

# Evaluation de la durée de vie des joints soudés en croix transversaux (K4) à l'aide de la mécanique de la rupture

Bachir Salhi

▶ **To cite this version:**

Bachir Salhi. Evaluation de la durée de vie des joints soudés en croix transversaux (K4) à l'aide de la mécanique de la rupture. Mécanique [physics.med-ph]. Université Paul Verlaine - Metz, 1986. Français. NNT : 1986METZ007S . tel-01775561

**HAL Id: tel-01775561**
**https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01775561**

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

UNIVERSITE DE METZ

THESE

Présentée pour l'obtention du titre de :

Docteur Es-Sciences Physiques

BIBLIOTHEQUE UNIVERSITAIRE - METZ
N° inv 19860145
Cote S/Mz 86/7
Loc Magasin

par

SALHI Bachir

# EVALUATION DE LA DUREE DE VIE DE JOINTS SOUDES EN CROIX TRANSVERSAUX (K4) A L'AIDE DE LA MECANIQUE DE LA RUPTURE.

UNIVERSITE DE METZ BIBLIOTHEQUE

Soutenue le 10 juillet 1986 devant la commission d'examen :

JURY

| | | |
|---|---|---|
| G. MESMAQUE | : | (Professeur Université de Lille) |
| J.J. HEIZMANN | : | (Professeur Université de Metz) |
| G. PLUVINAGE | : | (Professeur Université de Metz) |
| Ph. JODIN | : | (Université de Metz) |
| S. DEBIEZ | : | (Institut de Soudure PARIS) |
| J.P. DOUCET | : | (Creusot Loire) |

INVITES

| | | |
|---|---|---|
| J.A. LE DUFF | : | (Institut de Soudure ENNERY) |
| J. DUCHANOIS | : | (SOLSI METZ) |

A ma famille.

# R E M E R C I E M E N T S

Ce travail a été effectué à la fois au Laboratoire Fiabilité Mécanique à l'Université de Metz et au Laboratoire Fatigue-Mécanique de la Rupture à L'Institut de Soudure (ENNERY).

Mes remerciements vont particulièrement à leurs responsables Mr G. PLUVINAGE et Mr J.A. LE DUFF ainsi qu'aux membres de ces laboratoires.

Sincères remerciements à Messieurs G. MESMAQUE, J.J. HEIZMANN, Ph. JODIN, S. DEBIEZ, J.P. DOUCET et J. DUCHANOIS pour leur participation au Jury.

# EVALUATION DE LA DUREE DE VIE DES JOINTS EN CROIX TRANSVERSAUX (K4) A L'AIDE DE LA MECANIQUE DE LA RUPTURE

## - PLAN -


I - INTRODUCTION GENERALE

II - PRINCIPAUX CRITERES DE RUPTURE ET DE PROPAGATION DANS LE CAS D'UN CHARGEMENT EN MODE MIXTE (I + II)

III - MECANIQUE DE LA RUPTURE APPLIQUEE AUX JOINTS SOUDES

IV - MODELES DE PREVISION DE LA DUREE DE VIE EN FATIGUE DES JOINTS EN CROIX TRANSVERSAUX

V - ETUDE EXPERIMENTALE

VI - MODELISATION DE LA DUREE DE VIE DES JOINTS EN CROIX TRANSVERSAUX (K4)

VII - CONCLUSION GENERALE

- SOMMAIRE -

I - INTRODUCTION GENERALE

II - PRINCIPAUX CRITERES DE RUPTURE ET DE PROPAGATION DANS LE CAS D'UN CHARGEMENT EN MODE MIXTE (I + II)

II-1 CRITERES DE RUPTURE
II-1-1 Critères élastiques
II-1-1-a Critère basé sur la contrainte tangentielle maximale ( $\sigma_{\theta\theta}$ maxi)
II-1-1-b Critère basé sur la déformation tangentielle maximale ( $\varepsilon_{\theta\theta}$ maxi)
II-1-1-c Critères énergétiques
II-1-1-c-a Critère basé sur le taux d'énergie de déformation
II-1-1-c-b Critère basé sur le taux de restitution d'énergie

II-1-2 Critères élasto-plastiques
II-1-2-a Critère basé sur le concept "COD"
II-1-2-b Critère basé sur le concept de l'intégrale J
II-1-2-c Critère basé sur l'énergie de séparation de la fissure G

II-2 CRITERES DE PROPAGATION DES FISSURES

II-3 FORME DE LA ZONE PLASTIQUE

II-4 CONCLUSION GENERALE SUR LES CRITERES DE RUPTURE ET DE PROPAGATION

III - **MECANIQUE DE LA RUPTURE APPLIQUEE AUX JOINTS SOUDES**

III-1 COURBE DE DIMENSIONNEMENT BASEE SUR L'OUVERTURE A FOND DE FISSURE (COD DESIGN CURVE)

III-2 COURBE DE DIMENSIONNEMENT BASSE SUR L'INTEGRALE J (J DESIGN CURVE)

III-3 DIAGRAMME D'EVALUATION DE LA RUPTURE

III-4 CONCLUSION SUR L'APPLICATION DE LA MECANIQUE DE RUPTURE AUX JOINTS SOUDES

IV - **MODELES DE PREVISION DE LA DUREE DE VIE EN FATIGUE DES JOINTS EN CROIX TRANSVERSAUX**

IV-1 INTRODUCTION

IV-2 AMORCAGE ET PROPAGATION D'UNE FISSURE
IV-2-1 Etude de la propagation
IV-2-1-1 Propagation des fissures à partir du manque de pénétration en racine du cordon
IV-2-1-2 Propagation des fissures en pied de cordon de soudure
IV-2-1-3 Résultats expérimentaux relatifs à l'étude de la propagation en racine et en pied de cordon

IV-2-2 Etude de l'amorçage
IV-2-2-1 Approche locale de l'amorçage
IV-2-2-2 Approche statistique de l'amorçage

IV-2-3 Etude des paramètres influents sur l'amorçage et la propagation du défaut
IV-2-3-1 Influence du type de joints et de la nature du matériau
IV-2-3-2 Influence de l'état des contraintes résiduelles de soudage
IV-2-3-3 Influence de la nature du chargement
IV-2-3-4 Influence de l'épaisseur de la tôle et de la géométrie du joint
IV-2-3-5 Défauts de soudage

IV-2-4 Conclusion relative à l'étude bibliographique concernant les joints en croix transversaux

## V - ETUDE EXPERIMENTALE

### V-1 ETUDE EXPERIMENTALE RELATIVE AUX EPROUVETTES EN METAL DE BASE

V-1-1 Essais de rupture sur éprouvettes en alliage d'aluminium en flexion trois et quatre points en mode mixte

V-1-2 Dépouillement des résultats expérimentaux

V-1-2-a Dépouillement selon les théories basées sur la mécanique linéaire élastique de la rupture

V-1-2-b Dépouillement selon la théorie de l'analyse limite (charge limite)

V-1-2-c Discussion des résultats des essais

V-1-2-d Conclusion sur l'étude expérimentale sur alliage d'aluminium en mode mixte

### V-2 ETUDE EXPERIMENTALE RELATIVE AUX JOINTS SOUDES EN CROIX

V-2-1 Conditon et méthode d'essais

a) introduction

b) mode opératoire de soudage et prélèvement des éprouvettes

c) essais sur joints en croix

V-2-2 Dépouillement des résultats d'essais

V-2-3 Conclusion

## VI - MODELISATION DE LA DUREE DE VIE DES JOINTS EN CROIX TRANSVERSAUX

### VI-1 PRINCIPE DE LA MODELISATION

#### VI-1-1 Amorçage de la fissure

#### VI-1-2 Propagation de la fissure

VI-1-2-1-1 Introduction

VI-1-2-1-2 Définition et détermination des FIC (KI, KII) dans le joint

VI-1-2-1-3 Différentes méthodes numériques de résolution

a) méthode de collocation
b) méthode basée sur les fonctions de poids
c) méthode basée sur les équations intégrales
d) méthode aux éléments finis

VI-1-2-1-4 Application de la méthode aux éléments finis aux problèmes des joints soudés en croix

a) calcul des FIC (KI, KII)
b) comparaison avec les résultats des calculs proposés dans la littérature

VI-1-2-1-5 Calcul de la durée de vie en propagation à partir de la racine

VI-1-2-2 calcul des facteurs d'intensité de contraintes (KI, KII) en pied de cordon de soudure

VI-1-2-2-1 Calcul de la durée de vie en propagation à partir du pied de cordon

VI-1-2-3 Optimisation du joint soudé en croix

VI-1-2-4 Conclusion

## VII - CONCLUSION GENERALE

# CHAPITRE I

## I - INTRODUCTION

Les constructions métalliques en service ont connu ces dernières décennies un développement considérable (qu'il s'agisse de constructions navales, des appareils à pression, de ponts, etc...). Ce développement a été rendu possible par:

- une amélioration constante de la qualité et les caractéristiques des matériaux utilisés,

- une meilleure connaissance du comportement de ces métaux, notamment la connaissance de l'état des contraintes et déformations en tout point de la structure quelle que soit sa forme, le chargement auquel elle est soumise et le domaine de déformation "élasticité ou plasticité".

Connaissant cet état de contraintes et déformations, ainsi que les caractéristiques du matériau, les utilisateurs appliquent un coefficient de sécurité qui leur permet de se prémunir contre le risque de rupture de la structure. Au fil des années, l'expérience a montré que cette approche est devenue insuffisante pour prévoir la rupture fragile de plusieurs ponts et réservoirs sous pression.

Pour se prémunir contre ces risques de rupture fragile, les utilisateurs ont adopté une autre approche permettant la caractérisation du comportement fragile des aciers, qui est basée sur le concept de l'énergie absorbée au cours d'un essai de choc "résilience". Ainsi le comportement à rupture de la structure est défini par une température dite de transition en dessous de laquelle celle-ci ne devrait pas travailler, et basée sur une énergie de rupture minimale. Néanmoins, ce concept ne permet pas de dissocier la propagation de l'amorçage et il donc est nécessaire de faire appel à une méthode qui permet de suivre la rupture de l'amorçage jusqu'à la fin de la propagation.

Vers les années cinquante, IRWIN ((1)) se base sur la théorie de GRIFFITH ((2)) pour introduire la "Mécanique de la rupture" qui considère la présence de fissures dans la structure et donne la forme du premier terme singulier des contraintes au voisinage de cette fissure. Cette approche permet de quantifier la tenacité des structures en service et montre en particulier qu'une fissure peut être soumise à trois principaux modes de sollicitations :

- ouverture des lèvres de la fissure (mode I),

- glissement droit de lèvres, l'une par rapport à l'autre (mode II),

- glissement vis des lèvres de la fissure (mode III).

On définit un paramètre lié au chargement et à la géométrie du défaut appelé "Facteur d'intensité de contrainte" Ki (i = I, II, III) et l'on considère que l'instabilité d'une fissure commence quand ce paramètre Ki atteint une valeur critique qui est une caractéristique du matériau appelée également "tenacité du matériau".

Dans le cas de mode I pur, l'instabilité de la fissure commence quand le facteur d'intensité de contrainte Ki devient égal à KIC. Il n'en est pas de même lorsque ce mode I est superposé à un autre mode de sollicitation (II ou III) ou les trois ensemble.

Il n'est pas possible de développer tous les critères de rupture relatifs à ces modes de sollicitations dans cette étude. Nous donnerons les principaux critères de rupture et de propagation dans le chapitre II, en particulier, dans le cas où le mode II de sollicitation est superposé à celui du mode I. Ensuite, nous verrons dans les chapitres III et IV respectivement l'application de la mécanique de la rupture aux joints soudés en général et aux joints en croix en particulier, une étude expérimentale, relative aux essais sur petites éprouvettes et les joints en croix, sera présentée dans le chapitre V. Enfin le chapitre VI traitera une modélisation de la durée de vie des joints en croix à cordons porteurs d'efforts. Et nous terminerons cette étude par une conclusion portant sur les problèmes de rupture en mode mixte et leur application dans les joints soudés.

((1)) IRWIN G.R.
"Analysis of stresses and strain near the end of a crack traversing a plate"
J. of Appl. Mech. - Vol. 79 - Nº 24 - PP 361- 364 - 1957

((2)) GRIFFITH A.A.
Phil Trans Roy - A 221 - PP 185 - 1920

# CHAPITRE II

## II - PRINCIPAUX CRITERES DE RUPTURE ET DE PROPAGATION DANS LE CAS DE MODES DE SOLLICITATIONS (I + II)

### II-1 CRITERES DE RUPTURE

#### II-1-1 Critères élastiques

Ces critères sont établis dans le cas des matériaux à comportements fragiles. En effet, la plupart des structures à haute limite élastique en service se rompent sans déformation apparente et il en résulte des accidents graves et inattendus. Néanmoins, ces critères restent applicables en présence d'une plasticité confinée en pointe de fissure.

Les principaux critères proposés dans la littérature en mécanique linéaire élastique sont les suivants :

##### II-1-1-a Critère de la contrainte tangentielle maximale " $\sigma_{\theta\theta}$max"

L'établissement de ce critère par ERDOGAN-SIH ((1)) vers les années soixante repose sur les hypothèses suivantes (figurel) :

- la propagation de la fissure se fait dans une direction radiale à partir de la pointe de la fissure,
- la direction de propagation $\theta_0$ est celle dans laquelle les contraintes tangentielle est maximale,
- cette propagation se produit lorsque dans la direction $\theta_0$ :

$$\sigma_{\theta\theta}\sqrt{2\pi r} = K_{IC}$$

Les auteurs ont utilisé des plaques de "PMMA" comportant des fissures inclinées par rapport au chargement appliqué et donnent l'état des contrainte à la pointe de fissure en ne considérant que les termes singuliers. Il ressort des hypothèses précédentes, deux équations permettant la détermination de l'angle de propagation de la fissure ainsi que la valeur du chargement critique à rupture exprimée en fonction de KI et KII :

$$K_I \sin\theta_0 + K_{II}(3\cos\theta_0 - 1) = 0$$

$$\cos\frac{\theta_0}{2}\left[K_I \cos^2\frac{\theta_0}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin\theta_0\right] = K_{IC} \qquad (1)$$

Au niveau de l'angle de rupture, les auteurs n'obtiennent pas des points correspondant aux plus fortes proportions de mode de glissement (mode II), le point correspondant en mode II pur, figure (2) a été obtenu en sollicitant la plaque en traction parallèle à l'entaille en des points très proches de celle-ci.
En ce qui concerne la charge critique à rupture, on observe une dispersion importante des résultats obtenus.

D'autres auteurs comme WILLIAMS et Col. ((2)) ont apporté des corrections au critère d'ERDOGAN-SIH en considérant l'état de contraintes à une distance critique "r" de la pointe de fissure, ils appliquent le critère de la contrainte tangentielle maximale d'ERDOGAN-SIH pour différrentes valeurs de "r" en introduisant un coefficient .
De cette manière, ils prennent ainsi en compte dans leur calcul, la contrainte de traction qui est parallèle à la fissure. Ceci améliore la prédiction d'ERDOGAN-SIH, en particulier dans la zone où la proportion du mode II est prépondérante ( $\sigma\cos^2\beta$ ).

L'angle de rupture correspondant au mode II pur trouvé par les auteurs est de 90° au lieu de 70,5° donné par ERDOGAN-SIH.

FINNIE et Col. ((3)) soulignent la contribution de la contrainte non singulière perpendiculaire à l'entaille.

SI JOHN et Col. ((4)) prennent en compte le tenseur complet des contraintes non singulières en rajoutant l'expression $\sigma\sin^2(\beta-\theta)$ à la contrainte singulière $\sigma_{\theta\theta}$ d'ERDOGAN-SIH.

II-1-1-b Critère de la déformation tangentielle maximale "$\varepsilon_{\theta\theta max}$"

Ce critère est analogue à celui de la contrainte tangentielle maximale, il a été introduit par CHANG et Col. ((5, 6)) en utilisant des plaques comportant des fisures elliptiques chargées en mode mixte, figure (3).

Les auteurs postulent que :

- l'extension de la fissure se fait à partir d'un point "M" situé sur la surface de la fissure où la déformation tangentielle est maximale. L'angle de propagation $\theta^*$ est celui pour lequel, à un faible rayon "$\gamma$" autour du point M, la déformation tangentielle $\varepsilon_{\theta\theta}$ est maximale.

- la rupture devient imminente quand la déformation $\varepsilon_{\theta\theta}(\theta^*)$ atteint sa valeur critique et prend la valeur $\varepsilon_t = \frac{\sigma_t}{E}$ , "$\sigma_t$" étant la contrainte à rupture.

A la différence de celui de la contrainte tangentielle maximale, ce critère prend en compte la nature du matériau utilisé en introduisant plusieurs coefficients de POISSON "$\nu$" et le module d'YOUNG "E" figure (4).
La figure (5) compare la prédiction de l'angle de propagation pour deux géométries de fissures différentes (droite et elliptique) avec l'expérience, celle-ci montre que le critère de la déformation tangentielle maximale prédit assez bien l'angle de rupture pour $\beta > 60°$. En dessous de cette valeur, compte tenu de la dispersion de l'expérience, ce critère sous estime la valeur de l'angle à rupture.

II-1-1-c Critères énergétiques

II-1-1-c-a Critère basé sur la densité d'énergie de déformation "S min"

Ce critère est basé sur l'état de déformation au voisinage du défaut selon SIH ((7)).

Pour un matériau élastique, la quantité d'énergie emmagasinée dans la zone proche du fond de fissure dépend uniquement de l'état de contraintes et déformations. L'énergie stockée dans un élément dA sous sa forme quadratique, dans un système bidimensionnel est donné par :

$$\frac{dW}{dA} = \frac{1}{r}\left(a_{11} K_I^2 + 2 a_{12} K_I K_{II} + a_{22} K_{II}^2\right) \quad (2)$$

avec

$$a_{11} = \frac{1}{16\mu}\left[(1+\cos\theta)(K-\cos\theta)\right]$$

$$a_{12} = \frac{1}{16\mu}\sin\theta\left[2\cos\theta - (K-1)\right] \quad (3)$$

$$a_{22} = \frac{1}{16\mu}\left[(K+1)(1-\cos\theta) + (1+\cos\theta)(3\cos\theta-1)\right]$$

$K = (3-\nu)/(1+\nu)$ en contrainte plane
$K = 3 - 4\nu$ en déformation plane

$\theta$ étant l'angle de rupture, $\nu$, $\mu$ sont respectivement le coefficient de Poisson du matériau et le module de cisaillement. Cette densité d'énergie possède une singularité en "1/r" et peut s'écrire :

$$r \frac{dW}{dA} = S \quad (4)$$

où le paramètre "S" est appelé le taux de densité d'énergie de déformation qui dépendra de l'angle polaire "$\theta$".

SIH ((7)) formule le critère en posant deux hypothèses fondamentales :

- la première suppose que la propagation de la fissure a lieu dans une direction déterminée où le taux de densité d'énergie de déformation est minimum.

$$\frac{\partial S}{\partial \theta} = 0 \quad \text{c'est } \theta = \theta_0 \quad (5)$$

et

$$\frac{\partial^2 S}{\partial \theta^2} > 0$$

Il est à noter que la valeur de S (mini) est celle qui correspond à la contrainte tangentielle positive.

- la deuxième hypothèse consiste à dire que l'extension de la fissure se produit quand le taux de densité d'énergie de déformation "S" atteint sa valeur critique.

$$S(K_I, K_{II}, \theta) = S_c \quad pour \quad \theta = \theta_0 \qquad (6)$$

Contrairement à celui de la contrainte tangentielle maximale ((1)), ce critère prend en compte la nature du matériau par son coefficient de poisson $\nu$ . Comme dans son premier critère ((1)), l'auteur n'intègre pas les termes non singuliers dans l'expression de l'énergie de déformation.

Pour en tenir compte, FISHER ((8)) exprime la densité d'énergie de déformation en fonction des contraintes principales :

$$W^* = \frac{1}{16\mu}\left[2(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (K-1)(\sigma_1 + \sigma_2)^2\right] \qquad (7)$$

où $K = 3 - 4\nu$ en déformation plane
$K = (3-\nu)/(1+\nu)$ en contrainte plane

Ainsi, le taux de densité d'énergie de déformation correspondant à "n" termes pour une distance critique de "r" est donné par :

$$S^n = r \cdot W^{*n} \qquad (8)$$

Un calcul numérique de l'angle de rupture a été fait par FISHER pour n = 4, et comparé à celui obtenu à partir de la théorie de SIH ((7)).

La figure (6) montre l'écart existant entre ces deux approches pour des angles de chargement "$\alpha$" supérieurs à 45°.

II-1-1-c-b Critère basé sur le taux maximum d'energie disponible "G max"

Ce critère a fait l'objet de plusieurs recherches. En effet, dès les années 1920, GRIFFITH ((9)) considère un corps fissuré soumis à un chargement quelconque Pi figure (7), l'auteur suppose que la fissure se propage dans son plan initial et donne l'expression de l'énergie potentielle avant et après propagation respectivement $\Pi$ et $\Pi^*$.

$$\Pi = \int_V W\,dv - \int_{S\sigma} P_i\,u_i\,ds$$
$$\Pi^* = \int_V W\,dv - \int_{S\sigma} P_i\,u_i^*\,ds \qquad (8)$$

avec $W = \frac{1}{2}\,\sigma_{ij}\,\varepsilon_{ij}$ et $W^* = \frac{1}{2}\,\sigma_{ij}^*\,\varepsilon_{ij}^*$

$\sigma_{ij}$ , $\varepsilon_{ij}$ étant les tenseurs des contraintes et déformations aux points considérés.

L'énergie disponible pour faire progresser la fissure de "$\Delta a$" appelée aussi le "taux de restitution d'énergie" étant égale à :

$$G = \lim_{\text{qd } \Delta a \to 0} \left(\frac{\Pi^* - \Pi}{\Delta a}\right) = \left(\frac{K_I^2 + K_{II}^2}{8\mu}\right)(\kappa + 1) \qquad (9)$$
$$G = \frac{K_I^2 + K_{II}^2}{E} \quad \text{en} \quad C.P$$
$$G = \frac{K_I^2 + K_{II}^2}{E}\,(1 - \nu^2) \quad \text{en} \quad D.P$$

Cependant, l'hypothèse émise concernant la propagation de la fissure dans son plan est démentie par l'expérience, en effet, il a été démontré que la fissure dévie aussitôt que la valeur maximale de l'énergie "G" devient critique.
Des chercheurs comme HUSSAIN ((10)), HWANG ((11)) et AMESTOY ((12)) ont développé des théories pour tenter de prendre en compte la longueur de la branche "$\Delta a$" dans les déterminations de l'énergie "G".

D'une manière générale, la relation donnant l'énergie "G" dans ce cas prend une forme semblable à celle donnée par l'équation (9) pour une fissure droite, figure (8).

$$G(a, \theta) = \frac{1}{E'} \left( K_I^{*2} + K_{II}^{*2} \right) \qquad (10)$$

où $E' = E$ en contrainte plane

$E' = \frac{E}{1-\nu^2}$ en déformation plane

La relation existant entre les facteurs Ki* (i = I, II) relatifs à la fissure branchée et ceux correspondant à une fissure droite Ki (i = I, II) est donnée par la matrice Kij (i = 1, 2) telle que :

$$\begin{bmatrix} K_I^* \\ K_{II}^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} \\ K_{21} & K_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} K_I \\ K_{II} \end{bmatrix} \qquad (11)$$

La détermination des coefficients de cette matrice est délicate. Des auteurs ((10, 11, 12)) utilisent des méthodes numériques basées sur les transformations conformes et les fonctions complexes pour déterminer les coefficients Kij.
Une étude bibliographique concernant le problème des fissures branchées est détaillée dans les travaux de JODIN ((13)) et LOUAH ((14)).

## II-1-2 Critères élasto-plastiques de rupture

Tous les critères étudiés dans le précédent paragraphe sont établis dans le cas des matériaux fragiles. Dans ces matériaux, la taille de la zone plastique entourant la fissure reste faible au cours de la rupture . Cependant, dans la plupart des matériaux métalliques travaillant dans des conditions normales (sans influence d'environnement, de température, etc...), la rupture est précédée par une déformation plastique importante. Dans ce cas, on fait appel à des critères qui tiennent compte de cette déformation pour prédire au mieux le comportement des métaux en question. Nous donnerons dans ce paragraphe les critères les plus courants.

II-1-2-a Critère basé sur le concept de l'ouverture de fissure (COD = Crack Opening Displacement)

Ce critère est souvent utilisé comme critère d'instabilité des fissures en mode d'ouverture. Nous développerons plus loin son origine et en particulier son application aux joints soudés.

Dans le cas d'un chargement en mode d'ouverture, BARENBLATT ((15)) et COTTRELL ((16)) définissent l'ouverture à fond de fissure en élasticité linéaire comme suit :

$$V = \frac{2.K_I}{E}\sqrt{\frac{2r}{\pi}} \qquad (12)$$

où $2V = \delta$ : étant l'écartement à fond de fissure "COD"

$K_I$ : le facteur d'intensité de contraintes

$E' = \frac{E}{1-\nu^2}$ : dans le cas de déformation plane

$E' = E$ : en contrainte plane

$r$ : étant la distance à l'extrémité de la fissure.

UEDA et Col. ((17)) proposent d'étendre ce critère du "COD" à un chargement en mode mixte. Les auteurs considèrent que l'extension de la fissure se fait dans une direction perpendiculaire au vecteur déplacement résultant "$\vec{V_r}$" selon la figure (9), la rupture se produit quand ce vecteur résultant devient égal à :

$$V_r = \sqrt{V_I^2 + V_{II}^2} \qquad (13)$$

où $\vec{V_I}$ et $\vec{V_{II}}$ étant respectivement les vecteurs déplacements en mode d'ouverture (mode I) et le mode de glissement (mode II).

Les mesures de déplacements (VI et VII) ont été effectuées sur un acier doux (SM 41) au loin de la pointe de fissure. Comme il est difficile de transposer ces résultats à la pointe de fissure, les auteurs calculent par élements finis en élasto-plasticité le "COD" pour différentes configurations (angle $\beta$ et chargement différent) à une distance (r = 0,5 mm) de la pointe de fissure, figure (10).

Les résultats du calcul sont comparés avec l'expérience dans la figure (11). Les auteurs constatent qu'au delà d'une charge de 1 000 KN, les valeurs du "COD" mesurées sont plus élévées que celles obtenues par le calcul, ceci est dû selon les auteurs à la faible croissance stable de la figure dans l'éprouvette réelle. Compte tenu de cette remarque, ils concluent que les calculs concordent bien avec l'expérience, la figure (12) donne l'angle de propagation "$\theta_o$" pour différentes configurations de chargement, le critère prédit bien l'angle de bifurcation initial "$\theta_o$" excepté dans le cas du chargement uniaxial (Px = 0) où la rupture est gouvernée par la contrainte de cisaillement maximale. Remarquons toutefois le faible nombre de résultats expérimentaux utilisé pour valider leur calcul.

II-1-2-b Critère de base sur le concept de l'intégrale J

Ce concept a été développé par RICE ((18)) en considérant une fissure rectiligne dans un milieu bidimensionnel présentant des déformations plastiques importantes avant rupture. L'auteur définit une intégrale "J" indépendante du contour figure (13) tel que :

$$J = \int_{\Gamma_c} \left[ W\, dx_2 - \vec{T}\left(\frac{\partial \vec{u}}{\partial x_1}\right) \right] ds \qquad (14)$$

W : réprésente la densité d'énergie de déformation qui est égale à :

$$W(\varepsilon_{kl}) = \int_0^{\varepsilon_{kl}} \sigma_{ij}\, d\varepsilon_{ij} \qquad (15)$$

$\vec{T}$ : étant le vecteur contrainte appliqué au point M de l'élément du contour (ds) de normale $\vec{n}$.

$$T_i = \sigma_{ij}\, n_j \qquad (16)$$

Cependant, le concept de l'intégrale "J" a été souvent utilisé dans le cas de mode I pur.
L'état des contraintes et des déformations au voisinage du défaut est donné par HUTCHINSON ((19)) et RICE et Col. ((20)).

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 (K_M^P).\, r^{-\frac{1}{N+1}}.\, \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, M^P)$$
$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \sigma_0}{E} (K_M^P)^N.\, r^{-\frac{N}{N+1}}.\, \tilde{\varepsilon}_{ij}(\theta, M^P) \qquad (17)$$

où $\tilde{\sigma}_{ij}$ et $\tilde{\varepsilon}_{ij}$ sont des fonctions dépendant de l'angle $\theta$ et d'un paramètre $M^P$.
Ce paramètre $M^P$ représente le rapport entre les composantes KI, KII dans le régime plastique telle que :

$$M^P = \frac{2}{\pi} \tan^{-1}\left[ \text{limite} \frac{\sigma_{\theta\theta}(r, \theta=0)}{\sigma_{r\theta}(r, \theta=0)} \right] \qquad (18)$$

La plage de variation du paramètre $M^P$ est de (0 à 1).

$M^P = 0$ dans le cas du mode II pur,
$M^P = 1$ dans le cas du mode I pur,

- $\sigma_0, N, \alpha$ : étant respectivement la limite élastique, le coefficient d'écrouissage et une constante du matériau utilisé,
- $K_M^P$ : étant les facteurs d'intensité de contraintes (KI, KII) dans le régime plastique confiné,

SHIH ((21, 22)) donne l'expression de J en fonction des paramètres $K_M^P$ et suppose que l'amorçage de la rupture se fait quand l'intégrale J atteint sa valeur critique.

$$J = \frac{\alpha \sigma_0^2}{E} \cdot (K_M^P)^{N+1} \cdot I_n (M^P) \qquad (19)$$

expression dans laquelle l'intégrale In ($M^P$) est évaluée numériquement en fonction des paramètres (N, $M^P$).

$$I_n = \int_{-\pi}^{+\pi} \left\{ \frac{N}{N+1} \tilde{\sigma}_e^{N+1} \cdot \cos\theta - \left[ \sin\theta \left( \tilde{\sigma}_{rr} (\tilde{u}_\theta - \tilde{u}_r) - \tilde{\sigma}_{r\theta} (\tilde{u}_r + \tilde{u}_\theta) + \frac{1}{N+1} (\tilde{\sigma}_{rr} \tilde{u}_r + \tilde{\sigma}_{r\theta} \tilde{u}_\theta) \right) \right\} d\theta \qquad (19)$$

avec $$\tilde{\sigma}_e^2 = \frac{3}{4} (\tilde{\sigma}_{rr} - \tilde{\sigma}_{\theta\theta})^2 + 3 \tilde{\tau}_{r\theta}^2$$

contrainte effective en déformation plane

$$u_i = \frac{\alpha \sigma_0}{E} (K_M^P)^N \cdot r^{\frac{1}{N+1}} \cdot \tilde{u}_i (\theta, M^P)$$

La figure (14) montre la variation de l'intégrale "I" pour des valeurs allant de 0 à 1 pour "$M^P$" et de 1 à l'infini pour le coefficient d'écrouissage "N". Les figures (15a) et (15b) montrent respectivement les variations :

- de l'angle $\theta^*$ pour lequel la contrainte $\sigma_{\theta\theta}$ est maximale avec le paramètre "$M^P$",
- de la contrainte tangentielle maximale "$\sigma_{\theta\theta}$" calculée en mode mixte divisée par la contrainte "$\sigma_{\theta\theta}$" maximale correspondant au mode I pur, avec le paramètre $M^P$ pour des valeurs du coefficient "N" allant de l'unité à l'infini.

Dans le cas d'un comportement parfaitement plastique du matériau, l'auteur utilise la théorie des lignes de glissement pour prédire la déformation plastique.

La figure (16) montre un exemple d'application de champs de lignes de glissement dans les deux cas extrêmes (mode I et II pur) et deux cas intermédiaires (mode mixte).

Dans le cas de plasticité parfaite, la formulation du paramètre $M^p$ et le rapport $\frac{\sigma^*_{\theta\theta}\ Mode\ I+II}{\sigma^*_{\theta\theta}\ Mode\ I}$ s'écrit de la manière suivante :

$$M^p = \frac{2}{\pi} \tan^{-1}\left[ \frac{(1+2\pi+2\delta) + \cos^2\delta}{-\sin 2\delta} \right] \quad pour\ 0 \geq \delta \geq -\frac{\pi}{4}$$

$$M^p = \frac{2}{\pi} \tan^{-1}\left[ 1 + \frac{3\pi}{2} + 4\delta \right] \quad pour\ -\frac{\pi}{4} \geq \delta \geq -\frac{3\pi}{4} - \frac{1}{4} \qquad (20)$$

et

$$\frac{\sigma^*_{\theta\theta}\ Mode(I+II)}{\sigma^*_{\theta\theta}\ Mode\ I} = 1 + \frac{2\delta}{2+\pi} \qquad (21)$$

Les valeurs de cette dernière équation (21) et celles de l'angle $\theta^*$ peuvent être vérifiées par les courbes (15) dans le cas où la valeur du coefficient "N" est infinie ($N = \infty$).

L'angle de propagation $\theta^*$ figure (17b) peut être défini en fonction d'un paramètre "$M^p$" caractérisant les facteurs d'intensité de contraintes (KI, KII) élastiques en tenant compte du coefficient d'écrouissage du matériau, cette courbe est obte65 à partir des figures (15a) et (17a) permettant de relier entre eux les paramètres ($\theta^*$, $M^p$, $M^e$).

Dans le cas de déformation plane, les résultats d'essais dûs à LIU ((23)) et POOK ((24)) montrent que :

- pour les fortes proportions du mode I, les points expérimentaux se placent en dessous de la courbe élastique (N = 1).

- pour les fortes proportions du mode II, les points sont placés au dessus de la courbe élastique.

Dans le cas élastique "courbe à N = 1", les paramètres J et M sont donnés par les formules suivantes :

$$J_1 = \frac{1-\nu^2}{E}\left(K_I^2 + K_{II}^2\right)$$

$$J_2 = -\frac{(1+\nu)}{2E}(1+\kappa)(K_I K_{II}) \qquad (22)$$

$$M^a = \frac{2}{\pi}\,tang^{-1}\left(\frac{K_I}{K_{II}}\right)$$

$\kappa = 3-4\nu$ en D.P

$\kappa = (3-\nu)/(1+\nu)$ en C.T.

D'autres auteurs comme XING ((25)) donne l'expression de l'intégrale J dans le cas d'une fissure branchée comme montré sur la figure (18) en contrainte plane :

$$J = J_1 \cos\phi + J_2 \sin\phi \qquad (23)$$

où les paramètres J1 et J2 sont relatifs aux directions ($x_1$, $x_2$)
et $\phi$ étant l'angle du chemin virtuel de l'extension de la fissure.

Les relations entre les paramètres Ji (i = 1,2) et les facteurs Ki (i = 1,2) et l'angle $\phi$ sont données par :

$$J_1 = \frac{\pi}{E}\left(K_1^2+K_2^2\right)\cos\phi + 2\frac{\pi}{E}.K_1K_2.\sin\phi$$

$$J_2 = \frac{\pi}{E}\left(K_1^2+K_2^2\right)\sin\phi - \frac{2\pi}{E}.2K_1K_2.\cos\phi \qquad (24)$$

où $\quad K_1 = \frac{K_I}{\sqrt{\pi}}\ ,\ K_2 = \frac{K_{II}}{\sqrt{\pi}}$

Les valeurs de paramètres Ji calculés par éléments finis et les facteurs d'intensités de contraintes Ki sont reportées dans le tableau (1). Ces résultats montrent l'indépendance des intégrales (Ji) vis à vis le contour "Ji" choisi.

ISHIKAWA ((26)) considère dans le cas d'une déformation élastique, en mode mixte de rupture que l'intégrale "J" peut être séparée en deux intégrales JI et JII relatives aux modes I et II respectivement :

$$J = J_I + J_{II}$$

et

$$J_M = \int_\Gamma \left[ W_M \, dx_2 - \vec{T}^M \left( \frac{\partial \vec{U}^M}{\partial x_1} \right) \right] ds \qquad (25)$$

L'auteur calcule par éléments finis les facteurs d'intensité de contraintes (KI, KII) correspondant pour deux configurations différentes figure (19).

De son côté, MINGVUAN ((27)) utilise un critère basé sur l'énergie potentielle principale pour rendre compte du comportement élasto-plastique d'une plaque fissurée chargée en mode mixte (I + II).

L'amorçage de la rupture se produit quand la valeur de l'intégrale "J" devient critique :

$$J = J_{critique} \qquad (27)$$

où "J" étant la somme de deux composantes :

$J_e$ : composante élastique
$J_p$ : composante plastique

L'intégrale J peut être estimée numériquement par la relation ci-après :

$$J = -\frac{1}{a} \phi(\tilde{u}) \qquad (28)$$

- $a$ étant la demi longueur du défaut.
- $$\phi(\tilde{u}) = \int_V \left[ W(\varepsilon) - W(\varepsilon^\infty) - \sigma_{ij}^\infty \varepsilon_{ij}^\infty \right] dV - \int_S \sigma_{ij}^\infty n_j \cdot \tilde{u}_i \, ds .$$

où les symboles $\infty$ et $\sim$ réprésentent respectivement les caractéristiques des corps fissurés et non fissurés.

L'auteur calcule la contrainte critique à rupture $\sigma_{cr}(\beta)$ de la plaque à l'aide du critère énoncé en (27).

La figure (20) montre l'évolution de cette contrainte à rupture normalisée par la contrainte critique en mode I avec l'angle $\beta$ et le rapport $\gamma$ donné par :

$$\gamma = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{\sigma_{cr}(\pi/2)}{\sigma_0} \qquad (29)$$

Les résultats calculés concordent bien avec les résultats d'expérience trouvés sur des alliages d'aluminium dans la littérature figure (21).

AHMAD et Col. ((28)) utilisent des éprouvettes type flexion trois points munies d'une entaille inclinée et calculent par éléments finis les valeurs des paramètes $\hat{J}_1$ et $\hat{J}_2$ en fonction du chargement appliqué pour des inclinaisons différentes ($\beta$ = 30°, 45°, 90°) figure (22). Ces résultats montrent que la composante $\hat{J}_1$, est indépendante du contour d'intégration et que la composante $\hat{J}_2$ l'est moins. Cet écart augmente au fur et à mesure que l'angle "$\beta$" diminue. De ces résultats, les auteurs proposent un modèle empirique permettant la prédiction de l'amorçage de la fissure dans le cas élasto-plastique figure (23).

$$\hat{J}_1 = J_c \sin^2\beta \qquad (30)$$

où $J_c$ est la valeur de $J_{Ic}$ quand l'angle $\beta$ devient égal à 90° (mode I pur).

II-1-2-c Critère basé sur l'énergie de séparation G

UEDA et Col. ((17)) ont mené des essais sur deux matériaux de nature différentes : l'un est fragile (PMMA), l'autre est ductile (SM41), les auteurs utilisent des plaques plates et des plaques cruciformes fissurées chargées respectivement par des forces uniaxiales et biaxiales et analysent l'effet de la composante du mode II (KII) sur la résistance à l'extension de la fissure. Les expressions de l'énergie élastique "G" prises dans leur étude sont de la forme :

fissure branchée

$$G^{K}(\gamma) = \frac{1-\nu^2}{E}\left\{ K_I^2(\gamma) + K_{II}^2(\gamma) \right\} \qquad (31)$$

où

$$K_I(\gamma) = \left(\frac{4}{3+\cos^2\gamma}\right)\left(\frac{1-\gamma/\pi}{1+\gamma/\pi}\right)^{\gamma/2\pi}\left( K_I \cos\gamma + \frac{3}{2} K_{II} \sin\gamma \right)$$

$$K_{II}(\gamma) = \left(\frac{4}{3+\cos^2\gamma}\right)\left(\frac{1-\gamma/\pi}{1+\gamma/\pi}\right)^{\gamma/2\pi}\left( K_{II} \cos\gamma - \frac{1}{2} K_I \sin\gamma \right)$$

$\gamma$ étant l'angle de branchement.

fissure branchée supposée droite

$$G(\gamma) = \frac{1-\nu^2}{E}\left(\frac{4}{3+\cos^2\gamma}\right)\left(\frac{1-\gamma/\pi}{1+\gamma/\pi}\right)\cos^2\gamma/2\left\{ K_I^2\left(\cos\gamma + \frac{1}{2} + \frac{1}{2}\cos^2\gamma\right) \right. \qquad (32)$$
$$\left. + 2 K_I K_{II} \sin\gamma (1+\cos\gamma) + K_{II}^2\left(-\frac{3}{2}\cos^2\gamma - \cos\gamma + \frac{9}{2}\right)\right\}$$

Les résultats obtenus sur la figure (24) montrent que la valeur de l'énergie à rupture augmente avec l'accroissement de la composante du mode II (cas SM 41), par contre cette énergie reste quasi constante dans le cas du matériau fragile "PMMA" ceci est dû à l'apparition des lignes de glissement autour de la fissure provoquées par une dissipation partielle de l'énergie stockée dans le cas des aciers (SM41).

Pour tenir compte de l'effet de la plasticité à fond d'entaille sur le comportemnt à rupture, KFOURI ((29)) propose d'étendre , dans l'hypothèsè d'une plasticité confinée, le concept "G" de GRIFFITH.

Dans le cas d'une plaque comportant une entaille inclinée, les énergies $G_I^{\Delta}(\alpha)$ et $G_{II}^{\Delta}(\alpha)$ relatives à une fissure branchée en mécanique élastique peuvent s'écrire :

$$\left[ G_I^{\Delta}(\alpha) \right]^{1/2} = K_{11}(\alpha)\left[ G_I^{\Delta}(0) \right]^{1/2} + K_{12}(\alpha)\left[ G_{II}^{\Delta}(0) \right]^{1/2} \qquad (33)$$

$$\left[ G_{II}^{\Delta}(\alpha) \right]^{1/2} = K_{21}(\alpha)\left[ G_I^{\Delta}(0) \right]^{1/2} + K_{22}(\alpha)\left[ G_{II}^{\Delta}(0) \right]^{1/2}$$

$\alpha$ étant l'angle entre la fissure branchée de la fissure droite et le symbole " " signifie que le domaine est non linéaire . L'auteur calcule par éléments finis l'énergie $G^{\Delta}(\alpha)$ $G^{\Delta}(\alpha)$ pour une fissure branchée et compare avec les résultats obtenus par l'équation (33) pour une fissure droite. On observe un bon accord entre ces deux approches comme le montre la figure (25).

CHIANG et Col. ((30)) utilisent des éprouvettes flexion quatre points excentrés pour calculer par éléments finis l'énergie de séparation $G^{\Delta}$ dans le domaine élasto-plastique, les auteurs simulent la croissance de la fissure par le relachement successif des noeuds à l'avant de celle-ci . L'énergie $G^{\Delta}$ peut être évaluée par :

$$G^{\Delta} = \left[ \int P_i \, du_i \right] / \Delta a \qquad (34)$$

où $P_i$ sont les forces nodales équivalentes
et $du_i$ sont les incréments de déplacement des noeuds à l'avant de la fissure.
Un maillage approprié a permis de déterminer cette énergie "$G^{\Delta}$" en fonction de l'angle d'extension de la fissure "$\alpha$" : $G^{\Delta}(\alpha)$.

Les résultats du calculs sur éprouvettes flexion trois et quatre points excentrés sont reportés dans la figure (26). Il est montré sur cette figure que l'augmentation de la composante du mode II accroît la résistance à l'extension de la fissure. Le paramètre KI* représente le chargement appliqué :

$$K_I^* = \left[ K_I - 3 \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) . K_{II} \right] \cos^3 \theta/2 \qquad (35)$$

La figure (27) montre que l'énergie $G^{\Delta} = (G_I^{\Delta} + G_{II}^{\Delta})$ établie parKFOURI et Col. ((31)) sur des plaques fissurées, évolue d'une manière semblable à celle discutée sur la figure (26).

Enfin, la figure (28) compare les critères $G^{\Delta}$ obtenus pour deux configurations (CCP et SENB) avec des résultats d'essais sur trois matériaux différents. On constate que les critères élastiques (1, 2, 3) ne permettent pas de prédire le comportement à rupture de ces matériaux. Par contre les critères "$G^{\Delta}$, et $\sigma_{\theta\theta}$max" élasto-plastiques sont plus proches des résultats expérimentaux, toutefois le critère $G^{\Delta}$ developpé pour l'éprouvette "CCP" semble se placer du côté de la sécurité.

II-1-2-d La méthode des deux critères

Le comportement à rupture d'un matériau élasto-plastique peut être défini par une analyse intermédiaire entre la mécanique linéaire élastique MLER, et l'analyse limite. Cette analyse, appelée "Méthode des deux critères", est caractérisée par la figure (29) :

- la charge critique réelle Pc = min (PK, PL)
  où PK est la charge critique en MLER
  PL est la charge limite en analyse limite

- une correction des zones de transition entre ces deux limites

- la prise en compte d'un coefficient de sécurité dans le dimensionnement de la structure

Ce critère a été proposé par DOWLING et Col. ((32)), qui considèrent que le comportement d'une structure même complexe peut être décrit par la formule :

$$\frac{Lf}{Lu} = \frac{2}{\pi} \cos^{-1}\left[ \exp\left(-\frac{\pi^2}{8}\right)\left(\frac{Lk}{Lu}\right)^2 \right] \qquad (36)$$

avec $Lf$ : paramètre caractérisant la rupture réelle
$Lk$ : paramètre de rupture dans le cas linéaire élastique
$Lu$ : paramètre de rupture dans le cas de l'analyse limite

Ce critère universel (36) est basé sur le modèle de Dudgale Bilby Cotterel- SWINDEN ((3, 34)) qui s'écrit :

$$\sigma = \frac{2}{\pi}\,\sigma_0\,\cos^{-1}\left[\exp\left(-\frac{\pi}{8a}\right)\left(K_R/\sigma_0\right)^2\right] \qquad (37)$$

Le modèle était établi au départ dans le cas d'une plaque chargée par une contrainte $\sigma$ à l'infini, $\sigma_0$ étant la limite d'écoulement.

Ce même modèle a été modifié par HEALD-SPINK-WORTHINGTON ((35)) qui ont apporté des corrections dues à l'effet de la plasticité et la géométrie finie de la plaque (D.BCS.HSW).

$$\sigma = \frac{2}{\pi}\,F_1\,\sigma_0\,\cos^{-1}\left[\exp\left(\frac{-\pi}{8a}\right)\left(K_R/F_2F_3\sigma_0\right)^2\right] \qquad (38)$$

F1, F2, F3 étant respectivement les fonctions de correction de plasticité, de géométrie sur le facteur d'intensité de contrainte K et sur la contrainte nominale.

La validation expérimentale du modèle de DOWLING (formule 36) est réalisée par des résultats obtenus sur différents matériaux et diverses configurations (figure 30).

OKUMARA et Col. ((36)) ont utilisé la méthode des deux critères sous sa forme universelle pour prédire le comportement élasto-plastique d'une structure chargée simultanément par une contrainte de membrane et un moment de flexion.
Des essais ont été réalisé sur des plaques contenant une fissure de profondeur "a" située au bord de celle-ci, l'axe du chargement est décalé d'une distance "e" par rapport à l'axe de la plaque figure (31). Ces deux paramètres "a et e" varient d'un essai à l'autre afin de réaliser le mode de sollicitations combinées.

Les résultats reportés sur la figure (31) montrent qu'il y a bon accord entre l'expérience et la théorie dans le domaine de transition. Les paramètres Pm, $Pm^f$, $Pm^c$ sont respectivement la contrainte à rupture réelle, la contrainte critique prédite par la mécanique linéaire élastique et la contrainte issue d'un critère de la charge limite.
Nous verrons plus loin que la courbe universelle peut être appliquée sous forme de courbe de dimensionnement en particulier dans les joints soudés.

## II-4 CRITERES DE PROPAGATION DES FISSURES DE FATIGUE

La propagation des fissures de fatigue en mode mixte peut être traitée de la même manière que la rupture en mode mixte discutée dans les paragraphes précédents.

BROEK (37)) considère que la vitesse de propagation d'une fissure de fatigue en mode mixte serait la même dans le cas d'un mode pur équivalent avec une contrainte principale égale. Cette condition d'équivalence permet d'avoir un facteur d'intensité de contrainte équivalent "KI eq" telle que :

$$K_{Ieq} = K_I \cos^3 \theta/2 - \frac{3}{2} K_{II} \cos^2 \frac{\theta}{2} \sin \theta/2 \qquad (39)$$

et la vitesse de propagation devient une fonction du facteur "Keq" dans le cas d'une propagation en mode mixte :

$$da/dN = f(\Delta K_{eq}) \qquad (40)$$

Dans les problèmes de rupture en mode mixte, seul le premier accroissement de la fissure est considéré, car la rupture est imminente aussitôt après. En propagation, le chemin de fissuration est constitué d'une succession d'accroissement le long duquel les facteurs d'intensité de contraintes doivent être connus.
Il y a peu de résultats d'essais dans la littérature sur la fatigue en mode mixte ((14)).

IIEDA et Col. ((38)) ont réalisé des essais de fatigue sur des plaques fissurées en traction afin d'étudier l'influence de la composante du mode II sur la vitesse de fissuration.
Ils constatent que la fissure dévie au début de la propagation et s'oriente dans la direction perpendiculaire à la contrainte principale ensuite. Les auteurs concluent que la présence de la composante du mode II, même faible, accroît la vitesse de fissuration d'une manière importante, ceci est illustré dans le tableau (2).

BROEK et Col. ((39)) utilisent une éprouvette de flexion. Ils introduisent le mode II en décalant la fissure et observent que l'angle de propagation suit bien le critère de la contrainte tangentielle maximale figure (32). Un calcul aux éléments finis a montré que la composante du mode II disparaît dès le premier accroissement de la fissure et le reste de la fissuration est gouverné par le mode I.

HUA et Col. ((40)) étudient l'influence sur le seuil de non fissuration du rapport du chargement et de la composante du mode II. Les essais ont été réalisés sur des éprouvettes de flexion trois et quatre points excentrés dont les paramètres sont reportés dans le tableau (3).

Les résultats expérimentaux reportés sur la figure (33) montrent que :

*Le critère de propagation au niveau du seuil de non propagation est délimité par deux bornes ①, ② inférieure et spérieure respectivement. Elles indiquent que pour des valeurs des facteurs d'intensité de contraintes en dessous de la courbe ①, la fissure ne s'amorce pas, par contre quand ces valeurs se situent au dessus de la courbe ② ; il y a amorçage et propagation dans la direction de la contrainte maximale. La surface entre ces deux courbes ① et ② représente le blocage des fissures après une faible propagation.

*La borne supérieure est influencée par le rapport de chargement "R".
Les auteurs concluent que la composante du mode II joue un rôle important dans le domaine du seuil de non fissuration et proposent un modèle basé sur la plastification en pointe de fissure. La figure (34) montre une bonne concordance avec l'expérience, ainsi que l'écart existant entre celui-ci et les critères de propagation $\sigma_{\theta\theta}$ max et S mini de SIH ((1, 7)).

OTSUKA et Col. ((41)) étudient les conditions d'amorçage d'une fissure de fatigue en mode mixte dans un acier faiblement allié et postulent que la propagation commence quand le facteur :

$$K_\sigma = \sigma_\theta \sqrt{2\pi r} = \cos\frac{\theta}{2}\left[K_I \cos^2\theta/2 - \frac{3}{2} K_{II} \sin\theta\right] \quad (41)$$

et $$K_\tau = \tau_{r\theta} \sqrt{2\pi r} = \frac{1}{2}\cos\frac{\theta}{2}\left[K_I \sin\theta + K_{II}(3\cos\theta - 1)\right]$$

prennent la valeur maximale.
La figure (35) illustre cette condition en termes de (KI, KII).

SIH et Col. ((42)) ainsi que BADALIANCE ((43)) utilisent le concept de l'énergie de déformation étudié dans le paragraphe (II-2-c-a) afin de déterminer une loi de propagation sous le chargement en mode mixte. Ils proposent les relations suivantes :

$$da/dN = A\,(\Delta S_{mini})^m \quad (42)$$

dans laquelle **A** et **n** sont des coefficients dépendants du matériau utilisé et sont obtenus à partir des coefficients de la loi de PARIS (m, C).

$\Delta S$ étant l'amplitude du taux de densité d'énergie de déformation minimale :

$$\Delta S_{mini} = \Delta S_{mini}^{maxi} - \Delta S_{mini}^{mini}$$

$$\Delta S = a_{11} \Delta K_1^2 + 2 a_{12} \Delta K_1 \Delta K_2 + a_{22} \Delta K_2^2 \qquad (43)$$

les coefficients **A** et **n** sont calulés en utilisant la loi de PARIS en mode I équivalent :

$$n = m/2 \qquad (44)$$

$$A = \frac{C}{\left(\frac{a_{11}}{\sqrt{\pi}}\right)^{m/2}}$$

Les auteurs considèrent que la propagation en mode mixte s'effectue d'une manière incrémentale suivant la figure (36). L'angle de propagation et l'accroissement de la fissure sont données par les formules suivantes :

$$\beta_{i+1} = \beta_i + \frac{\Delta a_{i+1} \sin(\theta_0)_i}{a_i + \Delta a_{i+1} \cos(\theta_0)_i} \qquad (45)$$

$$a_{i+1} = a_i + \frac{\Delta a_{i+1} + a_i \cos(\theta_0)_i}{a_i + \Delta a_{i+1} \cos(\theta_0)_i}$$

où $a_{i+1}$ est une nouvelle fissure fictive dont le nouvel angle d'inclinaison est $\beta_{i+1}$. Cette méthode permet de donner une valeur approchée des facteurs d'intensité de contrainte (KI, KII) au cours de la propagation de fissure.

BADALIANCE ((43)) compare les vitesses de fissuration calculées en fonction des amplitudes des facteur "$\Delta K$" et "$\Delta S$" obtenues sur éprouvettes de même géométrie et même rapport de charge. Il observe que l'expression :

$$da/dN = A (\Delta S_{mini})^n \qquad (46)$$

avec

$$\Delta S_{mini} = \frac{1-2\nu}{2\pi\mu} \Delta K_I \overline{K_I}$$

$$\overline{K_I} = \frac{K_I^{maxi} + K_I^{mini}}{2}$$

est moins sensible au rapport de charge pour le matériau utilisé figure (37) ( $Ti-6Al-4V$).

Cependant, la vitesse de fissuration (46) devient sensible au rapport de charge R dans le cas d'aciers et alliages d'aluminium. L'auteur ((43)) définit un paramètre empirique qui tient compte du matériau par la limite d'élasticité $\sigma_y$ et sa contrainte ultime $\sigma_u$ telle que :

$$\alpha = \frac{1+R}{1+R\left(\frac{\sigma_u}{\sigma_y}\right)^2} \qquad (47)$$

## II-3 FORME DE LA ZONE PLASTIQUE

La rupture des structures métalliques est en général précédée par une déformation plastique intense à la pointe de la fissure. La forme de cette zone dépend de la nature du matériau, celle du chargement ainsi que du mode de déformation.
L'exemple de la figure (38) donne une approximation de la taille de la zone plastique selon les critères de VON-MISES et de TRESCA dans les deux modes de déformation (déformation et contrainte plane) la dimension de cette zone (r) est normalisée sur cette figure (38) à la taille de la zone plastique (ry) formulée par IRWIN((44)).

Dans le cas du mode mixte de chargement SHIH ((22)) donne par calcul numérique la forme de la taille de la zone plastique en déformation du dégré de l'écrouissage du matériau en déformation et contraintes planes figure (39).

SUN et Col. ((45)) proposent d'étendre le modèle de DUGDALE aux cas élasto-plastique du matériau en mode mixte de chargement figure (40a, 40b).

## II-4 CONCLUSION GENERALE SUR LES CRITERES DE RUPTURE ET DE PROPAGATION DES FISSURES EN MODE MIXTE ETUDIES

Dans ce chapitre, les principaux critères de rupture et de propagation ont été discutés :

*En mécanique linéaire élastique, les différents critères prédisent bien en général l'angle de propagation de la fissure avec plus ou moins de dispersion dans le domaine où le mode II est prépondérant.

Cependant, on note un écart important sur le chargement critique entre les différents critères.

La figure (41) dûe à RICHARD ((46)) rassemble un certain nombre de critères discutés ou non dans ce chapitre. On observe une différence importante entre ces différents critères, en particulier, dans le domaine où la proportion de mode II est dominante. Cette dispersion reste relativement faible dans le domaine du mode I pur.

Dans le domaine où le mode II est prépondérant, les résultats expérimentaux sont rares et difficiles à obtenir, les figures (42a) et (42b) montrent bien ce phénomène. La géométrie des éprouvettes utilisées dans la majeure partie des essais (plaque à entaille centrale inclinée) ne permet pas d'obtenir des fortes proportions de mode II sans déformations plastiques importantes ou rupture hors du champ de la fissure. En effet, la majorité des critères de rupture en mode mixte ont été établis à partir des plaques fissurées en tension uniaxiale, par conséquent la fissure ne se trouvait pas dans un champ bidimensionnel uniforme. Pour répondre à cette exigence, BANK-SILLS et Col. ((47)) adoptent une éprouvette de forme spéciale figure (43) afin d'obtenir la rupture dan sle domaine de forte proportion du mode II ou en mode II pur. Son domaine d'utilisation est limité par le rapport (KI/KII) de "0,2".

Les résultats obtenus par photoélasticimétrie confirment les calculs aux éléments finis des facteurs (KI, KII). MULLINS ((48)) modèlise le comportement d'une fissure à l'échelle atomique chargée en mode mixte et conclut que le comportement de telles fissures est complexe, car en général, la plasticité en pointe du défaut croît avec l'augmentation de la composante du mode II figure (44).

*Différents critères élasto-plastiques ont été élaborés pour tenir compte de cette plastification à la pointe de fissure. L'ensemble de ces critères utilisent des méthodes numériques pour calculer les contraintes critiques à rupture et l'angle de propagation de la fissure, et sont par conséquent très couteux. Le peu de résultats expérimentaux montrent que les critères élasto-plastiques rendent mieux compte du comportement des structures métalliques en service dans des condtions normales chargées en mode mixte (I + II).

*En propagation, les critères basés sur la mécanique linéaire élastique suffisent pour rendre compte dus comportement d'une fissure de fatigue en mode mixte. La plupart des études faites dans ce domaine, se sont penchées sur l'influence de la composante du mode II sur la vitesse de fissuration, on constate en général qu'au début de la propagation, le mode II accroit la vitesse de fissuration, après une courte propagation, celui-ci disparait et la fissure est gourvernée ensuite par le mode I.
L'angle de propagation de la fissure est en général bien prédit par le critère de la contrainte tangentielle maximale, il s'agit de l'angle correspondant au premier accroissement. En réalité, le chemin de fissuration ne reste pas une droite, et le calcul des facteurs d'intensité de contraintes (KI, KII) le long de ce chemin devient compliqué.

Pour simplifier le problème, SIH et Col. ((42)) considèrent que la croissance de la fissure se fait d'une manière incrémentale et adoptent une fissure droite fictive après chaque accroissement pour le calcul des facteurs (KI, KII).

Enfin, la taille de la zone plastifiée en pointe de fissure en mode mixte a été calculée numériquement par SHIH ((22)) en fonction du coefficient d'écrouissage du matériau.

Pour des plaques très fines, le modèle de DUGDALE peut être étendu aux problèmes de modes mixte pour évaluer la taille de la zone plastique selon SUN ((45)).

## REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

((1)) F. ERDOGAN and G.C. SIH
Trans. A.S.M.E., Journ. Basic Eng. 85 D (1963) 519

((2)) WILLIAMS J.G. and EWING, P.D. in
"Fracture under complex stress, the angled crack problem"
Int. Journ. of fracture.
8 (n° 4), PP. 441-446 (1972)

((3)) FINNIE, I. and SAITH A.
Int. Journ. of fracture 9 P 484-486 (1973)

((4)) ST JOHN C. et SIGETY P.
"Comportement mécanique des fissures sollicitées en mode I et II"
Compte-rendu D.G.R.S.T. - 1977

((5)) CHANG K.J.
"On the maximum strain criterion
A new approach to the angled crack problem"
E.F.M. Vol. 14 PP 107-124 (1981)

((6)) WU H.C. and CHANG K.J.
"Angled Elliptic Notch Problem in compression and tension"
Journ. of Appl. Mech.
Vol. 45 PP 258-262 (1978)

((7)) SIH G.C.
"Strain energy density factor applied to mixed mode crack problems"
Int. Journ. of fracture
Vol. 10 PP 305-321 (1974)

((8)) FISCHER K.F.
"On an extension of SIH's fracture criterion"
I.J.F. 15 (1979) R11-R14

((9)) GRIFFITH A.A.
Phil. trans. Roy (1920) A 221 PP 185

((10)) HUSSAIN M.A., P.U., S.L. and UNDERWOOD J.
"Strain energy release rate for a crack under combined mode I and mode II"
S.T.P. 560 (1974) PP 2-28

((11)) HWANG K.C., D.H. HUA and S.W. YU
"On the maximum energy - Release rate criterion for fracture under combined mode"
I.C.F. 5, Vol. 1 PP 123-130 Cannnes (1981)

((12)) AMESTOY M., BUI H.D. and DANG VAN K.
"Analytic asymptotic solution of the kinked crack problem"
I.C.F. 5, Vol 1 PP 107-112 Cannes (1981)

((13)) JODIN P.
"Contribution à l'étude du mode mixte (I + II)"
Thèse de Docteur Es-Sciences - Faculté des Sciences Metz (1984)

((14)) LOUAH M.
"Fissuration en fatigue en mode mixte (I + II) à l'aide du disque brésilien"
Thèse de Docteur Es-Sciences - Faculté des Sciences Metz (1986)

((15)) BARENBLATT G.I.
"The mathematical theory of equilibrium crack in brittle fracture", Advances in applied mechanics"
7, Academic Press, New-York (1962)

((16)) COTTEREL A.H.
"Theoretical aspects of radiation damage and brittle fracture in steel pressure vessels", Iron steel inst Spec. rep n° 69 pages 281-296 (1961)

((17)) UEDA Y., IKKEDA K. YAO T., AOKI M.
"Characteristics of brittle fracture under general combined modes including those under bi-axial tensile loads"
Eng. Fract. mechanics Vol. 18 n° 6 PP 1131-1158 (1983)

((18)) RICE J.R.
"A path independant integral and approximate analysis of strain concentration by notches and cracks"
Journ. of Applied mechanics
Transaction of the American Society of Mechanical Engineers
Vol. 35 PP 379-386 (1968)

((19)) HUTCHINSON J.W.
"Journal of the mechanics and physics solids"
Vol. 19, n° 1 janvier (1968) PP 13-31

((20)) RICE J.R. and ROSENGREN G.F.
Journal of the mechanics and physics of solids
Vol. 16, n° 1 janvier (1968) PP 1-12

((21)) SHIH C.F.
"Small-scale yielding analysis of mixed mode plane strain crack problems"
S.T.P. 560 PP 187-210 (1974)

((22)) SHIH C.F.
"Elastic-plastic analysis of combined mode crack problems"
Phil. Doct. Thesis
Harvard University - Cambridge (Massachusetts)
Octobre (1973)

((23)) LIU A.F.
"Crack Growth and failure of aluminium plate under in plane shear"
presented at AIAA 11th
Aérospace sciences meeting, Washington
D.C. January (1973)

((24)) POOK L.P.
"Engineering Fracture Mechanics"
Vol. 3, nº 3 PP 205-218
October (1971)

((25)) XING Z. and SHAOFU W.
"The generalized J-Integral of combined modes"
International symposium on fracture mechanics
Beijing Chine 22-25
Novembre (1983)

((26)) ISHIKAWA H.
"An application of J-Integral to finite element"
Analysis of stress intensities of mixed mode cracks
International symposium on fracture mechanics
Beijing Chine 22-25
Novembre (1983)

((27)) MINGYUAN H.
"Fully plastic analysis of mixed mode plane-strain crack problems"
International symposium on fracture mechanics
Beijin Chine 22-25
Novembre (1983)

((28)) AHMAD J. and AL
"An Elasto-plastic finite element investigation of crack initiation under mixed mode stactic an dynamic loading"
STP 803 PP I 214 - I 239

((29)) KFOURI A.P.
"A finite element analysis of non planar crack growth in a linear elastic and in an elastic-plastic material"
International symposium on fracture mechanics
Beijing Chine 22-25 Novembre (1983)

((30)) CHANG W.T. and MULLER K.J
"Fracture behaviour and stress field of cracked bend specimens subjected to mixed mode loading"
E.F.M. Vol. 19 nº 4 PP 621-632 (1984)

((31)) KFOURI A.P. and K.J. MILLER
"Crack separation energy rates for inclined cracks in an elastic-plastic material"
In Three dimensionnal constitutive relations and ductile fracture
Edited by E. (NEMAT-NASSER)
PP 83-109 North Holland Amsterdam (1981)

((32)) DOWLING A.R. and TOWNLEY C.
International Journal of Pressure Vessels and Piping
Vol. 3 PP 77-107 (1975)

((33)) DUGDALE D.S.
Journal of the Mechanics and physics of solids
Vol. 8 PP 304-314 (1960)

((34)) BILBY B.A, COTTRELL A.H. and SWINDEN K.H.
Proceeding of the Royal Society
Vol. A 272 PP 304-314 (1963)

((35)) HEALD P.T., SPINK G.M. and WORTHINGTON P.J.
Material Science and Engineering
Vol. 10 (1972) PP 129-138

((36)) OKAMURA H., KAGEYAMA K. and TAKANO T.
"A criterion for elastic-plastic failure of an edge cracked member under combined loading of membrane and bending stresses"
Proceeding of the USA-JAPAN Joint seminar
Held at Hyama JAPAN
Editors LIU, WEISS, OKAMURA

((37)) BROEK D.
"Practical Problems"
Elementary engineering fracture mechanics"
Sijthoff & Noordhoff (1978)
Alphen aan den Rijn - The Netherlands

((38)) IIDA S. and KOBAYASHI A.S.
"Crack propagation rate in 7075-T6 plate under cyclic tensile and transverse shear loading"
J. Basic Eng. (1969) PP 764-769

((39)) BROEK D. and RICE R.C.
"Fatigue crack growth properties of rail steels"
Battelle report to DOT/TSC (1976)

((40)) HUA G., BROWN M.W. and MILLER K.J.
"Mixed mode fatigue Thresholds"
Fatigue of engineering materials and structures
Vol. 5 n° 1 PP 1-17 (1982)

((41)) OTSUKA A., MORI K. and MIYATA T
"The condition of fatigue crack growth in mixed mode condition"
E. FM Vol. 7 PP 429-439 (1975)

((42)) SIH G.C. and BARTHELEMY B.M.
"Mixed mode fatigue crack growth predictions"
Engineering fracture mechanics
Vol. 13 PP 439-451 (1980)

((43)) BADALIANCE R.
"Application of strain energy density factor to fatigue crack growth analysis"
Engineering fracture mechanics
Vol. 13 PP 657-666 (1980)

((44)) IRWIN G.R.
"Analysis of stresses and strain near the end of a crack traversing a plate"
Journ. of Appl. Mech.
Vol. 79 n° 24 PP 361-364 (1957)

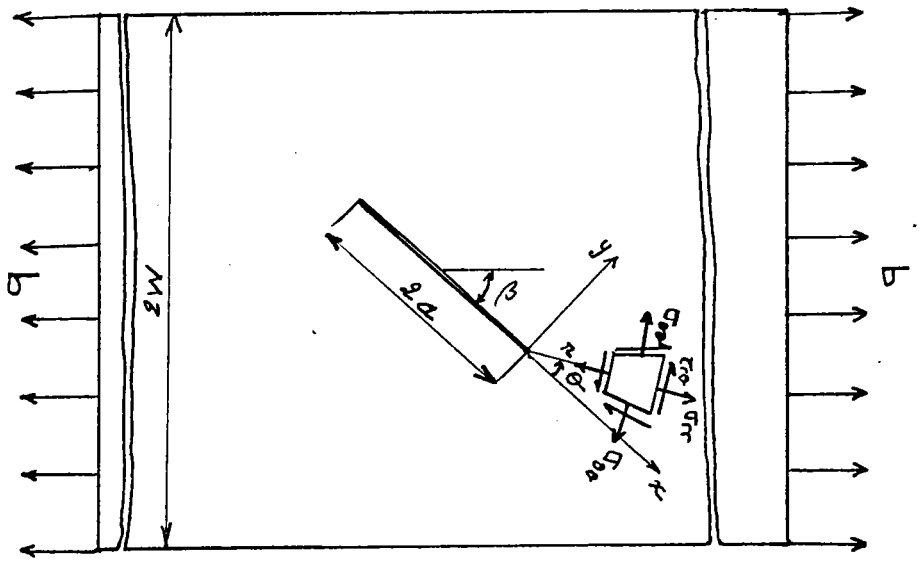
((45)) RICE J.R. and ROSENGREN G.F.
"Plane strain deformation near a crack type in a power-law hardening material"
Journ. Mech. Phys.
Vol. 16 (1968) P 1

((46)) SUN Y.J, LEE O.S. and HOBAYASHI A.S.
"Crack tip plasticity under mixed mode loading"
International symposium on fracture Mechanics
Beijing Chine
22-25 Novembre (1983)

((47)) RICHARD H.A.
"Examination of brittle fracture criteria for overlapping mode I and mode II loading applied to cracks"
Proceeding of international conference on application of fracture mechanics to materials and structure
Freiburg Allemagne 22-24 Juin (1983)

((48)) BANK-SILLS M.A. and BORTMAN Y.
"A mixed mode fracture specimen for mode II dominant deformation"
Engineering fracture mechanics
Vol. 20 n° 1 PP 145-157 (1984)

((49)) MULLINS M.
"Atomic simulation of cracks mixed mode loadings"
International journal of fracture
24 (1984) PP 189-196




$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos\theta/2 \left[ K_I \cos^2\theta/2 - \frac{3}{2} K_{II} \sin\theta \right]$$

$$\sigma_{rr} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos\theta/2 \left[ K_I (1+\sin^2\theta/2) + \frac{3}{2} K_{II} (\sin\theta - 2\operatorname{tg}\frac{\theta}{2}) \right]$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{1}{4\sqrt{2\pi r}} \cos\frac{\theta}{2} \left[ K_I \sin\theta + K_{II} (3\cos\theta - 1) \right]$$

FIGURE (1) : Etat des contraintes en pointe de fissure inclinée dans une plaque chargée par une contrainte uniaxiale à l'infini.

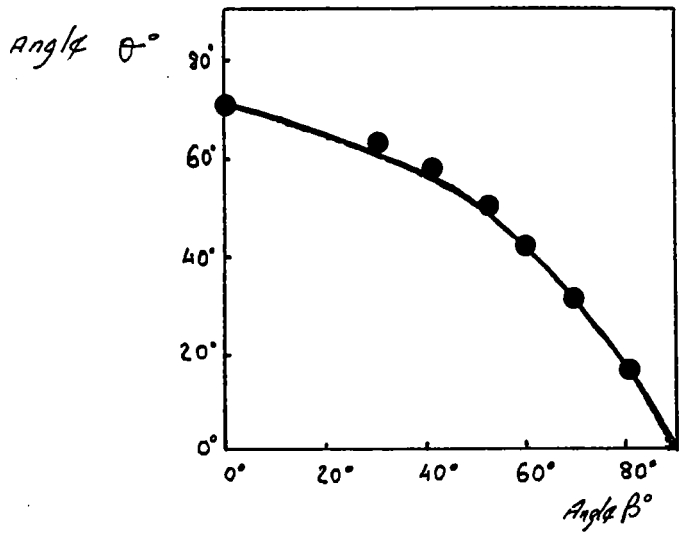



FIGURE (2) : Résultats d'essais relatifs à l'angle de rupture comparés à la prédiction d'ERDOGAN-SIH. ((1)).

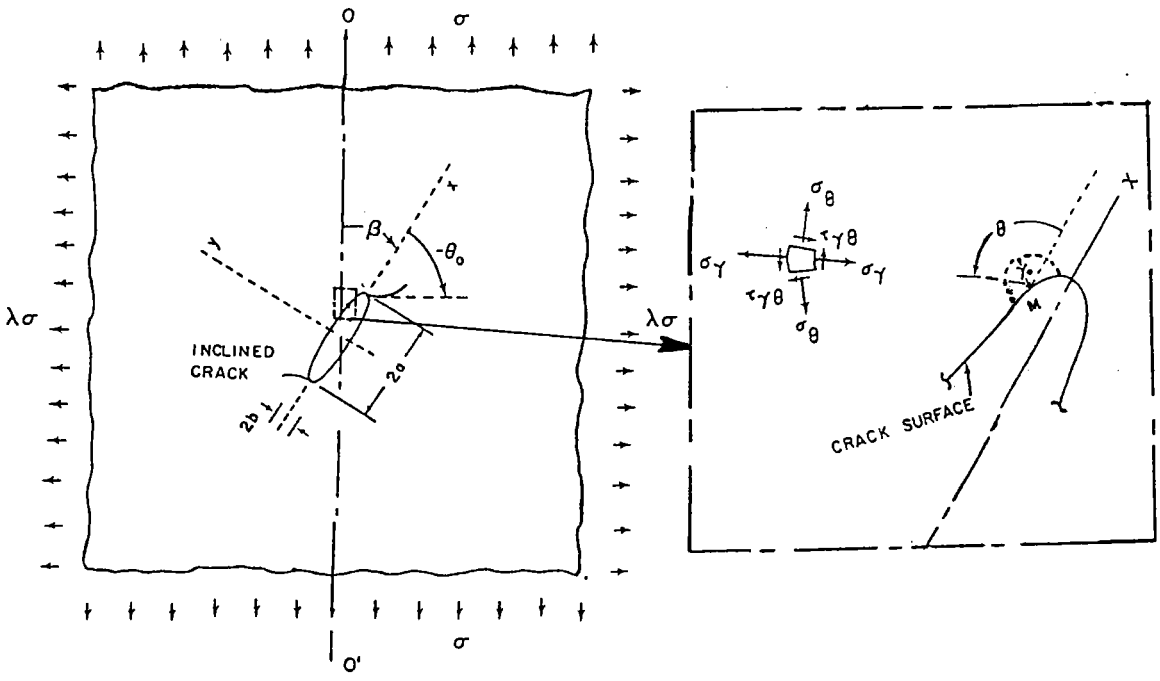



FIGURE (3) : Plaque infinie avec fissure elliptique inclinée soumise à un chargement biaxial selon CHANG ((5)).

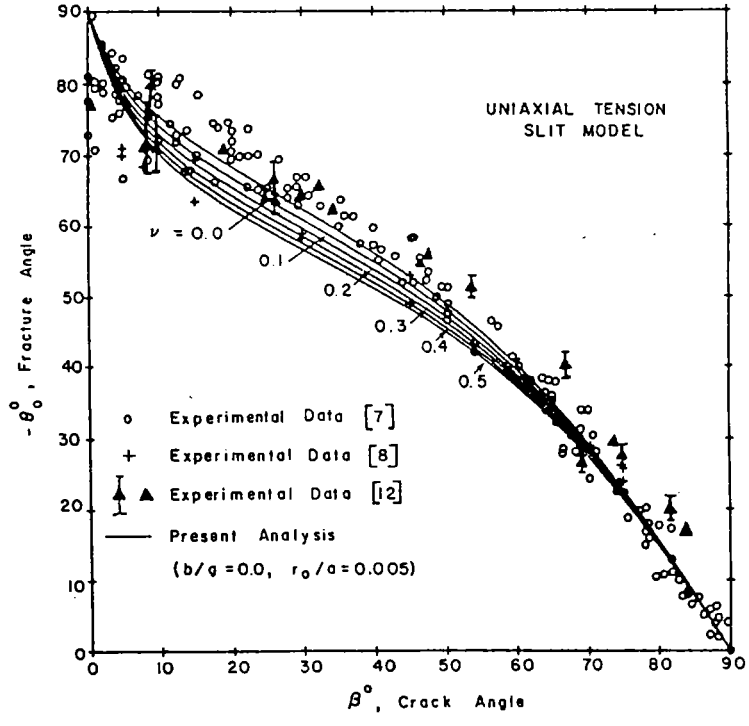
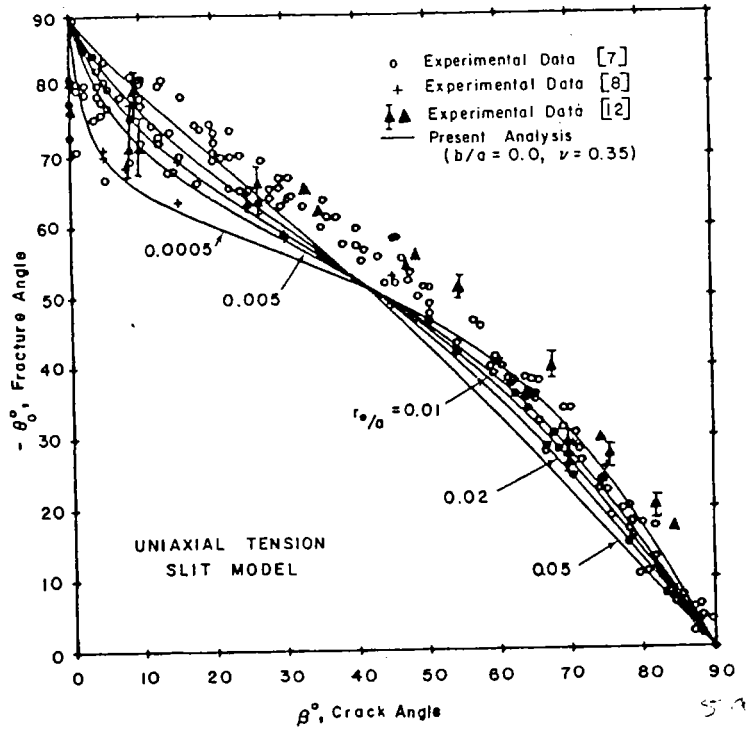
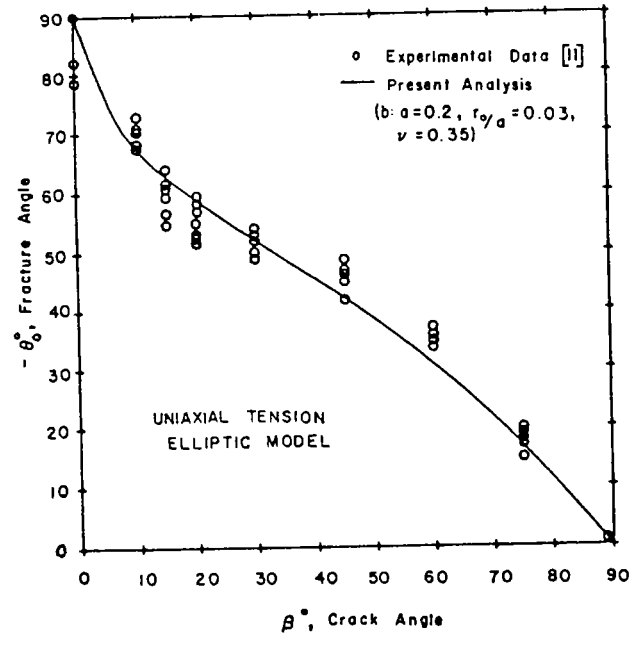



FIGURE (4) : Influence du coefficient de Poisson sur le critère de prédiction de l'angle de propagation selon CHANG ((5)).




(a)




(b)

FIGURE (5) : Comparaison des résultats expérimentaux exposés dans la littérature avec le critère de prédiction avec le critère de prédiction de l'angle de rupture selon CHANG ((5, 6)).

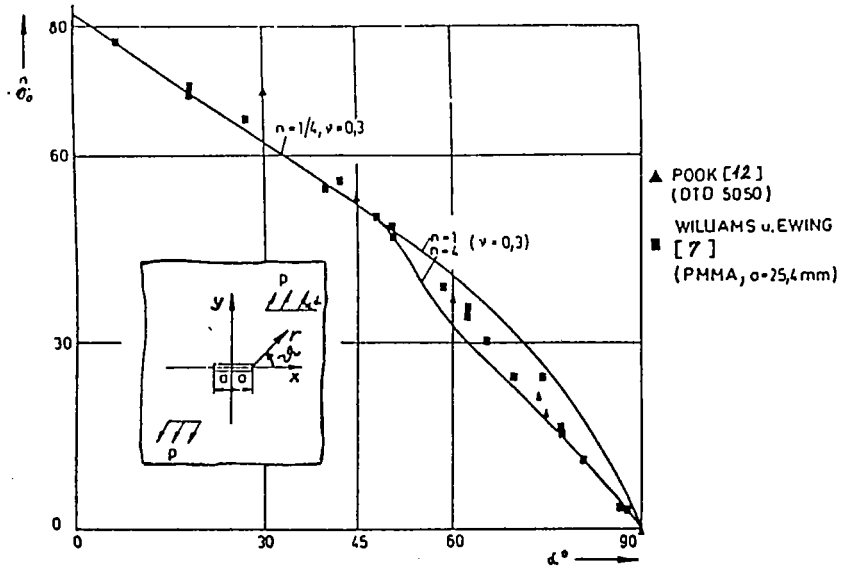



FIGURE (6) : Comparaison de l'angle de rupture obtenu par FISHER ((8)) avec celui donné par SIH((7)).

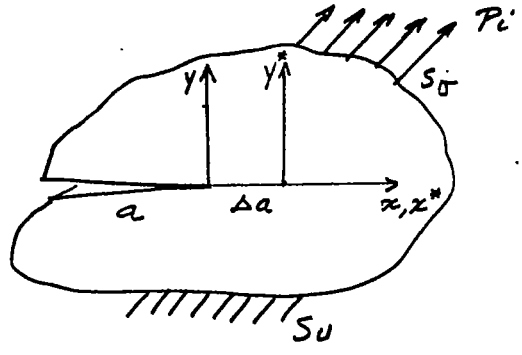



FIGURE (7) : Corps fissuré utilisé par GRIFFITH ((9)).

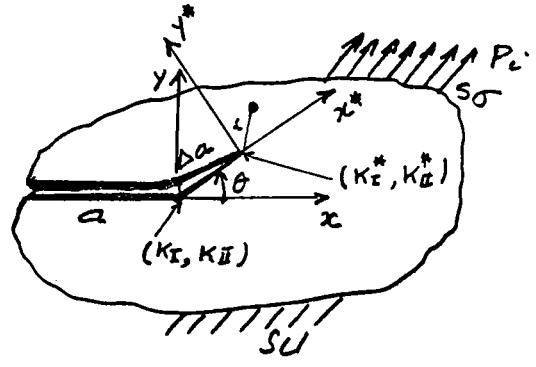



FIGURE (8) : Corps fissuré avec une fissure branchée.

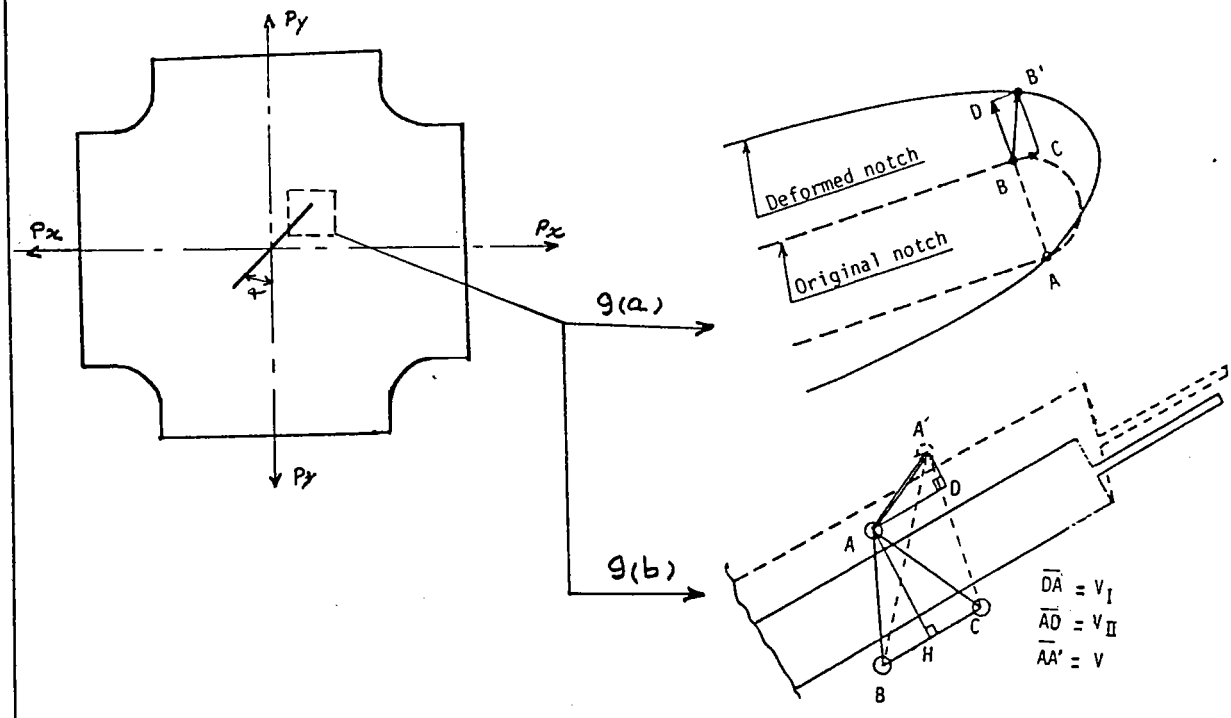



FIGURE (9) : Définition et mesure du déplacement résultant sous chargement en mode mixte selon UEDA ((17))

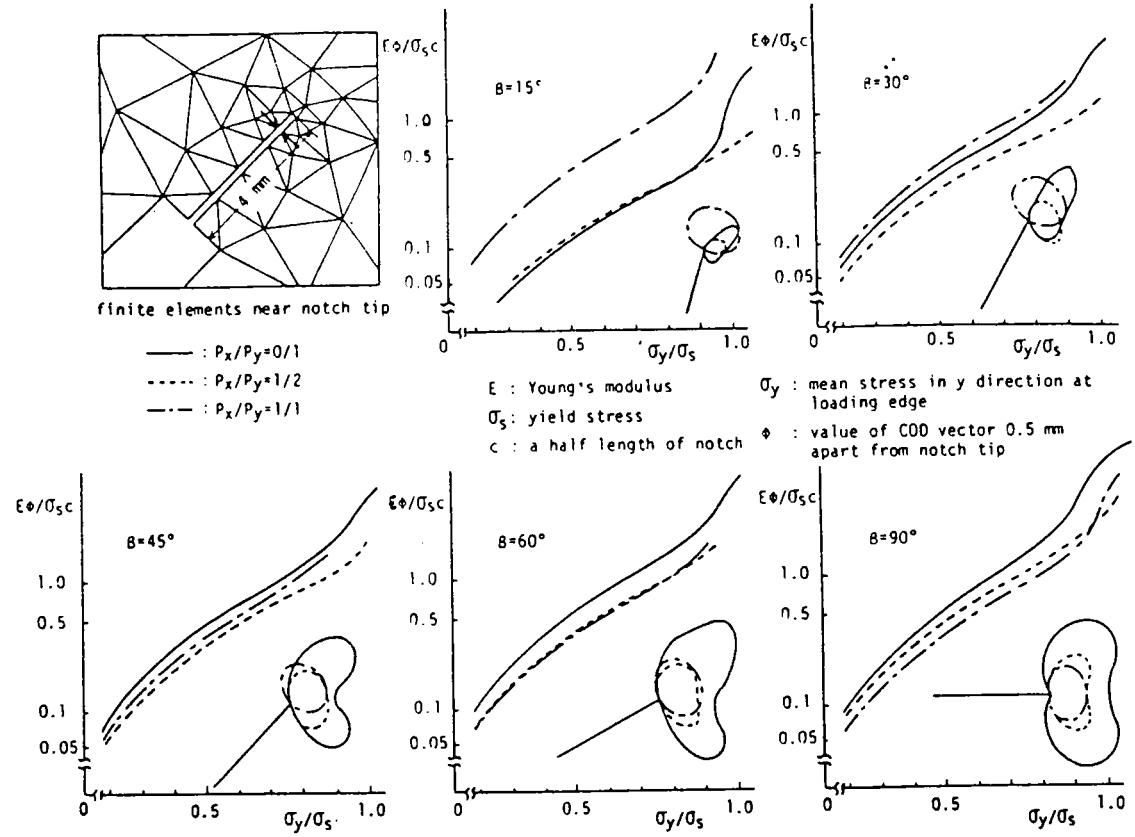



FIGURE (10) : Différentes configurations utilisées dans le calcul du COD par éléments finis à une distance de 0,5 mm de la pointe de fissure selon ((17)).

