteurs d'intensité de contraintes
en mode I et II



$$KI = \left(\frac{2 \cdot \pi}{r_3} \right)^{0,5} \cdot \frac{\mu}{k+1} \cdot \left[4 \cdot (U_{y2} - U_{y3}) \right]$$

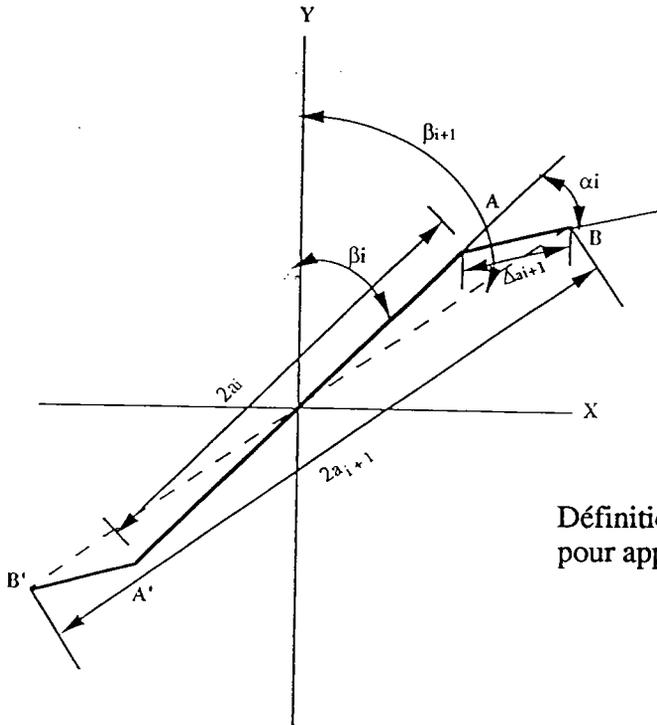
$$KI = \left(\frac{2 \cdot \pi}{r_3} \right)^{0,5} \cdot \frac{\mu}{k+1} \cdot \left[4 \cdot (U_{x2} - U_{x3}) \right]$$

$$U_{xi} = U_{xN_i} - U_{xN'_i} \quad \text{discontinuité de } U_{xi}$$

$$k = \begin{cases} 3 - 4\nu & \text{en déformation plane} \\ \frac{3 - \nu}{1 + \nu} & \text{en contrainte plane} \end{cases}$$

Méthode d'analyse des déplacements nodaux à la pointe
de la fissure pour déterminer les valeurs de KI et KII

figure (2)



Définition des paramètres nécessaires pour appliquer le critère de SIH

figure (3)

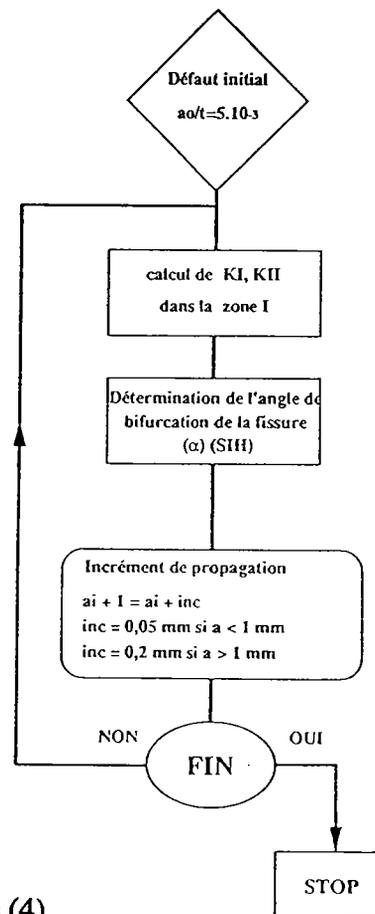


figure (4)

Algorithme appliqué pour simuler le chemin de fissuration lorsque le mode de ruine de l'assemblage en angle est unique. (Une seule fissure de fatigue présente dans la soudure)

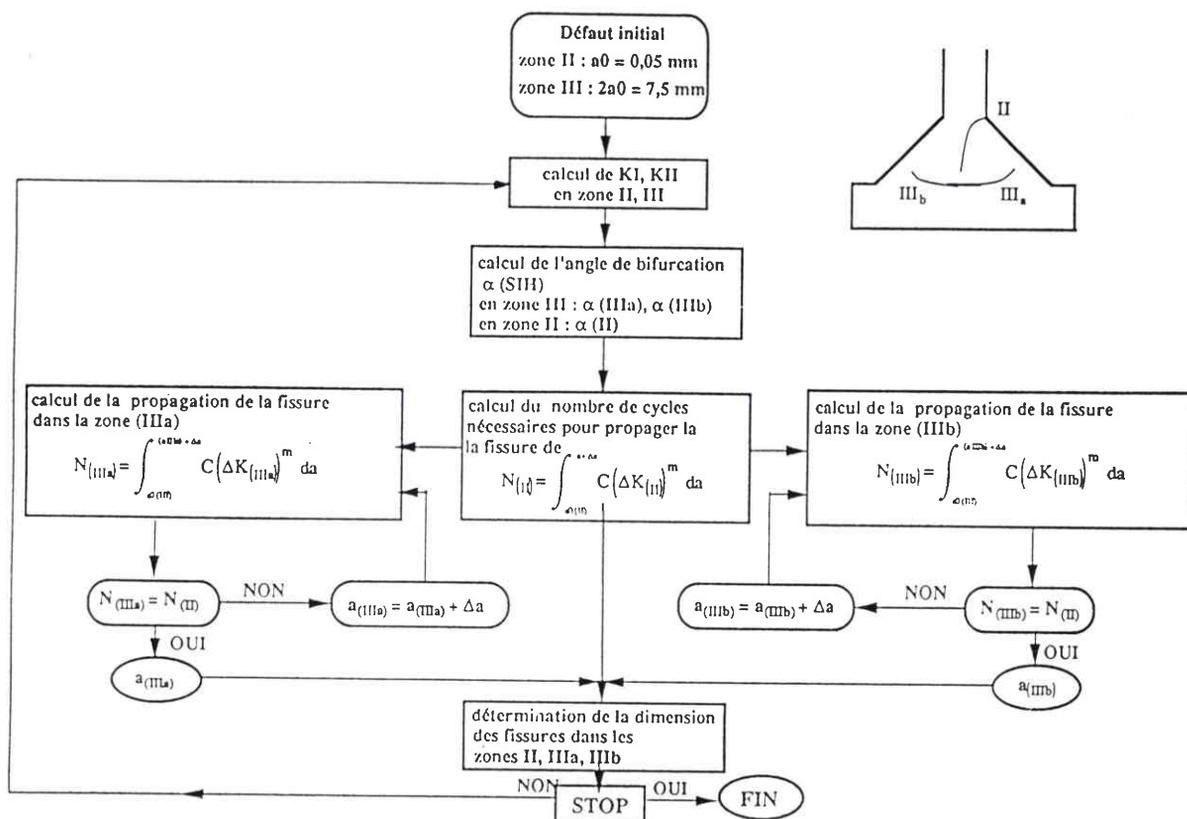


figure (5 a) Algorithme appliqué pour simuler le chemin de fissuration lorsque le mode de ruine de l'assemblage en angle est multiple (fissures de fatigue présentes en pied et en racine de la soudure)

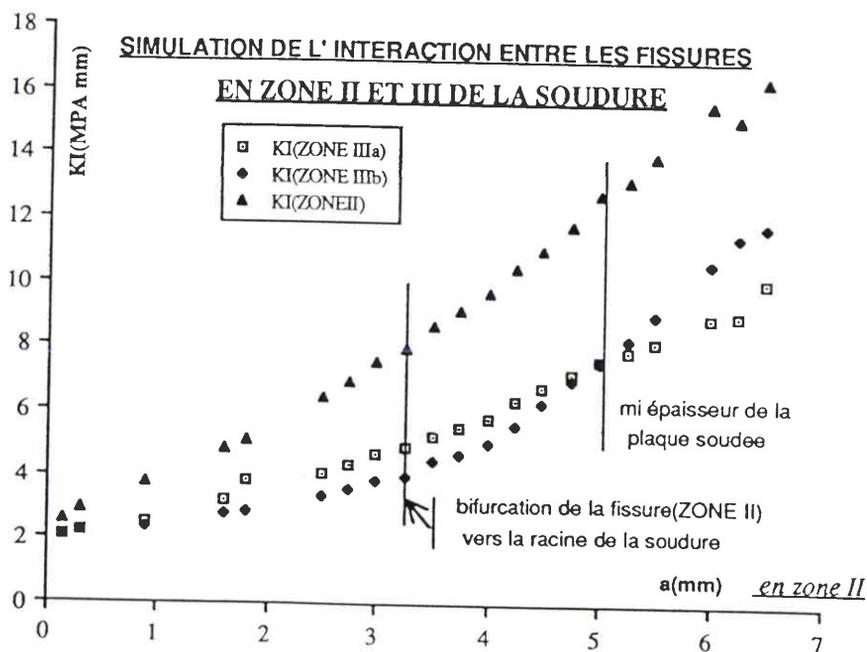


figure (9) Analyse "numérique" du comportement en fatigue de l'assemblage lorsque la fissuration de la soudure est simultanée au pied et à la racine de la soudure.

ZOOM

ampli deform

.300E+04

PIED DE CORDON
(ZONE II)

ELEMENTS SINGULIERS
SITUES A LA POINTE
DES FISSURES DE FATIGUE

RACINE

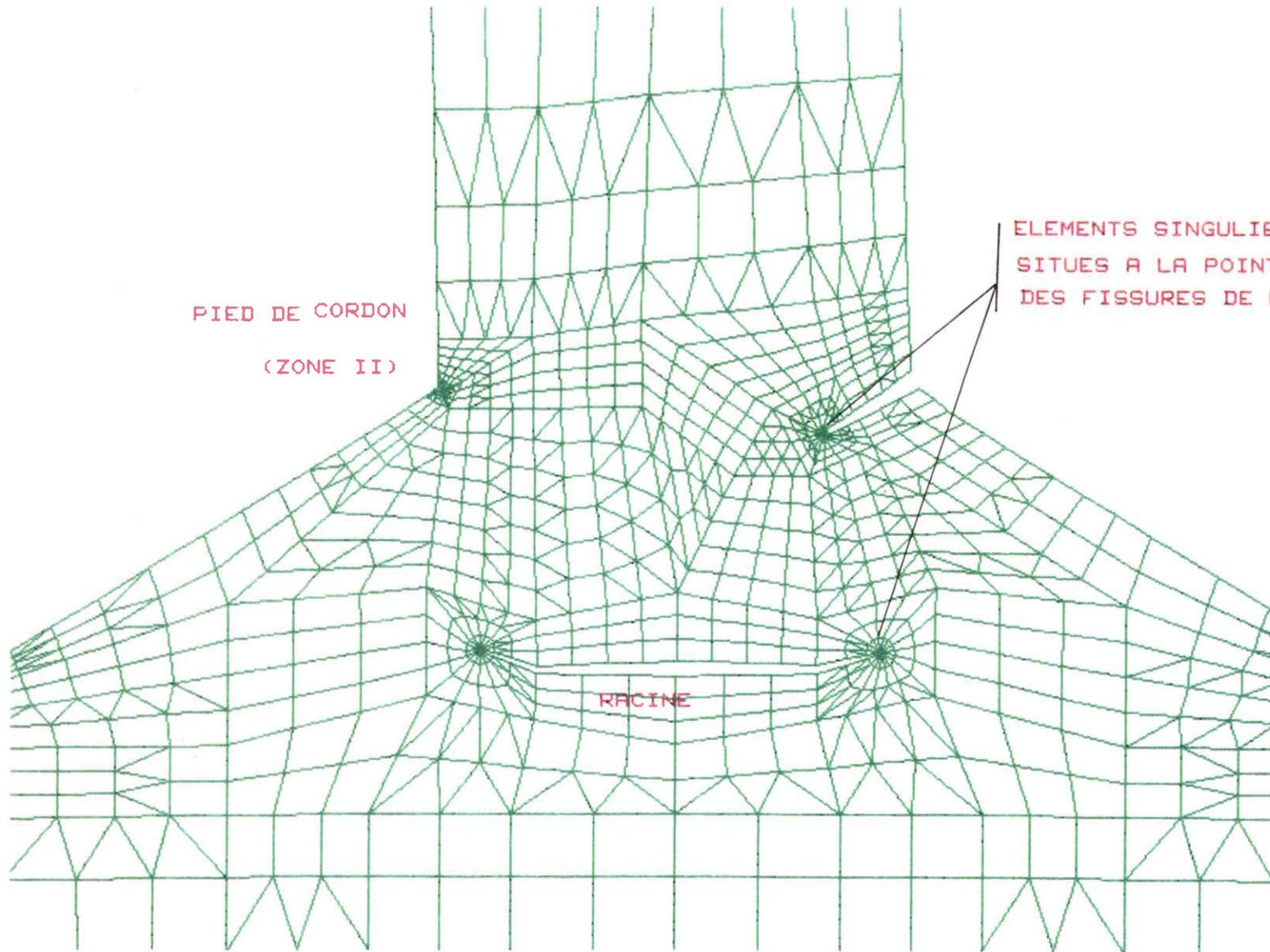


figure (5 b)

SIMULATION DE LA RUINE EN FATIGUE DE L'ASSEMBLAGE EN ANGLE
(CAS DE FISSURATION SIMULTANEE EN PIED ET EN RACINE DE CORDON)

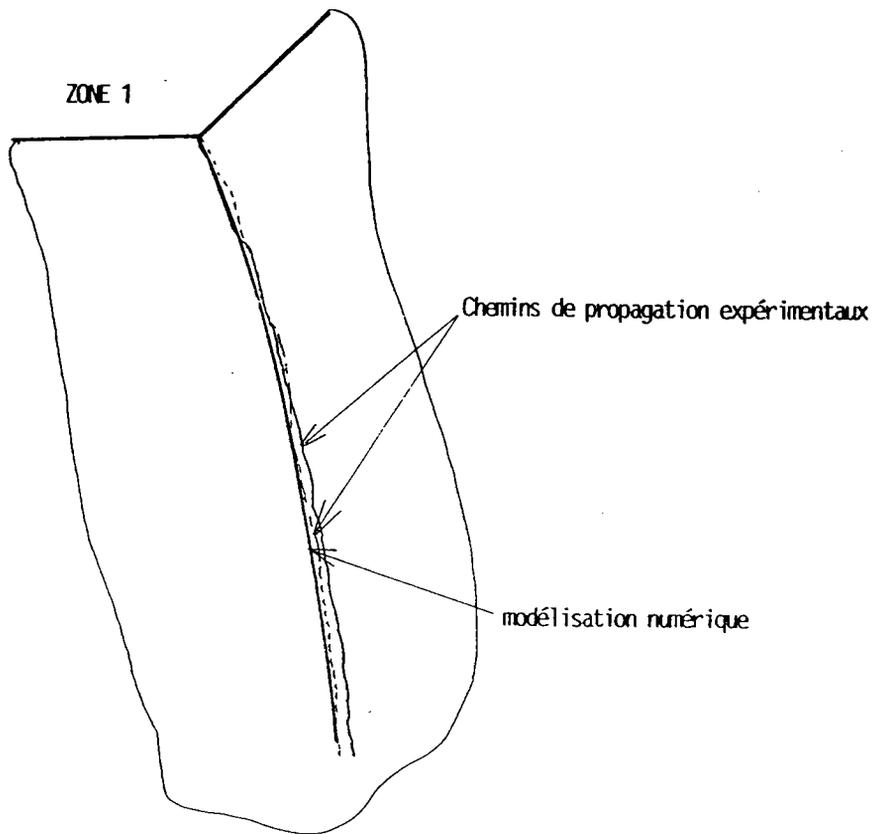


figure (6)

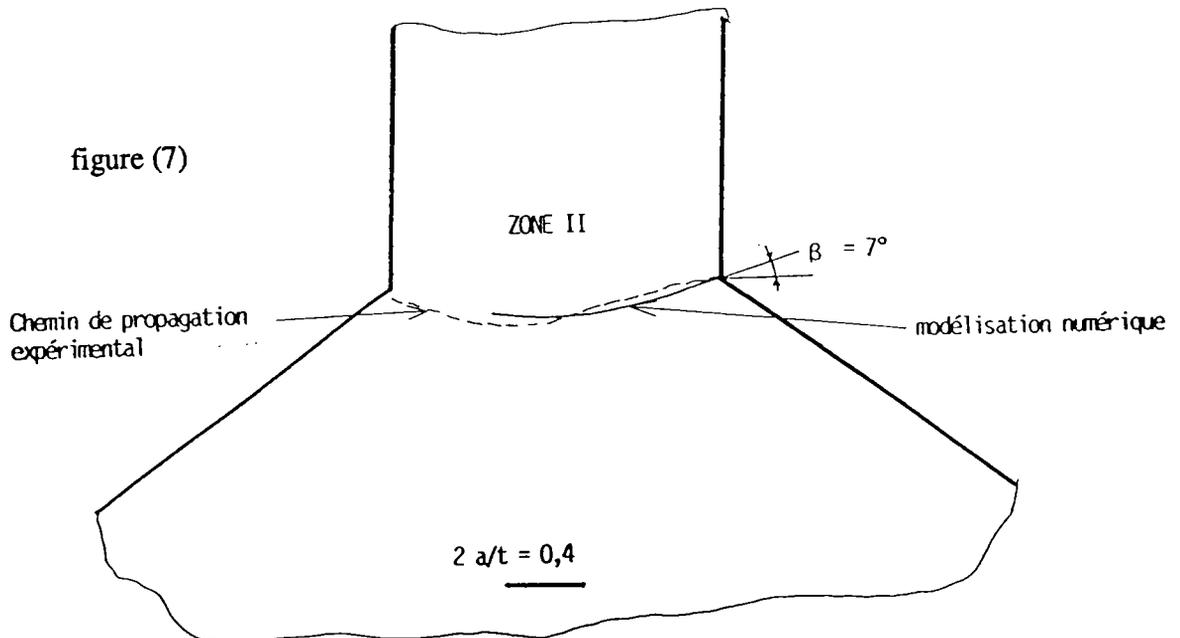


figure (7)

Comparaison des chemins de fissurations expérimentaux et calculés numériquement lorsque le mode de ruine de l'assemblage est unique. (Une seule fissure de fatigue présente dans la soudure)