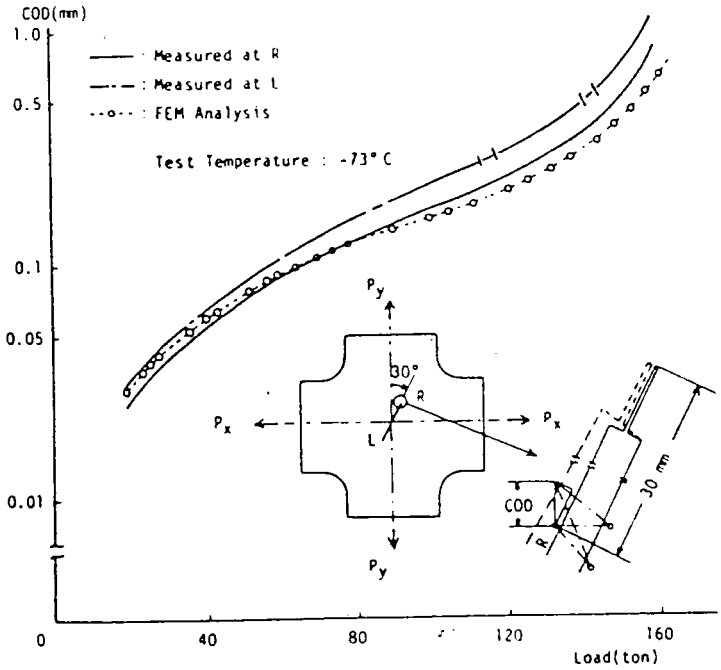



FIGURE (11) : Comparaison des résultats de mesure du COD au calcul aux éléments finins selon ((17))

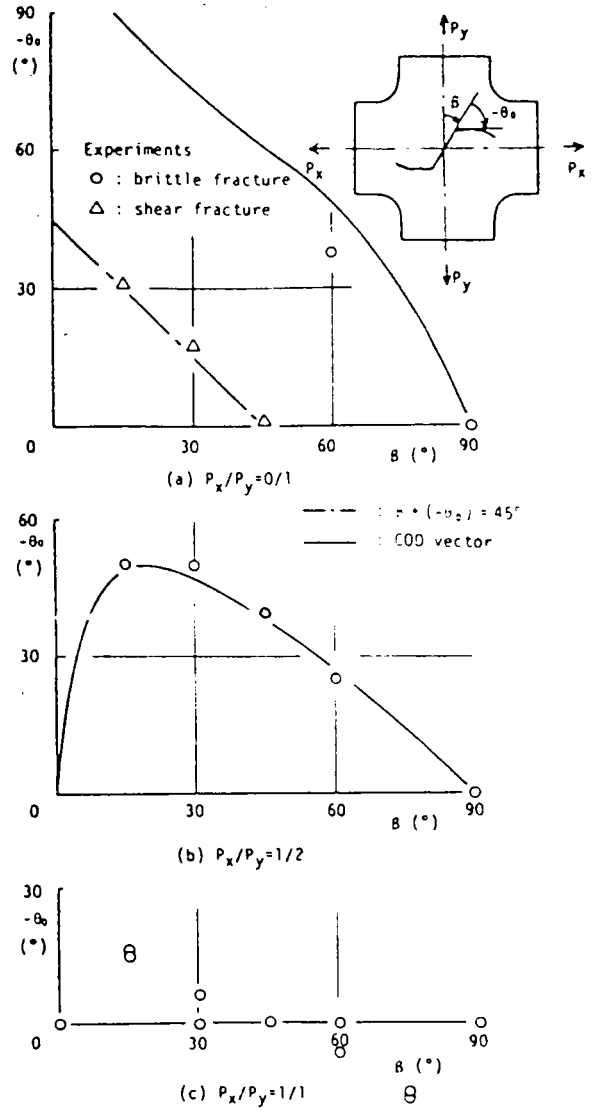
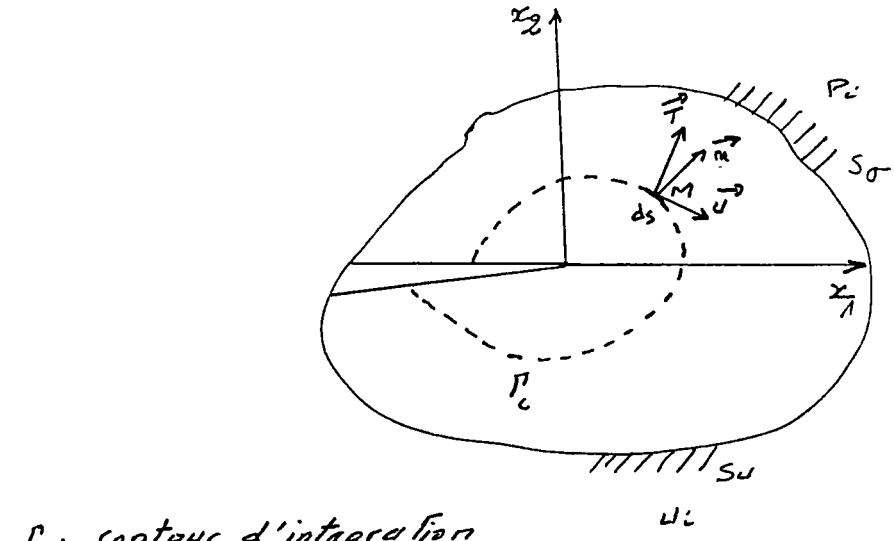



FIGURE (12) : Résultats d'essais de l'angle de rupture pour différentes configurations comparés à la théorie ((17))




$\Gamma_c$ : contour d'intégration
$\vec{T}$ : vecteur contrainte en M
$\vec{u}$ : vecteur déplacement en M
$\vec{n}$ : normale à l'élément ds

FIGURE (13) : Définition de l'intégrale J. selon RICE ((18))

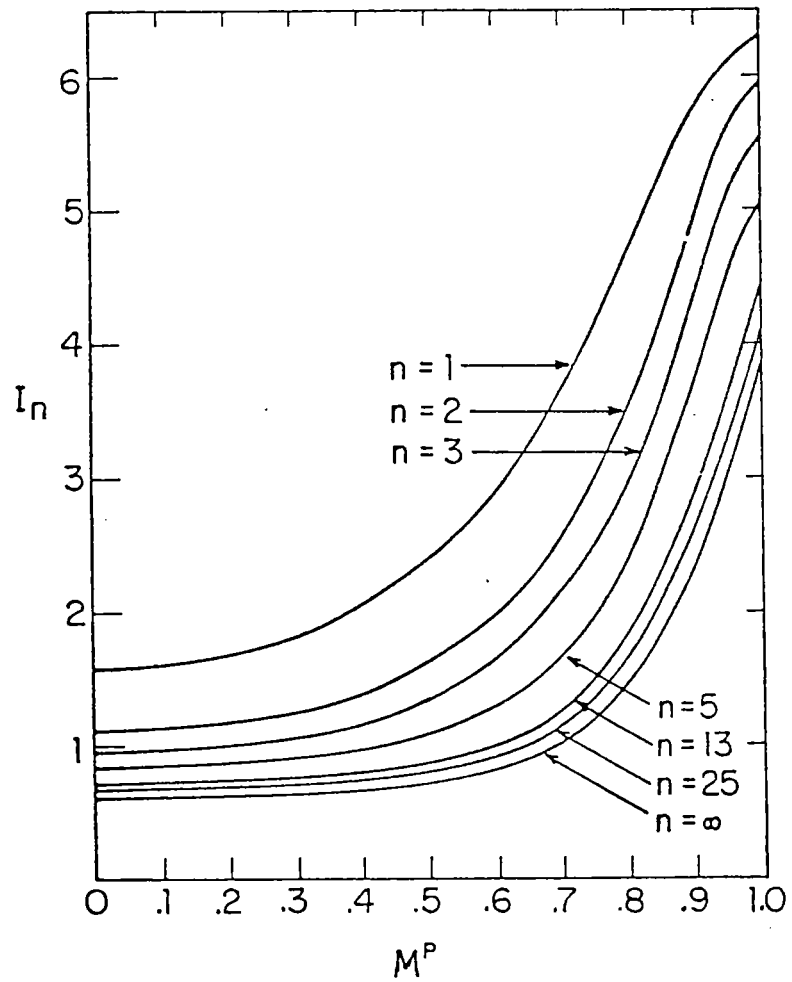
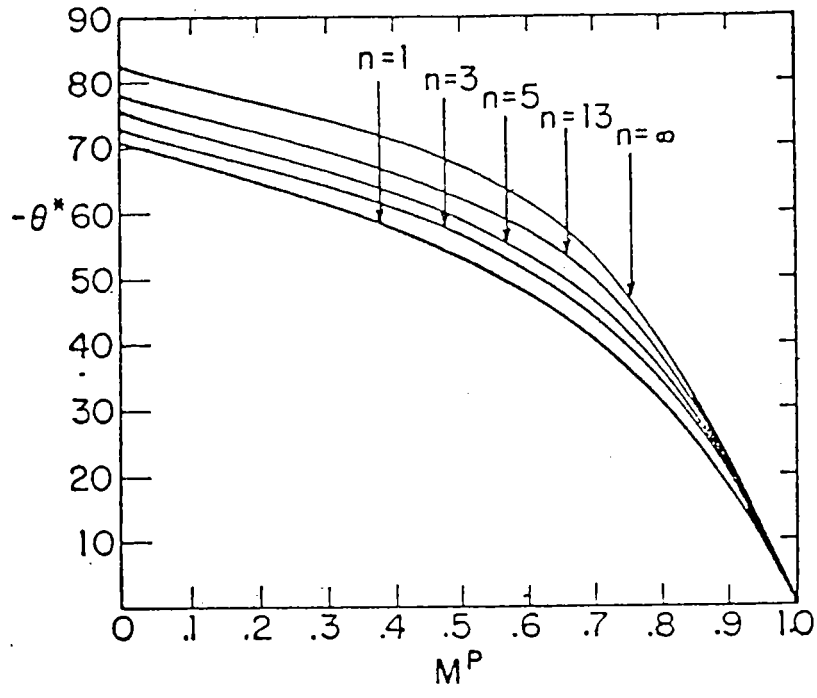
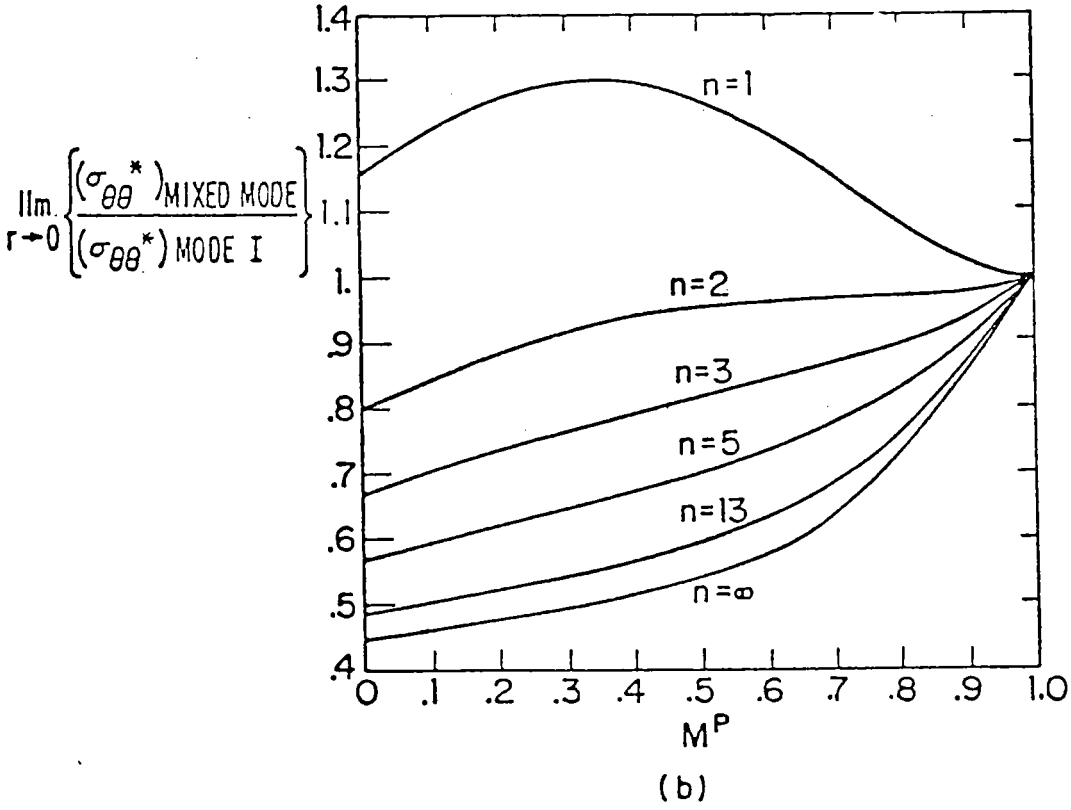



FIGURE (14) : Variation de l'intégrale In avec le paramètre $M^P$ selon SHIH ((22))




(a)




(b)

FIGURE (15) : (a) Variation de l'angle à rupture 0* avec le paramètre $M^P$ pour n allant de l'unité à l'infini

(b) Variation du rapport $\left(\frac{\sigma_{\theta\theta} \text{ mode mixte}}{\sigma_{\theta\theta} \text{ mode I}}\right)$ avec le paramètre $M^P$ pour n allant de l'unité à l'infini ((22))

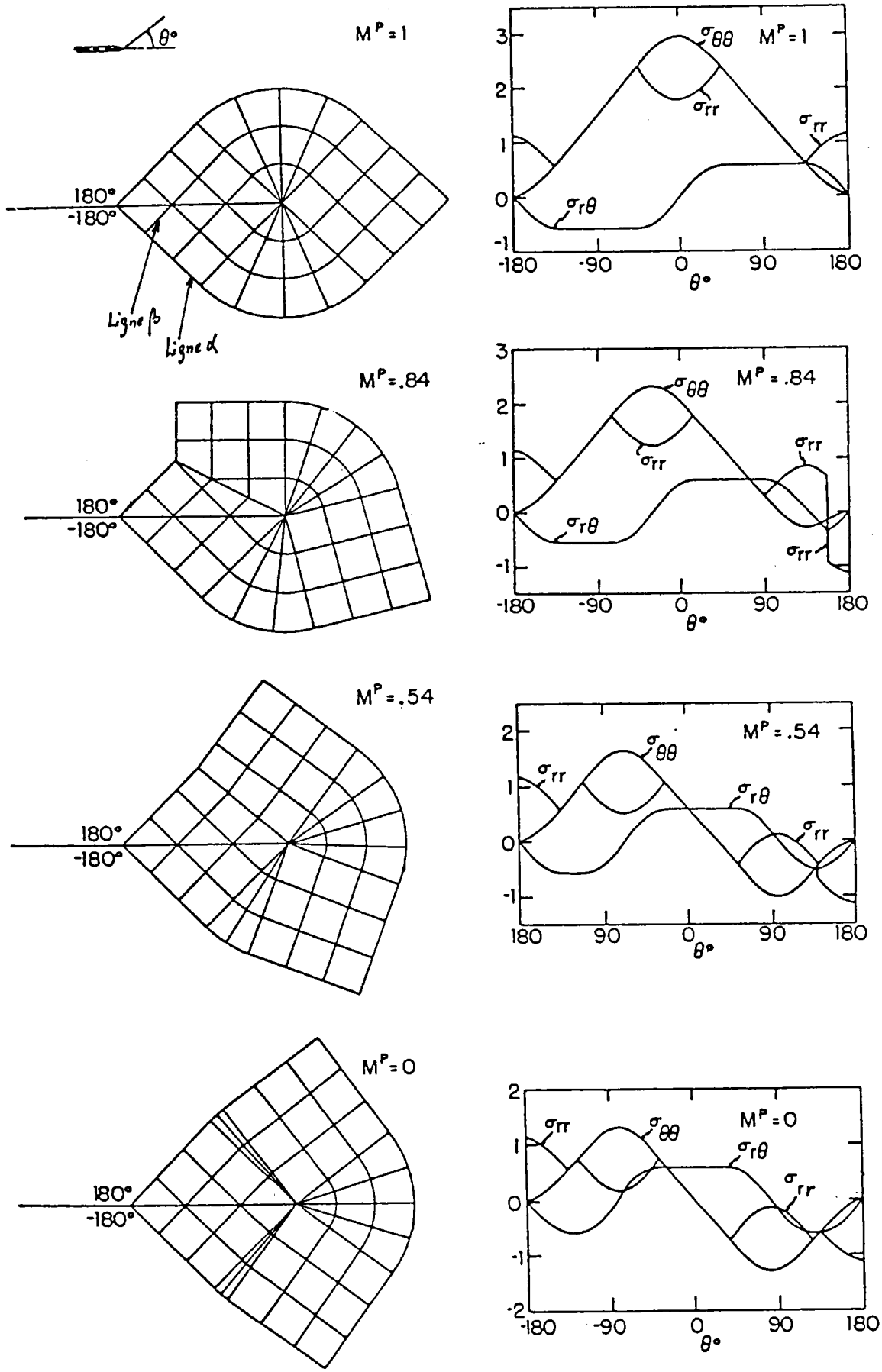



FIGURE (16) : Lignes de glissement et distribution des contraintes normalisés par rapport à en pointe de fissue dans le cas de plasticité parfaite en déformation plane selon SHIH ((22))

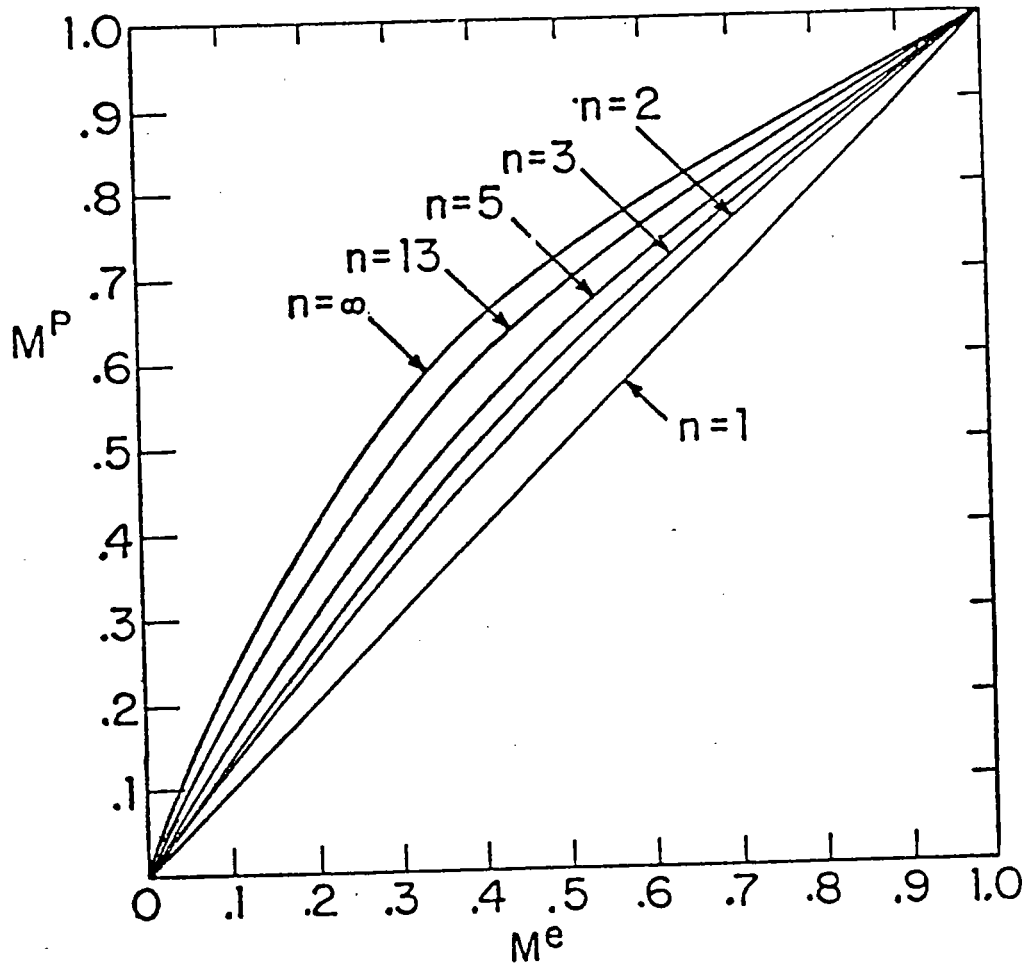



FIGURE (17a) : Relations entre les paramètres MP et MC pour n = (1 à 00) (22).

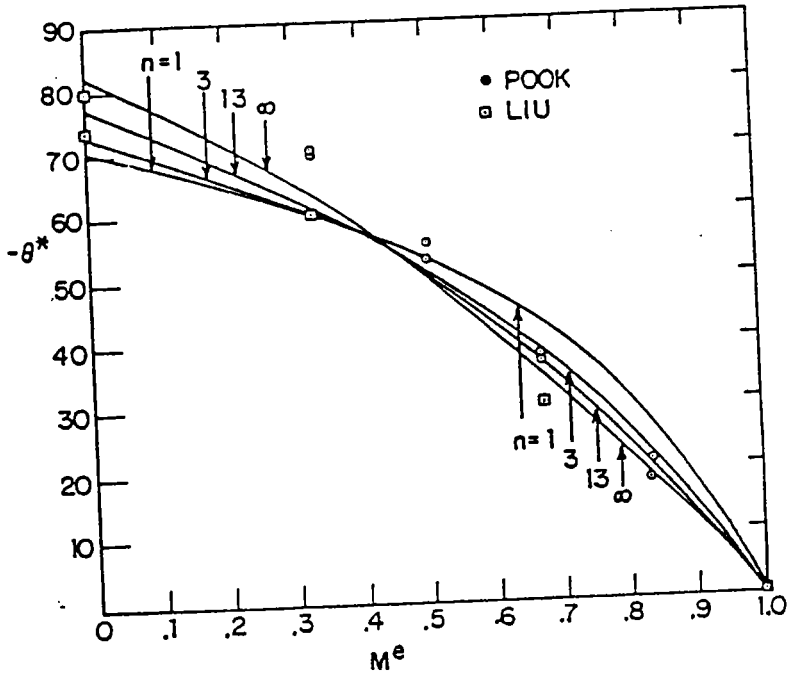



FIGURE (17b) : Variation de l'angle "0*" avec Mu pour n = (1 à 00) ((22)).

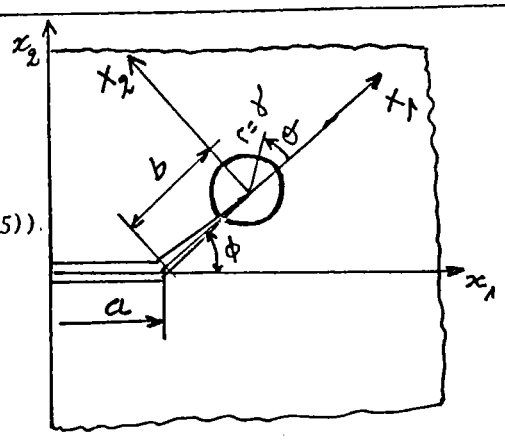



FIGURE (18) : Fissure branchée en contrainte plane selon XING ((25)).

TABLEAU (1) : Résultats du calcul des paramètres "J" dans une plaque infinie en contraintes planes.

| Γ | a=15mm $J_1$ | β=15° $J_2$ | a=15mm $J_1$ | β=30° $J_2$ |
|---|---|---|---|---|
| 1 | 2.13962 | −0.20187 | 1.90402 | −0.30067 |
| 2 | 2.14086 | −0.20231 | 1.91473 | −0.29721 |
| 3 | 2.14879 | −0.20342 | 1.90762 | −0.29282 |
| m | 2.14309 | −0.20253 | 1.90879 | −0.29690 |
| | $K_1$=118.318 | $K_2$=22.853 | $K_1$=92.891 | $K_2$=46.953 |

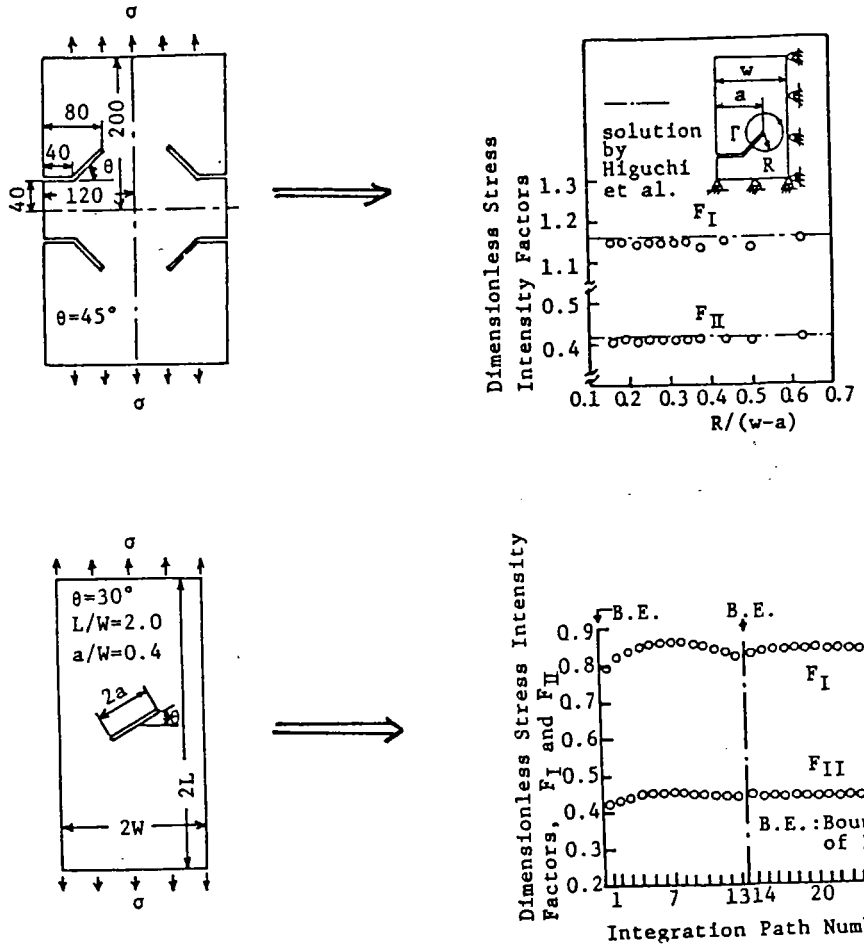



FIGURE (19) : Différentes configurations d'éprouvette prises par ISHIKAWA ((26)).
(a) défaut interne : calcul numérique (KI-KII) éléments triangulaires.
(b) défauts externes : calcul numérique de (KI-KII) éléments isoparamétriques.

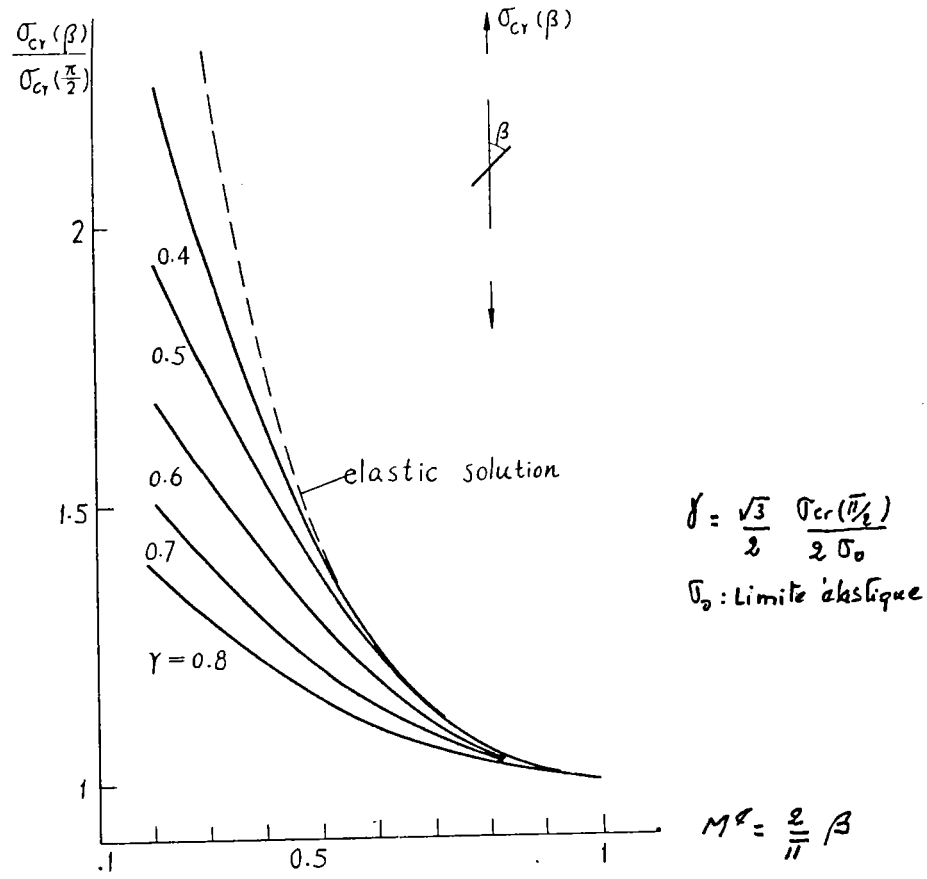



FIGURE (20) : Variation du rapport des contraintes critiques en fonction de l'angle ((27))

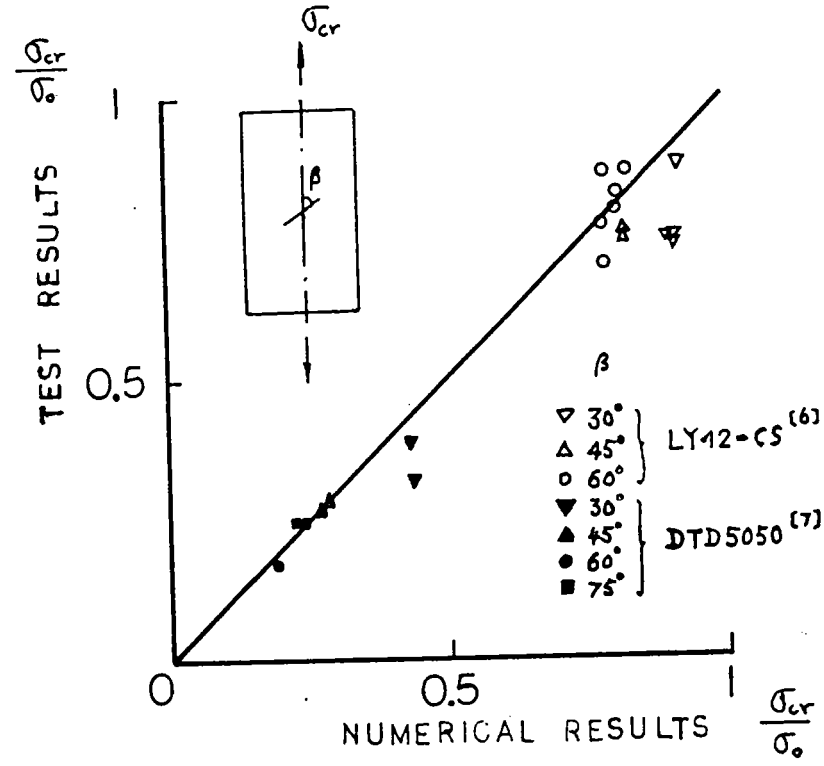
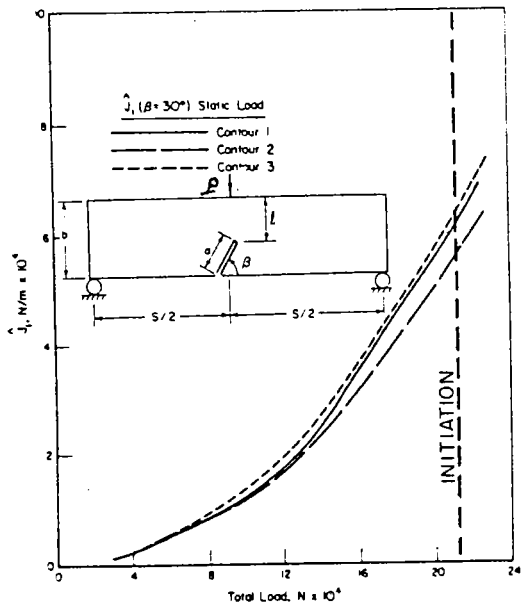


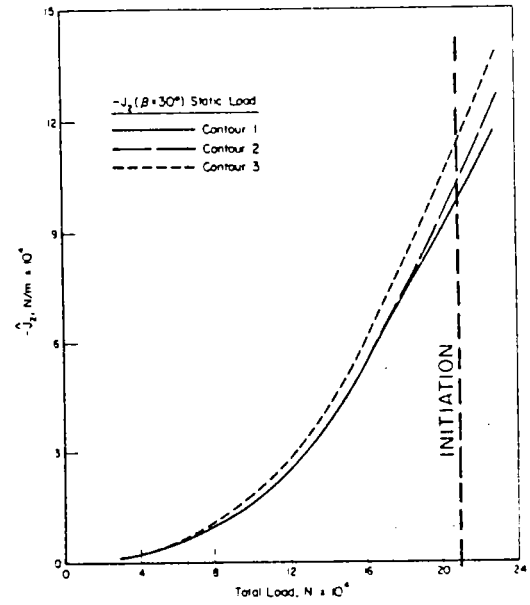

FIGURE (21) : Comparaison des résultats numériques et expérimentaux pour une fissure inclinée.

FIGURE (22) : Variation des paramètres J1 et J2 avec le chargement P B = (30, 45, 90°).



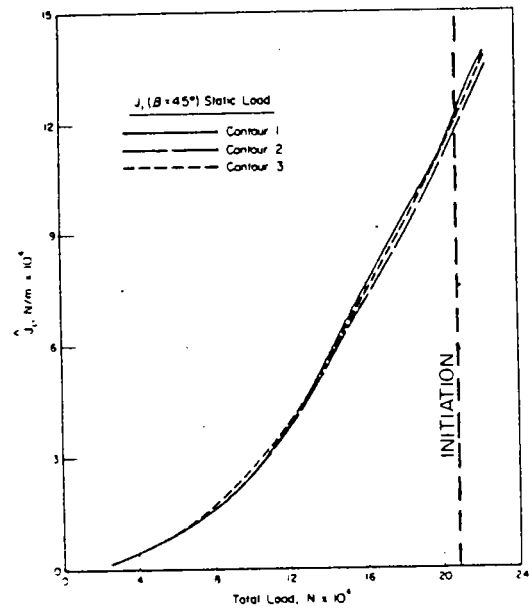

VARIATION OF $\hat{J}_1$, WITH LOAD

$J_1 = f(P), \beta = 30°$



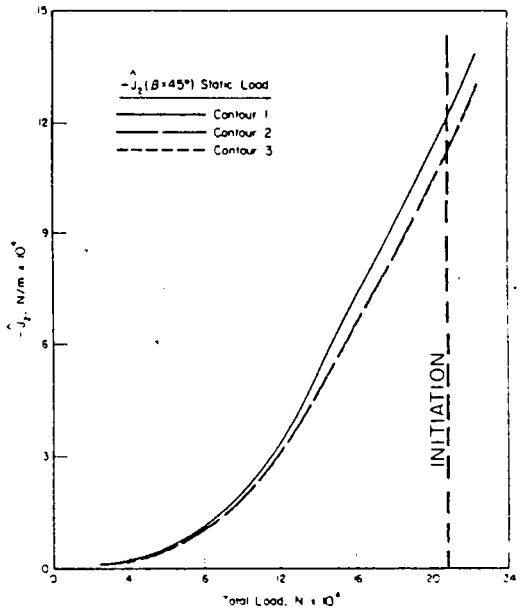

VARIATION OF $\hat{J}_2$ WITH LOAD

$J_2 = f(P), \beta = 30°$



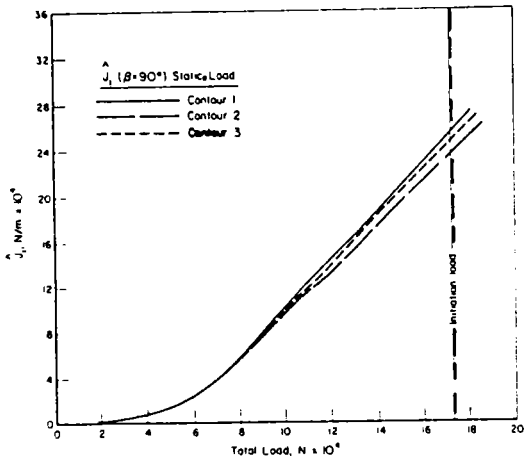

VARIATION OF $\hat{J}_1$ WITH LOAD

$J_1 = f(P), \beta = 45°$




VARIATION OF $\hat{J}_2$ WITH LOAD

$J_2 = f(P), \beta = 45°$




$J_1 = f(P) \quad \beta = 90°$

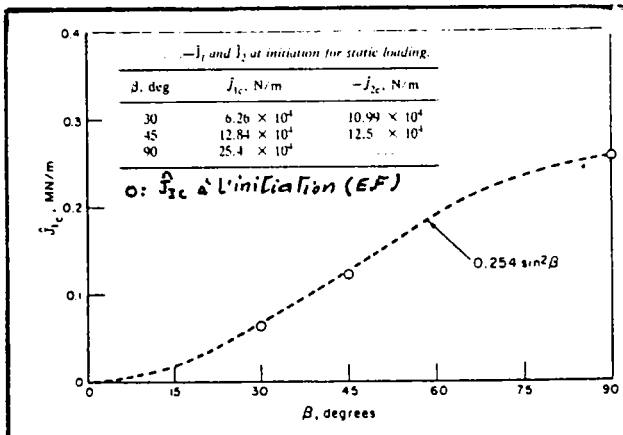



FIGURE (23) : Variation de la tenacité du matériau J1C avec l'angle d'inclinaison du défaut "B" Acier HY-100.

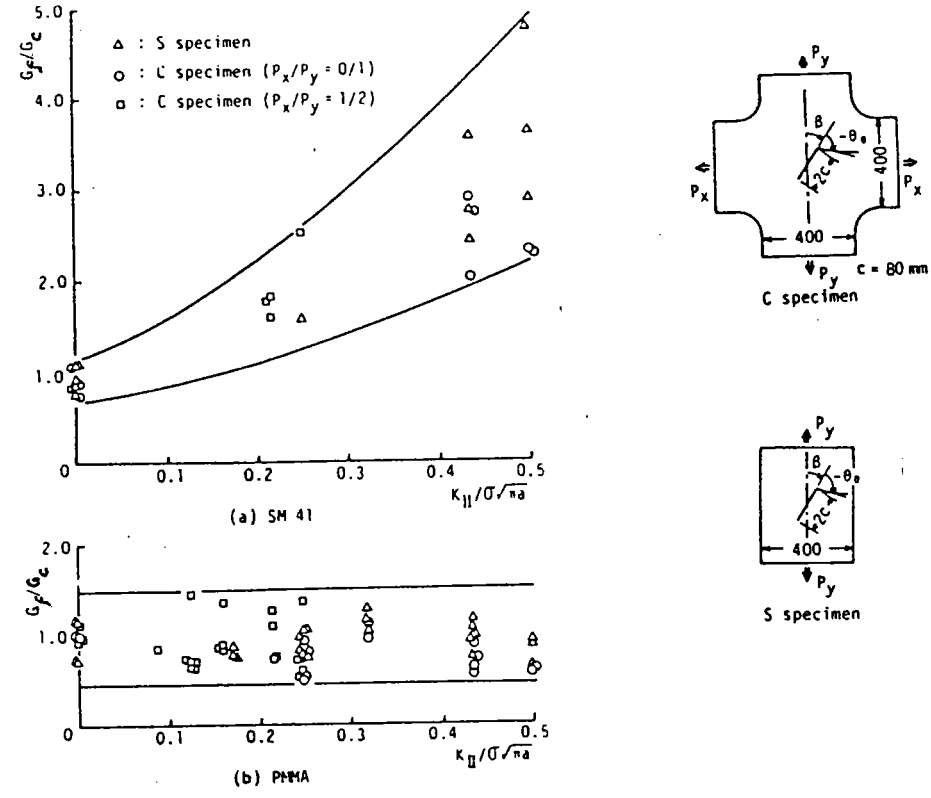



FIGURE (24) : Influence des modes glissement "II" pur le taux de restitution d'énergie à rupture Gf.

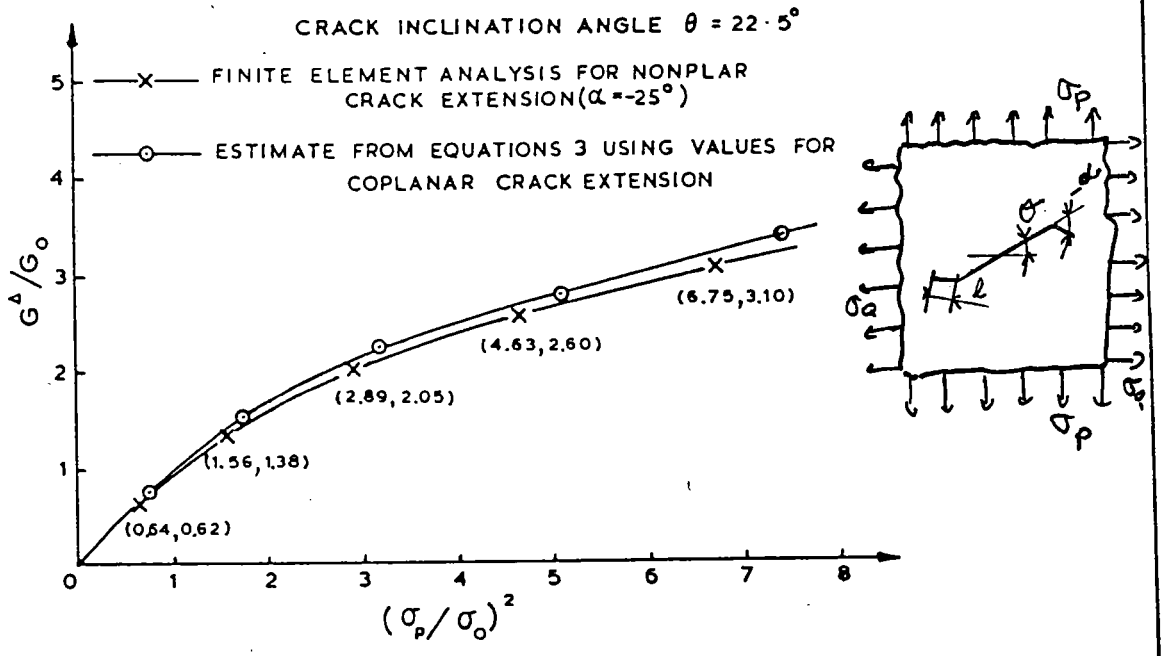



FIGURE (25) : Evolution du rapport G /Go pour une fissure branchée dans un matériau élasto-plastique avec le chargement (GP/ )2.

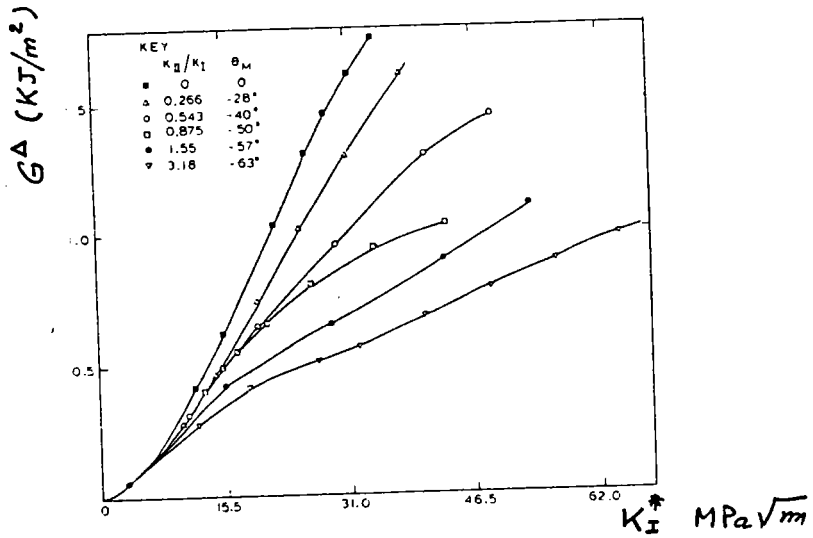



FIGURE (26) : Evolution de l'énergie de séparation de la fissure G en fonction du chargement appliqué en mode mixte de rupture. (Eprouvette SENB) (31).

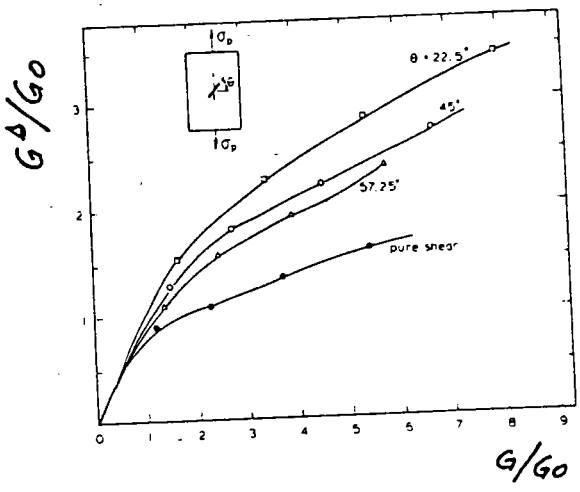



FIGURE (27) : Evolution de G en fonction du chargement appliqué en mode mixte (Eprouvette C.C.P.) (29).

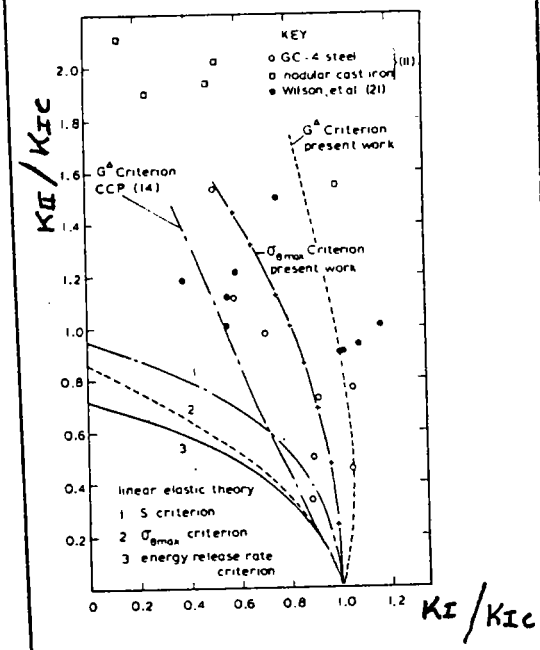



FIGURE (28) : Comparaison des résultats théoriques de $G^\Delta$ avec l'expérience (30).

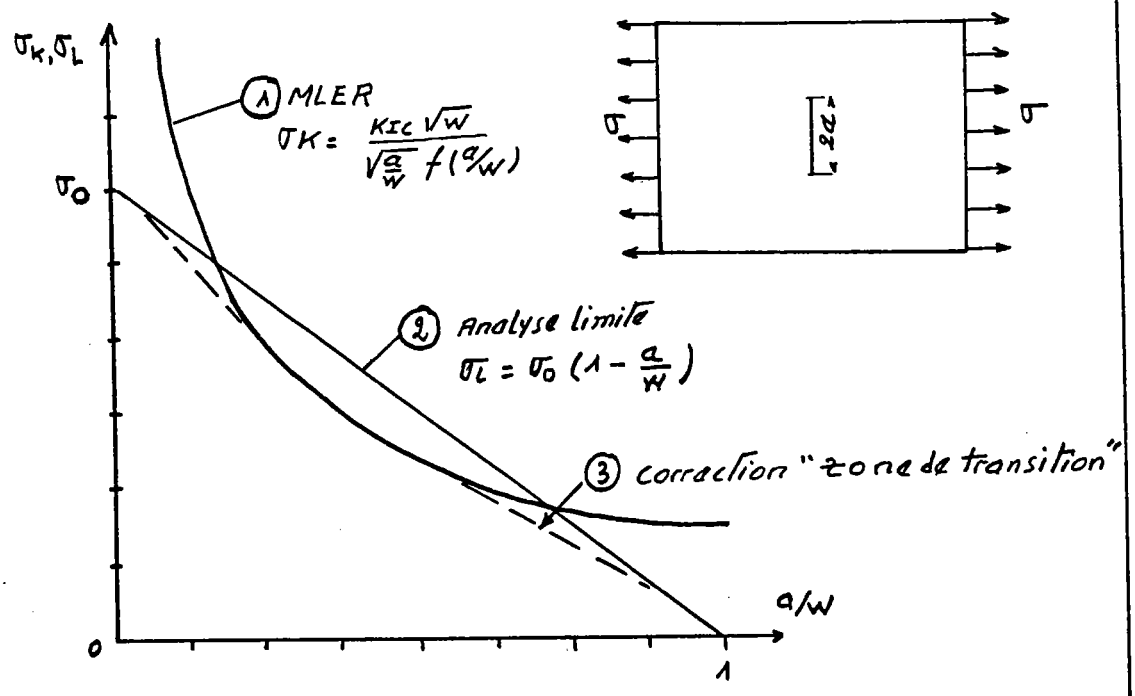



FIGURE (29) : Principe d'application de la méthode des deux critères.

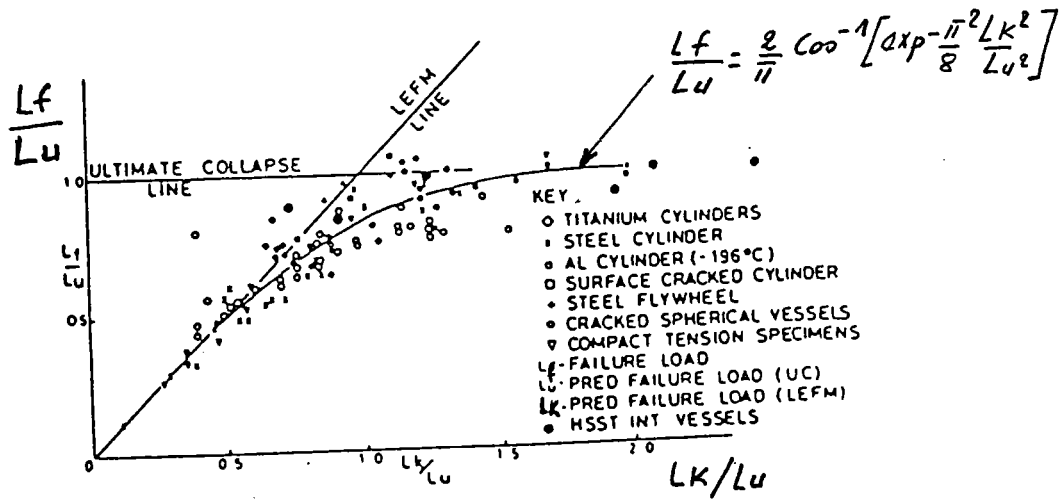



FIGURE (30) : Validation expérimentale du modèle de DOWLING ((32)).

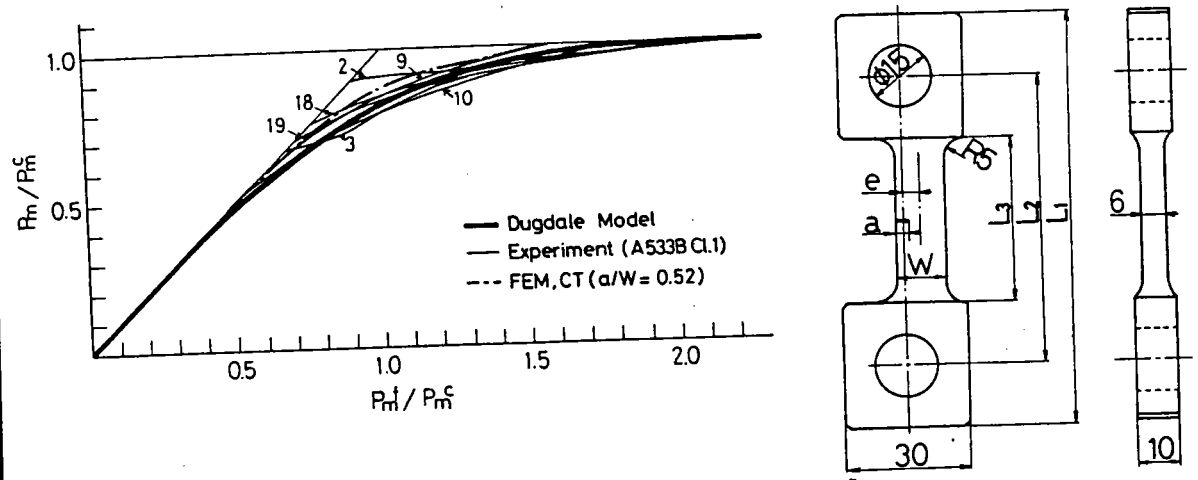



FIGURE (31) : Comparaison des résultats expérimentaux avec la prédiction de DUGDALE et les calculs aux E.F. "Acier A G 33 C 1.1."

$K_I = 11,5$ ksi$\sqrt{in}$

| Angle de chargement "β" | rapport ($K_{II}/K_I$) | da/dN "µm/cycle" |
|---|---|---|
| β = 90° | 0 | 3,8 |
| β = 45° | 0,217 | 8,0 |
| β = 30 | 0,11 | 6,6 |

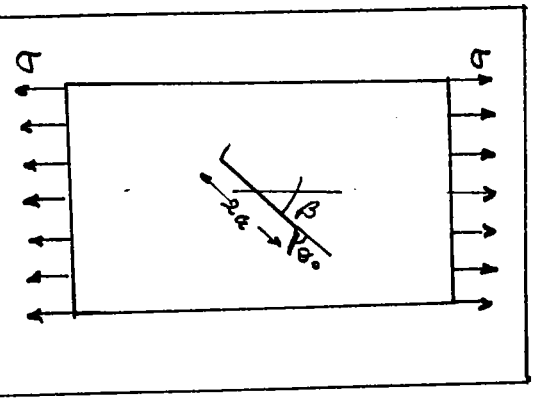



TABLEAU (2) RESULTATS OBTENUS SELON IIDA ((38))

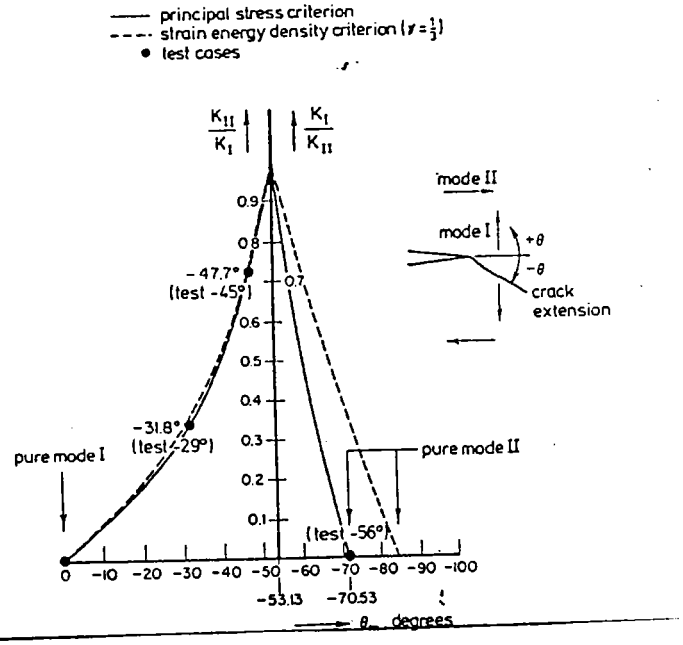



FIGURE (32) : Comparaison de l'angle de propagation obtenu sur l'éprouvette flexion avec les critères "TOOMAX" et "SMINI" selon BROEK et COL ((39)).

Mixed-mode test results for slit specimens ($R$ = 0·2, $\rho$ = 0·08 mm, $S_1$ = 42 mm, $S_2$ = 90 mm).

| Test | $B$ | $W$ (mm) | $a_0$ | $a_n$ | $a_0/W$ | $S_0$ (mm) | $P_{max}$ (kN) | $P_{min}$ | $\Delta K_I$ (MN m$^{-3/2}$) | $\Delta K_{II}$ | $\Delta K_{II}/\Delta K_I$ | $\frac{\Delta K_I}{\Delta K_{I0}}$ | $\frac{\Delta K_{II}}{\Delta K_{I0}}$ | $\theta_c$ (deg) | da/dN ($10^{-7}$ mm/cycle) | $\Delta \bar{K}_I$ (MN m$^{-3/2}$) | $\Delta \bar{K}_{II}$ | $\Delta K_{eff}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 11·98 | 29·80 | 11·2 | 0·05 | 0·375 | 18·5 | 7·39 | 1·48 | 5·12 | 1·26 | 0·25 | 0·88 | 0·22 | −26 | 2·6 | 5·43 | −0·17 | 5·56 |
| 2 | 12·02 | 29·78 | 11·8 | 0·05 | 0·395 | 11 | 11·0 | 2·22 | 4·46 | 1·90 | 0·42 | 0·77 | 0·33 | −38 | 3·0 | 5·36 | −0·29 | 5·43 |
| 3 | 12·0. | 29·88 | 11·4 | 0·03 | 0·38 | 11 | 10·48 | 2·1 | 4·31 | 1·81 | 0·42 | 0·74 | 0·31 | −38 | (1·07) | (5·13) | (−0·25) | (5·12) |
| 4 | 15·5 | 40 | 14 | 0·15 | 0·35 | 7·25 | 26·18 | 5·23 | 3·26 | 2·67 | 0·82 | 0·56 | 0·46 | −53 | 4·0 | 5·04 | −0·15 | 5·19 |
| 5 | 15·5 | 40 | 14 | 0·05 | 0·35 | 4 | 32·78 | 6·5 | 2·23 | 3·26 | 1·46 | 0·38 | 0·56 | −62 | 2·1 | 5·16 | −0·006 | 5·15 |
| 6 | 15·5 | 40 | 14 | 0·08 | 0·35 | 4 | 33·69 | 6·7 | 2·33 | 3·41 | 1·46 | 0·40 | 0·59 | −62 | (5·83) | (5·34) | (−0·006) | (5·32) |
| 7 | 15·5 | 40 | 14·9 | 0·05 | 0·37 | 2 | 33·11 | 6·62 | 1·22 | 3·72 | 3·05 | 0·21 | 0·64 | −69 | 3·89 | 5·08 | 0·1 | 4·98 |
| 8 | 15·5 | 40 | 15 | 0·08 | 0·375 | 0 | 37·0 | 7·4 | 0 | 4·10 | ∞ | 0 | 0·70 | −73 | 2·5 | 5·0 | 0·06 | 4·73 |

da/dN is the growth rate of a branched crack with the branch length $a_n$ listed.

TABLEAU (3) : Paramètres et résultats expérimentaux obtenus par HUA et COI ((40)).

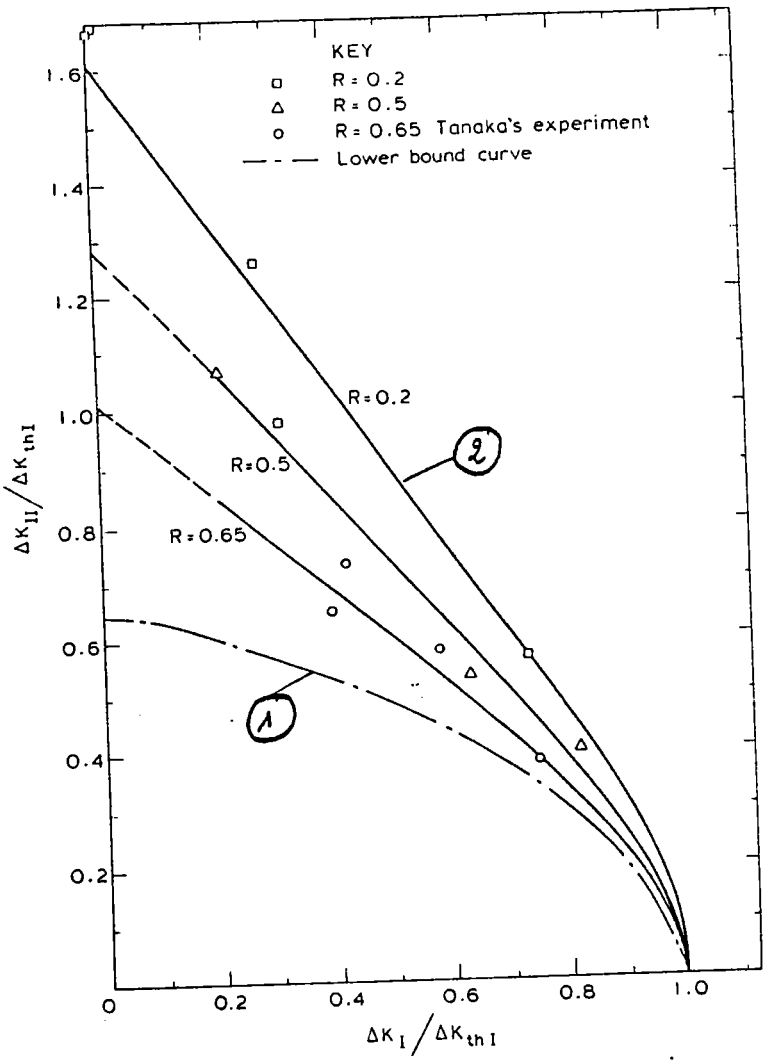



**FIGURE (33) : Courbes d'amorçage en mode mixte de chargement pour une éprouvette de flexion préfissurée ((40)).**

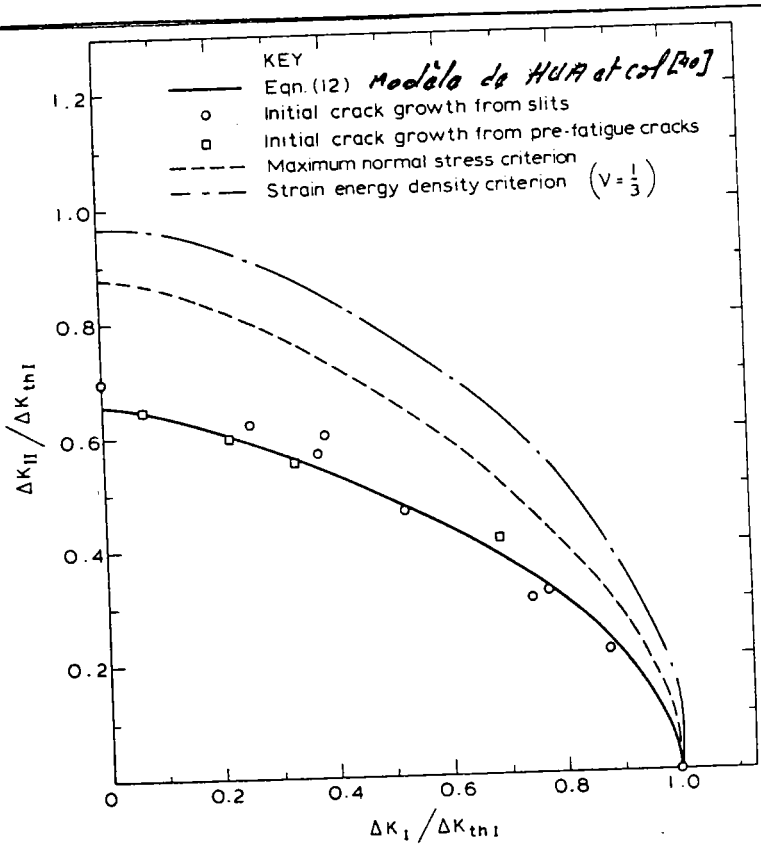



**FIGURE (34) : Comparaison des résultats d'essais avec les prédictions ((40)).**

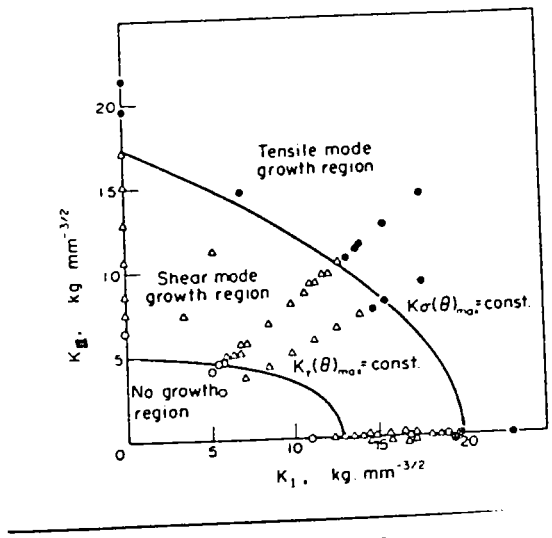



FIGURE (35) : Conditions de fissuration en fatigue en mode II et mode I en terme de (KI, KII) (41).

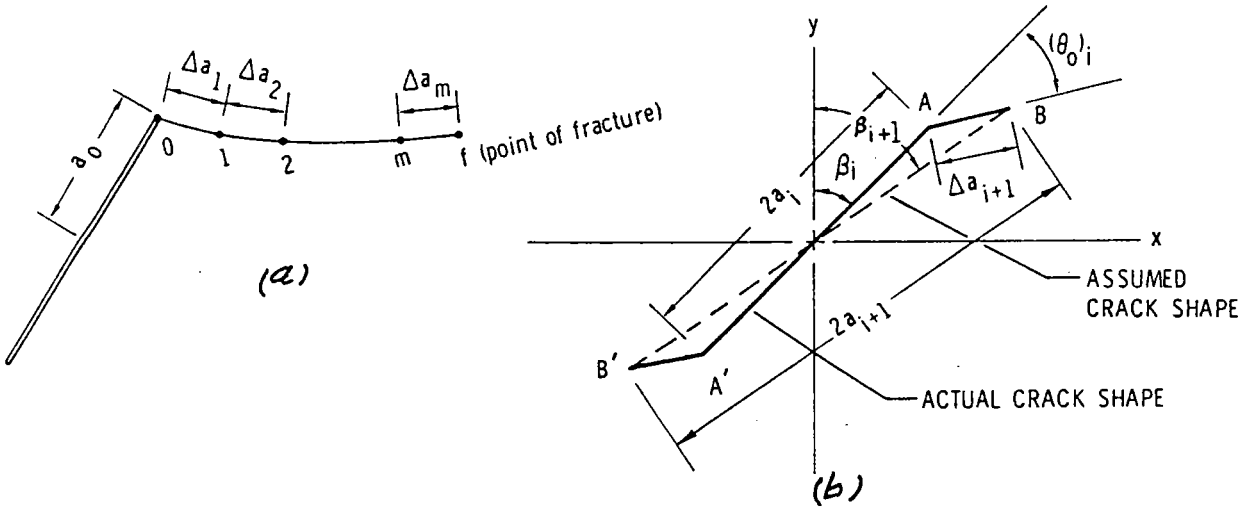



FIGURE (36) : (a) Géomètre approximative de la croissance de fissure ((42)).
(b) Incrémentation successive de la fissuration en mode mixte ((42)).

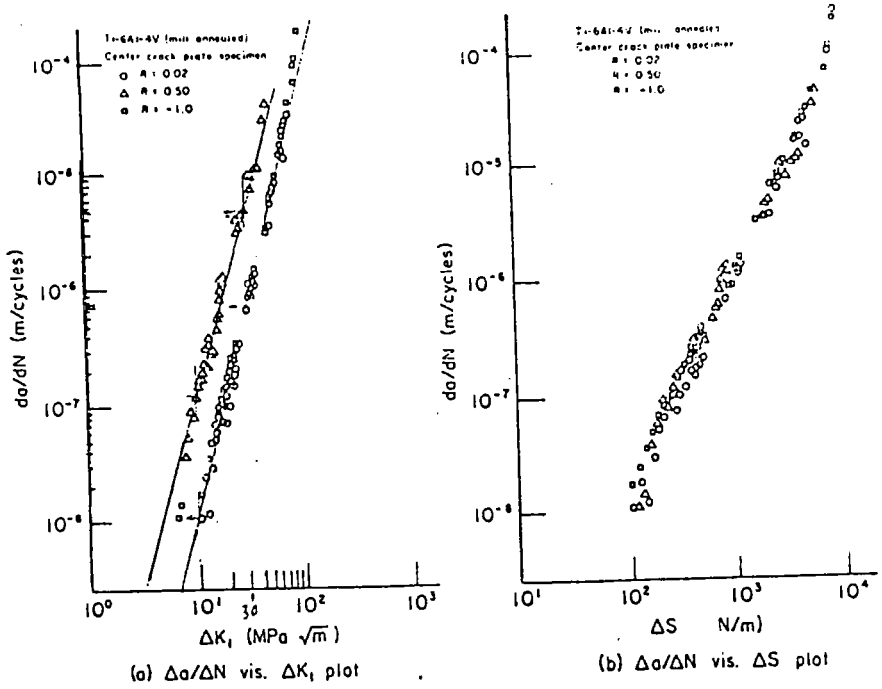



FIGURE (37) : Lois de fissuration en fonction des amplitudes de facteurs DS et AK pour différents rapport de chargement selon BADALIANCE ((43)).

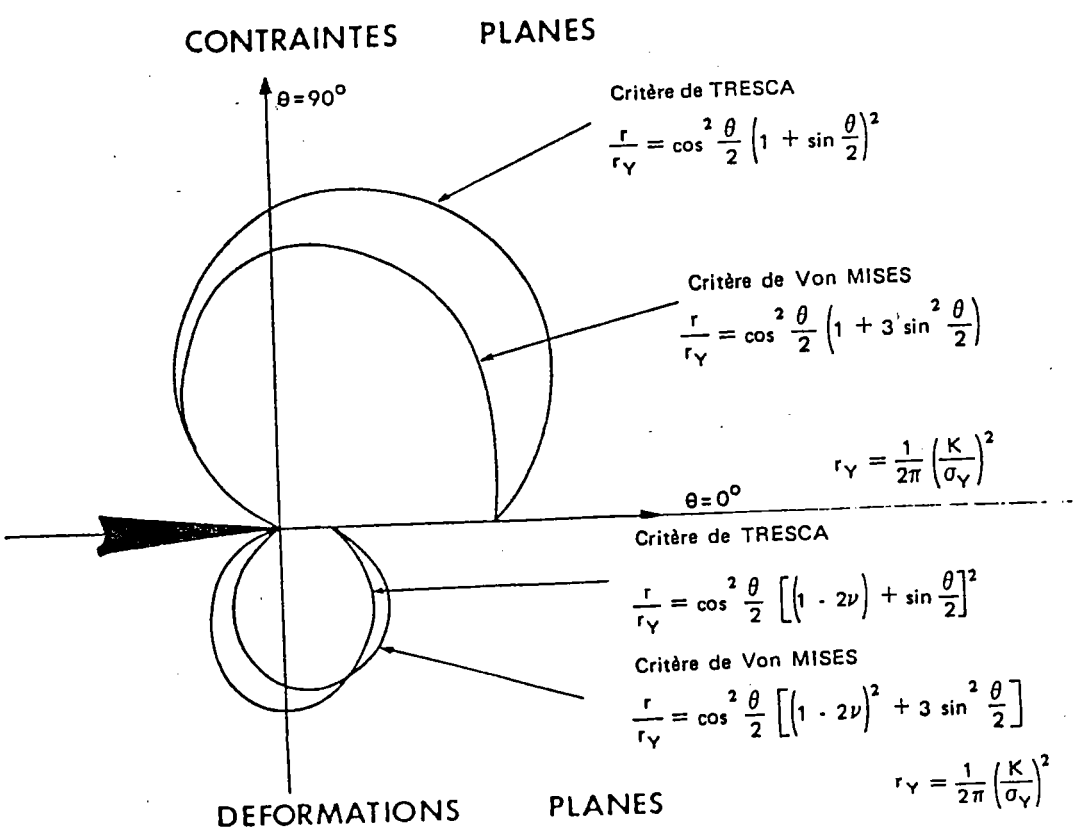



FIGURE (38) : Zone plastifiée selon VONMISES et TRESCA en contrainte et déformation plane.

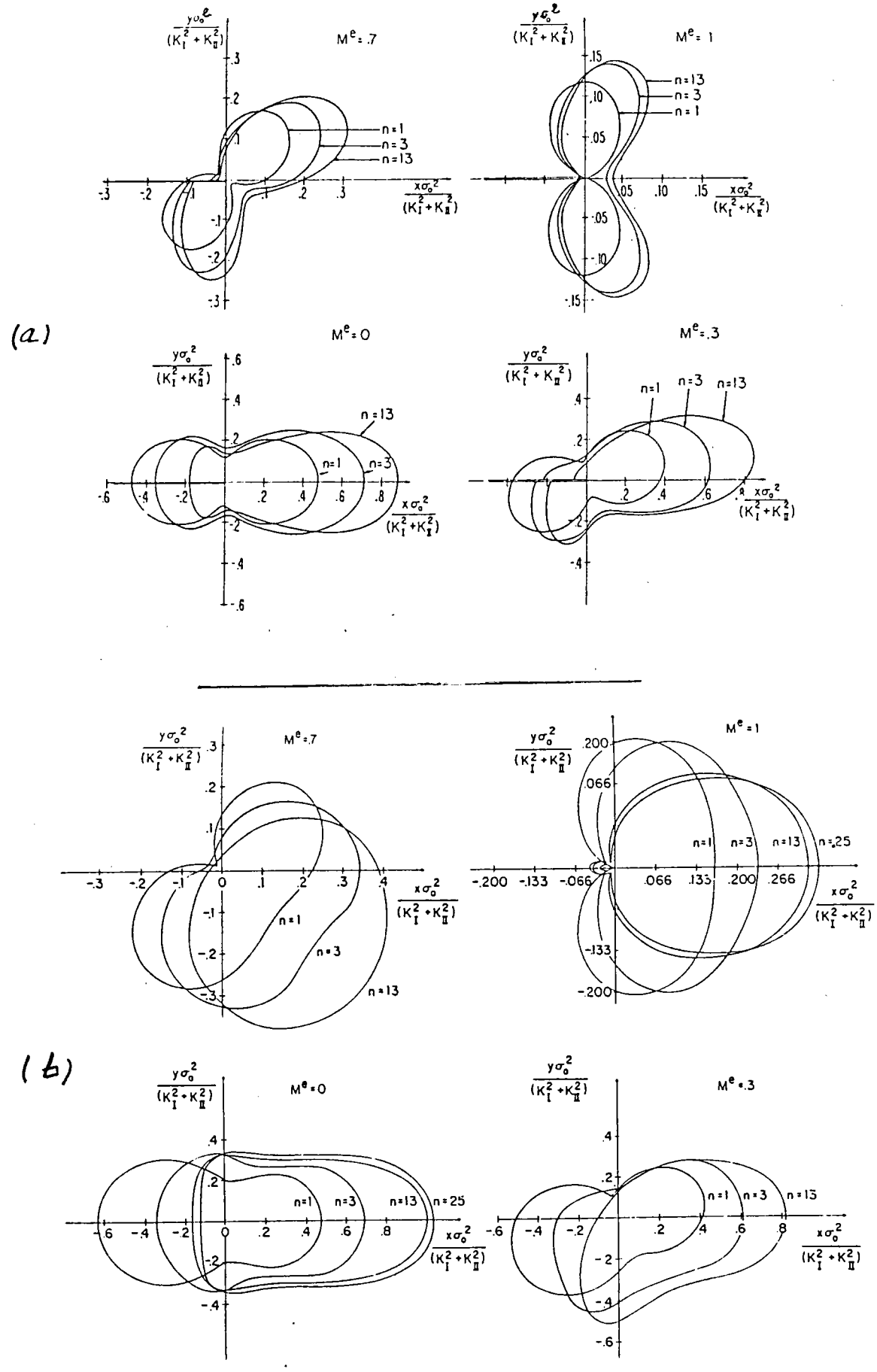
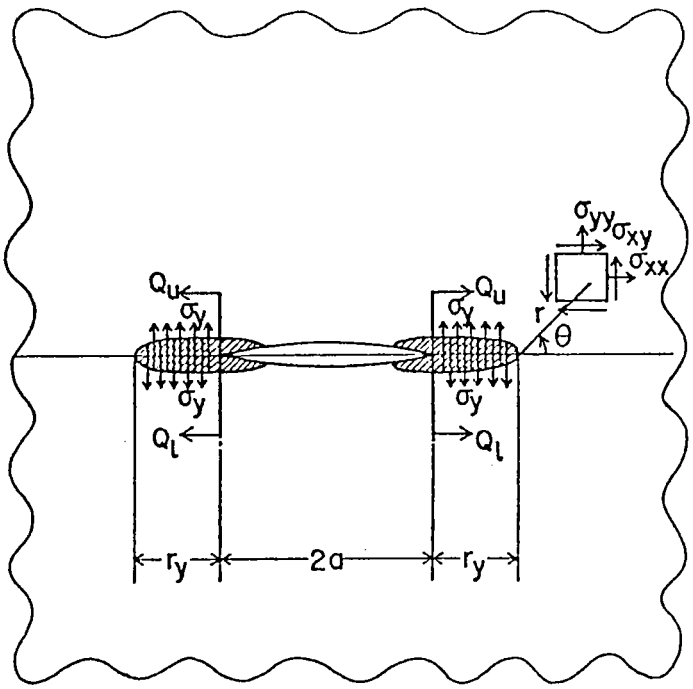
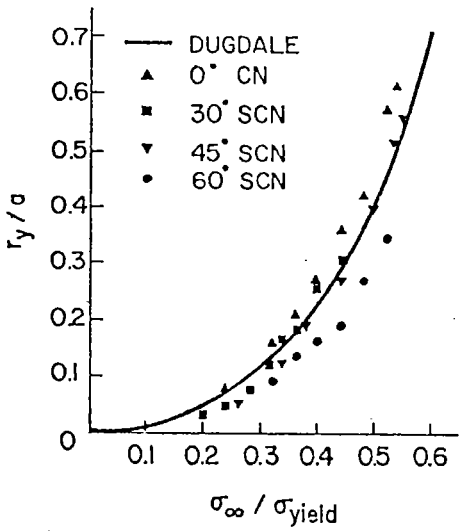


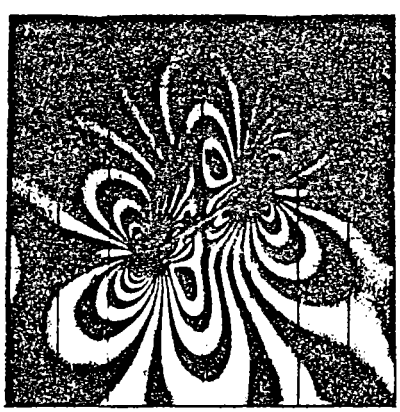

FIGURE (39) : Forme de zone plastique en mode mixte selon SHIH (22)
(a) - Déformation plane
(b) - Contrainte plane



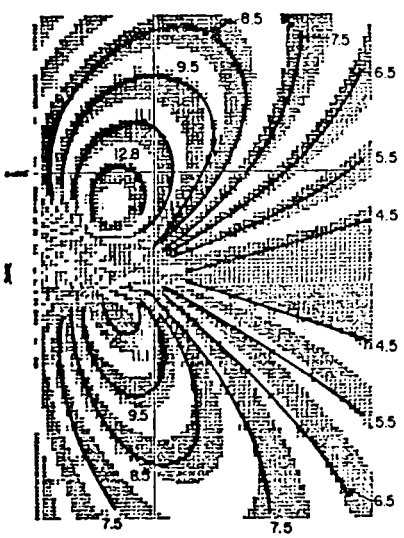

(a)




(b)



(c)




(d)

FIGURE (40) : Modèle de Dugdale modifié ((45)) appliqué en mode mixte.
(a) - plaque utilisée
(b) - Taille de la zone plastique en fonction du chargement.
(c) - photoclastocimètrie B = 30°
(d) - Comparaison du calcul à la photo (c).

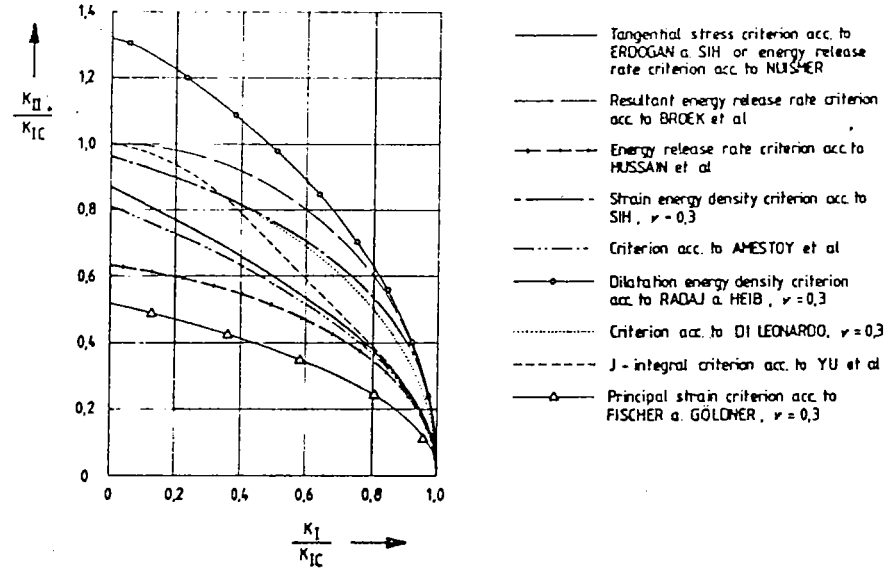
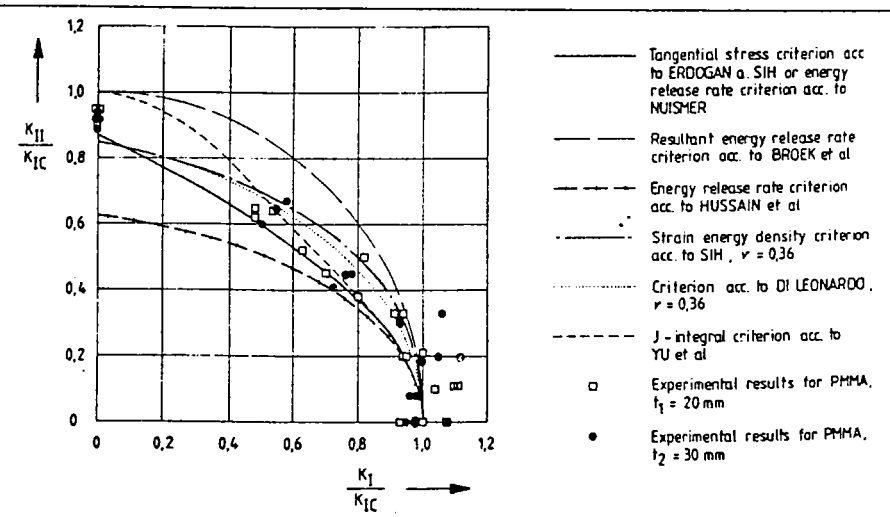



FIGURE (41) : Comparaison des différents critères de rupture fragile en mode mixte selon ((46)).



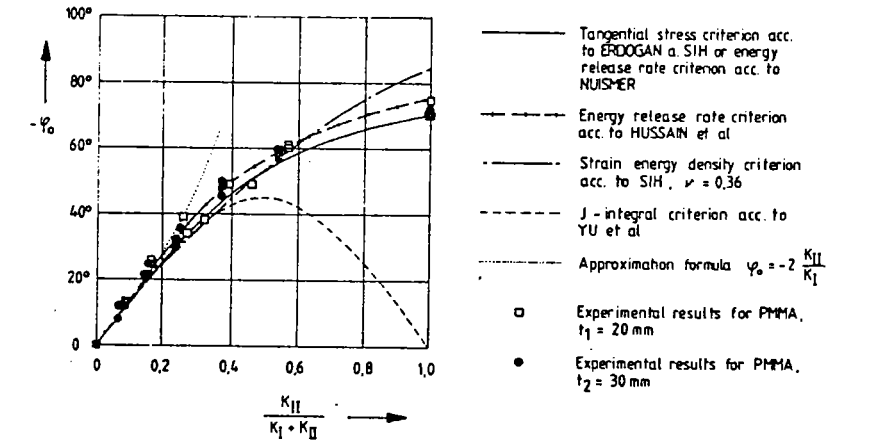




FIGURE (42) : (a) - Comparaison des résultats expérimentaux de la charge à rupture obtenus sur PMMA avec les différents critères de rupture ((46)).
(b) - Comparaison de l'angle de propagation obtenu sur le PMMA avec le prédiction((46)).

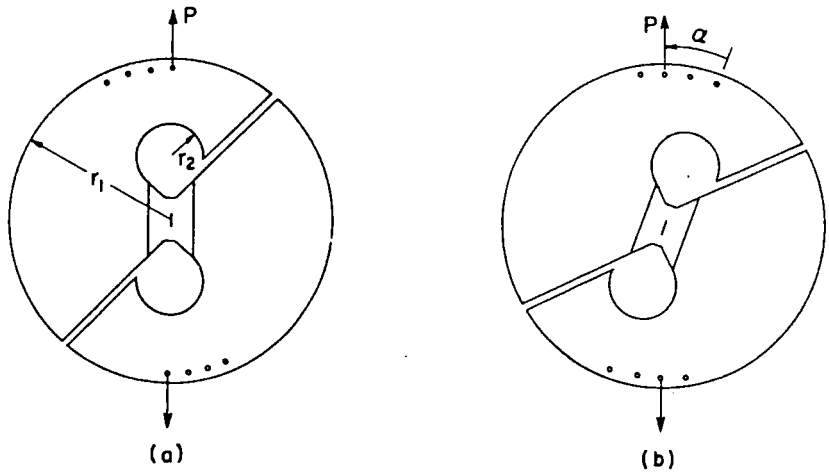
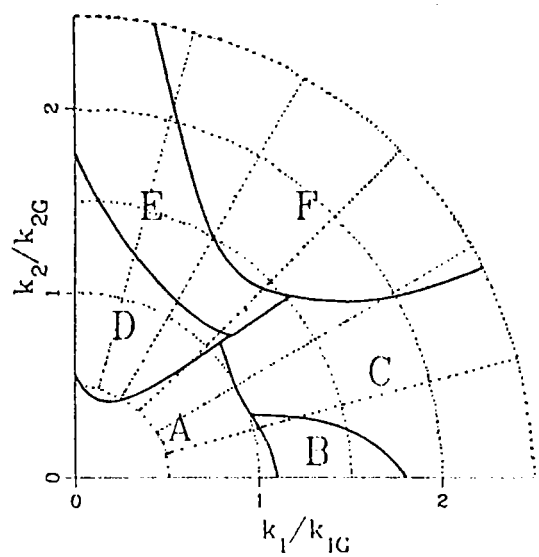



FIGURE (43) : Eprouvette utilisée par BANK-SILS ((47)) r1 = 190 m, r2 = 40 m.
(a) - mode II pure
(b) - mode mixte x > o.




(A) no structural change;
(B) (010) plane cleavage;
(C) non-(010) plane cleavage;
(D) dislocation generation at the crack tip;
(E) dislocation generation and twinning;
(F) dislocation generation and/or twinning followed by non-(010) plane crack propagation.

FIGURE (42) : (a) - Comparaison des résultats expérimentaux de la charge à rupture obtenus sur le PMMA avec les différents cr

# CHAPITRE III

## III- MECANIQUE DE LA RUPTURE APPLIQUEE AUX JOINTS SOUDES

La mécanique de la rupture est de plus en plus utiisée depuis quelques années dans l'analyse des constructions soudées.

Pour des matériaux de faible tenacité, sollicités dans le domaine élastique, le concept du facteur d'intensité de contrainte est applicable pour prédire la rupture.
Dans les constructions soudées, les matériaux sont plus tenaces, et de ce fait, la rupture s'accompagne par une déformation plastique importante. De plus, la présence des contraintes résiduelles dues au soudage qui s'ajoute au chargement appliqué fait que le chargement total dépasse la limite d'élasticité.
De ce fait, le concept de "KIC" basé sur la mécanique linéaire élastique n'est pas applicable, dans ce cas, et il est nécessaire de faire appel à des critères élasto-plastiques pour prédire la rupture des joints soudés.

Nous développerons, dans ce chapitre, trois principaux critères de rupture en mode I :

- la courbe de dimensionnement basée sur le concept COD.
- la courbe de dimensionnement basée sur l'intégrale J.
- le diagramme d'intégralité à rupture.

### III-1 COURBE DE DIMENSIONNEMENT BASEE SUR L'OUVERTURE A FOND DE FISSURE (CTOD DESIGN CURVE)

Le concept d'ouverture à fond de fissure "CTOD" qui a été établi vers les années soixante par WELLS ((1)) et est basé sur une approche locale de la tenacité définie par l'ouverture critique à fond de fissure.

La mesure de cette ouverture à fond de fissure est en général effectuée sur des éprouvettes de flexion trois points prélevées dans la pleine épaisseur de la structure, le principe de l'essai consite à enregistrer l'ouverture des lèvres d'une fissure en fonction d'un chargement monotone croissant. A l'aide d'une relation géométrique basée sur le fait que l'éprouvette fissurée se déforme selon un mécanisme à rotule, on relie la mesure réalisée en surface à la mesure d'ouverture des lèvres à fond de fissure.

$$\delta = \frac{K_I}{2\sigma_y . E'} + \frac{0,4(W-a)V_p}{0,4W + 0,6a + Z} \qquad (1)$$

où

$\delta$ : ouverture à fond de fissure

$K_I$ : facteur d'intensité de contrainte en mode I

$\sigma_y$ : limite élastique

$E'$ = E en déformation plane et E' = $\frac{E}{1-\nu^2}$ en contrainte plane

$W$ = hauteur de l'éprouvette, a : longueur de fissure de fatigue, Z étant la hauteur des couteaux porteurs de capteur d'ouverture.

$V_p$ = composante plastique de l'enregistrement d'ouverture.

Dans la norme BSI ((7)), le comportement des éprouvettes testées est analysé et classé en fonction du type d'instabilité obtenu. On obtient des comportements quasi-élastiques (rupture par clivage) qui sont exprimés en termes de paramètres "$\delta_c$", cette norme dissocie également deux cas de comportement élasto-plastiques qui se manifestent par le déchirement plastique (propagation stable) suivi ou non d'une rupture par clivage.

Dans certains cas, des ruptures locales appelés "POPIN" interviennent qui sont considérés comme des évènements critiques.

La figure (1) nous montre les différents cas de rupture possible : l'application pratique de l'ouverture à fond de fissure dans la conception des structures soudées a été développée principalement à partir de l'approche de la courbe de dimensionnement figure (2) HARRISON et Col. ((2)), BURDEKIN et Col. ((3)), DAWES et Col. ((4, 5)) et GARWOOD ((6)).

L'expression donnant cette courbe peut s'écrire :

$$\Phi = (e/e_y)^2 \quad \text{pour} \quad (e/e_y) \leq 0,5 \qquad (2)$$

$$\Phi = (e/e_y) - 0,25 \quad \text{pour} \quad e/e_y \geq 0,5 \qquad (3)$$

où $\phi$ : désigne l'ouverture à fond de fissure (COD) sans dimension

e : est la déformation appliquée à la structure en l'absence du défaut

ey : déformation correspondant à la limite d'élasticité du matériau

La taille du défaut admissible calculée est équivalente à la dimension d'un défaut traversant de longueur 2a dans une paroi et est donnée par :

$$a = c\left(\frac{\delta}{e_y}\right) = c\left(\frac{K_I}{\sigma_y}\right)^2 \qquad (4)$$

où C est une constante déduite de la figure (3) dépendant en particulier du chargement appliqué, de celui des contraintes résiduelles prises égales à la limite d'élasticité et des concentrations de contraintes.
Parmi ces contraintes de différentes sources, on distingue les contraintes de membrane $\sigma_m$ et les contraintes de flexion $\sigma_b$ appelées primaires, les contraintes secondaires qui résultent de discontinuités structurales $\sigma_Q$ , on évalue également les contraintes Pic $\sigma_f$ provenant des concentrations de contraintes. Les deux contraintes $\sigma_m$ et $\sigma_b$ s'ajoutent, et les autres interviennent suivant le cas.

En fonction du niveau des contraintes appliquées, normalisé par rapport à la limite d'élasticité, on déduit la constane "C" de la courbe figure (3) proposée par la recommandation British Standard BSPD 6493 ((8)).

La détermination de la taille du défaut est directe. Différents types de défauts sont analysés : défauts internes et de surface en fonction de leurs caractéristiques géométriques et de l'épaisseur de la structure.
Cette méthode permet d'évaluer la nocivité de défauts dans les joints soudés. Des vérifications réalisées ont permis de mettre en évidence un coefficient de sécurité allant jusqu'à 2,5 pour des fissures traversantes ou de surface.

- dans le cas des ruptures précédées d'une croissance stable de la fissure, GARWOOD ((6)) propose de modifier la courbe de dimensionnement donnée par l'équation (2, 3) par l'expression suivante :

$$\sigma = \left(1 - \frac{2a}{w}\right)\left(\frac{\delta . E}{2\pi \bar{a}} + 0{,}25\,\sigma_y\right) \qquad (5)$$

Cette équation a été vérifiée par des résultats d'essais obtenus sur des plaques larges ou réservoirs, ce qui permet à l'auteur d'envisager la modification de la courbe de dimensionnement du document BSPD 6493 ((8)).

## III-2 COURBE DE DIMENSIONNEMENT BASEE SUR L'INTEGRALE J

Cette courbe a été proposée par TURNER ((9)) afin de déterminer les dimensions critiques des défauts dans les structures. Elle est fonction de la déformation appliquée à la structure normalisée par la déformation correspondant à la limite élastique (figure 4).

Il propose les formules suivantes :

- en mécanique linéaire élastique

$$J/Gy = (e/ey)^2 \quad \text{pour} \quad e/ey \leq 0{,}85 \qquad (6)$$

- en plasticité confinée

$$J/Gy = 5\,(e/ey - 0{,}2) \quad \text{pour } 0{,}85 \leq e/ey \leq 1{,}2 \qquad (7)$$

- en plasticité généralisée

$$J/Gy \leq 2{,}5\,(e/ey - 0{,}2) \quad \text{pour } e/ey \geq 1{,}2 \qquad (8)$$

où Gy étant le taux de restitution d'énergie correspondant à la limite d'élasticité et est égale à :

$$Gy = \frac{\sigma_y^2 a y^2}{E}$$

Ces expressions (6, 7, 8) ont été modifiées par le même auteur dans ((10)) en 1981 et donne l'expression figure (4).

$$J/G_y = 2\,(e/e_y)^2 \quad pour \quad e/e_y \leq 1 \tag{9}$$

$$J/G_y = 2{,}5\,(e/e_y - 0{,}2) \quad pour \quad e/e_y \geq 1 \tag{10}$$

En 1983, l'auteur ((11, 12)) apporte une nouvelle modification en considérant cette fois ci une déformation effective à la structure fissurée et donne : figure (5)

$$J/G_y = (e_f/e_y)^2\,(1 + 0{,}5\,(e_f/e_y)^2) \quad pour\ e_f/e_y < 1{,}2 \tag{11}$$

et

$$J/G_y = 2{,}5\,((e_f/e_y) - 0{,}2) \quad pour \quad e_f/e_y > 1{,}2 \tag{12}$$

$e_f$ : étant la déformation effective appliquée à la structure en présence de la fissure.

$e_y$ : déformation correspondant à la limite d'élasticité

Dans le calcul du paramètre "J", on tient compte des contraintes secondaires telles que les contraintes résiduelles de soudage ( $J_R$ ), ainsi que les contraintes thermiques ( $J_{th}$) de la manière suivante :

$$J = (J_m^{\beta} + J_R^{\beta} + J_{th}^{\beta})^{1/\beta} \tag{13}$$

$$\beta = 0{,}5 + (\sigma_m + \sigma_R + \sigma_{th})/2\sigma_y \quad pour\ 0{,}5 < \beta < 1$$

la déformation appliquée à la structure est donnée par :

$$e/e_y = \left\{ K_t\,(\sigma/\sigma_y)^2 / 1 + 0{,}5\,(\sigma/\sigma_y)^2 \right\} \left\{ (q/q_c)\,\mathrm{Log\,sec}\,\frac{\pi Q}{2Q_c} \right\} \tag{14}$$

Kt = facteur de concentration de contraintes
Q/QC : rapport de la charge appliquée et la charge limite (ruine plastique)

$$\alpha = \frac{8}{\pi 2} \simeq 0,8$$ dans le cas d'une déformation plane

Dans le cas où les conditions ci-après sont vérifiées compte tenu des équations (11) et (12), le dimensionnement du défaut doit être effectué en considérant la ruine plastique du ligament :

$$(L_r)\, y\sqrt{\pi} > \Lambda \quad ou \quad \sigma/\sigma_R > L_r \quad ou \quad L_r < 0,5 \qquad (15)$$

avec Lr = 1 - a/t, a et t sont respectivement la profondeur du défaut et l'épaisseur de la paroi.

La mesure du paramète "J" peut être réalisée par différentes méthodes, la plus courante est celle donnée par RICE et Col. ((13)) appelée méthode de la fissure profonde, les éprouvettes utilisées dans les essais sont du type flexion trois points ou des éprouvettes compactes.

## III-3 DIAGRAMME D'EVALUATION DE LA RUPTURE

Le diagramme d'évaluation de la rupture (Failure Assessment Diagramm ) utilise l'interpolation entre l'analyse limite et la rupture fragile, HARRISSON et Col. ((14)) présentent le modèle de DOWLING et Col. (chapitre II réf ((32))) sous une autre forme en posant :

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC}} = \frac{L}{L_K} \qquad (16)$$

et

$$S_r = \frac{\sigma}{\sigma_\Lambda} = \frac{L}{L_U}$$

avec KI est le facteur d'intensité de contrainte appliquée
KIC est la tenacité du matériau
$\sigma$ est la contrainte appliquée
$\sigma_\Lambda$ est la charge limite

et le critère universel de DOWLING devient :

$$K_r = S_r \left[ \frac{8}{\pi^2} \log \sec \left( \frac{\pi}{2} \cdot S_r \right) \right]^{-1/2} \qquad (17)$$

A l'intérieur de la courbe d'évaluation de la rupture, se trouve le domaine de sécurité.

A l'extérieur et sur la courbe "FAD", c'est l'instabilité et la rupture de la structure.

Cette courbe "FAD" a été vérifiée par les mêmes points expérimentaux utilisés pour la validation de la courbe universelle de DOWLING figure (6). La prise en compte des contraintes résiduelles, ainsi que les contraintes dues à la concentration de contraintes peut être faite en intégrant les facteurs d'intensité de contraintes résiduelles et de concentration de contrainte respectivement :

$$K_r = K_r^P + K_r^R + K_r^{Kt}$$

et

$$K_{IC} = \sqrt{E \cdot J_{IC}} \qquad (18)$$

Ce modèle a été élargi par MILNE ((15)) dans le cas des propagations stables de la fissure avant rupture, il a introduit les paramètres "Sr" et "Kr" comme suit :

$$K_r = \frac{K_I \left( \sigma, \frac{a+\Delta a}{t} \right)}{K_R (\Delta a)}$$

$$S_r = \frac{\sigma}{\sigma_f \left( \frac{a+\Delta a}{t} \right)} \qquad (19)$$

avec $K_R(\Delta a) = \left[ E' J_R (\Delta a) \right]^{1/2}$ est la résistance à la propagation stable

$E' = E$ en C.P

$E' = E/1-\nu^2$ en D.P

t étant l'épaisseur de la paroi.

## III-4 CONCLUSION SUR LES CRITERES APPLIQUEES AUX JOINTS SOUDES

Les trois courbes de dimensionnement en (COD - EnJ - FAD) ont été établies dans le but de déterminer la taille des défauts admissibles ou critiques dans les structures soudées en service.
Ces méthodes d'évaluation donnent des résultats très différents, ceci pour différentes raisons :

1) la courbe de dimensionnement en COD a été établie à partir des résultats expérimentaux obtenus sur des plaques larges contenant des défauts débouchant par contre la courbe de dimensionnement en "J" résulte de calculs numériques, le diagramme d'évaluation de la rupture "FAD" diffère un peu des deux autres, car celui-ci est surtout utilisé pour prévenir le risque de rupture des structures.

2) les trois méthodes n'intégrent pas de la même manière les contraintes résiduelles de soudage. En effet, la courbe de dimensionnement en COD prend les contraintes résiduelles égales à la limite d'élasticité en se basant sur l'expérience figure (7). Les deux autres méthodes prennent des contraintes mesurées, toutefois, le diagramme "FAD" utilise un terme correctif dans ce cas.

3) dans le calcul du défaut admissible à partir de la courbe de dimensionnement en COD, le rapport des déformations (e/ey) est souvent égal au rapport des contraintes ($\sigma/\sigma_y$) quelque soit le niveau du chargement appliqué.

## REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

((1)) WELLS A.A
"Unstable crack propagation in metals : cleavage and fast facture"
Proc. of crack propagation symposium, Cranfield, 1961, vol. 1, paper 84

((2)) HARRISON J.D., BURDEKIN F.M. and YOUNG J.G.
"A proposed acceptance standard for weld defects based upon suitability for service"
2nd conf. on significance of defects in welded structures,
London 1968, Welding Instiute

((3)) BURDEKIN F.M. and DAWES M.G.
"Pratical use of linear elastic and yielding fracture mechanics with particular reference to pressure vessels"
London, May 1971, Proc. I Mech. E. Conf.

((4)) DAWES M.G.
"Fracture control in high yield strength weldments"
Weld. J. Res. Suppl., 1974, vol. 53, p 369s

((5)) DAWES M.G. and KAMATH M.S.
"The crack opening displacement (COD) design curve approach to crack tolerance"
Tolerance of flaxs in pressurised components, London, May 1978
Proc. I. Mech. E. Conf.

((6)) GARWOOD
"Modified Design Curve jof BS PD 6493"
European Group of Fracture, Paris, Février 1984

((7)) BSI 5762 - 1979
"Methods for cracks Opening Displacement COD testing"

((8)) BS PD 6493 - 1980
"Guidance on some methods for the derivation of acceptance levels for defects in fusion welded joints"

((9)) TURNER C.E.
"Post yield Fracture Mechanics Ed LATZKO"
D.G.H. Applied Science Publ. 1979

((10)) TOWERS, O.L and GARWOOD S.S.
"Fracture assessment in ductile Tearning situations"
Advances in Fracture Research
ICF5, vol. 4, Avril 1981

((11)) TURNER, C.E.
"Further developpement of a J based design curve and its relation ship to other procedure,
ASTM STP 803, Vol. II, P. 80 - 1983

((12)) TURNER C.E.
"A summary of the J based fracture safe estimation procedure, en J.
and an application to a pressurized vessel"
ISPRA, 24 - 28 - October 1983

((13)) RICE, J.R., PARIS, P.C. and MERKLE J.G.
"Some further results of J integral analysis and estimates"
ASTM STP 536, PP. 231 - 245 - 1973

((14)) HARRISON R.P, MILNE I. and LOOSEMORE K.
"Assessment of the the integrality of structures containing defects, 1977 - CEGB Report R/H/R6, Rev. 1

((15)) MILNE I.
"Calculating the load capacity of a structure failing by ductile crack growth"
Advances in fracture research ICF5
Vol. 4, PP. 1751 - 1758 - Cannes 1981

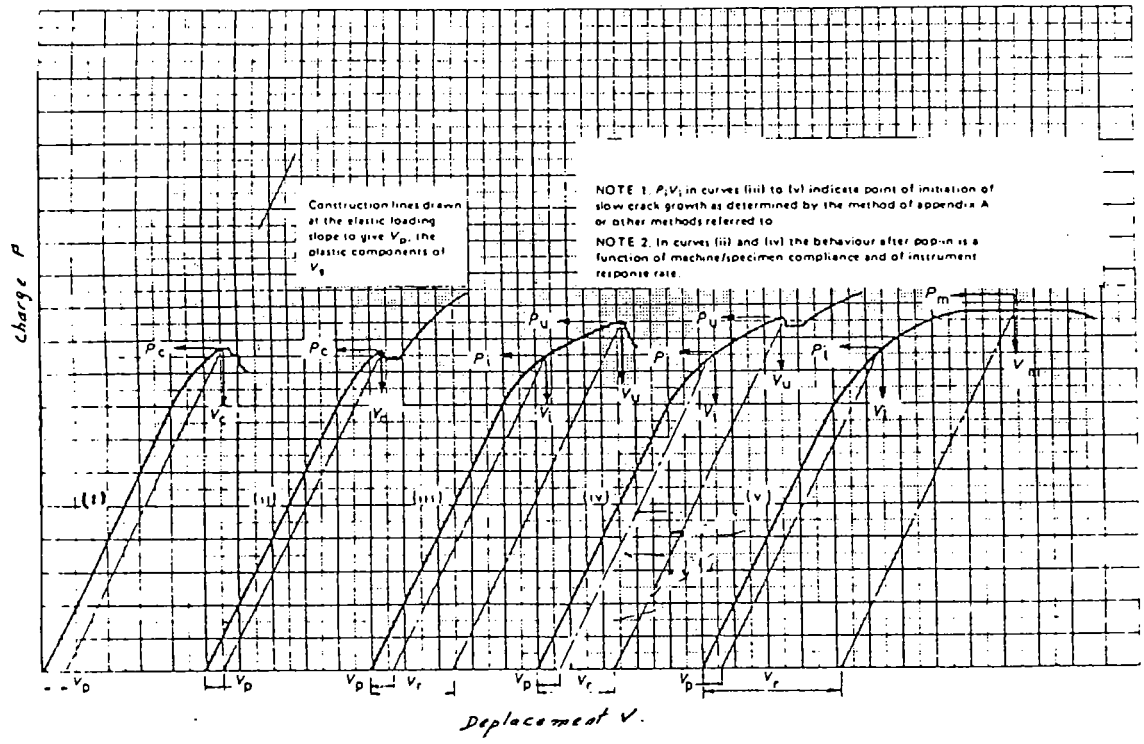



FIGURE (1) : Diagrammes charge-ouverture rencontrés dans les essais selon ((8)).

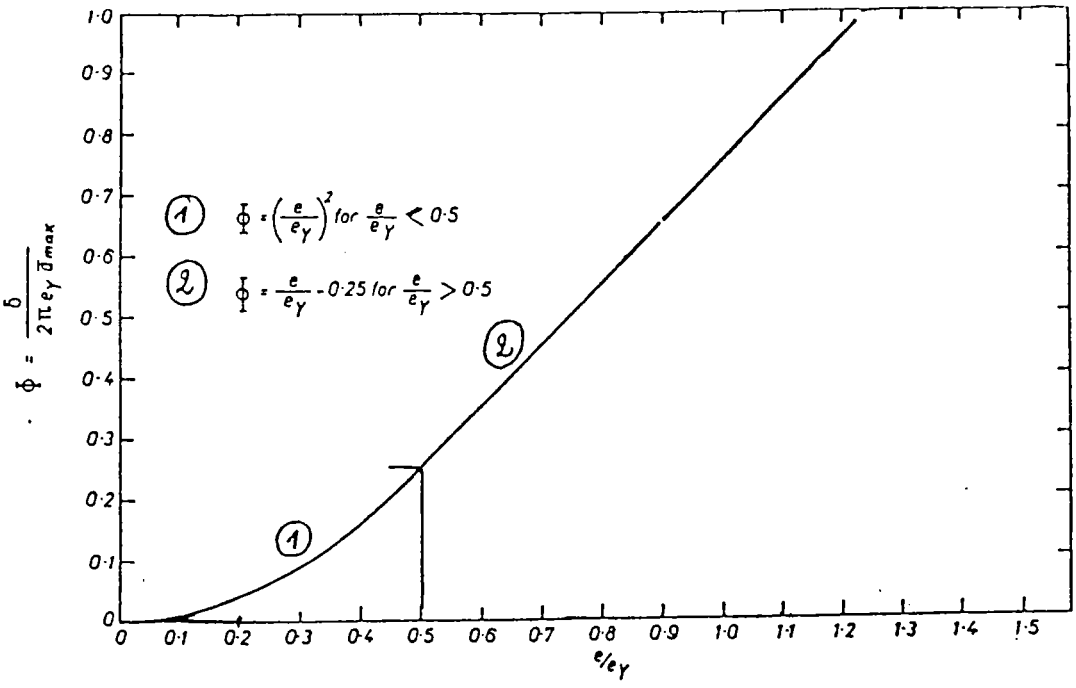



FIGURE (2) : Courbe de dimensionnement en COD selon((2, 3, 4, 5 et 6)).

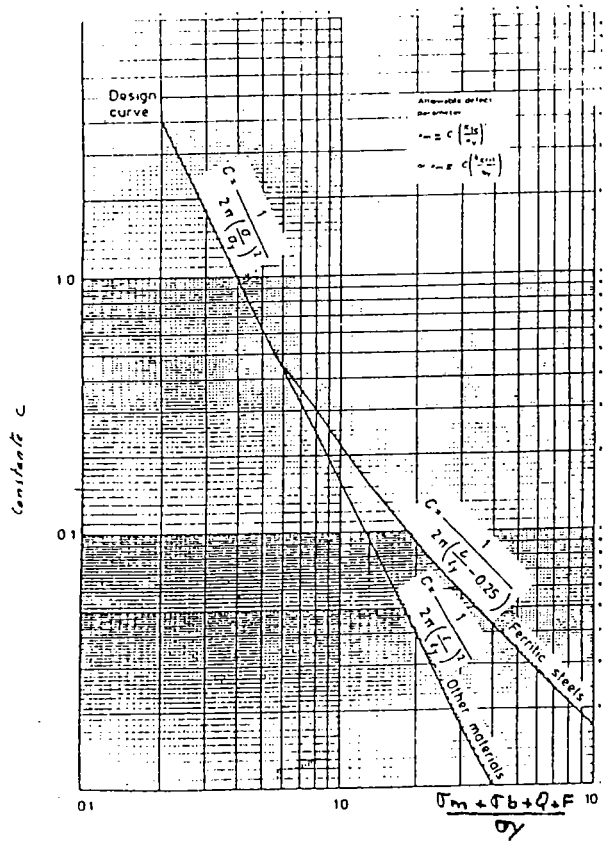



FIGURE (3) : Détermination de la constante "C" pour différentes conditions de chargement. ((8)).

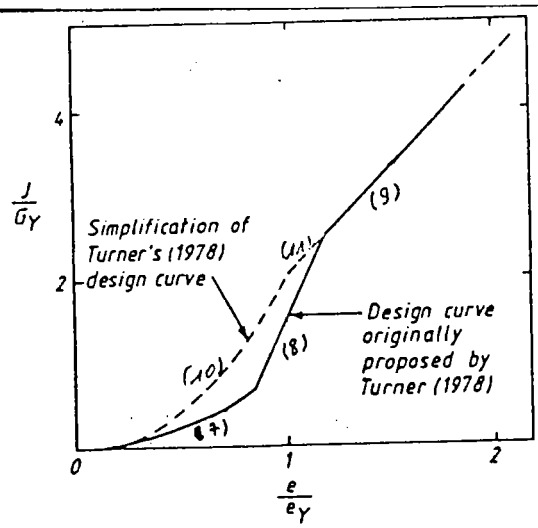



FIGURE (4) : Courbe de dimensionnement basée sur l'intégrale J selon TURNER ((6))

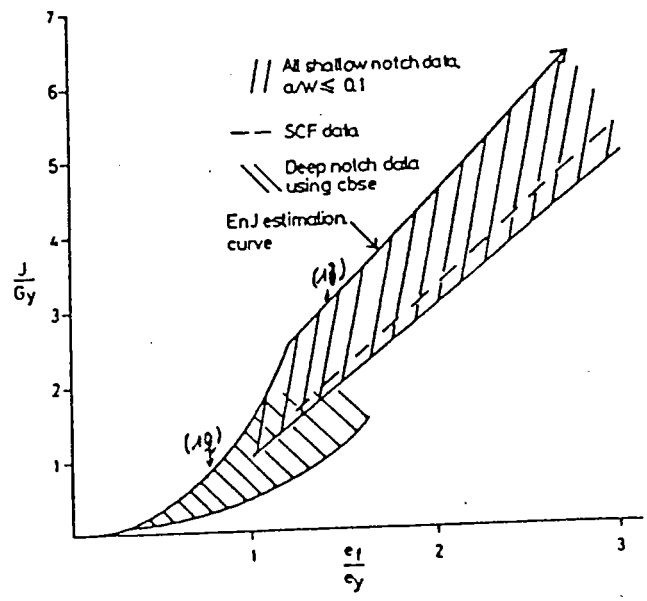



FIGURE (5) : Courbe de dimensionnement en J modifiée selon TURNER ((10, 11 et 12)).

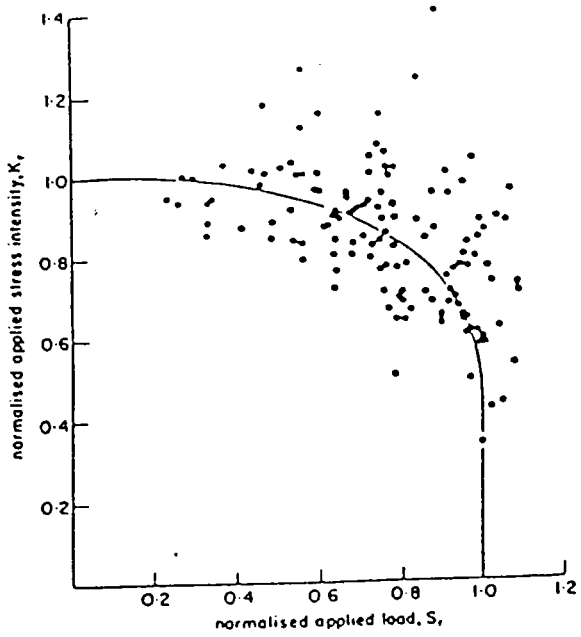



FIGURE (6) : Validation expérimentale du Diagramme FAD (Kr, Sr) selon ((14)).

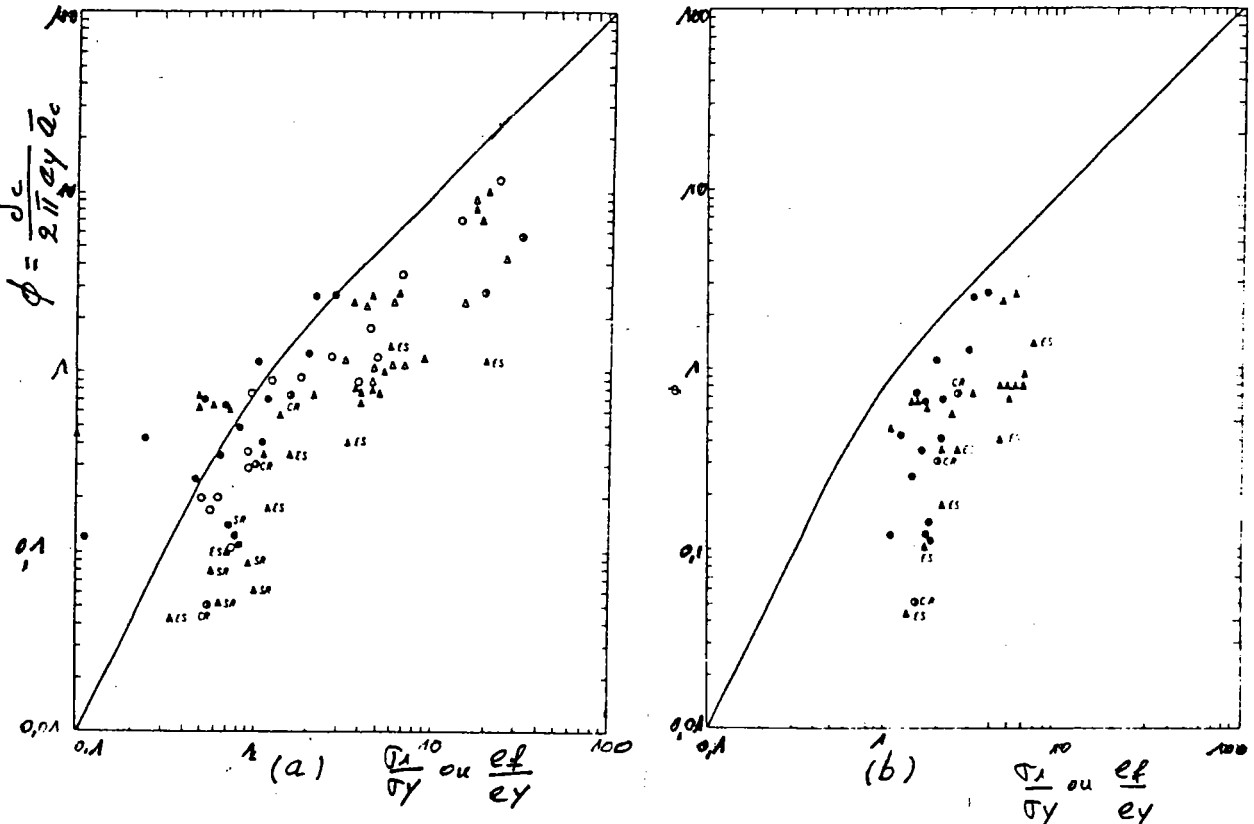



FIGURE (7) : Prise en compte des contraintes résiduelles selon ((8)).

(a) Avec contraintes résiduelles ($\sigma_R$)

(b) Sans contraintes résiduelles ($\sigma_R$)

# CHAPITRE IV

# IV - MODELES DE PREVISION DE LA DUREE DE VIE EN FATIGUE DES JOINTS SOUDES EN CROIX TRANSVERSAUX

## IV-1 INTRODUCTION

Dans les structures en service, la plupart des constituants sont liés entre eux par soudage.
Les types d'assemblages les plus couramment rencontrés dans les constructions soudées sont des joints d'angles, de type bout à bout ou tubulaires...

La prévision de la durée de vie en fatigue des structures soudées est liée à la connaissance des états de contraintes appliqués en service sur chaque assemblage, à la géométrie de ces assemblages et aux procédés ou paramètres de soudage utilisés.

La notion de fatigue est liée à un concept de dégradation progressive d'une structure subissant un chargement cyclique jusqu'à rupture. Il existe en général trois principaux modes de ruine par fatigue :

1) quand le nombre de cycles à rupture devient important (fatigue à grand nombre de cylces), la tenue en fatigue d'une structure peut être établie en considérant les courbes de WOHLER ((1)) de nombreux assemblages qui relient le nombre de cylces à rupture au niveau de contrainte appliquée en service,

2) en l'absence d'une fissure, dans le domaine des sollicitations fortes (fatigue oligocyclique), la durée de vie peut être déterminée en utilisant les courbes de MANSON-COFFIN ((2)) et les propriétés cycliques du matériau,

3) dans le cas où une fissure est présente dans la structure (mécanique de la rupture), l'intégration de la vitesse de propagation (PARIS ((3))) en fonction d'un facteur caractérisant l'état local des contraintes (facteur d'intensité de contrainte) permet l'évaluation de la durée de vie.

Les paramètres ayant une influence significative sur la résistance à la fatigue des joints soudés sont les suivants :

a) les défauts liés aux procédés de soudage et qui constituent le siège d'un éventuel amorçage des fissures, (manque de pénétration, caniveau, etc...),
b) l'état des contraintes résiduelles locales ou macroscopiques ainsi que les transformations structurales du matériau induites durant l'opération de soudage dans la zone affectée par la chaleur,

c) la géométrie des joints soudés et l'état des contraintes en pied de cordon ou en racine lié à cette géométrie (figure 1).

La présente étude rassemble un certain nombre d'informations concernant la prise en compte de ces facteurs influant dans le calcul du comportement en fatigue des joints soudés d'angles ou des joints en croix à cordons porteurs de "types K4".
Ces joints en croix "types K4" comportant un manque de pénétration en racine des soudures peuvent présenter deux modes de ruines progressifs après amorçage puis propagation des fissures à partir de la racine ou des pieds de cordons.

Les approches théoriques de calculs des durées de vie sont alors différentes selon les cas où l'on obtient un des deux modes de ruines ou les deux modes simultanément.

## IV-2 AMORCAGE ET PROPAGATION DE LA FISSURE

### IV-2-1 Propagation en racine

La figure (1a) schématise un assemblage en croix "type K4" comportant un manque de pénétration de longueur 2a.

Afin d'estimer la durée de vie en fatigue de ce type de joint, HARRISSON ((4)) considère que l'assemblage se comporte en service comme une plaque à entaille centrale de longueur 2a soumise à un chargement équivalent, figure (1b).
La mécanique de la rupture permet aisèment de déterminer la variation du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$) en pointe de fissure :

$$\Delta K = \Delta\sigma \sqrt{\pi a} \cdot \sqrt{\frac{2w}{\pi a} \operatorname{tang} \frac{\pi a}{2w}} \qquad (1)$$

La vitesse de fissuration dans le matériau suit une loi du type "PARIS" :

$$da/dN = C(\Delta K)^m \qquad (2)$$

C et m étant les constantes de PARIS.

et compte tenu des équations (1) et (2), la durée de vie de l'assemblage peut être calculée à l'aide de la relation (3) :

$$N = E \frac{X^{1/4}}{\Delta\sigma^4 \pi . C} \qquad (3)$$

avec

$$X = \frac{1}{2p(1+\alpha)} \left[ \left\{ \cot g \left( \frac{\pi p(1-\beta)}{2p(1+\alpha)} \right) + \frac{\pi p(1-\beta)}{2p(1+\alpha)} \right\} - \left\{ \cot g \left( \frac{\pi a_{cr}}{2p(1+\alpha)} \right) + \frac{\pi a_{cr}}{2p(1+\alpha)} \right\} \right]$$

$\alpha = H/p$ et $\beta = \frac{a}{p}$ , p étant la demi-épaisseur de la tôle, H et a étant la hauteur de la soudure et le demi-manque de pénétration respectivement.

$2p(1-\beta)$ étant la longueur de fissure initiale,
$2p(1+\alpha)$ étant la largeur de la plaque,
$2a_{cr}$ est la longueur du défaut critique.

L'équation (3) peut s'écrire sous forme de $\left(\text{Log } \frac{\Delta\sigma}{E X^{1/4}}, \text{Log } N\right)$ figure (2).

Les coefficients $\alpha$ et $\beta$ dans l'équation (3) sont des coefficients de correction qui permettent de déterminer le domaine de rupture, pour une épaisseur donnée, en racine ou en pied de cordon, figure (2). Les résultats reportés sur la figure (3), donnant une courbe limite entre les deux modes de ruines en racines ou en pieds de cordons sont dûs à OUCHIDA et Col. ((5)) et vérifient assez bien le modèle de prévision de la relation (3).

FRANK et Col. ((6)) considèrent que la propagation d'une fissure en racine peut être décrite à l'aide de la formulation suivante :

$$da/dN = c\,(\Delta K)^3$$
$$c = 2\,a^{-}\,3 \cdot 10^{-10} \qquad (4)$$

Les auteurs déterminent numériquement par la méthode aux éléments finis la fonction ($\Delta K$) en racine d'une soudure :

$$\Delta K = \frac{\sigma\,(A_1 + A_2\,\frac{a}{w})}{1 + 2\,H/t}\sqrt{\pi a \sec\frac{\pi a}{2w}} \qquad (5)$$

où $\Delta K$ est l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte en mode d'ouverture pur (mode I).
$a_i$, $H$, $t$ : sont respectivement la demi longueur du manque de pénétration, la hauteur de la soudure et l'épaisseur de la tôle. Les polynomes A1, A2 sont donnés en fonction du rapport ($H/t$) :

$$A_1 = 0{,}528 + 3{,}287\,(H/t) - 4{,}361\,(H/t)^2 + 3{,}696\,(H/t)^3 - 1{,}875\,(H/t)^4 + 0{,}415\,(H/t)^5$$

$$A_2 = 0{,}218 + 2{,}717\,(H/t) - 10{,}171\,(H/t)^2 + 13{,}122\,(H/t)^3 - 7{,}755\,(H/t)^4 + 1{,}783\,(H/t)^5$$

pour $\qquad 0{,}2 \leq H/t \leq 1{,}2$

La durée de vie de l'éprouvette est donnée par la relation suivante :

$$N = \frac{\sigma^{-3}}{c}\int_{a_i}^{a_f}\left[\frac{1 + 2\,H/t}{(A_1 + A_2(a/w))\,(\pi a \sec(\frac{\pi a}{w}))^{1/2}}\right]^3 da \qquad (6)$$

Pour les rapports H/t compris entre 0,3 et 1, et des rapports 2ai/t entre 0,3 et 1,1 l'intégrale (I) dans l'équation (6) peut s'érire sous une forme linéaire simple (figure(4)) :

$$I = \left[ \frac{0,71 - 0,65(2a_i/t) + 0,79(H/t)}{\sqrt{t}} \right]^3 \qquad (7)$$

et la durée de vie devient proportionnelle à l'intégrale I ou inversement proportionnel à l'épaisseur de la tôle soudée :

$$N = \frac{\sigma^{-3} \cdot I}{C}$$

et (8)

$$N = \frac{\sigma^{*-3}}{C} \quad avec \quad \sigma = \frac{\sigma^{*-3}}{I^{1/3}}$$

Cette équation est vérifiée figure (5) où sont reportés des résultats d'essais publiés dans la littérature.

<u>WATANABE</u> ((7)) utilise une approche élasto-plastique pour analyser l'influence de l'état de déformation du joint soudé sur la durée de vie, l'auteur trace la vitesse de fissuration en fonction de l'étendue de la zone plastique en pointe de fissure, figure (6). Dans cette figure, la taille de la zone plastique a été calculée à partir du modèle de DUGDALE selon la relation :

$$\omega_L = \left[ a \sec(\pi \sigma_\infty / 2\sigma_0) - 1 \right] \qquad (9)$$

où $a$ est la demi longueur,

$\sigma_\infty$ : contrainte appliquée,

$\sigma_0$ : limite d'élasticité du matériau.

L'auteur applique le résultat donné figure (6) afin de déterminer la durée de vie d'un joint soudé en croix figure (7) et utilise la loi de fissuration suivante :

$$da/dN = 2{,}5 \cdot 10^{-11} \Delta K^{4} \qquad (10)$$

et $\Delta K = \Delta\sigma_{\infty} \sqrt{W \tan(\pi a/W)}$ : amplitude du facteur d'intensité de contrainte dans les plaques de largeur W

La figure (7) montre bien la concordance entre les résultats d'expérience trouvés sur joints en croix et l'analyse théorique. L'auteur conclut que l'état de déformation plane peut être appliqué aux cas des joints soudés dans le cas d'un calcul de durée de vie.

USAMI et Col. ((8)) utilisent la méthode de calculs aux éléments finis pour la détermination des facteurs d'intensité de contrainte (KI, KII) en racine des cordons d'un joint en T (figure 8).

Les auteurs utilisent le critère de la contrainte tangentielle maximale comme critère de propagation ; ainsi, ils déterminent le facteur d'intensité de contrainte maximum ($K_{\theta}$ maxi) et l'angle de cheminement de la fissure ($\theta$ maxi) selon les formules suivantes :

$$K_{\theta\,maxi} = \cos\frac{\theta_{maxi}}{2}\left[K_I \cos^2\frac{\theta_{maxi}}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin\theta_{maxi}\right]$$

et

$$\theta_{maxi} = \pm \cos^{-1}\left[\frac{3K_{II}^2 + K_I\sqrt{8K_{II}^2 + K_I^2}}{9K_{II}^2 + K_I^2}\right] \qquad (11)$$

KI et KII sont les facteurs d'intensité de contrainte en modes d'ouverture et de glissement plan. La durée de vie d'un joint en croix en acier doux calculée en utilisant l'équation (11) et de la vitesse de la fissuration dans le métal fondu, est donnée figure (9).

La figure (10) compare les durées de vie pour deux types de joints en T et en croix à cordons porteurs. La plus faible vitesse de fissuration obtenue dans le cas du joint en T par rapport au joint soudé en croix à cordons porteurs est liée à la valeur du facteur d'intensité de contrainte calculée bien plus faible dans le cas d'un joint en T que pour un joint en croix.

L'auteur conclut que la limite d'endurance des joints en croix est affectée par l'épaisseur des tôles assemblées, la taille du défaut en racine, les dimensions du cordon et le mode de chargement.

RECHO ((9)) utilise un modèle numérique simplifié pour prédire la durée de vie (N) des joints en croix à cordons supportant l'effort et propose la relation suivante :

$$N = \frac{1}{D \cdot f^{n}(P)} \cdot \bar{I} \cdot P_R^{-n} \qquad (12)$$

où les coefficients D et n sont issus de la loi de PARIS et déterminés statistiquement.

$$D = \frac{2,52}{(67)^m} \cdot 10^{-5} \quad (daN/m) \qquad (13)$$

avec n = 3,6

- $P_R$ est l'effort appliqué en daN et la fonction f (P) caractérise l'effet de la plasticité en pointe de fissure.

- I est un facteur dépendant de la géométrie de l'assemblage, du coefficient n et du mode de propagation du défaut ; ce défaut a été déterminé par une étude paramètrique du facteur d'intensité de contrainte.

$$\bar{I} = \left(\frac{t}{12}\right)^{\frac{n}{2}+1} \times \exp\left(a_1 + a_2 n\right) \qquad (14)$$

où les coefficients $a_1$, $a_2$ sont fonction des rapports (t/tl, e/t, 2a/t), (voir figure (11)).

L'équation (12) a été vérifiée dans le cas des résultats expérimentaux obtenus par BOOTH ((10)), figure (12).
L'auteur constate que tous les joints bruts de soudage avec pénétration partielle ou sans pénétration se fissurent en racines. Il justifie ainsi que le manque de pénétration peut être considéré comme une fissure. Ces mêmes résultats montrent que la durée de vie croît avec l'épaisseur du cordon pour une épaisseur donnée de la tôle. Celle-ci diminue avec l'accroissement de l'épaisseur de la tôle pour un rapport (e/t) donné.

SHINGAI et Col. ((11)) étudient un joint en croix d'une géométrie particulière (figure 13) et déterminent la variation du facteur d'intensité de contrainte (K) par une méthode de calcul aux éléments finis. Il est à noter que le type de défaut présent dans ce joint est différent de celui étudié dans les modèles précédents. Les résultats d'essais sont reportés dans le tableau (2) et la figure (14) donne la durée de vie de ce joint soudé en croix en fonction de la dimension du cordon de soudure.

BAKSHI et Col. ((12)) déterminent les facteurs d'intensité de contrainte (KI, KII) en racine des cordons. Les auteurs se basent sur une étude qui a fait l'objet d'une détermination expérimentale de ces coefficients KI, KII par photoélasticimétrie ((13)). Ces derniers utilisent des éprouvettes en T découpées dans une tôle comportant des angles de raccordement différents, figure (15). Afin de déterminer la charge critique et l'angle de propagation à rupture du défaut en racine, les auteurs considèrent un critère de contrainte tangentielle maximale , tel que :

$$F(K_I, K_{II}) = K_{IC} - K_I F_o(\zeta) = 0 \qquad (15)$$

avec $$F_0(\xi) = \frac{4\sqrt{2}\,\xi^3\,(1+3\sqrt{1+8\xi^2})}{(12\,\xi^2+1-\sqrt{1+8\xi^2})^{3/2}}$$

$$\xi = \frac{K_{II}}{K_I}$$ (figure 17)

La contrainte critique et l'angle correspondant sont donnés par les relations suivantes pour le joint en T :

$$\sigma_{F_n} = \frac{K_{IC}}{F_0(\xi).\,F_I(\lambda,\beta)\sqrt{\pi a}} \qquad (16)$$

et $$\theta_0 = 2\,\text{Arc tang}\left[(1-\sqrt{1+8\xi^2})/4\xi\right]$$

où $$F_I(\lambda,\beta) = F_I(\lambda) + \frac{A\,(90-\beta)^B}{\beta^C}$$ (figure 16)

et la fonction de correction $F_I(\lambda)$ donnée par FEDDERSEN pour une plaque de largeur 2W avec un défaut centrale 2a :

$$F_I(\lambda) = \sqrt{\sec\left(\frac{\pi}{2}\cdot\frac{a}{W-a}\right)}$$

Ces auteurs vérifient également la validité du critère (16) à partir d'essais de rupture sur des joints en croix comportant différents angles de raccordement (30°, 45°, 60°), figure (18).

AAMODT et Col.((14)) considèrent l'existence de deux fissures en racine et au pied du cordon de soudure puis donnent, figure (19), les valeurs du défaut critique en racine en fonction de la profondeur de celui existant au pied du cordon. Ces derniers calculent la durée de vie du joint numériquement (éléments finis) pour un défaut de longueur (7 mm) et ces résultats, vérifiés expérimentalement à partir des travaux de BOKALRUD ((15)), sont reportés figure (20).

IV-2-1-2 Propagation à partir du pied de cordon

Dans la plupart des cas, la présence des micro-défauts (caniveaux, inclusions de laitier, angles de raccordements vifs, etc...) dûs au soudage au pied des cordons permet de négliger la phase d'amorçage d'une fissure de fatigue dans la durée de vie totale du joint soudé. En effet, on peut supposer que ces micro-défauts se comportent comme des fissures courtes qui se propagent dès l'application des premiers cycles.

LIEURADE ((16)) ne prend pas en compte l'effet d'une concentration de contrainte au pied des cordons dans le cas d'un joint soudé en croix type K2, mais considère une éprouvette équivalente à une plaque infinie comportant une fissure latérale de profondeur ai, puis calcule le facteur d'intensité de contrainte correspondant. L'ajustement des courbes expérimentales et calculées est obtenu en faisant varier le paramètre ai.

Les dimensions des micro-défauts existants au pied des cordons sont aléatoires et difficilement mesurables. Plusieurs valeurs ont été avancées et il semble que celles-ci soient liées étroitement au procédé de soudage utilisé.

RECHO ((17)) étudie statistiquement les distributions de défauts initiaux dans un joint soudé en croix type K2. L'auteur suppose que la taille des défauts initiaux est telle qu'il n'existe pas de phase d'amorçage. Cette hypothèse permet d'estimer une dimension de défaut initial à prendre en compte dans un calcul de propagation de la fissure et donc de durée de vie :

$$da/dN = D(\Delta K)^m \qquad (19)$$

L'expression du facteur d'intensité de contrainte pour un joint en croix (K2) est la suivante :

$$K = \sigma_{nominale} \cdot C \cdot \sqrt{\pi a} \cdot g(a/t) \qquad (20)$$

où le facteur C dépend de l'évolution des contraintes résiduelles à fond d'entaille.

$$C = C_0 \left( 1 - \frac{2a}{t} + \frac{1}{C_0} \cdot \frac{2a}{t} \right) \qquad (21)$$

où $t$ est l'épaisseur du joint et g (a/t) est une fonction de la géométrie de l'assemblage.

Utilisant les relations (20) et (21), l'intégration de la loi de PARIS (équation 19) donne l'expression suivante :

$$N_R - N_A = \frac{1}{D} C_0^{-n} \Delta\sigma_{nom}^{-n} t^{1-\frac{n}{2}} I_c\left(\frac{a_i}{t}, C_0, m\right)$$

avec

$$I_c\left(\frac{a_i}{t}, C_0, m\right) = \int_{\frac{a_i}{t}}^{1/2} \frac{d(a/t)}{\left[\sqrt{\pi(a/t)} \cdot g(a/t) \cdot \left(1 - \frac{2a}{t} + \frac{2a}{C_0 t}\right)\right]^n} \qquad (22)$$

Compte tenu de la variation du facteur géométrique g (a/T) donné par HAYES ((18)), figure (21).

L'intégrale peut s'écrire de la manière suivante :

$$I_c\left(\frac{a_i}{t}, C_0, m\right) = U\left(\frac{a_i}{t}, m\right) + V(C_0, m) \qquad (23)$$
$$= \alpha(C_0 - 1) + \beta\left(\frac{a_i}{t}\right)^{\gamma}$$

$\alpha, \beta, \gamma$ étant les paramètres qui dépendent de l'exposant "n"

$$\alpha = 0,124\ e^{0,28\,n}$$

$$\beta = 0,459\ e^{-0,65+n}$$

$$\gamma = -0,122\ n^{1,291}$$

La distribution relative de la taille du défaut $a_i$ est la suivante :

$$\frac{a_i}{t} = \left[\frac{1}{\beta}\left\{(NR-NA).D.C_o^m.\Delta\sigma_{nom}^m.t^{\frac{m}{2}-1} - \alpha(C_o-1)\right\}\right]^{1/\gamma} \qquad (24)$$

Compte tenu des dispersions affectées aux valeurs expérimentales D et n et au nombre de cycles à rupture $N_R$, le calcul du rapport $(a_i/t)$ présente alors une dispersion très importante. Afin d'éviter cet inconvénient, l'auteur opère sur la distribution des rapports de dimensions initiales des défauts (ai/ai*), ai* est la valeur maximale de la distribution des défauts initiaux :

$$\left(\frac{a_i}{a_i^*}\right)^{\gamma} = \left(\frac{NR.\Delta\sigma_{nom}^m}{N_R^*.\Delta\sigma_{nom}^{m*}}\right)(\tau+1)-\tau \qquad (25)$$

avec

$$\tau = \frac{\alpha(C_o-1)}{\beta\left(\frac{a_i^*}{t}\right)^{\gamma}}$$

On constate ainsi que la distribution des (ai/ai*) est étroitement liée à l'exposant "n" et cette valeur de n peut être prise comme étant égale à la pente de la droite (Log S - Log N).

A partir des résultats d'essais, l'auteur étudie la distribution des défauts initiaux (ai/ai*) au pied de cordon dans deux échantillons différents, figure (22).

Pour SIGNES et Col. ((19)), la valeur de ai* peut varier de 0,1 à 0,5 mm.

WATKINSON et Col. ((20)) donnent la valeur ai* = 0,4 dans le cas d'un procédé de soudage manuel à l'arc.

ENGESVIK et Col. ((21)) étudient l'incertitude de la résistance à la fatigue en utilisant une distribution tronquée du défaut initial, ai $\in$ (0,075 - 0,4).

La distribution du défaut initial s'apparente à une loi de WEIBULL ou lognormale, mais, néanmoins les histogrammes présentent globalement une distribution selon une loi exponentielle.

ENGESVIK et Col. ((21)) utilisent une approche statistique afin de déterminer la durée de vie des joints soudés en croix (K2).

Compte tenu de la distribution des variables géométriques ( $\rho$ , $\theta$ , $a_i$) : $\rho$, $\theta$, $a_i$ étant respectivement, le rayon de courbure à fond d'entaille, l'angle de raccordement de la soudure et la profondeur du défaut initial en pied de cordon ; et des coefficients relatifs à la loi de fissuration du matériau (C, m), les auteurs utilisent la méthode MONTE-CARLO pour déterminer une distribution calculée de la durée de vie. La figure (23) compare les résultats d'essais de 1 000 simulations et l'écart entre la durée de vie moyenne expérimentale et simulée n'excède pas 8 %.

Les auteurs concluent que la dispersion de la durée de vie des joints soudés est dûe aux variations des rayons de courbure en pied du cordon, des profondeurs des micro-défauts (ai), des angles de raccordements ($\theta$) et des paramètres de la loi de PARIS (C et m).

SMITH et Col. ((22)) examinent la distribution des défauts de soudage en pied de cordon d'un joint en croix, figure (24) et les profondeurs "d" de ces défauts sont mesurées sur coupes macrographiques à l'aide d'un microscope optique. La figure (25) donne la distribution obtenue à partir de 136 mesures sur 9 soudures et la profondeur moyenne calculée est égale à environ 45 $\mu m$. Cette figure montre une continuité des défauts le long du pied de cordon. La figure (25b) montre la distribution du rayon à fond d'entaille. On voit que la valeur moyenne du rayon à fond d'entaille est de 2,6 $\mu m$.

Ces mesures ont été comparées à des valeurs trouvées sur une plaque non soudée, et l'on constate que la profondeur moyenne des défauts dans le joint soudé est quatre fois supérieure à la valeur maximale de la profondeur mesurée sur une tôle du même matériau. Toutefois, le rayon à fond de ces défauts ne change pas pour les deux configurations.

L'évolution du facteur de forme des fissures au cours de la propagation des défauts est donnée figure (26) puis comparée figure (27) à d'autres évolutions de profils déjà publiés.

Les mêmes auteurs ((25, 26)) déterminent par une analyse tridimensionnelle aux éléments finis le facteur d'intensité de contrainte ($\Delta K$) à la pointe du défaut au pied des cordons de différents types de joints, figure (28).

MADDOX ((27)) considère un défaut semi-elliptique en pied de cordon se propageant dans l'épaisseur de la tôle, figure (32) et détermine le facteur d'intensité de contrainte par une méthode de calcul numérique :

$$K_A = \frac{M_s M_t M_k}{\Phi} \sigma \sqrt{\pi a} \qquad (26)$$

où les coefficients Ms, Mt, Mk sont respectivement les facteurs de correction de surface libre, d'épaisseur finie et de concentration des contraintes liés à la géométrie du cordon.
$\Phi_0$ est le facteur de forme du défaut donné par l'expression suivante :

$$\Phi_0 = \int_0^{2\pi} \left[ 1 - \left(1 - \frac{a^2}{c^2}\right) \sin^2 \varphi \right]^{1/2} d\varphi \qquad (27)$$

Plusieurs approches ont été utilisées pour déterminer ces coefficients de correction et les figures (29, 30, 31) donnent l'évolution de ces différents coefficients en fonction de la géométrie des défauts.

Dans le cas où le joint en croix contient un défaut allongé ( $\Phi_0 = 1$) le facteur d'intensité de contrainte (K), fonction du rapport (a/B), est donné par la relation :

$$K_a = \sigma\sqrt{\pi a}\left[1{,}122 - 0{,}23\left(\frac{a}{B}\right) + 10{,}55\left(\frac{a}{B}\right)^2 - 21{,}7\left(\frac{a}{B}\right)^3 + 33{,}19\left(\frac{a}{B}\right)^4\right] \quad (28)$$

"a et B" sont respectivement la profondeur du défaut et l'épaisseur de la tôle. La figure (32) donne l'évolution du rapport $K/\sigma\sqrt{\pi a} = f(a/B)$ pour différentes valeurs de l'angle de raccordement ( $\theta$).

MADDOX ((28)) détermine par une analyse fine aux éléments finis la durée de vie d'un joint en croix ayant un angle de raccordement de 45° et obtient des résultats du calcul de la durée de vie relativement précis en considérant une profondeur du défaut initial égale à 0,1 mm.

Une autre approche proposée par RECHO ((29)) consiste à considérer que le comportement d'une fissure en pied de cordon d'un joint en croix est semblable à celui d'un défaut localisé en surface d'une plaque de même épaisseur soumise à une amplitude de contrainte (figure 33). Ainsi le facteur d'intensité de contrainte peut être obtenu aisèment par la mécanique de la rupture en utilisant cette éprouvette équivalente.

USAMI et Col. ((30)) simulent les variations géométriques en pied de cordon de soudure sur des joints cruciformes en métal de base, figure (34) et utilisent le maillage aux éléments finis de MIYATA ((31)) pour calculer le facteur d'intensité de contrainte K maxi en pointe de fissure. La figure (35) donne les résultats du calcul pour deux configurations différentes.
La durée de vie des joints soudés et de ces éprouvettes de simulation usinées dans la tôle est donnée figures (36, 37). Ces résultats montrent que pour des angles de raccordements similaires, les durées de vies obtenues sur joints soudés en croix et sur éprouvettes usinées sont relativement semblables.

La figure (38) donne la vitesse de fissuration en fonction de la profondeur des défauts sur éprouvettes de simulation et dans les joints soudés.
Connaissant la variation du facteur d'intensité de contrainte ( $K\theta$maxi), des courbes de vitesses de fissuration calculées en mécanique linéaire élastique sont comparées aux résultats obtenus expérimentalement. Les différences observées entre les résultats de l'expérience et le calcul ne deviennent significatifs que pour des profondeurs des fissures inférieures à 3 mm. Dans cette zone de raccordement au pied de cordon, la vitesse de fissuration est plus faible dans le cas des joints soudés (distribution tridimensionnelle de contraintes) que dans le cas des éprouvettes de simulation usinée dans le métal de base (distribution bidimensionnelle des contraintes).

A partir d'un critère basé sur la limite d'endurance, les auteurs supposent un comportement cyclique du matériau en pointe de fissure et considèrent que la taille de la zone plastique est une constante du matériau.

Dans le cas d'une traction, le rayon de cette zone plastique est donné par :

$$R_{pc}(W) = a_e \left( \sec \frac{\pi \Delta\sigma_W}{4\, \sigma_{y(c)}} - 1 \right) = cte \qquad (29)$$

avec $\sigma_{y(c)}$ : limite élastique cyclique du matériau (180 MPa dans le cas du SM 41).

$\Delta\sigma_W$ : limite d'endurance

$a_e$ : longueur effective de la fissure, équivalente à la longueur d'une fissure existant dans une plaque infinie et donnée par la relation :

$$a_e = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K\theta\, maxi}{\sigma} \right)^2 \qquad (30)$$

Connaissant la valeur du facteur d'intensité de contrainte seuil du matériau, l'équation (29) donnant le rayon de la zone plastique cyclique au voisinage de la limite d'endurance est la suivante (pour une limite d'endurance $(\Delta\sigma_{wc}/\sigma_{y(c)}) \ll 1$) :

$$R_{pc(W)} = \frac{\pi}{32}\left(\frac{\Delta K_{th}}{\sigma_{y(c)}}\right) \qquad (31)$$

La figure (39) montre la variation de la limite d'endurance avec la profondeur de la fissure.
Pour tenir compte de la déformation plastique, EL HADDAD et Col. ((23)) dans ((32)) utilisent la relation suivante :

$$\Delta K = E\,\Delta\varepsilon\sqrt{\pi(a+a_0)} \qquad (32)$$

où $\Delta\varepsilon$ = amplitude des déformations au pied des cordons

$a$ = profondeur du défaut

$a_0 = \frac{1}{\pi}\left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta\sigma_e}\right)^2$ , constante du matériau

$\Delta K_{th}$ = amplitude du facteur d'intensité de contrainte seuil

$\Delta\sigma_e$ = limite d'endurance correspondant à une éprouvette lisse

L'amplitude de déformation à la pointe du défaut peut être déterminée par l'analyse de NEUBER en utilisant un facteur de concentration de contrainte équivalent $K_{t(eq)}$ :

$$K_{t(eq)} \times \Delta S = \sqrt{\Delta\sigma \cdot \Delta\varepsilon \cdot E} \qquad (33)$$

Au fur et à mesure de l'évolution de la fissure de fatigue, la correction de la zone plastique ou la valeur de "ao" devient faible devant "a" et la relation (32) est réduite à la solution élastique suivante :

$$\Delta K = F \cdot \Delta S \cdot \sqrt{\pi a} \qquad (34)$$

Les courbes permettant la détermination de la fonction de correction (F) sont données dans la figure (40) et furent vérifiées dans le cas d'essais sur soudures d'angle ((41)).

AAMODT et Col. ((14)) calculent numériquement la durée de vie d'une fissure se propageant à partir du pied de cordon d'un joint en croix (K4). Les résultats du calcul sont comparés aux résultats expérimentaux obtenus par BOKALRUD ((15)), figure (42).

SAHLI et Col. ((33)) utilisent une loi de propagation relative à une fissure se propageant au pied d'un cordon d'un joint en croix (K2) :

$$da/dN = 4{,}8 \cdot 10^{-12} (\Delta K)^3 \qquad (35)$$

où $\Delta K$ est calculé selon ALBRECHT ((34)) en utilisant une approche qui consiste à déterminer la distribution des contraintes dans un état de déformation plane dans un corps non fissuré. Connaissant ce gradient de contrainte obtenu numériquement en pied de cordon, ALBRECHT définit une correction FG sur la valeur du facteur d'intensité de contrainte appliqué à l'extrémité d'une fissure en pied de cordon.

L'auteur tient également compte des divers facteurs de correction sur la fonction "K" et propose la formulation suivante :

$$K = F_S F_W F_E F_G \sigma \sqrt{\pi a} \qquad (36)$$

Les différents facteurs de correction sont les suivants :

- correction de la surface libre : $F_S = 1,12$

- correction de l'épaisseur finie de la plaque : $F_W = \sqrt{\frac{2t}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2t}}$

- correction de la forme du front de fissure elliptique :

$$F_E = \frac{1}{E_K} = \frac{1}{\int_0^{\pi/2} \left[1 - \left(1 - \frac{a^2}{c^2} \sin^2 \varphi\right)\right]^{1/2} d\varphi}$$

- correction liée au gradient de contrainte local induit par la concentration de contrainte :

$$F_G = \frac{2}{\pi} \sum_i \frac{\sigma_{bi}}{\sigma} \left[ \text{Arc sin} \frac{b_{i+1}}{a} - \text{Arc sin} \frac{b_i}{a} \right]$$

où $\sigma_{bi}$ : contrainte constante le long du chemin de fissure entre $b_i$ et $b_{i+1}$ .

IV-2-1-3 Résultats expérimentaux

Les résultats expérimentaux publiés dans la littérature relatifs à la rupture par fatigue des joints en croix à cordons porteurs (K4) ne sont pas très nombreux.
Afin de vérifier la validité du critère de FRANK ((6)), FORD et Al. ((35)) ont réalisé des essais de fatigue sur des joints en croix en acier en traction (ondulée à R = 0) et alterné à différents niveaux de contrainte. Deux types d'électrodes ont été utilisées :

les caractéristiques mécaniques de ces électrodes à bas hydrogène ou à enrobage oxydant sont données tableau (3).

Les auteurs comparent les résultats expérimentaux obtenus avec les prévisions de durées de vies calculées selon les formulations de FRANK, figures (43, 44) et constatent, malgré les hypothèses émises sur le cheminement de la fissure dans cette approche, que les résultats sont en bon accord avec l'expérience.

Cependant, le processus de propagation d'une fissure dans un joint soudé demeure plus complexe que celui décrit par FRANK et la figure (45) montre un exemple de type de fissuration obtenu dans les joints en croix.

Dans ces essais, les coefficients de la droite de PARIS utilisés sont respectivement égaux à 2,85 pour l'exposant m et 1,4.10 pour la constance C pour un rapport de charge égale à -1 et 3.10 pour le rapport R = 0,05.

Le tableau (4) rassemble différentes relations empiriques entre les deux coefficients C et m de la droite de PARIS dans le cas des aciers.

OUCHIDA et Col. ((36)) déterminent une taille critique du cordon de soudure déposé de manière à avoir simultanément un amorçage en racine et au pied de cordon.
Ces auteurs utilisent des joints en croix interpénétrés sur une demi éprouvette et comportant différents manques de pénétrations sur la seconde moitié (voir figure 46). Les essais ont été réalisés sous une amplitude de contrainte constante en traction ou en flexion sur un matériau du type (SM 41) d'épaisseur 16 et 32 mm, de limite élastique respectivement égale à 268 MPa et 245 MPa.

Pour un manque de pénétration donné, les résultats des essais montrent que la durée de vie des assemblages est réduite pour de faibles hauteurs (H) des cordons. L'augmentation de cette hauteur (H) accroît la durée de vie des assemblages jusqu'à une limite donnée. Au delà de cette limite, l'augmentation de la hauteur H des cordons n'a pas d'incidence sur la durée de vie des assemblages (figure 47).

OHTA et Col. ((37)) ont réalisé des essais de fatigue sur des jonts en croix à cordons porteurs (K4) en acier à haute limite d'élasticité ( $\sigma_y$ = 740 MPa) et d'épaisseur 20 mm pour deux hauteurs différentes de cordon. Les résultats de ces essais sont représentés sur la figure (48 a) et comparés aux courbes ( S - N) obtenues sur joints en croix à âme continue (K2) (bande hachurée) constitués d'un même acier et dont les hauteurs de cordons varient de 8 à 20 mm, figure (48b).

Afin de déterminer la hauteur optimale du cordon dans les joints porteurs, les auteurs supposent que les courbes (S - N) relatives à ces joints, sont délimitées par une droite AB. Cette droite est considérée comme une limite supérieure de durée de vie dans le cas des joints en croix où la rupture survient en pied de cordon.
Les auteurs donnent une relation entre la hauteur critique du cordon et l'épaisseur de la plaque selon la formule suivante:

$$1,8 < \frac{2\,H_{cr}}{t} < 1,9 \qquad (37)$$

LEIDE ((38)) utilise dans ses essais de fatigue sur joints en croix un acier (CLAH) de limite élastique 355 MPa et d'épaisseur 35 mm. Les joints interpénétrés ou comportant un manque de pénétration en racine, figure (49) sont soumis à une amplitude de contrainte constante de 118 MPa pour un rapport de charge de 0,54.
L'auteur prend comme référence pour la comparaison des durées de vie un nombre de cycle à rupture de chaque type d'assemblage à un niveau de contrainte donné,
soit 196 + 59 MPa.

On observe (figure 50) que la résistance d'un joint d'angle ayant une hauteur H = 33,5 mm (série 4) est égale à la résistance du joint d'angle interpénétré.

Cependant, cette résistance en fatigue est doublée si on sollicite un joint ayant un manque de pénétration de longueur 8 mm (série 6). Par contre, cette résistance à la fatigue diminue fortement, environ de moitié, lorsque la longueur du manque de pénétration en racine atteint une longueur de 12 mm (série 5). Toutefois, l'auteur ne précise pas le domaine de rupture de ces joints en racine ou au pied des cordons. La géométrie des joints de la série 7 ne faisant pas
partie de l'étude, a été utilisée avec succès en constructions navales.

BIGNONNET ((39)) résume les résultats d'essais d'endurance sur des joints soudés en croix et en T réalisés en Grande Bretagne par BOOTH ((10, 40)) et aux Pays Bas par LEEUWEN ((41, 42)).
Les résultats d'essais obtenus dans les travaux de BOOTH ont été utilisés sous forme de courbes (S - N) pour vérifier le modèle de RECHO ((9)) chapitre (2-1-1). Le tableau (4) donne la limite d'endurance pour deux épaisseurs différentes et des conditons de chargement différentes.
La figure (51) et le tableau (6) résument les différents types de joints utilisés dans le travail de LEEUWEN et les résultats d'essais d'endurance obtenus sur ces types de joints.

La figure (52) relative à la rupture au pied des cordons des joints soudés en croix donne les résultats des essais rassemblés par HARRISON ((4)).
Les figures (53) et (54) relatives aux résultats d'essais de fatigue sur des joints en croix sans pénétration et interpénétrés sont discutés dans la référence ((43)). La rupture de ces joints s'est effectuée au pied des cordons de soudures et les courbes (S - N) correspondantes ont été ajustées en tenant compte des contraintes résiduelles de soudage.

MAILLARD-SALIN et Col. ((44)) ont étudié le comportement en fatigue des différents joints soudés en croix en utilisant un métal d'apport inoxydable. Les auteurs utilisent un matériau à haute limite d'élasticité ( $\sigma_y$ = 1090 MPa) et les courbes de WOHLER, figure (55) montrent que la différence de limite d'endurance entre les joints soudés type K2 et K4 est dûe à la différence des niveaux de contraintes résiduelles de soudage au pied de cordon. Sur cette figure, on observe également, pour la comparaison des joints type K2, que la limite d'endurance des joints parachevés par meulage est double que celle des joints bruts de soudage.

B.U. METZ

## IV-2-2 Etude de l'amorçage

Différentes approches ont été utilisées dans la littérature pour définir et étudier l'amorçage d'une fissure de fatigue. TRUCHON ((45)) donne une revue bibliographique de ces différentes approches. Dans le cas de notre étude, on se limite aux modèles de prévision de l'amorçage utilisés couramment dans le cas de joints soudés.

L'amorçage d'une fissure de fatigue dépend de plusieurs phénomènes et il est difficile de lui donner une définition exacte.
La méthode de prévision la plus utilisée consiste à lier l'amorçage au comportement du matériau en fatigue plastique à fond d'entaille.

### IV-2-2-1 Approche locale de l'amorçage

La déformation locale peut être déterminée par différentes méthodes et NEUBER ((46)) propose la relation suivante :

$$K_\sigma \, K_\varepsilon = K_t^2 \qquad (38)$$

où

$K_\sigma = \frac{\sigma}{\sigma_\infty}$ = facteur de concentration de contrainte plastique

$K_\varepsilon = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_\infty}$ = facteur de concentration de déformation

Kt est le coefficient de concentration de contrainte.

Cette relation est à la base d'un critère d'amorçage substituant au facteur de concentration de contrainte (Kt) le facteur de réduction de contrainte d'endurance de fatigue (Kf) :

$$\Delta\sigma . \Delta\varepsilon = K_f^2 . \Delta\sigma_\infty . \Delta\varepsilon_\infty \qquad (39)$$

avec $\Delta\varepsilon_\infty = \frac{\Delta\sigma_\infty}{E}$

soit : $\sqrt{E . \Delta\sigma . \Delta\varepsilon} = K_f . \Delta\sigma_\infty$

Le nombre de cycles à l'amorçage peut être défini en connaisant la loi de comportement cyclique du matériau et sa résistance à la fatigue plastique déterminée selon une loi de MANSON-COFFIN ((2)) :

$$\frac{\Delta\varepsilon_t}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_R)^b + \varepsilon'_f (2N_R)^c$$

et (40)

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + m \left( \frac{\Delta\sigma}{E} \right)^{\frac{1}{m'}}$$

Cette expression permet de déduire une relation entre le paramètre $\sqrt{\Delta\sigma . \Delta\varepsilon . E}$ et le nombre de cycles à l'amorçage.

$$\sqrt{\Delta\sigma . \Delta\varepsilon . E} = f(N_A) \qquad (41)$$

La résolution des équations (39) et (40) permet de déterminer le nombre de cycles à l'amorçage pour un niveau de contrainte nominale donné, figure (56).

Ce critère a été appliqué par LAWRENCE et Col. ((47)) pour estimer le nombre de cycles à l'amorçage des joints soudés en fatigue. Les auteurs introduisent l'effet de la contrainte moyenne dans la loi de MANSON-COFFIN de la manière suivante :

$$\frac{\Delta\varepsilon t}{2} = \frac{\sigma'_f - \sigma_o}{E} \cdot (2N_R)^b + \varepsilon'_f (2N_R)^c \qquad (42)$$

où $\sigma_o$ est la contrainte moyenne,

puis utilisent la loi de cumul du dommage linéaire de PALMGREN-MINER ((48)). La relation entre les coefficients (Kf) et (Kt) est celle établie par PETERSON ((49)) :

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{a}{r}} \qquad (43)$$

(r) étant le rayon à fond d'entaille et (a) une constante dépendant du matériau donné selon l'expression :

$$a = 2{,}5 \cdot 10^{-5} \left(\frac{2068}{\sigma_u}\right)^{1{,}8} \qquad (44)$$

où $\sigma_u$ est la contrainte ultime du matériau.

Le coefficient de concentration de contrainte (Kt) a été calculé par éléments finis pour des joints soudés bouts à bouts et l'expression de ce coefficient de contrainte est donnée par la relation :

$$K_f \text{ maxi} = 1 + A \left(\frac{c}{r}\right)^B \qquad (45)$$

dans laquelle A, B et C sont des constantes.

La substitution de cette équation dans celle donnée par PETERSON permet de déterminer le rayon à fond d'entaille critique et le coefficient de réduction de fatigue maximal :

$$\rho_{cr} = \frac{a}{B}(1-B)$$

$$K_f\,maxi = 1 + \frac{A\left[\frac{B.C}{a(1-B)}\right]}{1+\frac{B}{(1-B)}} \qquad (46)$$

Les auteurs utilisent cette valeur maximale de (Kf) dans la règle de NEUBER pour déterminer le nombre de cycles à l'amorçage d'un défaut semi-elliptique dans un joint bout à bout, figure (57).

Dans ce cas $\rho_{cr}$ et $\underline{K_f\ max}$ sont les suivants :

$$\rho_{cr} = a$$

$$K_f\,maxi = 1 + \sqrt{c/a} \qquad (47)$$

où a et c sont respectivement la profondeur du défaut et le demi axe de l'ellipse. Les résultats d'essais sont en bon accord avec la prévision de l'amorçage, figure (58).

Le nombre de cycles à l'amorçage théorique sur cette courbe est donné par :

$$N_A = \alpha\left[\frac{\sigma'_f - \sigma_o}{\sigma_u}\cdot\frac{1}{\sigma\sqrt{c}}\right]^{\frac{1}{|b|}} \qquad (48)$$

Les valeurs expérimentales du nombre de cycles à l'amorçage sont obtenues par la mesure des déformations au pied des cordons en supposant l'existence d'un petit défaut semi-elliptique de 0,25 mm de profondeur.
L'amorçage d'une fissure se situe souvent au pied du cordon au niveau de la zone affectée par la chaleur (ZAC) et les résultats, figure (59) ne montrent pas d'influence significative de la microstructure dans le cas d'une déformation imposée.

LIEURADE et Col. ((50)) ont réalisé des essais de fatigue oligocyclique sur différents joints soudés en acier de construtution (AFNOR E 355, E 36 et A 70), puis comparent les valeurs de Kf ( $Kf = \Delta\sigma_{lisse} / \Delta\sigma_{entaille}$ et $Kf^{EP}$ ). Le tableau (7) traduit la différence existant entre ces deux coefficients. Les auteurs montrent que ce coefficient de réduction de contrainte (Kf) est faible en fatigue oligocyclique par rapport à celui obtenu en fatigue à grand nombre de cycles (domaine de l'endurance).

ATZORI et Col. ((51)) déterminent par calculs aux élements finis le gradient des contraintes au voisinage du pied de cordon d'un joint soudé en croix. Dans ce cas, deux chargements différents (flexion et traction) et un rayon à fond d'entaille de 1,7 mm ont été considérés.
Les déformations à proximité du site d'amorçage ont été mesurées à l'aide de jauges extensométriques. Ces mesures peuvent être corrélées avec la durée de vie en fatigue du joint soudé et cette corrélation dépend des caractéristiques géométriques du joint.
Les figures (60a et 60b) montrent les résultats du calcul numérique et des mesures effectuées à l'aide de deux types de jauges extensométriques.

D'autres critères d'amorçage ont été utilisés dans les joints soudés tels que le critère $\Delta\sigma_{oo}$ à une distance (d). Ce critère a été proposé par DEVAUX et Col. ((52)) pour déterminer la durée d'amorçage de fissures dans un élément soudé de centrale nucléaire (PWR) ; la base de ce critère passe par l'évaluation de l'amplitude des contraintes normales au voisinage d'une entaille.

IV-2-2-2 Approche statistique

Il est bien connu que la résistance à la fatigue des joints soudés est étroitement liée aux coefficients de concentration de contraintes présents au pied du cordon de soudure.
Plusieurs travaux ont été consacrés à l'amélioration de la forme des pieds de cordons afin d'augmenter leur résistance à la fatigue. Cependant, dans les joints bruts de soudage où le pied de cordon n'est pas traité, la distribution des rayons et angles influence largement la résistance à la fatigue. Des analyses statistiques sont utilisées dans ce cas pour rendre compte de la dispersion de cette résistance à la fatigue des joints soudés.

NIHEI et Col. ((53)) analysent statistiquement la relation existant entre la résistance à la fatigue et la forme du pied de cordon. Plusieurs types de joints et différents matériaux ont été utilisés tableau (8). Les résultats des essais de fatigue montrent dans un premier temps, l'amorçage de plusieurs microfissures le long du pied de cordon (voir photo 1). Au cours de leurs propagations, ces fissures coalescent pour former à une certaine profondeur un front de fissure unique jusqu'à rupture.
Les auteurs déterminent le facteur de concentration de contrainte en fonction des paramètres ( $\rho$ , $\theta$ ) de la manière suivante :

$$K_t = 1 + f(\theta)\,(\alpha_0 - 1)$$
$$\alpha_0 = 1 + \left(1/(2{,}8\,\Delta_1 - 2)\cdot H/\rho\right)^{0{,}65} \qquad (49)$$

et $f(\theta) = \left(1 - \exp(-0{,}3\,\pi\theta\sqrt{\Delta_2}/180)\right)/\left(1 - \exp(-0{,}45\,\pi\sqrt{\Delta_2})\right)$

avec $\Delta_1 = (2H + t)/t$ et $\Delta_2 = (2H + t)/2H$ ; H étant la hauteur du cordon et t, l'épaisseur de la plaque.

La résistance à la fatigue de différents types de joints en acier SM 50 B est reportée sur la figure (61) ; l'estimation statistique du coefficient (Kt) donnée par la relation (49) est reportée sur le tableau 9. La courbe (figure 62) donne la variation de la résistance à la fatigue moyenne des différents types de joints utilisés à $5.10^5$ cycles en fonction du coefficient de concentration de contrainte. Il ressort de cette figure que la résistance à la fatigue des joints cruciformes à cordons porteurs (K4) est faible comparée à celle des joints type (K2) et bout à bout. Ceci est dû en partie aux variations de la fléche angulaire et au désalignement des tôles constituant le joint, tableau (8).

BAKSHI et Col. ((54)) utilisent dans leurs travaux l'expression suivante pour calculer la limite d'endurance des joints soudés en T.

$$\sigma_{-1d} = \sigma_{-1} \left( \frac{\alpha_\sigma}{F} + \frac{1}{\beta} - 1 \right)^{-\nu} \qquad (50)$$

où $\sigma_{-1d}$ : est la limite d'endurance du joint soudé,

$\sigma_{-1}$ : est la limite d'endurance d'une éprouvette lisse,

$\nu$ : est une constante du matériau,

$\alpha_\sigma$ : étant le coefficient de concentration de contraintes,

$\overline{G_x}$, $\overline{G_{xs}}$ sont des facteurs liés au gradient des contraintes principales dans le joint,

$L$, $L_s$ : sont respectivement la longueur de la zone de concentration de contrainte au pied du cordon de soudure et la longueur de l'éprouvette usinée,

$\beta$ : est un facteur correctif des effets de bord.

Les auteurs déterminent graphiquement les facteurs de concentation de contraintes ( $\alpha_\sigma$ ) et les facteurs GI relatifs au gradient des contraintes principales dans le joint en fonction des paramètres ( $\rho$, $\gamma$ ), figures (63a et b). Cette approche de détermination de limite d'endurance a été vérifiée par des résultats expérimentaux existant dans la littérature.

## IV-2-3 ETUDE DES PARAMETRES INFLUENTS

La résistance à la fatigue des joints soudés est influencée par divers paramètres comme la microstructure, la nature du chargement et la géométrie des joints. Plusieurs études ont été menées pour rendre compte de l'effet de ces paramètres sur le comportement en fatigue des joints soudés.

### IV-2-3-1 Type de joints et nature du matériau

ATZORI et Col. ((55)) ont comparé la résistance à la fatigue de plusieurs types de joints existant dans les constructions soudées. La figure (64a) donne la résistance à la fatigue à $2.10^6$ cycles normalisée par rapport à celle d'un joint bout à bout non arasé.

Un travail identique a été réalisé dans le cas des soudures d'alliages d'aluminium (voir figure 64b). Cette figure montre un comportement similaire en fatigue des joints soudés en acier et en aluminium.

IV-2-3-2 Influence de l'état des contraintes résiduelles de soudage

En présence de contraintes résiduelles de soudage, le facteur d'intensité de contrainte à la pointe d'un défaut est obtenu par superposition du champ de ces contraintes résiduelles au champ de contraintes appliqué.

$$K(\sigma_a, \sigma_r, a) = K_a(\sigma_a, a) + K_r(\sigma_r, a) \qquad (51)$$

où les contraintes :

$\sigma_a$ : contrainte appliquée à la structure
$\sigma_r$ : contrainte résiduelle
$a$ : taille du défaut

Le calcul du facteur d'intensité de contrainte dû aux contraintes résiduelles est donné par plusieurs auteurs :

BARENBLATT ((56)) propose la formulation suivante :

$$K_r = 2\sqrt{\frac{a}{\pi}} \int_0^a \frac{\sigma_l(x)}{\sqrt{a^2 - x^2}}\, dx \qquad (52)$$

avec $\sigma_l(x)$ est la contrainte résiduelle

TADA et Col. ((57)) proposent l'expression suivante :

$$\sigma_Y(x) = \sigma_Y \cdot f_2(x/c) \quad , \quad (x/c = \xi) \qquad (53)$$

dans laquelle $\sigma_Y$ est la limite d'élasticité du matériau, et la fonction $f_2(x/c)$ donne la distribution des contraintes résiduelles dans une plaque contenant un défaut perpendiculaire au cordon de soudure, figure (65) :

$$f_2(x/c) = \frac{1 - \xi^2}{1 + \xi^4} \qquad (54)$$

Cette distribution a été comparée à d'autres distributions données par IERADA ((58)) et KANAZAWWA et Col. ((59)) :

$$f_1(\xi) = e^{-\frac{1}{2}\xi^2} \cdot (1 - \xi^2) \qquad (55)$$

$$K_R = \int_{-c}^{+c} \sigma_R(x) \left[ \frac{2 \sin\left(\pi \cdot \left(\frac{c+x}{w}\right)\right)}{w \sin\left(\frac{2\pi c}{w}\right) \cdot \sin\left(\pi \frac{(c-w)}{w}\right)} \right] \qquad (56)$$

L'effet des contraintes résiduelles sur la propagation des fissures en fatigue est pris en compte par DOVER ((60)) en modifiant la loi de PARIS :

$$da/dN = C(\Delta K)^{m-s} \cdot K_{maxi}^{s} \qquad (57)$$

où m et s sont des constantes du matériau utilisé.

Le facteur $K_{max}$ est la valeur maximale du facteur d'intensité de contrainte appliquée.

avec $K = (K_{max} - K_r)$, où $K_r$ résulte de l'état des contraintes résiduelles.

La loi de fissuration devient égale à :

$$da/dN = C(\Delta K)^{m} \cdot \left(1 + \frac{K_R}{\Delta K}\right)^{s} \qquad (58)$$

Une analyse expérimentale effectuée par MAKHNENKO ((61)) en utilisant des plaques comportant des fissures émanants de trous montre l'effet des contraintes résiduelles sur la durée de vie de ces plaques dans trois cas de figures,
(voir figure66)

L'auteur détermine le facteur d'intensité de contrainte résiduel Kr tel que :

$$K_r = 2\,Y\left(\frac{a}{W}, \frac{a}{R}\right)\sqrt{\frac{a}{\pi}} \int_0^a \frac{\sigma_{xx}(y)}{\sqrt{a^2-y^2}}\, dy \qquad (59)$$

avec - $\sigma_{xx(y)}$= 200 MPa dans le cas II (figure 66)
- $\sigma_{xx(y)}$= - 180 MPa dans le cas III
- a est la profondeur du défaut et R le rayon du trou central

L'exposant S est donné par la relation :

$$S = \frac{Log\ V/V_I}{Log\,(1 + K_r/\Delta K)} \qquad (60)$$

L'évolution de ces paramètres (S, $K_r$, $v_j$ ) est donnée figure (67).

FUKUDA et Col. ((62)) mesurent expérimentalement la redistribution des contraintes résiduelles au cours de la propagation de la fissure à l'aide de jauges de déformations. La figure (68) montre cette évolution des contraintes pour une longueur de fissure A1 = 21,95 jusqu'à une valeur A2 = 107,75 mm. Par ailleurs, HORIKAWA et Col. ((63)) entreprennent une étude expérimentale sur des joints soudés bruts de soudage et relaxés de limite élastique égale à 290MPa.

Les auteurs montrent, figure (69), pour des amplitudes de contraintes différentes, l'influence des contraintes résiduelles sur l'amorçage et la propagation des fissures.

IV-2-3-3 Influence du chargement

Le comportement d'un assemblage soudé est influencé par le chargement auquel il est soumis.
La figure (70) montre que le gradient des contraintes existant au niveau de la racine ou au pied des cordons est extrêmement différent dans le cas d'une sollicitation en traction ou en flexion. On observe que la contrainte est maximale en racine dans le cas de la traction. Par contre, en flexion, la contrainte maximale est obtenue au pied du cordon.

BOOTH ((10)) réalise les essais sur joints en croix dans les deux modes de chargement et conclut que le manque de pénétration n'a pas d'influence significative sur la résistance à la fatigue des assemblages. D'autres auteurs tels que BURK et Col. ((64)) étudient l'influence de la contrainte de flexion induite par la déformation angulaire des joints après soudage. Les auteurs montrent que la phase de propagation sous contrainte de flexion est trois fois plus importante que celle obtenue sous contrainte axiale. Le facteur d'intensité de contrainte sous sollicitations de flexion et traction combinées est calculé en superposant les facteurs obtenus pour chacun des cas.

CLAYTON ((65)) montre l'évolution du facteur de forme (a/c) d'un défaut semi-elliptique dans une plaque sollicitée en flexion et en traction combinée, figure (71). Par ailleurs, SAHLI et Col. ((33)) mesurent l'évolution de ce défaut pour deux types de chargements différents (chargement à amplitude variable et chargement à amplitude constante), figure (72).
Quant au rapport de charge, plusieurs études ont été menées afin de rendre compte de son influence sur la résistance à la fatigue.

MADDOX ((66)) a réalisé des séries d'essais à différents rapports de charge sur assemblages en croix type K2.
On constate, figure (73), 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, par exemple par grenaillage, la résistance à la fatigue des assemblages diminue fortement quand le rapport de charge augmente.

IV-2-3-4 Influence de l'épaisseur de la tôle et de la géométrie du joint

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.

NIHEI et Col. ((67)) 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 figure (74) montrent un effet marqué de l'épaisseur sur la résistance à la fatigue.

GURNEY ((68)) rassemble des résultats d'essais obtenus 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 par une droite d'équation :

$$S \cdot t^{1/4} = cte \qquad (61) \text{ figure (75)}$$

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

$$S = S_B \left(\frac{32}{t}\right)^{1/4} \qquad (62)$$

où $S_B$ est la résistance à la fatigue correspondant à l'épaisseur 32 mm.
Pour les autres joints, l'auteur utilise la relation suivante :

$$S = S_B \left(\frac{22}{t}\right)^{1/4} \qquad (63)$$

WEBSTER et Col. ((69)) confirment l'influence de l'épaisseur sur le comportement en fatigue des joints cruciformes ayant une épaisseur variant de 50 à 100 mm, figure 76.

MARSHALL ((70)) 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 (Kf) augmente considérablement figure (77).

La géométrie du joint influe également sur le comportement de l'assemblage. Un cordon de soudure est caractérisé par l'angle de raccordement avec la tôle et le rayon à fond d'entaille au mniveau de raccordement. Le coefficient de concentration de contrainte au pied du cordon est lié à la valeur de l'angle de raccordement et du rayon à fond d'entaille. Il a été montré que le coefficient de concentration de contrainte augmente avec l'angle de raccordement et diminue quand le rayon à fond d'entaille croît. Les dimensions du cordon (quantité de matière déposée) ont également une influence importante sur la durée de vie.

OHTA et Col. ((37)) utilisent la relation (49) chapitre (2-2) afin d'étudier l'influence de la hauteur des cordons de soudure et du rayon à fond d'entaille sur le facteur de concentration de contrainte. Les figures (78a) et (78b) donnent respectivement les résultats de l'équation (49) comparés aux résultats d'essais obtenus sur les joints type (K2).

Ces deux figures montrent qu'au delà d'une certaine valeur des paramètres ($H, \rho$) leurs influences sur le coefficient de concentration de contrainte devient négligeable.

IKEDA et Col. ((71)) réalisent des essais sur des joints en croix (K2) à haute limite d'élasticité (780 MPa). L'influence de l'angle de raccordement et du rayon à fond d'entaille sur la résistance à la fatigue est montrée figures (79a, 79b).

### IV-2-3-5 Défauts de soudage

Les défauts situés au voisinage du raccordement du cordon de soudure et du métal de base sont multiples (caniveaux, manque de pénétration, manque de fusion, inclusions de laitier...).

Les caniveaux se trouvent généralement au pied des cordons le long de la soudure répartis de façon aléatoire et sont assimilés à des défauts de surfaces de forme semi-elliptiques.
Les manques de pénétration en racine sont obtenus dans le cas des joints en croix à cordons porteurs (K4) ou bien dans les joints en T. De nombreux essais ont été effectués sur ces types de joints en acier et sont rassemblés par HARRISON ((4)), BOOTH ((10)), LEIDE ((38)) et d'autres auteurs.

FERNANDES et Col. ((72)) utilisent des joints en croix (K4) avec différents manques de pénétration. Les résultats d'essais sont reportés sur la figure (80a, 80b) pour les différentes séries. Le nombre de cycles à rupture correspond à la rupture complète de l'éprouvette. L'amorçage de la fissure s'est produite en racine des soudures pour l'ensemble des éprouvettes utilisées.
Sur la figure (80b) sont reportées les courbes (S - N) relatives aux différents manques de pénétrations. Dans des cas particuliers, il existe au niveau du manque de pénétration un jeu entre les tôles assemblées.

JOHANSSON et Col. ((73)) montrent que ce jeu a un effet bénéfique sur la résistance à la fatigue. Les auteurs calculent les facteurs de concentration de contraintes obtenus par photoélasticimétrie dans chacun des cas. Les résultats d'essais de fatigue sont montrés figure (81).
D'autres défauts tels que les désalignements ou les déformations angulaires des tôles après soudage peuvent affecter considérablement le comportement en fatigue des joints soudés.

LOHNE ((74)) montre, figure (82) l'influence de ces deux paramètres sur une courbe (S - N) d'un joint en croix travaillant en fatigue corrosion.

IV-2-4 Conclusion

Une construction soudée présente un ensemble de défauts de différentes natures.
La présence de ces défauts complique l'analyse du phénomène "joint soudé". Les principaux facteurs influant dans une soudure sont liés à :

- l'hétérogénéité de la microstructure,
- l'état des contraintes résiduelles de soudage,
- ou la dimension des défauts géométriques (fissures, etc...).

Afin de se rapprocher des conditions réelles, la prise en compte de ces paramètres serait nécessaire dans le calcul de la prévision de la durée de vie d'un joint soudé. Par exemple, les approches analytiques utilisées dans cette étude ignorent les inflences respectives des contraintes résiduelles et de l'hétérogénéité de l'assemblage.

Les principales conclusions de l'étude conduisent à effectuer les remarques suivantes :

a) il serait possible d'établir une courbe délimitant le domaine de rupture pour un manque de pénétration donnée,

b) la connaissance du facteur d'intensité de contrainte $K_{\theta}$ maxi doit permettre de calculer le défaut critique en pied des cordons,

c) il existerait une relation entre la valeur critique du défaut en racine et la taille des défauts au pied des cordons,

d) la distribution des défauts initiaux au pied des cordons peut être évaluée statistiquement,

e) pour un défaut critique en pied de cordon (ai), lié au procédé de soudage et du matériau de l'assemblage il est possible de calculer la durée de vie de l'assemblage,

f) l'état des contraintes résiduelles influe considérablement sur l'amorçage d'une fissure en fatigue et peu sur sa propagation,

h) en l'absence des contraintes résiduelles, l'influence de la microstructure est négligeable sur la propagation de la fissure,

k) le processus de ruine d'un assemblage, réalisé à l'aide d'un procédé automatique donnant des paramètres de formes ou de plusieurs microdéfauts qui coalescent au cours de la propagation pour en former une seule fissure,

l) le processus de ruine pour un procédé de soudage manuel, donnant des paramètres de formes ou de dimensions plus irréguliers, est caractérisé par l'amorçage d'une seule fissure de fatigue.