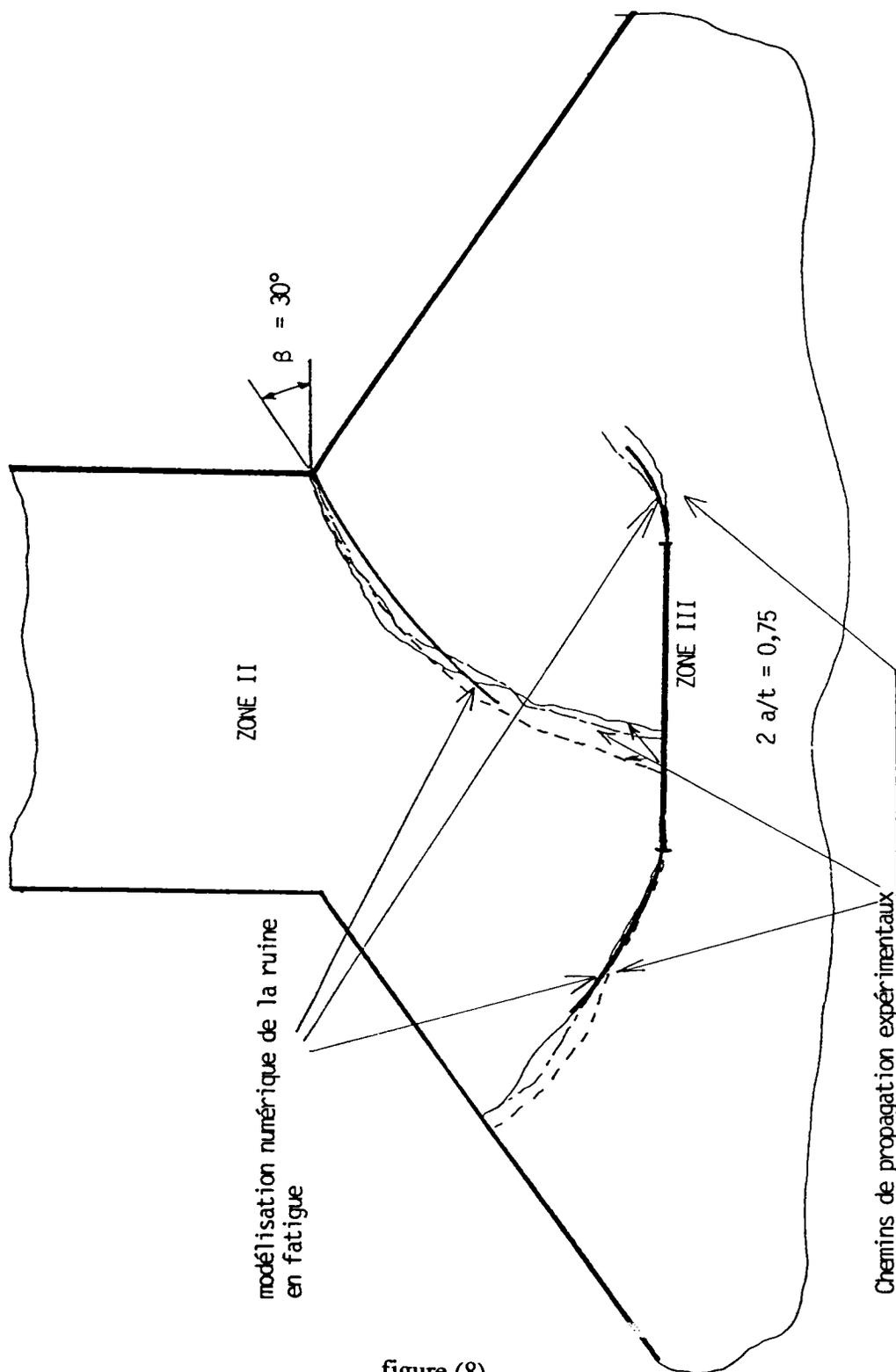
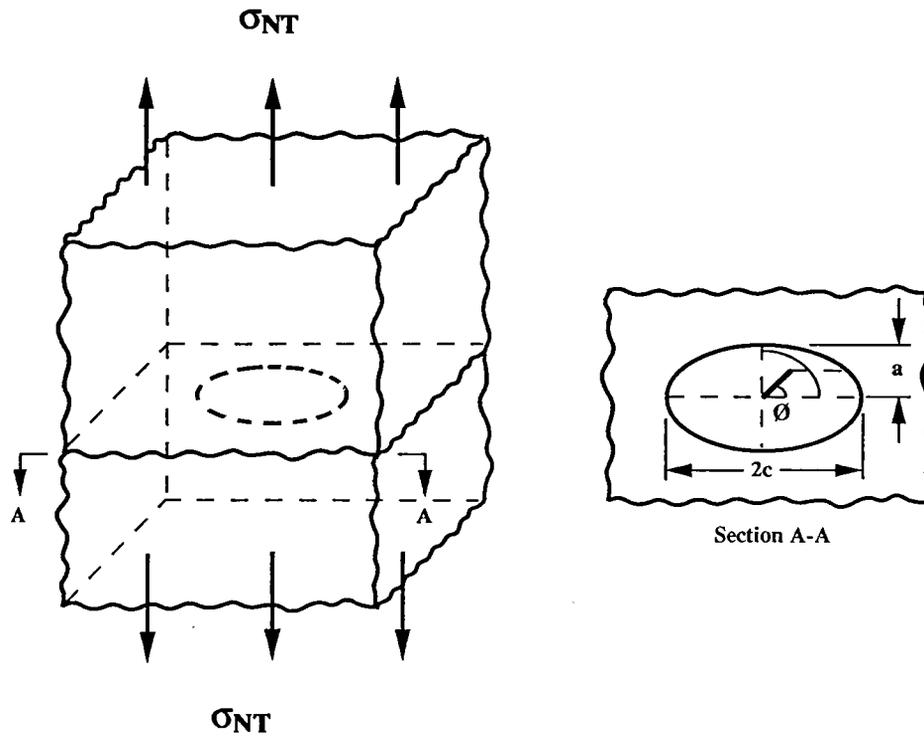
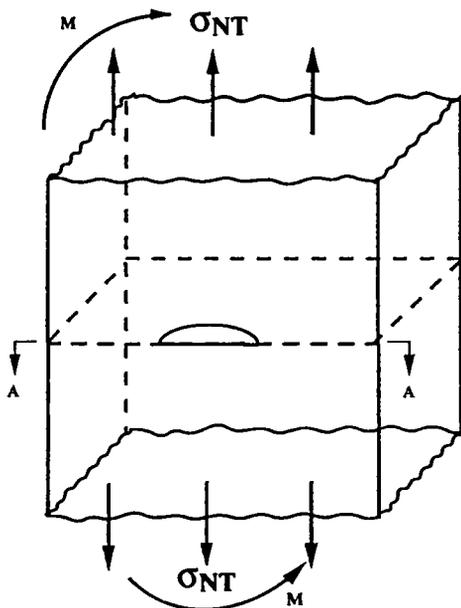


figure (8)

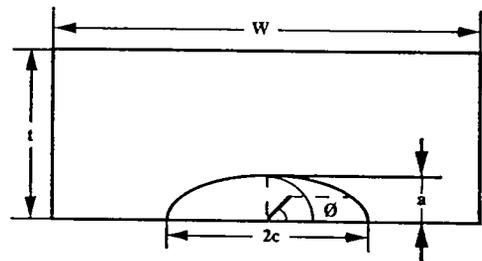
Comparaison des chemins de fissurations expérimentaux et calculés numériquement lorsque le mode de ruine de l'assemblage est multiple. (fissures de fatigue présentes au pied et à la racine de la soudure)



Fissure elliptique dans un solide infini soumis à une contrainte nominale de traction uniaxiale
figure (10 a)

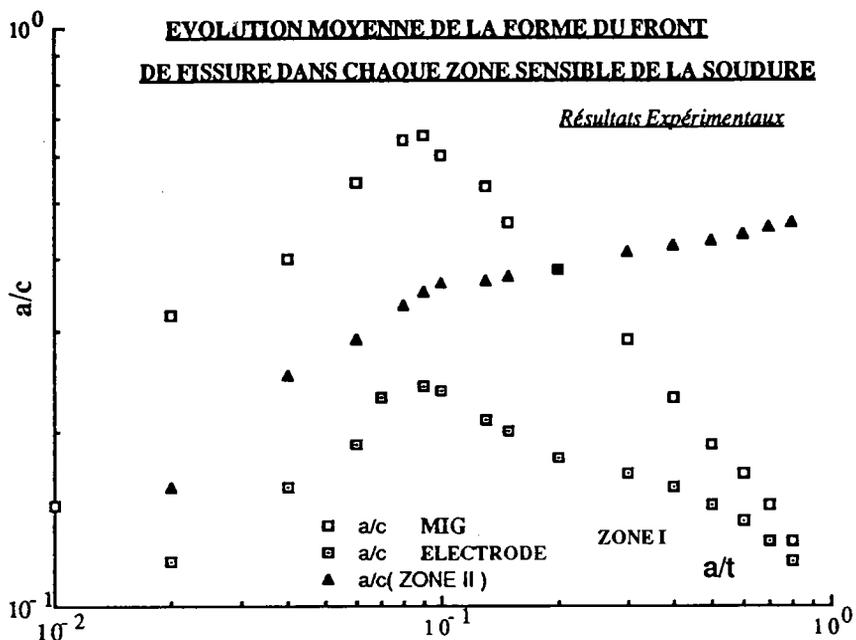


$$\sigma_{Nfl} = \frac{3 \cdot M}{W \cdot h^2}$$



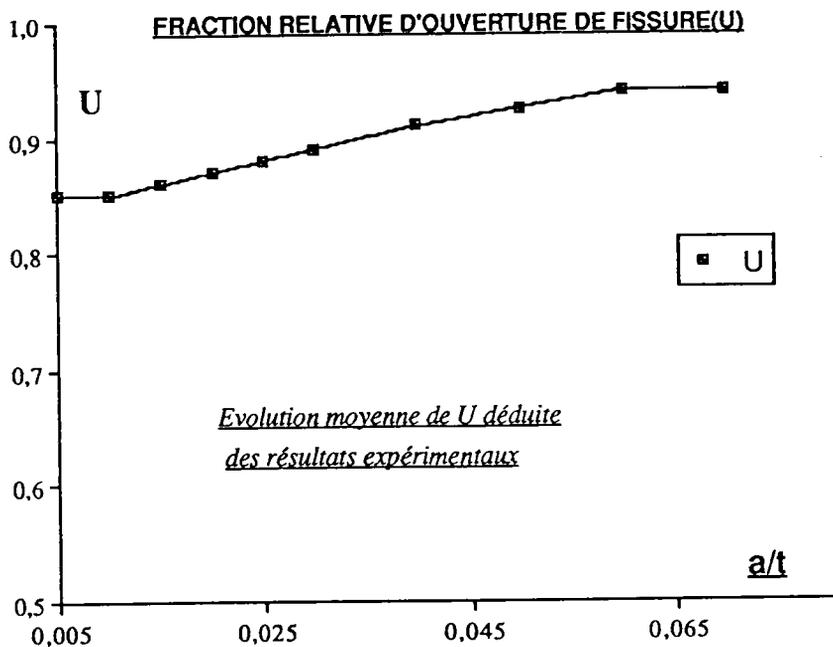
fissure semi elliptique débouchante en surface et localisée dans une plaque finie et sollicitée par une contrainte nominale de traction (σ_{NT})

figure (10 b)