# R E F E R E N C E S

((1)) WOHLER
"Tests to determine the forces acting on railway carriage axles and the capacity of resistance of the axles"
Engineering vol. 11, 1871, p. 199

((2)) MANSON - COFFIN - BASQUIN
"Fatigue a complexe subject - some simple approximation"
Experimental Mechanics, 1965

((3)) PARIS P.C. and ERDOGAN
Trans. ASME 528-534, December 1963

((4)) HARRISON J.D.
"An analysis of the fatigue behaviour of cruciform joints"
Welding Research International, N° 1, 1971

((5)) OUCHIDA H. and Col.
"A study of the fatigue strength of fillet welded joint"
SCHWEISS TECHNIK (BERLIN), 1966, 16, 4, 150-157

((6)) FRANK K.H.
"Fatigue strength of fillet welded cruciforms joint"
"Journal of the structural Division"
Sept. 1979, pp. 1727-1740

((7)) WATANABE M. and Col.
"An elasto-plastic fracture mechanics approach to fatigue crack propagation and its application to estimation of the fatigue life of transverse fillet welded cruciform joints"
I.I.W. Doc. N° XIII, 694, 73

((8)) USAMI S. and Col.
"Fatigue strength at roots of cruciform, tee and lap joints"
Fracture Mechanics Analysis of fatigue strength of welded joint 1st report, Transactions of the Japan Welding Society, vol. 9, N° 1, april 1978

((9)) RECHO N. et BROZZETTI J.
"Prévision par un modèle simplifié de la durée de vie d'un assemblage en croix"
I.I.W. Doc. XIII, 1051, 82

((10)) BOOTH G.S.
"Constant amplitude fatigue tests on welded steel joint performed in air"
The Welding Institute, CAMBRIDGE, July 1978

((11)) SHINGAI K. and IMAMURA N.
"Fatigue crack propagation in cruciform joint"
I.I.W. XIII, 691, 73

((12)) BAKSHI O.A., ZAITSEV N.L. and GOOGE Y.U.
"Evaluation of the strength of T joints with fillet welds when brittle by means of fracture"
Svar. Proiz., 1981, N° 7, pp. 13-16

((13)) BAKSHI O.A., ZAITSEV N.L. and GOOGE Y.U.
"Determining the stress intensity factors $K_I$ and $K_{II}$ by the photoelastic method"
ZAVODSKAYA LOBORATORIYA, Vol. 47, N° 4, 1981, pp. 73-76

((14)) AAMODT B. and KLEM F.
"Application of numerical techniques in practical fracture Mechanics"
In Fracture Mechanics in Engineering Practice edited by STANLEY P.
Applied Science Publishers LTD., LONDON, 1976

((15)) BOKALRUD, T.
"Fatigue properties in force transmitting cross connections"
Preliminary report N° 2 (in Norvegian) DnV Report N° 845093
Det Norshe Veritas NORWAY, 1976

((16)) LIEURADE H.P.
"Utilisation de la mécanique de la rupture pour le calcul de la résistance à la fatigue des assemblages soudés, cas des essais sans charges programmées"
Mécanique - Matériaux - Electricité, N° 328-329 (1977), pp. 102-111

((17)) RECHO N.
"Distribution de la taille du défaut initial dans les soudures d'angle" (Assemblage en croix et assemblage de tube)
Construction Métallique N° 3, 1983, pp. 13-20

((18)) HAYES D.G.
"A practical application of Buekner's formulation for the determination of stress intensity "Factor" E.F.M. 8
8 (2), June 1972

((19)) SIGNES E.G. and Al.
"Factors affecting the fatigue strength of welded high strength steels"
British Weld. Journ., march 1967, pp. 108-116

((20)) WATKINSON F. and Al.
"The fatigue strength of welded joints in high strength steels and methods for its improvement"
Proceeding of the Conference on "Fatigue of welded structures" BRIGHTON 1970, paper 7, pp. 97-113

((21)) ENGESVIK K.M. and MOAN T.
"Probabilistic analysis of the uncertainty in the fatigue capacity of welded joints"
EFM, Vol. 18, N° 4, pp. 743-762, 1983

((22)) SMITH I.F.C. and SMITH R.A.
"Defects and crack shape development in fillet welded joints"
Fatigue of Engineering Materials and Structures, vol. 5, N° 2, pp. 151-165, 1982

((23)) EL HADDAD, TOPPER M.H., T.H. and SMITH I.F.C.
"Fatigue life prediction of welded components based on fracture"
Mechanics J. Testing Eval. 8, 301-307 (1980)

((24)) MADDOX, S.J.
"A fracture mechanics analysis of the fatigue behaviour of a fillet welded joint
Welding Institute Members, Report E/50/72, 1973

((25)) SMITH I.F.C. and HIRT M.A.
"Methods of improving the fatigue strength of welded joints"
Publication ICOM Construction Metallique 114, April 1983

((26)) SMITH I.F.C. and SMITH R.A.
"Fatigue crack growth in fillet welded joints"
Engineering Fracture Mechanics, vol. 18, N° 4, pp. 861-869, 1983

((27)) MADDOX S.J.
"An analysis of fatigue crack in fillet welded joint"
Int. J. Fracture, 11 (2), 1975, p. 221

((28)) MADDOX S.J.
"A fracture mechanics analysis of the fatigue behaviour of a fillet welded joint"
Welding Research International vol. 6, N° 5, 1975

((29)) RECHO N.
"Localisation de l'amorçage des fissures dans les joints soudés"
I.I.W. XIII 1112, 1983

((30)) USAMI S. and Al.
"Effects of crack length and flank size on fatigue strength at toes of mild steel welded joint"
(Fracture Mechanics Analysis of fatigue strength of welded joints, 2nd Report), Transactions of the Japan Welding Society vol. 9, N° 9, April 1978, pp. 11-16

((31)) MIYATA H. and Al.
"The simple methods of evaluation of stress intensity factor using the finite element method"
Proceeding of the Symposium of Mechanical behaviour of Materials, TOKYO, 1974

((32)) NELSON D.V.
"Fatigue considerations in welded structure"
Mechanical Engineering Dept, STANFORD UNIV., STANFORD CA

((33)) SAHLI A. and ALBRECHT P.
"Fatigue life of welded stiffeners with known initial cracks"
ASTM STP 833, PHILADELPHIA, 1984, pp. 193-217

((34)) ALBRECHT P. and YAMADA K.
"Journal of the structural division"
American Society of Civil Engineers, vol. 103, N° ST2, 1977, pp. 377-389

((35)) FORD P.R. and CORDEROY D.J.H.
"A comparison between experimental and predicted fatigue crack propagation rates in fillet welds"
Metal Forum, vol. 3, 1980

((36)) OUCHIDA H. and NISHIOKA, A.
"A study of the fatigue strength of fillet welded joints"
SCHWEISS TECHNIK (BERLIN), 1966, 16, 4, pp. 150-157

((37)) OHTA S. and EGUCHI Y.
"Fatigue strength of 80 kg/mm2 high tensile strength steel plate with transverse fillet welded attachments"
Transactions of the Japan Welding Society, vol. 3, N° 2, sept. 1972

((38)) LEIDE N.G.
"Full penetration K welds or double fillet welds in heavy shipbuilding"
Laboratories, KOCHKUMS Mechaniska Verkstads AB MALMO, SWEDEN

((39)) BIGNONNET A.
"Endurance des joints soudés en acier de constructions marines"
Rapport IRSID FA; 3184, Mai 1981

((40)) UNITED KINGDOM OFFSHORE STEELS RESEARCH PROJECT
Final report to ECSC agreement n° 7210 KB/8/801 for the period 1st june 1977 to 31st May 1979

((41)) DE BACK J., VAESSEN G.H.G., LEEUWEN J.L.V. and Col.
"Fatigue and corrosion fatigue behaviour of offshore steels structures"
Final report to ECSC agreement n° 7210 KB/6/607 (j.7.af/76) october 1980

((42)) LEEUWEN J.L.V. and Col.
"Fatigue behaviour of welded joints in air and sea water european offshore steels research, CAMBRIDGE UK - 27 - 29, nov. 1978, paper 5

((43)) GURNEY T.R. and MADDOX S.J.
"A re analysis of fatigue data for welded joints in steel"
The Welding Institute Research Report, E/44/72, jan. 1972

((44)) MAILLARD-SALIN C., LIEURADE H.P., GEREY J.P., POYER P., RABBE P.
"Comportement en fatigue d'assemblage de divers aciers soudés en utilisant un métal d'apport inoxydable"
Revue Matériaux et Techniques, avril-mai 1985, pp. 203-210

((45)) TRUCHON M.
"L'amorçage des fissures de fatigue à partir d'entailles - Application aux joints soudés"
Bulletin technique du BUREAU VERITAS, vol. 67, N° 5, mai 85

((46)) NEUBER H.
"Theoritical determination of fatigue strength at stress, concentration"
Air force Materials Laboratory, Report AFML-TR 68-20, (avril 1968)

((47)) LAWRENCE F.V., MATTOS R.J., HIGASHIDA Y. and BURK J.D.
"Estimation the fatigue crack initiation life of welds"
STP 648 (Fatigue testing of Weldments), pp. 134-158, 1978

((48)) MINER M.A.
"Journal of applied mechanics, vol. 12, 1945, p. A 159

((49)) PETERSON R.E.
in "Metal fatigue" Sines and Waisman, Eds, Mc Graw, Hill, NEW YORK, Chapter 13, 1959

((50)) LIEURADE H.P. and MAILLARD-SALIN C.
"Low-cycle fatigue behaviour of welded joints in high strength steels"
STP 770, 1982, pp. 311-336

((51)) ATZORI B., BLASI G. and PAPPALETTE
"Evaluation of fatigue strength of welded structures by local strain measurements"
Experimental Mechanics, pp. 129-139, june 1985

((52)) DEVAUX J.C., D'ESCATHA Y.C., RABBE P. and PELLISSIER TANON A.

"A criterion for analysing fatique crack initiation in geometrical singularities"
paper G 81, 5th SMIRT, BERLIN 1979

((53)) NIHEI M., SASAKI E., KANAD M. and INAGAKI M.
"Statistical analysis on fatigue strength of arc - welded joints using covered electrodes under various welding conditions with particular attention to toe shape"
Transactions of National Research Institute for Metals, vol. 23, N° 1 (1981)

((54)) BAKSHI O.A., ZAISEV N.L. and SHRON L.B.
"Calculating the fatigue limit of tee and lap welded joints"
Svar. Proiz, 1983, N° 2, pp. 13-15

((55)) ATZORI B. and DATTOMA V.
"A comparison of fatigue of welded joint in steel and in aluminium alloys"
The International conference on quality and reliability in welding 6-8 september, Hangshon, China, (1984)

((56)) BARENBLATT G.I.
"Advances in applied mechanics"
vol. 7, Academic press, 1962, pp. 55-129

((57)) TADA H. and PARIS P.C.
"The stress intensity factor for a crack perpendicular to the welding bead"
Int. Journ. of Fracture 21, (1983), pp. 279-274

((58)) TERADA H.
"Engineering fracture mechanics"
8, 1976, pp. 441-444

((59)) KANAZAWA T., OBA M. and SUSEI S.
"Journal of society of naval architects of Japan, 10, (1962), pp. 359-368

((60)) DOVER W.D., HIBBERD R.D.
"The influence of mean stress and amplitude distribution on random load fatigue crack growth"
Eng. Fract. Mech., 1977, vol. 9, pp. 251-263

((61)) MAKHNENKO V.I. and POCHINOK V.E.
"The evaluation of effect of welding residual stresses on the fatigue crack propagation"
Colloquium on Fracture IIW, 10th July 1979, BRATISLAVA

((62)) FUKUDA S. and TSURUTA Y.
"An experimental study of redistribution of welding residual stress with fatigue crack extension"
Transactions of JWRI, Vol. 7, N° 2, 1978

((63)) HORIKAWA K. and TAKADA Y.
"Influence of welding residual stresses on fatigue crack initiation life"
Transactions of JWRI, vol. 13, N° 1, 1984

((64)) BURK J.D. and LAWRENCE F.V.
"Influence of bending stresses on fatigue crack propagation life in butt joint welds"
Welding Research Supplement, february 1977, pp. 62-66

((65)) CLAYTON A.M; and MORGAN H.
"The development of cracks in welded connection"
IIW XIII, 1182, 1984

((66)) MADDOX S.J.
"Improving the fatigue strength of welded joints by peening"
Metal Construction, april 1985, pp. 220-224

((67)) NIHEI M., KAMAKURA M., SASAK E., KANAO M. and INAGAKI M.
"Effect of specimen size on fatigue properties of SM 50 B non load carrying fillet welded joints"
Progress of NRIM Fatigue Data sheet Work on welded joints, 2nd report
Transactions of National Research Institute for Metals, vol. 24, N° 2, (1982)

((68)) 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, LONDON, 16-18 Nov. 1982

((69)) WEBSTER S.E. and WALKER E.F.
"The effect of section thickness upon the fatigue properties of welded and CAST steel joints"
in proceeding on fatigue 84, sept. 1984

((70)) MARSHALL P.W.
"Assemblage pour structures tubulaires soudées"
Conférence Houdrement 1984 (IIW)

((71)) IKEDA K., DENON S., GODAI T. and OGAWA T.
"Improvement of the fatigue strength of fillet welded joints in 780 N/mm2 high strength steel"
Welding Research International, vol. 8, 1978, number 1

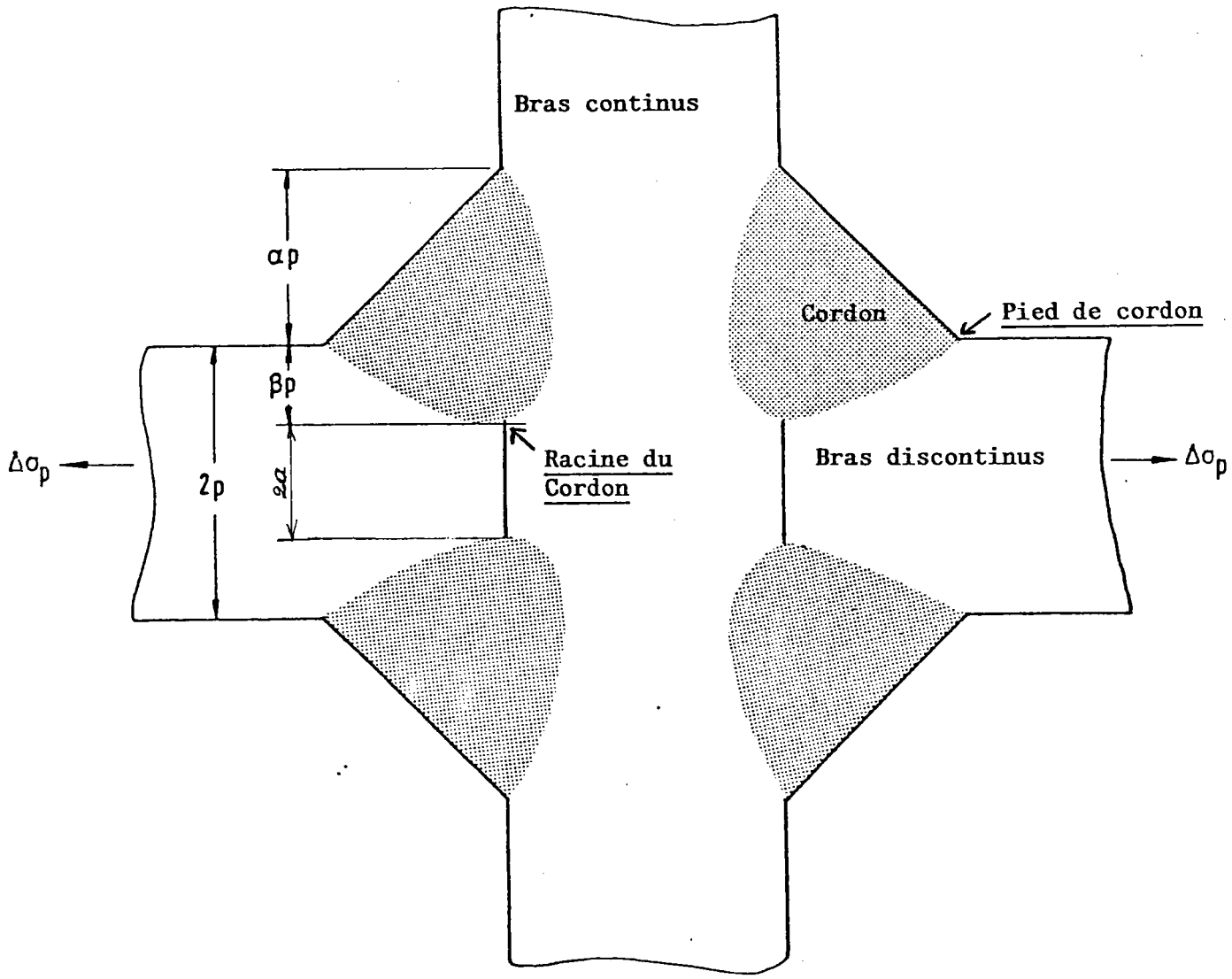
((72)) FERNANDES A.A., ROGERSON J.H.
"Fatigue performance of fillet welds in an ALZnMg alloy with root defects"
ALUMINIUM JAHRG 1979, 3

((73)) JOHANSSON B.G., KUELLANDER S.L., LEIDE N.G.
"Is it good enough" A study of tolerances for welded ship structures"
KOCKUMSAB MALMO, SWEDEN

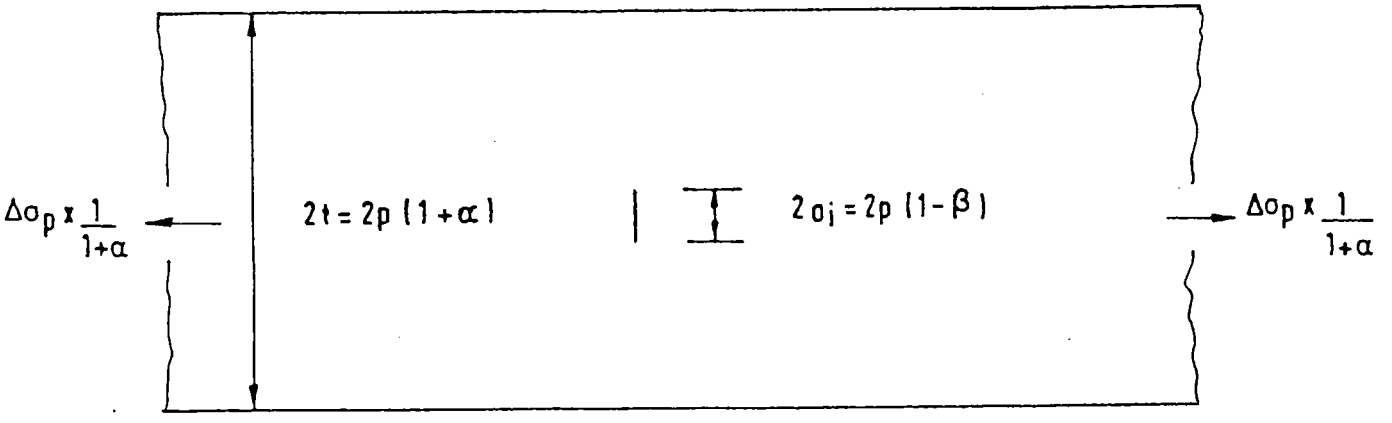
((74)) LOHNE P.W.
"Fatigue analysis of welded joints in offshore structures"
Metal Construction, August 1979

K4 : Joint soudé en croix avec les cordons qui supportent la charge

K2 : Joint soudé en croix avec les bras continus qui supportent la charge.




a) éprouvette réelle




b) éprouvette équivalente

Figure (1) : Joint en croix utilisé par "HARRISON"

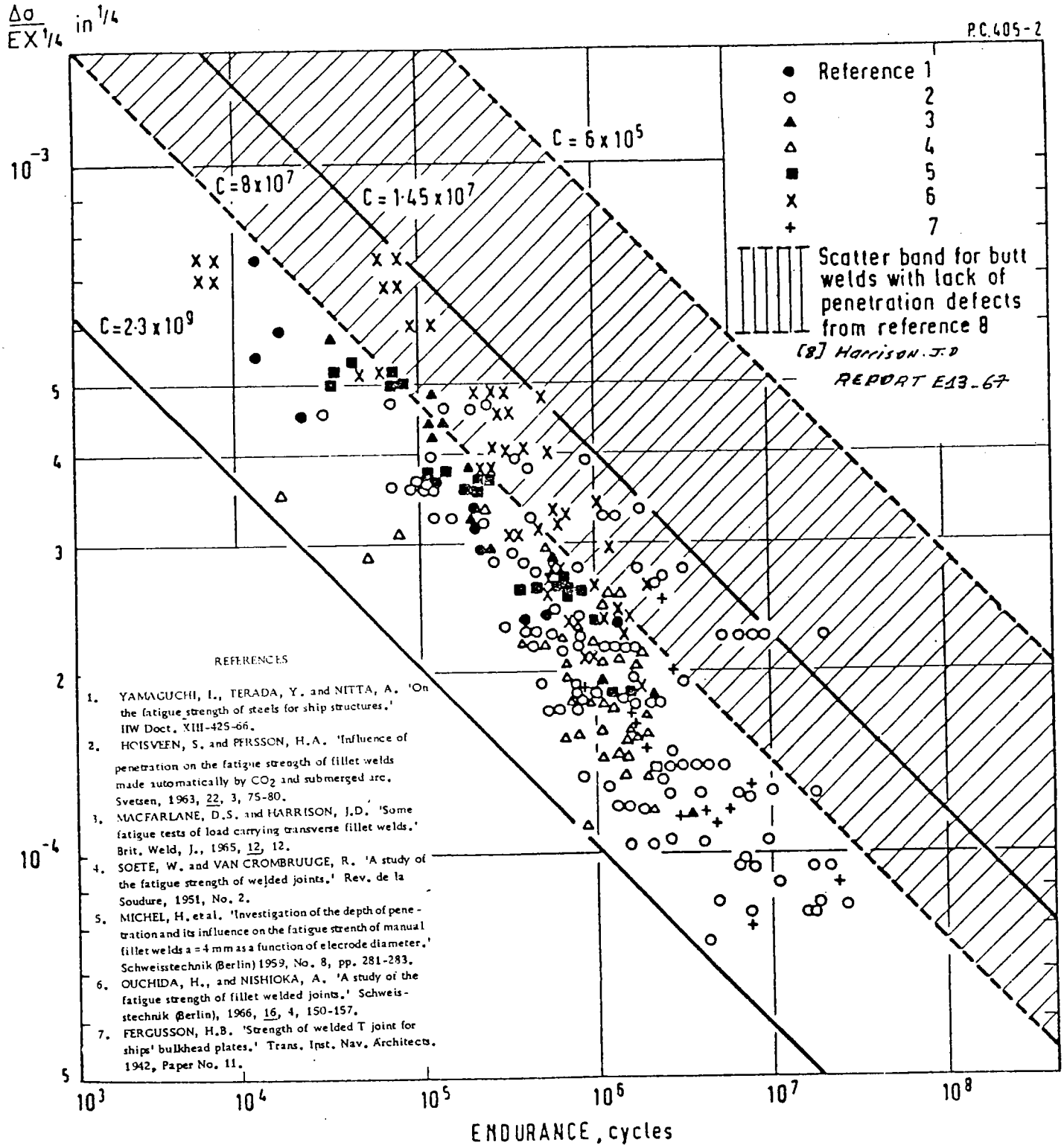



Figure (2) : Résultats d'essais sur joints en croix publiés dans la littérature (rupture en racine)

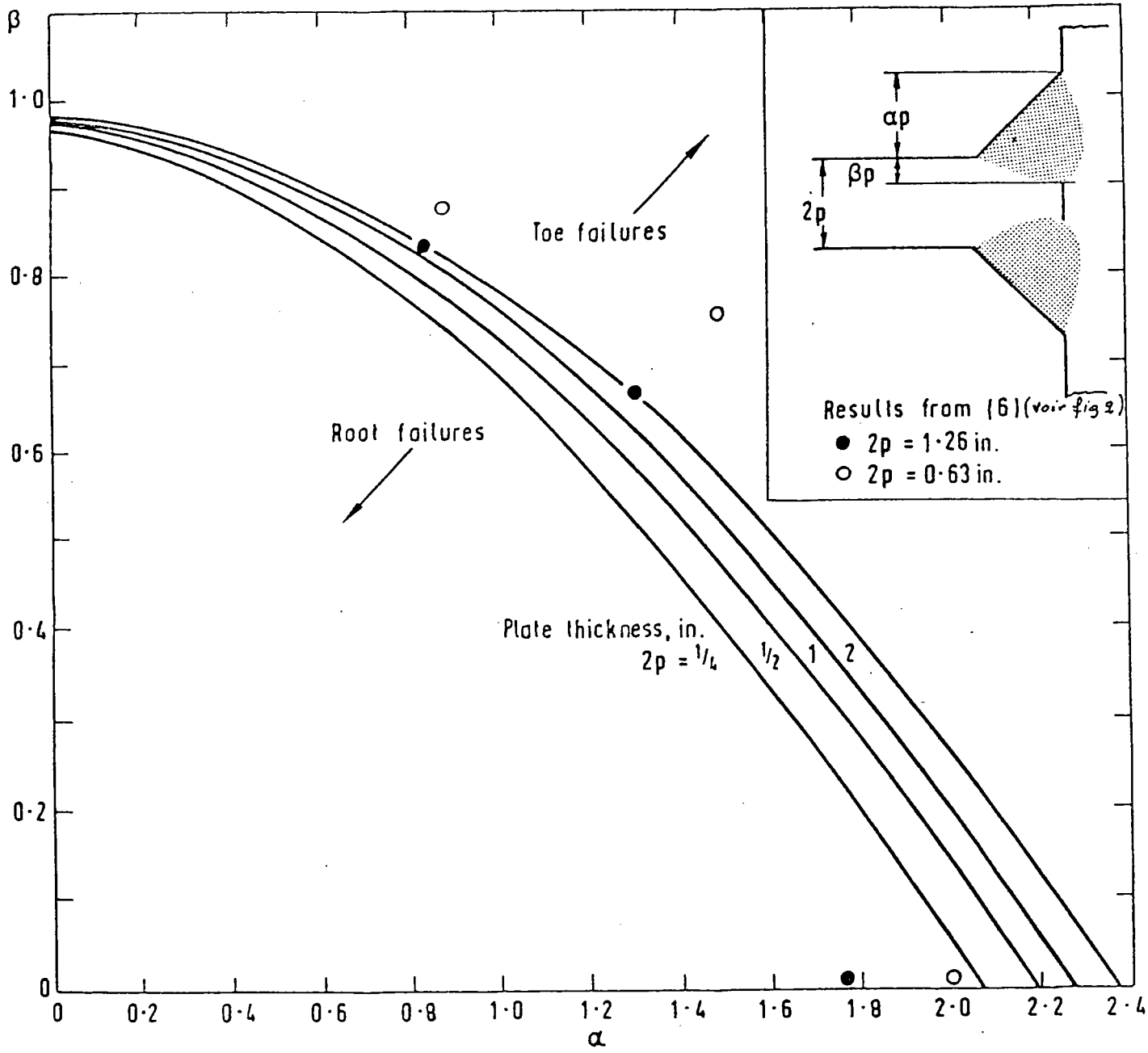



Figure (3) : Domaine de transition de la rupture de la racine au pied de cordon

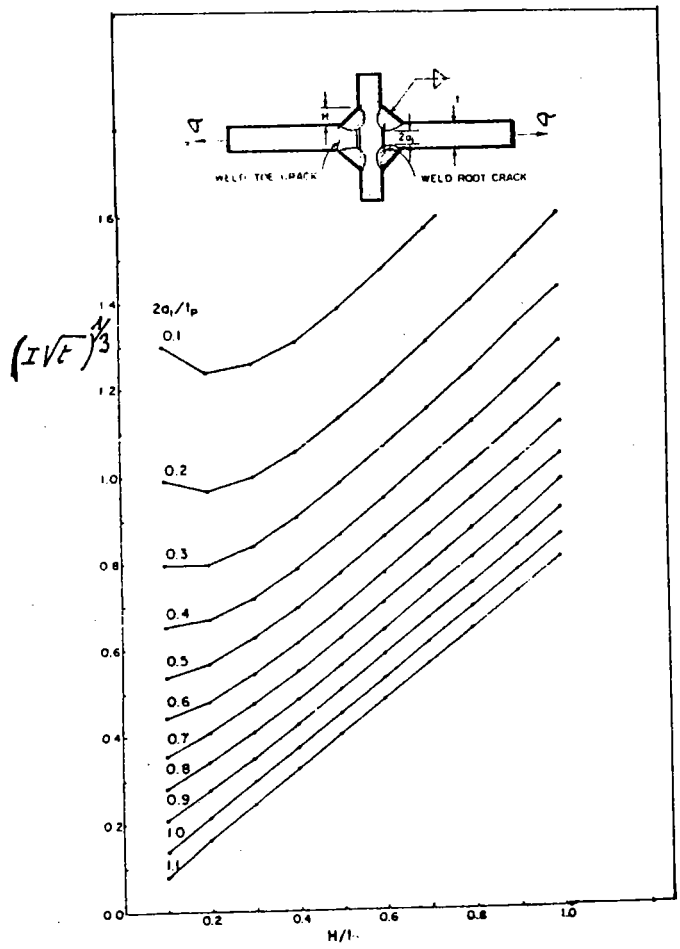
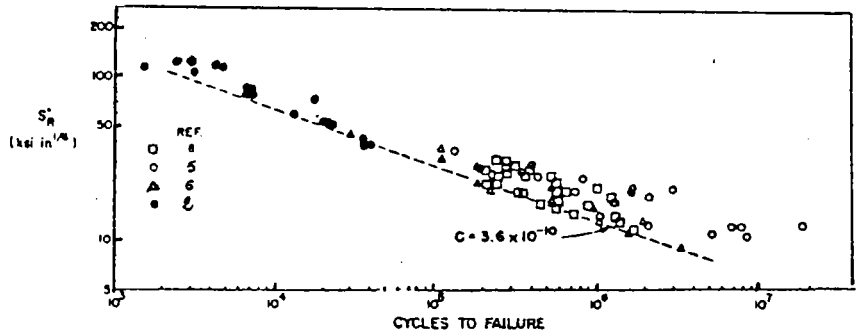



Figure (4) : Evaluation numérique de l'intégrale I




2. Frank, K. H., "The Fatigue Strength of Fillet Welded Connections," thesis presented to Lehigh University, at Bethlehem, Pa., in 1971, in partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Philosophy.
5. Hoisveen, S., and Persson, H. A., "Intrangningens Inverkan pa Utmattningshallfastheten vid Automatsvetsade Kalsvetsforband," *Svetsen*, Vol. 22, No. 3, May, 1963, pp. 75–84.
6. Macfarlane, D. S., and Harrison, J. D., "Some Fatigue Tests of Load Carrying Transverse Fillet Welds," *Welding Research Abroad*, Vol. 12, No. 3, Mar. 1966, pp. 52–63.
8. Ouchida, H., and Niskioba, A., "A Study of Fatigue Strength of Fillet Welded Joints," *Hitachi Review*, Apr., 1964, pp. 3–14.

Figure (5) : Durée de vie des joints selon la formule (8)
(rupture à partir de 4 racines de cordon)

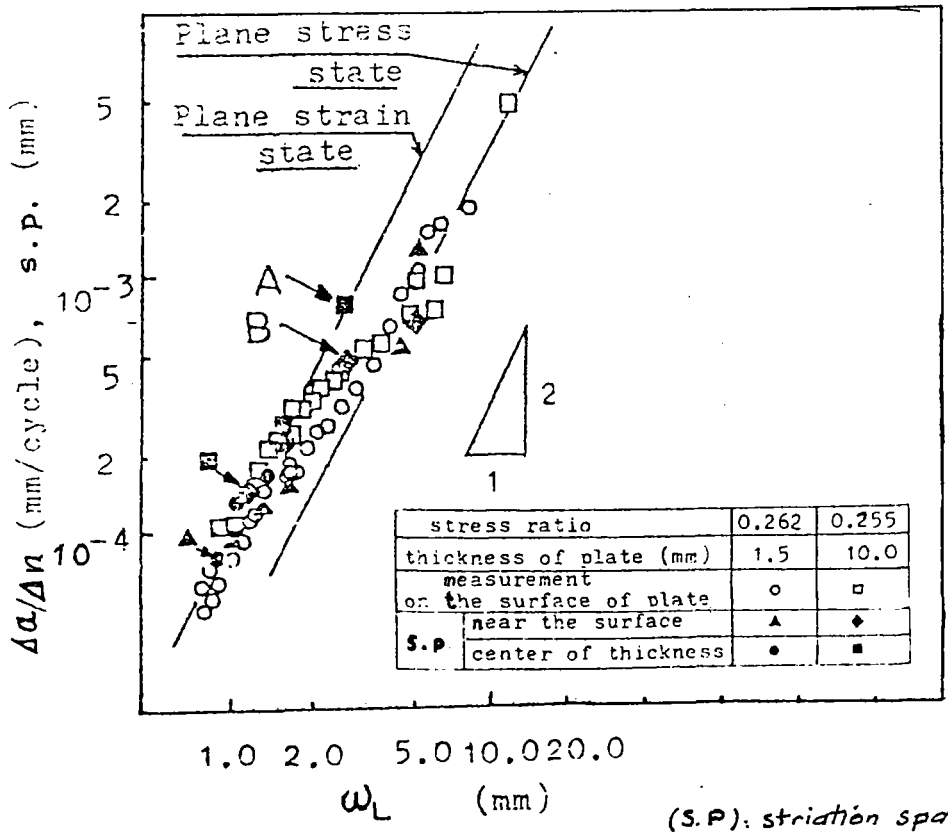



Figure (6) : Vitesse de propagation en fonction de la taille de la zone plastique
Stries sur surface de rupture (A et B) voir tableau

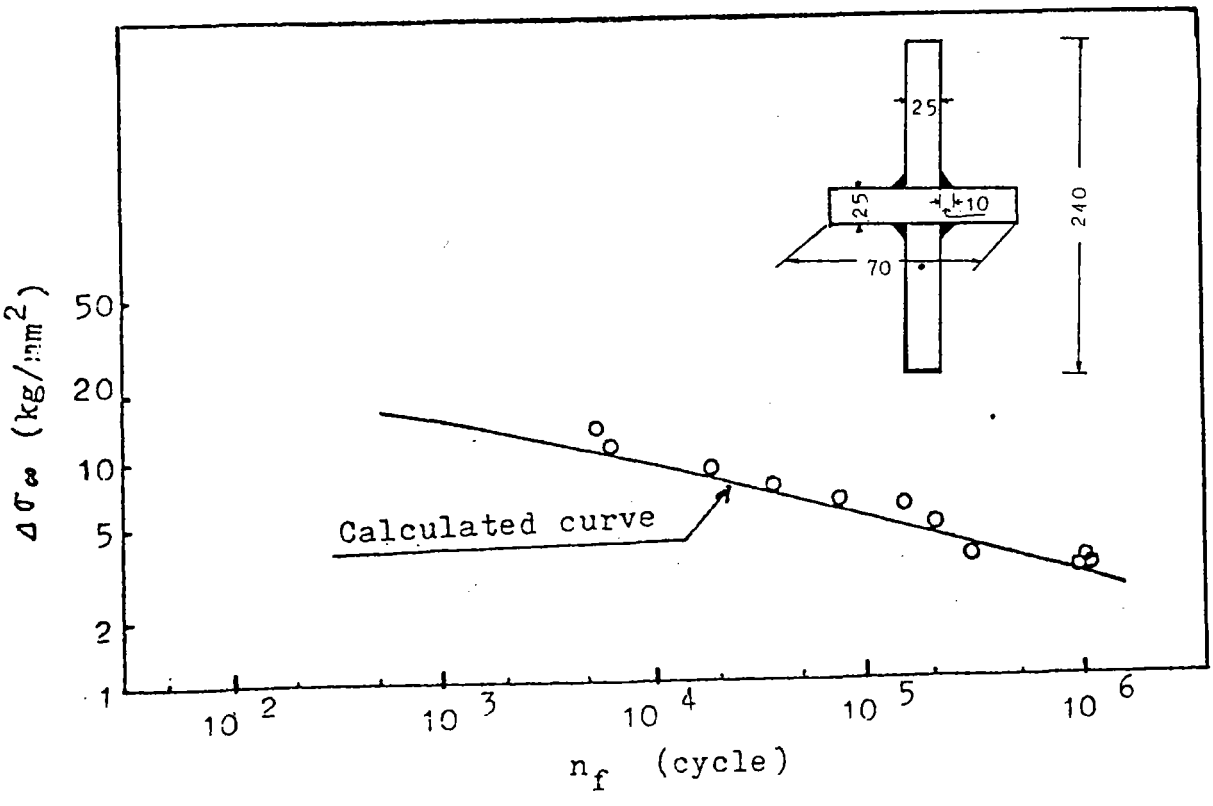
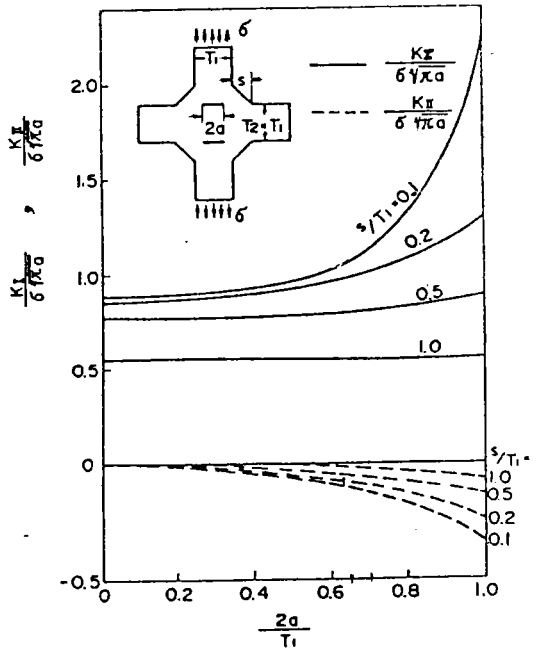
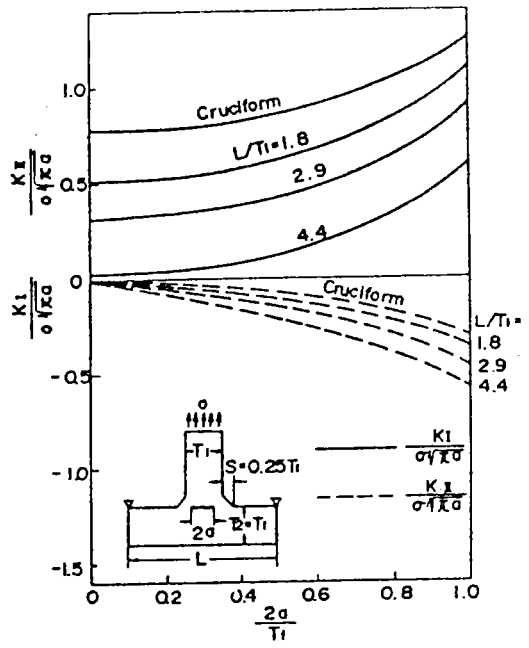



Figure (7) : Durée de vie des joints en croix




a) joint en croix en tension




b) joint en T en flexion

Figure (8) : Facteurs d'intensité de contrainte $K_I$ , $K_{II}$ en racine du cordon (Eléments finis)

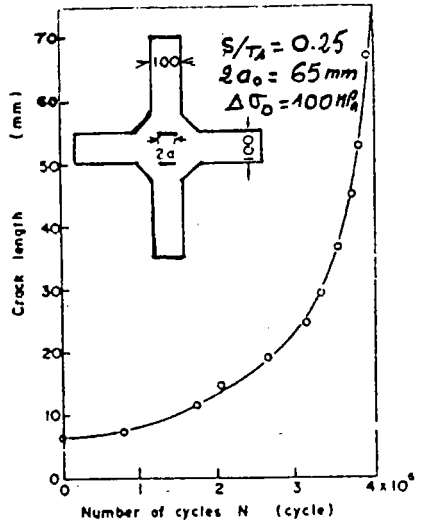



Figure (9) : Durée de vie dans le joint en croix en acier doux

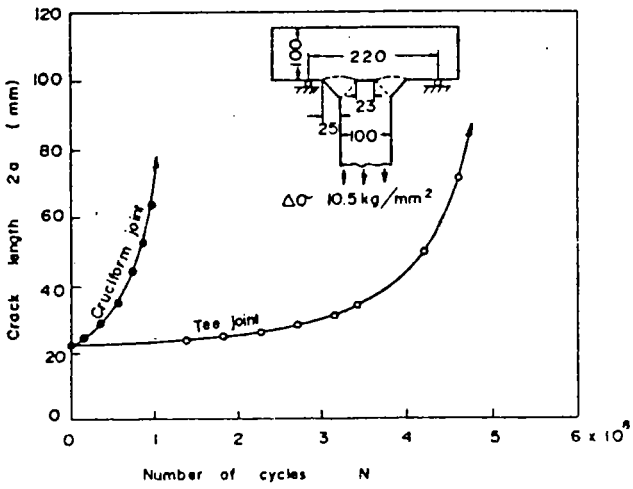
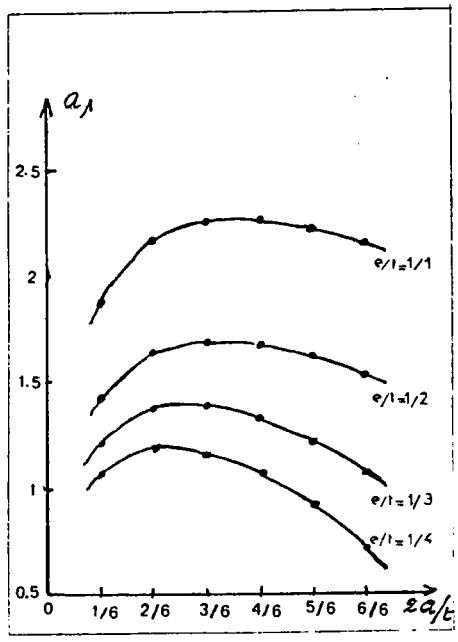
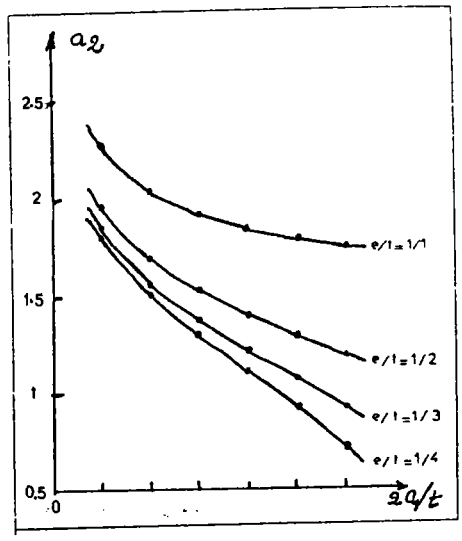
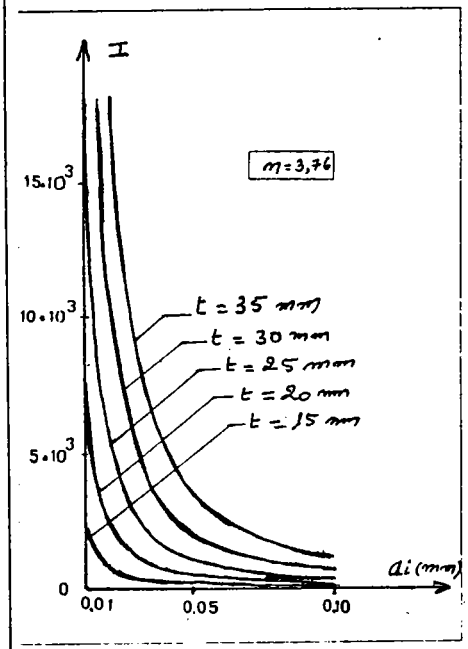



Figure (10) : Comparaison des résultats obtenus sur joints en T et joint en croix (propagation en racine)



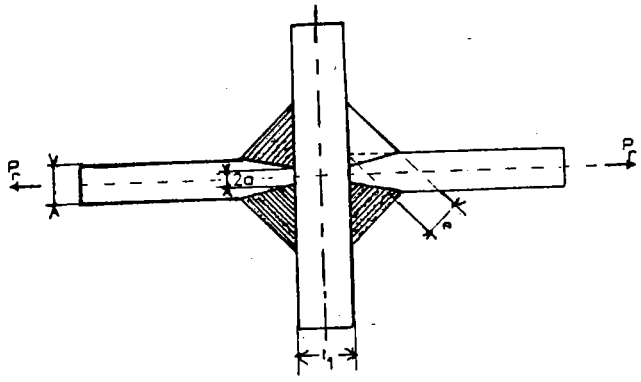




Figure (11) : Evolution des coefficients a1, a2, $\bar{I}$

| Groupe | Assemblage | Nombre d'essais | Géométrie des assemblages testés (figure 2) | | | | | Observations sur le mécanisme de la rupture | Figures |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | $t$ (mm) | $\ell$ (mm) | $t/t_1$ | $e/t$ | $2a/t$ | | |
| I | 1<br>2 | 8 | 25<br>25 | 19<br>22 | 1<br>1 | 0.54<br>0.62 | 1<br>1 | Rupture à la racine du cordon de soudure. | 12a |
| II | 1<br>2 | 8 | 25<br>25 | 13<br>18 | 1<br>1 | 0.311<br>0.510 | 0.52<br>0.52 | Rupture à la racine du cordon de soudure. | 12b |
| III | – | 8 | 25 | 12 | 1 | 0.340 | – | Rupture à la racine et au pied du cordon de soudure | 12c |
| IV | 1<br>2 | 8 | 25<br>25 | 21<br>27 | 1<br>1 | 0.600<br>0.760 | 1<br>1 | Rupture à la racine du cordon de soudure. | 12d |
| V | 1<br>2 | 8 | 25<br>25 | 15<br>20 | 1<br>1 | 0.424<br>0.566 | 0.52<br>0.52 | Rupture à la racine du cordon de soudure. | 12e |
| VI | – | 6 | 25 | 12 | 1 | 0.340 | 0.04 | Rupture à la racine du cordon de soudure. | 12f |

Tableau 1

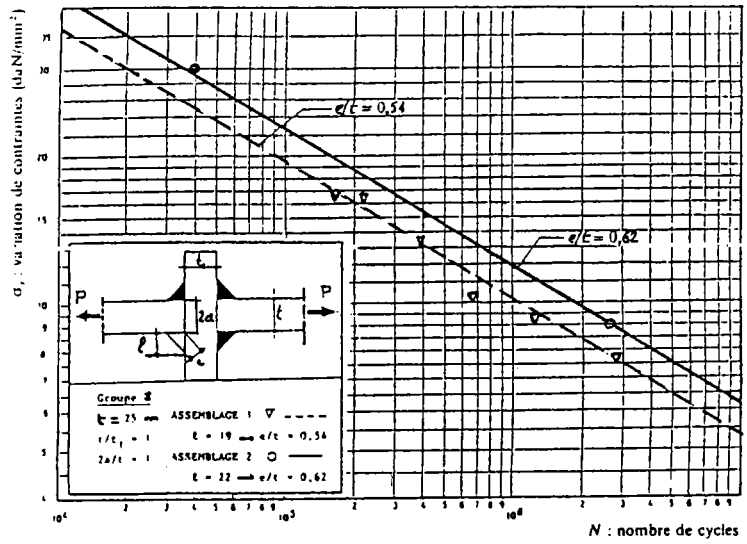



Figure (12a)

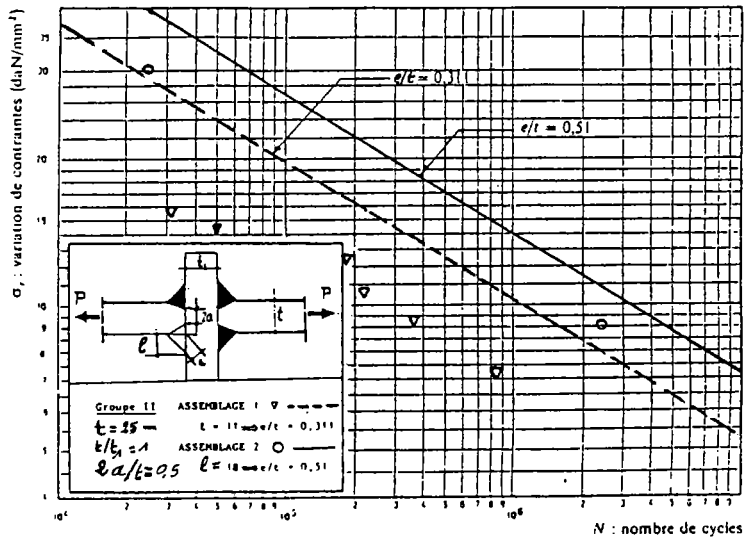



Figure (12b)

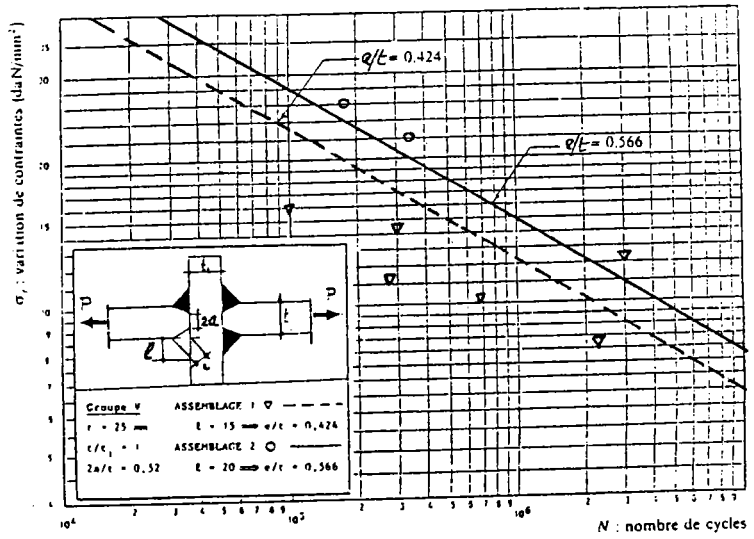



Figure (12e)

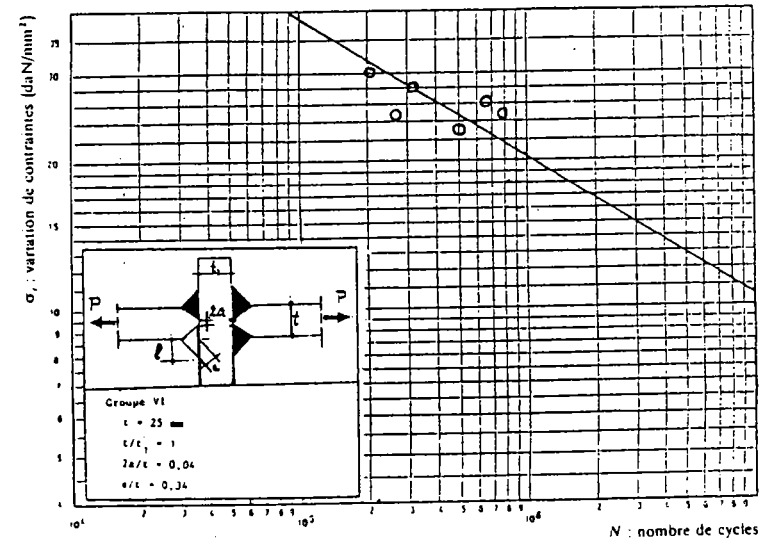



Figure (12f)

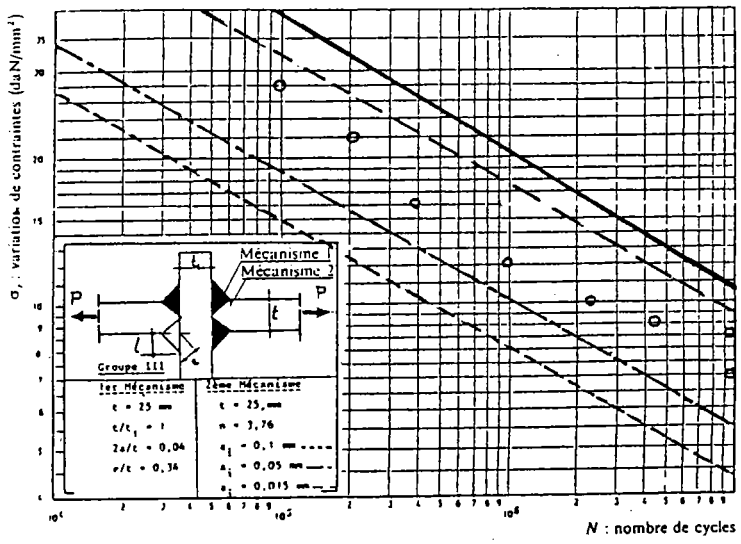



Figure (12c)

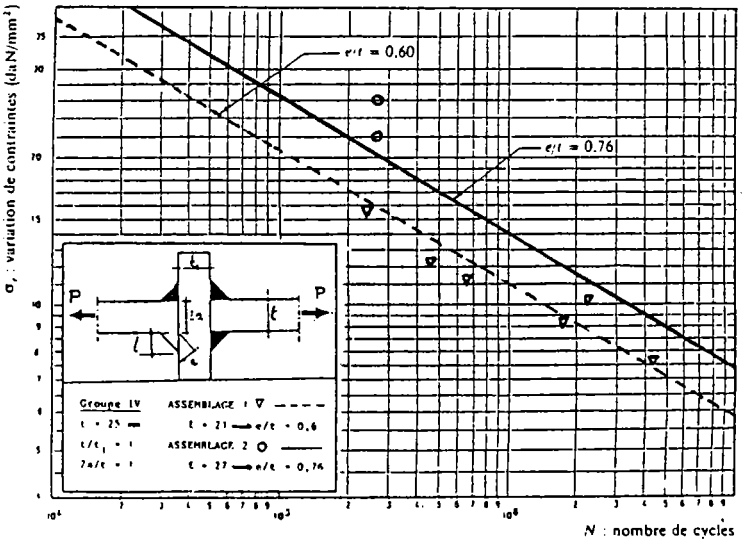
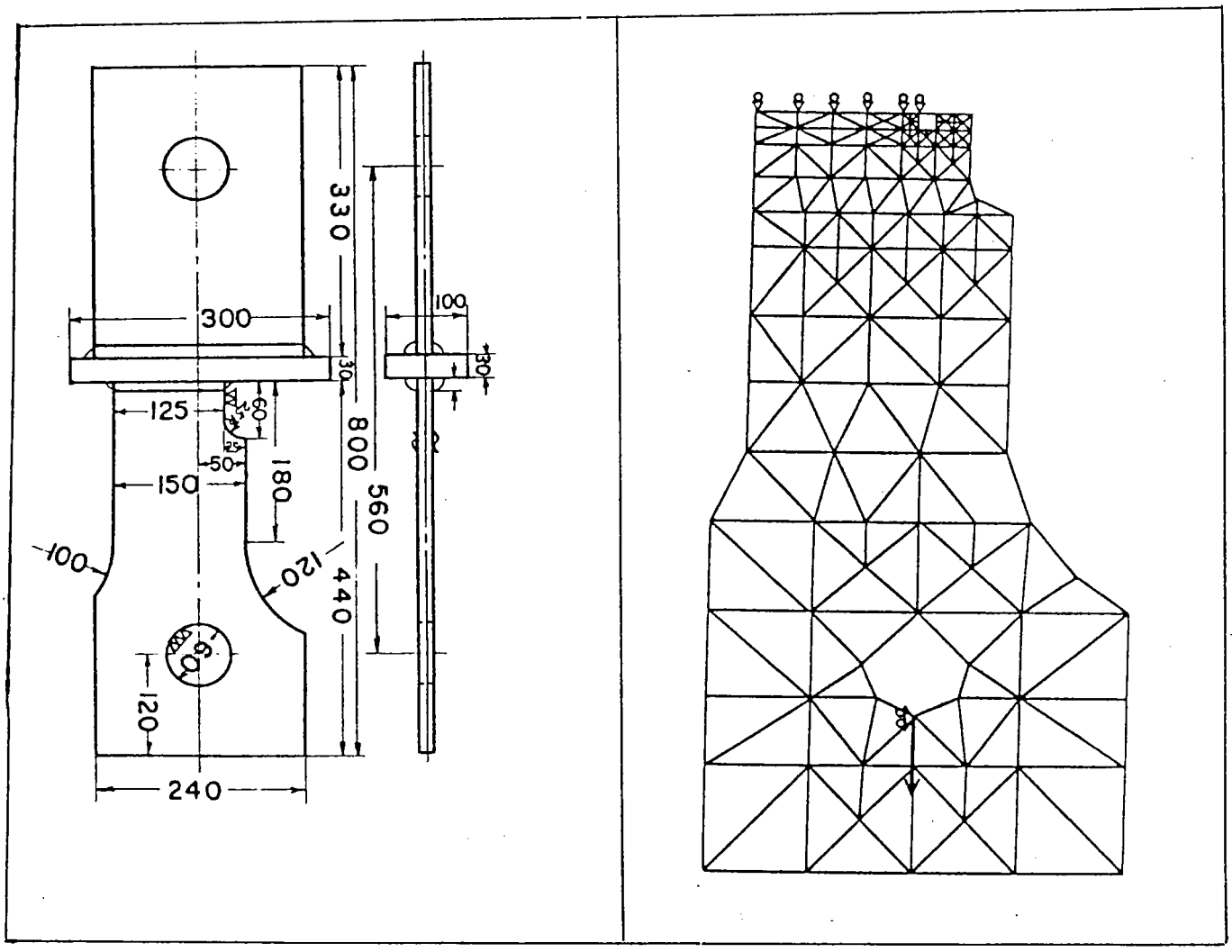
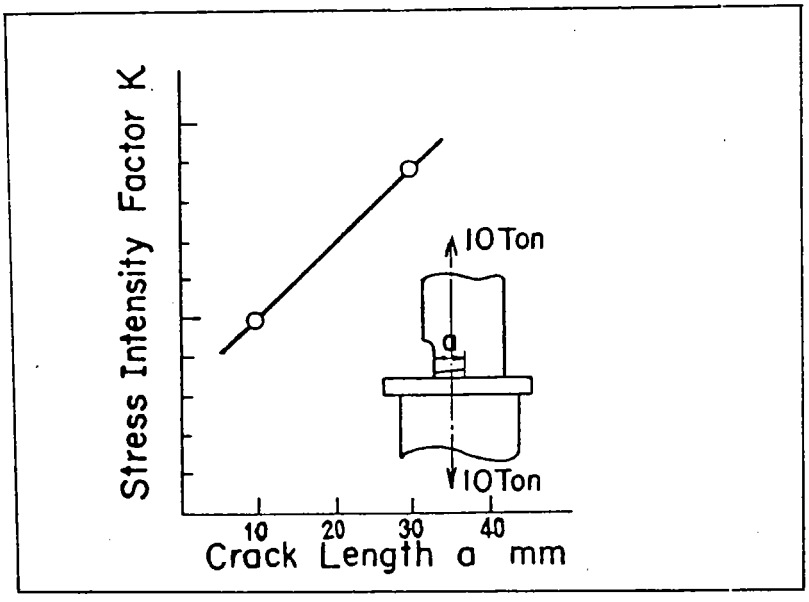



Figure (12d)




a) Géométrie de l'éprouvette

b) Maillage utilisé




c) Facteur d'intensité de contrainte

Figure (13) : Calcul de la fonction K par éléments finis
Selon SHINGAI

| Specimen Code | Weld Leg Length mm | Max. Load $P_{max}$ kg | Max. Plate Stress $\sigma_{max}$ Kg/mm$^2$ | No. of Cycles to Failure Nf Cycles |
|---|---|---|---|---|
| A – 1 | 6.5 mm | 10,000 | 14.0 | $1.53 \times 10^5$ |
| A – 2 | 6.5 〃 | 7,000 | 9.8 | $3.51 \times 10^5$ |
| A – 3 | 6.5 〃 | 14,000 | 19.6 | $1.50 \times 10^4$ |
| B – 1 | 16.0 mm | 13,000 | 18.2 | $6.92 \times 10^5$ |
| B – 2 | 16.0 〃 | 18,000 | 25.2 | $1.72 \times 10^5$ |
| B – 3 | 16.0 〃 | 26,000 | 36.4 | $3.54 \times 10^4$ |

Tableau 2 : Conditions et Résultats d'essais sur joints en croix

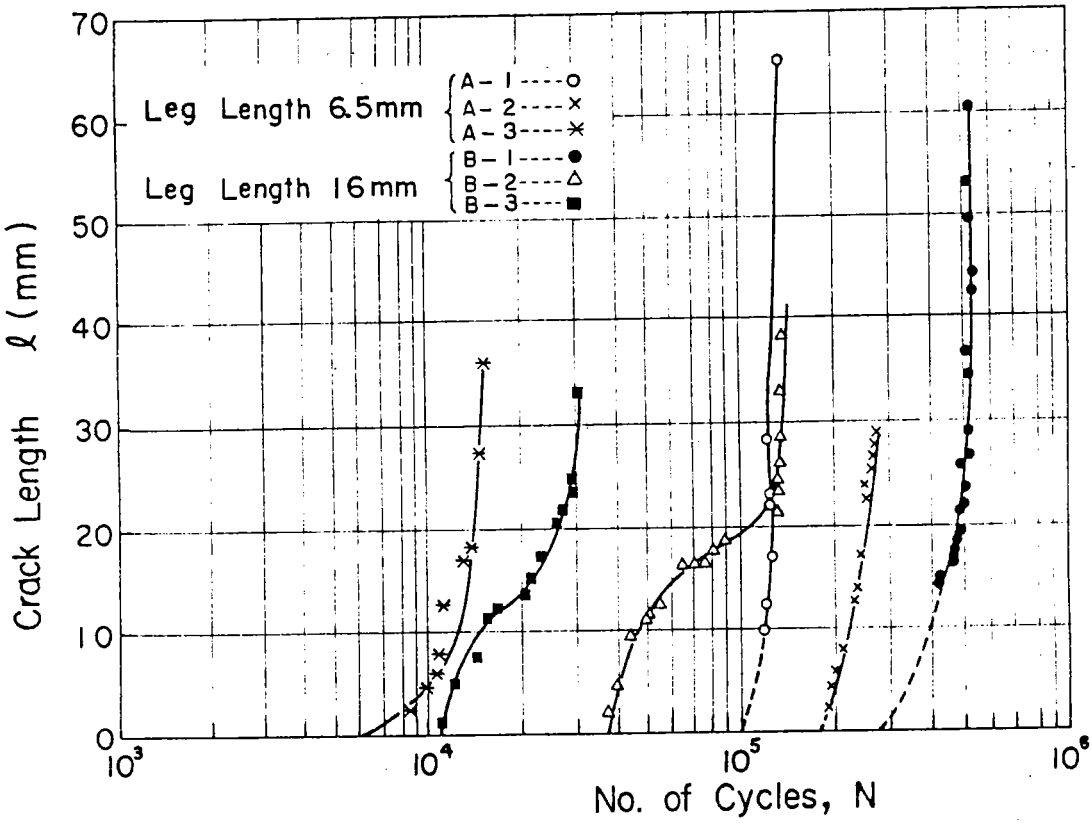



Figure (14) : Durée de vie en fonction de la taille du cordon

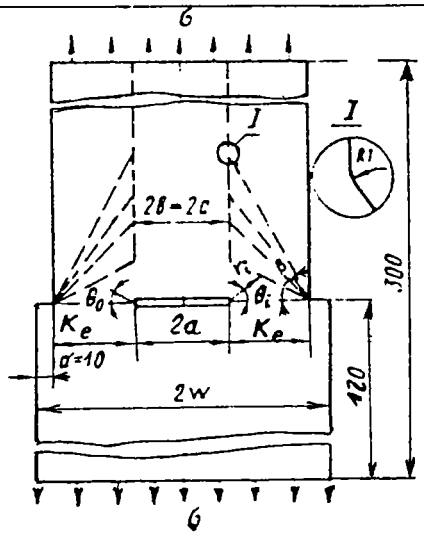



Figure (15) : Joint en T découpé dans une tôle

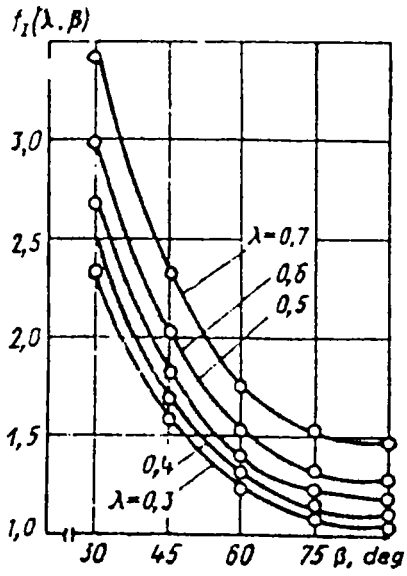



Figure (16) : Evolution de la fonction $f_I(\lambda, \beta)$ en fonction de l'angle $\beta$

$$\lambda = \frac{a}{a + Ke}$$

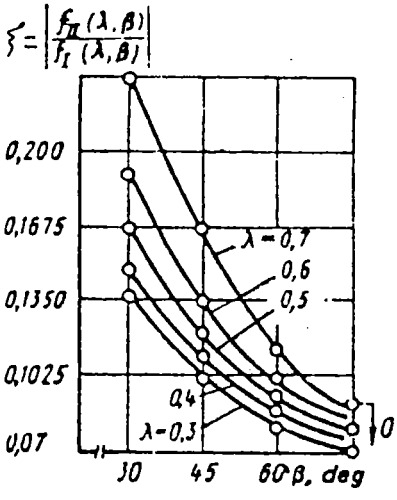
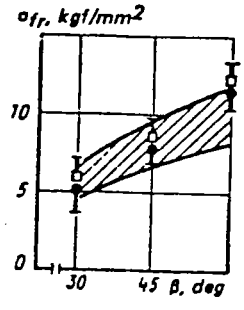
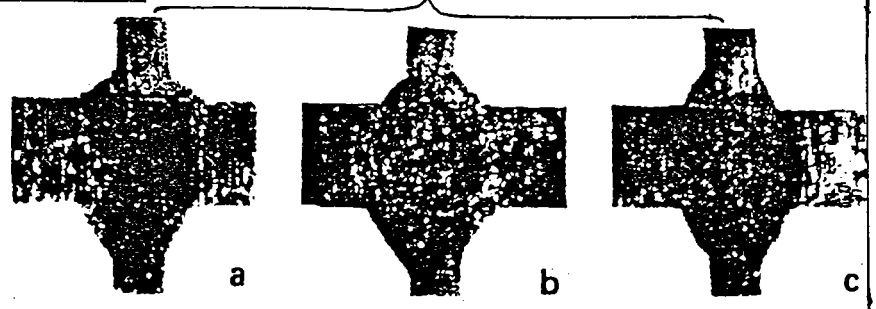



Figure (17) : Evolution de la fonction $\zeta$ avec l'angle $\beta$




| $\lambda = \frac{a}{a+Ke}$ | A (x10⁻⁴) | B | C |
|---|---|---|---|
| 0,3 | 42,57 | 2 | 0,73 |
| 0,4 | 37,94 | 2,04 | 0,72 |
| 0,5 | 55,66 | 2 | 0,76 |
| 0,6 | 0,23 | 2,82 | 0,1 |
| 0,7 | 0,75 | 2,65 | 0,2 |




β = 30° β = 45° β = 60°

Figure (18) : Géométrie des joints en croix

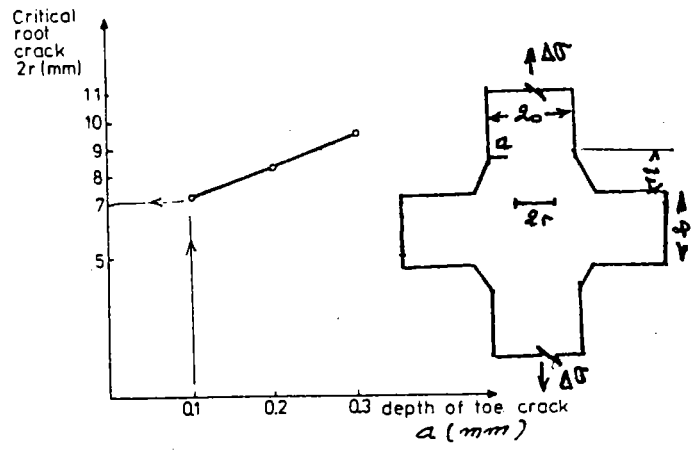



Figure (19) : Relation entre le défaut critique en racine et celui au pied de cordon

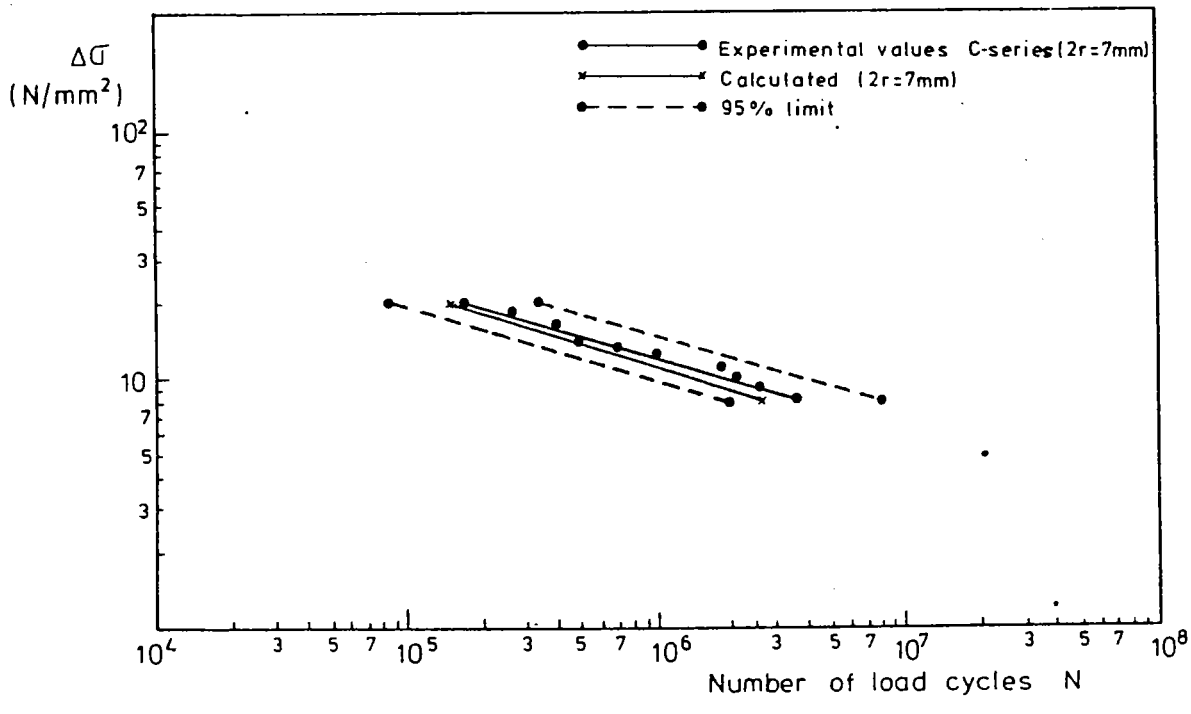



Figure (20) : Comparaison des résultats expérimentaux (15)
Rupture à partir de la racine
($\sigma_o$ moyen $\simeq$ 120 MPa)

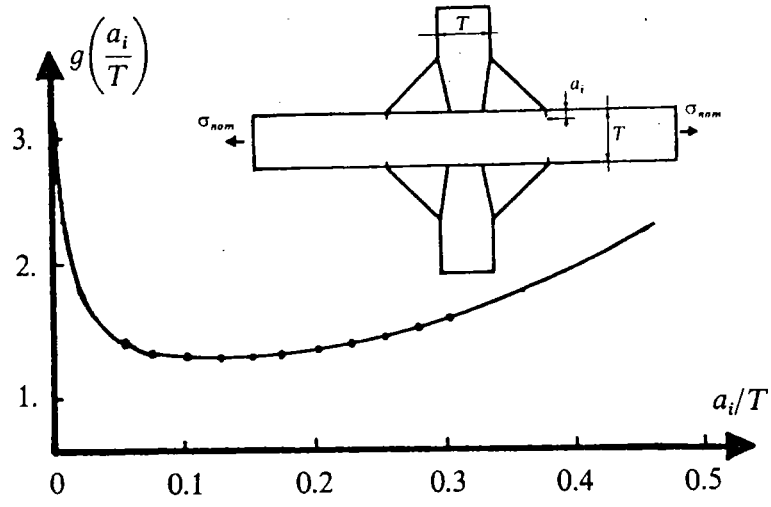



Figure (21) : Evolution de la fonction g $(\frac{ai}{T})$ donnée selon HAYES (20)

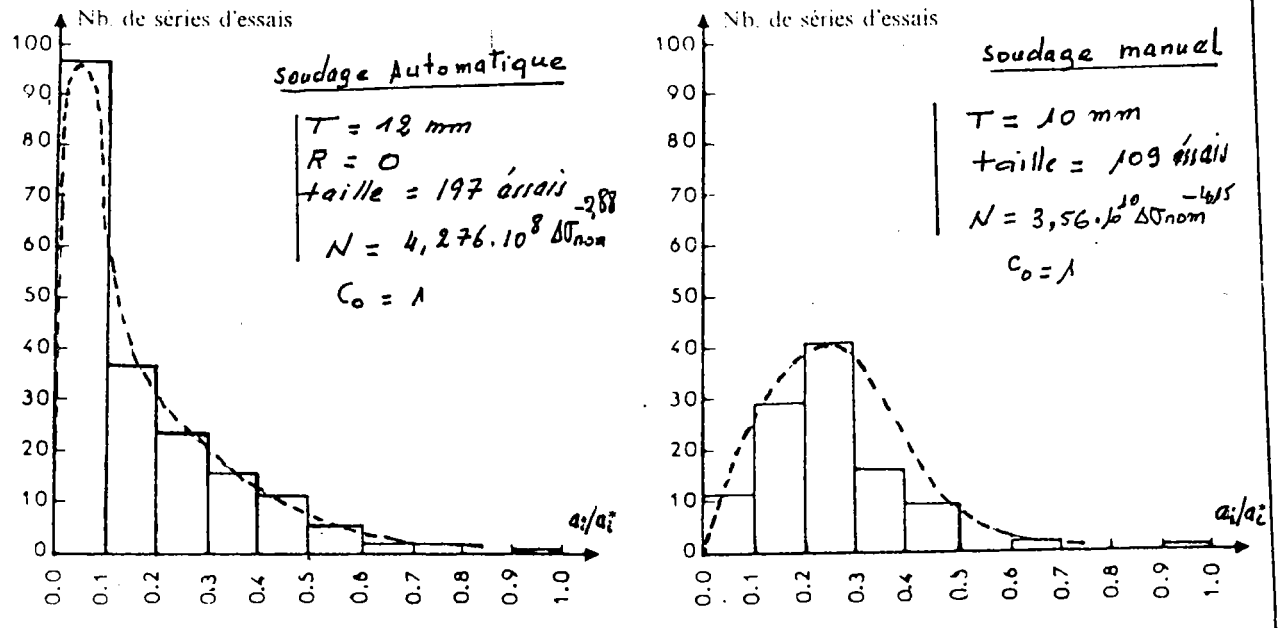



Figure (22) : Distribution du défaut initial pour les deux échantillons étudiés

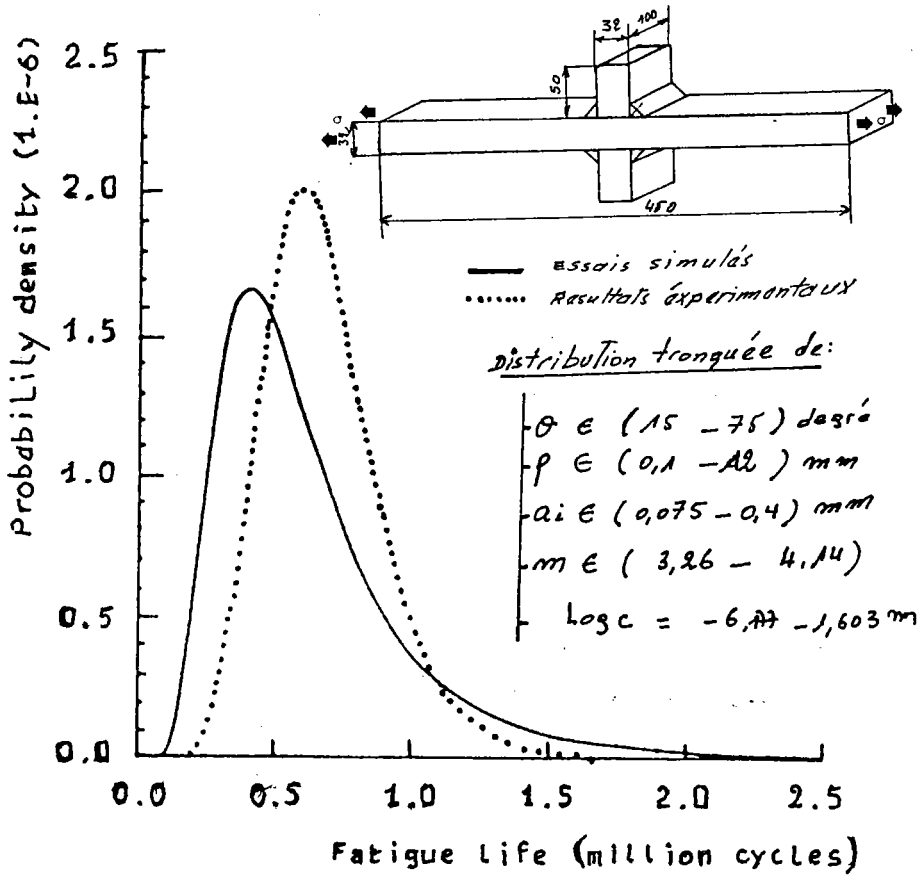
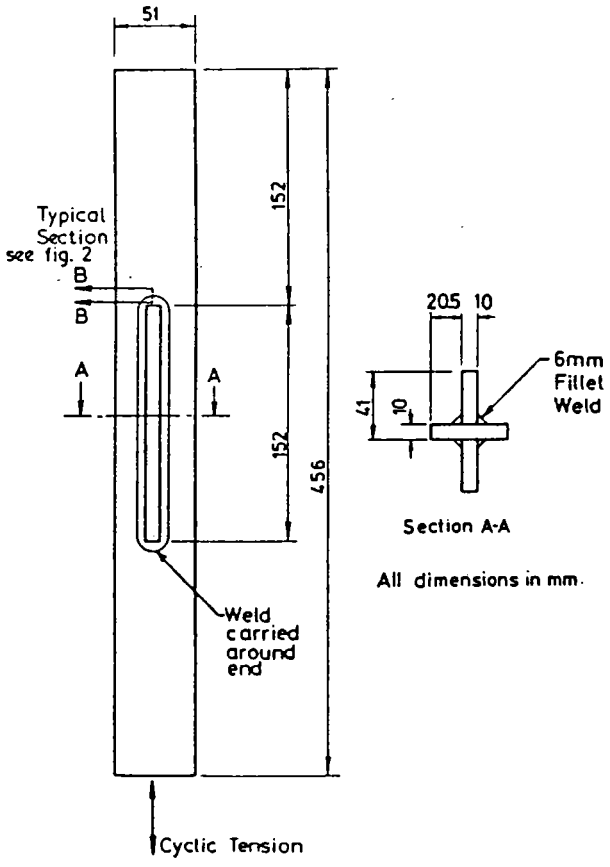
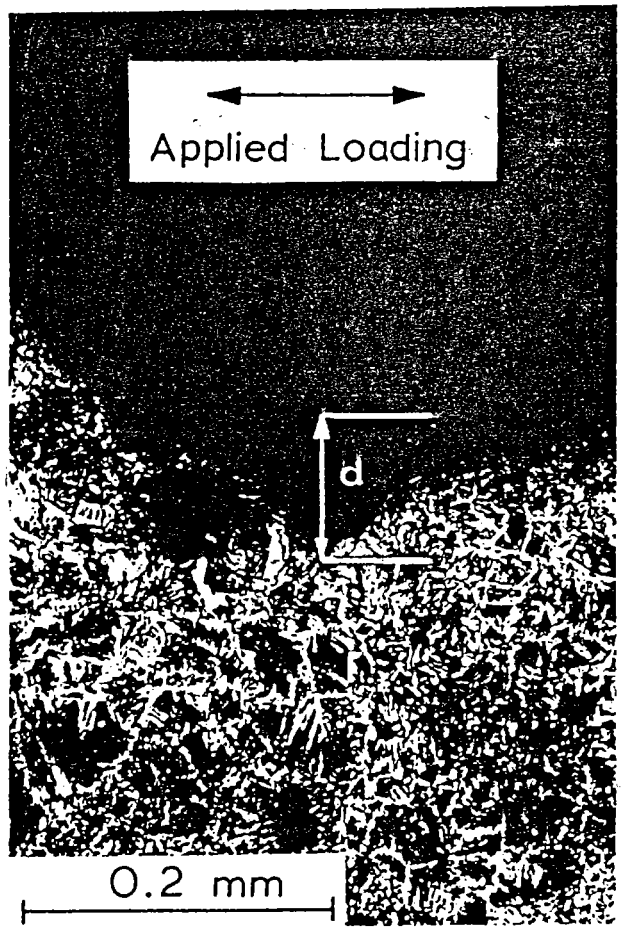



Figure (23) : Calcul statistique de la distribution de la durée de vie

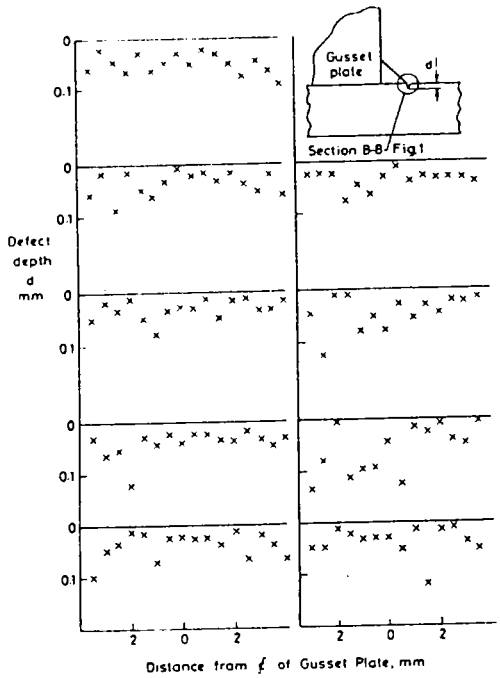



a) Géométrie de l'éprouvette

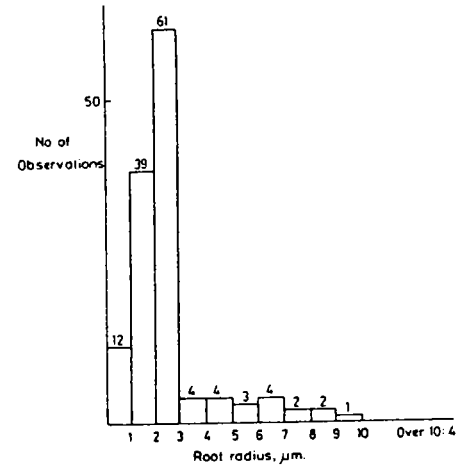



b) Profondeur type "d" au niveau de la section BB

Figure (24)




a) Mesure de la profondeur




B) Mesure du rayon en pointe du défaut

Figure (25) : Distribution de la profondeur du défaut "caniveau"

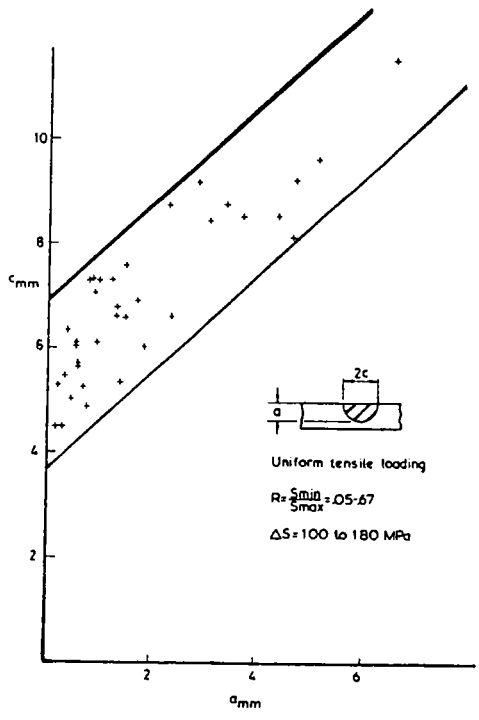



Figure (26) : Evolution du profil du défaut lors de la propagation

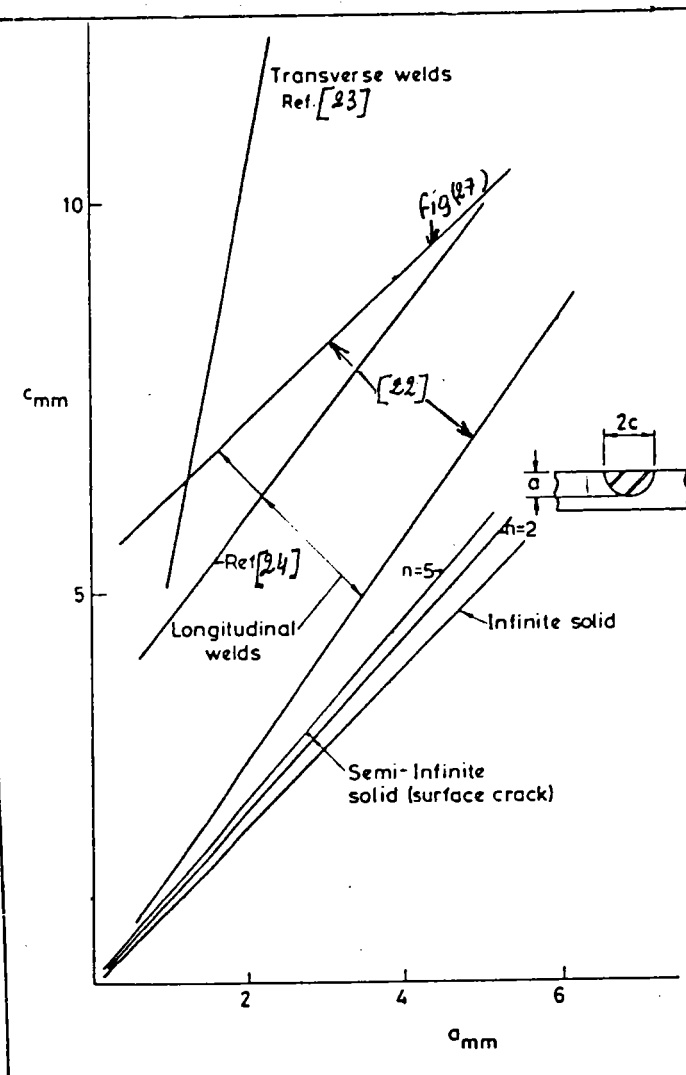



Figure (27) : Comparaison des profils mesurés dans la littérature

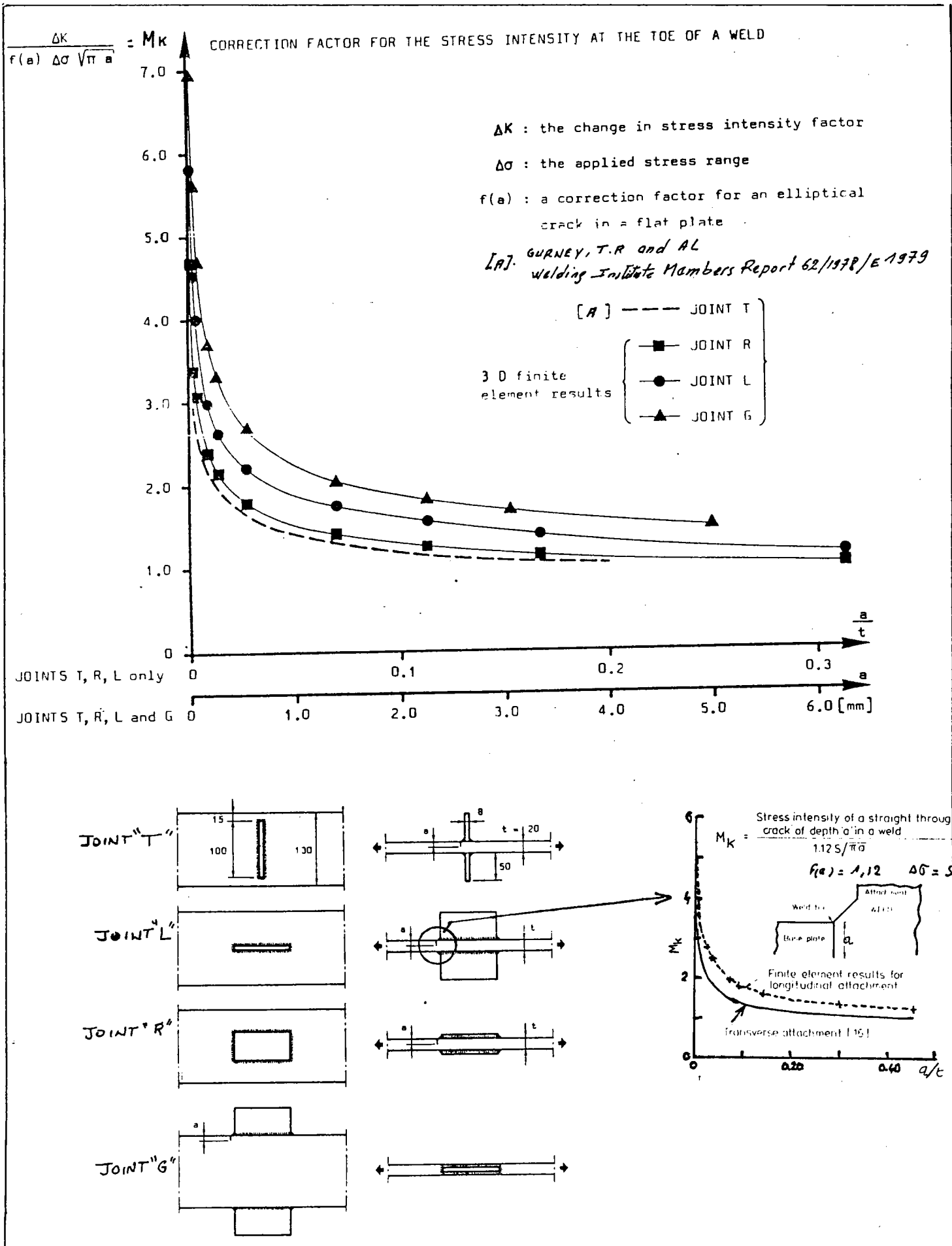



Figure (28) : Evolution du facteur de correction $M_A$ avec la profondeur du défaut au pied de cordon de soudure

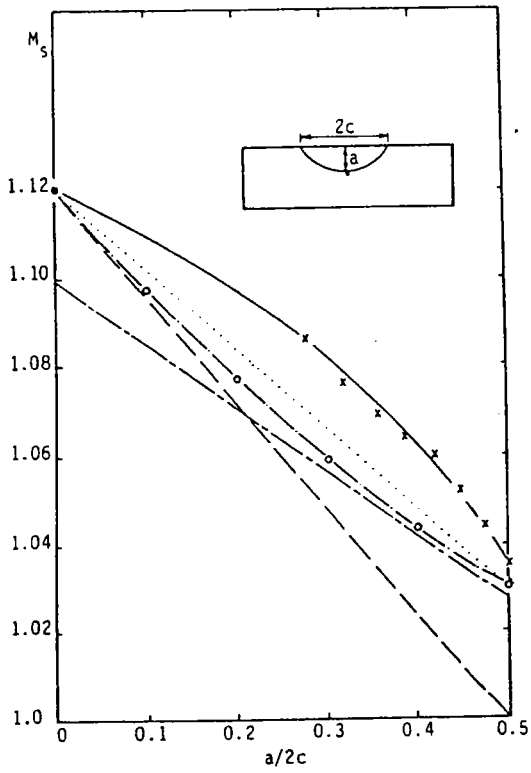



Figure (29) : Différentes valeurs de $M_S$, selon :

— x — SMITH and ALARVI [1] and THRESHER [2]

..... Equation (13) [3]

— - — KOBAYASHI and MOSS [4]

— — PARIS and SIH [5]

— - — SMITH [6]

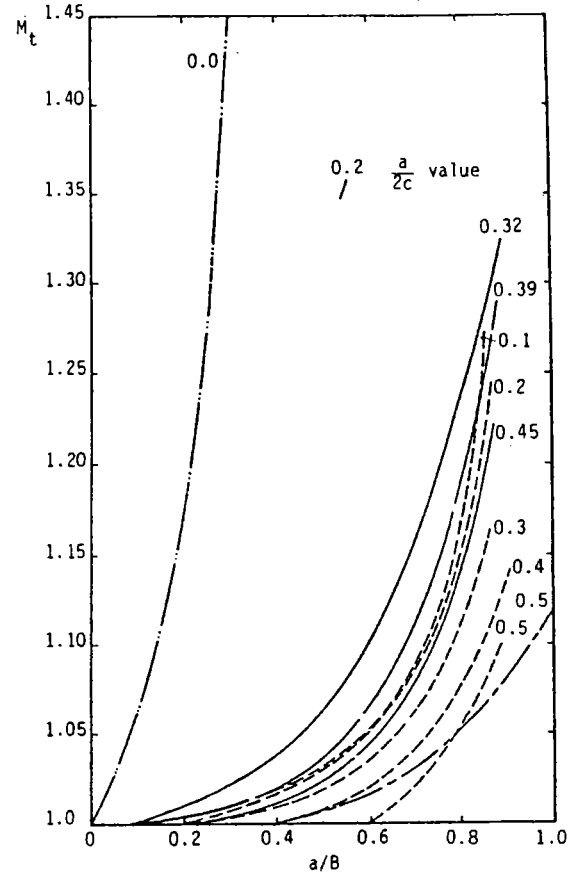



Figure (30) : — GROSS [7]

——— THRESHER [2]

---------- KOBAYASHI [4]

— -- — SMITH [6]

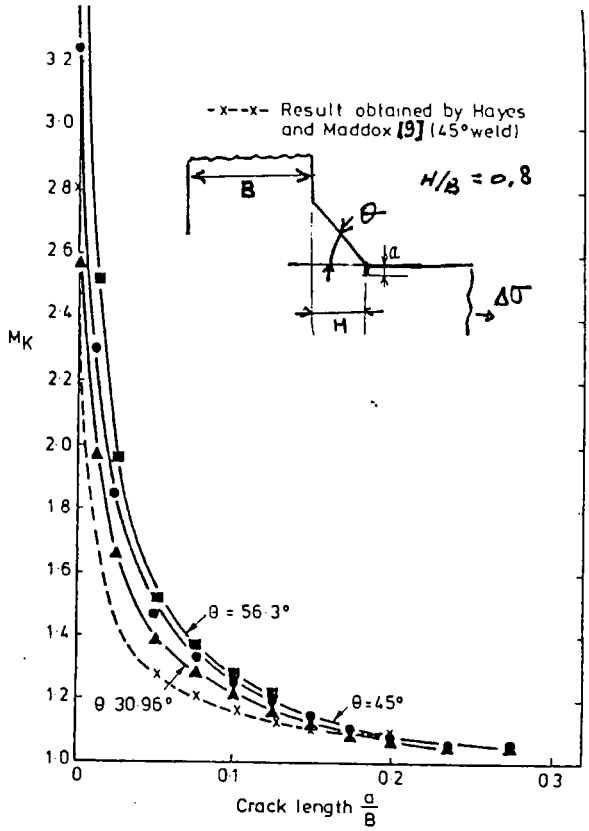



Figure (31) : Variation du coefficient $M_K$ pour différentes valeurs de l'angle θ


[3] S.J. MADDOX - "An analysis of fatigue crack in fillet welded joints". Int. J. Fract., 11 (2), 1975, p. 221.

[1] F.W. SMITH and M.J. ALAVI - Stress intensity factors for part circular surface flaws - Procs. 1st Int. Pressure Vessel Conference, Delft, October 1969.

[2] R.W. THRESHER - A surface crack in a finite solid - Ph.D. Thesis, Colorado State University, August 1970. Published in J. Appl. Mechs. Trans. ASME. Mars 1972, 195.

[4] H.S. KOBAYASHI, M. ZIV and L.R. HALL - Approximate stress intensity factors for an embedded elliptical crack near two parallel free surfaces - Int. Jour. Fracture Mechs. 1(2) (1965), 81.

[5] P.C. PARIS and G.C. SIH - Stress analysis of crack, Fracture toughness testing and its applications - ASTM STP, 381 (1965) 30.

[6] F.W. SMITH - Stress intensity factors for a semi-elliptical surface flaws structural development research - Memo N° 17, the Boeing Company (1966).

[7] B. GROSS, J.E. SRAWLEY and W.F. BROWN - Stress intensity factors for single-edge-notch tension specimen by boundary collocation of a stress fonction. NASA. Tech. Note D. 2395, August 1964.

[8] T.R. GURNEY - "Finite element analysis of some joints with the welds transverse to the direction of stress" - Weld. Res. Int. Vol. 6, 1976, N° 4, pp 40-72.

[9]. Hayes, D.J and Maddox, S.J. "the stress intensity factor of crack at the toe of a fillet welds" W.I. Research Bulletin, 13, (1) - 1972.

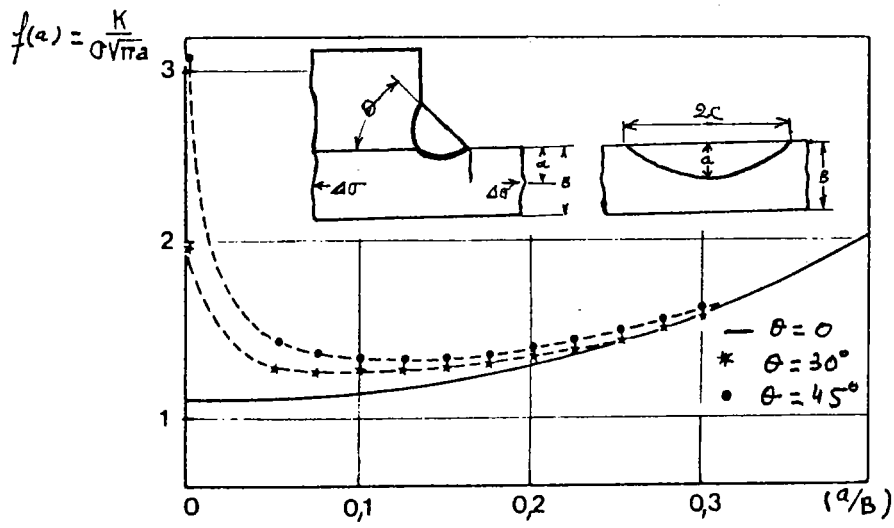



Figure (32) : Evolution de la fonction f(a) avec l'avancement de la fissure

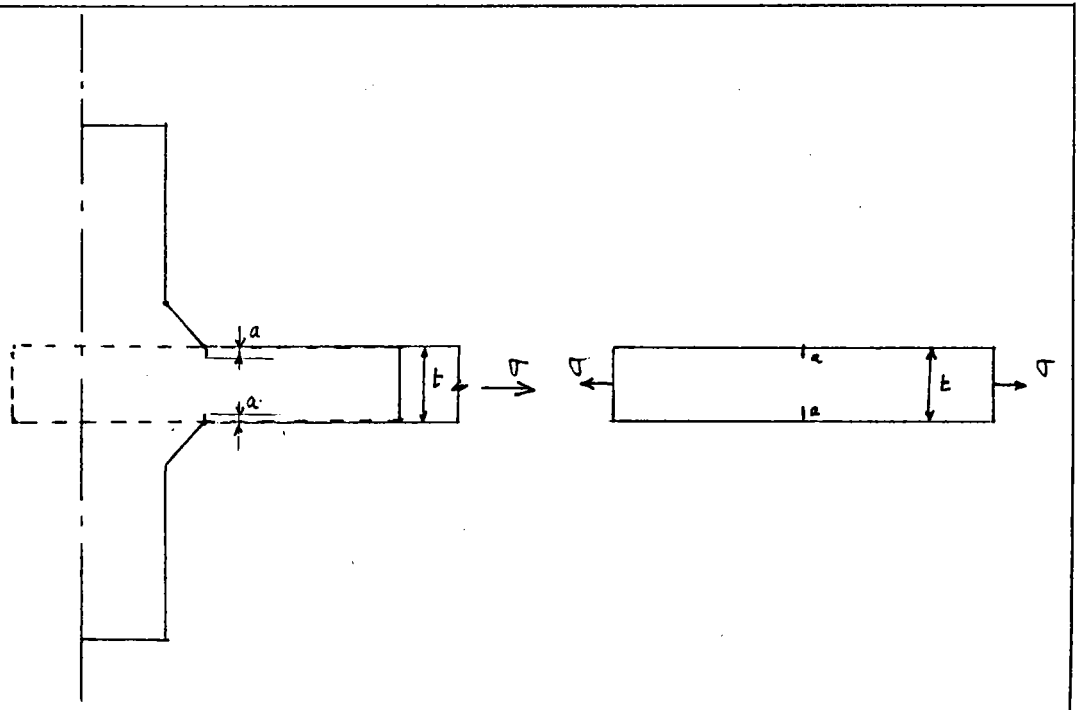
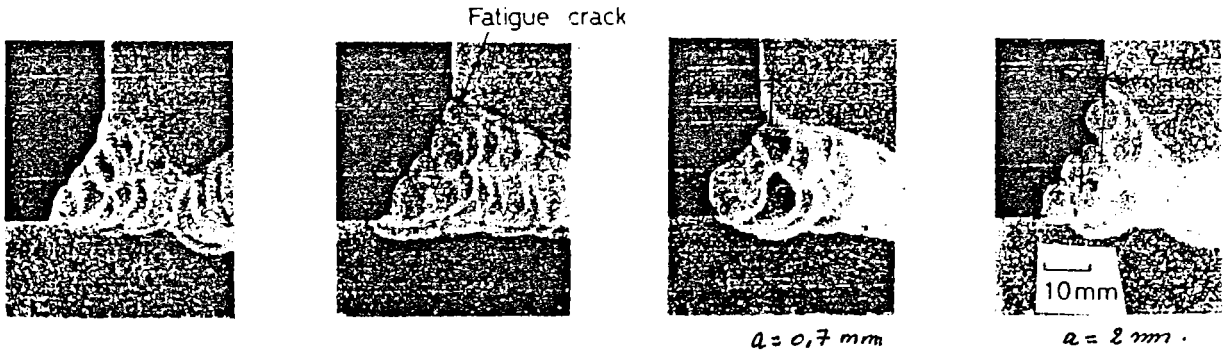



Figure (33) : Joint en croix et éprouvette équivalente selon RECHO




Configuration structurale rencontrée dans les joints soudés

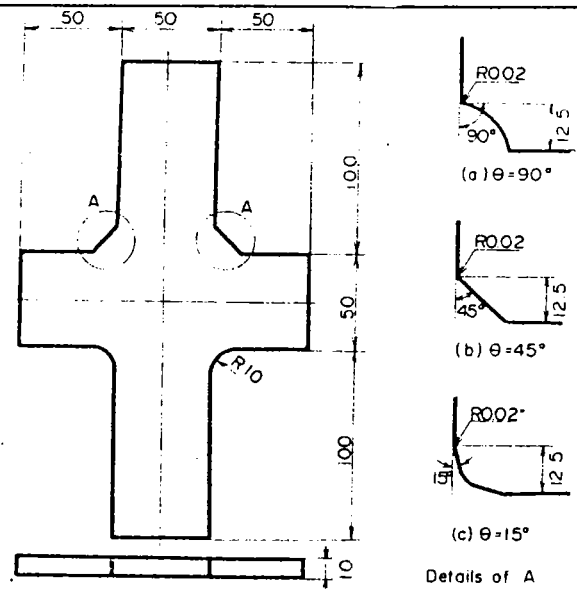



Figure (34) : Détail de l'éprouvette de simulation en métal de base (Acier doux JIS SM 41)

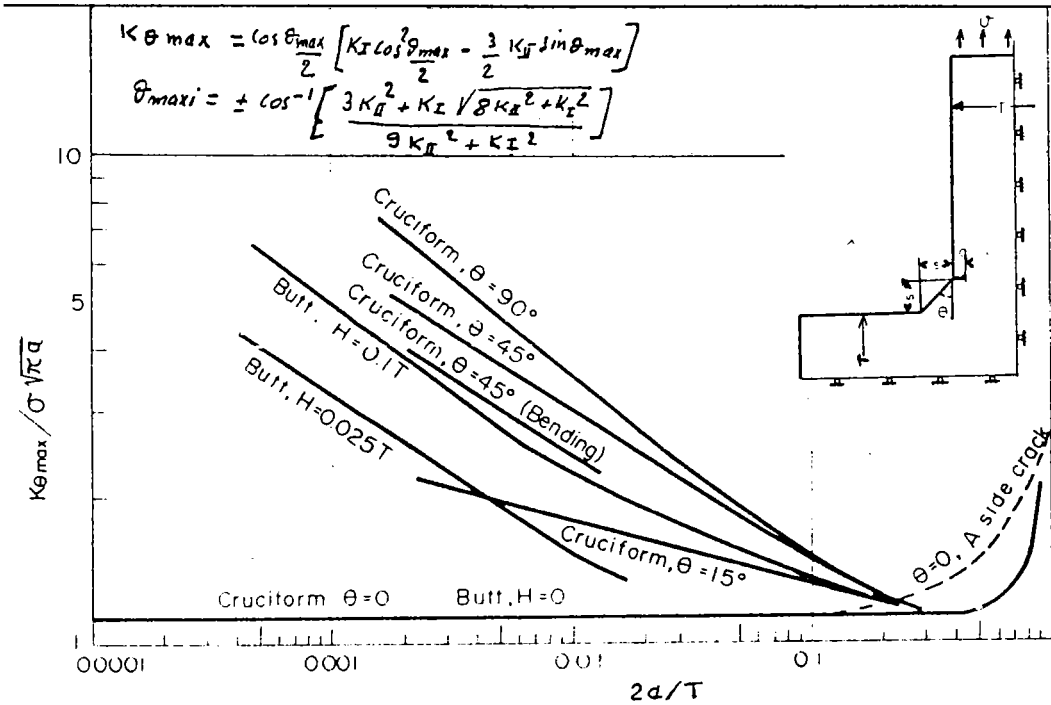



Figure (35) : Variation du FIC avec la profondeur du défaut au pied de cordon

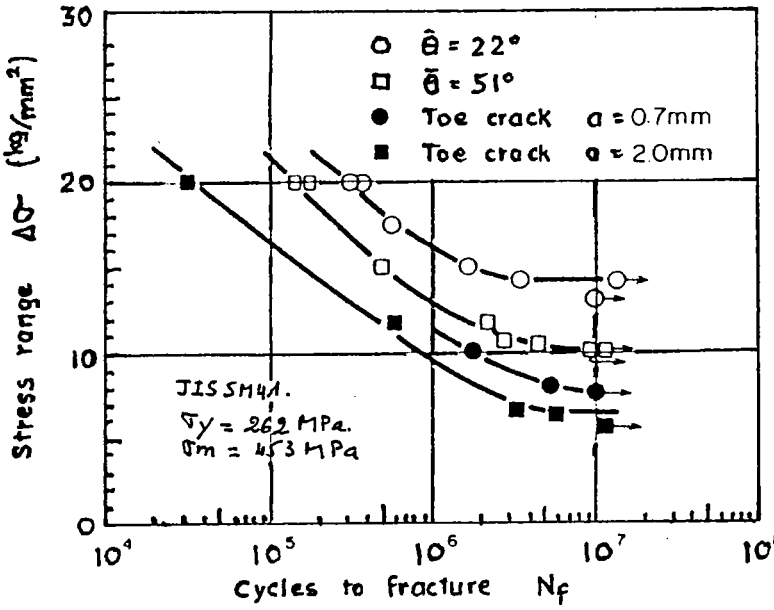



Figure (36) : Résistance à la fatigue des joints soudés en tension pulsée

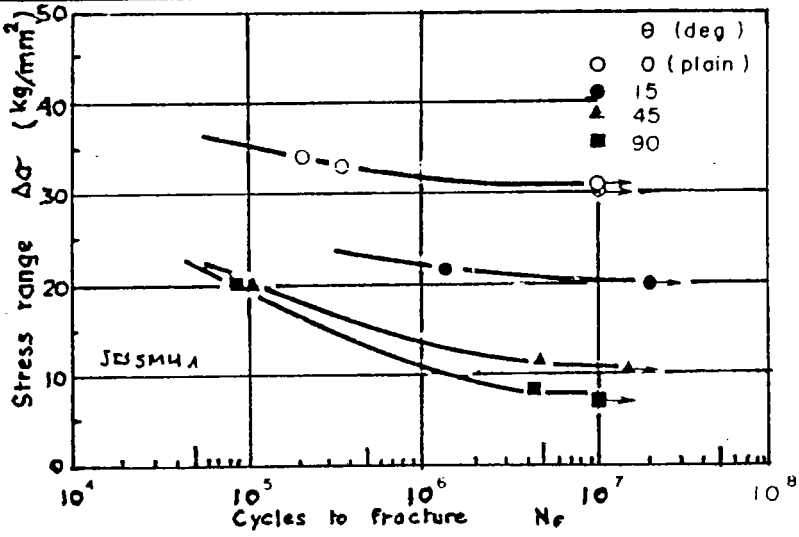



Figure (37) : Résistance à la fatigue des éprouvettes en métal de base

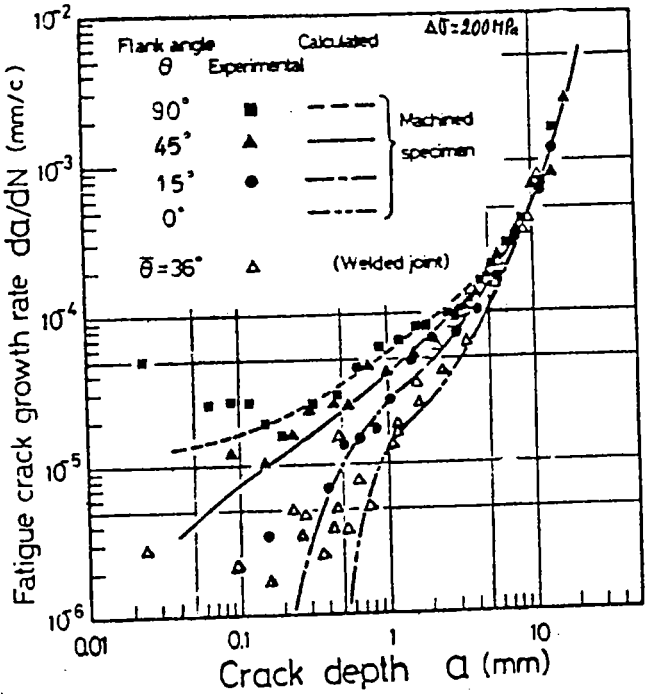



Figure (38) : Comparaison des vitesses de fissuration calculées et expérimentales

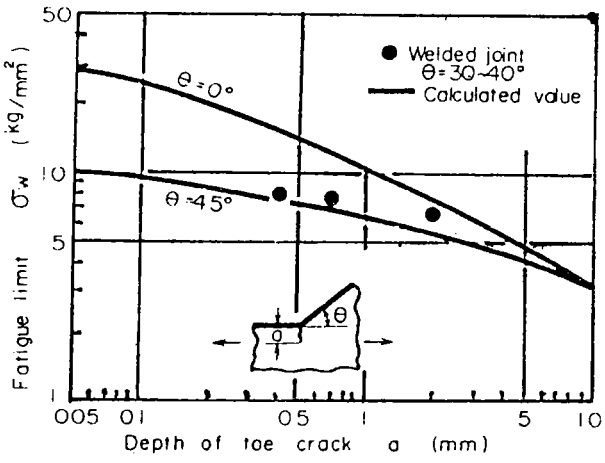



Figure (39) : Variation de la limite d'endurance en fonction de la profondeur du défaut

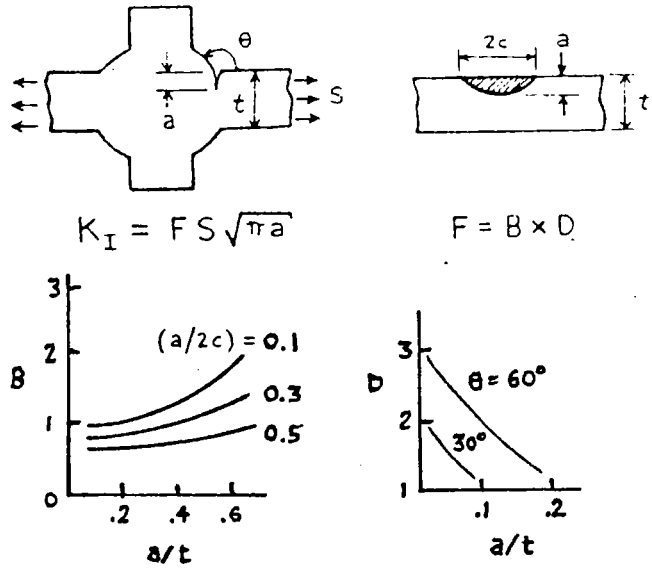



Figure (40) : Facteur d'intensité de contrainte au pied d'un joint cruciform selon EL HADDAD (34)

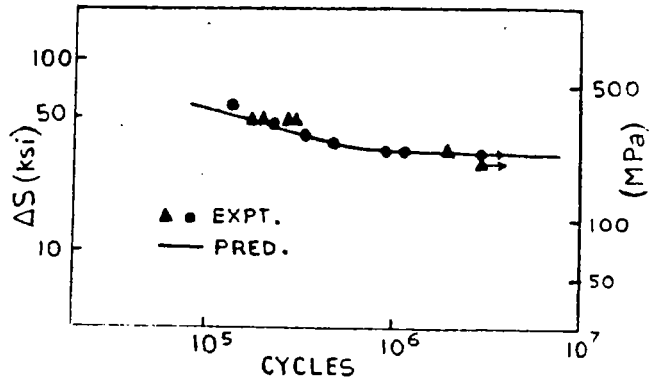



Figure (41) : Comparais on de la durée de vie expérimentale et calculee selon EL HADDAD

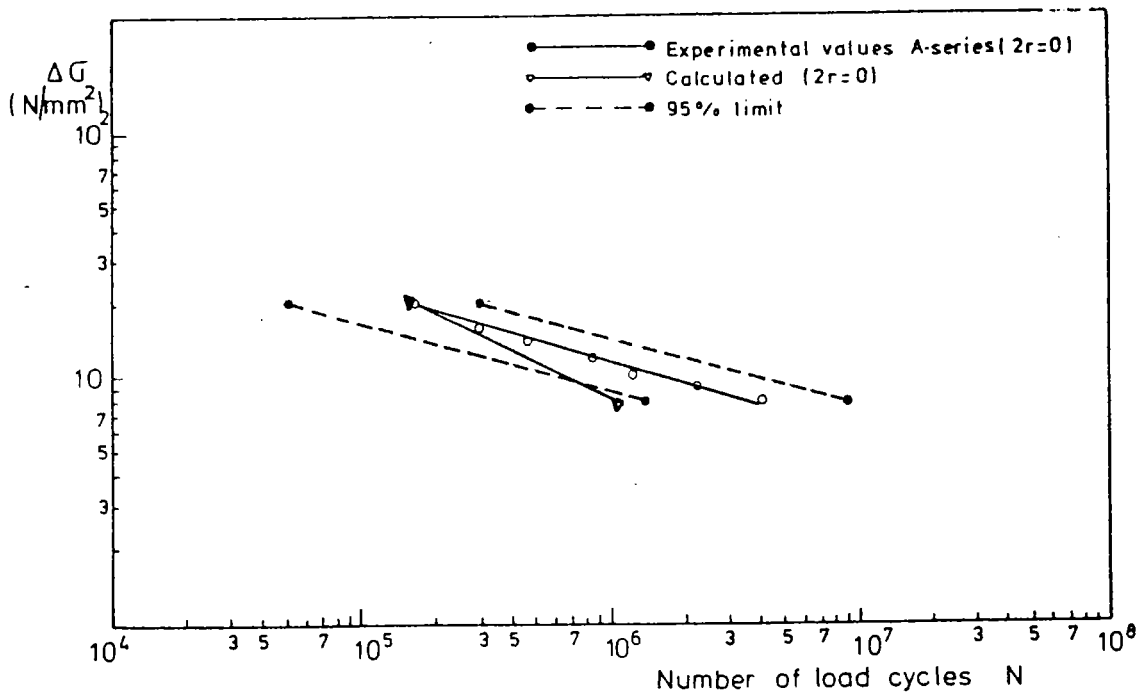



Figure (42) : Rupture au pied de cordon selon AAMODT (14)
les résultats expérimentaux sont donnés sur joints en croix selon BOKALRUD (15)

| métal fondu | $\sigma_y$ à 0,2% MPa | $R_m$ MPa | AL % |
|---|---|---|---|
| E 4818 | 429<br>433 | 512<br>525 | 30<br>30 |
| E 4127 | 387<br>393 | 462<br>393 | 30<br>28 |

Tableau 3 : Caractéristiques du métal fondu

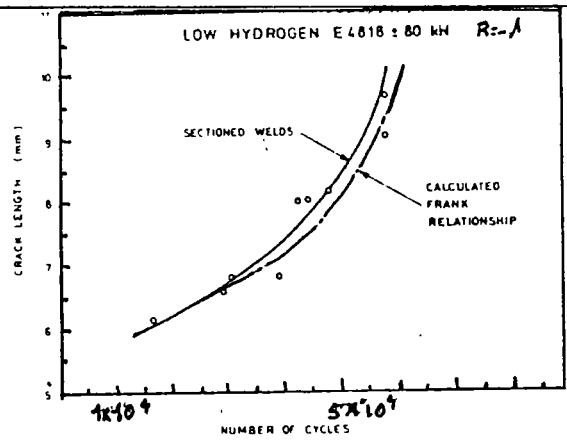



Figure (43 a)

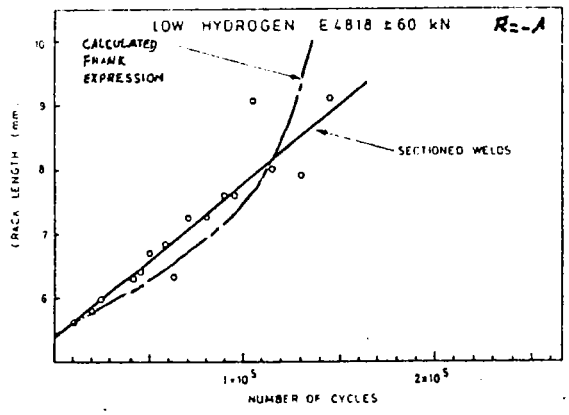



Figure (43 b)

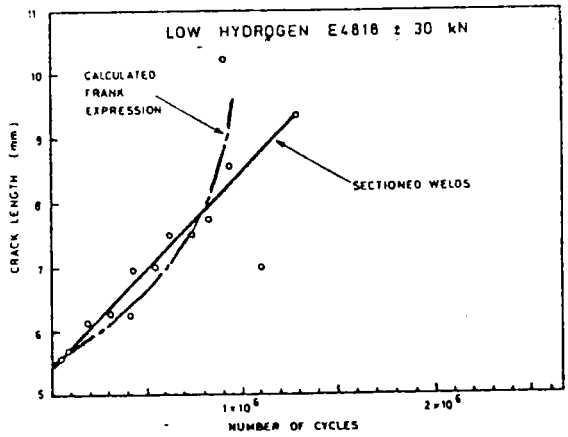
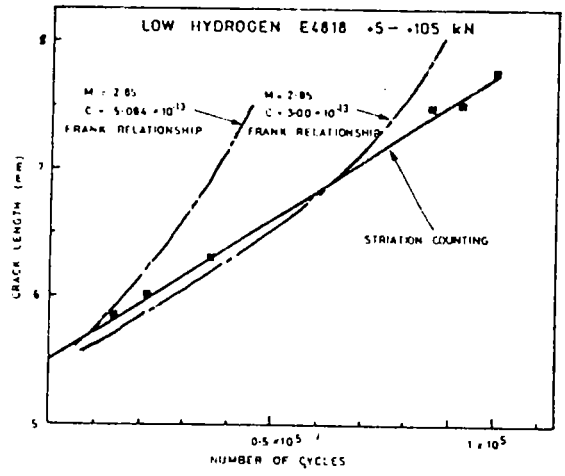
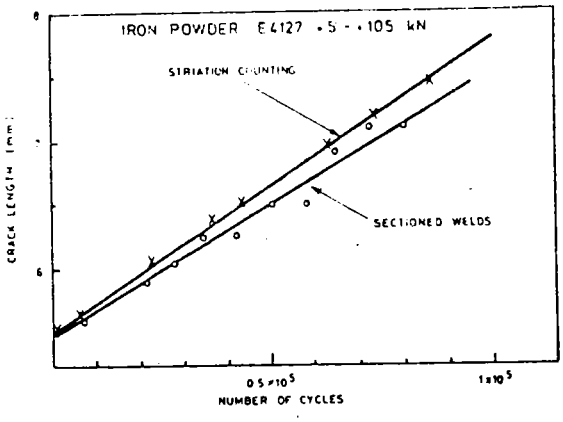



Figure (43 c)

Figure (43) : Comparaison des résultats expérimentaux avec la prédiction de FRANK pour différents niveaux de contraintes




(44 a)




(44 b)

Figure (44) : Comparaison des résultats d'essais avec la prédiction de FRANK

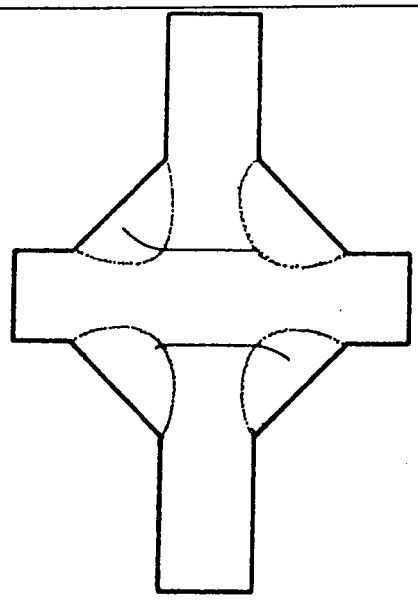


Figure (45) : Type de fissuration dans le joint soudé utilisé par FORD .

| AUTEURS | Relations entre C et m. | Valeurs données aux constantes A et B. |
|---|---|---|
| GURNEY | $C = A/B^m$ | $A = 1{,}315 \cdot 10^{-4}$<br>$B = 895$ |
| KITAGAWA | $C = A/B^m$ | $A = 5{,}7 \cdot 10^{-5}$<br>$B = 540{,}1$ |
| YOKOBORI | $m = a\,\mathrm{Ln}\,C + b$ | $a = -0{,}314$<br>$b = -2{,}928$ |
| OSTEERGAARD | $\widehat{\mathrm{Log}\,C} = b_o + b_1\,\mathrm{Log}\,m$ | $b_o = -5{,}7792$<br>$b_1 = -4{,}615$ |
| KANAZAWA | $C = A/B^m$ | $A = 5{,}53 \cdot 10^{-5}$<br>$B = 592$ |
| MATSUMOTO | $C = A/B^m$ | $A = 3{,}5 \cdot 10^{-4}$<br>$B = 119$ |

Tableau 4 : Différentes relations entre m et C.


- T.R. Gurney - "An analysis of some fatigue crack propagation data for steels subjected to pulsating tension loading". Weld. Res. Int. Vol. 9, 1979. N° 4, pp. 45-59
- H. KITAGAWA, and M. MISUMI - Proceeding ICM 1, Vol. 2 (1972) p. 225.
- T. YOKOBORI, I. KAWADA et H. HATA - Proceeding Inst. Strength and Fracture of materials, Tohuku Univ., Sendai (Japan), 9, 35, 1973.
- D.F. OSTERGAARD and B.M. HILLBERRY - Characterization of the variability in Fatigue crack Propagation Data. Probabilistic Fracture Mechanics and Fatigue Methods. Application for structural Design and maintenance. ASTM. STP. 798. 1983, pp. 97-115
- T. KANAZAWA, H. ITAGAKI, S. MACHIDA, T. MIYATA - "Outline of (JWES) Standard for fracture, and some cases studied"- IIW Colloquium on practical application of fracture mechanics , Bratislava. Juillet 1979, p. 274-285.

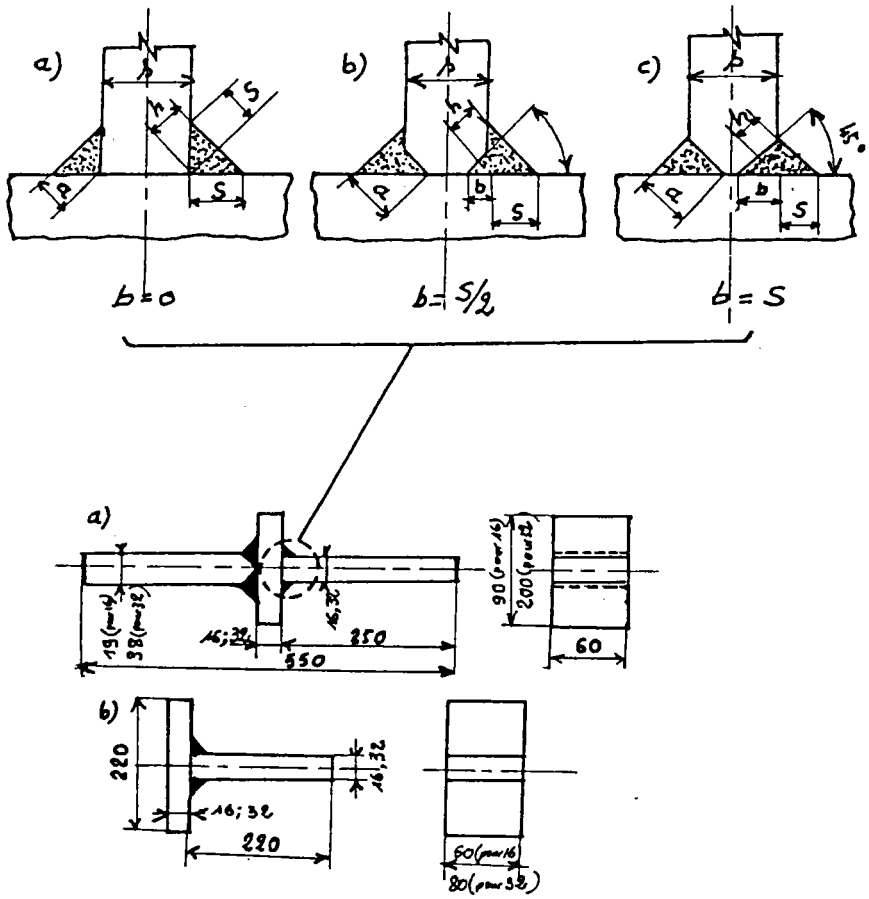
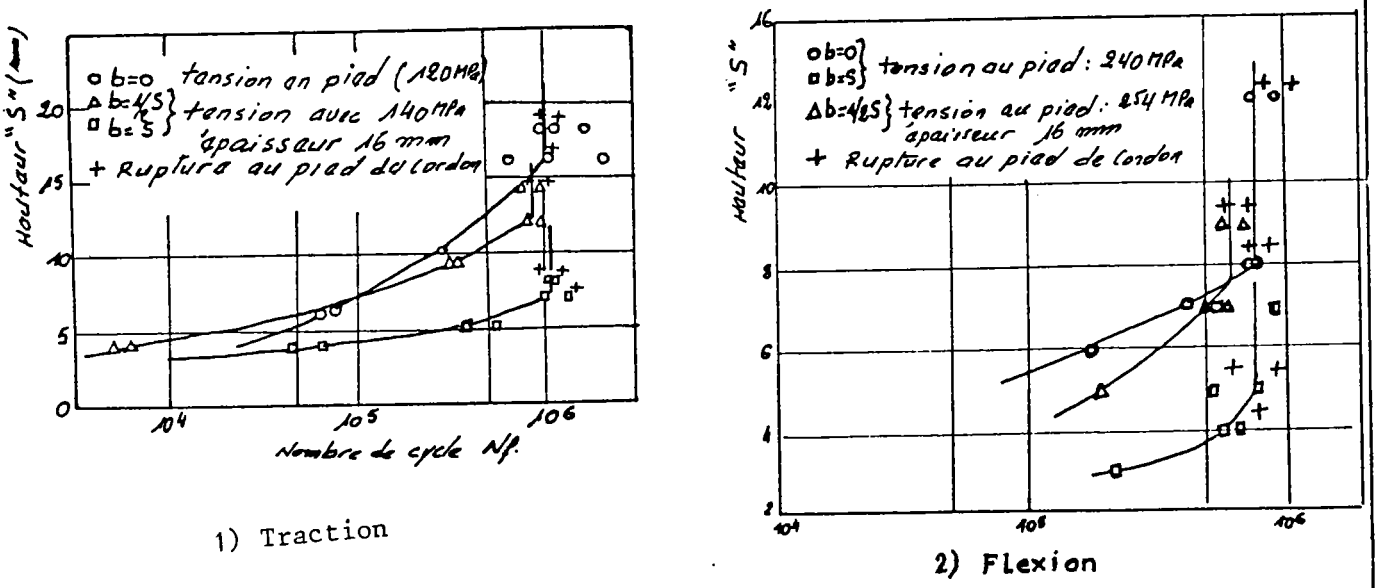



Figure (46) : Eprouvettes utilisées

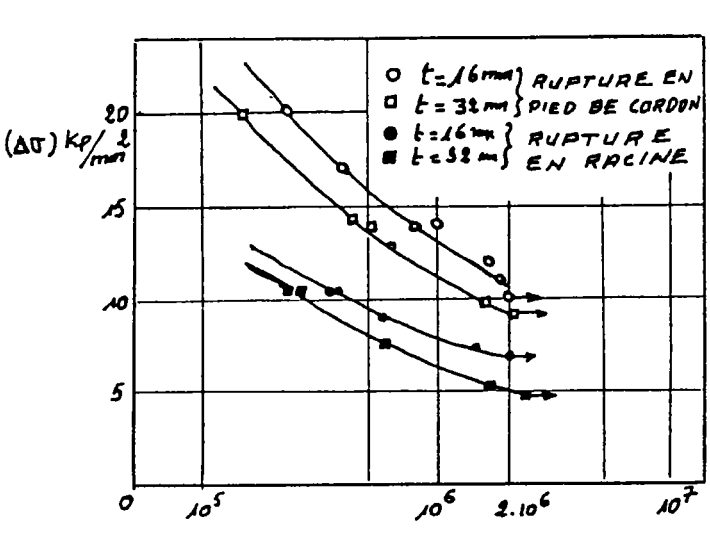
a) joint en croix b) joint en T



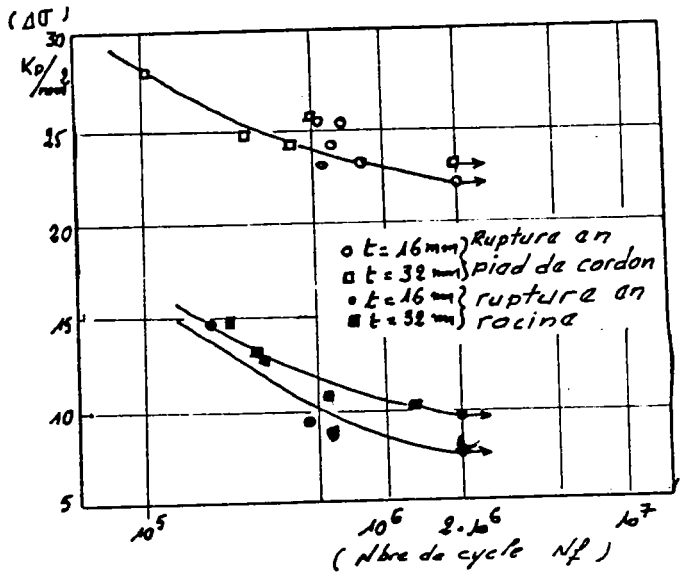

1) Traction

2) Flexion

Figure (47 a) : Variation de la durée de vie avec l'accroissement de la hauteur S de la soudure

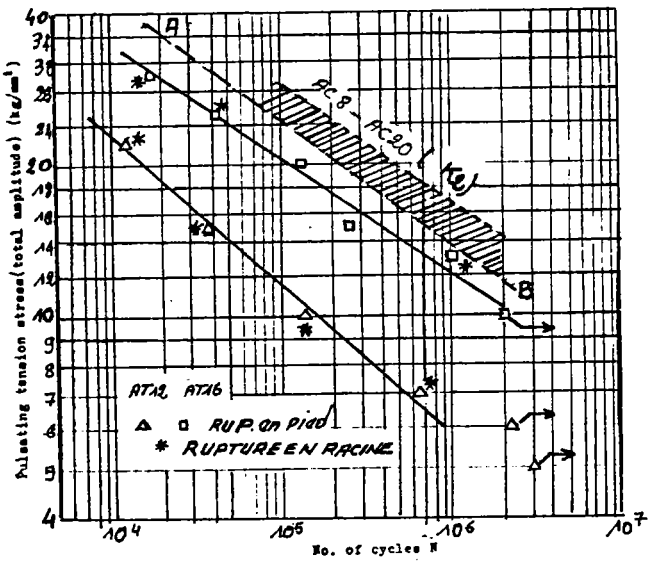



1) Traction




2) Flexion

Figure (47 b) : Coube de résistance à la fatigue pour une pénétration b = S/2



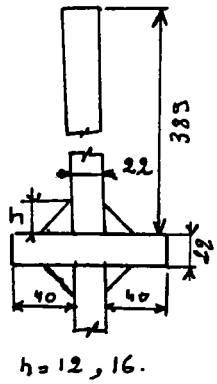




Figure (48 a) : Courbe de résistance (S-N) pour 2 hauteurs de cordon différentes

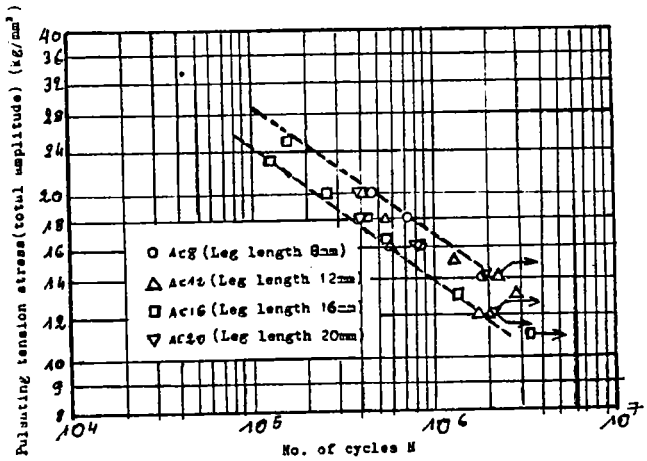
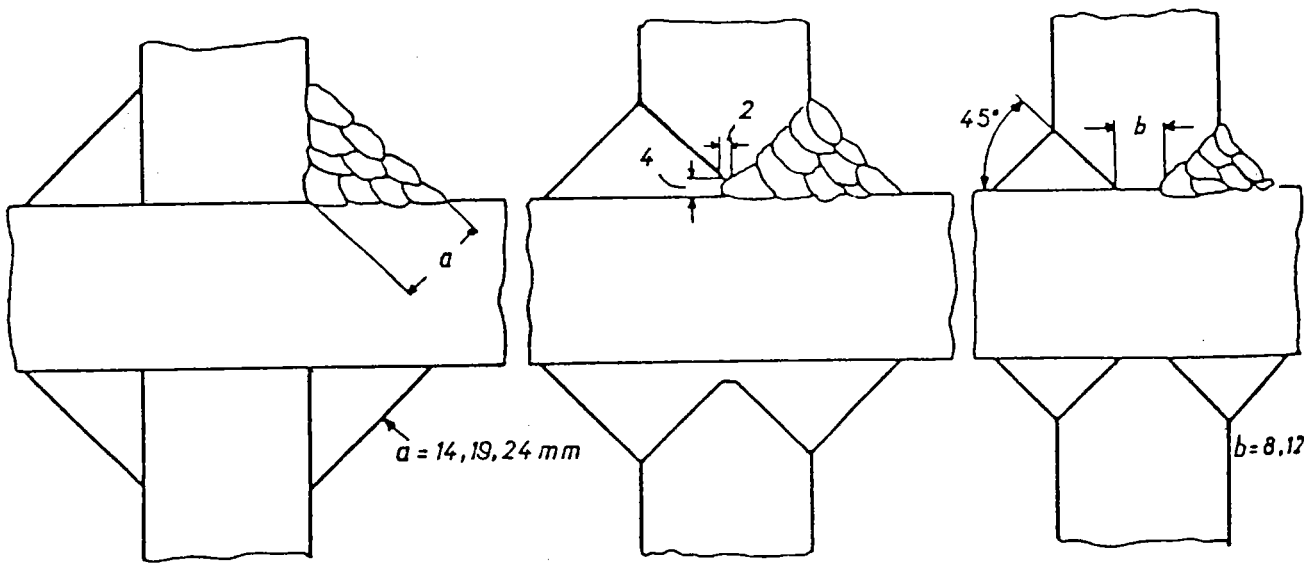



Figure (48 b) : Courbe relative à la rupture de joints en croix K2




*I* : joint d'angle *II* : joint interpénétré *III* : joint avec manque de pénétratio

Figure (49) : Différents types de joints utilisés par LEIDE

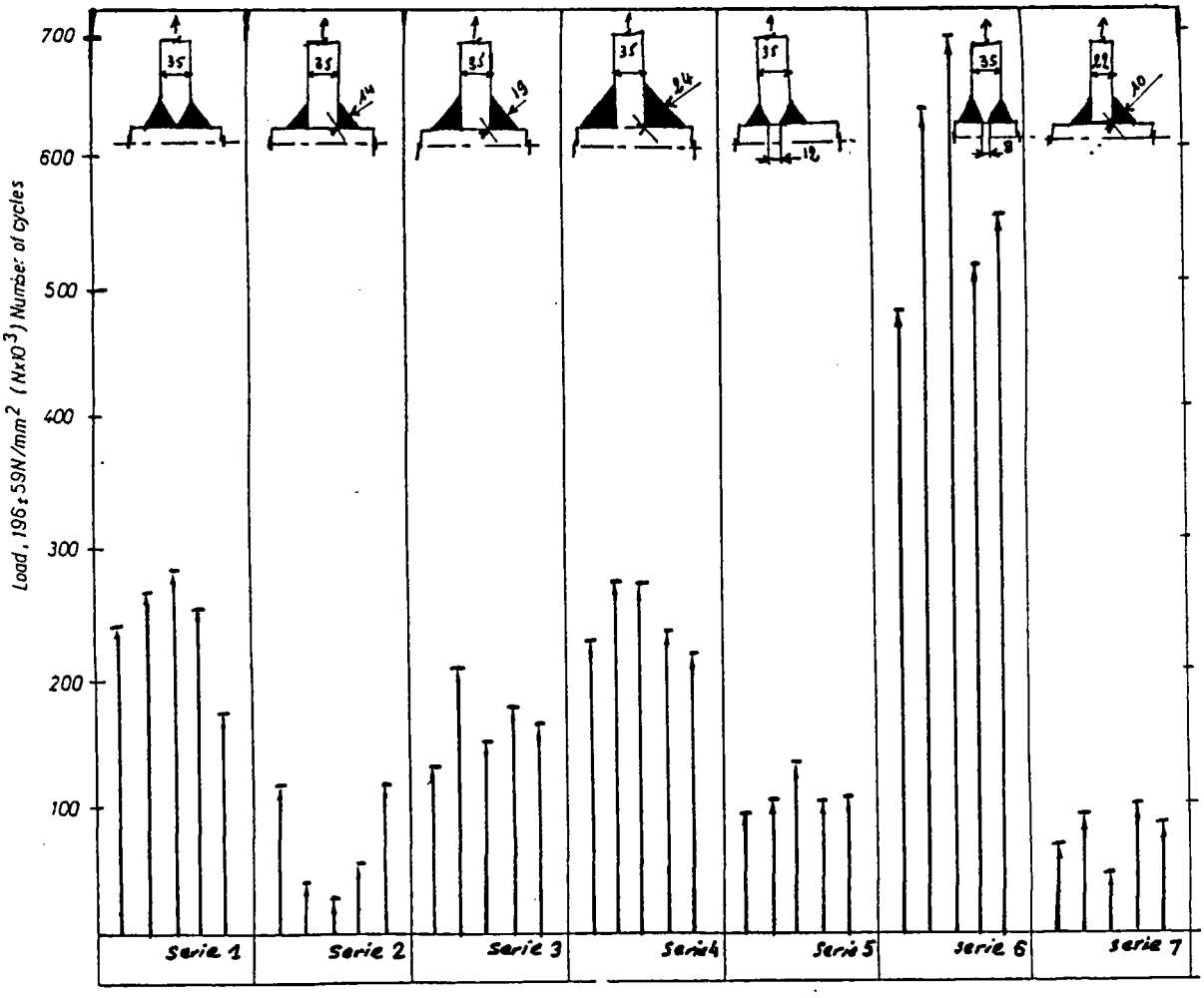



Figure (50) : Comparaison des résultats d'essais de différentes configurations utilisés par LEIDE

| ACIER | REF. | ECHANTILLONS | | | | | CONDITIONS D'ESSAIS | | | | | | RESULTATS | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | TYPE | EPAIS. mm | SOUDURE θ | SOUDURE ρ | TRAIT. th. | CHARG$^T$ | R | ENV$^T$ | PROT. CATH. | T °C | f Hz | $\Delta\sigma_{2\times10^6}$ Mpa | $\Delta\sigma_D$ Mpa | INV. DE LA PENTE |
| BS4360.50D σy t=25/410 t=38/375 | UKORSP (1-2) | ⊥,NTC | 25 | 45° | total | brut | axial | 0 | air | | 20 °C | 10 | 90 | < 55 | 2,8 |
| | | " | 25 | 45° | " | " | " | - 1 | " | | " | 10 | 90 | < 55 | 2,64 |
| | | " | 38 | 45 | " | " | flexion | 0 | " | | " | 3 - 5 | 105 | (< 70) | 2,77 |
| | | " | 38 | 45 | " | " | " | - 1 | " | | " | 3 - 5 | 125 | ( 75) | 2,84 |
| | | +, TC | 25 | 45° | nul | " | axial | 0 | " | | " | 10 | --- | | --- |
| | | +, TC | 38 | 45° | " | " | " | 0 | " | | " | 10 | 95 | | 3,66 |
| | | +, TC | 25 | 45° | partiel | " | " | 0 | " | | " | 10 | --- | | --- |
| | | +, TC | 25 | 45° | total | " | " | 0 | " | | " | 10 | 105 | ( 85) | 3,19 |
| | | +, TC | 38 | 45° | nul | " | flexion | 0 | " | | " | 3 - 5 | 100 | | 3,57 |
| | | +, TC | 38 | 45° | total | " | " | 0 | " | | " | 3 - 5 | 95 | ( 80) | 2,70 |
| | | +, TC | 25 | 45° | nul | " | " | 0 | " | | " | 3 - 5 | 115 | | 3,89 |
| | | +, TC | 38 | 45° | total | " | " | - 1 | " | | " | 3 - 5 | 110 | ( 80) | 3,31 |

NOTATION : ⊥ : longitudinal ; T : en T ; + : cruciforme ; L : cornière
TC : transmet la charge ; NTC : ne transmet pas la charge
θ : angle de raccordement du cordon ; ρ : degré de pénétration ; $\sigma_D$ : limite de fatigue

Tableau 5 : Limite d'endurance des joints en croix selon BOOTH

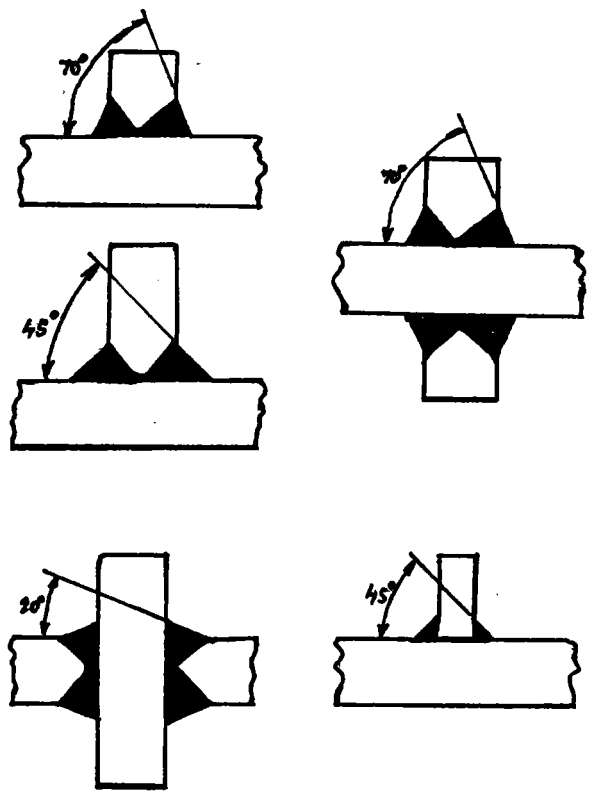



Figure (51) : Différents types de joints utilisés par LEEUWEN (44 - 45)

| ACIER | REF | ECHANTILLONS | | | | | CONDITIONS D'ESSAIS | | | | | | RESULTATS | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | TYPE | EPAIS. mm | SOUDURE θ | SOUDURE p | TRAIT. th. | CHARG$^{T}$ | R | ENV$^{T}$ | PROT. CATH. | T °C | f Hz | $\Delta\sigma_{(2\times10^6)}$ MPa | $\Delta\sigma_D$ MPa | INV. DE LA PENTE |
| E 355 KT<br>$\sigma_y$<br>t=40 410MPa<br>t=70 375MPa | NL (3-4) | T,NTC | 40 | 70 | total | brut | flexion | 0,1 | e.m. | libre | 20°C | 0,2 | 80 | | 3,5 |
| | | T,NTC | 40 | 45 | " | " | " | 0,1 | " | " | " | 0,2 | 90 | | 3,8 |
| | | T,NTC | 70 | 70 | " | " | " | 0,1 | " | " | " | 0,2 | -- | | 3,15 |
| | | T,NTC | 70 | 70 | " | " | " | - 1 | " | " | " | 0,2 | -- | | (3,15) |
| | | T,NTC | 70 | 70 | " | relaxé | " | 0,1 | " | " | " | 0,2 | 70 | | 3,4 |
| | | T,NTC | 70 | 70 | " | " | " | - 1 | " | " | " | 0,2 | (115) | | 4 |
| | | +,NTC | 40 | 70 | " | brut | " | 0,1 | " | " | " | 0,2 | -- | | 2,75 |
| | | T,NTC | 40 | 45 | nul | " | " | 0,1 | " | " | " | 0,2 | (90) | | 3,3 |
| | | T,NTC | 70 | 70 | total | relaxé | " | 0,1 | " | -900mV/ Ag/AgCl | " | 0,2 | 115 | | 3,3 |

NOTATION : ⊥ : longitudinal
T : en T
+ : cruciforme
L : cornière

TC : transmet la charge
NTC : ne transmet pas la charge

θ : angle de raccordement du cordon
p : degré de pénétration
$\sigma_D$ : limite de fatigue

Tableau 6 : Récapitulatif des essais d'endurance trouvés par LEEUWEN (42 - 43)

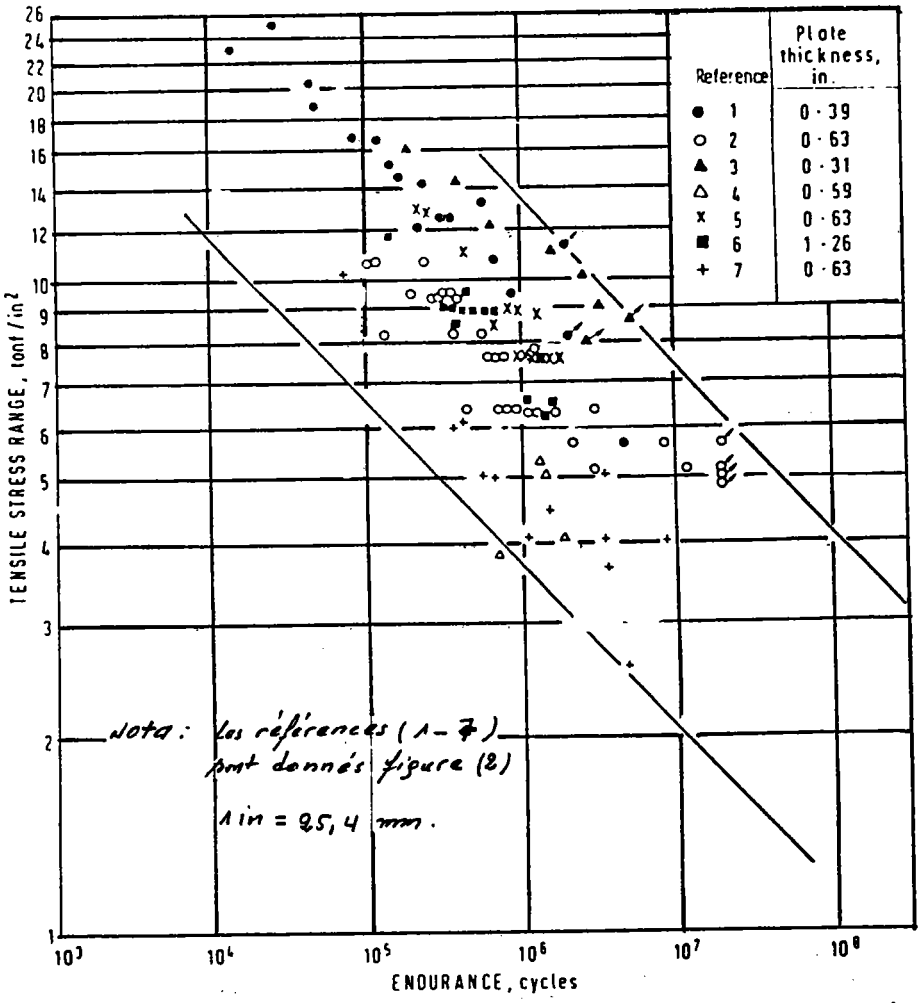
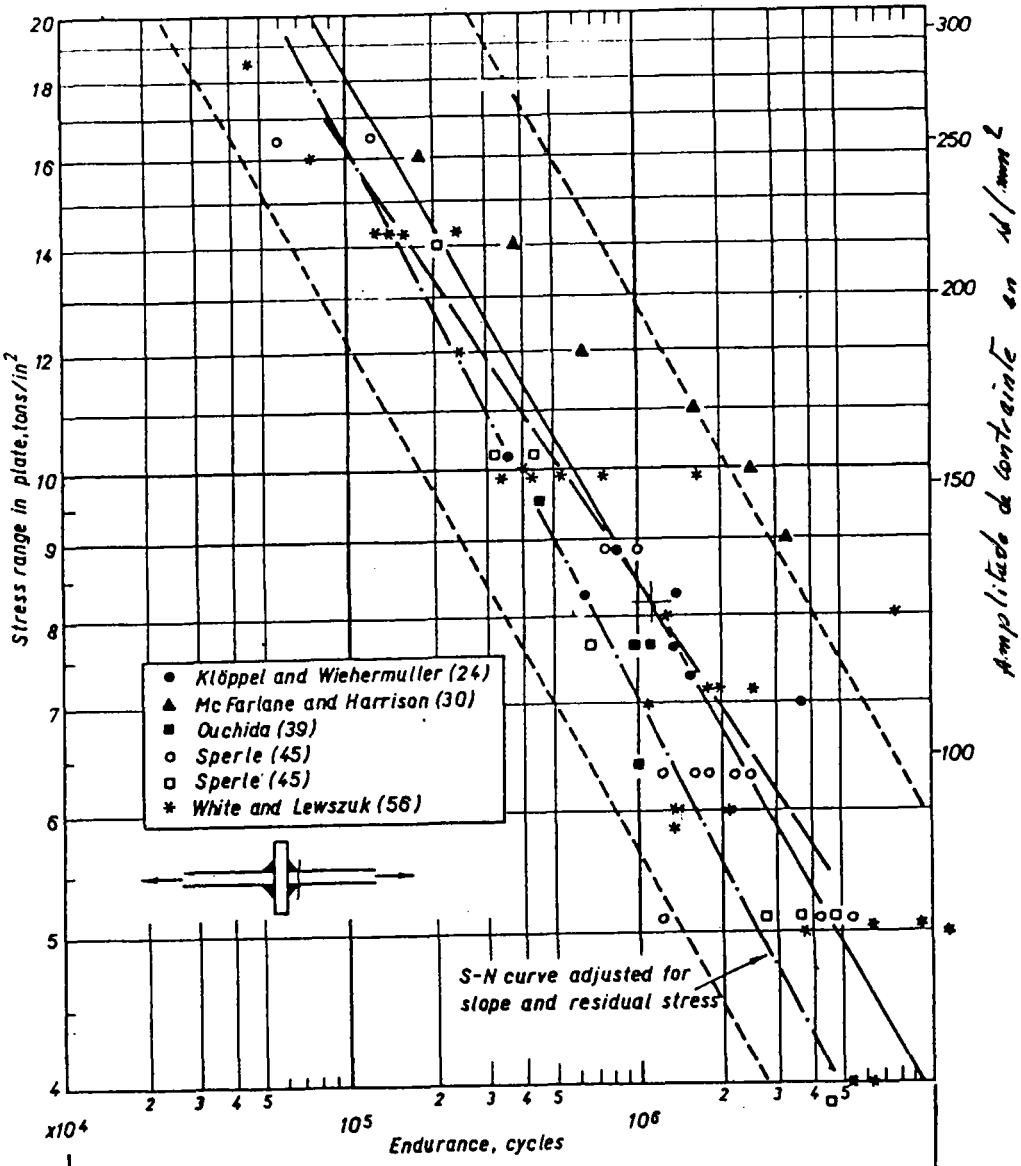



Figure (52) : Résultats d'essais sur joints en croix dont la rupture se fait au pied du cordon HARRISON (4)





24. KLÖPPEL, K. and WIEHERMÜLLER, H. Neue Dauerfestigkeitsversuche mit Schweissverbindungen aus St 52. Der Stahlbau, No. 6, 1957, pp. 149-155.

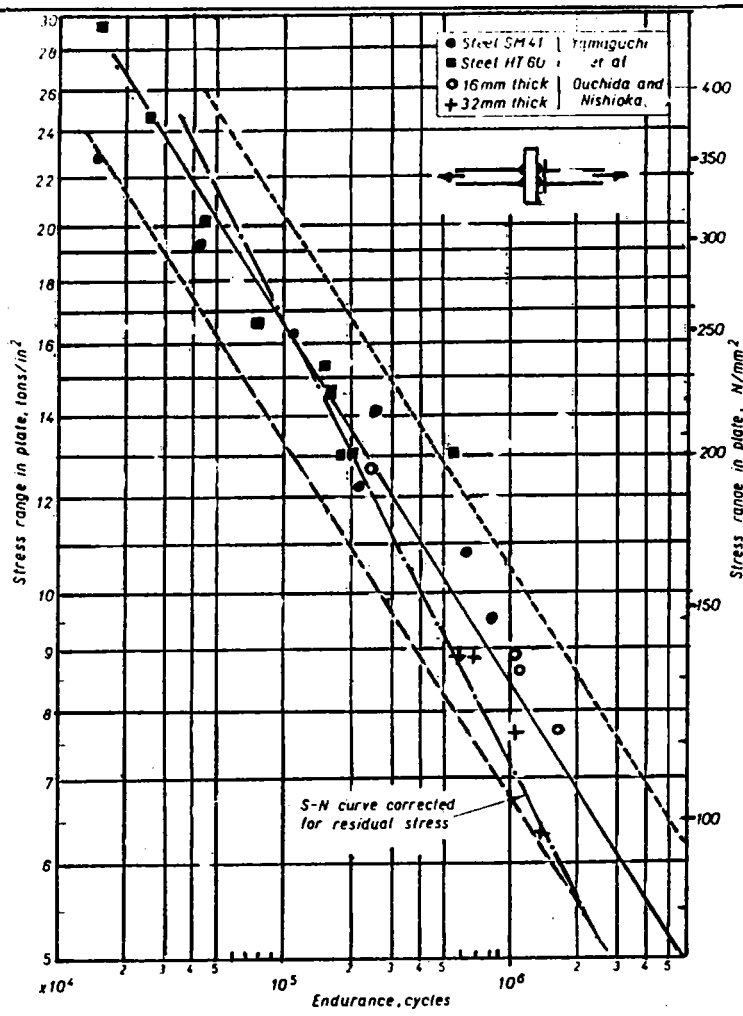
30. McFARLANE, D. S. and HARRISON, J. D. Some fatigue tests of load carrying transverse fillet welds. Br. Weld. J., Vol. 12, No. 12, 1965, pp. 613-623.

39. OUCHIDA, H. and NISHIOKA, A. A study of fatigue strength of fillet welded joints. Schweisstechnik (Berlin), Vol. 16, No. 4, 1966, pp. 150-157. (English translation: IIW Doct. XIII-338-1964.)

45. SPERLE, J. O. Influence of static mean stress on the fatigue strength of welded joints (Unpublished 1969).

56. WHITE, D. J. and LEWSZUK, J. Cumulative damage in push-pull fatigue of fillet welded mild steel plate subjected to narrow band random loading. Proc. I.Mech.E., Vol. 185, 28/71, 1971.


Figure (53) : Résistance à la fatigue des joints d'angle dans (44)




OUCHIDA, H. and NISHIOKA, A. A study of fatigue strength of fillet welded joints. Schweisstechnik (Berlin), Vol. 16, No. 4, 1966, pp. 150-157. (English translation: IIW Doct. XIII-338-1964.)

YAMAGUCHI, I., TERADA, Y. and NITTA, A. On the fatigue strength of steels for ship structures. IIW Doct. XIII-425-1966.

Figure (54) : Résistance à la fatigue pour les joints interpénétrés totalement dans (44)

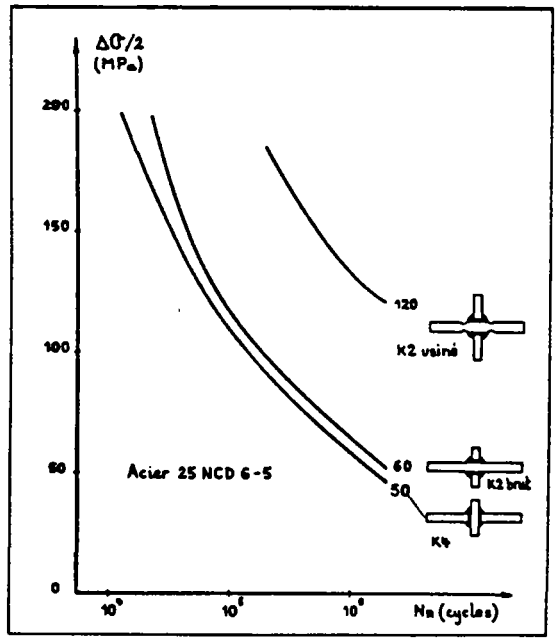



Figure (55) : Courbe de résistance de WOHLER pour 3 joints types étudiés par MAILLARD - SALIN

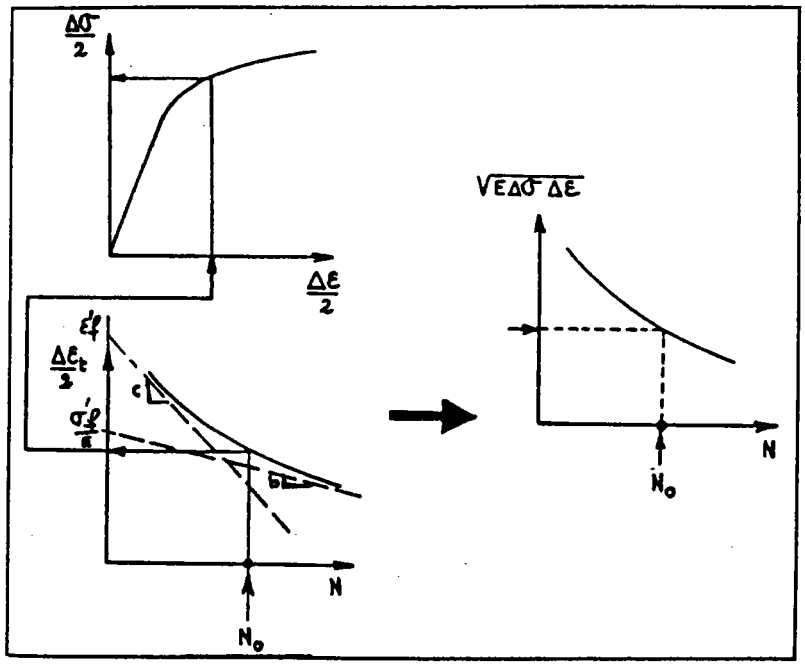



Figure (56) : Schéma d'application du critère d'amorçage basé sur la loi de NEUBER

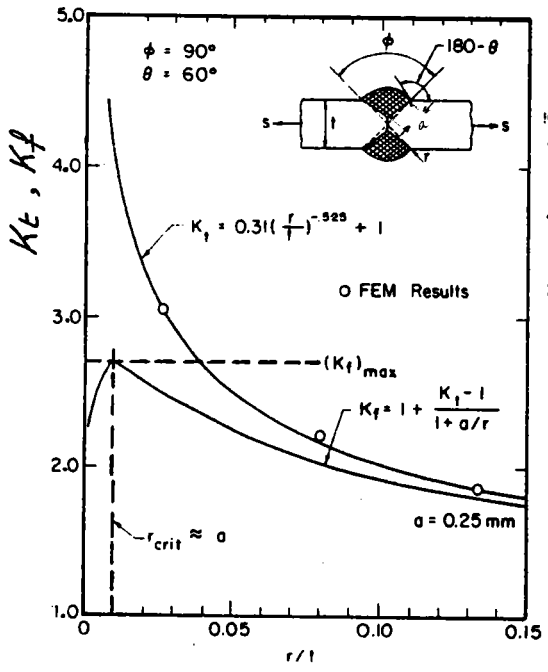



Figure (57) : Variation de $K_t$ et $K_f$ avec le rayon à fond d'entaille

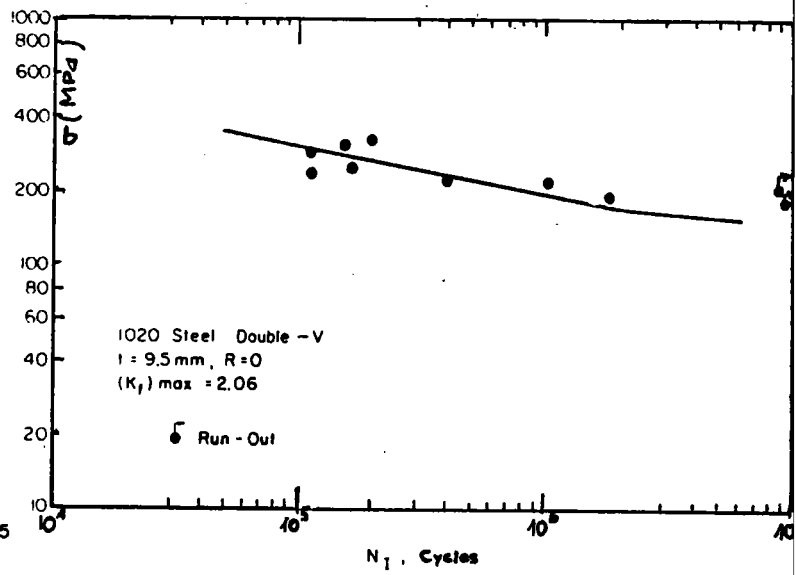



Figure (58) : Comparaison de la durée d'amorçage expérimentale avec la prédiction

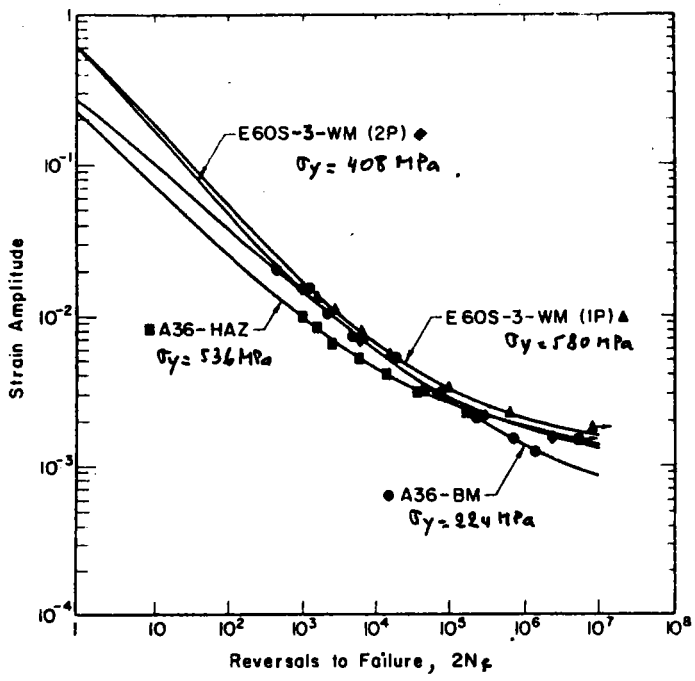



Figure (59) : Influence de la microstructure sur la durée de vie dans le cas d'une déformation imposée

| | Base Metal, As-Rolled | Butt Joints | | Cruciform Joints | |
|---|---|---|---|---|---|
| | | Manual Arc Welded | Submerged Arc Welded | Vertical Position | Flat Position |
| $K_t$ | ... | 2.05 | ... | ... | ... |
| $K_f$ | 1.55 | 2.85 | 2.2 | 3.9 | 2.4 |
| $\frac{K_f}{K_t}$ | ... | 1.85 | ... | ... | ... |
| $K'_\sigma$ | 1.4 | 1.7 | 1.4 | 1.7 | 1.65 |
| $K'_\varepsilon$ | 1.1 | 1.2 | 1.1 | 1.5 | 1.35 |
| $K_f^{EP}$ | 1.25 | 1.4 | 1.25 | 1.6 | 1.5 |

Tableau 7 : Comparaison des facteurs de réduction de contraintes en fatigue selon LIEURADE

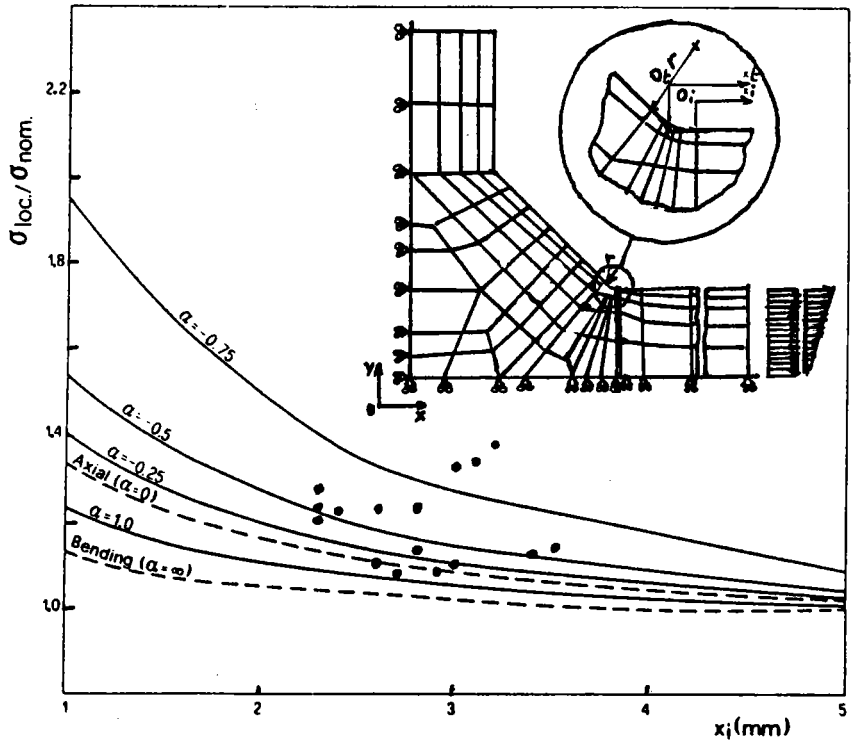



Figure (60 a) : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques

• jauge de déformation de largeur 1,57 mm
$\alpha$ = ($\sigma$ nominale flexion/$\sigma$ nominale traction)
$r$ = 1,7 mm

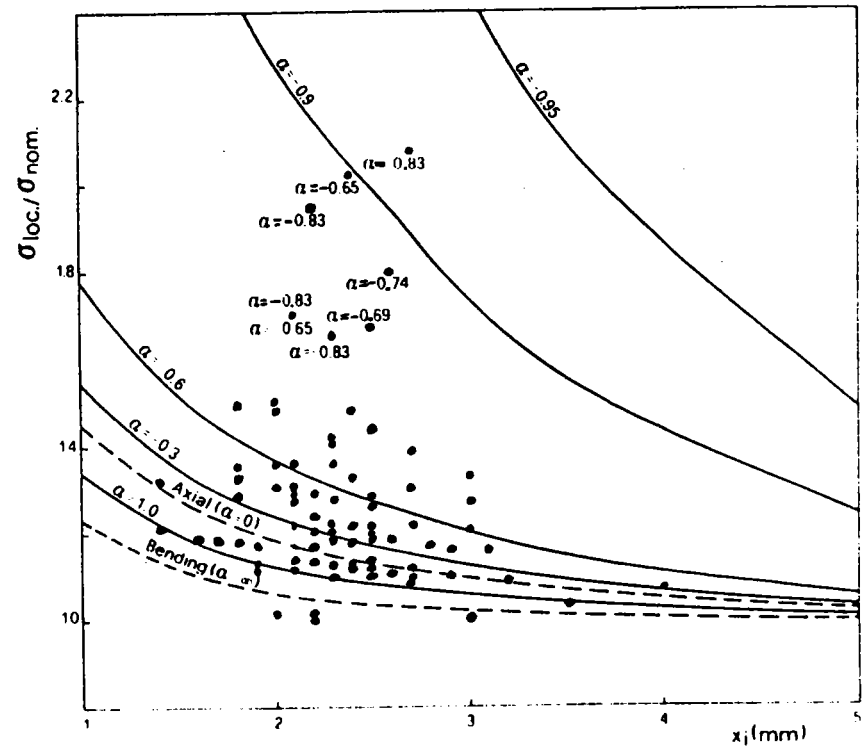



Figure (60 b) : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques

• jauge de déformation de largeur 3 mm
$\alpha$ = ($\sigma$ nominale flexion/$\sigma$ nominale traction)
$r$ = 1,7 mm

| Material | Type of joints | $v_o$ (mm/m) | | $\delta$ (mm) | |
|---|---|---|---|---|---|
| | | mean | s.d[1)] | mean | s.d[1)] |
| SM50B | Butt welded joint | | | | |
| | $\sigma_y$= 413 MPa t= 9mm | 3.68 | 1.84 | 0.32 | 0.19 |
| | $\sigma_y$ = 397 " 20mm | 9.21 | 5.83 | 0.57 | 0.37 |
| | $\sigma_y$ = 364 " 40mm | 6.07 | 4.91 | 0.47 | 0.41 |
| | Non-load,cruciform | | | | |
| | t= 9mm,$t_1$= 9mm | 2.16 | 1.35 | — | — |
| | 20mm 9mm | 2.05 | 1.31 | — | — |
| | 20mm 20mm | 2.53 | 0.80 | — | — |
| | 40mm 9mm | 4.22 | 1.27 | — | — |
| | 40mm 40mm | 4.16 | 2.10 | — | — |
| | Load,cruciform | | | | |
| | t= 9mm, a= 4mm | 8.98 | 2.49 | 0.94 | 0.31 |
| | 6mm | 0.97 | 0.26 | 0.87 | 0.52 |
| | 8mm | 3.80 | 1.31 | 0.47 | 0.26 |
| | t=20mm, 9mm | 3.30 | 2.63 | 0.37 | 0.15 |
| | 13mm | 3.30 | 2.25 | 0.33 | 0.28 |
| | 17mm | 4.77 | 3.45 | 0.57 | 0.30 |
| | Load,cruciform-K | | | | |
| | t= 9mm | 8.74 | 3.95 | 0.45 | 0.28 |
| | 20mm | 1.97 | 1.51 | 0.17 | 0.14 |
| SM58Q | Butt welded joint | | | | |
| | $\sigma_y$ = 520 MPa t= 9mm | 5.17 | 2.31 | 0.35 | 0.23 |
| | $\sigma_y$ = 549 MPa 20mm | 3.20 | 2.13 | 0.44 | 0.27 |
| HT80QT | Butt welded joint | | | | |
| | $\sigma_y$ = 825 MPa t= 9mm | 4.79 | 1.37 | 0.24 | 0.20 |
| | $\sigma_y$ = 833 MPa. 20mm | 3.36 | 1.86 | 0.35 | 0.30 |

Tableau 8 : Estimation statistique des valeurs de la distorsion (Vo) et le désalignement des plaques soudées ($\delta$)

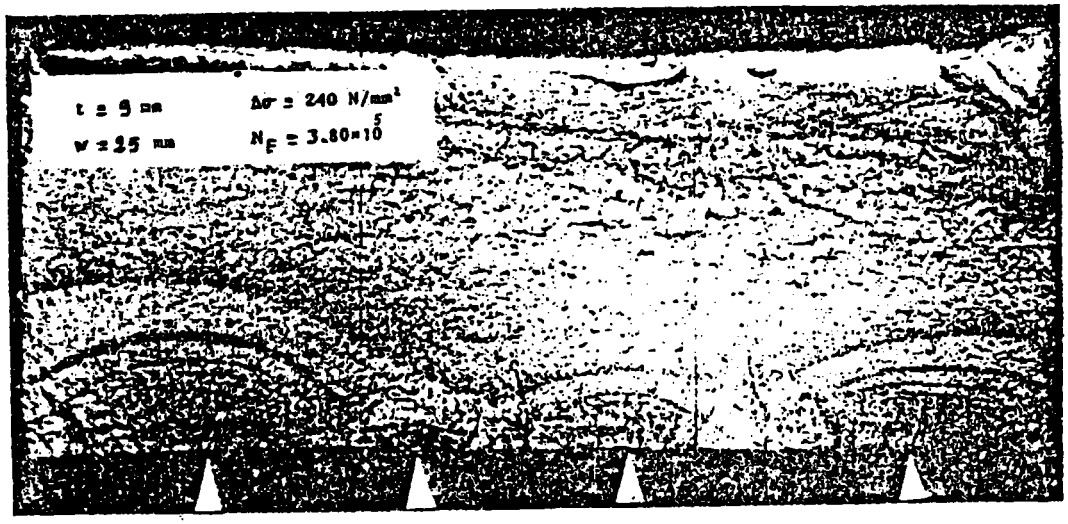



Photo (1) : Sites d'amorçage le long du pied de cordon dans un joint bout à bout (t = 9 mm) en acier (SM 50 B)

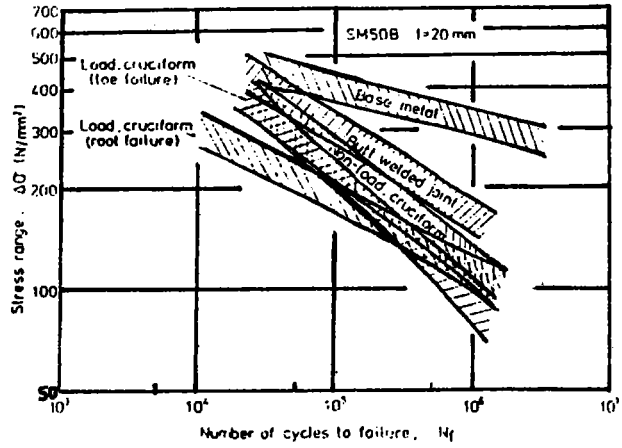



Figure (61) : Résistance à la fatigue à 95 % des différents types de joints en acier SM 50 B (t = 20 mm)

$(K_t - 1)$

| Type of joints \ t (mm) | mean * 9 | 20 | 40 | s.d ** 9 | 20 | 40 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| SM50B | | | | | | |
| butt welded joints | 1.25 | 1.52 | 2.03 | 0.63 | 0.66 | 0.77 |
| non-load.cruciform | | | | | | |
| $t_1$= 9 mm | 1.82 | 3.40 | 3.95 | 0.72 | 1.45 | 1.66 |
| 20 mm | — | 3.61 | — | — | 1.36 | — |
| 40 mm | — | — | 4.51 | — | — | 2.13 |
| load.cruciform | | | | | | |
| $2a/_t$=0.85 | 1.66 | 3.73 | — | 0.47 | 1.87 | — |
| 1.34 | 2.07 | 3.77 | — | 0.90 | 1.56 | — |
| 1.70 | 2.07 | 3.35 | — | 0.99 | 1.73 | — |
| load.cruciform-K | 1.85 | 3.22 | — | 1.19 | 1.75 | — |
| SM58Q | | | | | | |
| butt welded joints | 1.16 | 1.64 | — | 0.52 | 0.78 | — |
| HT80QT | | | | | | |
| butt welded joints | 0.77 | 1.52 | — | 0.31 | 0.67 | — |