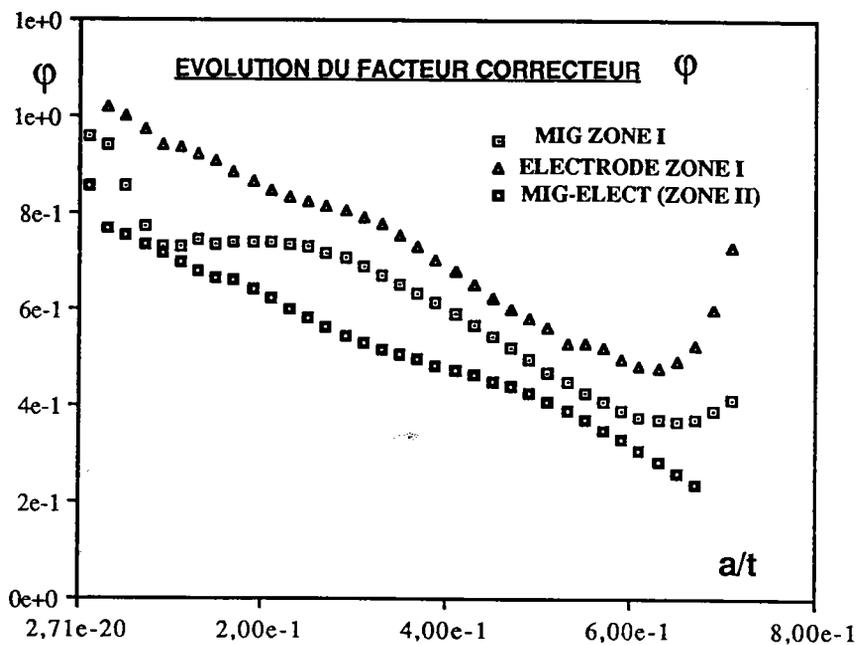
Evolution moyenne de la forme du front de fissure (zone I et II) prise en compte dans le modèle analytique pour estimer la durée de vie des assemblages soudés par procédé MIG et par Electrode

figure (11)



Evolution moyenne de la fraction d'ouverture de fissure U (zone I et II) prise en compte dans le modèle analytique pour estimer la durée de vie des assemblages soudés par procédé MIG et par Electrode

figure (12)



Evolution du facteur ϕ en fonction de la zone de fissuration et du procédé de soudage considéré

figure (13)

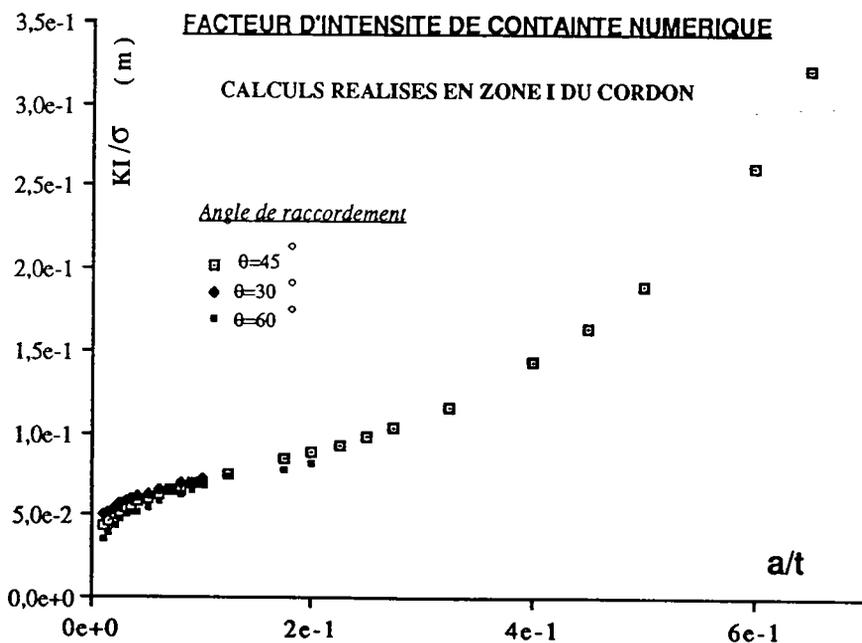


figure (14) Evolution du facteur d'intensité de contrainte déterminé numériquement dans la zone I du cordon et pour trois angles de raccordement θ distincts

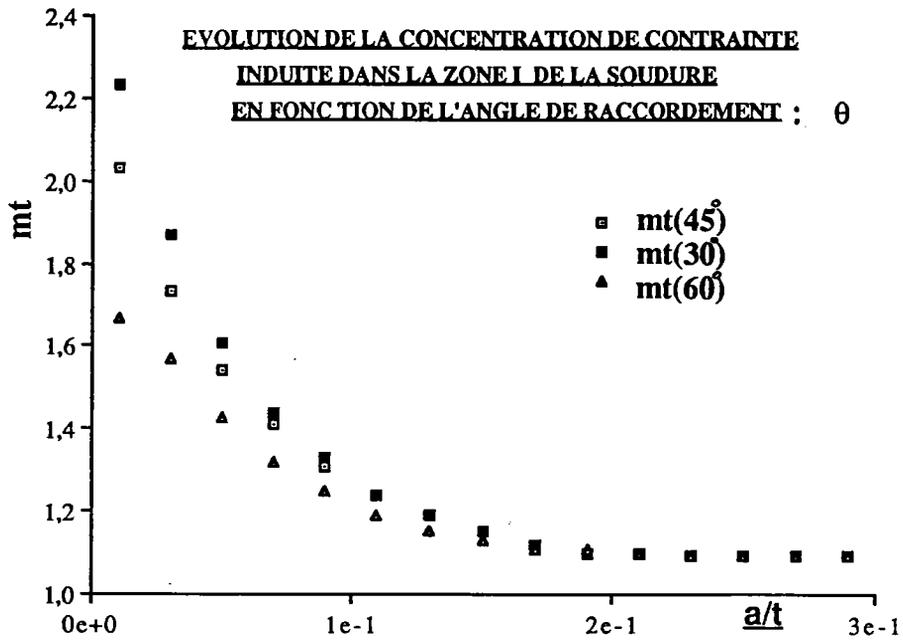
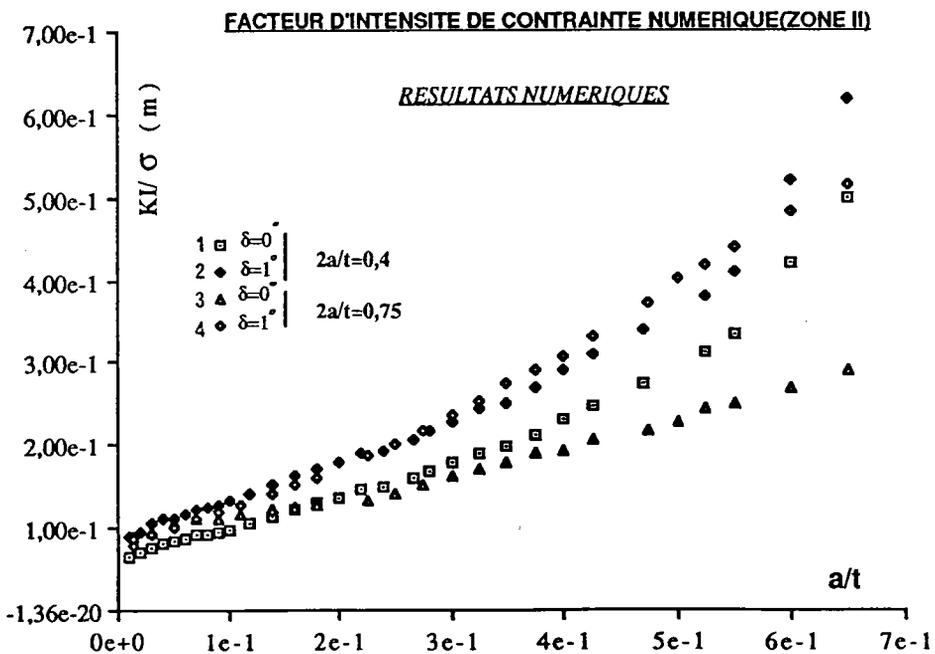


figure (15)



Evolution du facteur d'intensité de contrainte déterminé numériquement dans la zone II du cordon en fonction de la dimension du manque de fusion à la racine et donc de la zone de fissuration

figure (16)