Tableau 9 : Estimation statistique du CCC $(K_t - 1)$
* (valeurs moyennes)
** (valeurs standards)

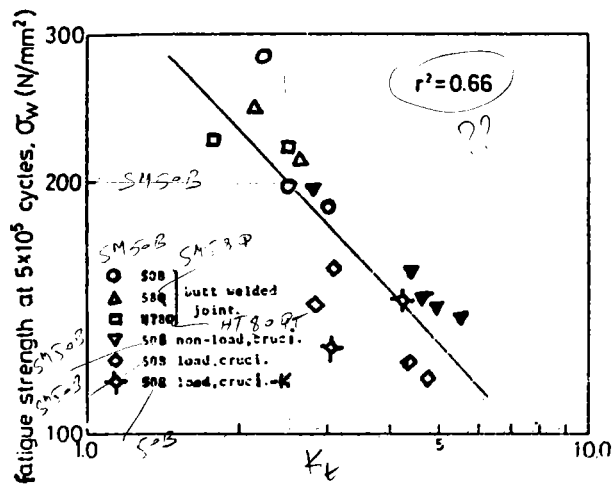



Figure (62) : Relation entre la valeur moyenne de la résistance à la fatigue à 5 $10^5$ cycles et la concentration de contrainte moyenne pour différents groupes

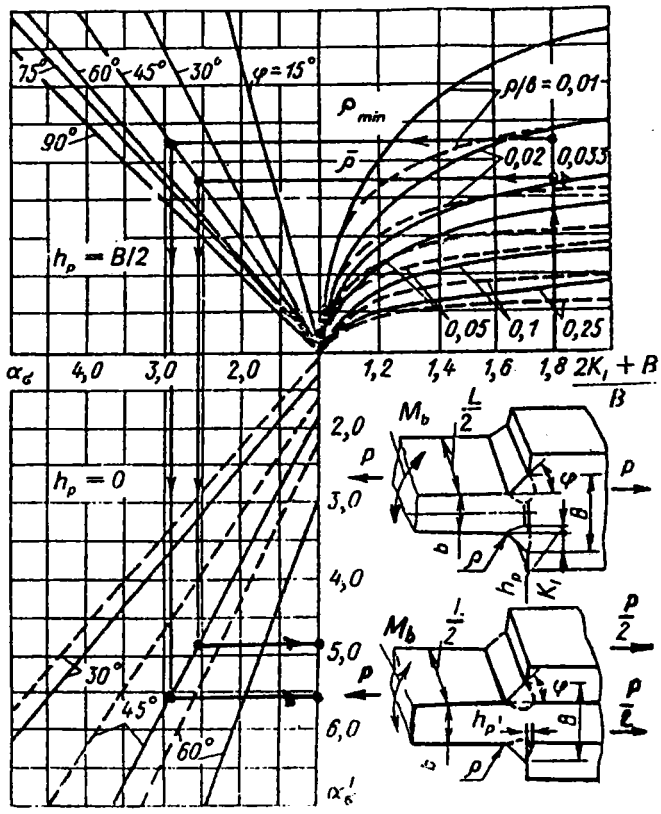



Figure (63 b) : Détermination du coefficient $\alpha_\sigma$ —— traction ---- flexion

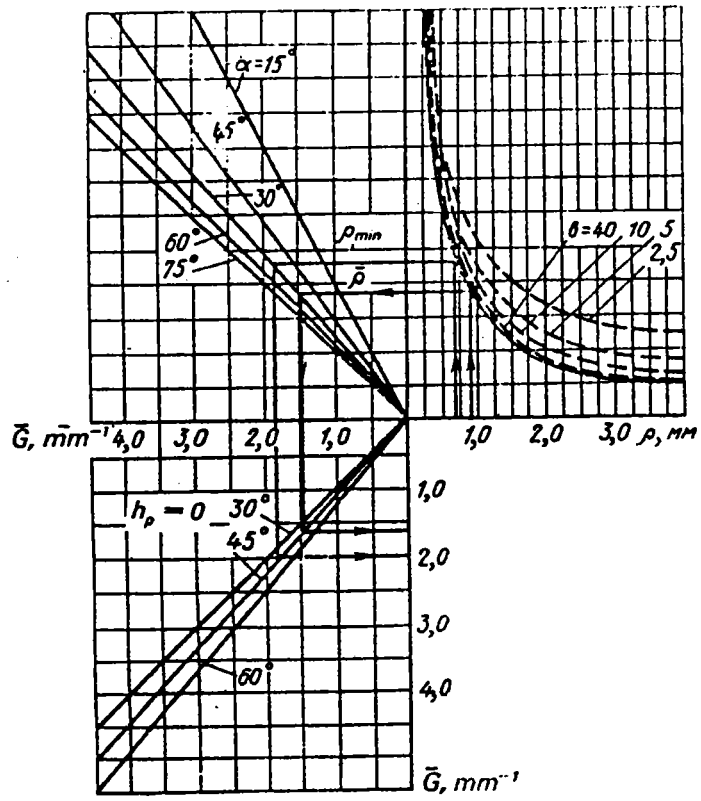



Figure (63 b) : Détermination graphique de $\bar{G}_I$

Figure (63) : Graphique pour la détermination des coefficients $\alpha_\sigma$ et $\bar{G}_I$

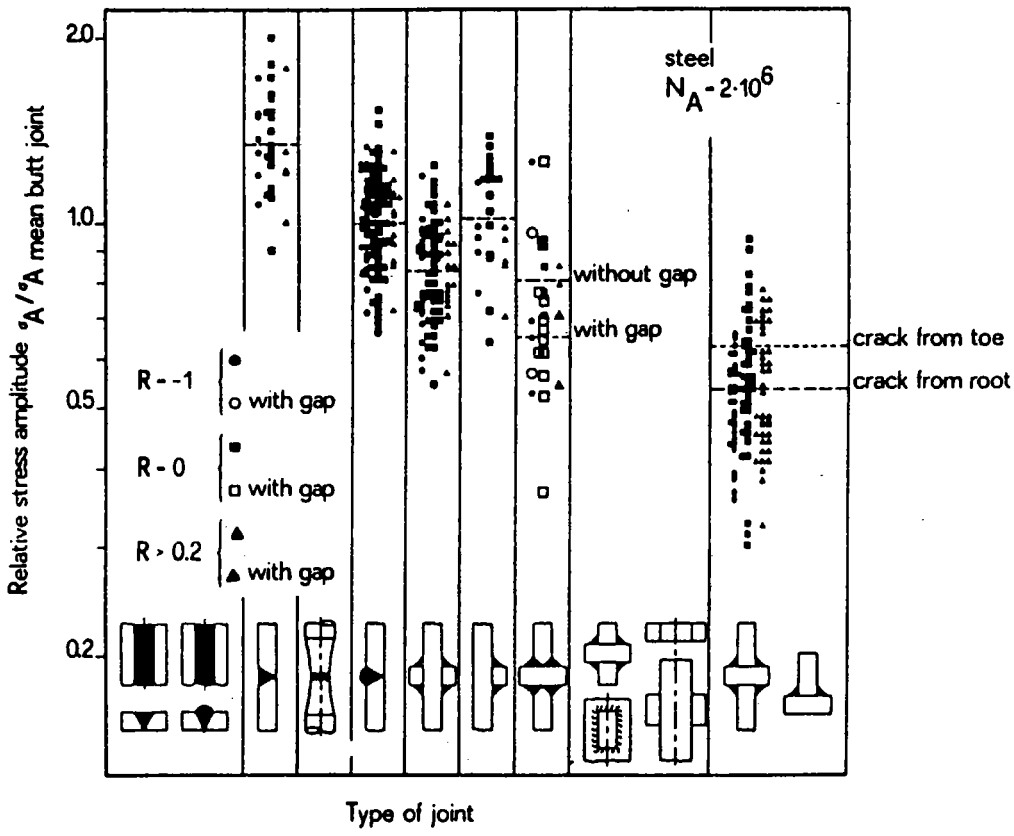



Figure (64 a) : Limite d'endurance normalisée des différents types de joints en acier

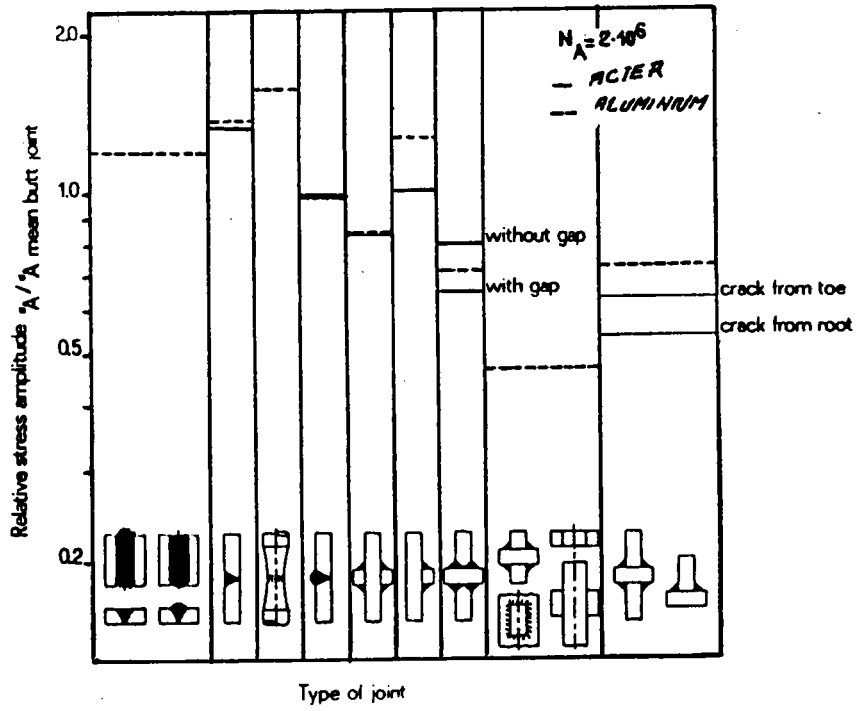



Figure (64 b) : Comparaison des limites d'endurance normalisées de l'acier et des alliages d'aluminium

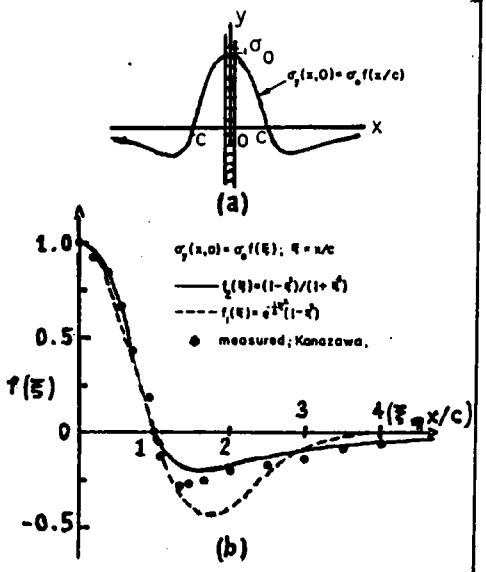



Figure (65) : a) champ de contraintes résiduelles

b) comparaison des facteurs de distribution

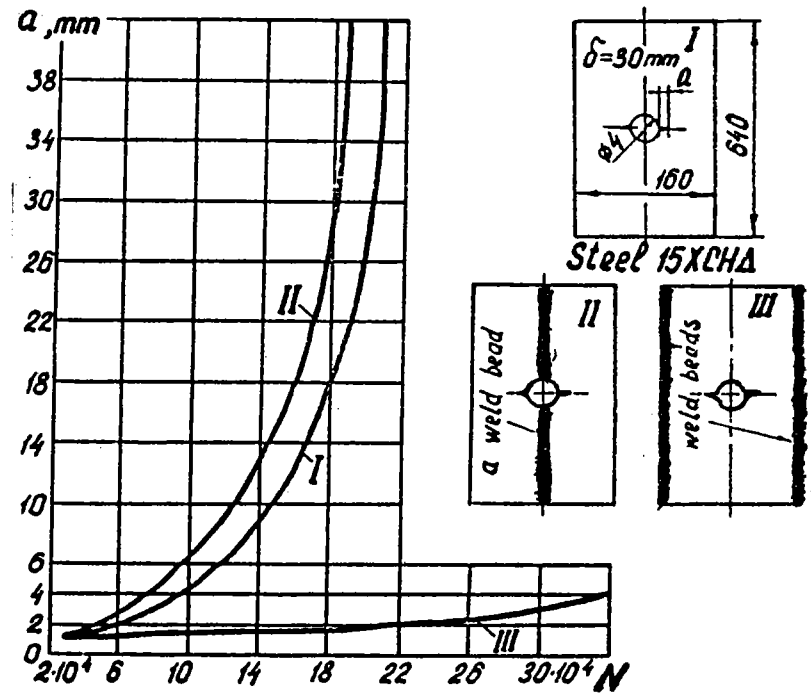



Figure (66) : Eprouvette utilisée par MAKHNENKO

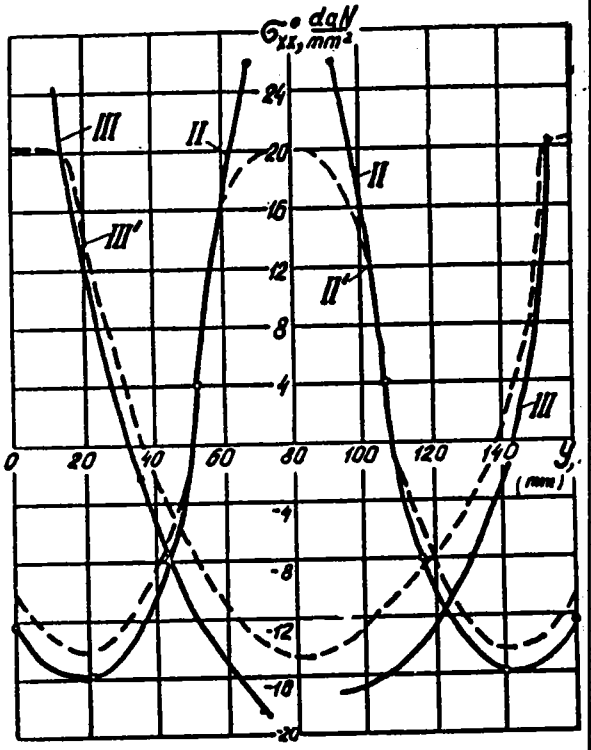



Figure (67 a) : Distribution des contraintes dans la plaque

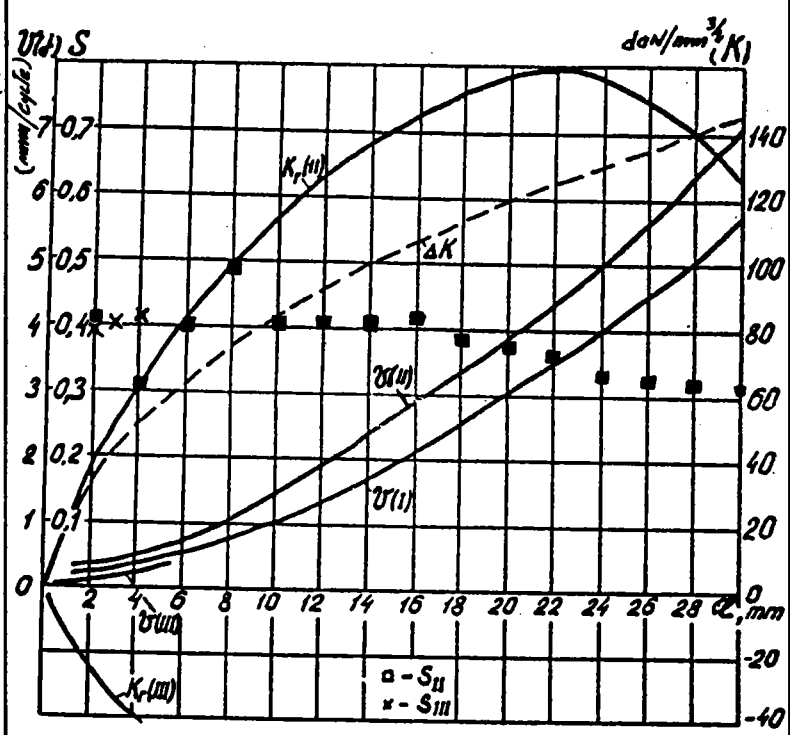



Figure (67 b) : Evolution de Kr et la vitesse $v_j^i$ et le paramètre S

Figure (67) : Evolution des paramètres S et K

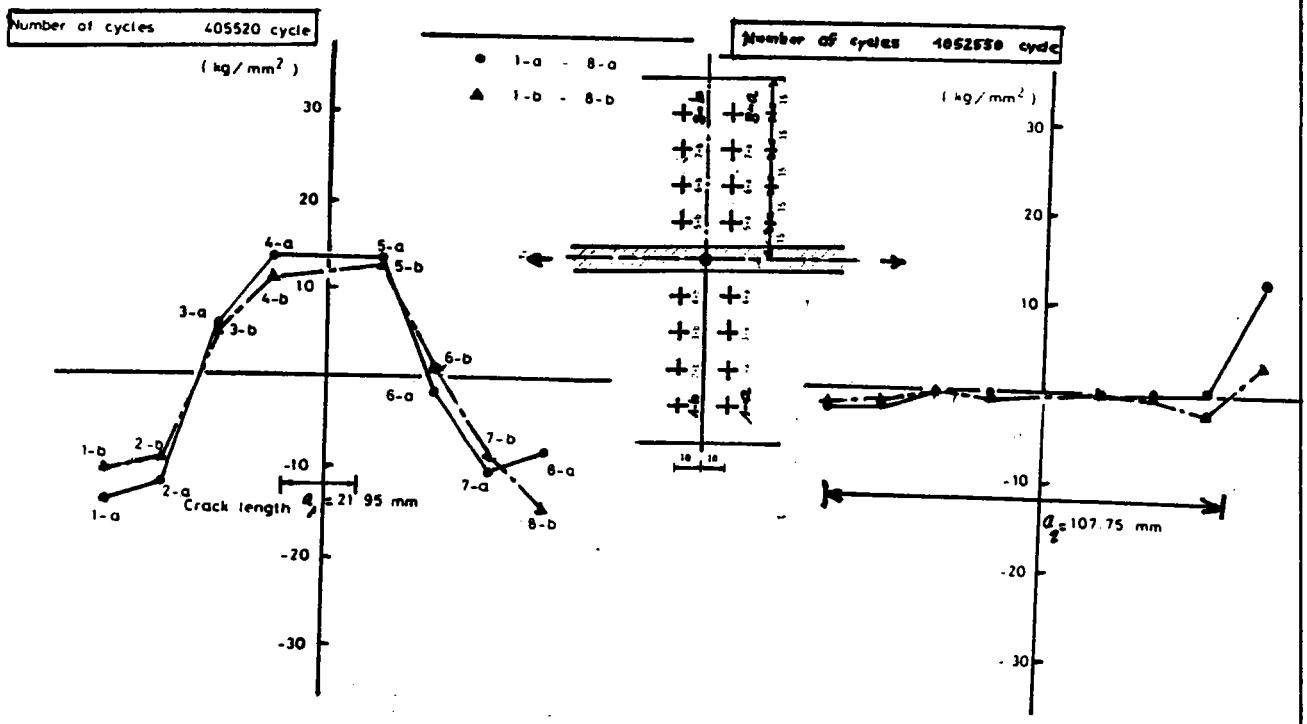



Fig. (68): Mesure expérimentale de la redistribution des contraintes résiduelles de soudage selon FUKUDA.

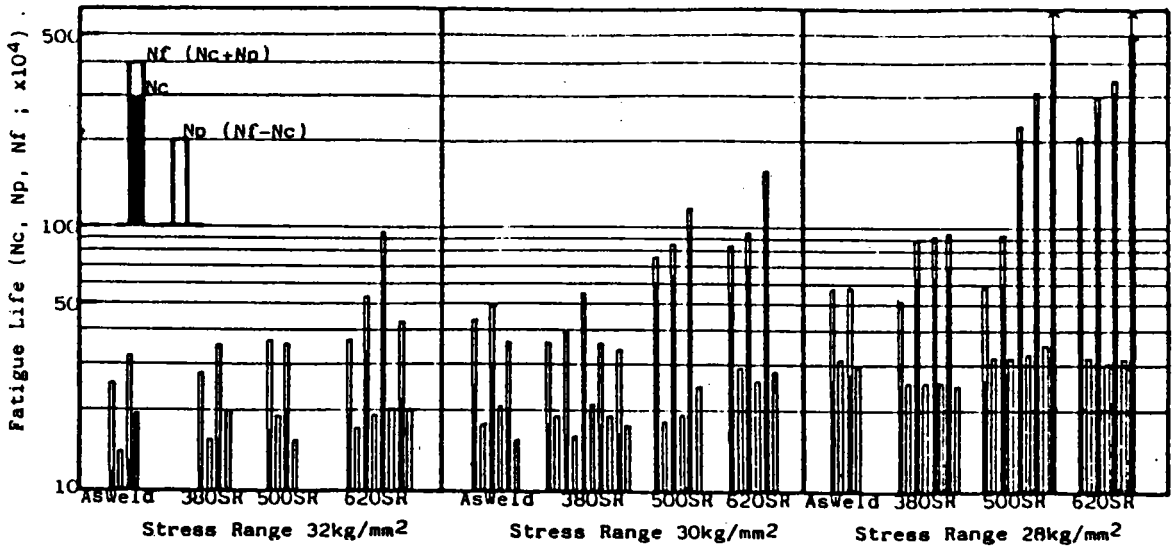



Fig. (69): Influence des contraintes résiduelles sur la durée de vie.

- 380 SR : relaxé à 380°C
- 500 SR : " à 500°C
- 620 SR : " à 620°C

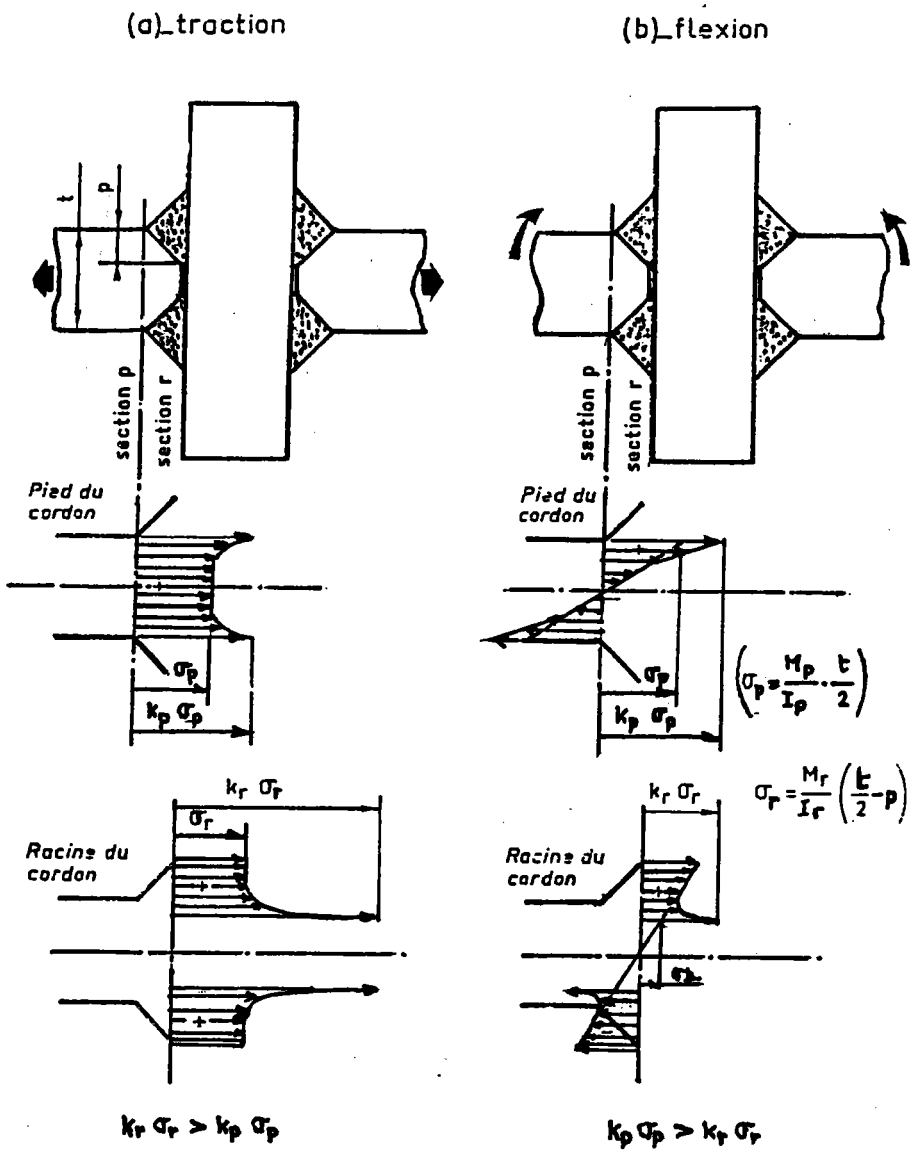



Figure (70) : Champ de contrainte en racine et au pied de cordon

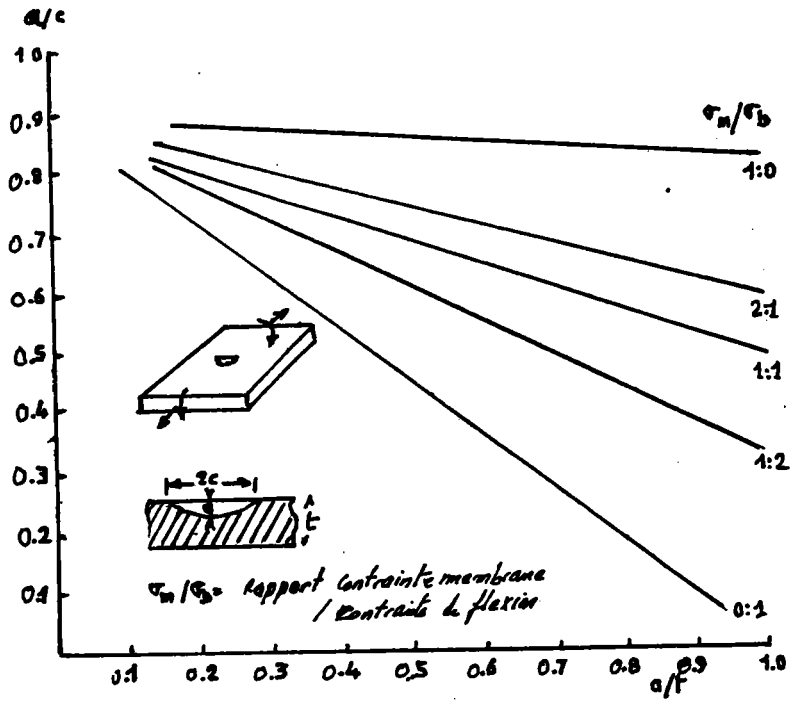
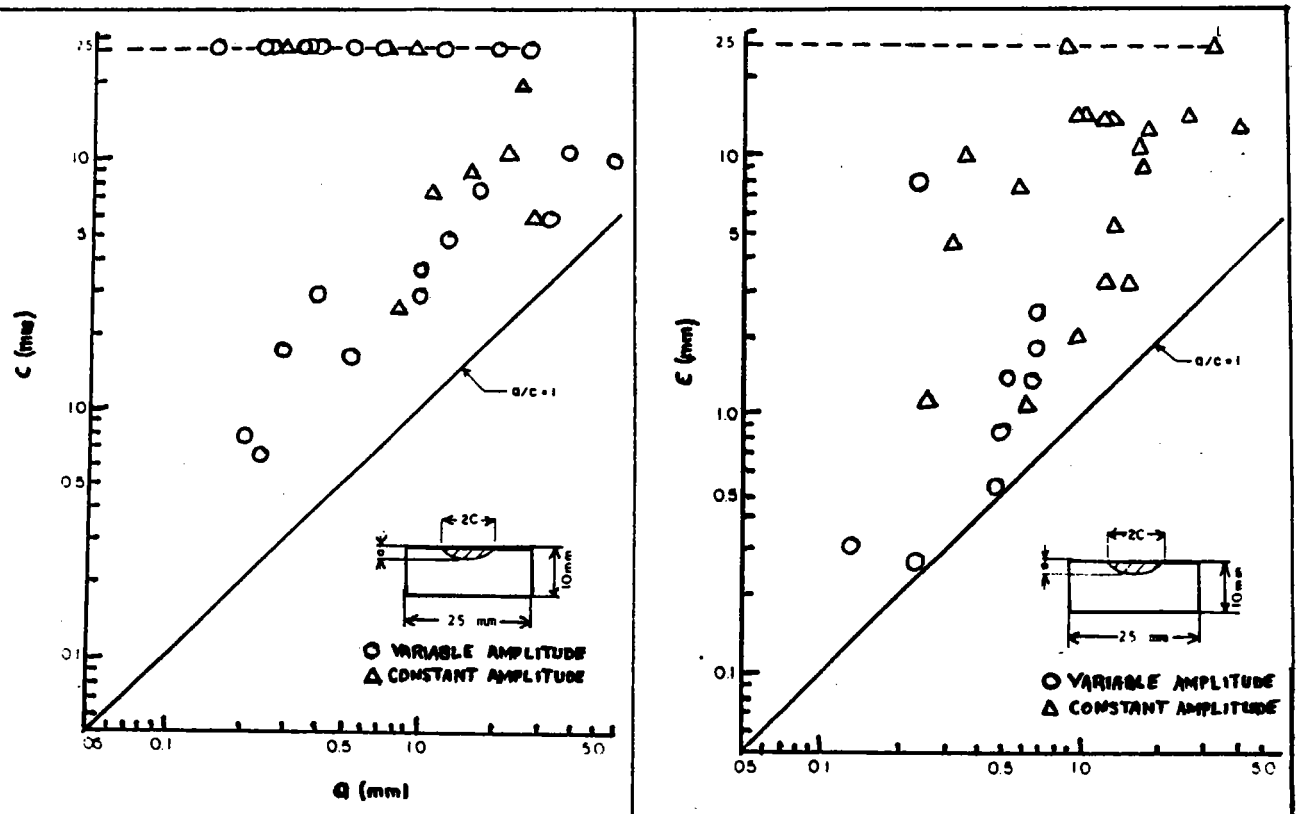



Figure (71) : Evolution d'un défaut semi-elliptique sous un chargement combiné




a) soudage automatique

b) soudage manuel

Figure (72) : Evolution du défaut sous chargement différents

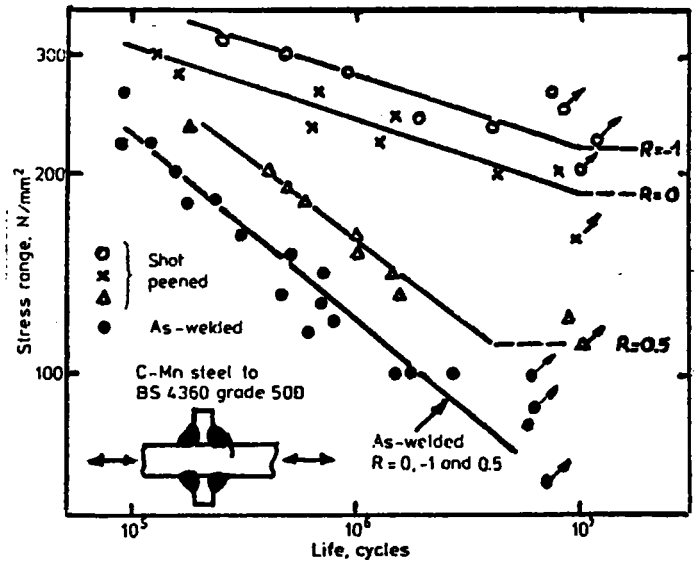



Figure (73) : Influence du rapport de chargement sur la résistance à la fatique

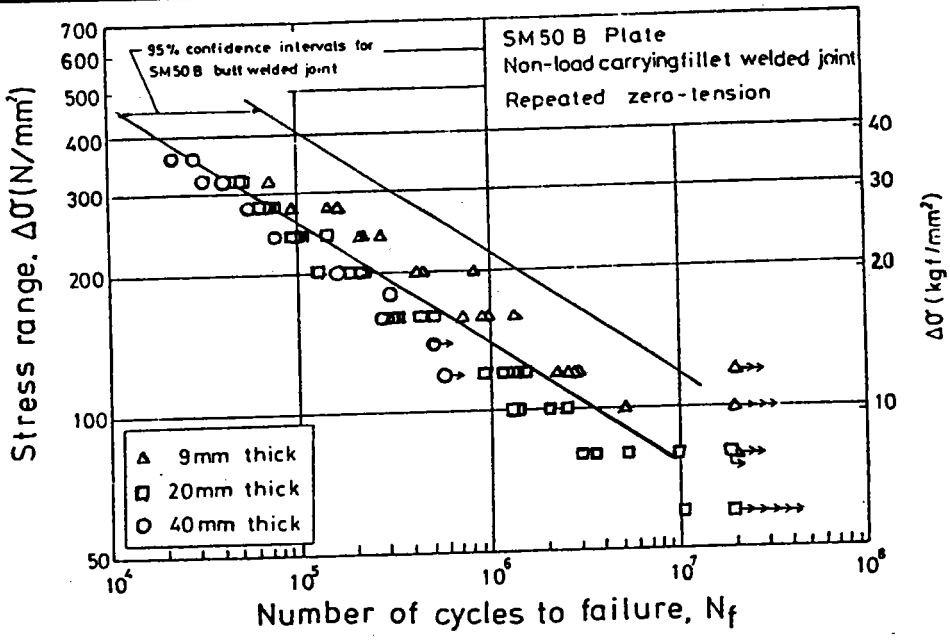



Figure (74 a) : Influence de l'épaisseur de la tôle sur la durée de vie

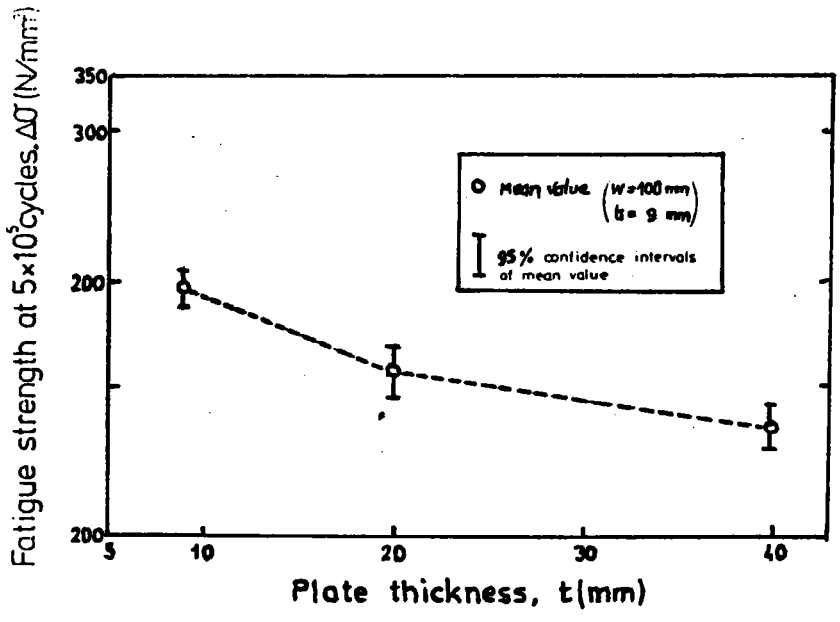



Figure (74 b) : Influence de l'épaisseur de la tôle

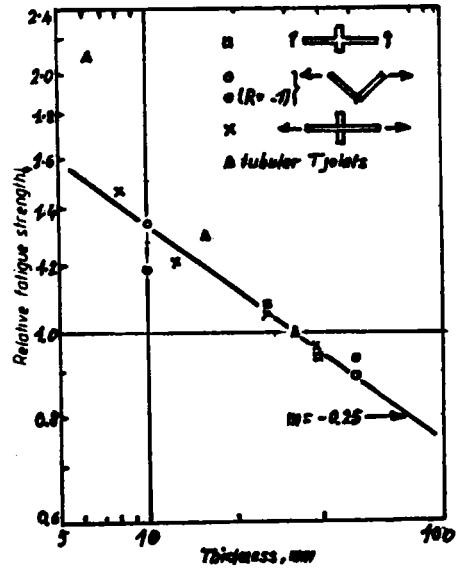



Figure (75) : Influence de l'épaisseur sur la résistance à la fatigue selon GURNEY

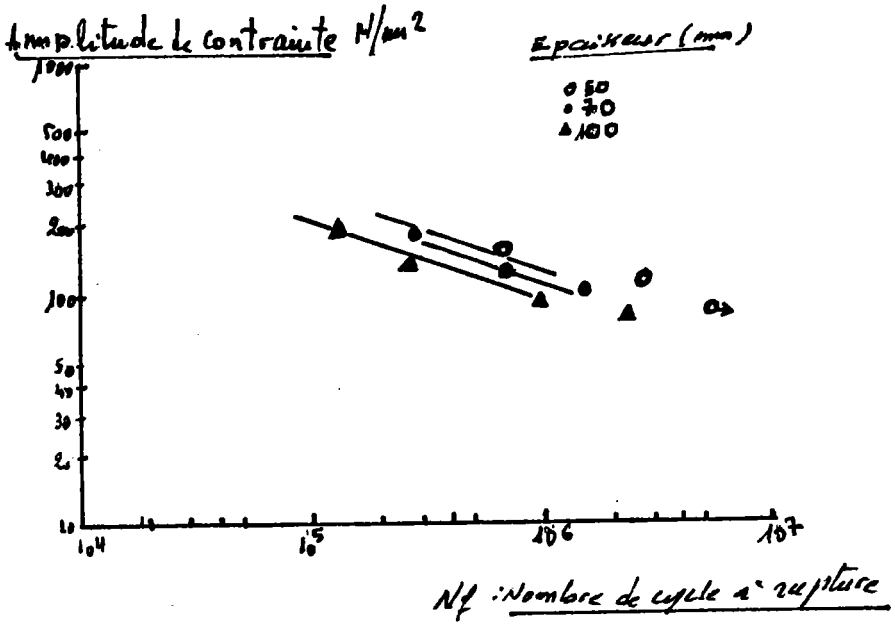



Figure (76 a) : Résistance à la fatigue du joint cruciform R = 0,1

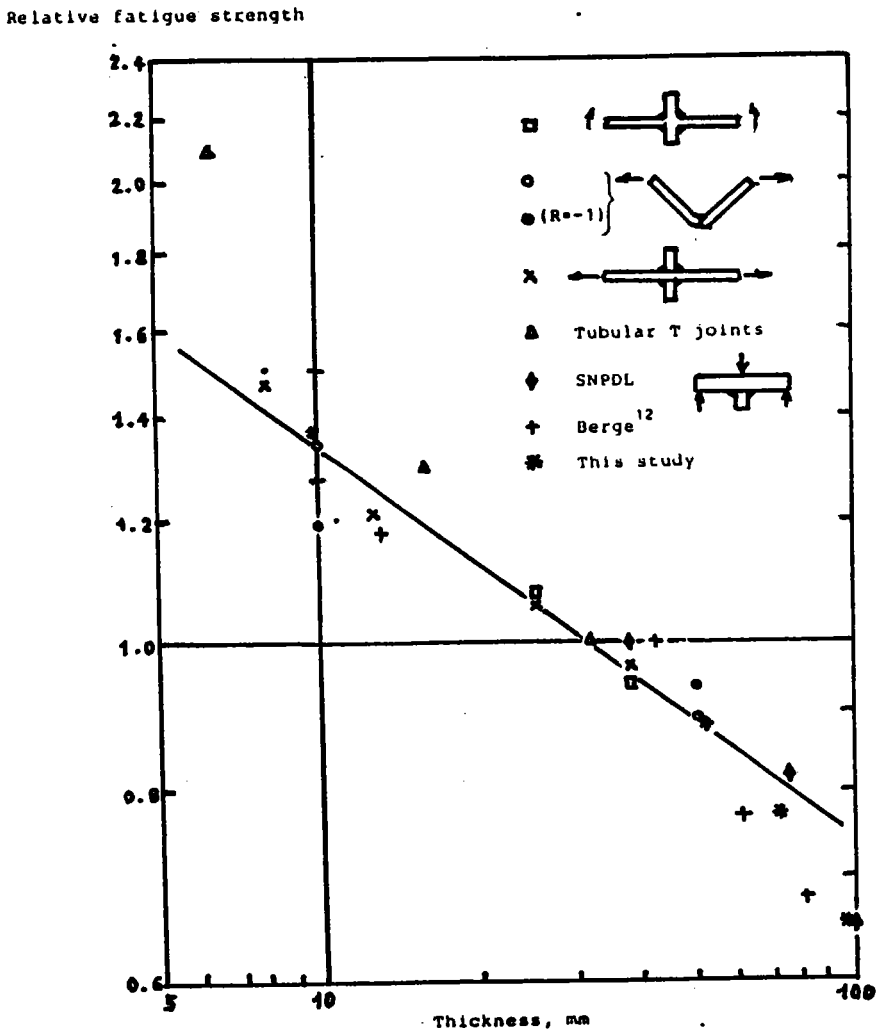



Figure (76 b)

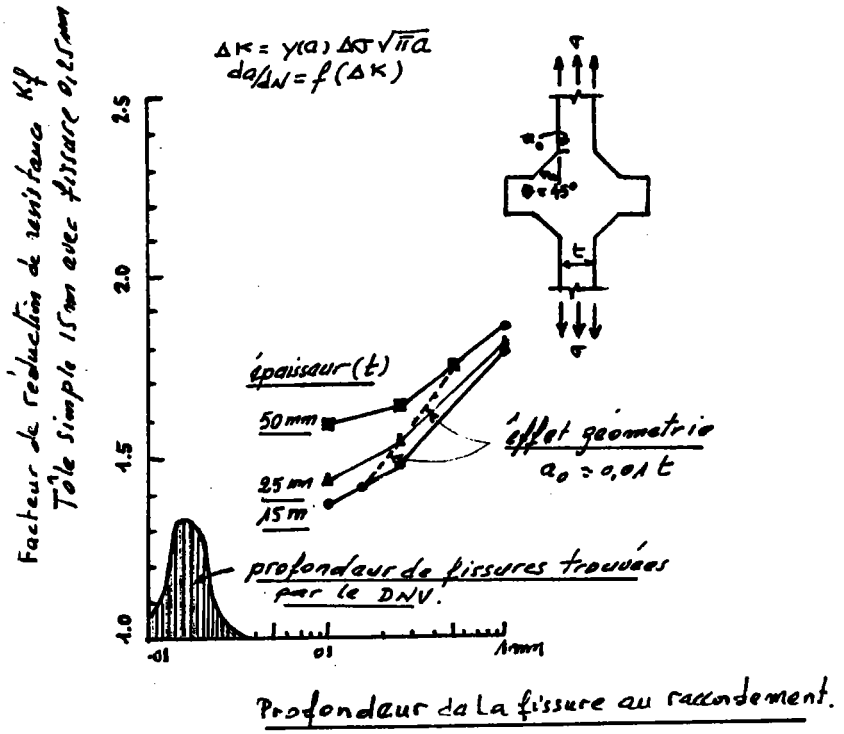



Figure (77) : Influence de la profondeur du défaut sur la résistance à la fatigue

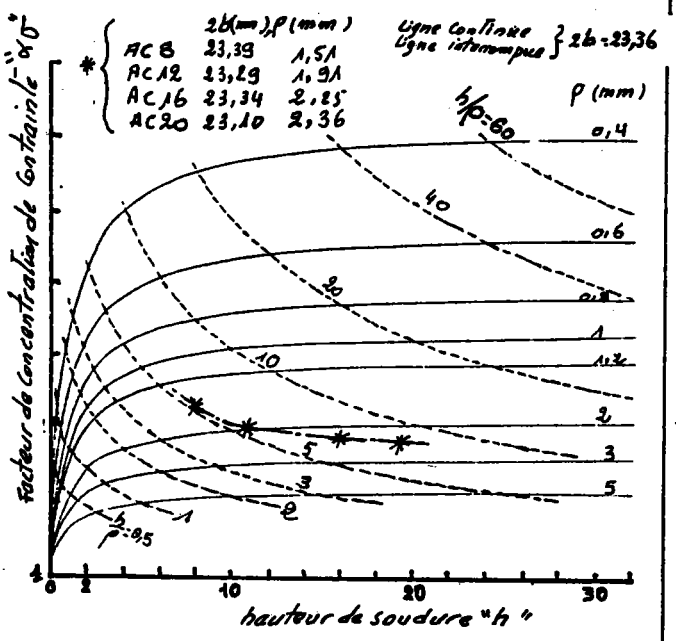



Figure (78 a) : Influence de la hauteur de la soudure "H"

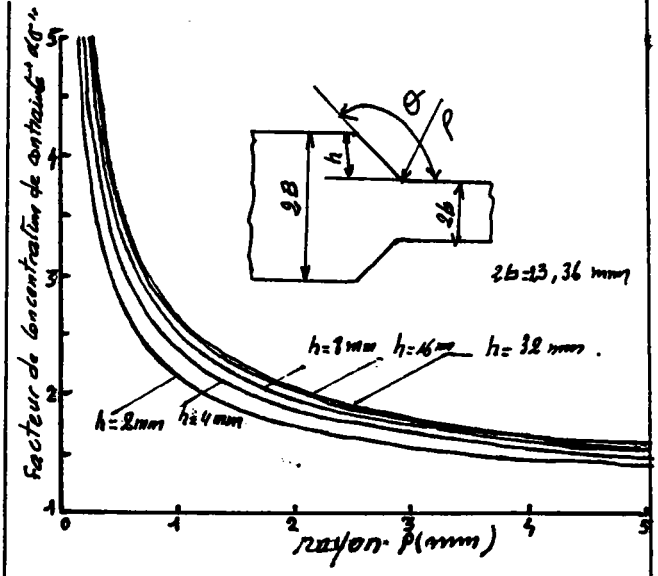



Figure (78 b) : Influence du rayon à fond d'entaille

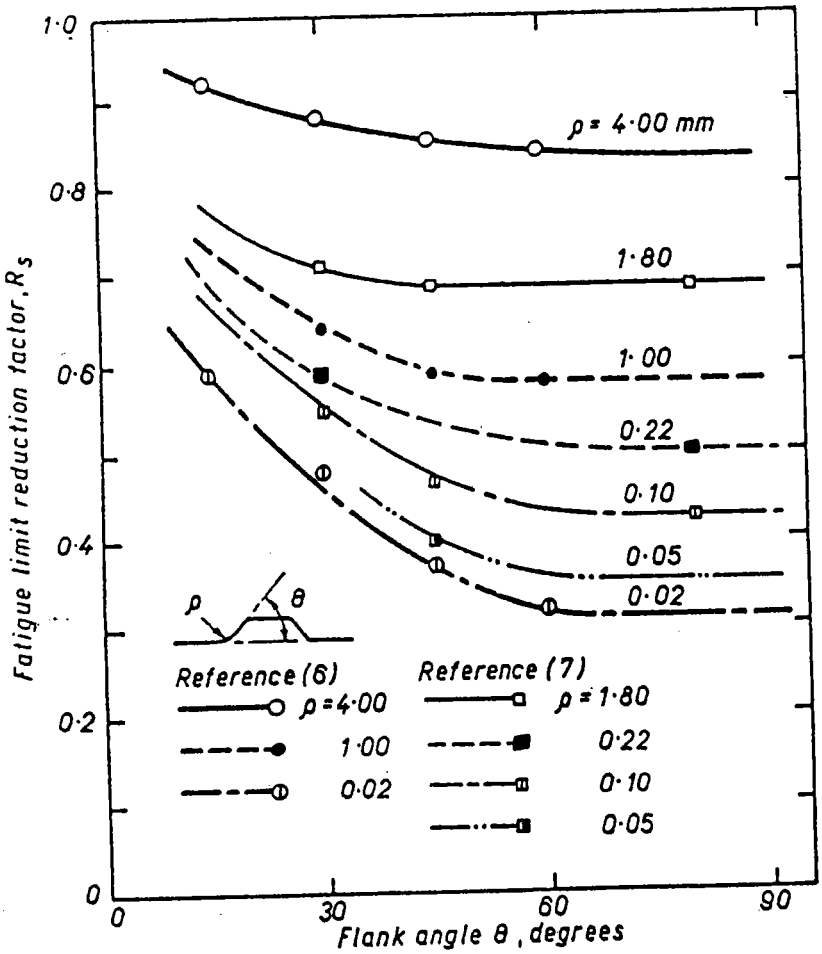



Figure (79 a) : Influence de l'angle de raccordement sur la réduction de résistance à la fatigue

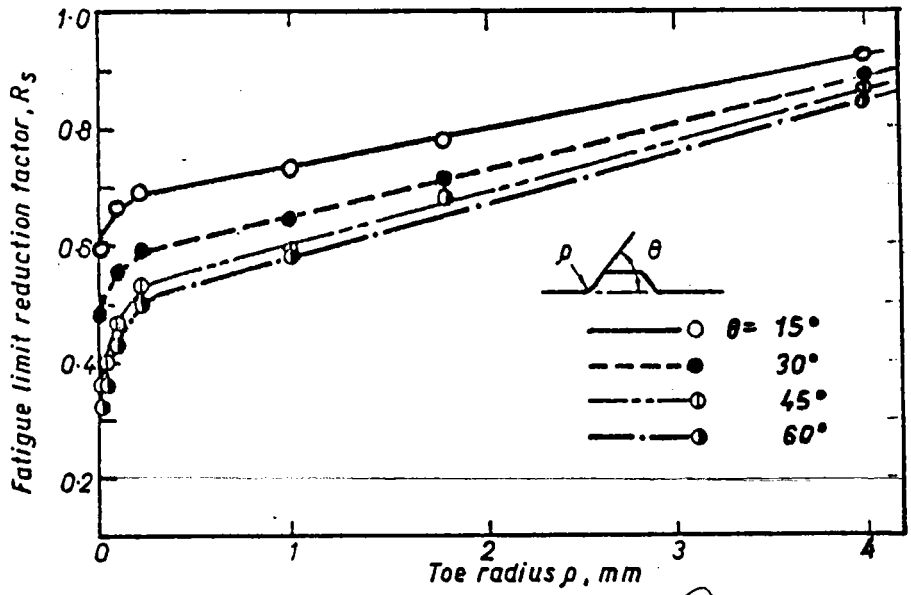



Figure (79 b) : Influence du rayon à fond d'entaille sur la réduction de fatigue

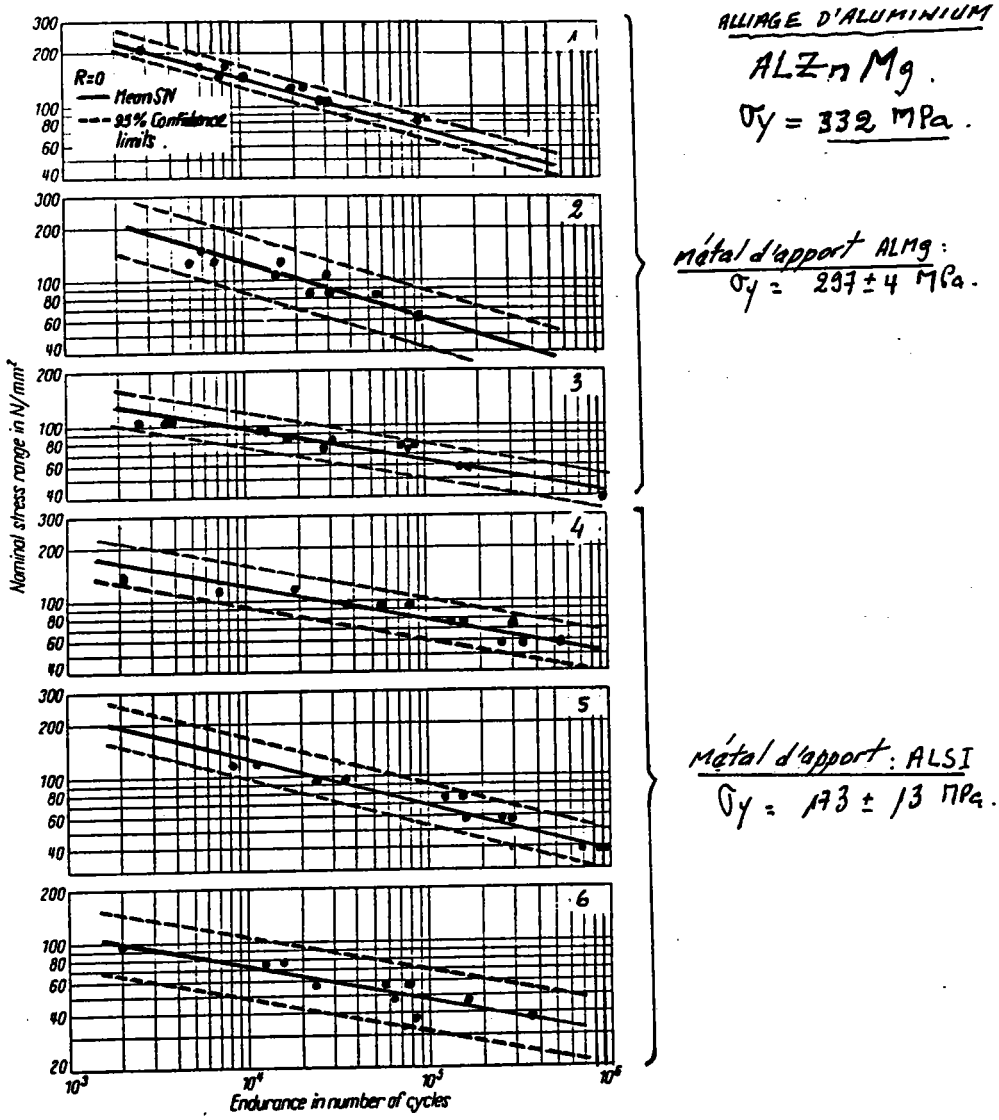



Figure (80 a) : Courbe de résistance à la fatigue

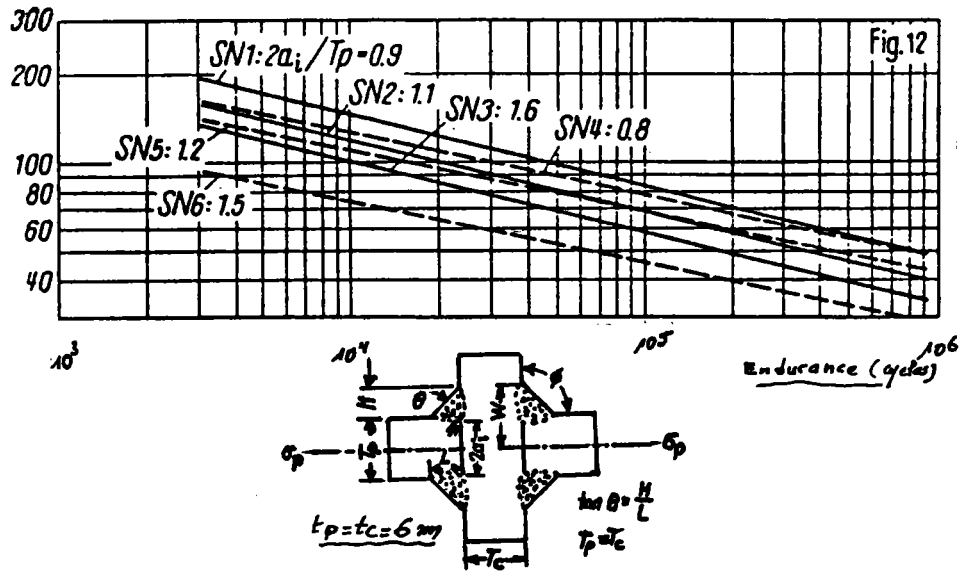



Figure (80 b) : Courbes relatives aux différents manques de pénétration

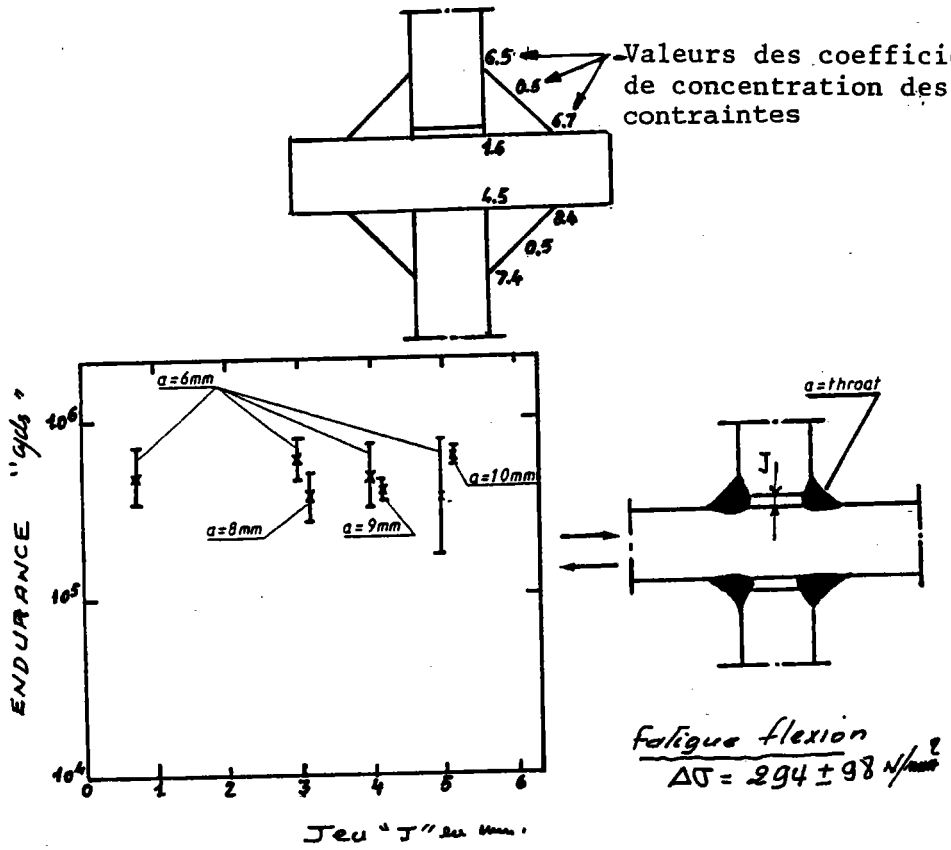



Figure (81) : Influence du jeu entre tôle sur l'endurance

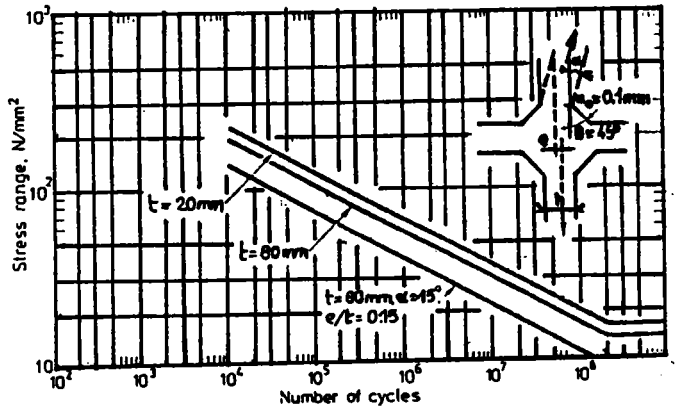



Figure (82) : Influence des désalignements et de déflexion d'un joint en croix sur la résistance à la fatigue en fatigue corrosion

F < 0,2 Hz

# CHAPITRE V

## V - ETUDE EXPERIMENTALE

### V-1 ETUDE EXPERIMENTALE RELATIVE AUX EPROUVETTES EN METAL DE BASE EM MODE MIXTE (I + II)

Le caractère généralement polyaxial des sollicitations auxquelles sont soumises les structures fait que les défauts (ou fissures) existants sont susceptibles de rupture polymodales.

Nous avons étudié en particulier le mode mixte de rupture (I + II) figure (1). Dans ce cas, la rupture peut être caractérisée par deux paramètres :

- la charge critique de rupture,
- l'angle de propagation de fissure.

Pour les décrire, les critères les plus utilisés en mécanique linéaire élastique de la rupture en mode mixte sont les suivants :

- critère de la contrainte tangentielle maximale d'ERDOGAN-SIH ((1)),

- critère du facteur de densité d'énergie de déformation minimale de SIH ((2)),

- critère du taux de restitution d'énergie maximale ((3)).

Pour des ruptures précédées d'une déformation plastique, les critères ci-dessus ne sont pas applicables. Dans ce cas, il faut faire appel à d'autres critères qui tiennent compte de l'effet de la plasticité. Nous avons, pour notre part et dans ce cas utilisé, une analyse qui combine la mécanique linéaire de la rupture avec l'analyse de la charge limite dite "méthode des deux critères" ((4)). La philosophie de cette méthode est de définir la charge critique réelle comme la plus faible des deux valeurs des charges calculées Pk et Pl (cf chapitre II) :

$$P_c = MINI\,(P_K, P_L) \qquad (1)$$

où Pc : charge critique réelle

Pk : charge critique calculée par la mécanique linéaire de la rupture.

Pl : charge critique calculée en supposant que le matériau est rigide parfaitement plastique, par la méthode de l'analyse limite.

V-1-1 Essais de rupture sur éprouvettes en alliage d'aluminium en flexion trois et quatre points en mode mixte

Des essais de rupture polymodales (I + II) ont été réalisés sur deux alliages d'aluminium :

- un du type ductile (2017 A),
- et l'autre du type fragile (2618 A).

• Les caractéristiques mécaniques de ces deux matériaux sont reportées dans le tableau (1).

Ces essais ont été réalisés avec différents rapports de mode de rupture par ouverture (mode I) et par cisaillement (mode II), le caractère polymodal de la ruputre est défini par le rapport des facteurs d'intensité de contrainte en mode I et mode II (KI/KII). Pour ce faire, nous avons utilisé des éprouvettes de flexion avec trois ou quatre points excentrés figure (2). Les épaisseurs des éprouvettes étaient de 12, 24, 36 et 48 mm.

*Fissuration

Les éprouvettes ont été fissurées en mode I sous un chargement sinusoïdal à une fréquence de 60 Hz, d'amplitude maximale du facteur d'intensité de contrainte
K maxi = 12 MPa$\sqrt{m}$, et un rapport de charge R = 0,1.
Le facteur d'intensité de contrainte K maxi est maintenu constant pendant la fissuration par diminution de la charge tous les 0,5 mm.

*Rupture

Les éprouvettes fissurées sont sollicitées en mode mixte (I + II) jusqu'à la rupture à l'aide d'un dispositif de flexion trois points (rapports KI/KII élevés) ou quatre points (rapports KI/KII faibles).

On enregistre au cours de l'essai un diagramme charge - ouverture des lèvres de la fissure.
La charge est mesurée à l'aide d'une cellule de force et l'ouverture à l'aide d'un extensomètre à lames placé à l'avant de l'entaille.

Après la rupture, on mesure sur une des faces de la fissure de fatigue sa longueur, selon la recommandation "ASTM" à l'aide d'un micromètre.

L'angle de bifurcation est mesuré sur un moûlage en plasticine soigneusement découpé à la lame de rasoir selon trois plans perpendiculaires au fond de fissure situés au quart, à la moitié et aux trois quarts de l'épaisseur.

La mesure est faite sur goniomètre. L'angle reporté est donc, en fait, la moyenne arithmétique de trois mesures :

$$\overline{\theta} = \frac{\theta_1 + \theta_2 + \theta_3}{3} \qquad (2)$$

avec cette méthode la dispersion des résultats est estimée à moins de 20 %.

V-1-2 Dépouillement des résultats

V-1-2-a Dépouillement selon les théories basées sur la mécanique linéaire de la rupture

La distribution des contraintes au voisinage de la pointe de fissure est donnée par les expressions suivantes :

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{\cos\theta/2}{\sqrt{2\pi r}}\left[K_I \cos^2\theta/2 - \frac{3}{2} K_{II} \sin\theta\right] + O(r,\theta)$$

$$\sigma_{rr} = \frac{\cos\theta/2}{\sqrt{2\pi r}}\left[K_I (1+\sin^2\theta/2) + \frac{3}{2} K_{II} \sin\theta - 2K_{II} \tan\theta/2\right] + \theta(r,\theta) \qquad (3)$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{\cos\theta/2}{2\sqrt{2\pi r}}\left[K_I \sin\theta + K_{II} (3\cos\theta - 1)\right] + O(r,\theta)$$

$O(r,\theta)$: termes non singuliers.

Le critère le plus simple à utiliser est celui d'ERDOGAN-SIH ((1)) (cf chapitre II) :

$$K_I \sin\theta_0 + K_{II} (3\cos\theta_0 - 1) = 0 \qquad (4)$$

$$\cos\theta/2\left[K_I \cos^2\frac{\theta_0}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin\theta_0\right] = K_{IC} \qquad (5)$$

Les facteurs d'intensité de contraintes KI et KII sont calculés à partir des données de la géométrie du chargement et des éprouvettes. On détermine d'abord le moment fléchissant et l'effort tranchant agissant dans la section fissurée de l'éprouvette. Pour une éprouvette de flexion quatre points excentrés figure (2), le moment fléchissant M dans le plan contenant la fissure est donné par la formule suivante :

$$M = \frac{l_2 - l_1}{l_2 + l_1} P.x \qquad (6)$$

et l'effort de cisaillement, correspondant est Q :

$$Q = \frac{l_2 - l_1}{l_2 + l_1} . P \qquad (7)$$

$x$ est l'excentricité,

$l_1$, $l_2$, distances des points d'appui à l'axe du chargement figure (2)

Dans nos essais, nous avons $l_2 = 2l_1$ = 72 mm ; ainsi l'expression (6) devient :

$$M = \frac{1}{3} P.x \qquad (8)$$

et l'effort de cisaillement donné par :

$$Q = \frac{1}{3} P \qquad (9)$$

le rapport des expressions (8) et (9) est égal à l'excentricité :

$$x = \frac{M}{Q} \qquad (10)$$

Ainsi la variation de l'excentricité (x) dans les essais permet d'obtenir les différents rapports (KI/KII), les deux facteurs d'intensité de contraintes (KI/KII) sont calculés par la méthode des fonctions de poids développés par WANG et Col. ((5)). Les auteurs définissent les facteurs d'intensité de contraintes (KI/KII) d'une fissure soumise à deux charges Px et Py par unité d'épaisseur figure (3) :

$$K_I = \frac{\sqrt{W}}{B} \int_0^{a/W} P_y \, W^*_{Iy} \, d(\pi/W)$$

$$K_{II} = \frac{\sqrt{W}}{B} \int_0^{a/W} P_x \, W^*_{IIx} \, d(\pi/W) \qquad (11)$$

où $\pi$ étant une variable d'intégration, $W^*_{Iy}$ et $W^*_{IIx}$ sont des fonctions de poids relatives aux modes I et II de rupture.

Dans le cas d'un barreau soumis à la flexion et du cisaillement, les charges Px, Py peuvent être évaluées en fonction du moment flechissant "M" et de l'effort tranchant "Q" tel que :

$$P_x = \frac{6Q}{W^3} x(W - x)$$

$$P_y = \frac{12M}{W^3} x \qquad (12)$$

en remplaçant ces fonctions (Px, Py) par leurs valeurs dans l'équation (11). Les facteurs d'intensité de contraintes KI, KII deviennent égaux à :

$$K_I = \frac{M}{BW\sqrt{W}} Y_I(a/W)$$

$$K_{II} = \frac{Q}{B\sqrt{W}} Y_{II}(a/W) \qquad (13)$$

YI (a/w) et YII (a/w) sont des fonctions dépendant de la géométrie de l'éprouvette et de la nature du chargement. Ces fonctions sont données par les relations ci-après :

$$Y_I(a/W) = 6(a/W)^{1/2}\left[1{,}99 - 2{,}47(a/W) + 12{,}97(a/W)^2 - 23{,}17(a/W)^4\right] \qquad (14)$$

pour $a/W \leq 0{,}6$

$$Y_I(a/W) = 3{,}93/(1 - a/W)^{3/2} \quad \text{si} \quad a/W > 0.6$$

et $y_{II}(a/w) = 4(a/w) - 0,28$ , si $a/w \geq 0,4$

le critère de rupture (5) et l'équation (4) donnant l'angle de rupture deviennent en remplaçant les paramètres (KI, KII, M, Q) par leur valeur :

$$\cos\theta_0/2 \left[ \frac{\pi}{w} \cdot y_I(a/w) \cdot \frac{1}{3}\cos^2\frac{\theta_0}{2} - \frac{3}{2}\frac{y_{II}(a/w)}{3}\sin\theta_0 \right] \cdot \frac{P_K}{K_{IC}.B.W^{1/2}} = 1 \quad (15)$$

et l'angle est donné par :

$$\frac{\pi}{w} y_I(a/w) \sin\theta_0 + y_{II}\left(\frac{a}{w}\right)(3\cos\theta_0 - 1) = 0 \quad (16)$$

connaissant les valeurs (a, x, B, W, KIC) à partir des résultats d'essais, l'angle de rupture ($\theta_0$) et la charge critique (PK) théorique peuvent être calculés.

V-1-2-b Dépouillement selon la théorie de la charge limite

Le calcul de la charge limite PL a été réalisé à partir de la théorie des lignes de glissement (6). Le réseau des lignes de glissement adopté est représenté sur la figure (4). Dans ce calcul, nous supposerons que le comportement du matériau est rigide parfaitement plastique et la contrainte d'écoulement plastique est égale à la limite d'élasticité.

Ce réseau est constitué de deux champs homogènes limités par un bord libre I et IV, un champ centré III et une ligne de glissement (DCBA) permet un mécanisme de rotule plastique. La pression hydrostatique moyenne qui s'exerce sur cette ligne est donnée par le premier théorème de HENCKY :

$$\sigma = 2\tau_y\theta_1 - (1 + \pi/2)\tau_y \quad (17)$$

la condition de continuité de la ligne de glissement (DCBA) permet d'évaluer l'angle :

$$2\delta = \frac{1}{2}(1+\pi) \qquad (18)$$

la condition d'équilibre des efforts dûs aux contraintes qui s'exercent sur la ligne DCBA (pression hydrostatique moyenne et limite élastique de cission $\tau_y$) permet de déterminer le moment fléchissant limite "ML" et l'effort de cission limite "QL" soit :

$$M_L = f_1\left(\frac{x}{w-a}\right) \tau_y \; B \; (w-a)^2 \qquad (19)$$

et

$$Q_L = f_2\left(\frac{x}{w-a}\right) \tau_y \; B \; (w-a) \qquad (20)$$

où les fonctions f1 (x, w, a) et f2 (x, w, a) sont reportées sur la figure (5).

Dans notre cas, la charge limite est donnée selon l'expression (9) par :

$$P_L = 3\, q_L \qquad (21)$$

V-1-2-c Discussion des résultats expérimentaux

*Résultats

L'angle de rupture est donné en fonction du rapport (KI/KII) dans les figures (6a, 6b).
La courbe théorique dans ces figures a été déterminée d'après le critère d'ERDOGAN-SIH ((1)) basé sur la mécanique linéaire élastique.

Les résultats expérimentaux sont reportés sur la figure (6a) pour les essais sur l'AU2GN (2618 A), ceux de l'AU4G (2017 A) sont reportés sur la figure (6b).
Les équations (4) et (5) définissent une famille de droites paramètrées en "θ" dans le plan (KI, KII)

$$\cos\theta_0/2\left[K_I\cos^2\theta_0/2 - \frac{3}{2}K_{II}\sin\theta_0\right] = K_{IC} \qquad (22)$$

$$\cos\theta_0/2\left[K_I\sin\theta_0 + K_{II}(3\cos\theta_0 - 1)\right] = 0$$

On peut alors tracer la courbe intrinsèque théorique (KI/KIC, KII/KIC).
Dans les figures (7), la courbe (A) est définie à partir de la mécanique linéaire élastique, la courbe (B) est définie en calculant (KI, KII) à partir de la charge limite "Pl", les droites (KI/KII) déterminent le trajet de chargement et ceci sous différentes valeurs d'excentricité. Les points expérimentaux de l'AU2GN sont reportés sur la figure (7a), ceux de l'AU4G sur la figure (7b) sans distinguer les différentes épaisseurs.

*Discussion

Angle de bifurcation :

Pour l'alliage (2618 A), on constate que dans ce cas l'évolution de l'angle de bifurcation en fonction du rapport (KI/KII) suit assez bien celle prévue par le critère d'ERDOGAN-SIH, toutefois, pour des fortes proportions de mode II (Arctg KI/KII < 40°), on constate que l'angle de bifurcation est nul, ce qui est contradictoire avec les prévisions théoriques.

On doit admettre, pour les éprouvettes que nous avons utilisées, qu'il y a une modification du mécanisme gouvernant la rupture lorsque la proportion du mode II devient importante.

Pour l'alliage 2017 A, la tendance générale de l'évolution de l'angle de rupture suit la courbe (A) avec une dispersion relativement importante, ceci est dû peut-être à une plastification importante en tête de la pointe de fissure. Des photos microscopiques prises dans la zone d'élaboration de rupture montrent que les modes de rupture des deux alliages sont différents. Dans le cas de 2017 A, on constate que le site d'amorçage est constitué de plusieurs microdéfauts disposés d'une manière aléatoire (planches 1, 2).

*Courbe intrinséque de rupture

Les résultats expérimentaux relatifs à l'alliage 2618 A figure (7a) et tableau (2) nous montrent que les facteurs d'intensité de contraintes à rupture sont beaucoup plus élevés que ceux prédits par le critère élastique d'ERDOGAN-SIH ((1)) bien que ce critère ait été souvent vérifié dans des matériaux fragiles (verre, céramique, etc...).

Pour les matériaux ductiles, la zone plastique à la pointe de la fissure est beaucoup plus étendue. Celle-ci augmente encore si la composante (KII) du chargement augmente. On montre en effet que la zone plastique est plus étendue en mode mixte dans la direction de propagation qu'en mode I pur, la résistance à la rupture en est par voie de conséquence fortement augmentée.

Nous constatons que les points expérimentaux relatifs à l'alliage 2618 se trouvent placés autour d'une verticale passant par (KI/KIC) = 1. Ceci est dû en partie peut-être à l'anisotropie de cet alliage. La figure (7b) montre la disposition des points expérimentaux relatifs à l'alliage 2017 A par rapport au critère de la contrainte tangentielle maximale 1 (courbe (A)) et celui de la charge limite (courbe (B)).

Nous constatons que les points obtenus notamment pour KI/KII > 2 sont au-delà de la charge limite ce qui est théoriquement impossible. On constate aussi que le facteur d'intensité de contraintes (KII) dépend faiblement du facteur d'intensité de contrainte (KI).

Des auteurs ((7)) , ((8)) ont étudié le problème de rupture en mode mixte (I + II) en tenant compte des effets de la plasticité au bout de la fissure (critère G ) et de la contrainte circonférentielle maximale ( oo). Les deux critères sont calculés pour deux configurations différents (éprouvette SENB et éprouvette CCT), et reportés sur la figure (8) : (courbes 4, 5, 6).

En outre, sont reportés sur la même figure les courbes théoriques relatives au critère du facteur de densité d'énergie de déformation (courbe 1) , au critère de la contrainte tangentielle maximale (courbe 2), et au taux de d'énergie disponible maximale (courbe 3) G maxi.
Sur la même figure aussi, sont représentés les résultats expérimentaux de GAO ((9)) sur acier et fonte, de WILSON ((10)) et ceux de la présente étude.

On remarque que l'alliage "2618 A" suit de préférence un critère incorporant de la plasticité et l'alliage 2017 A suit plutôt un critère basé sur l'analyse linéaire élastique bien que leur comportement indique que l'alliage 2017 A soit plus ductile que l'alliage 2618 A.

V-1-2-d CONCLUSION

Pour explorer avec commodité une gamme étendue de rapport (KI/KII), nous avons utilisé une éprouvette flexion sollicitée de façon excentrée en trois ou quatre points. Les expériences ont été réalisées sur deux alliages d'aluminium, l'un fragile (2618 A), l'autre ductile (2017 A). On a constaté que les critères élastiques 1, 2, 3 ne pouvaient être validés par les expériences réalisées. Il semble qu'il soit nécessaire de tenir compte des effets de la plasticité qui se développe autour du fond de fissure au cours du chargement.

KFOURI et CHIANG ((7)), ((8)) ont utilisé ,dans ce but, les critères G (énergie de séparation de la fissure) et maxi appliqués à deux configurations différentes.
Sur la figure (8), sont reportés ces différents critères ainsi que les résultats extraits de la bibliographie et nos propres résultats. On constate qu'il est tout aussi délicat de valider l'un ou l'autre critère bien qu'ils semblent expliquer l'allure verticale de la disposition des points pour l'alliage 2618 A.

Une autre manière d'aborder le problème consiste à analyser la ruine de l'éprouvette à l'aide de la méthode de deux critères généralisée aux modes mixtes. Cette méthode a permis d'étudier le comportement des panneaux à entaille centrale inclinée ((11)) figure (9). Elle peut être appliquée dans sa forme la plus générale aux éprouvettes flexion trois et quatre points excentrés ((12)) figure (10), les frontières entre les trois domaines de rupture sont celles définies par HAHN et COL ((13)).

On constate que si l'alliage (2618 A) est bien situé dans la zone de la mécanique linéaire élastique de la rupture et l'alliage (2017 A) dans la zone élasto-plastique, la dispersion des points expérimentaux ne permettant pas une affirmamtion catégorique. Il semble donc qu'il soit nécessaire de prendre en compte d'autres phénomènes tels que l'anisotropie ou la friction des lèvres de la fissure initiale pour l'effet de cisaillement ((17)).

Les différentes épaisseurs d'éprouvettes utilisées dans cette étude montrent contrairement à ce qui était attendu qu'il n'y a pas d'effet détectable de cette dernière sauf dans le cas de rupture d'éprouvettes d'épaisseur 12 mm en alliage 2618 A dans le domaine de forte proportion de mode II pour lesquelles l'angle de rupture est nul.

## V-2 ETUDE EXPERIMENTALE RELATIVE AUX JOINTS SOUDES EN CROIX

### V-2-a Introduction

Les joints d'angle sont présents dans la plupart des structures en service, leur tenue en fatigue dépend de plusieurs paramètres (défaut de soudage, géométrie du joint, contraintes résiduelles, etc...).

Actuellement, c'est souvent par excès qu'on impose la pénétration totale dans les assemblages d'angle avec contrôle corrélatif par ultra-sons.

Dans cette étude, des essais ont été menés sur des joints en croix avec différents manques de pénétration et différentes géométries afin de déterminer leur nocivité du point de vue fatigue.

Nous développerons dans cette étude la procédure de soudage utilisée, le mode opératoire des essais de fatigue, ainsi que les résultats qui sont donnés sous la forme de courbes de résistance à la fatigue.

### V-2-b Mode opératoire de soudage et prélèvement des éprouvettes

#### Matériau

Le matériau de base que nous avons utilisé est un acier E 36-4 employé couramment dans les constructions soudées. Le cordon de soudure est composé d'une première passe en fil fourré sans gaz (NR 203 Ni 1 %) et des passes de remplissage en couple fil-flux (OK 12.20 + OK 10.71).

Les caractéristiques chimiques et mécaniques sont reportées respectivement dans les tableaux (3) et (4).

L'utilisation du fil fourré automatisé en première passe permet le contrôle de la pénétration et ainsi d'obtenir un manque de pénétration uniforme.

Mode opératoire de soudage

Six configurations différentes ont été adoptées :

- les trois premières montrées dans la planche (3) permettent d'avoir trois manques de pénétrations différents (2 a = 5 ; 12,5 ; 15). La géométrie des joints étant la même pour ces configurations.

- les trois autres configurations d'éprouvettes (voir planche 4) permettent d'obtenir des paramètres d'angle de raccordement ($\theta$ = 30°), de jeux entre les tôles soudées (J = 1,5 mm) et de distance au pied de cordon (H/t = 0,8) différents des 3 géométries précédentes.

Les paramètres et les séquences de soudage sont reportés dans le tableau (5).

Le prélèvement des éprouvettes "joints en croix" s'est effectué par sciage des coupons après soudage. La configuration finale du joint en croix utilisé dans les essais est montrée dans la planche (5), d'épaisseur 25 mm, de largeur utile de 60 mm et de longueur de 600 mm.

La planche (6) montre des macrographies de joints avec géométries et manque de pénétration différents.

Les micrographies des structures métallurgiques des différents matériaux constituant le joint soudé ainsi que les caractéristiques de dureté sont reportés dans les planches (7), (8) et (9) respectivement.

V-2-c Essais sur joints en croix

Les essais ont été réalisés sur une machine servo-hydraulique d'une capacité de 400 KN.
Le dispositif utilisé dans les essais est montré sur la planche (10). L'éprouvette "joint en croix" est insérée entre des mors hydrauliques et soumise à une amplitude de contrainte constante pendant l'essai. Celle-ci est sollicitée par une charge cyclique (signal sinusoïdal) sous un rapport de charge (R = 0.1) et une fréquence de 20 Hz.

La mesure de l'amorçage se fait par l'intermédiaire de la variation de potentiel électrique mesurées sur un manovoltmètre.
Comme il existe plusieurs sites d'amorçage, il est nécessaire de disposer de plusieurs points de mesure qui sont analysés par un scrutateur de voies.

## V-2-2 Dépouillement des résultats expérimentaux

Deux modes de rupture ont été observés dans les joints en croix. La rupture en pied de cordon et la rupture en racine. Dans la planche (11) sont reportées des macrographies de différents faciès de rupture rencontrés dans le cas d'une rupture en pied et en racine du cordon de soudure.

La planche (12) donne une vue d'éprouvette rompue en racine.

Des ruptures simultanées peuvent se produire en pied et en racine du cordon. La macrographie (c) dans la planche (11) illustre bien ce phénomène.

Les résultats d'essais des différents types de joints sont donnés sous forme de courbe de résistance à la fatigue dans les figures (11, 12, 13, 14, 15 et 16) respectivement. Les figures (17) et (18) comparent respectivement les courbes de résistance à la fatigue des joints de type (I, II et III) ou les joints de type (II et V).

## V-2-3 Conclusion

L'analyse des résultats expérimentaux montre que la dispersion est relativement importante.

Dans le cas de joints avec manque de pénétration de types (I, II, III), on constate que l'amorçage s'effectue en pied de cordon pour les deux premiers, en racine pour le troisième. La courbe (17) montre que les résistances à la fatigue des joints (II, III) sont proches ; quant au joint (I), sa résistance se trouve supérieure. Toutefois, les trois courbes se rejoignent dans le domaine d'endurance, ainsi l'effet du manque de pénétration n'est pas remarquable dans ce domaine.

* la dispersion importante des résultats d'essais obtenus sur les joints type III pour lequels la propagation s'est effectuée dans le métal fondu peut être dûe :

- aux différents types de défauts (collage...) decélés après rupture en racine des cordons,

- à la forme irrégulière du front de fissure,

- à la dispersion de loi de fissuration dans le métal fondu,

- aux défauts géométriques de l'assemblage, tel que la distorsion, la déflexion ou le désalignement, qui diffèrent d'une éprouvette à l'autre.

*La planche (13) montre en particulier la nature des défauts rencontrés après soudage en pied et en racine du cordon.

L'influence de la géométrie du joint (angle de raccordement, hauteur de la soudure) était étudiée. La figure (19) compare les résistances à la fatigue obtenues sur différents joints : on constate qu'un raccordement plus doux de la soudure augmente la longévité du joint, en particulier, dans le cas des joints présentant un jeu entre les tôles soudées. La fissuration se fait à partir du pied pour les joints brut de soudage et en racine pour les joints à cordons meulés. La résistance de ces derniers est améliorée considérablement dans le domaine d'endurance, cependant cette résistance reste inchangée dans le domaine de fortes contraintes. On constate sur la même figure (19) que la résistance à la fatigue du joint type IV meulé est sensiblement égale à celle du joint de type V à angle de raccordement faible.

Enfin, la résistance des joints présentant des soudures de hauteur plus grande se trouve augmentée dans le domaine de fortes charges type VI.

## BIBLIOGRAPHIE


((1)) ERDOGAN F. et SIH G.C.
TRANS. ASME J. of Basic Engineering p 519 (1963)

((2)) SIH G.C.
Int. J. of Fracture, 10, 3, pp 305-321 (1974)

((3)) BILBY B.A. et CARDEW G.E.
Int. J. of Fracture, 11, pp 708-711 (1975)

((4)) DOWLING A.R. et TOWNLEY C.H.A.
Int. J. Pres. Ves. and Piping, 3, p 77 (1975)

((5)) WANG K.R. et PLUVINAGE G.
The calculation of weight fonctions for certain configurations
ICSMA 6 - MELBOURNE pp 995-1000 (1982)

((6)) KATCHANOV L.
Elément de la théorie de la plasticité
Editions Mir, Moscou , pp 184-196 (1975)

((7)) KFOURI A.P. and MILLER K.J.
Crack separation energy rates for inclined crack in an elastic-plastic material
in Three Dimensional Constitutive Relations and ductile fracture
Edited by E. Nemat - Nasser, pp 83-109, North Holland, Amsterdam (1981)

((8)) WANG TZU CHIANG and MILLER K.J.
Engineering Fracture Mechanics, vol. 19, 4, pp 621-632 (1984)

((9)) GAO H., WANG T.C., YUNG C.S. and ZHOU A.H.
An investigation on the brittle fracture of $K_I$-$K_{II}$, combined mode crack
Acta Metallurgica Sinica, 15, pp 380-391 (1979)

((10)) WILSON W.K., CLARK W.G. and WESSEL E.T.
Fracture mechanic technology for combined loading and low-to-intermadiate strength metals - AD 682754 (1968)

((11)) JODIN P. et PLUVINAGE G.
Validation expérimentale des critères de rupture en condition polymodale (mode I + II)
Mécanique Matériaux Electricité, n° 338, pp 101-112, Février 1978

((12)) SALHI B.
Méthode des deux critères appliquée aux problèmes de rupture en Mode Mixte
rapport DEA INPL Nancy, 1982

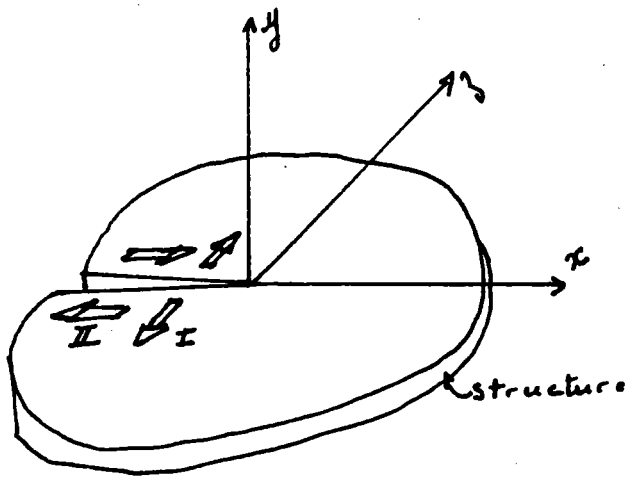
((13)) HAHN G.T. and SARRATE M.
Practical Fracture Mechanics for Structural Steel
Proceedings of the Symposium on fracture toughness concepts for weldable structural steel
M.O. DOBSOW, ed, United Kingdom Atomic Energy Authority, Risley, pp 1-15 (1969)

((14)) DUGDALE D.S.
Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol.8, pp 304-314 (1960)

((15)) BILBY B.A., COTTRELL A.H. and SWINDEN K.H.
Proceeding of the Royal Society, vol. A272, pp 129-138 (1963)

((16)) HEALD P.T., SPINK G.M. and WORTHINGTON P.J.
Materials Science and Engineering, vol. 10, pp 129-138 (1972)

((17)) JODIN P.
Thèse présentée à l'Université de METZ
Contribution à l'étude des ruptures en Mode Mixte (I + II), Juillet 1984.