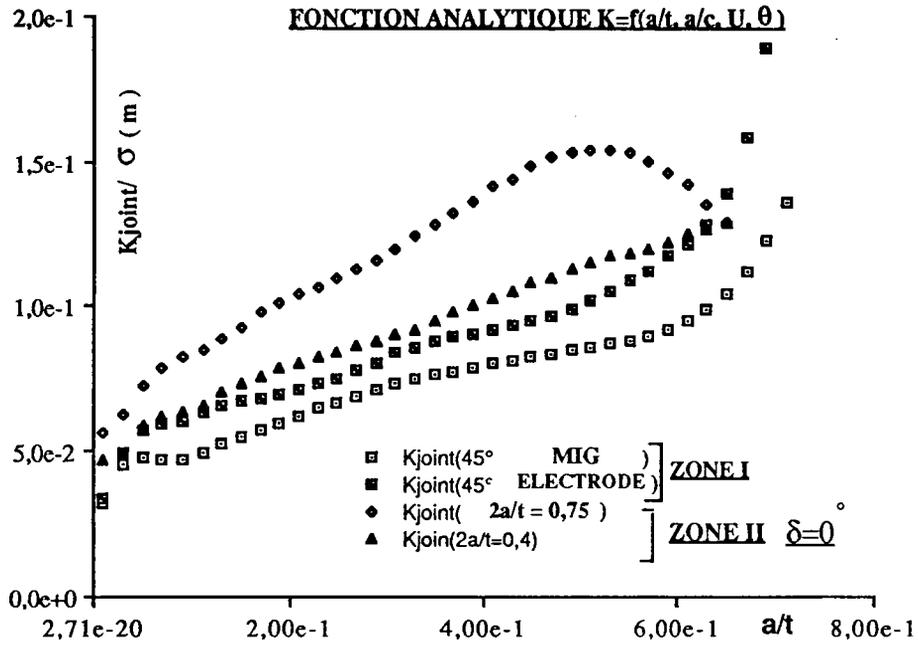
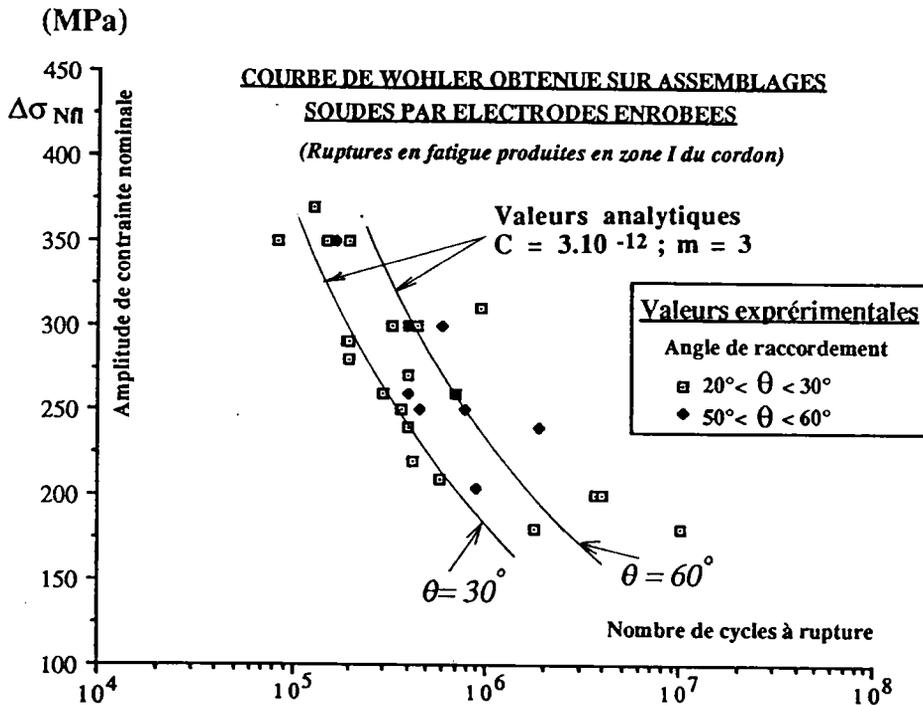
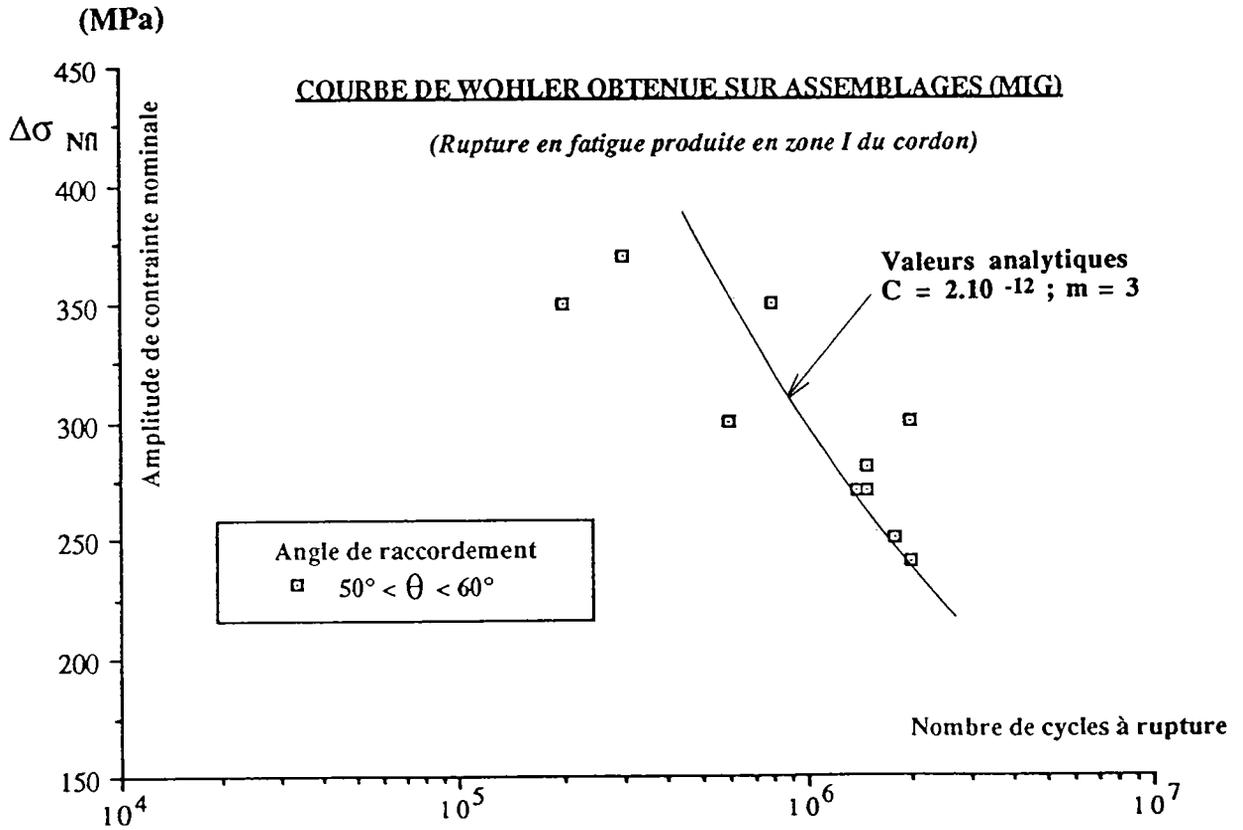


figure (17) Evolution du facteur d'intensité de contrainte déterminé analytiquement dans la zone II du cordon en fonction de la dimension du manque de fusion à la racine et donc de la zone de fissuration



Comparaison les résultats expérimentaux et des valeurs analytiques Prise en compte dans le modèle analytique de l'influence de l'angle de raccordement θ (Procédé MIG; ruine en fatigue en zone I)

figure (18)



Comparaison des résultats expérimentaux et des valeurs analytiques obtenues à l'aide du modèle de prédiction de la durée de vie des assemblages en angle. (Procédé MIG; ruine en fatigue en zone I)

figure (19)

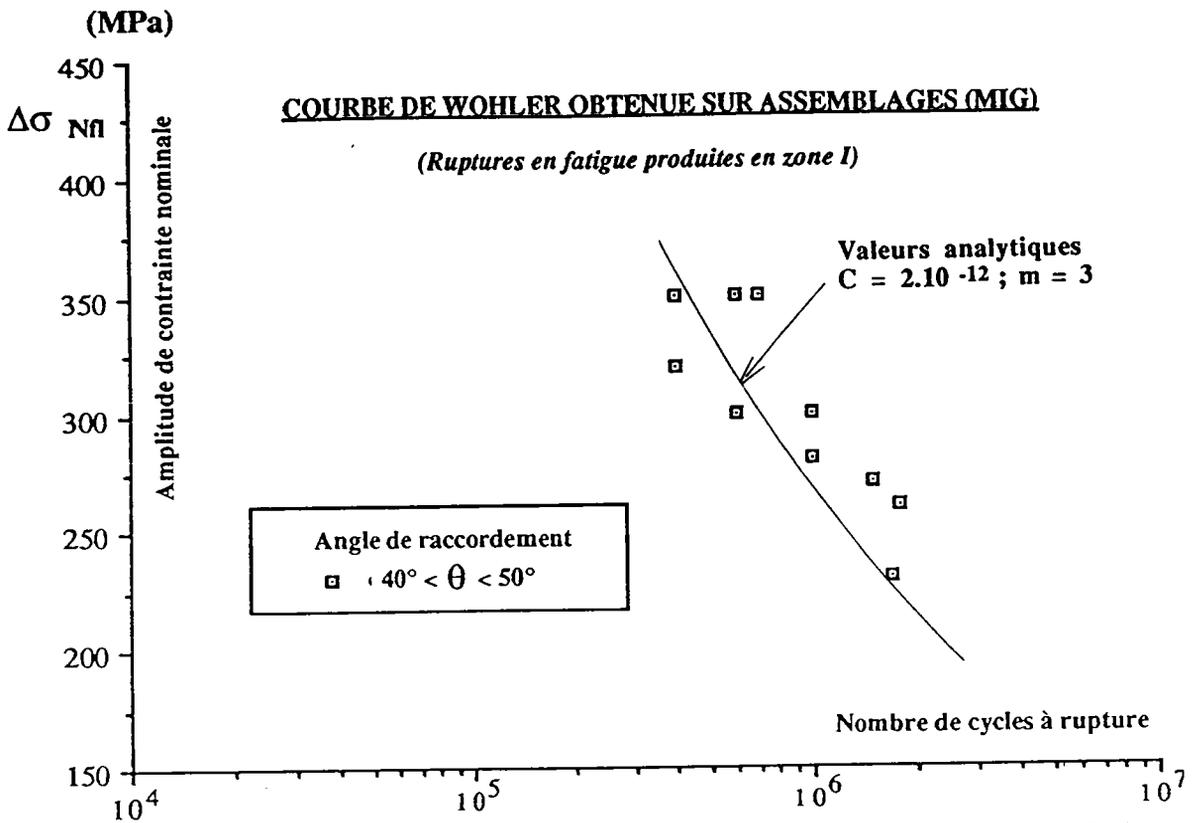


figure (20) Comparaison des résultats expérimentaux et des valeurs analytiques obtenues à l'aide du modèle de prédiction de la durée de vie des assemblages en angle. (Procédé MIG; ruine en fatigue en zone I)

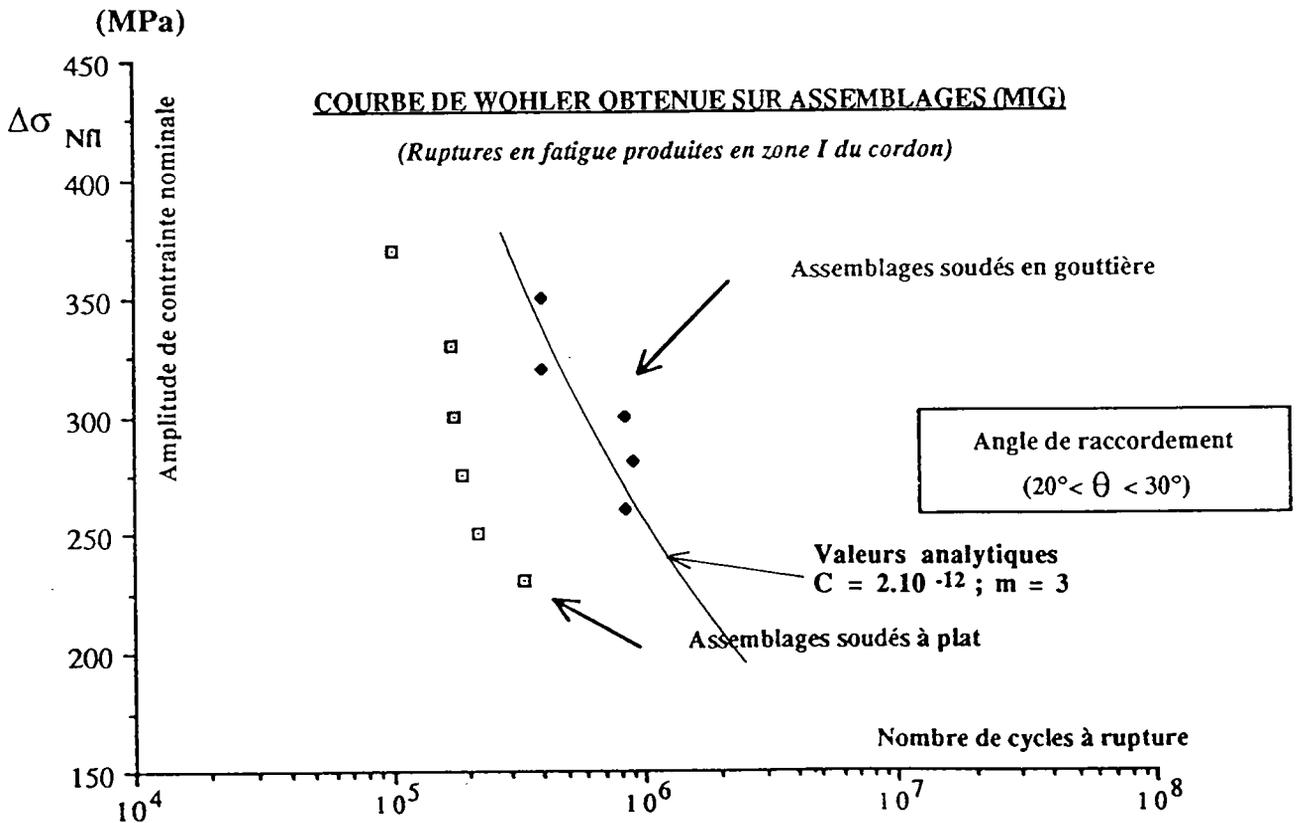


figure (21) Comparaison des résultats expérimentaux et des valeurs analytiques obtenues à l'aide du modèle de prédiction de la durée de vie des assemblages en angle. (Procédé MIG; ruine en fatigue en zone I)

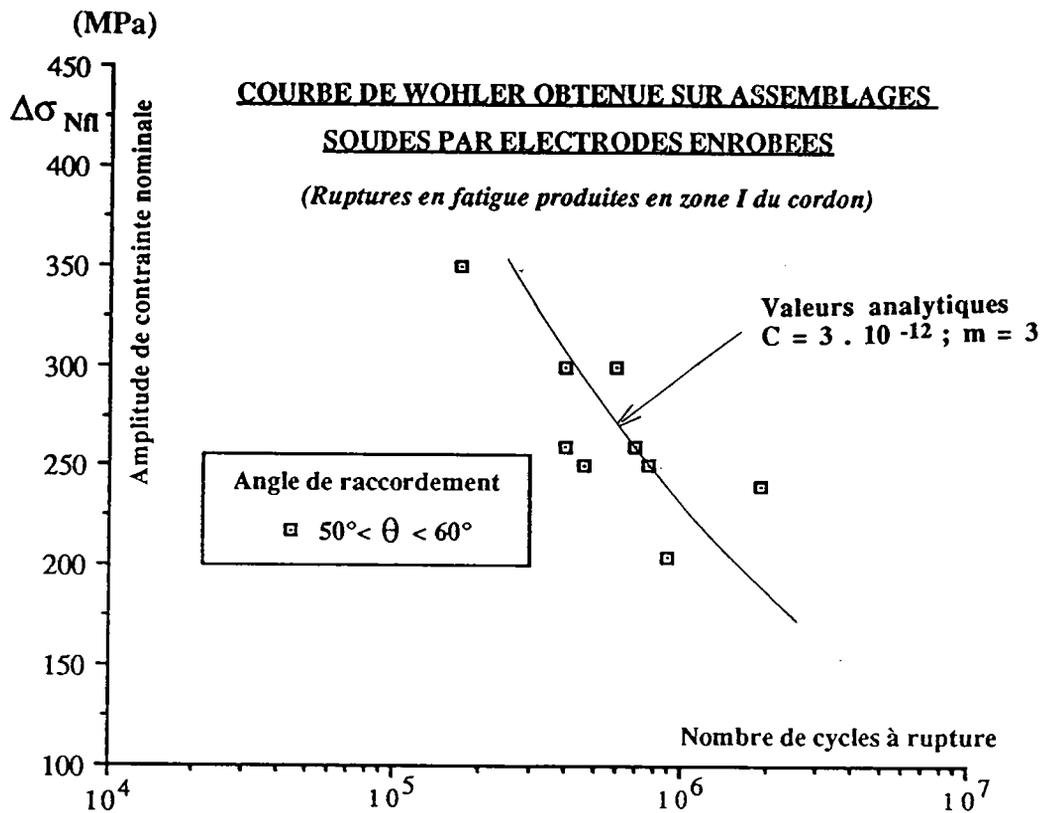


figure (22) Comparaison des résultats expérimentaux et des valeurs analytiques obtenues à l'aide du modèle de prédiction de la durée de vie des assemblages en angle. (Par Electrode; ruine en fatigue en zone I)

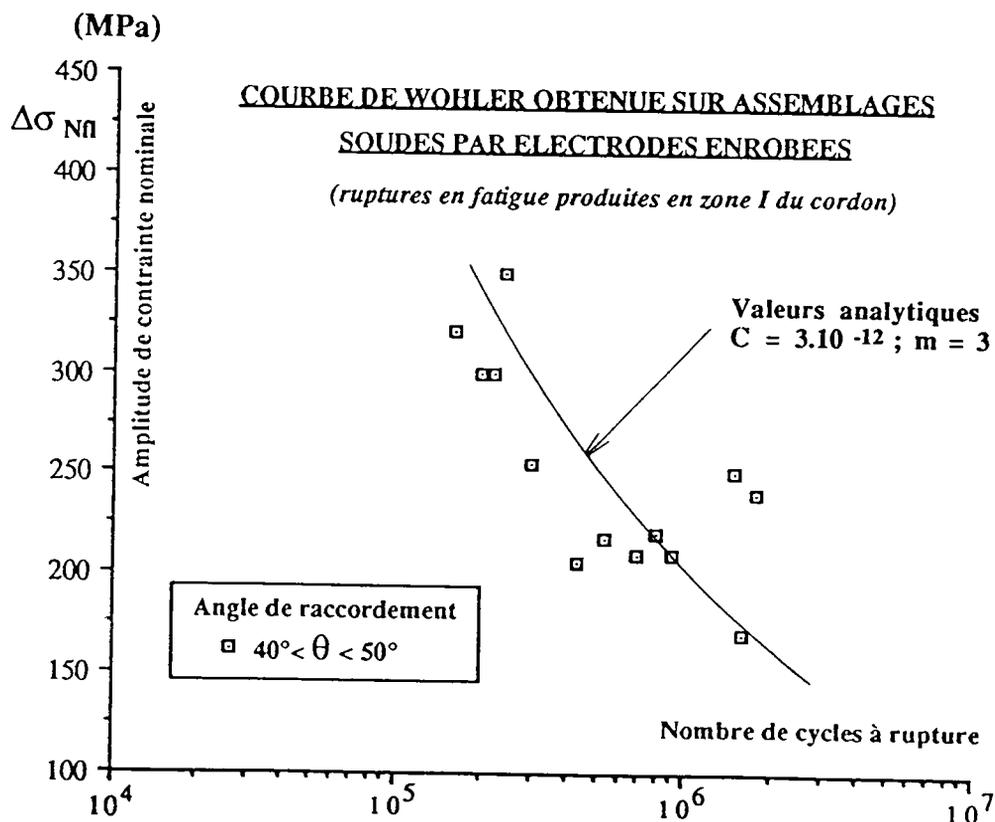


figure (23) Comparaison des résultats expérimentaux et des valeurs analytiques obtenues à l'aide du modèle de prédiction de la durée de vie des assemblages en angle. (Par Electrode; ruine en fatigue en zone I)

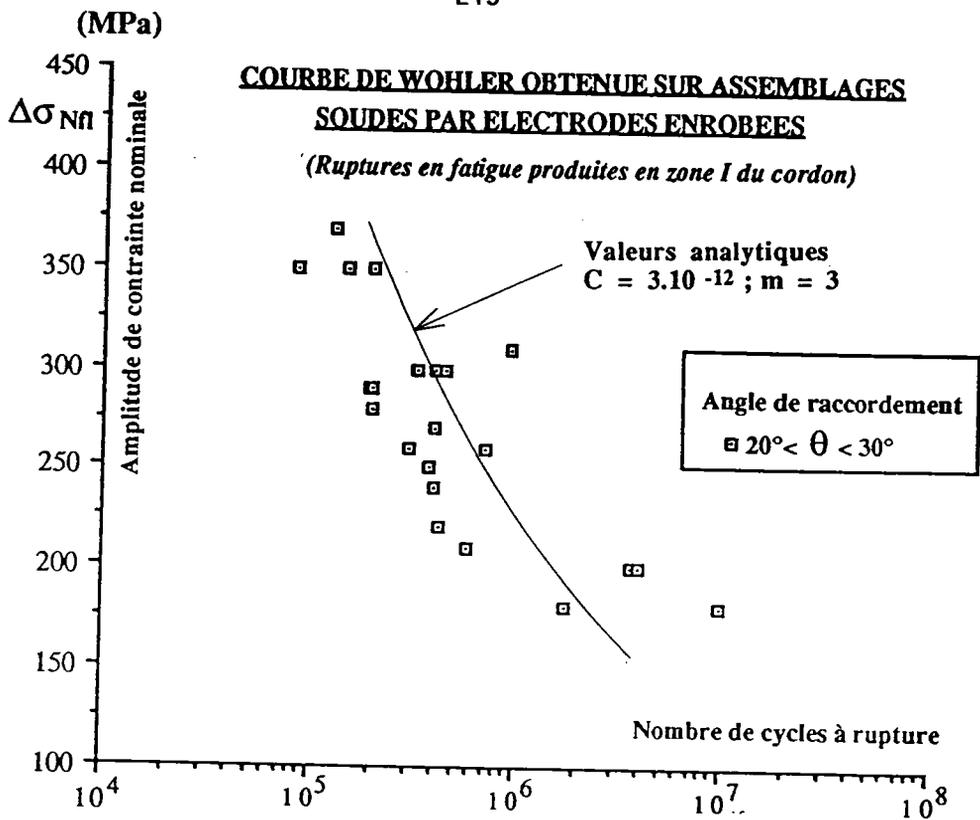


figure (24) Comparaison des résultats expérimentaux et des valeurs analytiques obtenues à l'aide du modèle de prédiction de la durée de vie des assemblages en angle. (Par Electrode; ruine en fatigue en zone I)