I - Mode d'ouverture (ouverture symétrique des lèvres de la fissure)

II - Mode de glissement (glissement antisymétrique des lèvres de la fissure)

FIGURE 1

Définition du mode mixte (I + II) de rupture

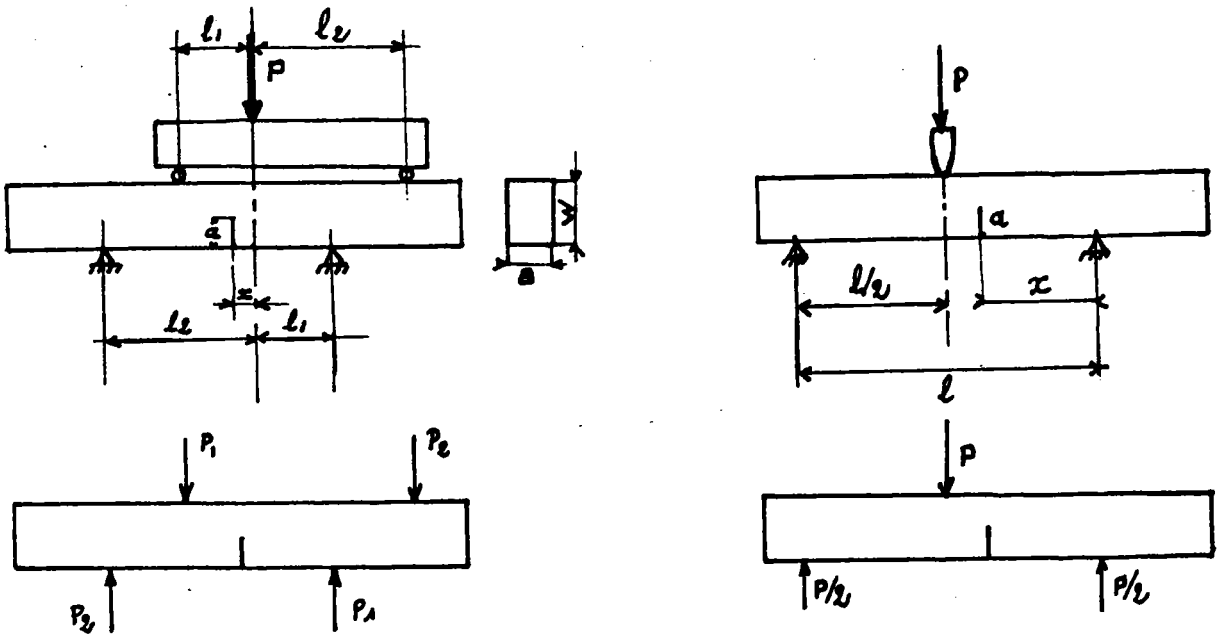



FIGURE 2

Montage flexion (quatre - trois) points excentrés

| AU4G | Cu % | Mg % | Fe % | Mn % | Pb % | Cr % |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | 9.265 | 0.394 | 0.923 | 1.126 | 0.201 | 0.208 |

| AU2GN | Cu % | Mg % | Fe % | Mn % | Cr % | Ti % | Si % | Ni % | Zn % |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 2,66 | 1,62 | 1,13 | 0,1 | <0,05 | 0,09 | 0,22 | 1,17 | 0,06 |

Composition chimique de l'AU2GN et de l'AU4G

| | AU4G | AU2GN |
|---|---|---|
| $K_C$ (MPa $\sqrt{m}$) | 46.09 | 24,36 |
| $R_e$ (MPa) | 253 | 446 |
| $B \geqslant 2,5 \left(\frac{K_C}{R_e}\right)^2$ (mm) | $\simeq$ 80 | 7,5 |

Caractéristiques mécaniques de l'AU2GN et de l'AU4G

TABLEAU 1 :

Caractéristiques chimiques et mécaniques des Alliages AU2GN (2618A) et de l'AU4G (2017A)

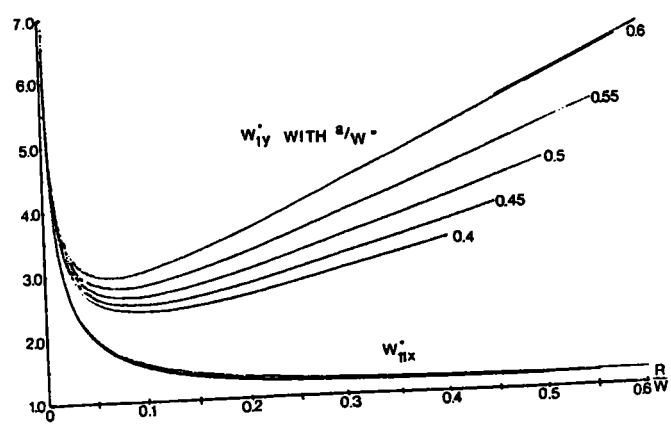



FIGURE (3) : Fonctions de poids relatives au mode I $W^*_{Iy}$ et le mode II $W^*_{IIx}$

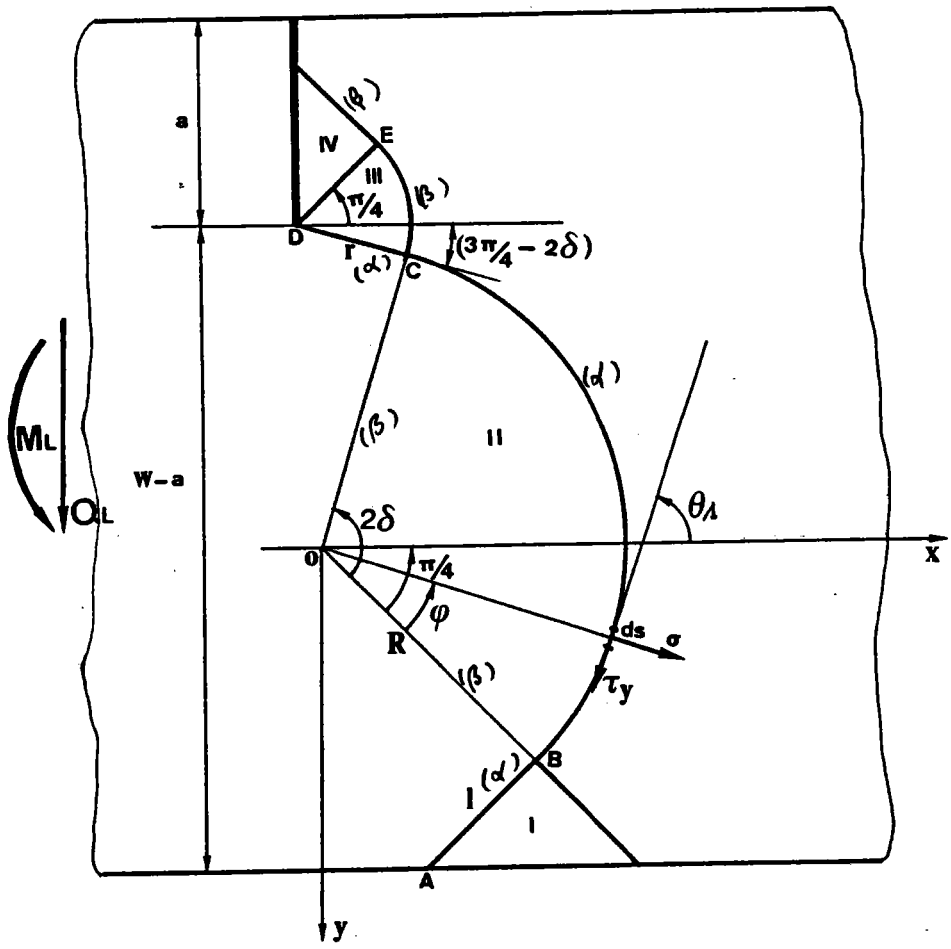



FIGURE 4 Champ de ligne de glissement

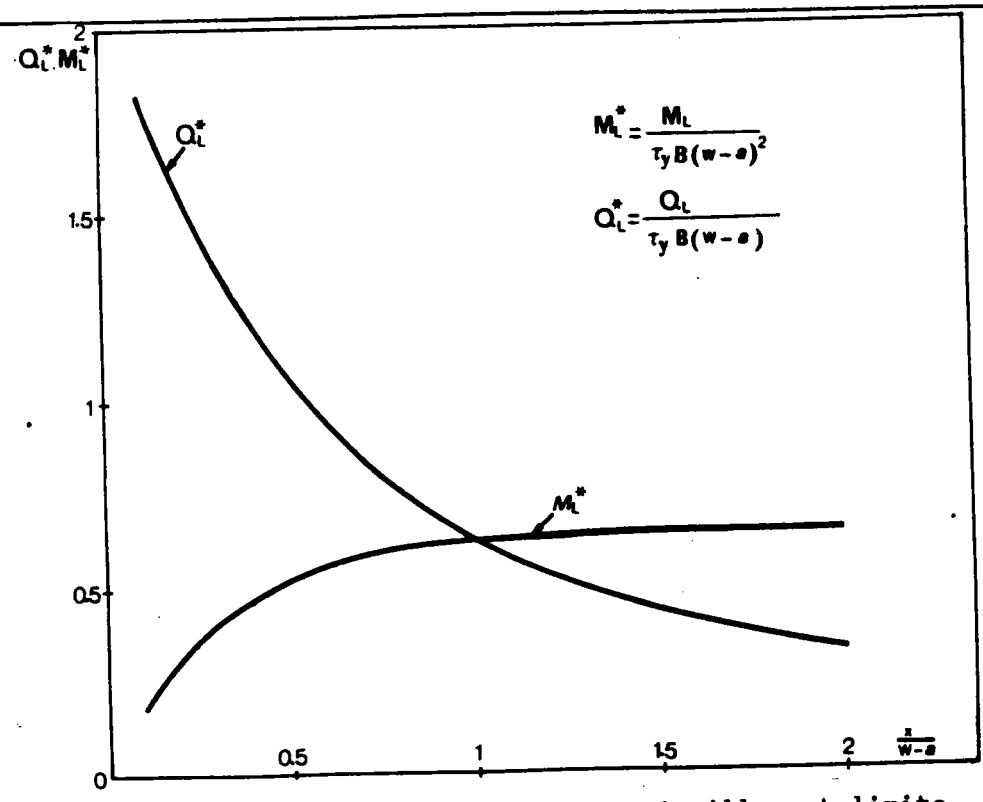



FIGURE 5 Moment limite et effort de cisaillement limite

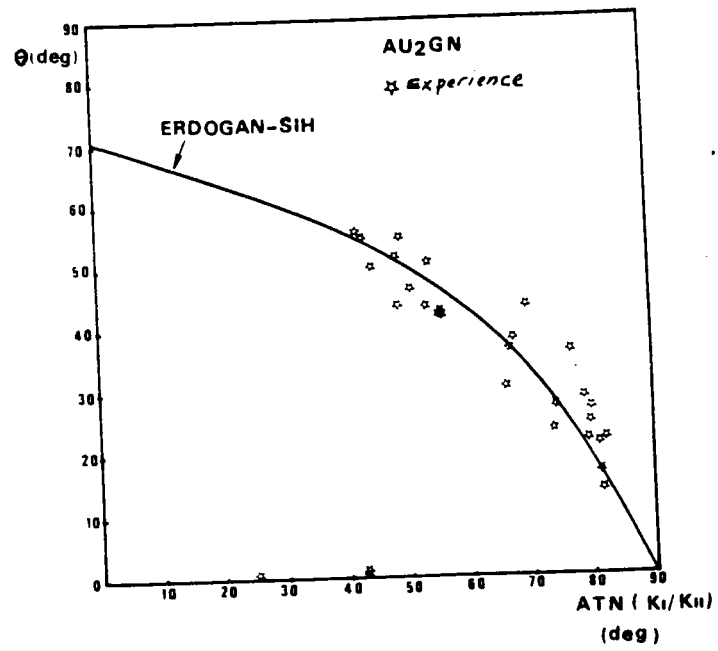



FIGURE 6a

Angle de bifurcation (2618 A)

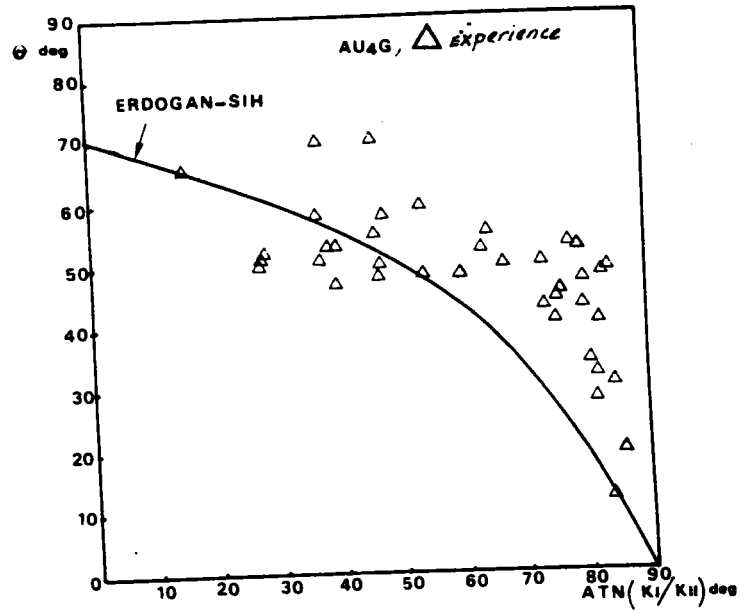



FIGURE 6b

Angle de bifurcation (2017 A)

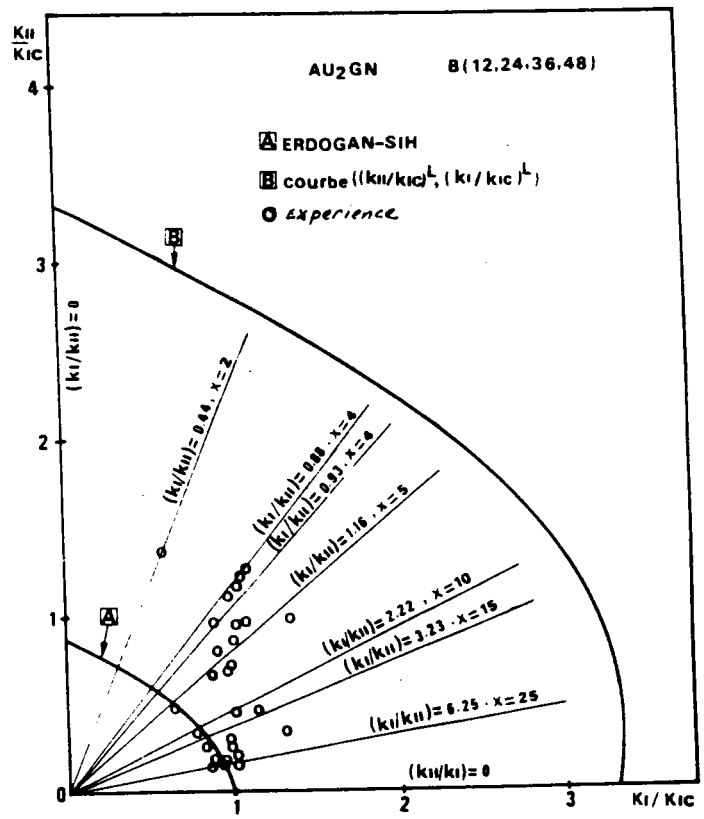



FIGURE 7a

Courbe intrinsèque (2618 A)

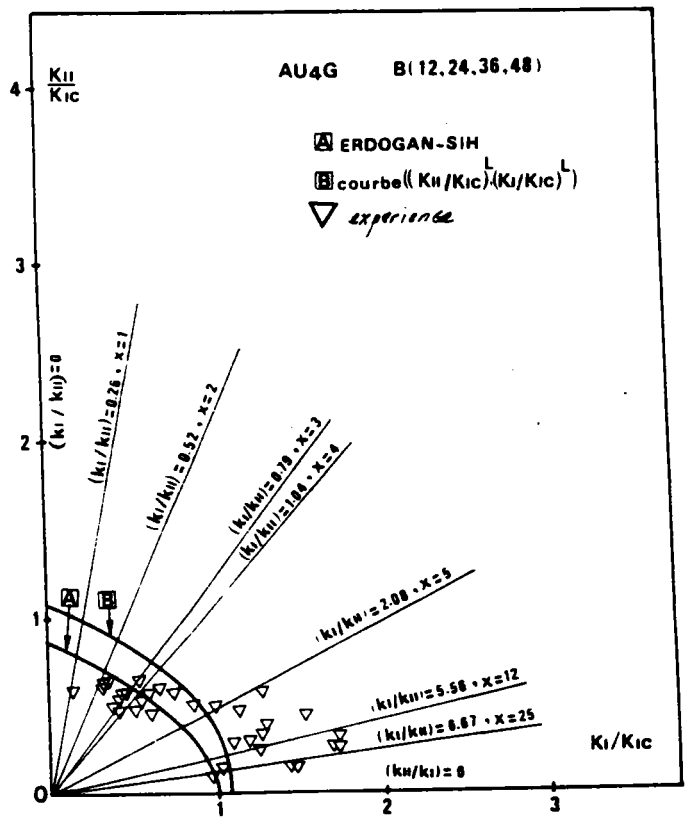


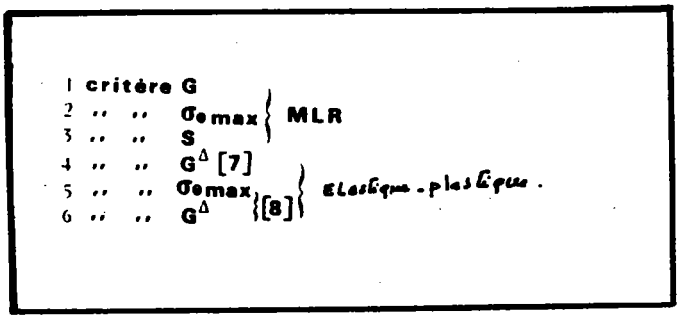

FIGURE 7b

Courbe intrinsèque (2017 A)

| Matériaux | Epaisseur éprouvette B (mm) | Excentricité x (mm) | Longueur fissure a (mm) | Charge de rupture Pc en Million Newton | rapport $P_K/P_C$ | rapport $P_L/P_C$ | rapport $K_{II}/K_I$ | Angle de bifurcation expérience en °C |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $AU_2GN$ (2618 A) W = 30 mm | 12 | 2 | 15 | 0,1150 | 0,52 | 2,01 | 2,27 | 0 |
| | 12 | 4 | 15,2 | 0,1090 | 0,47 | 1,82 | 1,14 | 0 |
| | 24 | 4 | 15,88 | 0,1910 | 0,51 | 1,94 | 1,11 | 56 |
| | 12 | 6 | 15,69 | 0,057 | 0,74 | 2,79 | 0,75 | 44 |
| | 36 | 10 | 15,41 | 0,1160 | 0,81 | 3,06 | 0,45 | 37 |
| | 48 | 15 | 18,59 | 0,0936 | 0,70 | 2,26 | 0,26 | 35 |
| | 48 | 20 | 18,27 | 0,0552 | 0,96 | 3,06 | 0,2 | 25,67 |
| | 48 | 25 | 18,05 | 0,0456 | 0,97 | 3,08 | 0,16 | 20,67 |
| $AU_4G$ (2017 A) W = 26 mm | 24 | 1 | 14,19 | 0,1650 | 1,31 | 1,63 | 3,85 | 65 |
| | 12 | 2 | 14,04 | 0,088 | 1,12 | 1,39 | 1,92 | 50 |
| | 36 | 2 | 18,88 | 0,1680 | 1,12 | 1,1 | 1,32 | 51 |
| | 24 | 3 | 14,13 | 0,1580 | 1,09 | 1,35 | 1,27 | 53 |
| | 36 | 6 | 19,13 | 0,1440 | 0,73 | 0,61 | 0,43 | 50 |
| | 48 | 12 | 19,02 | 0,1650 | 0,5 | 0,39 | 0,22 | 53 |
| | 36 | 25 | 18,34 | 0,033 | 1,03 | 0,83 | 0,11 | 12 |
| | 48 | 25 | 19,2 | 0,0552 | 0,67 | 0,53 | 0,1 | 18,67 |

TABLEAU 2

Résultats expérimentaux pour les alliages 2618 A et 2017 A



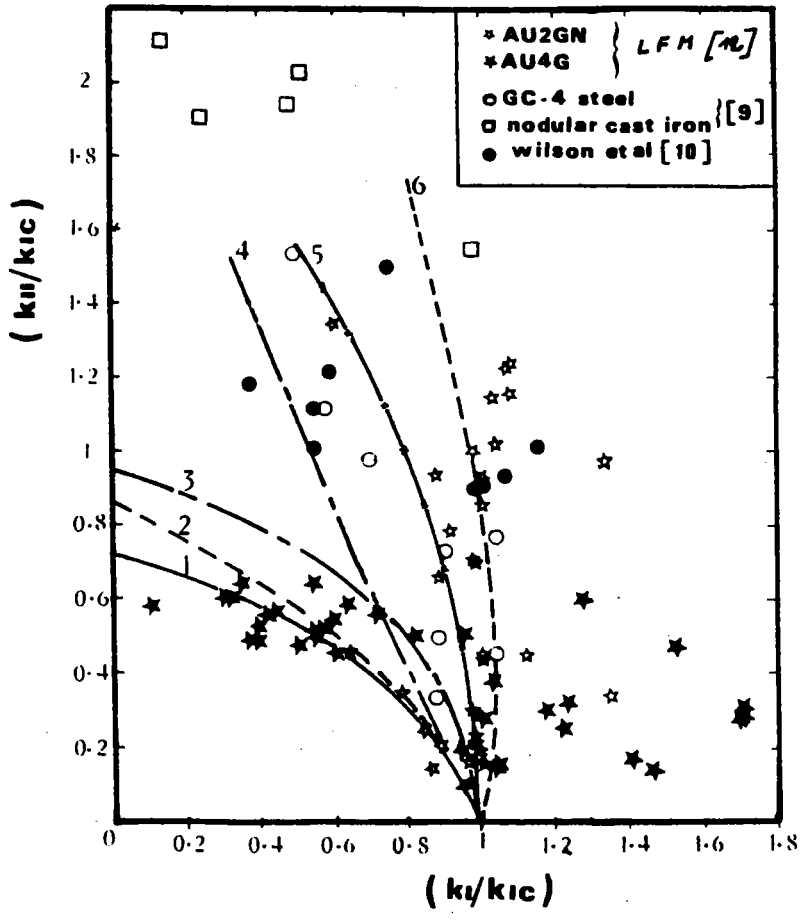




FIGURE 8 Comparaison des résultats expérimentaux avec les résultats théoriques

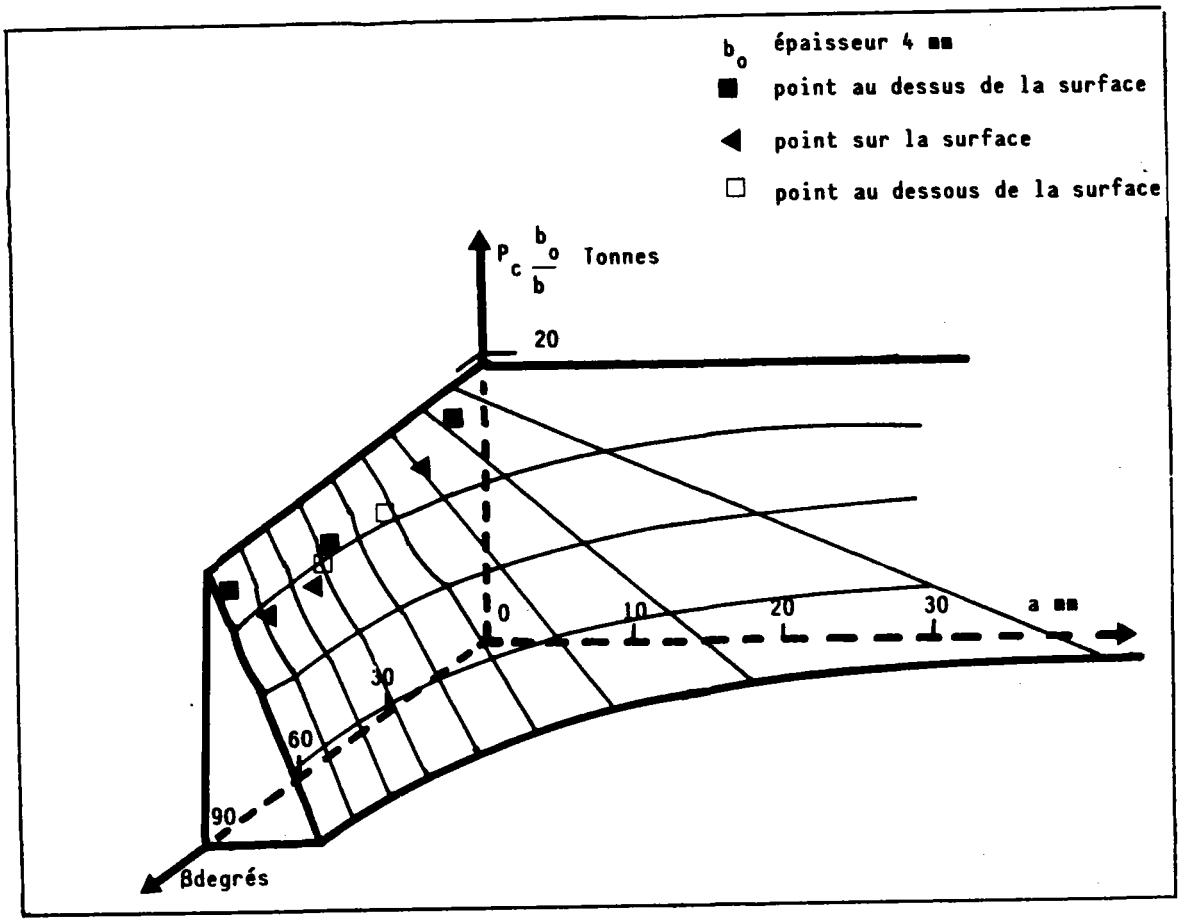



FIGURE 9

Méthode des deux critères appliquée dans le cas des pannes à fissure centrale inclinée

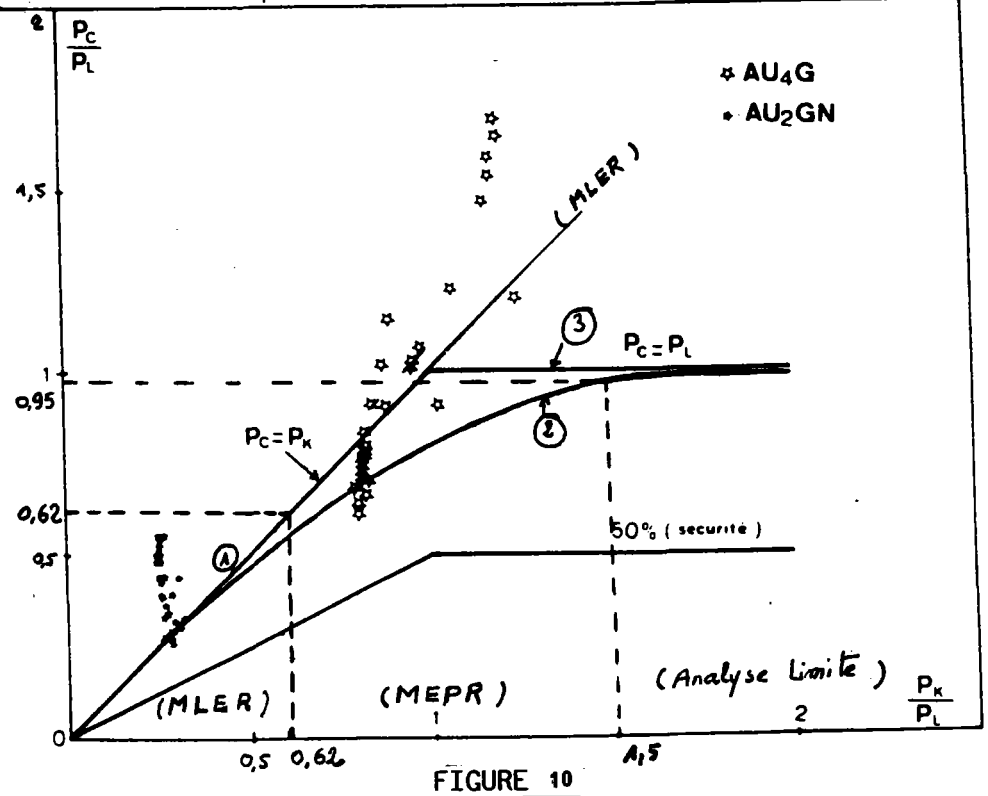


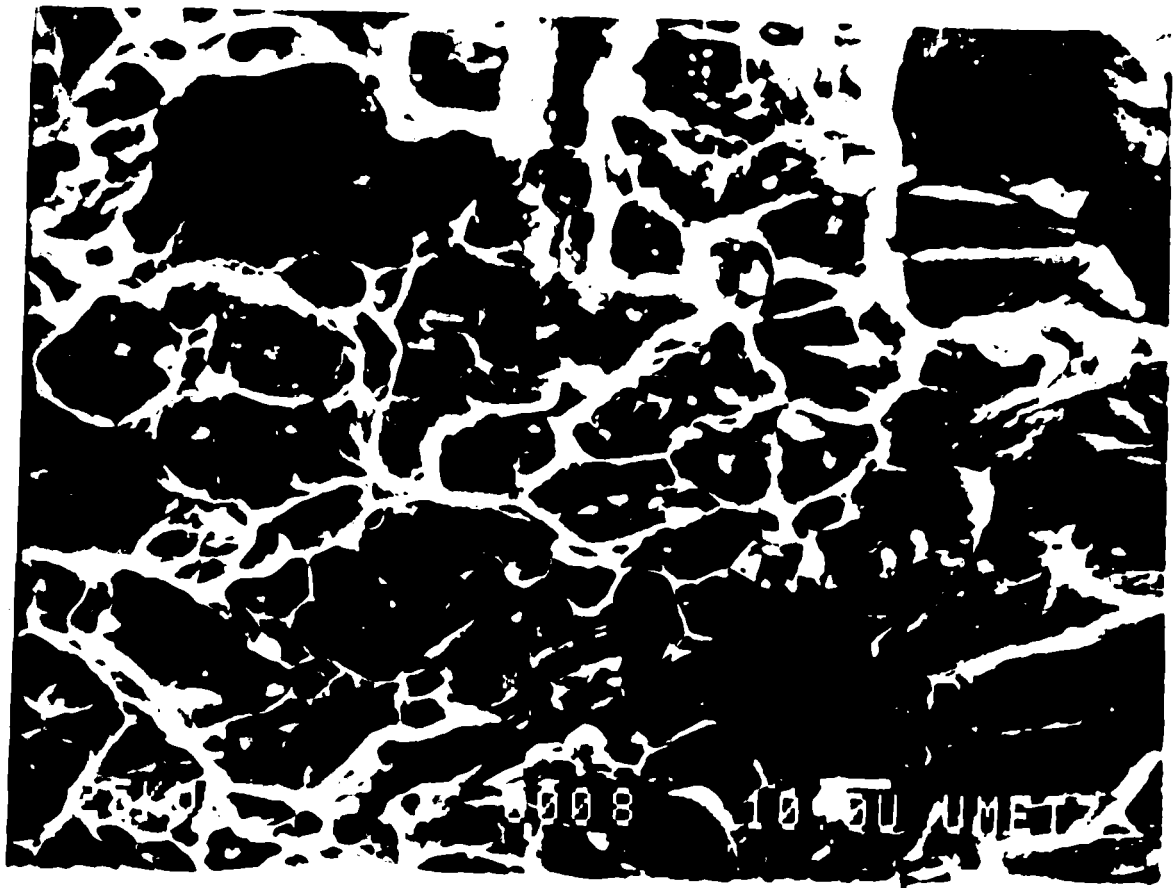

FIGURE 10

Méthode des deux critères

① - Mécanique linéaire élastique

② - Mécanique élasto-plastique (courbe de transition DBCS.HSW) « 14, 15, 16 »

③ - Analyse limite




$K_I / K_{II} = 5.7$ (GR 750)



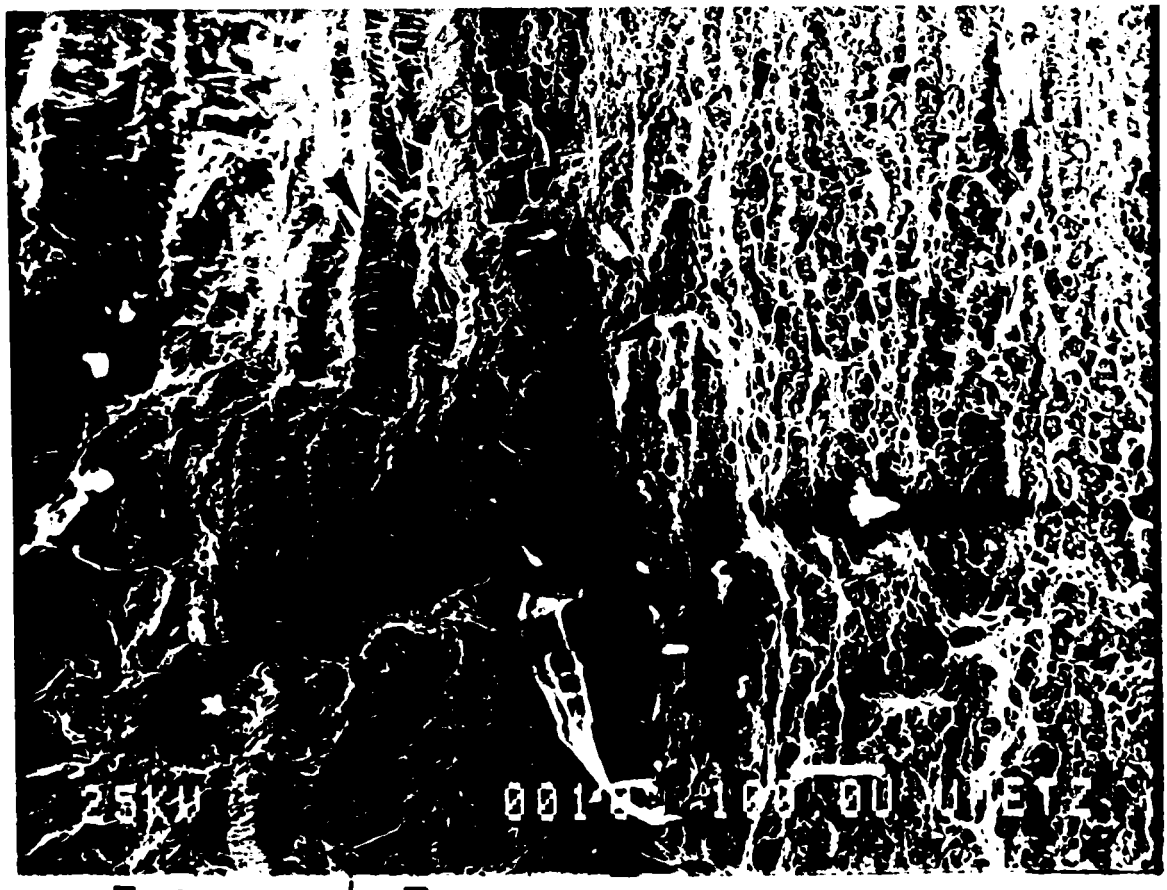

$K_I / K_{II} = 0.93$ (GR 750)

Photos microscopiques du faciès de rupture de l'alliage $AU_2GN$




Fatigue ►|◄ Rupture

$K_I/K_{II} = 0.83$ (GR200)




Fatigue ►|◄ Rupture

$K_I/K_{II} = 6.65$ (GR100)

Photos microscopiques du faciès de rupture de l'alliage $AU_4G$

| Matériau | Mn | Si | C | P | Al | S | Ni | Cr | $M_o$ | V |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Métal de base E 36-4 | 1,4 | 0,550 | 0,144 | 0,032 | 0,045 | 0,011 | - | - | - | - |
| Métal fondu 1ère passe NR 203 Ni 1% | 1,15 | 0,3 | 0,068 | 0,007 | 0,59 | 0,005 | 0,91 | 0,02 | 0,02 | <0,005 |
| Métal fondu Remplissage OK 12,20+OK 1071 | 1,3 | 0,3 | 0,07 | - | - | - | - | - | - | - |

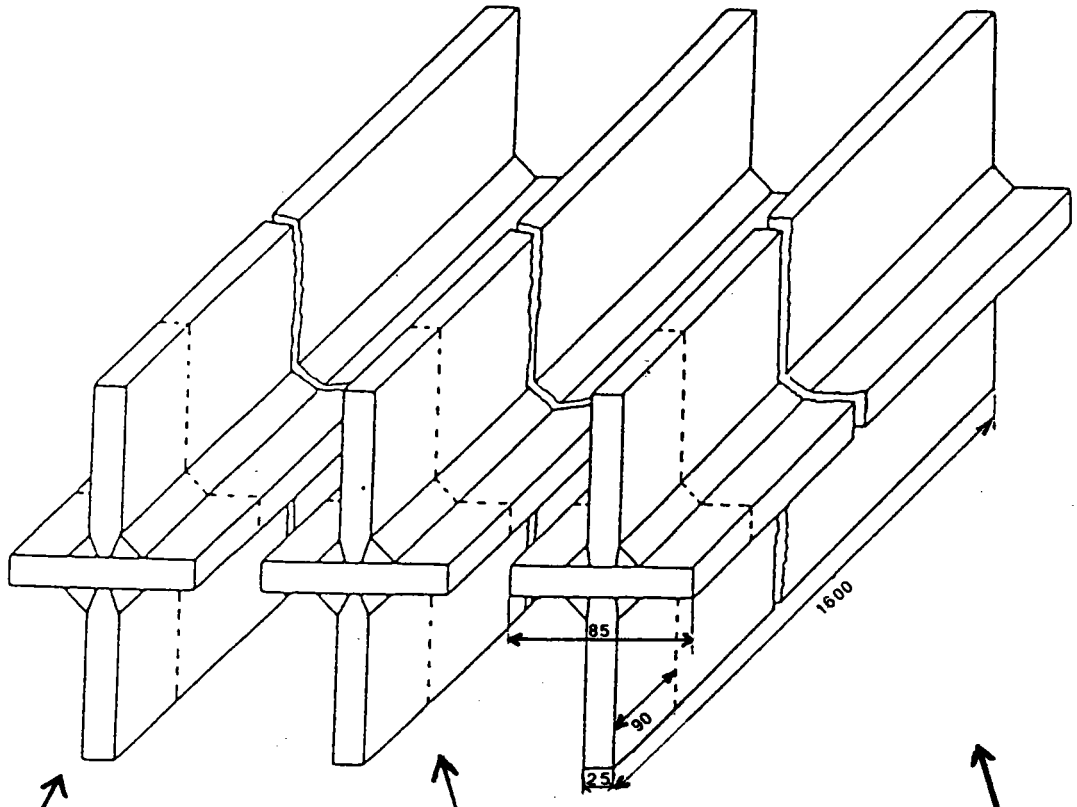
Tableau 3 : CARACTERISTIQUES CHIMIQUES (en %) (Métal de base, Métal fondu)

| Matériau | Re (MPa) | Rm (MPa) | A % | Kcv (J/cm2) |
|---|---|---|---|---|
| Métal de base E 36-4 | 382 | 543 | 32,9 | 185 (-20°C)<br>177 (-40°C) |
| Métal fondu Fil fourré | 374 | 506 | 32 | 144 (-20°C) |
| Métal fondu Couple fil-flux | 416 | 517 | 30 | 145 (0°C) |

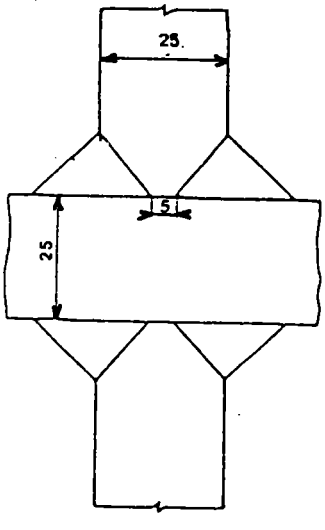
Tableau 4 : CARACTERISTIQUES MECANIQUES (Métal de base, Métal fondu)

MODE OPERATOIRE DU SOUDAGE

géométries des assemblages



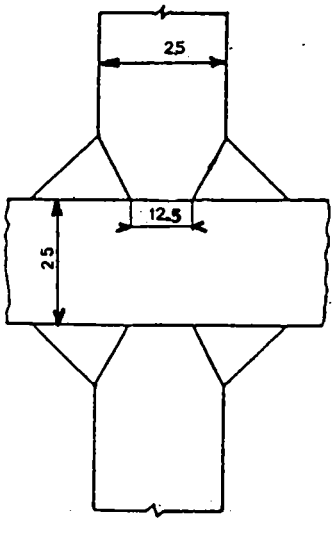

Type I
(15)




H/t = 0,5
Θ = 45°

2 a = 5

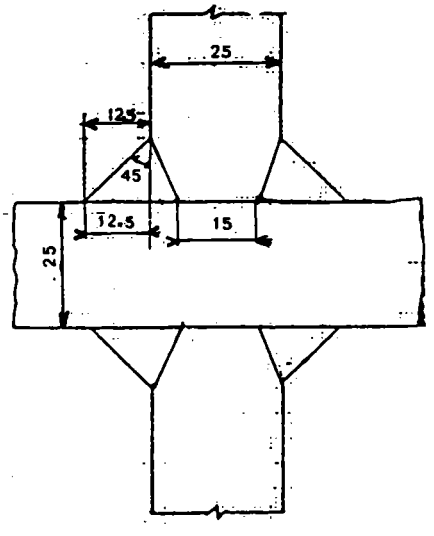
Type II
(15)




H/t = 0,5
Θ = 45°

2 a = 12,5

Type III
(15)

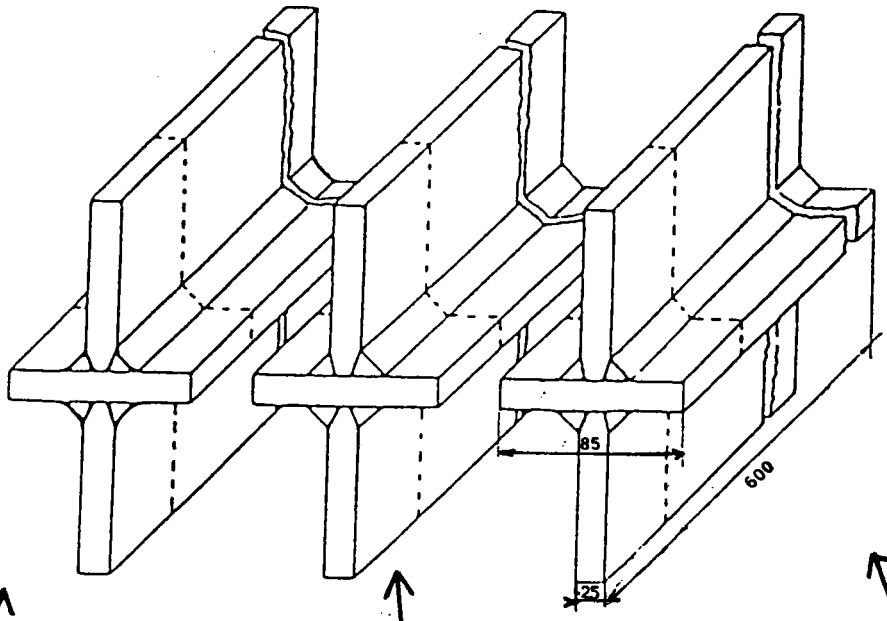



H/t = 0,5
Θ = 45°

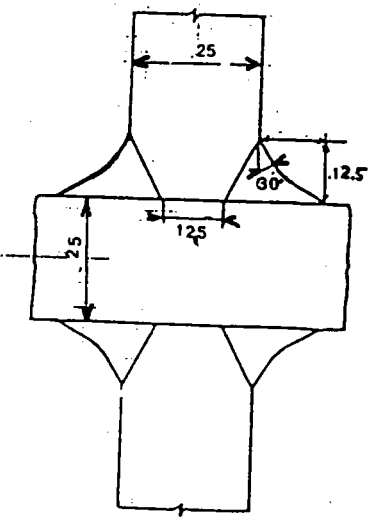
2 a = 15

MODE OPERATOIRE DU SOUDAGE

géométries des assemblages



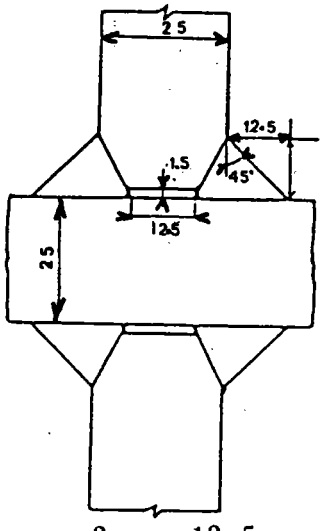

Type IV
(5)




2 a = 12,5
H/t = 0,5
Θ = 30°

Θ= 30°

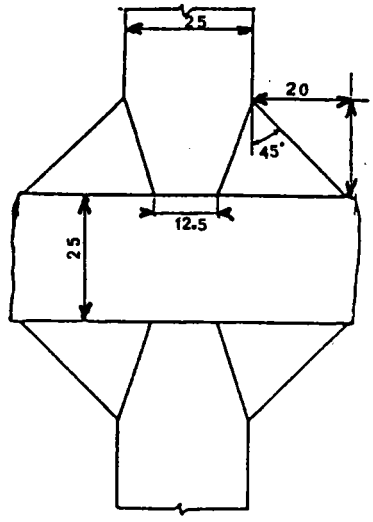
Type V
(5)




2 a = 12,5
H/t = 0,5
Θ = 45°

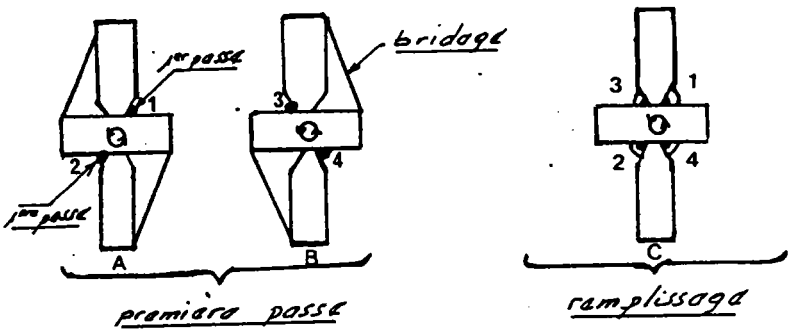
J = 1,5

Type VI
(5)




2 a = 12,5
H/t = 0,8
Θ = 45°
H/T = 0,8

TABLEAU 3 : Mode opératoire et paramètres de soudage

| Repère | Diamètre du fil (mm) | Nombre de passes | Intensité (Ampères) | Tension (Volts) | Température inter-passes (° C) | Position de la torche et de la tôle | Vitesse de la torche (cm/mn) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Fil fourré "LINCOLN" NR 203 Ni 1% (1ère passe) | 2 | 1 | + 265 | 21 | - 200° C | 10° C plat | 25 |
| Couple fil-flux "ESAB" OK 12.20 + OK 10.71 (remplissage) | 4 | 4 | + 550 | 28 | = 200° C | 10° C plat | 25 |
| Séquence de soudage |  | | | | | | |



**A** : Bridage en diagonale - Exécution des premières passes en racine 1 et 2

**B** : Bridage en diagonale - Exécution des premières passes 3 et 4

**C** : Joints libres - Exécution des passes de remplissage

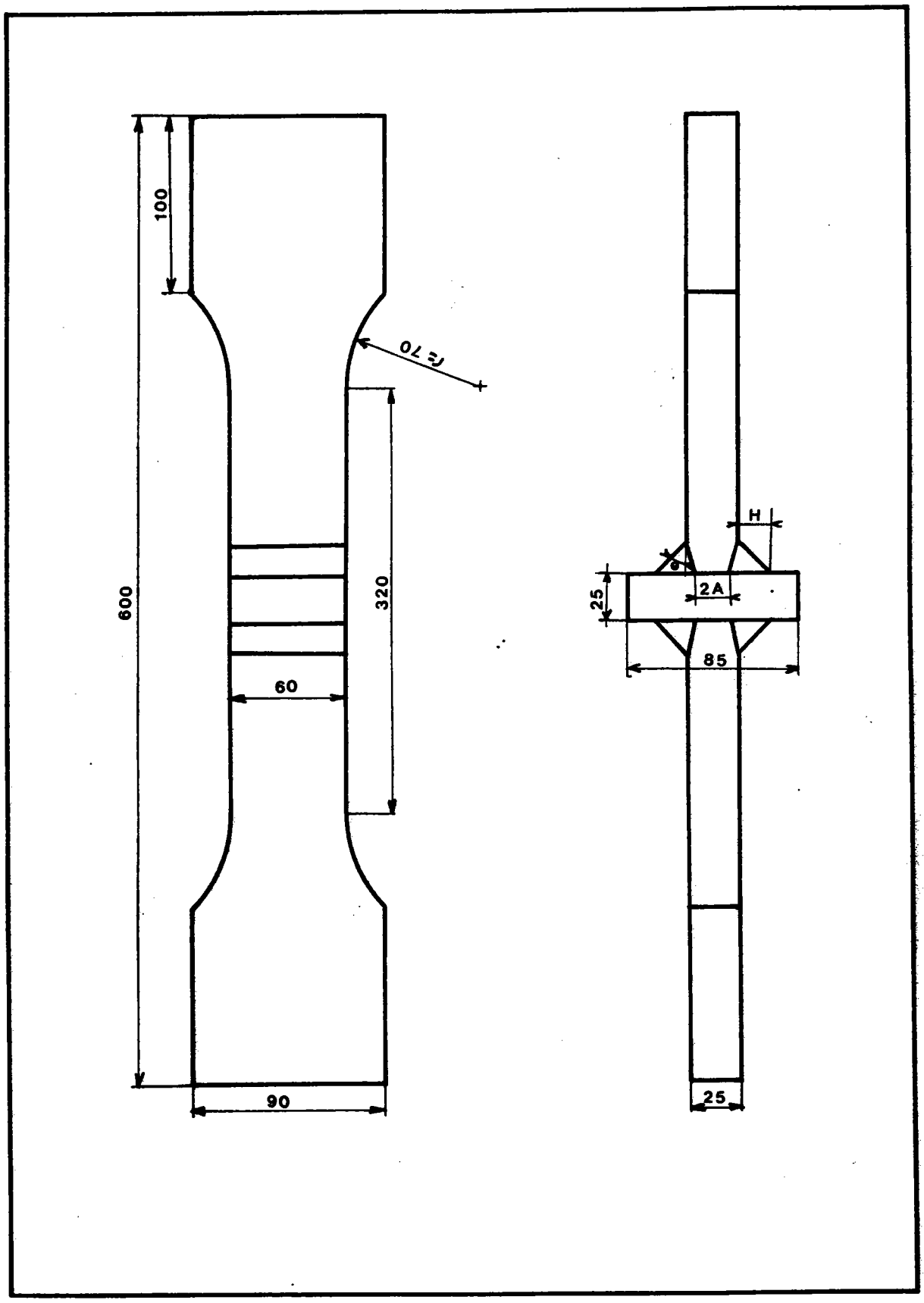
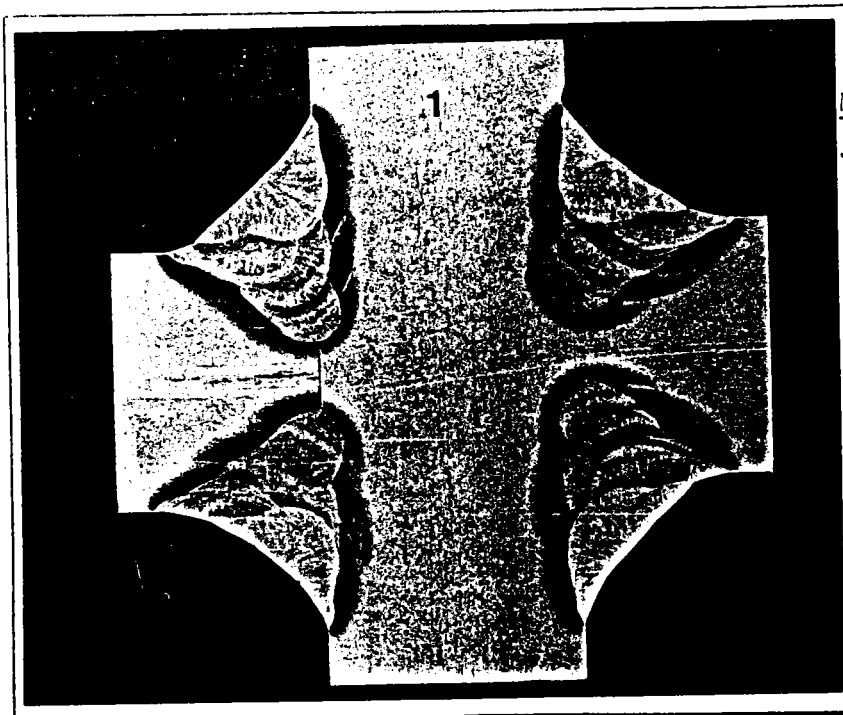



PLANCHE 5 : Eprouvette "Joint en croix"




MACROGRAPHIE :

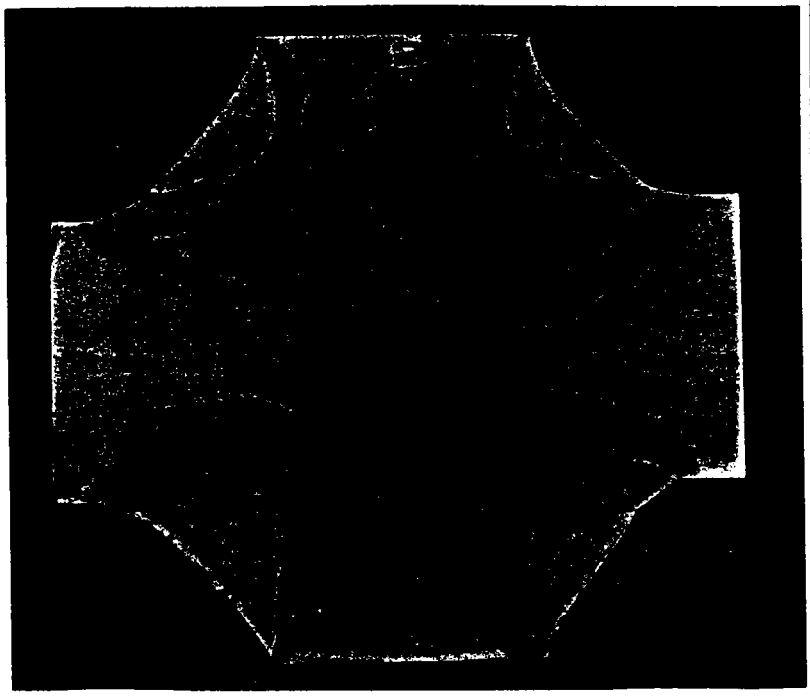
Joint en croix type I

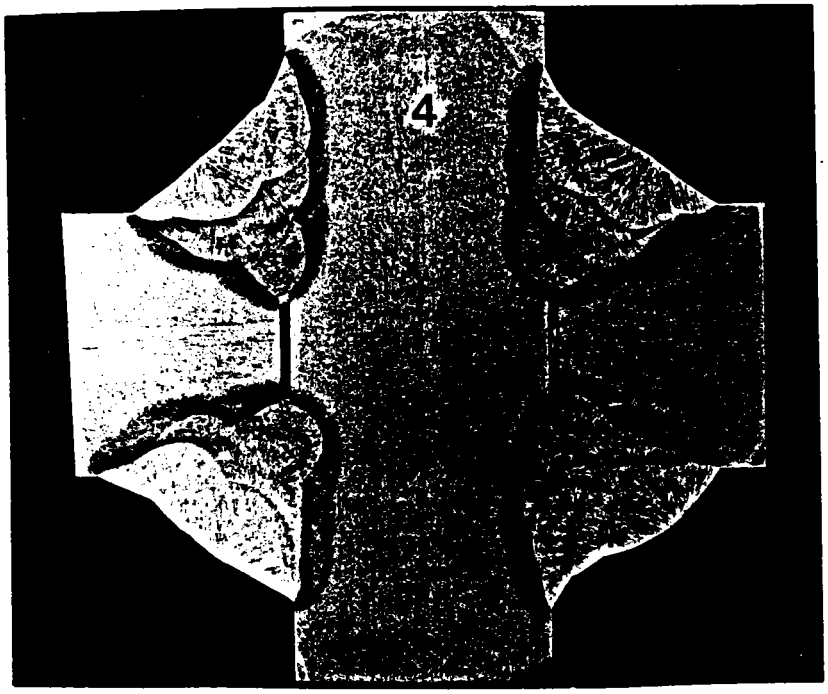
(Gr x 1,4 Nital 15 %)

MACROGRAPHIE :

Joint en croix
type II

(Gr x 1,5 Nital 15 %)





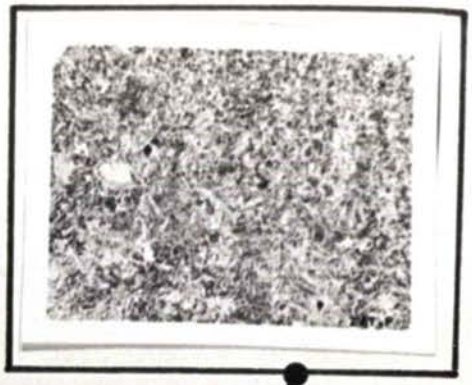

MACROGRAPHIE :

Joint en croix
type IV

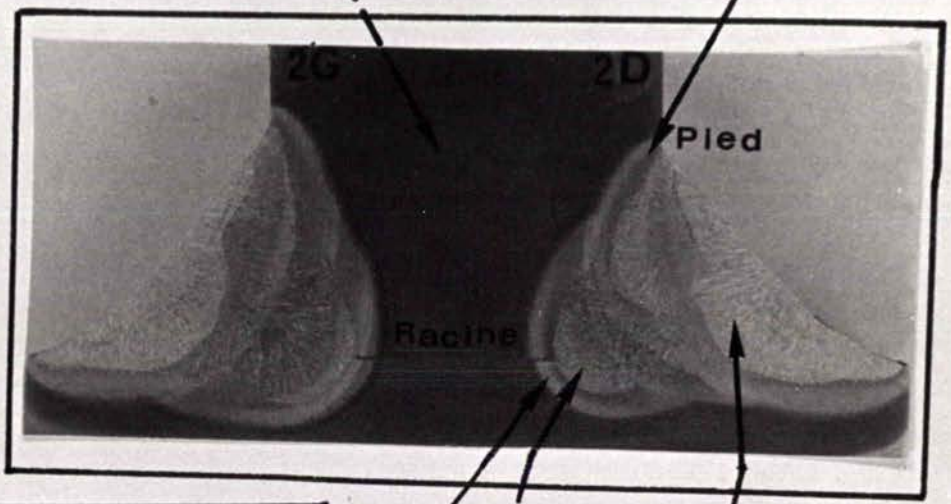
(Gr x 1,4 Nital 15 %)

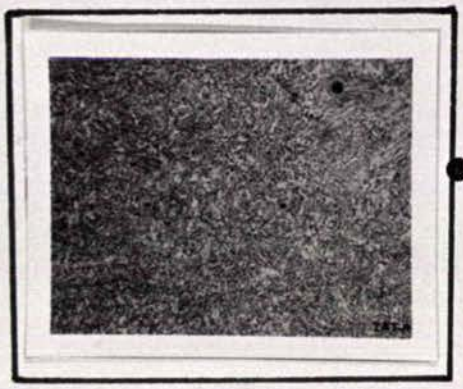


MB (E36.4)

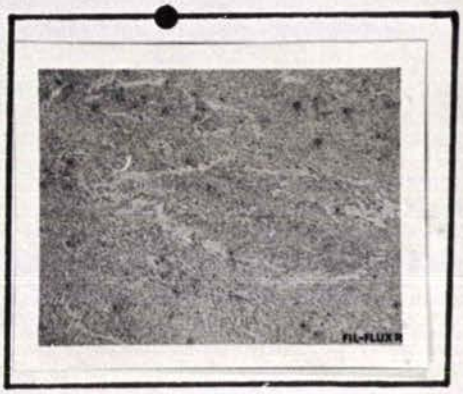


ZAT.P

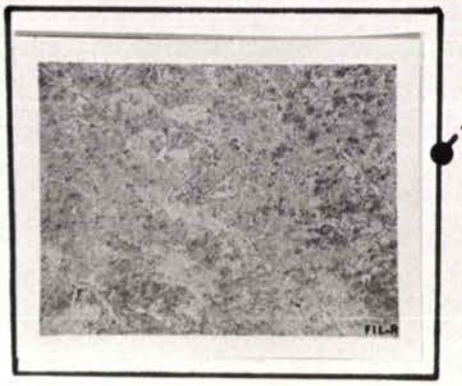


ZAT.R

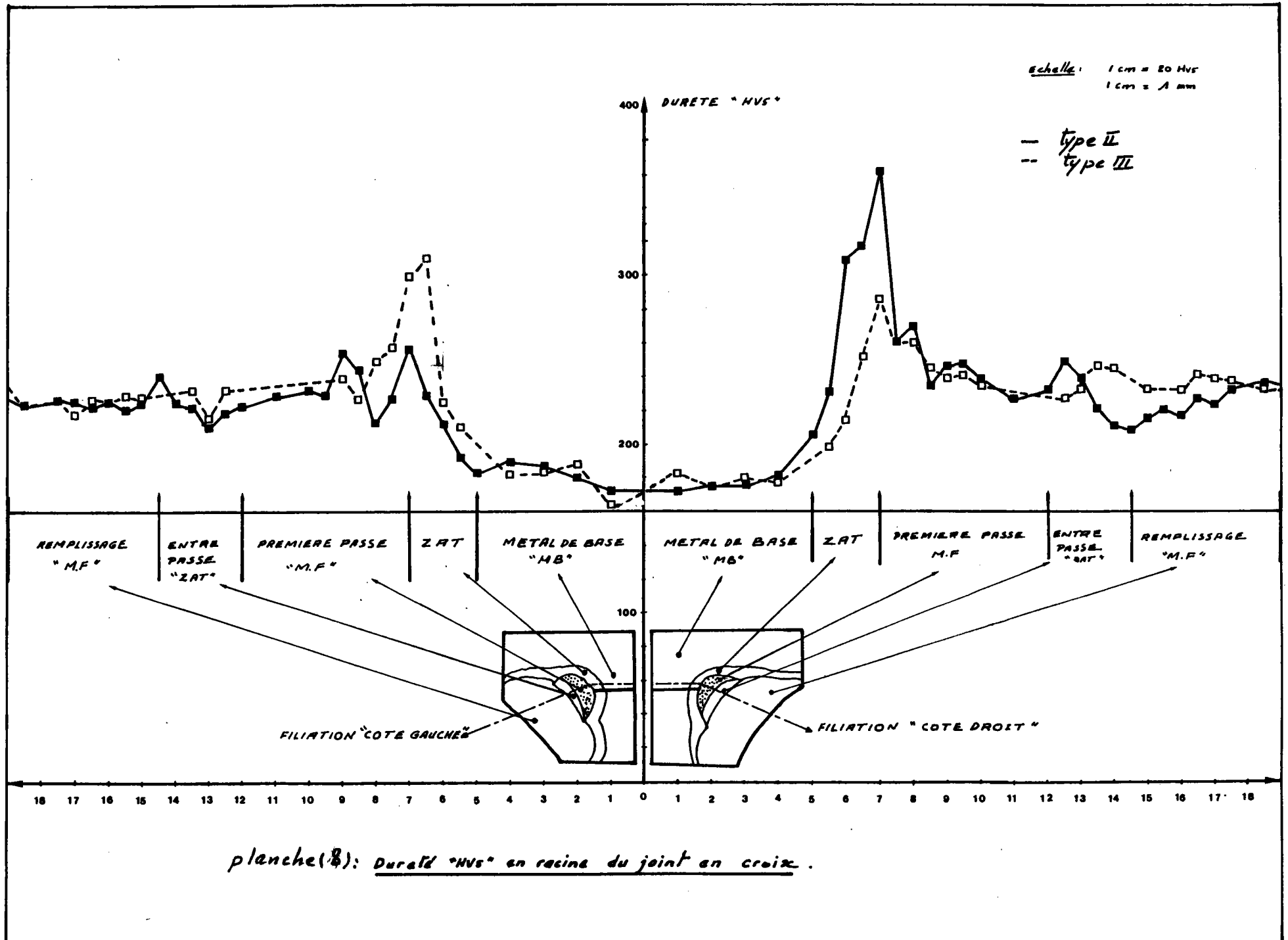


FIL.FLUX (OK 12.20+OK10.70)

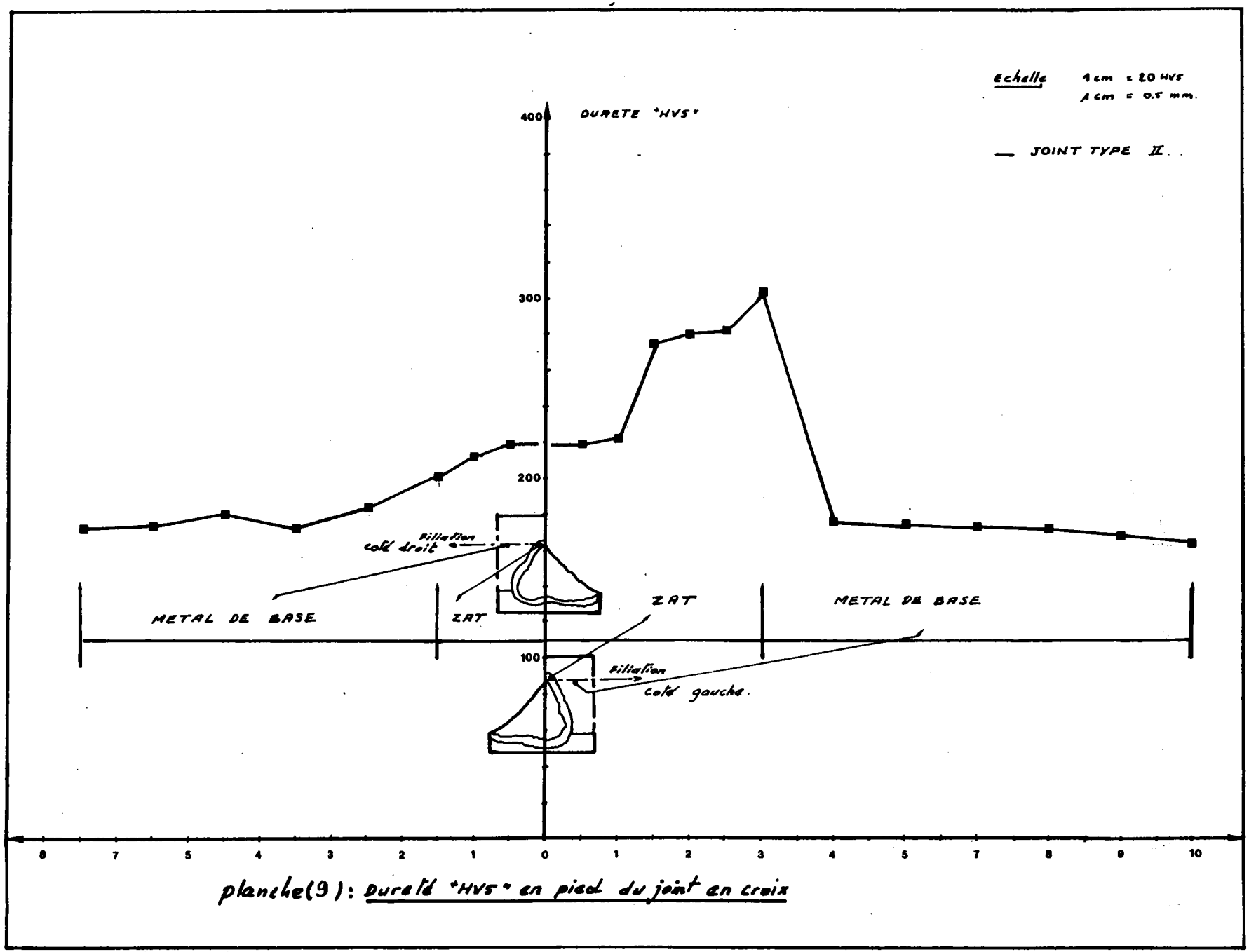


FIL.R (NR 203 NI 1%)

STRUCTURE MICROGRAPHIQUE DE DIFFERENTES ZONES DU JOINT

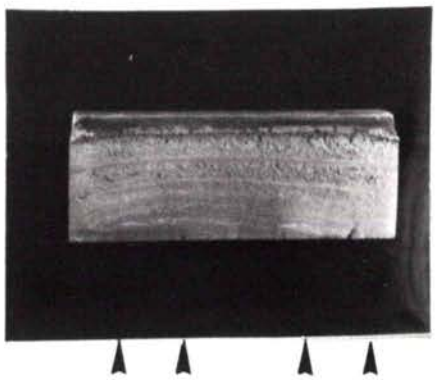


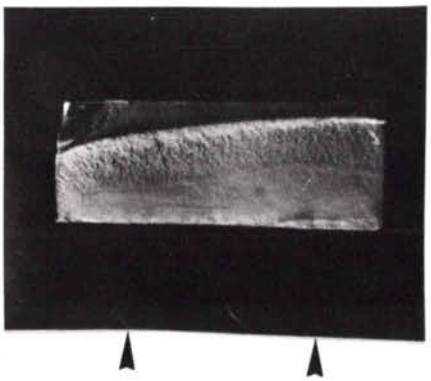

planche(8): Dureté "HVs" en racine du joint en croix.

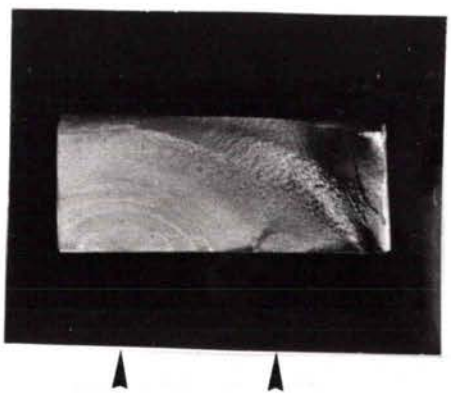


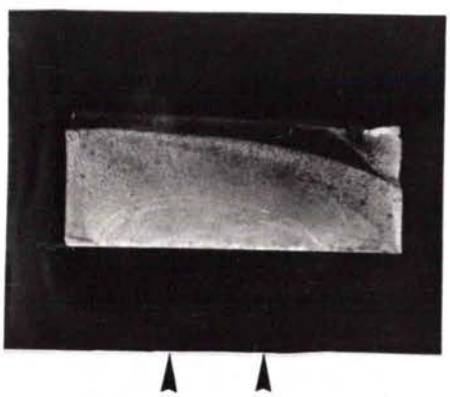

planche(9): Dureté "HVS" en pied du joint en croix

PLANCHE 10

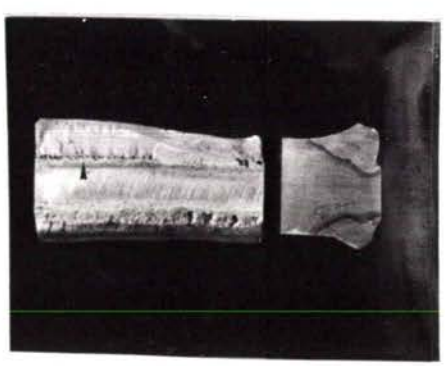




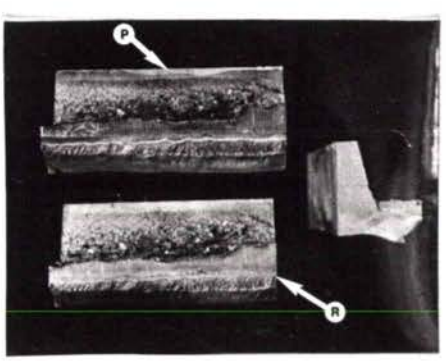




FACIES DE RUPTURE EN PIED DE CORDON



FACIES DE RUPTURE
EN RACINE DE CORDON




FACIES DE RUPTURE SIMULTANEE
EN PIED ET EN RACINE DE CORDON

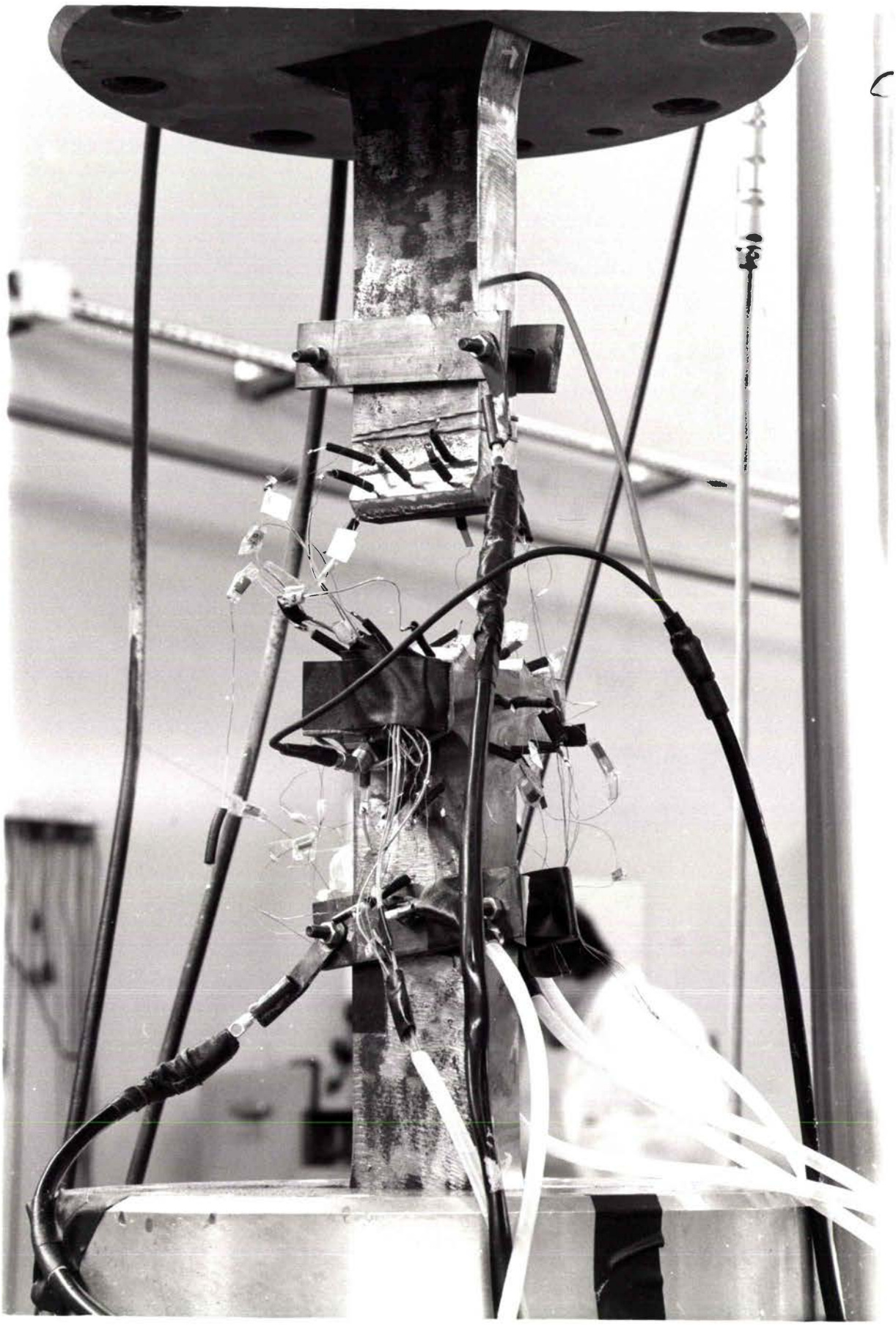


PLANCHE 12

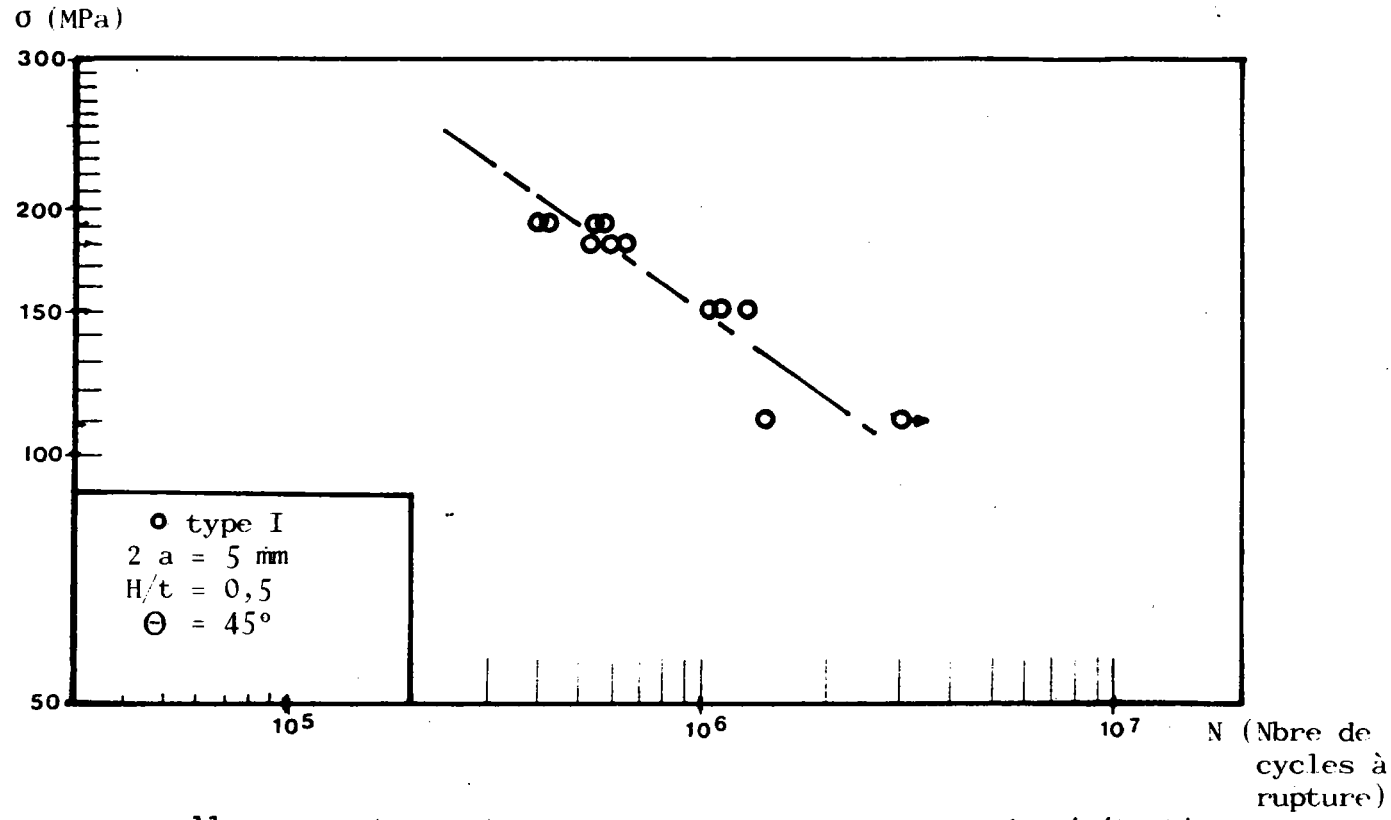



FIGURE 11: Courbe ( $\Delta\sigma$-N ) du joint en croix avec manque de pénétration

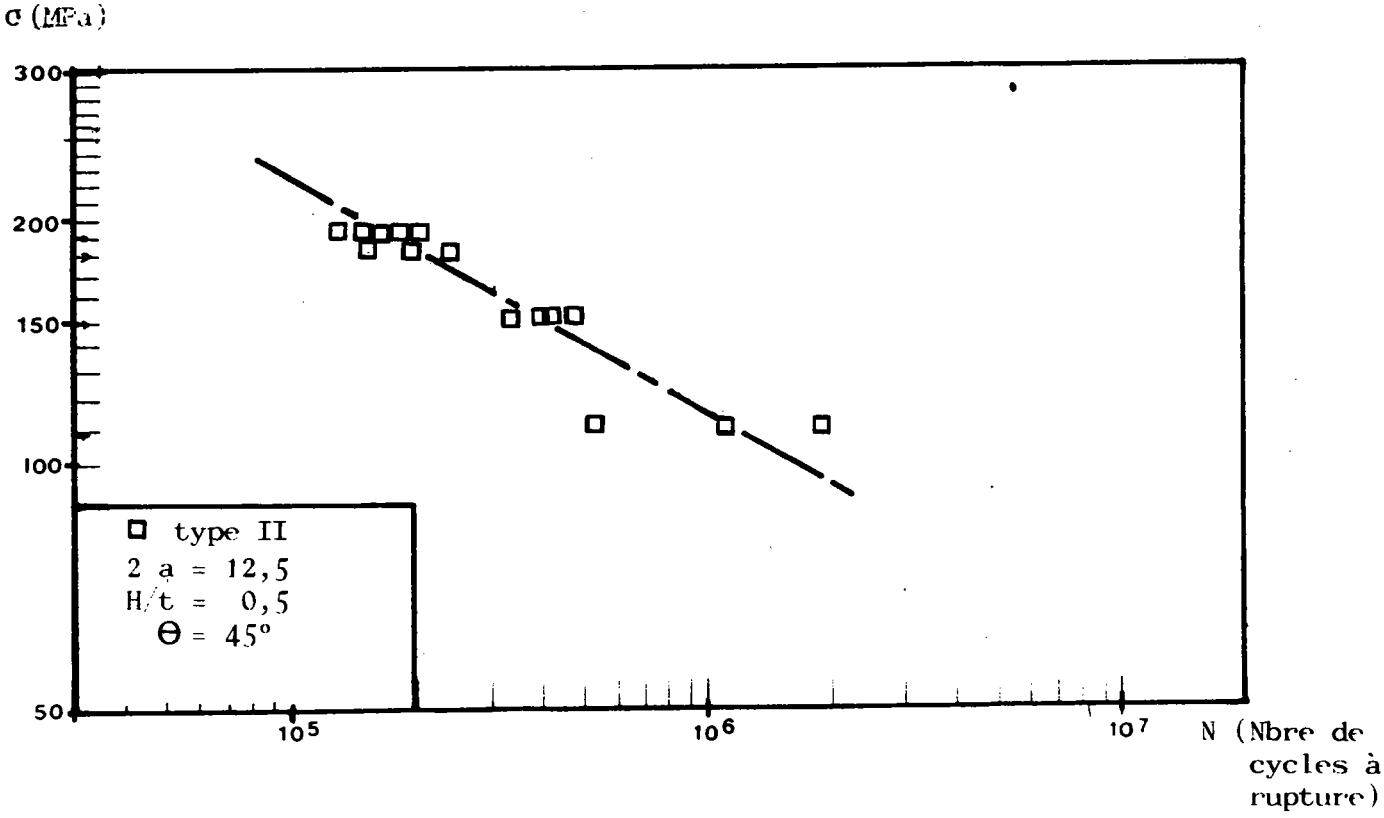



FIGURE 12: Courbe ( $\Delta\sigma$-N ) du joint en croix avec manque de pénétration

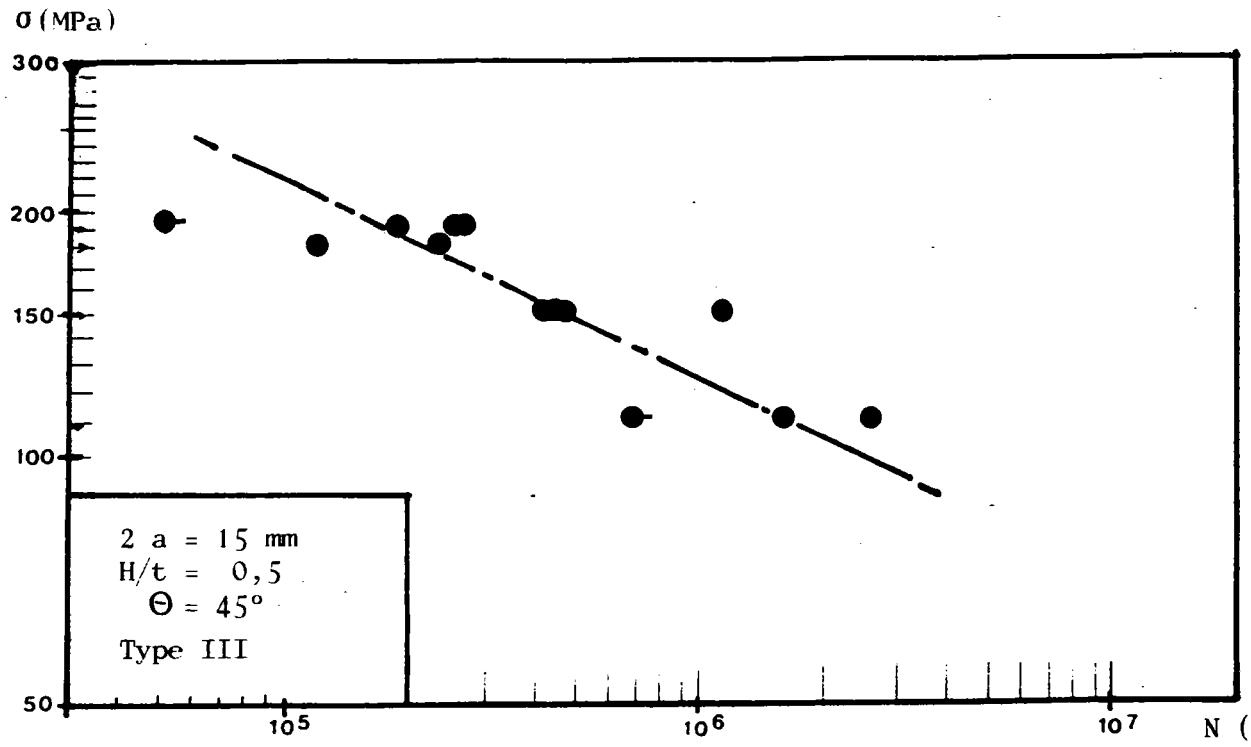



FIGURE 13: Courbe ( $\Delta\sigma$-N) du joint en croix avec manque de pénétration

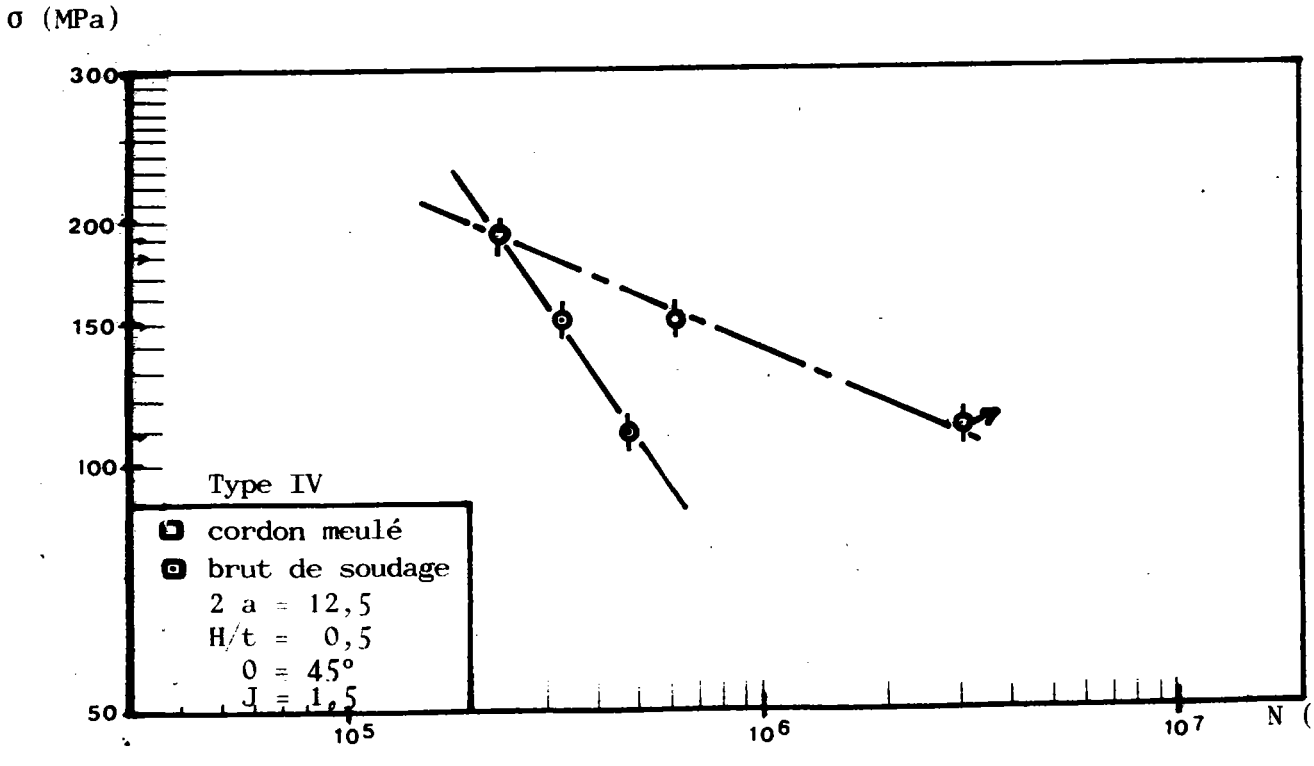



FIGURE 14: Courbe ($\Delta\sigma$-N) du joint en croix avec manque de pénétration