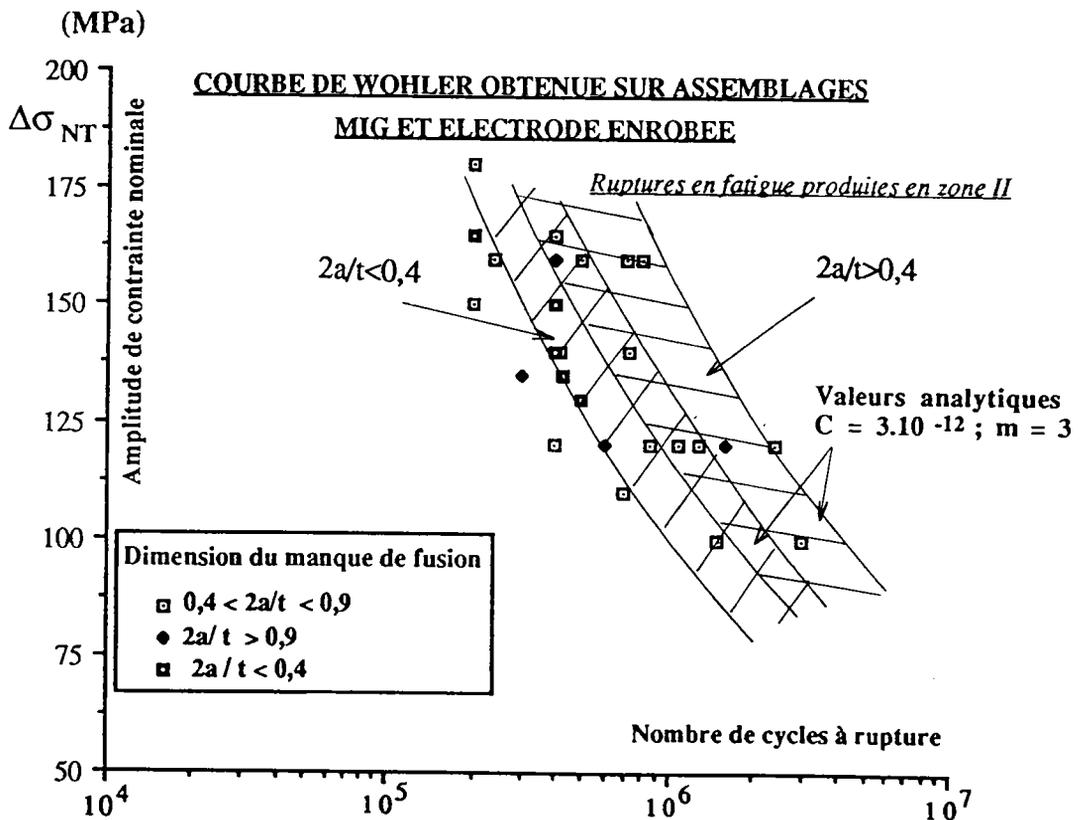
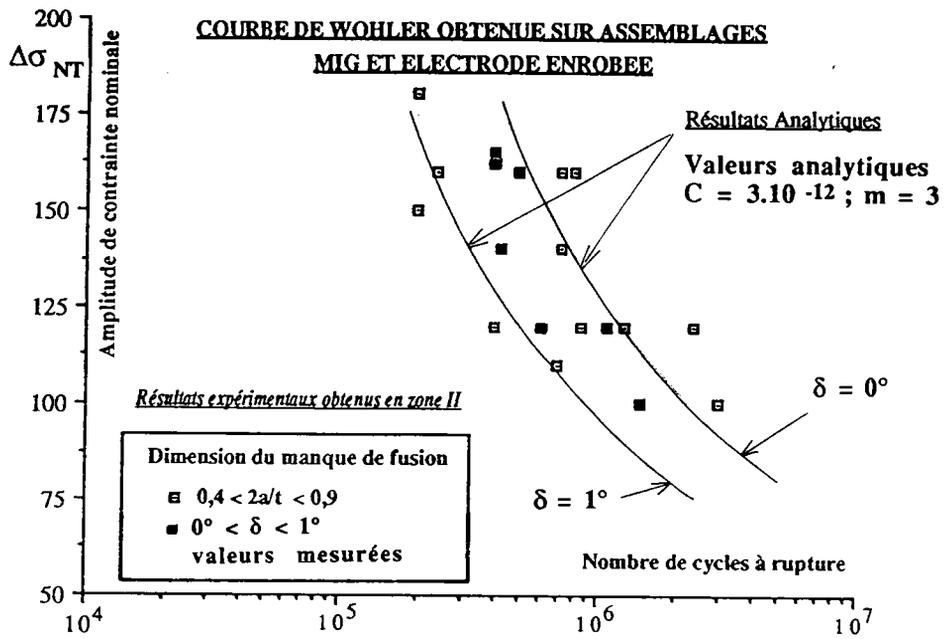
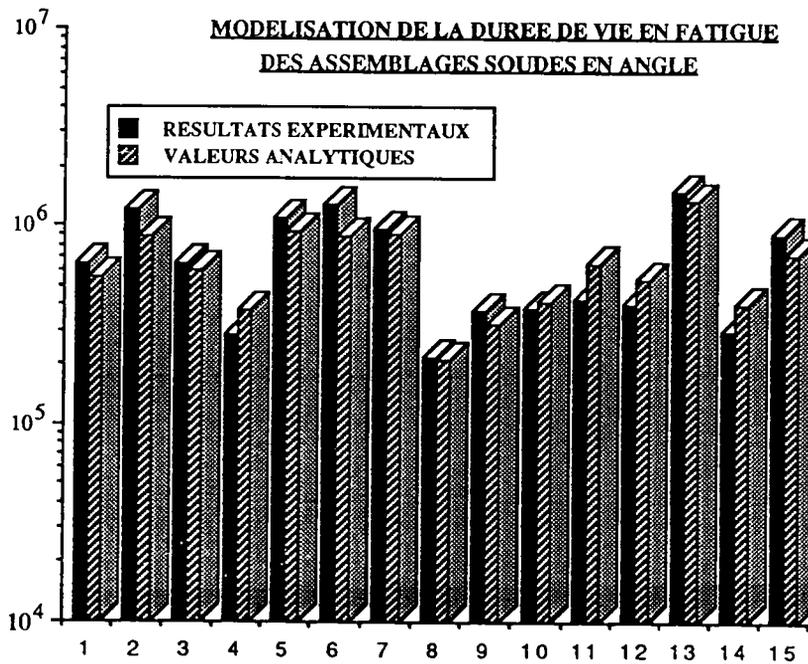


figure (25) Comparaison des résultats expérimentaux et des valeurs analytiques Mise en évidence par le modèle analytique de l'influence de la dimension du manque de pénétration ($2a/t$) et de la déflexion résiduelle entre les tôles δ sur la durée de vie en fatigue des assemblages en angle. (MIG et Electrode; ruine en fatigue en zone II)



Cohérence entre les résultats expérimentaux et les valeurs analytiques lorsque la déflexion résiduelle est comprise entre 0° et 1° .

figure (26)



Comparaison des durées de vie en propagation, expérimentales et analytiques. Données expérimentales obtenues sur les assemblages instrumentés à l'aide des microjagues de déformation.

figure (27)

tableau (1)

	Rep	$\Delta\sigma$ nom. MPa	θ (degré)	C	m	N1 cal cycles	N1 exp cycles	Np cal cycles	Np exp cycles	N1/Np cal	N1/Np exp	$\frac{Np \text{ exp}-Np \text{ cal}}{Np \text{ exp}}$ %
MIG zone I	C5	300	53	2e-12	3	3,4e5	4,4e5	9,4e5	1,08e6	0,36	0,37	10
	D6	350	44	2e-12	3	1,94e5	2,1e5	5,6e5	6,5e6	0,34	0,32	13
	A6	300	45	2e-12	3	3,08e5	4e5	8,9e5	1,2e6	0,34	0,3	25
	F5	300	30	2e-12	3	1,93e5	1,6e5	6e5	6,4e5	0,32	0,25	6
	F4	350	30	2e-12	3	1,22e5	1e5	3,78e5	2,8e5	0,32	0,35	-35
ELECTRODE zone I	MF3	240	59	3e-12	3	3,2e5	2,83e5	9,05e5	9,63e5	0,35	0,29	6
	MF2	240	49	2e-12	3	3,17e5	2,7e5	8,8e5	1,26e6	0,36	0,21	30
	MG1d	350	40	3e-12	3	7,6e4	8,5e4	2,09e5	2,18e5	0,36	0,38	4
	MG1c	300	30	3e-12	3	1,06e5	1,45e5	3,18e5	3,7e5	0,33	0,39	14
	MK2	300	27	3e-12	3	1,06e5	2e5	3,18e5	3,6e5	0,33	0,55	11
MIG-ELEC zone II	I1 $\delta = 1^\circ$	140	2a= 7mm	3e-12	3	1,38e5	2,1e5	4,13e5	3,8e5	0,33	0,55	-8
	I2 $\delta = 1^\circ$	120	2a= 7mm	3e-12	3	2,14e5	2,35e5	6,5e5	4,3e5	0,33	0,54	-51
	I4 $\delta = 0^\circ$	160	2a= 7mm	3e-12	3	2,38e5	1,11e5	5,36e5	4,1e5	0,44	0,26	-30
	I5 $\delta = 0^\circ$	120	2a= 7mm	3e-12	3	5,6e5	4,6e5	1,2e6	9e5	0,44	0,51	-33

REFERENCES

[1] SAHLI . B. ; LE DUFF J. A.

"Evolution de la durée de vie des joints soudés en croix transversaux(K4) à l'aide de la Mécanique de la rupture."; thèse Université de Metz et Rapport IS, (1986).

[2] GURNEY T.R., JOHNSTON G.O.

"A revised analysis of the influence of the toe defects on fatigue strength of TNLC fillet Welds".
Welding Research International ; 9-3;p 43 ;(1979).

[3] LIEURADE H.P.

"Application de la mécanique de la rupture à la fatigue des structures soudées".
Revue de Métallurgie C.I.T.; p 797 ; (oct 1983).

[4]- MADDIX S.J.

"Assessing the Significance of Flaws in Welds subject to fatigue".
Welding Journal ; p 401 s (sept 1974).

[5] LIEURADE H.P.

Mécanique, Matériaux et Electricité.; p 102 ; (Mai 1977).

[6] GURNEY T.R.

Welding Institut Report 59/1978/E ; (1978)

[7] WOHLFART . H.

"Residual stress as a conséquence of welding".
Advance in surface treatments, vol 4, Pergamon, (1986)

[8] FUKUDA SURUTA

"An expérimental study of redistribution of welding residual stress with fatigue crack extension".
TRENDS. JWRI, vol 7, n° 2, (1978).

[9] LIEURADE H.P.

"Effet des contraintes résiduelles et du rapport $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$ sur la résistance à la fatigue des éléments soudés".
Conférence, CETIM, Senlis, p 99; (3 décembre 1987).

[10] BERGE . S.

"Résidual stress and stress interaction in fatigue testing of welded joints".
A.S.T.M. S.T.P. 776 (1982).

[11] BIGNONNET . A.

"Endurance des joints soudés en acier de construction marine"
Rapport IRSID RE 1052

[12] MADDOX . S.J.

"Improving the fatigue strength of the welded joints by peening"
Metal construction, pp 320-324, april (1985).

[13] LIEURADE . H.P., MAILLARD . C, TRUCHON

"Fissuration par fatigue d'assemblage soudés en acier HLE".
IABSE Colloquium, p 137-144 , (1982)

[14] NIHEY . M et all

"Effect of specimen size on fatigue proportion of SM50b on load carrying fillet welded joints"
Transactions of National Research Institute for Metals, vol 24 , n° 2, (1982).

[15] GURNEY . T.R.

" The basis of the revised fatigue design rules in the department of energy offshore guidance notes
";Second international conference, on offshore welded structure; the welding institute,pp 16-18,nov
(1982).

[16] MARSHALL . P.W.

"Assemblages pour structures tubulaires soudés"; conf Houdremont (1984) (I.I.W)

[17] OHTA . A.

"Application of fatigue crack propagation properties of welded joints for design or inspection of
structures".

Trans. NRIM, vol 28 n° 2, (1986).

[18] ELBER . W.

Eng. Fracture Mechanics, 2, pp 37, (1970).

[19] LEIS . B.N.

"Fatigue crack propagation through Inelastic gradient Fields".
Int. J. of Vessel an Piping, (1982)

[20] VERREMAN . Y.

"Comportement en fatigue des joints soudés automatiques";
Université de Montréal;Thèse nov. (1985).

[21] SMITH . R.A.

"Short fatigue crack"
ASTM STP 811, p 264, (1983).

[22] LANKFORD . J.

Fatigue of engineering Matériaux and structure, p 233-248, Pergamon Press ldt (1982).

[23] BROEK . D.

National Aerospace Laboratory (Netherland), (1972).

[24] VERREMAN . Y, JP BAILON . J.P.

"Fatigue of V-Notched members : short crack Behavior and endurance limit"
Engineering fracture mechanics vol 28 n° 516, p. 773-783 , (1987).

[25] TANAKA .T, LEE . C.H., MILLER . A.K, OBABUEKI . O.

"A unified Model for fatigue crack initiation, short crack growth, long crack propagation and closure effects".

Département of Matériaux Science and Engineering, Stanford University, Stanford. Fatigue 87;

[26] MORRIS . S et all.

"Growth rate models for short surface crack in AI 2% 19 T 851".
Metallurgical Transactions , vol 12 , p 57 , (1981).

[27] TAYLOR et KNOTT

"Fatigue crack propagation behavior of short cracks, the effect microstructure".
Fatigue of engineering matériaux and structure, (1981).

[28] TANAKA . T , MURA . S.

"A théorie of fatigue crack initiation at inclusion".
Américan Society for Metals and metallurgical society of Aime, vol 13A, p 117-124, (1982).

[29] FORSYTH .PGE

"Fatigue Behavior and its dependance on microstructure", Colloque de Métallurgie SACLAY, juin (1972).

[30] WOOD . W.A.
Phil. Mag p. 412, 1958.

[31] COTTREL . A.H et HALL D
Proc. R. Soc. A 242, 211, (1957).

[32] FATHULA et all.
"Initiation and propagation of short cracks " , International Spring Meeting, S.F.M, p 182, (1984).

[33] HALL-PETCH et NAVARRO - LOS RIOS.
"A Model for short fatigue crack propagation With an interpretation of short-long crack Transition".
Fatigue Fracture Engineering Material and Structure, vol 10 n° 2 ,pp 169-186 , (1987)

[34] SCHIJVE . J.
"fatigue threshold"
E.M.A.S. Publ, p. 881 (1982)

[35] MILLER . K.J.
"Initiation and growth rates of short fatigue cracks".
Cambridge university press , p477-500, (1985).

[36] SCHIJVE . J.
"The effect of an irregular crack front in fatigue crack growth".
Engineering fracture mechanics, vol. 14, p. 467-475, (1981).

[37] BREAT J.L , MUDRY.F.
"Amorçage des fissures sous sollicitations complexes".
Société Française de Métallurgie , p. 143-158, (1984).

[38] HITTAGAWA .H and TAKAHASHI . S.
"Applicability of fracture mechanics to very small cracks or the early stage".
Conference on Mechanical Behavior of Matériaux. Metal Park, OHIO, USA, A.S.M. Proceeding p.
627, (1976)

[39] EL ADDAD . H.M, TOPPER . T.H, SLITH . K.N.
"Engineering fracture mechanics vol. 11 p. 573-584, (1979)

[40] MASOUNAVE . J, BAILON . J.P.
"Effect of grain size on the threshold stress intensity factor in fatigue of ferrite steel.
Scripta. Met., 10, 165-170, (1976)

[41] ONI .O.

"Etude des fissures courtes se propageant dans les aciers"

Thèse université Compiègne, (1986).

[42] RADHAKRISHAN . V.M et MUTOH . Y.

"On fatigue crack growth in stage I".The behavior of short fatigue cracks Mechanical Engineering Publications, ed by K.J MILLER, (1986)

[43] KINIO . T, YAMADA . K.

"Microstructural aspects of the threshold condition for non propagating fatigue cracks in Martensitic-ferritic structure"

ASTM STP - 675 , pp 342-360.

[44] VERREMAN .Y, BAILON . J.P.

"Fatigue life prediction of welded joints";Fatigue and fracture Engineering Materials and structure 10;17-36 , (1987).

[45] USAMI . S, KIMOTO . H, KUSUMOTO . S.

"Cyclic strain and fatigue strength at the toes of heavy welded joints";Japan Welding Society 9; 118-127 , (1978).

[46] ALBRECHT . P et YAMADA . K.

"Rapid calculation of stress intensity factors"; J Structural division;ASCE 108;1526-1540, (1982).

[47] IRWIN . G.R.

"Plastic zone near a crack and fracture toughness"; proc.7 th Sagamore Conference ; vol IV p63 , (1960).

[48] EL.ADDAD . H; SMITH . K.N ; TOPPER.. T.H.

"Fatigue crack propagation of short crack";ASME/CSME ;Montréal, (1978).

[49] EL ADDAD. .H et all.

"Fatigue Life Prediction of Welded Components Based on Fracture Mechanics", Journal of Testing and Evaluation, ASTM, vol 8, n° 6 , p 301, (1980)

[50] MADDOX S J.

"An analysis of fatigue cracks in fillet welded joints", International Journal of Fracture, vol 11 , n° 2, p 221, Avril (1975).

[51] ALBRECHT . P , YAMADA . K.

"Rapid calculation of stress intensity factors", Journal of the Structural Division, ASCE, p 377, Fevrier (1977).

[52] BREMEN . U.

"Amélioration du comportement a la fatigue d'assemblages soudés : Etude et Modélisation de l'effet de contraintes résiduelles" , THESE N° 787, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, (1989).

[53] NEWMAN . J.C .

"A Finite Element Analysis of Fatigue Crack Closure";
ASTM STP590, p 281 , (1976).

[54] OHJI . K.

"Cyclic Analysis of a Propagating Crack and its Correlation with Fatigue Crack Growth",
Engineering Fracture Mechanics, Vol 7 , p 457, Pergamon Press Ltd, (1975).

[55] SIH . G.C.

"Mixed mode fatigue cracks growth prediction"; Engineering Fracture Mechanics, vol 13,
pp 439 - 451, Pergamon Press Ltd; (1980).

[56] IRWIN . G.R.

American Society of Mechanical Engineers, Journal of Applied Mechanics, vol 29, n° 4,
pp 651 - 654; (1962).

[57] NEWMAN . J.C ; RAJU . I.S.

" An empirical stress intensity factor equation for the surface crack "; NASA, HAMPTON, U.S.A,
Engineering Fracture Mechanics, vol 15, p 185-192,Pergamon Press Ltd; (1981).