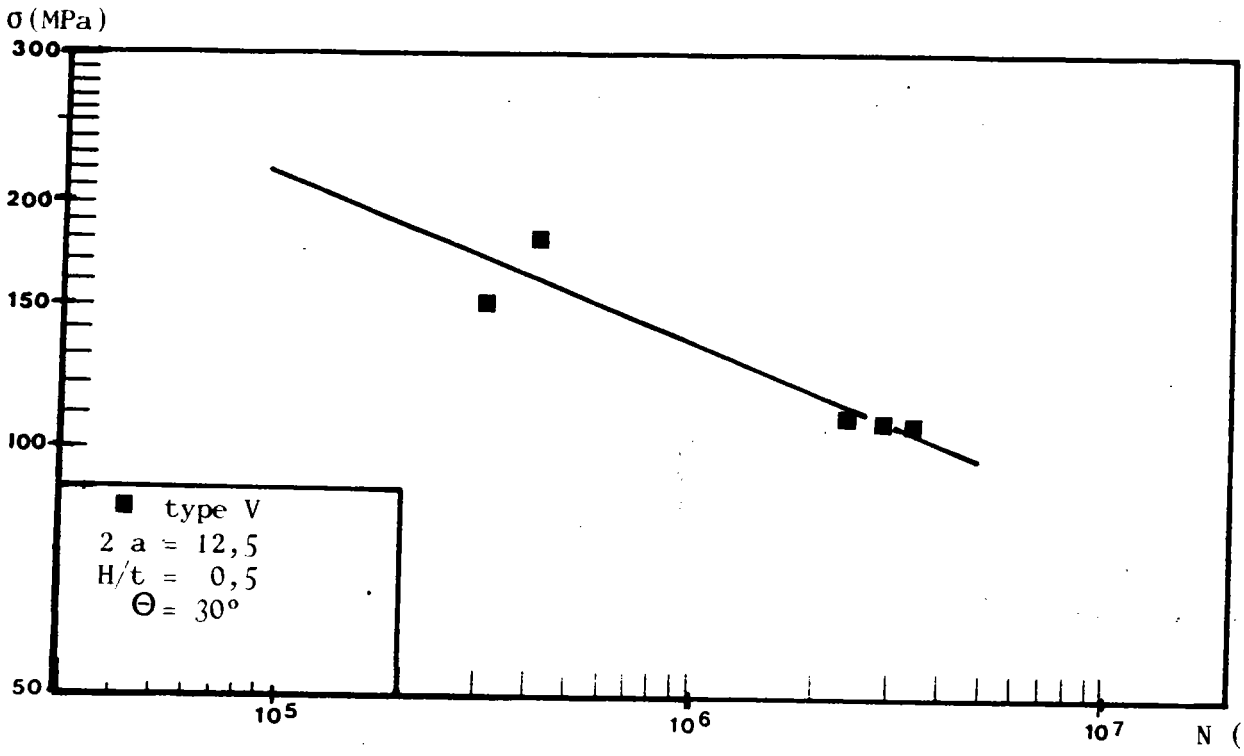



FIGURE 15 : Courbe ( $\Delta\sigma$-N ) joint en croix avec manque de pénétration

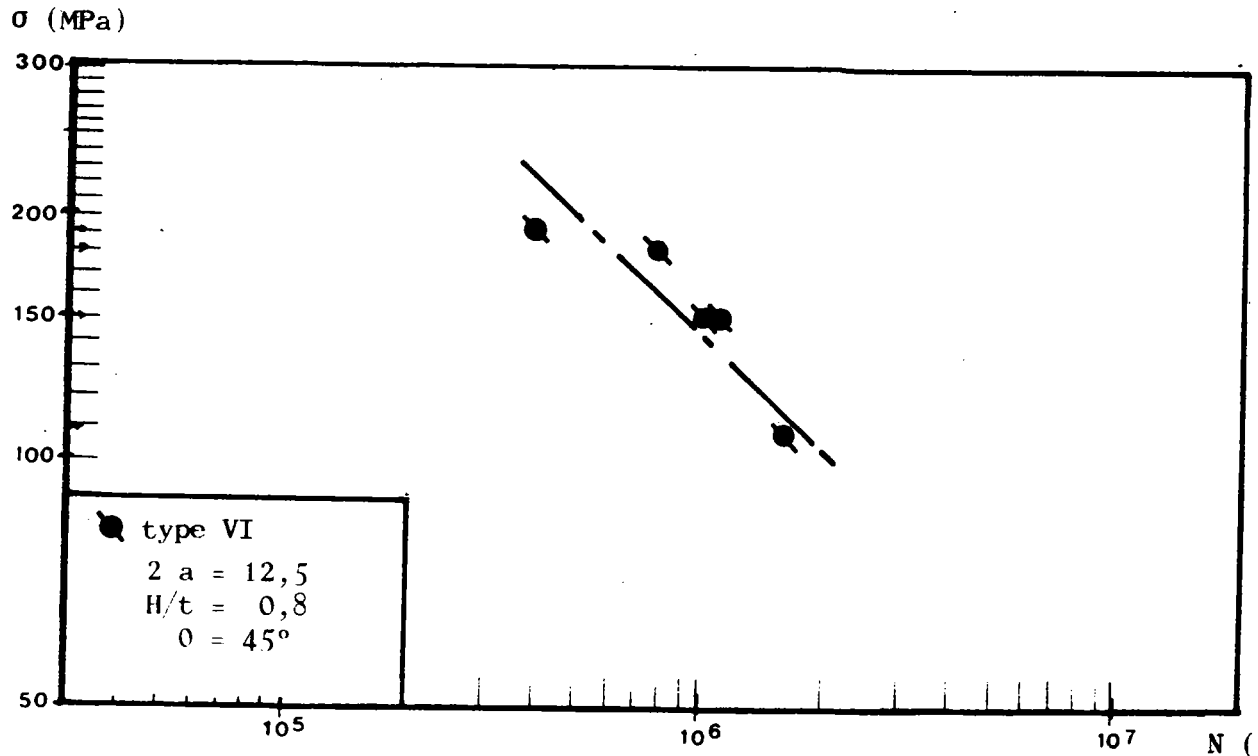



FIGURE 16: Courbe ($\Delta\sigma$-N) joint en croix avec manque de pénétration

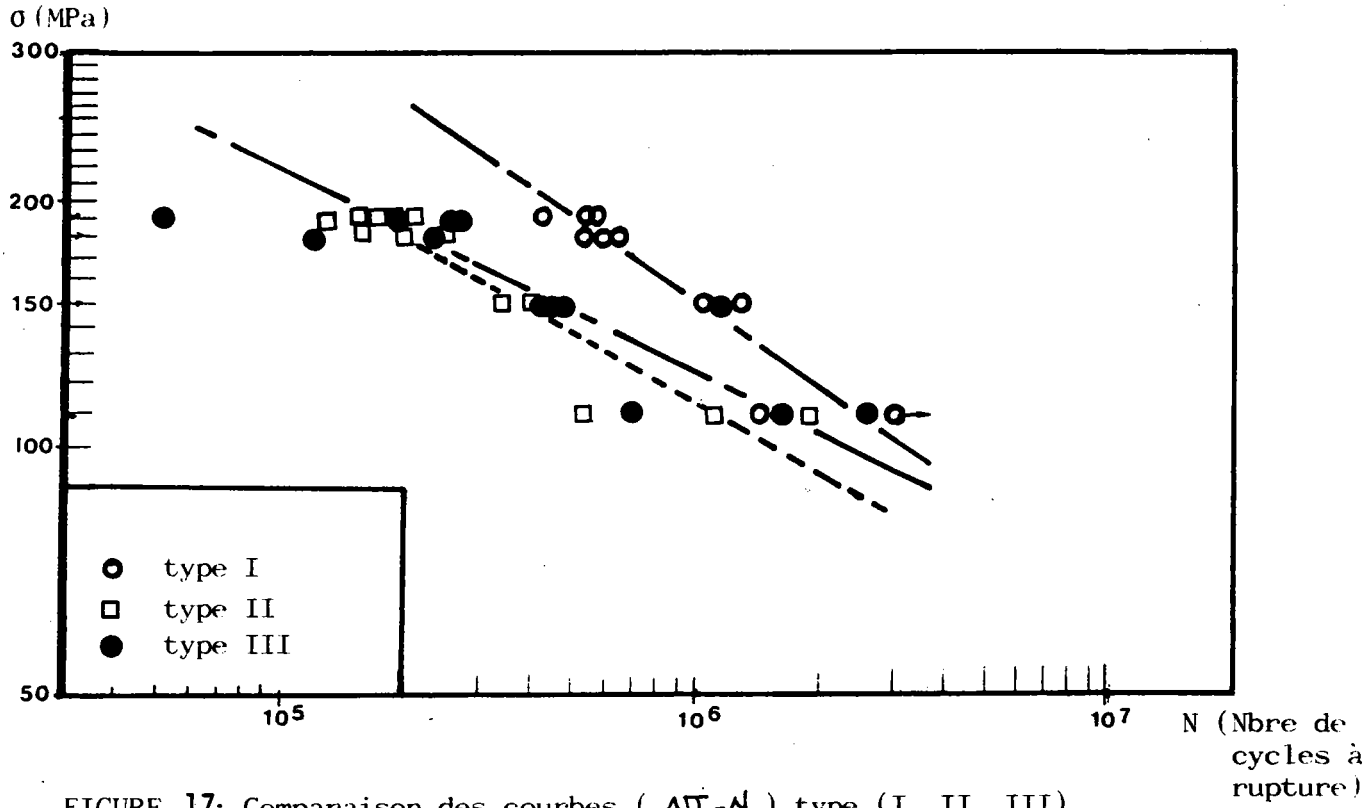



FIGURE 17: Comparaison des courbes ( $\Delta\sigma$-N ) type (I, II, III)

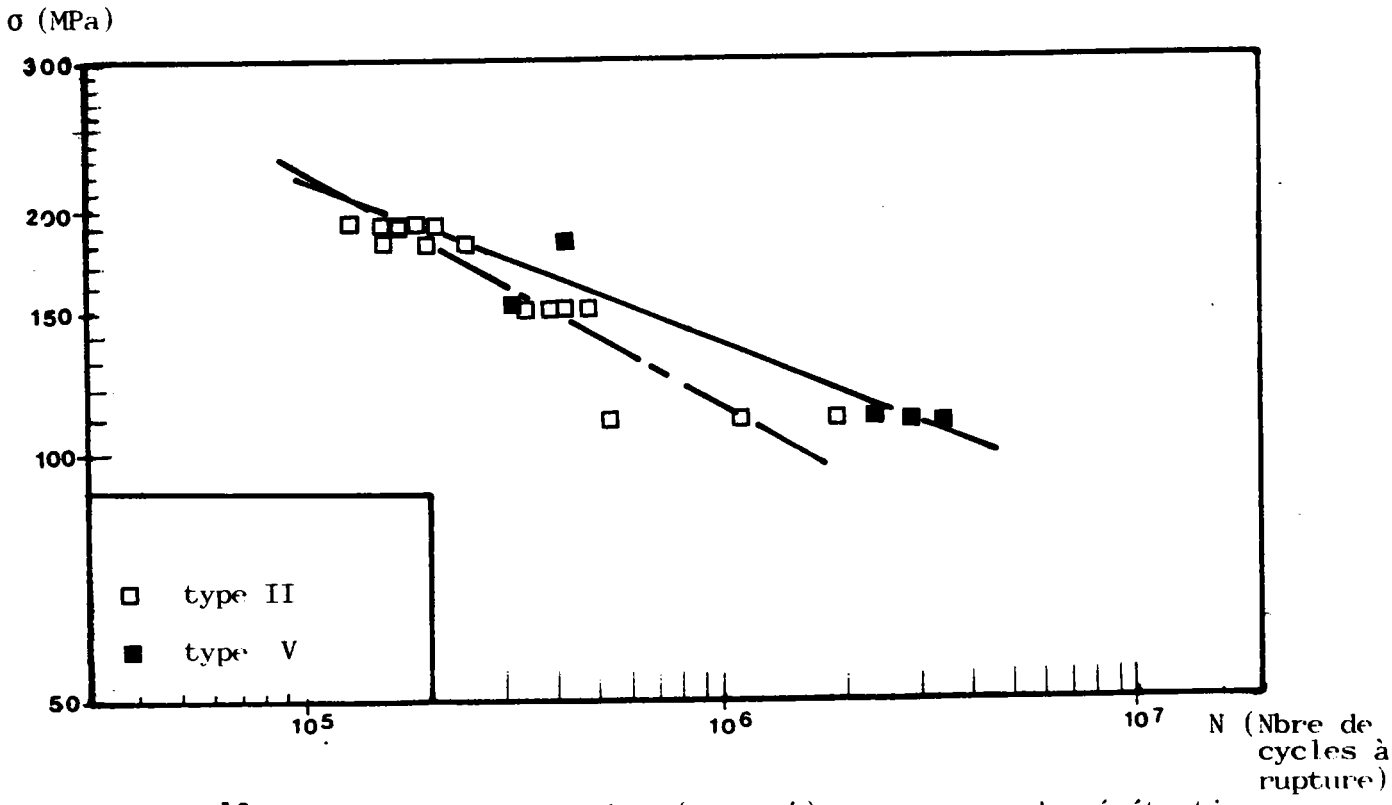



FIGURE 18: Comparaison des courbes ( $\Delta\sigma$-N ) avec manque de pénétration type II et V (influence de l'angle de raccordement)

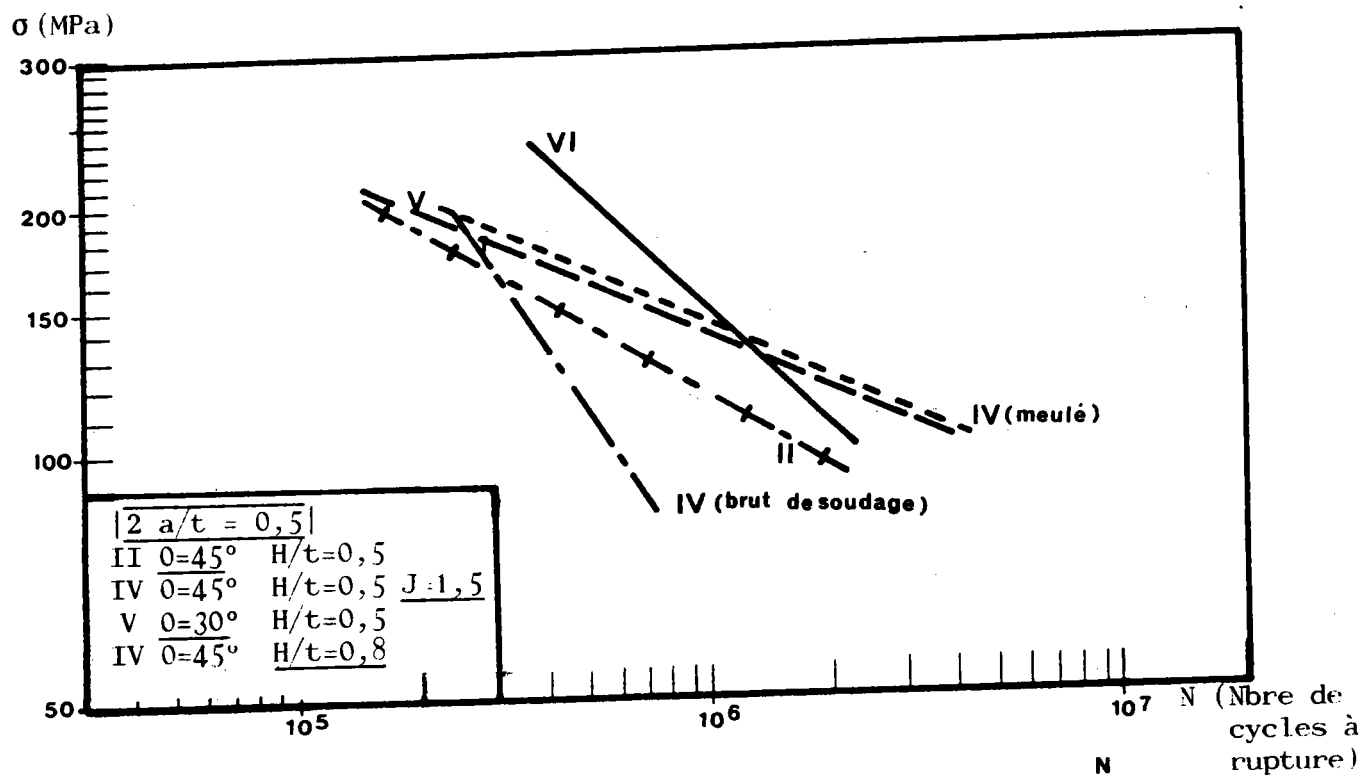



FIGURE 19: Comparaison des résultats d'essais (influence de la géométrie du joint)

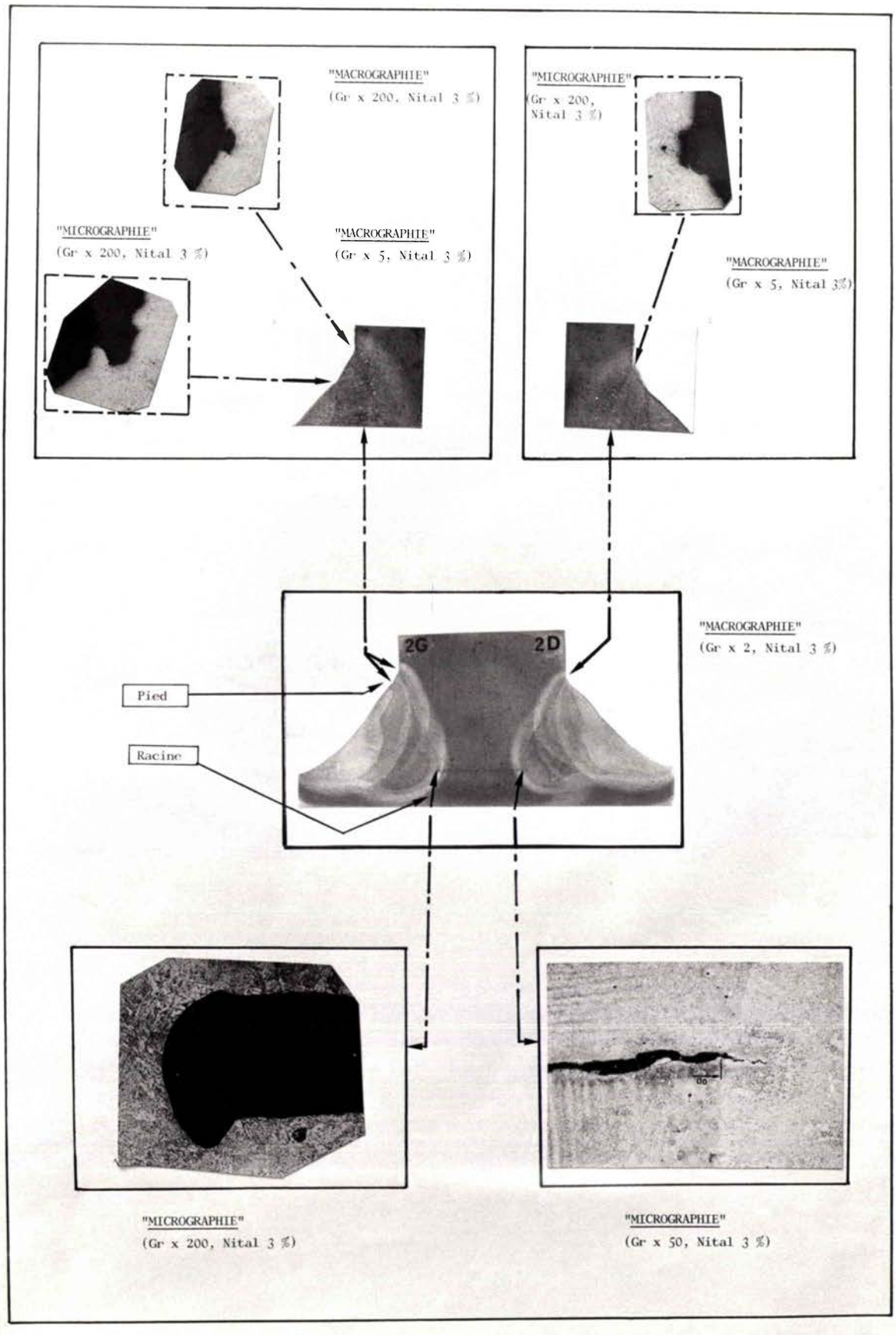

"MACROGRAPHIE"
(Gr x 200, Nital 3 %)
"MICROGRAPHIE"
(Gr x 200, Nital 3 %)
"MACROGRAPHIE"
(Gr x 5, Nital 3 %)
"MICROGRAPHIE"
(Gr x 200, Nital 3 %)
"MACROGRAPHIE"
(Gr x 5, Nital 3%)
2G
2D
Pied
Racine
"MACROGRAPHIE"
(Gr x 2, Nital 3 %)
"MICROGRAPHIE"
(Gr x 200, Nital 3 %)
"MICROGRAPHIE"
(Gr x 50, Nital 3 %)

PLANCHE 13

# CHAPITRE VI

## VI - MODELISATION DE LA DUREE DE VIE EN FATIGUE DES JOINTS SOUDES EN CROIX TRANSVERSAUX (K4)

### VI-1 PRINCIPE

La durée de vie en fatigue des joints à cordons disposés transversalement à l'effort appliqué, pour lequels la rupture se produit soit à partir de la racine soit à partir du pied de cordon peut être considérée comme étant la somme de :

- la durée d'amorçage d'une fissure,
- la durée de propagation de cette fissure jusqu'à rupture de l'éprouvette.

On peut écrire :

$$NR = NA + Np \qquad (1)$$

où NA et Np désignent respectivement le nombre de cycles à l'amorçage et la propagation.

#### VI-1-1 Amorçage

Dans la plupart des travaux réalisés sur les joints bruts de soudage, la part de l'amorçage d'une fissure est estimée de (10 à 20 %) de la durée de vie totale du joint. De ce fait, la plupart des auteurs négligent la période d'amorçage dans le calcul de la durée de vie. Cependant, les avis sont partagés quant à la définition de l'amorçage.

Dans cette étude, nous avons utilisé deux méthodes pour mesurer la période d'amorçage.

a) Mesure de l'amorçage sur petite éprouvette

Une éprouvette de type flexion trois points a été prelevée dans le joint soudé afin de mesurer le nombre de cycles à l'amorçage en fatigue. Des essais ont été menés sous différents niveaux d'amplitude des facteurs d'intensité de contrainte, les résultats obtenus sont reportés sur la figure (1).

Cette méthode considère que :

- la fissure est sollicitée en mode d'ouverture (mode I),
- l'existence d'une fissure droite le long de laquelle l'amorçage s'effectue de manière uniforme.

b) Mesure de l'amorçage sur le joint en croix

Une mesure directe a été effectuée par l'intermédiaire de la méthode du potentiel électrique. Cette méthode utilise un générateur à courant continu qui alimente le joint d'une intensité suffisamment forte, le potentiel électrique existant autour d'une éventuelle fissure peut être mesuré par un manovoltmètre. La variation de ce potentiel au cours du cyclage permet d'approcher l'amorçage figure (2).

Ce dispositif de mesure est discuté dans le chapitre V.

Le nombre de cycles à l'amorçage mesuré par cette méthode est différent de celui obtenu par des essais sur petites éprouvettes. Ceci peut s'expliquer :

- par le fait que le processus d'amorçage dépend de la géométrie de l'éprouvette. En effet, dans le cas des joints soudés en croix, le front du manque de pénétration en racine n'est pas régulier le long du cordon. Ceci peut être le siège de plusieurs microdéfauts qui s'amorcent et se propagent de manière différente pour former ensuite une seule fissure comme c'est le cas des éprouvettes usinées.

- le mode de chargement est différent ; dans le cas des petites éprouvettes, la fissure est chargée par le mode d'ouverture seulement,le manque de pénétration dans le joint se trouve sollicité par le mode d'ouverture et le mode de glissement, ceci peut influencer la périodce d'amorçage.

VI-1-2 Propagation de la fissure

Le nombre de cycles absorbés par la propagation d'une fissure peut être évalué à l'aide de la mécanique de la rupture. En effet, la connaissance des paramètres de fissuration tels que les coefficients "m" et "c" de PARIS obtenus sur des éprouvettes de flexion figure (3) dans le métal fondu et les facteurs d'intensité de contrainte calculé dans le joint permet d'estimer le nombre de cycles de propagation par intégration d'une loi de type (PARIS). Cette méthode fait l'hypothèse que la propagation se fait en mode I et par conséquent conservative.

$$Np = \int_{ai}^{af} \frac{da}{c(\Delta K)^m} \qquad (2)$$

$\Delta K$ étant l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte calculé par la méthode aux éléments finis dans le paragraphe suivant.

c,m : les coefficients de PARIS obtenus à partir de la loi de fissuration dans le métal fondu figure (3)

$ai$ étant choisi égal à la longueur du manque de pénétration (défaut initial)

$af$ étant le défaut critique pour lequel le facteur d'intensité de contrainte appliqué devient égal au facteur d'intensité de contrainte critique en fatigue Kf. La valeur du défaut critique utilisée dans notre cas est de 20 mm, elle correspond à un facteur d'intensité de contrainte KI de 63 MPa $\sqrt{m}$. Le tableau (1) regroupe les résultats d'essais de tenacités KIJ obtenue à partir des mesures du paramètre JIC correspondant à l'initiation de la croissance stable de fissure. Il est reporté dans le même tableau l'ouverture à fond de fissure critique (CTOD) du métal fondu. La figure (4) donne un exemple de mesures des paramètres (CTOD) et JIC respectivement.

## VI-1-2-1 Calcul des facteurs d'intensité de contraintes (KI, KII) en racine du cordon

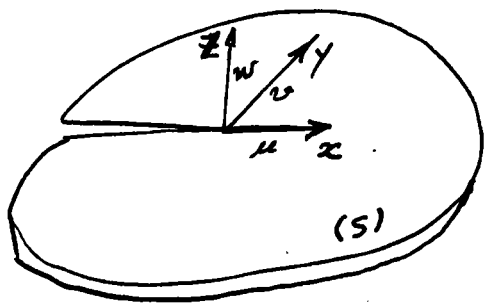
### VI-1-2-1-1 Introduction

Dans le cas d'un problème simple de mécanique de la rupture "géométrie et chargement simple", la formulation des facteurs d'intensité de contraintes demeure facile, cependant le problème se complique dans le cas où on est en présence de structures complexes telles que les joints soudés en croix. Des méthodes numériques existent dans la littérature qui déterminent les distributions des champs de contraintes et de déformations au voisinage des défauts (manque de pénétration, caniveaux...). La connaissance de ces champs permet d'approximer la solution du problème afin de déterminer les facteurs d'intensité de contraintes "K". Les méthodes les plus utilisées seront développées dans cette étude, en particulier l'approximation par éléments finis.

### VI-1-2-1-2 Définition et détermination analytique des facteurs d'intensité de contrainte (KI, KII)

Dans un corps fissuré "S", le mode de déformation dépend de la nature du chargement auquel ce dernier est soumis ((1)), ainsi que le champs de déplacement qui peut être défini par un vecteur $\vec{U}$ tel que :

$$\vec{U} \begin{vmatrix} u(x,y) \\ v(x,y) \\ w(x,y) \end{vmatrix}$$




On définit les modes de rupture (I, II) comme étant

$$\vec{U_I} \left| \begin{array}{l} u_I = \frac{1}{2}\left[ u(x,y) + u(x,-y) \right] \\ v_I = \frac{1}{2}\left[ v(x,y) - v(x,-y) \right] \\ w = 0 \end{array} \right. \qquad (3)$$

et

$$\vec{U_{II}} \left| \begin{array}{l} u_{II} = \frac{1}{2}\left[ u(x,y) - u(x,-y) \right] \\ v_{II} = \frac{1}{2}\left[ v(x,y) + v(x,-y) \right] \\ w_{II} = 0 \end{array} \right.$$

En présence d'un état de déformation plane, en mode de chargement combinés (I + II), le champs de déplacement U s'écrit comme :

$$\vec{U} \left| \begin{array}{lll} u = u_I + u_{II} & = & u(x,y) \\ v = v_I + v_{II} & = & v(x,y) \\ w = 0 & & \end{array} \right. \qquad (4)$$

L'équilibre d'un corps peut être satisfait en introduisant une fonction de contrainte F (x, y) tel que

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \quad , \quad \sigma_y = \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \quad , \quad \tau_{xy} = -\frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} \qquad (5)$$

Pour satisfaire les équations de compatibilité, la fonction F(x, y) doit vérifier l'équation ci-dessous :

$$\frac{\partial^4 F}{\partial x^4} + 2\frac{\partial^2 F}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 F}{\partial y^4} = 0 \qquad (6)$$

La solution de cette équation dans le cas d'une plaque infinie est de la forme :

$$F(x,y) = \sum_{n=1}^{\infty} \left[ b_n F_n^{I}(x,y) + d_n F_n^{II}(x,y) \right]$$

et

$$\sigma_r(x,y) = \sum_{n=1}^{\infty} \left[ b_n (\sigma_r)_n^{I} + d_n (\sigma_r)_n^{II} \right] \qquad (7)$$

$$\sigma_\theta(x,y) = \sum_{n=1}^{\infty} \left[ b_n (\sigma_\theta)_n^{I} + d_n (\sigma_\theta)_n^{II} \right]$$

$$\tau_{r\theta}(x,y) = \sum_{n=1}^{\infty} \left[ b_n (\tau_{r\theta})_n^{I} + d_n (\tau_{r\theta})_n^{II} \right]$$

avec

$$F_n(x,y) = r^{\lambda_n+1} \left[ a_1 \cos(\lambda_n+1)\theta + a_2 \cos(\lambda_n-1)\theta + \ldots\ldots + a_3 \sin(\lambda_n+1)\theta + \ldots\ldots \ldots\ldots a_n \sin(\lambda_n-1)\theta \right]$$

**bn, dn** sont des coefficients dépendants du chargement appliqué.

Dans les expressions (7), les seuls termes qui deviennent infinis à la pointe de fissure sont :

$b_1 (\sigma_r)_1^{I} + d_1 (\sigma_r)_1^{II}$ ....., et par conséquent
$(\sigma_r)_1^{I}$, $(\sigma_r)_1^{II}$ ..... sont des fonctions indépendantes des charges extérieures, et donc on peut supposer que les coefficients $b_1$, $d_1$ représentent l'intensité de contrainte à la pointe de fissure.

On définit :

$$K_I = \frac{b_1}{\sqrt{2\pi}} \quad , \quad K_{II} = \frac{d_1}{\sqrt{2\pi}} \tag{8}$$

comme "facteurs d'intensité de contraintes".

Au voisinage de la pointe de fissure, les équations (7) s'écrivent alors :

$$\sigma_r = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \left\{ K_I (3 - \cos\theta)\cos\theta/2 + K_{II} (3\cos\theta - 1)\sin\theta/2 \right\}$$

$$\sigma_\theta = \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}} \left\{ K_I (1 + \cos\theta) - 3 K_{II} \sin\theta \right\} \cos\theta/2 \tag{9}$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}} \left\{ K_I \sin\theta + K_{II} (3\cos\theta - 1) \right\} \cos\theta/2$$

VI-1-2-1-3 Différentes méthodes d'approximation

Parmi les différentes méthodes numériques qui existent dans la littérature, les plus utilisées sont :

- la méthode de collocation,
- la méthode des fonctions de poids,
- la méthode basée sur les équations intégrales,
- la méthode aux éléments finis.

Méthode de collocation

La méthode de collocation est applicable dans le cas des géométries simples, où elle fournit d'excellentes approximations de la solution exacte((2, 3)).

En tronquant la fonction d'AIRY (série infinie) dans l'équation (7) à 2n premiers termes, la méthode de collocation permet de déterminer les paramètes **bn** et **dn** de la série tronquée en annulant les résidus à 2n points à l'intérieur du corps "points de collocation".

$$F = \sum_{i=1}^{\infty} r^{\frac{n}{2}+1} \left\{ bn \left[ \cos\left(\frac{n}{2}-1\right)\theta - \frac{n/2+(-1)^n}{\frac{n}{2}+1} \cos\left(\frac{n}{2}+1\right)\theta \right] + dn \left[ \sin\left(\frac{n}{2}-1\right)\theta - \frac{n/2-(-1)^n}{n/2+1} \sin\left(\frac{n}{2}+1\right)\theta \right] \right\} \tag{10}$$

où **bn** et **dn** sont respectivement des termes relatifs à la partie symétrique (mode I) et antisymétrique (mode II).

Ce processus conduit au système de 2n équations linéaires avec 2n inconnus (bn, dn).

b) Méthode des fonctions de poids

La méthode des fonctions de poids développée initialement par BUECKNER ((4, 5, 6)) est basée sur la solution de WILLIAM qui donne le champs de contrainte et déplacements au voisinage de la fissure :

$$u_i = \sum_t \sum_{n=0}^{\infty} C_n^t (u_i)_n^t$$
$$\sigma_{ij} = \sum_t \sum_{n=1}^{\infty} C_n^t (\sigma_{ij})_n^t \tag{11}$$

Dans lesquelles les champs $(u_i)_n^t$ et $(\sigma_{ij})_n^t$ satisfont les équations de l'élasticité et les conditions aux limites.

Le paramètre "t" représente le mode de rupture (I, II ou III).

Les facteurs d'intensité de contraintes (KI, KII) sont obtenus en fonction des coefficients $C_1$ par :

$$K_I = \frac{C_1^I}{\sqrt{2\pi}} \quad , \quad K_{II} = \frac{C_1^{II}}{\sqrt{2\pi}} \tag{12}$$

Les fonctions de poids relatives aux champs de déplacement ($u_i$) et des contraintes $\sigma_{ij}$ s'écrivent de la manière suivante:

$$W_{t(l)}^{tu} = C_{-l}^{*} (u_i)_{-l}^{t} + \sum_{m=0}^{\infty} C_{-l,m}^{t} (u_i)_m^t$$

$$W_{t(l)}^{tu} = C_{-l}^{*} (\sigma_{ij})_{-l}^{t} n_j + \sum_{m=1}^{\infty} C_{-l,m}^{t} (\sigma_{ij})_m^t n_j \tag{13}$$

La formulation générale donnant les coefficients C s'écrit comme :

$$C_l^t = \int_{S\sigma} P_i W_{i(l)}^{t\sigma} \, ds - \int_{Su} u_i^s W_{i(l)}^{tu} \, ds \tag{14}$$

où $P_i$, $u_i$ sont respectivement les charges et déplacements imposés aux frontières du corps ($S\sigma$, $Su$)

avec $$C_{-l}^{*} = \frac{\mu (-1)^l}{(1+K)\pi l} \quad \text{pour } t = I, II$$

et $$C_{-l}^{*} = \frac{\mu (-1)^l}{4\pi l} \quad \text{pour } t = III$$

La détermination des paramètes $C_l$ nous fournit la solution approchée du problème.

c) Méthode des équations intégrales

La méthode des équations intégrales ((7)) permet l'extension à l'opérateur de l'elasticité des techniques développées en théorie du potentiel pour l'étude de l'opérateur de LAPLACE.

Dans ce cas, un problème d'élasticité revient à chercher un déplacement U = (Ui) tel que :

$$\begin{aligned} &\Delta_i^*(U) = (a_{ijkh}\, U_{k,h})_{,j} = 0 \quad \text{dans } \Omega \\ &t_i^n(U) = a_{ijkh}\, U_{k,h}\, n_j = F_i \text{ sur } \Gamma_F \\ &U_i = \bar{U} \quad \text{sur } \Gamma_U \end{aligned} \tag{15}$$

Les opérateurs $\Delta^*$, $t^*$ sont respectivement le Laplacien généralisé et l'opérateur de dérivation normale.

L'avantage de cette méthode consiste à effectuer uniquement un maillage des surfaces.

Dans le cas des problèmes tridimensionnels, le temps de résolution est nettement plus faible que celui obtenu par la méthode aux éléments finis.

La solution des équations (15) permettra la détermination des facteurs d'intensité de contrainte (KI, KII).

d) Méthode aux éléments finis

Le développement des moyens de calcul fait de cette méthode un outil puissant pour l'étude des comportements des structures fissurées ((8, 9, 10)).

La méthode permet d'établir un modèle discret du milieu continu, celui-ci est divisé en un nombre d'éléments suffisants, connectés par un nombre fini de noeuds.

Les efforts entre ces éléments sont transmis par l'intermédiaire des noeuds. Les fonctions déplacement dans l'élément peuvent être décrites par des fonctions polynomiales simples et les déplacements des noeuds sont les inconnues du problème.

Le comportement de la structure peut être décrit par les résolutions numériques de l'équation matricielle suivante :

$$[F] = [K]\{\delta\} \tag{16}$$

où la matrice $[F]$ représente les charges extérieures appliqués aux noeuds de la strucutre.

$[K]$ est la matrice de rigidité globale.
$\{\delta\}$ déplacement des différents noeuds constituant la structure.

VI-1-2-1-4 application de la méthode aux éléments finis au problème des joints soudés en croix

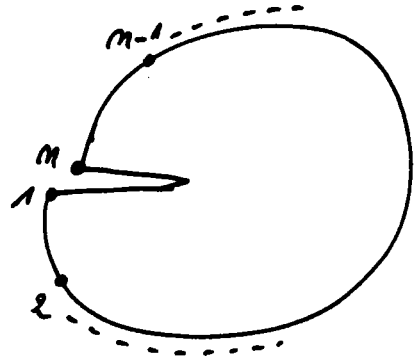
a) calcul des facteurs d'intensité de contraintes (KI, KII)

Afin de déterminer la durée de vie en fatighue du joiint soudé en croix contenant un manque de pénétration donné, il est nécessaire de déterminer numériquement les facteurs d'intensité de contrainte (KI, KII) en pointe de ce défaut. Ce calcul a été fait à l'aide du programme "ANAIS 2D" qui utilise un élément particulier à la pointe de la fissure permettant d'approcher la singularité du champ de contrainte.

La solution analytique présentée dans le paragraphe 2 pour une plaque infinie peut être écrite sous la forme matricielle en prenant en compte 2n premiers termes de cette solution :

$$\{\sigma\} = [P]\{a\}$$
$$\{u\} = [A]\{a\} \tag{17}$$

Le vecteur $\{a\}$ étant composé de 2n coefficients bn et dn. Tous les paramètres inconnus $\{a\}$ peuvent être liés aux déplacements nodaux d'un élément fissuré à n noeuds :




Les relations (17) permettent de calculer les déplacements nodaux de l'élément fissuré tel que :

$$\{\delta\} = [A^*]\{a\} \tag{18}$$

où la matrice $[A^*]$ est obtenue en introduisant les coordonnées polaires des noeuds de l'élement fissuré dans le matrice $[A]$.

Le nombre de degré de liberté de l'élément analytique utilisé dans cette étude est égal à dix huit (18) dont trois sont destinés à modèliser le mouvement rigide de la pointe de fissure, de ce fait, les matrices $[P]$ et $[A^*]$ dans l'équation (17) se réduisent à :

$$\{\sigma\} = [\bar{P}]\{a\} \tag{19}$$

$$\{u\} = [\bar{A}]\{a\}$$

ainsi la rigidité globale de la structure peut être obtenue par la formule suivante :

$$[K] = \left( [\bar{A}]^{-1} \right)^{T} \left( \int_{V} [\bar{P}]^{T} [D] [\bar{P}] dv \right) [A]^{-1} \qquad (20)$$

L'intégration de cette matrice se fait numériquement par la méthode de Gauss.

La prise en compte des 15 termes de la solution analytique nous permet une simplification maximale du maillage. Un élément fissuré de grande taille peut approcher de manière très satisfaisante le champs recherché.

Les hypothèses relatives au calcul sur joint soudé en croix de type K4 sont les suivantes :

- calcul bidimensionnel en élasticité linéaire, en petite déformation, l'épaisseur élevée de l'éprouvette permet de supposer un état de déformation plane.

- l'existence de 6 fissures dans le joint soudé :

- 2 fissures en racine allant de 10 à 18 mm
- 4 fissures en pied de cordon ap = 1mm

Compte tenu des difficultés de détermination des contraintes résiduelles (analytiques ou expérimentales), nous n'avons pas tenu compte de leur inflence dans le calcul numérique.

Prise en compte dans les calculs de l'effet de flexion dû à la déformation résiduelle des bras discontinus de l'éprouvette.

Afin de simplifier la démarche du calcul, un premier maillage de la demi éprouvette a été effectué. Ce maillage prend en compte la déformée réelle rencontrée dans l'éprouvette avant essais, "flèche maximale = 5,25 mm".

Cette configuration a été divisée en 28 éléments isoparamètriques de 8 noeuds (117 noeuds et 234 dégrés de liberté), l'allongement total appliqué à l'éprouvette était de 0,2 mm.

Les déplacements imposés dans la partie utile au loin de l'entaille permettent le calcul de (KI, KII) en racine et en pied de cordon, le maillage utilisé est montré figure (6a), le nombre d'éléments utilisés dans ce maillage est de quarante quatre (44) :

- 4 éléments analytiques à 9 noeuds,
- 14 élements de raccordement à 9 noeuds,
- 26 éléments isoparamètriques à 9 noeuds.

soit 212 noeuds et 424 degrés de liberté.

Les conditions aux limites sont montrées sur la figure (6a) qui supposent :

- un plan de symétrie de l'épouvette,
- l'imposition des déplacements issus de calculs preliminaires.

La figure (6b) donne le détail du maillage au voisinage des quatre fissures en racine et au pied du cordon de soudure, la longueur des fissures ( F1, F2) en racine du cordon sera définie par rapport au plan de symétrie de l'éprouvette.

Un premier calcul de (KI, KII) pour un chargement appliqué de 250 KN, et un manque de pénétration initial de 18 mm (F1 = F2 = 18 mm) a été réalisé dans le cas d'une traction simple.

Ce calcul prend également en compte de l'influence d'une déflexion parasite des bras de l'éprouvette (tableau 2). On constate que les valeurs KI, KII trouvées dans le cas de la traction correspondent aux valeurs moyennes de celles obtenues par le calcul avec flexion parasite des bras de l'éprouvette.

De plus, l'effet de flexion peut favoriser une propagation de fissure en pied de cordon.

Les résultats des calculs relatifs aux facteurs d'intensité de contraintes (KI, KII) ainsi que le facteur de densité d'énergie de déformation Smini et l'angle de propagation en racine sont reportés dans les tableaux (3) et (4). On constate que les valeurs du facteur d'intensité de contrainte KII en racine sont très faibles comparés à celle du facteur d'intensité de contrainte KI. Les figures (7, 8, 9, 10) montrent les variations de ces facteurs avec l'avancement de la fissure.

b) Comparaison des résultats avec d'autres modèles

Facteur d'intensité de contrainte en racine des cordons

La comparaison des résultats obtenus sur le joint soudé en croix est effectuée pour des conditions géométriques et de chargements définis dans le tableau (5). Celui-ci regroupe les résultats des différents modèles de calcul des facteurs d'intensité ((11, 12, 13, 14, 15)) discutés dans le chapitre IV.
Les hypothèses émises pour ce calcul diffèrent d'un modèle à l'autre tableau (5).

On constate que pour des conditions de géométries et de chargements équivalents, les quatre modèles ((11, 12, 13, 14)) présentent un résultat proche de celui de la présente étude.

Ce même tableau montre que le modèle de HARRISON ((15)) qui consiste à utiliser une plaque sous chargement équivalent sous-estime le facteur d'intensité de contrainte en pointe de fissure.

Facteur d'intensité de contraintes en pied des cordons

Une seule profondeur de défaut (ap = 1mm) a été utilisée dans le calcul pour déterminer les facteurs d'intensité de contrainte (KI, KII) dans le joint soudé en croix "K4*" chargé en traction.

Les résultats de ce calcul sont comparés avec ceux obtenus à partir des modèles existants ((12, 16, 17, 18)) dans la littérature tableau (6). Parmi ces modèles, un seul utilise le joint en croix de type "K4*" ((11)), et obtient un résultat comparable à celui de la présente étude. Les autres modèles utilisent des joints en croix à âme continue de type "K2*", par conséquent les valeurs obtenues de la fonction "K" sont plus faibles que celles d'un joint en croix de type "K4".

IV-1-2-1-5 Calcul de la durée de vie en propagation à partir de la racine

Selon les expériences réalisées sur les joints soudés en croix comportant un manque de pénétration de type III, seules les fissures F1 et F2 se propagent avec des vitesses et angle de propagation différents à partir des racines des cordons.

La disparité des résultats expérimentaux ne nous permet pas de prendre en compte le chemin réel de fissuration dans le calcul.

Nous avons été amenés à déterminer un chemin théorique de propagation des défauts.

*type K4 : joint avec manque de pénétration à âme discontinue la soudure supportant la charge.

*type K2 : joint en croix à âme continue le bras continu supportant la charge.

La connaissance des facteurs d'intensité de contrainte (KI, KII) à la pointe des fissures F1 et F2 permet de calculer le taux de densité d'énergie de déformation S. Cette énergie s'exprime selon SIH ((19, 20)) :

$$S = a_{11} K_1^2 + 2 a_{12} K_1 K_2 + a_{22} K_2^2 \qquad (21)$$

où les coefficients $a_{ij}$ (i, j = 1, 2) sont des fonctions de l'angle de propagation $\sigma$ (cf chapitre II). L'angle théorique de propagation est défini par la direction où le taux de densité d'énergie de déformation est minimum avec une contrainte locale $\sigma_{\theta\theta}$ positive.

En mode mixte de propagation, SIH ((19, 20)) a montré que la loi de fissuration s'exprime en terme de facteur de densité d'énergie de déformation tel que :

$$da/dN = A (\Delta S)^n \qquad (22)$$

où les constantes A et n sont obtenues par équivalence en mode d'ouverture à partir de la loi de PARIS ((21)) du matériau.

$$da/dN = C (\Delta K)^m \qquad (23)$$

avec $n = m/2$

et $$A = C \left[ \frac{2\pi . E}{(1-2\nu)(1+\nu)} \right]^{m/2}$$

pour notre cas :

m = 3,84 ; n = 1,92
C = 2,02.10 ; A = 0,36

da/dN en m/cycle, KI, KII en MPa$\sqrt{m}$, S en Mn/m.

Si l'on suppose que les fissures F1 et F2 sont régies par la même loi de propagation, nous avons :

$$\frac{\Delta F_1}{\Delta N} = A\,(\Delta S_1)^n \text{ et } \frac{\Delta F_2}{\Delta N} = A\,(\Delta S_2)^n \qquad (24)$$

d'où $$\Delta F_2 = \Delta F_1 \left(\frac{\Delta S_2}{\Delta S_1}\right)^m$$

$\Delta$F1 et $\Delta$F2 étant respectivement l'accroissement des fissures F1 et F2 pendant le cyclage $\Delta N$. Les facteurs d'intensité de contraintes (KI, KII) ont été déterminés pour différentes configurations de longueur de fissure en racine en incrémentant la fissure F1 de $\Delta$F1, F2 étant calculé par la relation (24). La figure (11) montre que le chemin de fissuration calculé concorde assez bien avec le chemin expérimental. Le taux de densité d'énergie est donné sur la figure (12) pour les deux fissures F1 et F2. La durée de vie en fatigue du joint en croix a été calculée en considérant la propagation de la fissure F1.

On constate sur les figures (13) et (14) que les facteurs d'intensité de contrainte KII sont faibles comparés aux facteurs KI dans les deux cas de fissures (F1 et F2). Il est donc raisonnable de ne considérer dans le calcul de la durée de vie que le mode I (facteur d'intensité de contrainte KI). La figure (15) donne la durée de vie calculée pour différents niveaux de contrainte appliqué sur le joint pendant l'essai à partir de la loi de PARIS utilisant le facteur KI.

Dans la figure (16), la durée de vie en propagation des joints en croix est donnée selon SIH ((2)) pour différents niveaux de chargement (P = 180, 250, 300, 320 KN).
Les résultats d'essais et ceux du calcul sont reportés dans le tableau (7), la comparaison des durées de propagation calculées et expérimentales est donnée figure (17).

### VI-1-2-2 Calcul des facteurs d'intensité de contrainte (KI, KII) dans le cas d'une propagation en pied de cordon de soudure

Dans le cas des joints en croix comportant des manques de pénétration de soudure en racine de longueur 5 et 12 mm, la rupture s'effectue à partir du pied de cordon. Cependant, l'expression (2) donné dans le paragraphe (IV-1-2) peut être appliquée pour déterminer la durée de vie en propagation du joint en croix.

$$Np = \int_{ai}^{af} \frac{da}{c(\Delta K)^m}$$

Le calcul par éléments finis des facteurs d'intensité de contrainte (KI, KII) en pied de cordon utilise les mêmes éléments présentés dans le paragraphe (IV-1-2-1-4).
Pour tenir compte de la déflexion résiduelle des tôles constituant le joint, un maillage de la demi éprouvette déformée a été établi figure (18), celle-ci est soumise au loin à un déplacement arbitraire uniaxial U(y) de 0,1 mm. Les figures (19, 20 et 21) montrent respectivement les contraintes principales et la déformée de l'éprouvette ainsi que la distribution des contraintes locales en pied de cordon à travers l'épaisseur de celle-ci.
Le calcul des facteurs (KI, KII) se fait ensuite en imposant le vecteur déplacement $\vec{V}(x, y)$ obtenu selon figure (18) à une éprouvette non déformée afin de tenir compte de la flèche résiduelle dans le joint, la taille du défaut initial en pied prise dans les calculs est de 0,5 mm.

Les figures (22a) et (22b) montrent respectivement le maillage correspondant à la configuration initiale et finale de la propagation. Le défaut critique en propagation (figure 22b) pris dans cette étude est de l'ordre de 10 mm.

Le calcul des facteurs d'intensité de contraintes KI, KII en pointe de fissure suppose un état bidimensionnel des contraintes dans l'éprouvette en élasticité linéaire.

Les résultats relatifs au calcul de ces facteurs d'intensité de contraintes (KI, KII), à l'angle de propagation ($\theta$) et à la densité d'énergie de déformation sont réportés dans le tableau (8). Un examen des résultats obtenus dans ce calcul permet de ne prendre en compte dans l'évaluation de la durée de vie que de l'évolution du facteur d'intensité de contrainte KI figure (23) étant donné les faibles valeurs de la composante du mode II.

### VI-1-2-2-1 Calcul de la durée de vie du joint en croix dans le cas d'un amorçage en pied de cordon

Le calcul de la durée de vie est basé sur le fait que l'amorçage et le début de propagation de la fissure se fait dans la zone affectée thermiquement sur une profondeur moyenne observée expérimentalement et estimée à 2 mm. Cette fissure rentre ensuite dans le métal de base et se propage jusqu'à rupture de l'éprouvette.

Dans la figure (25) relative au métal de base, la vitesse de fissuration expérimentale présente un point d'inflexion, ainsi celle-ci peut être décrites par deux droites ① et ② de pentes différentes. L'amplitude du facteur d'intensité de contrainte ($\Delta K$) correspondant à l'intersection de ces deux droites est de l'ordre 50 MPa$\sqrt{m}$. Cependant, la valeur maximale du facteur d'intensité de contrainte KI obtenue dans le joint soudé (cf figure 23) ne dépasse pas la valeur de 50 MPa$\sqrt{m}$. Par conséquent, seules les caractéristiques de la droite ① ont été prises en compte dans le calcul de la durée de vie du joint.

L'évolutionde la fissure dans la zone affectée thermiquement et dans le métal de base est donnée en fonction du nombre de cycles dans les figures (26) et (27) respectivement.
La durée de vie en propagation du joint en croix est obtenue en sommant la durée de propagation sur une profondeur de 2 mm dans la zone affectée et la durée de propagation sur une profondeur de 8 mm dans le métal de base.

La durée totale du joint est obtenue ensuite en ajoutant au nombre de cycles de propagation (Np) le nombre de cycles correspondant à l'amorçage dans la zone affectée thermiquement.

Deux méthodes ont été utilisées dans cette étude pour estimer le nombre de cycles à l'amorçage :

a) la courbe d'amorçage donnée dans la figure (28) a été obtenue sur des éprouvettes de flexion entaillées prelevées dans le joint en croix selon cette même figure (28).

b) la mesure directe de l'amorçage sur le joint en croix en utilisant la méthode du potentiel électrique. Un exemple de variation du potentiel au cours du cyclage est donné figure (29).

Ces deux méthodes de mesures donnent des valeurs très différentes du nombre de cycles à l'amorçage. La deuxième méthode semble plus juste du fait qu'elle prend en compte les conditions réelles de l'essai (la géométrie, le mode de chargement, etc...). Les résultats obtenus par ses deux méthodes pour les deux types de joints (II, I) sont reportés dans les tableaux (9) et (10) respectivement.

En utilisant le nombre de cycles à l'amorçage mesuré par la méthode du potentiel électrique, les figures (30) et (31) comparent les durées de vie en propagation des joints en croix types II et I estimées par le calcul et celles issues de l'expérience.

VI-1-2-3 Optimisation du joint en croix (K4)

Le calcul par éléments finis nous a permis la détermination de l'évolution des facteurs d'intensité de contraintes KI avec l'accroissement des défauts en racine et en pied de cordon de soudure.

*En racine du cordon

$$K_{IR} = \frac{P}{250}\left[18,65 + 2,75\,a_R - 0,395\,a_R^2 + 0,0782\,a_R^3 - 0,0068\,a_R^4 + 2,3\,10^{-4}\,a_R^5\right] \quad (25)$$

pour $5 \leq a_R \leq 20$ , P : charge en KN.

- $a_R$ étant la demi longueur du manque de pénétration en racine,

- **KIR** = facteur d'intensité de contrainte en racine.

*En pied de cordon

$$K_{IP} = \frac{P}{250}\left[20,05 + 5,03\,a_P - 0,75\,a_P^2 + 0,049\,a_P^3\right] \quad (26)$$

pour $0,5 \leq a_P \leq 8$

**$a_P$** : profondeur du défaut en pied de cordon

**KIP** : étant le facteur d'intensité de contrainte en pied de cordon

La rupture a lieu soit en pied de cordon, soit en racine selon les valeurs des facteurs d'intensité en contraintes en ces deux endroits :

- si KIR > KIP : la rupture se produit en racine du cordon

- si KIR = KIP : la rupture se produit simultanément en racine et en pied de cordon

- si KIR < KIP : la rupture se produit en pied de cordon

L'égalité des expressions (25) et (26) permet de tracer l'évolution du défaut en racine ($a_R$) en fonction du défaut existant en pied ($a_p$) normalisé par rapport à l'épaisseur de la tôle et du joint soudé (figure 33).
Cette courbe (figure 33) trace la limite entre la rupture en racine et en pied de cordon.

VI-1-2-4 Conclusions

Les facteurs d'intensité de contrainte (KI, KII) en racine et en pied de cordon du joint ont été calculés en utilisant le programme aux éléments finis "ANAIS". Ce calcul tient compte de la déflexion dûe à la déformation résiduelle des tôles après soudage.

Les facteurs d'intensité de contraintes (KI, KII) calculés ont été comparés dans le cas d'un joint en traction pure avec les fonctions "K" obtenues à partir d'autres approches discutées dans le chapitre (IV) tableaux (5) et (6).

Compte tenu des hypothèses de calcul :

- les facteurs d'intensité de contraintes en pied d'un joint de type (K4) sont plus élevés que ceux calculés en pied d'un joint de type (K2), ceci est dû à l'influence du manque de pénétration sur la concentration des contraintes en pied de cordon.

- les différentes expressions du facteur d'intensité de contrainte K ont été établies dans le cas d'une symétrie des défauts, ce qui n'est pas toujours le cas dans la réalité.

- dans la plupart des expressions donnant le facteur d'intensité de contrainte, les contraintes résiduelles de soudage n'ont pas été prises en compte.

*Les durées de vie en propagation ont été estimées :

- en racine du cordon par intégration de la loi de fissuration obtenue dans le métal fondu,

- en pied de cordon par l'utilisation de deux lois différentes relatives à la zone affectée thermiquement et au métal de base.

*Le nombre de cycles à l'amorçage utilisé dans cette étude est celui obtenu par la méthode de mesure du potentiel électrique dans le joint pendant le cyclage.

*La durée de vie des joints soudés en croix est influencée par divers paramètres, ainsi les résultats expérimentaux obtenus dans cette étude présentent une dispersion relativement importante. La figure (32) et le tableau (11) montrent en particulier le degré d'influence de ces divers paramètres.

*Une courbe délimitant le domaine de rupture en racine et en pied de cordon a été tracée, cependant il serait nécessaire de tenir compte de l'épaisseur de la soudure dans la détermination de cette courbe.

## BIBLIOGRAPHIE

((1)) Cours de mécanique de rupture
"Etat de contrainte et déformation au voisinage d'un défaut"
DEA mécanique INPL Nancy, 1982

((2)) WANG K.J. and AL
Calculation of stress intensity factors for combined mode bend specimens
Institute of mechanics, academia Sinica
Peking, People Republic of China, 1977

((3)) ROOK and AL
"Compendium of stress intensity factors"
H.M.S.O. London, 1976

((4)) P.C. PARIS and AL
"The weight function method for determining stress intensity factors
ASTM STP 601 pp. 471-489, 1976

((5)) WANG K.R. and AL
The calculations of weight functions for certains configurations
Strength of metals and alloys
ICSMA 6 Melbourne, Australia, pp. 995-1000, 1982

((6)) LABBENS R.
"Practical method for calculating stress intensity factors through weigth functions"
ASTM STP 590, pp. 368-384, 1976

((7)) P. CHAUCHOT et COL
"Rupture fragile des pièces minces et méthodes des équations intégrales"
Rapport C.N.E.X.O. C.O.B., décembre 1981

((8)) GOURI DHATT et COL
"Une présentation de la méthode des éléments finis"
2ème édition, Edition Maloine, 1984

((9)) G. MARCHOUK and AL
Introduction aux éléments finis
Editions MIR, Moscou 1985

((10)) RICHARD H. GALLAGHER
Introduction aux éléments finis
Editions Pluralis, 1976

((11)) FRANK K.N.
"Fatigue strength of fillet welded cruciforms joints"
Journal of the structural division
Sept. 1979, pp. 1727-1740

((12)) GURNEY T.R.
"Finite element analysis of some joints with the welds transverse to the direction of stress"
Welding research international
Vol. 6, 1976, n° 4

((13)) USAMI S. and AL
"Fatigue strength at roots of cruciform, toe and lap joints"
Fracture mechanics analysis of fatigue strength of welded joints, 1st report, transactions of the Japan welding society, vol. 9, n° 1, April 1978

((14)) RECHO N.
"Localisation des points d'amorçage de fissuration dans l'assemblage en croix soudé"
Construction métalliques, n° 1, 1983

((15)) HARRISON J.D.
"An analysis of the fatigue behaviour of cruciform joint"
Welding research international, n° 1, 1971

((16)) USAMI S. and AL
Effects of crack length and flank angle size on fatigue strength at toes of mild steel welded joint (Fracture mechanics analysis of fatigue strength of welded joints 2nd report)
Transactions of the Japan welding society, vol. 9, n° 1, April 1978

((17)) MADDOX S.J.
"An analysis of fatigue cracks in fillet welded joints"
International journal of fracture vol. 11, n° 2, April 1975

((18)) RECHO N.
"Distribution de la taille du défaut initial dans les soudures d'angles"
Assemblage en croix et assemblage en tubes
Construction métalliques n° 3, 1983

((19)) G.C. SIH
"Strain energy density factor applied to mixed modes crack problems"
Int. journal of fracture, vol 10 pp. 305-321, 1974

((20)) G.C. SIH
"Strain energy density theory applied to plate bending problems",
Plates and shells with crack, edited by G.C. SIH,
Noordhoff international publishing, Leyden, vol 3, 1977

((21)) PARIS P.C.and AL
Trans. ASME 528-534, December 1965

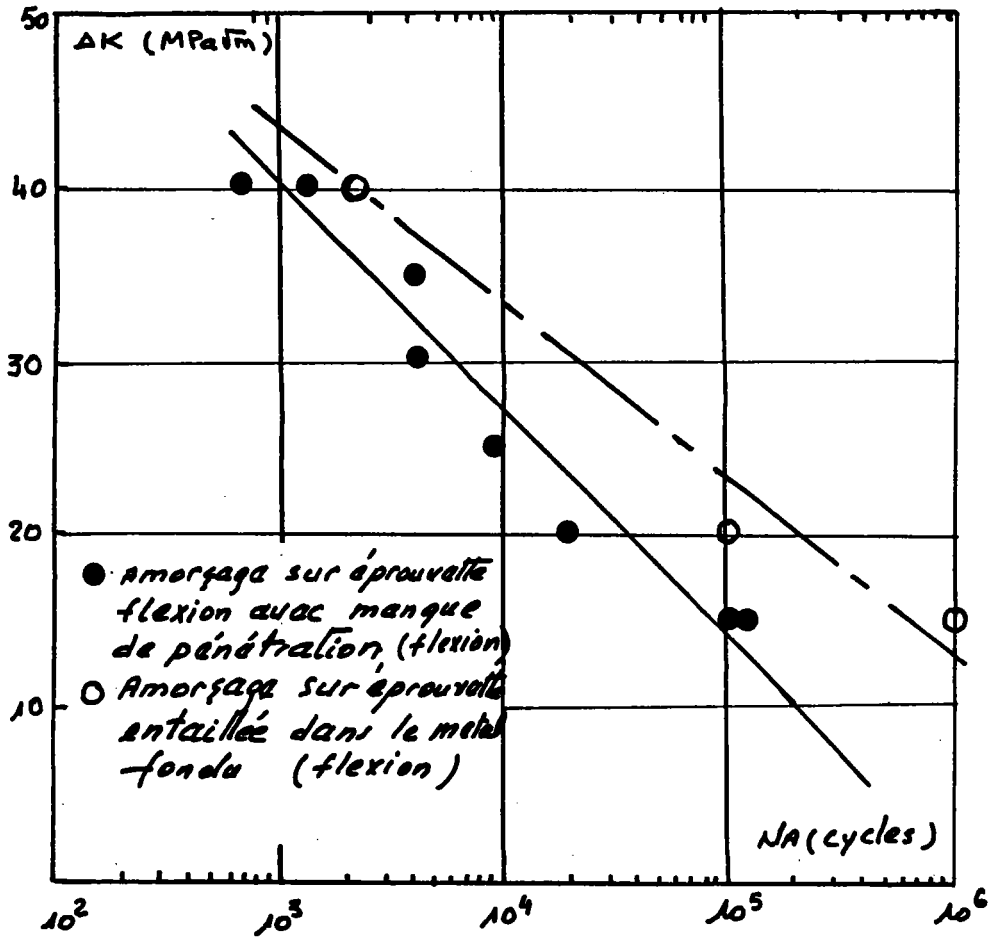



**FIGURE (1) : Courbe expérimentale d'amorçage dans le métal fondu par petite éprouvette de flexion.**

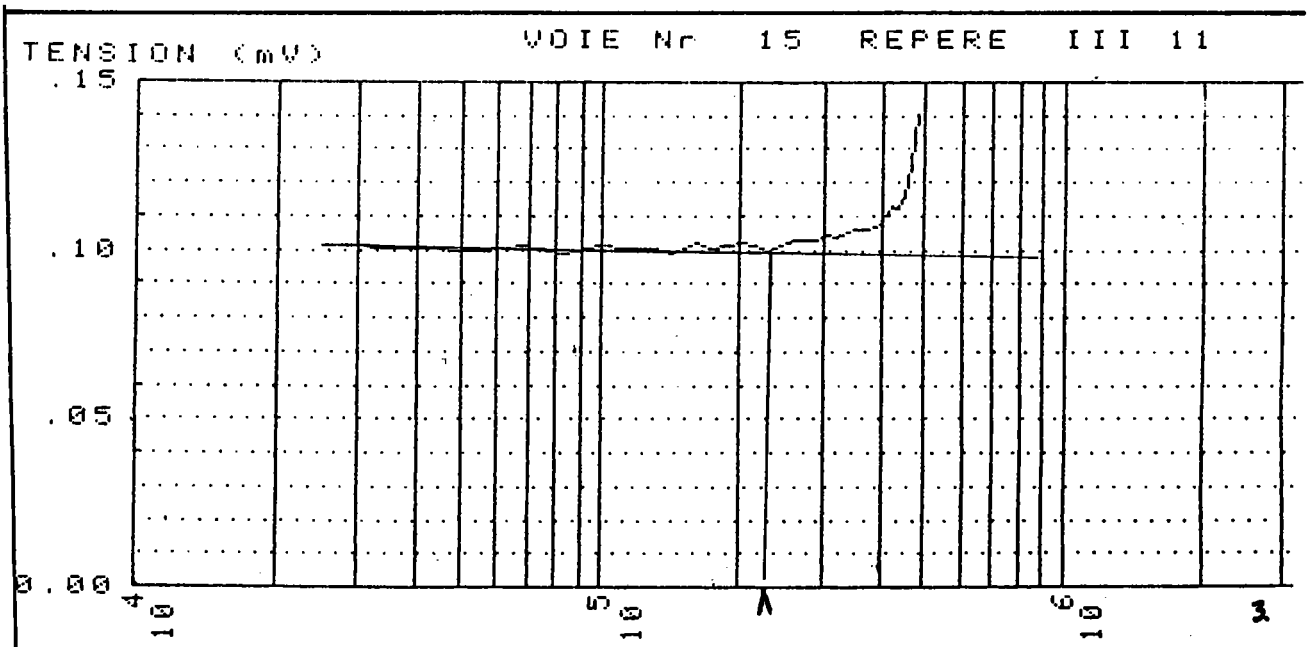



**FIGURE (2) : Courbe du potentiel électrique permettant l'estimation de l'amorçage de fissure dans le joint en croix.**

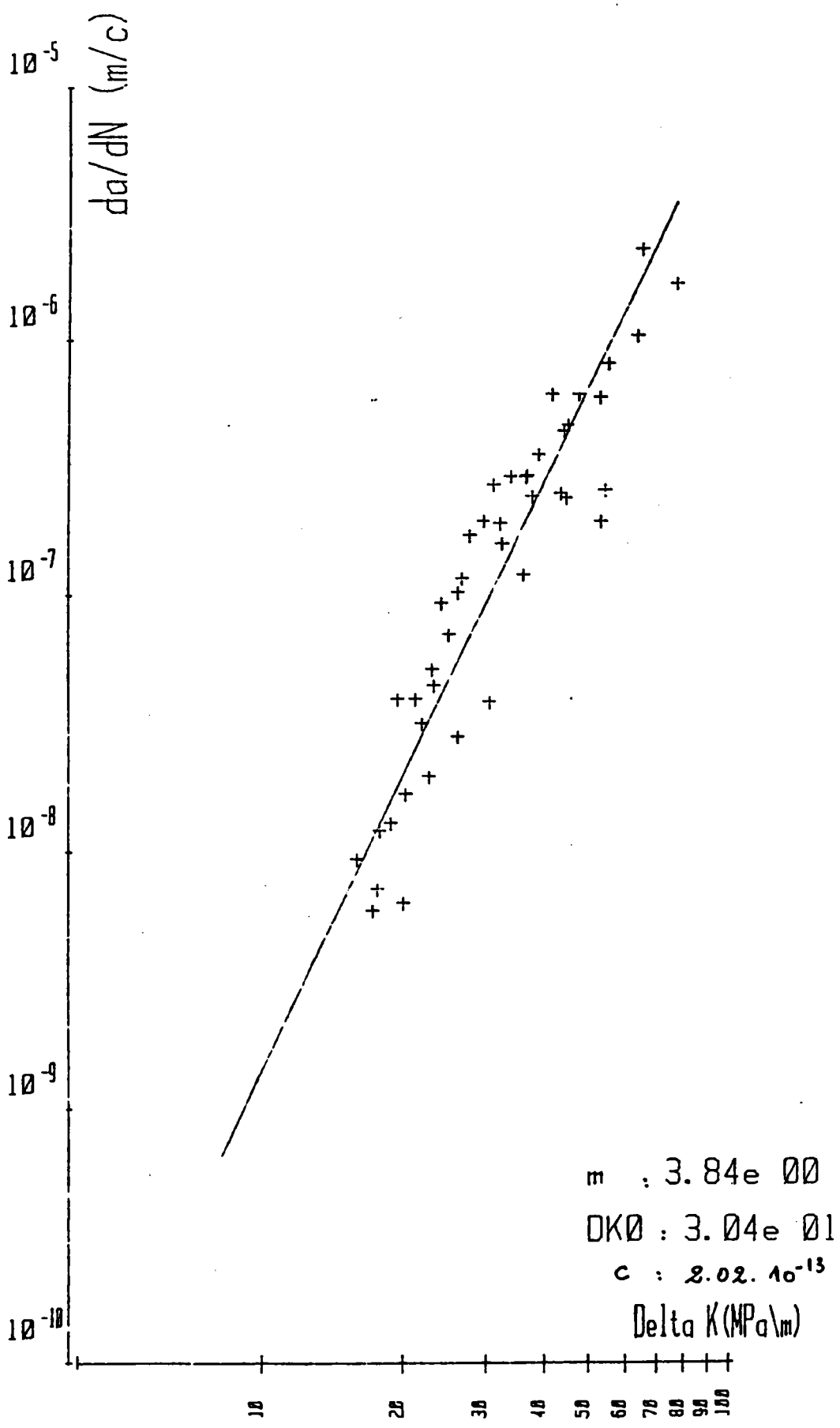
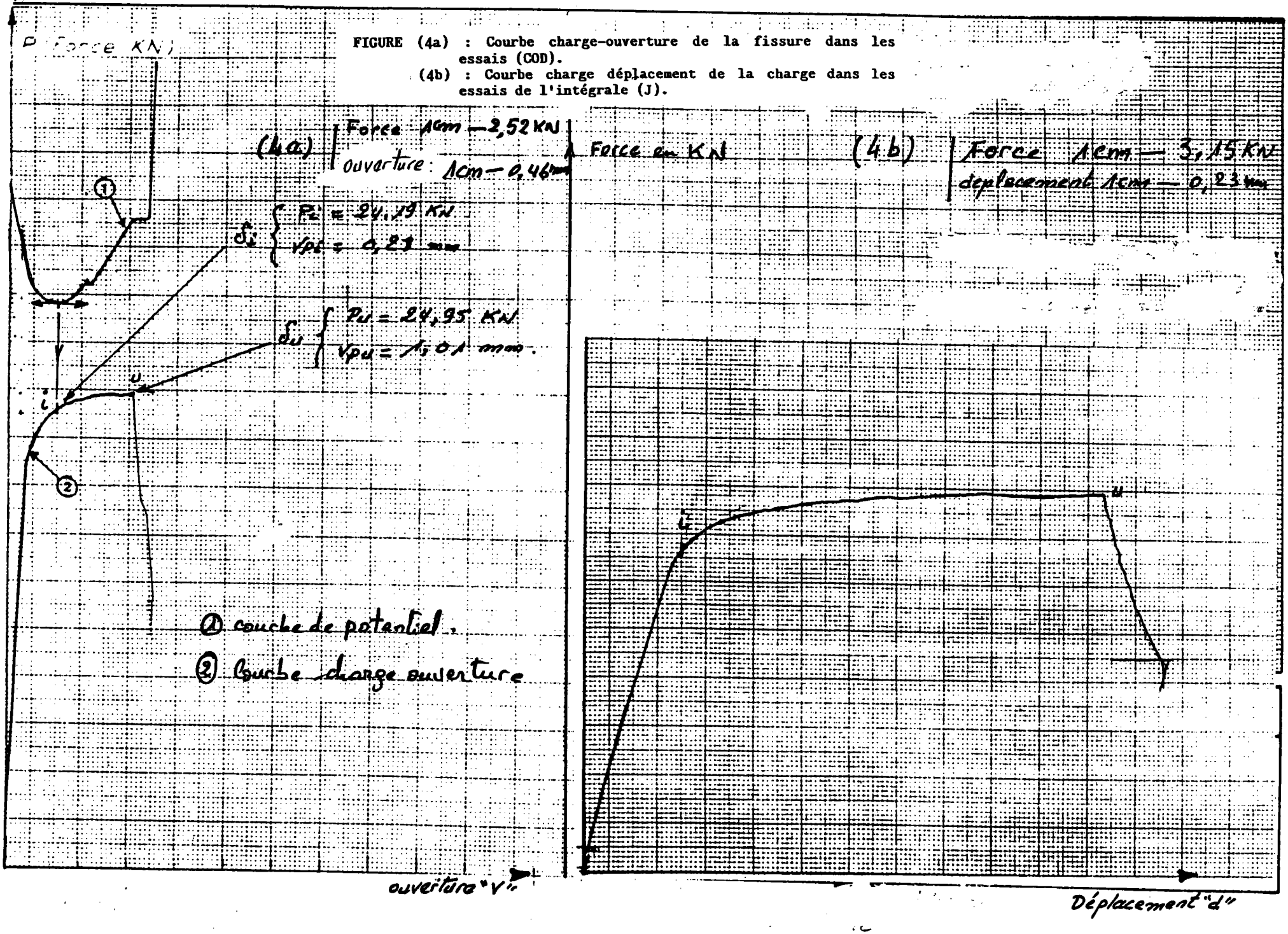



FIGURE (3) : Courbe de vitesse de fissuration obtenue expérimentalement sur petite éprouvette en flexion dans le métal fondu selon Paris ((21)).

**FIGURE (4a) : Courbe charge-ouverture de la fissure dans les essais (COD).**
**(4b) : Courbe charge déplacement de la charge dans les essais de l'intégrale (J).**



| Repère d'éprouvettes | caractéristiques Mécaniques | JIc "MJ/m²" | KIJ "MPa √m" | COD " mm " |
|---|---|---|---|---|
| 6 | E = 2 $10^6$ MPa<br>ν = 0,28<br>$\sigma_y$ = 416 MPa<br>$\sigma_m$ = 517 MPa | 0,064 | 125,7 | $COD_i$ = 0,05<br>$COD_m$ = 0,42 |
| 7 | 〃 | 0,042 | 101,8 | $COD_c$ = 0,03 |
| 8 | 〃 | 0,047 | 101,3 | $COD_c$ = 0,04 |
| 9 | 〃 | 0,102 | 148,5 | $COD_i$ = 0,11<br>$COD_u$ = 0,3 |

TABLEAU (1) : Résultats d'essais de tenacité du métal fondu en J et en COD.

| mode de chargement | Fissure | F1 | F2 | F3 | F4 |
|---|---|---|---|---|---|
| Traction | KI | 24,61 | 24,61 | 22,74 | 22,74 |
| | KII | 2,57 | -2,57 | 5,17 | -5,17 |
| Traction + flexion | KI | 26,92 | 22,36 | 30,52 | 15 |
| | KII | 1,6 | -3,55 | 6,58 | -3,77 |

**Tableau (2) : Résultats de calculs des FIC (KI, KII) en Mpa $\sqrt{m}$ pour :**

- **P = 250 KN**
- **F1 = F2 = 9 mm (demi-longueur de manque de pénétration en racine de cordon)**
- **F3 = F4 = 1 mm (profondeur du défaut en pied de cordon.)**

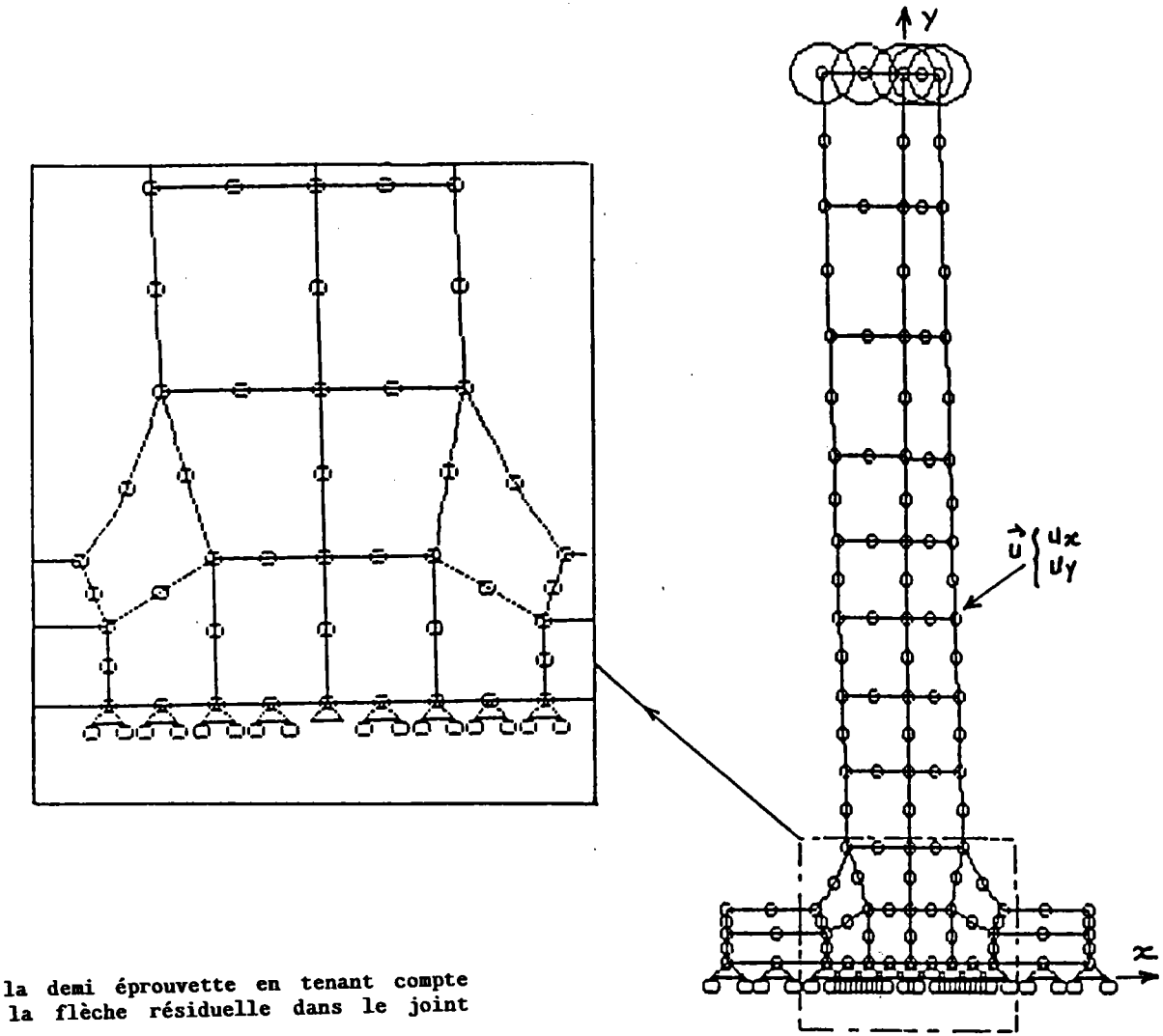



FIGURE (5) : Maillage de la demi éprouvette en tenant compte de l'effet de la flèche résiduelle dans le joint en croix.

FISSURE EN RACINE F1

| F1 mm | XPoint mm | YPoint mm | K1 MPa√m | K2 MPa√m | S min*μ MPa²m | θ °C |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 5 | -5 | 12 | 18.61 | -0.21 | 9.37 | 1.3 |
| 7 | -7 | 12 | 23.25 | 0.49 | 14.63 | -2.4 |
| 9 | -9 | 12 | 26.92 | 1.60 | 19.68 | -6.7 |
| 10 | -10 | 12.12 | 28.23 | 1.54 | 21.63 | -6.19 |
| 11 | -10.975 | 12.34 | 30.77 | 0.99 | 25.64 | -3.7 |
| 12 | -11.93 | 12.62 | 33.13 | 0.07 | 29.70 | 0.3 |
| 13 | -12.89 | 12.9 | 34.93 | -0.57 | 33.02 | 1.9 |
| 14 | -13.86 | 13.15 | 36.75 | -0.72 | 36.56 | 2.3 |
| 15 | -14.84 | 13.35 | 39.79 | -1.26 | 42.84 | 3.6 |
| 17 | -16.82 | 13.66 | 44.78 | 0.24 | 54.25 | -0.6 |
| 19 | -18.80 | 13.95 | 55.77 | 1.41 | 84.20 | -2.9 |
| 20 | -19.78 | 14.14 | 63.46 | 1.73 | 109.04 | -3.1 |

A0 = 10 mm - charge extérieure = 250 KN

**TABLEAU (3)** : **Tableaux récapitulatifs des résultats de calcul des facteurs (KI, KII) pour un chargement donné (P = 250 KN).**

FISSURE EN RACINE F2

| F2 mm | XPoint mm | YPoint mm | K1 MPa√m | K2 MPa√m | S min*μ MPa²m | θ °C |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 5.000 | 5 | 12 | 16.52 | -1.70 | 7.46 | 11.4 |
| 7.000 | 7 | 12 | 20.00 | -2.48 | 11.00 | 13.5 |
| 9.000 | 9 | 12 | 22.36 | -3.55 | 13.89 | 16.9 |
| 9.460 | 9.44 | 12.13 | 23.57 | -3.39 | 15.36 | 15.5 |
| 9.927 | 9.83 | 12.38 | 25.55 | -2.26 | 17.80 | 9.9 |
| 10.37 | 10.16 | 12.68 | 27.76 | 0.48 | 20.86 | -2 |
| 10.83 | 10.51 | 12.97 | 29.44 | 1.62 | 23.52 | -6.2 |
| 11.23 | 10.90 | 13.23 | 31.36 | 2.43 | 26.77 | -8.7 |
| 11.80 | 11.35 | 13.44 | 33.81 | 2.51 | 31.10 | -8.4 |
| 12.78 | 12.31 | 13.73 | 36.58 | 3.64 | 36.57 | -11.0 |
| 13.68 | 13.21 | 13.66 | 43.36 | 2.74 | 51.07 | -7.1 |
| 14.01 | 13.53 | 13.60 | 47.15 | 1.09 | 60.18 | -2.7 |

A0 = 10 mm - charge extérieur = 250 KN

**TABLEAU (4)** : **Tableaux récapitulatifs des résultats de calcul des facteurs (KI, KII) pour un chargement donné (P = 250 KN).**

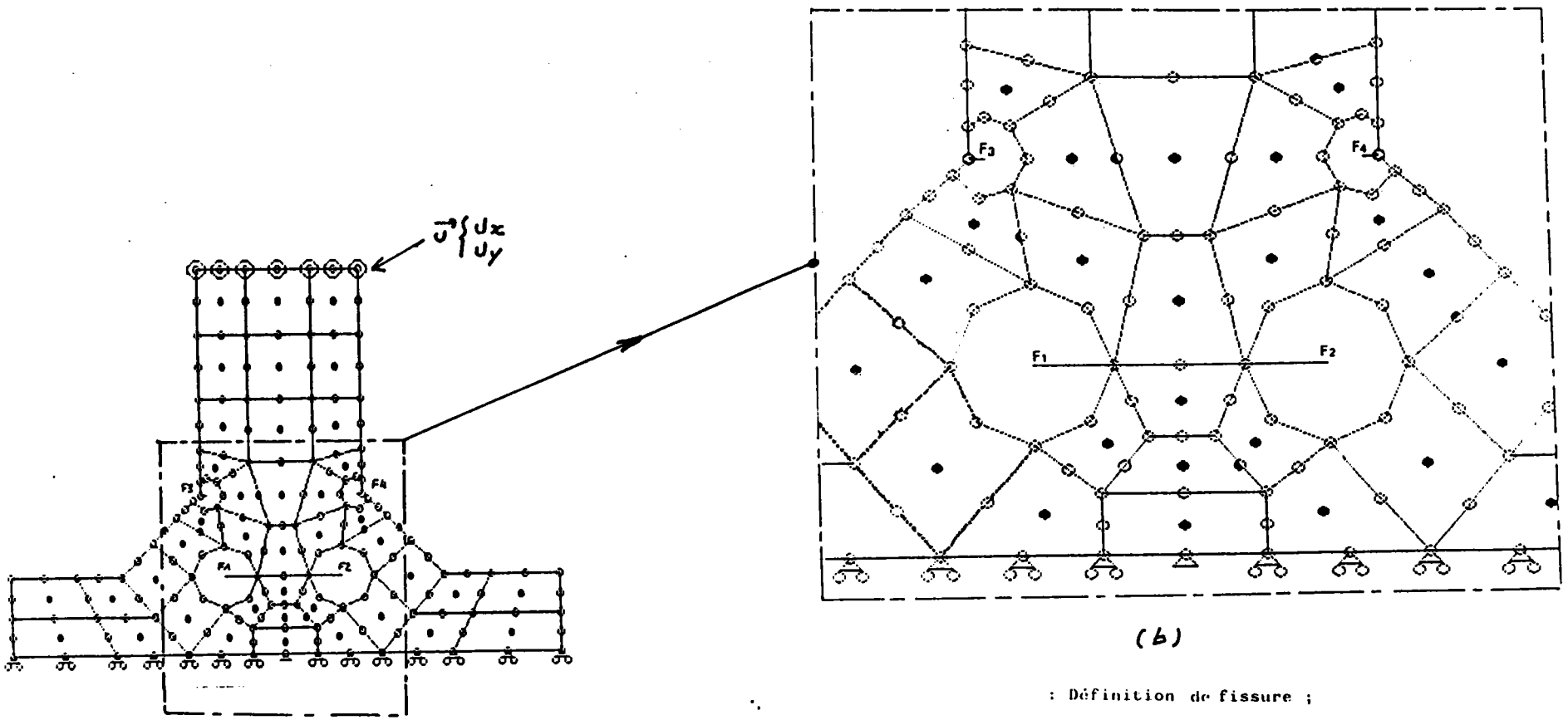



**FIGURE (6) : Maillage final pour le calcul de (KI, KII) en racine du cordon.**

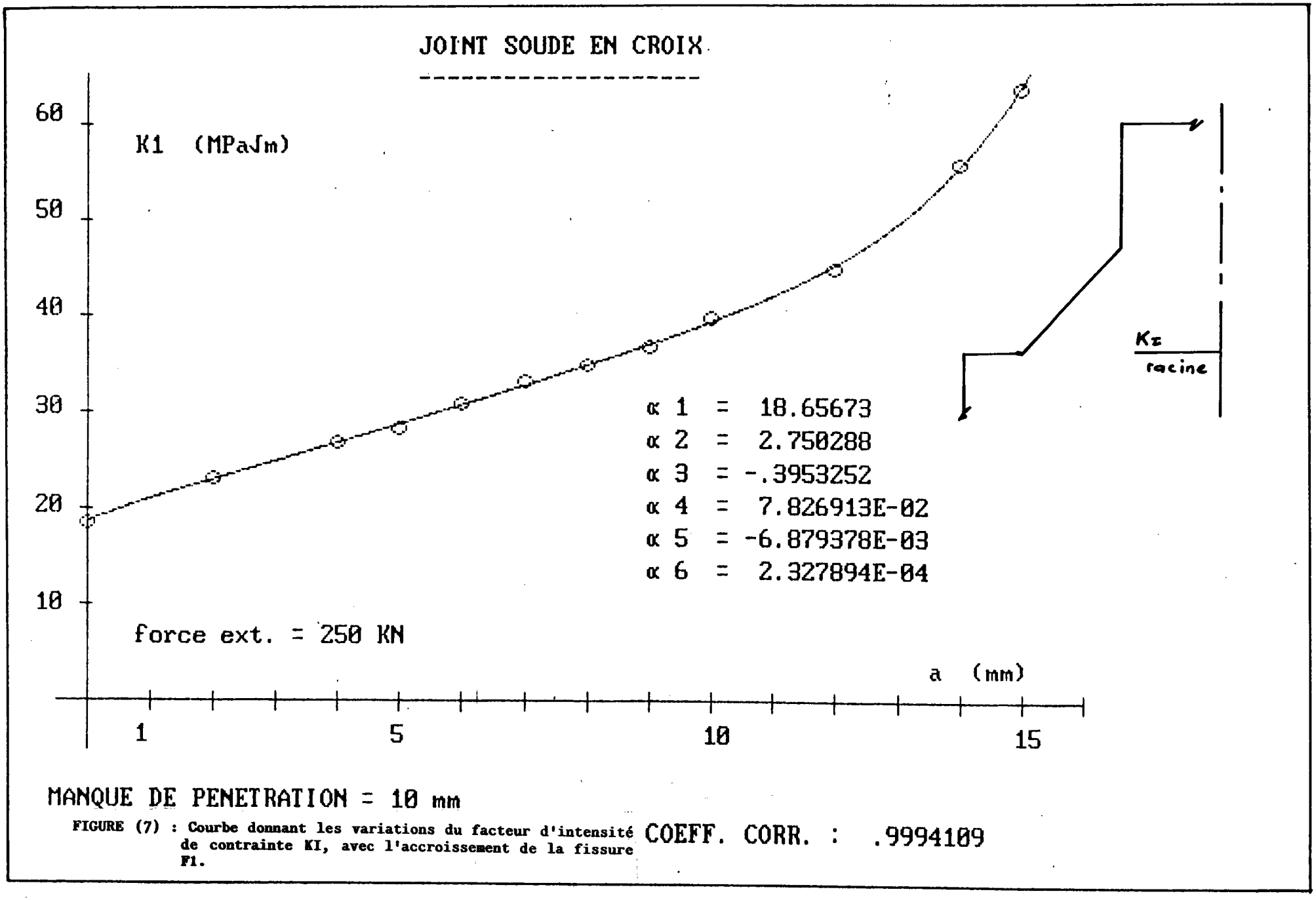



**FIGURE (7) : Courbe donnant les variations du facteur d'intensité de contrainte KI, avec l'accroissement de la fissure F1.**

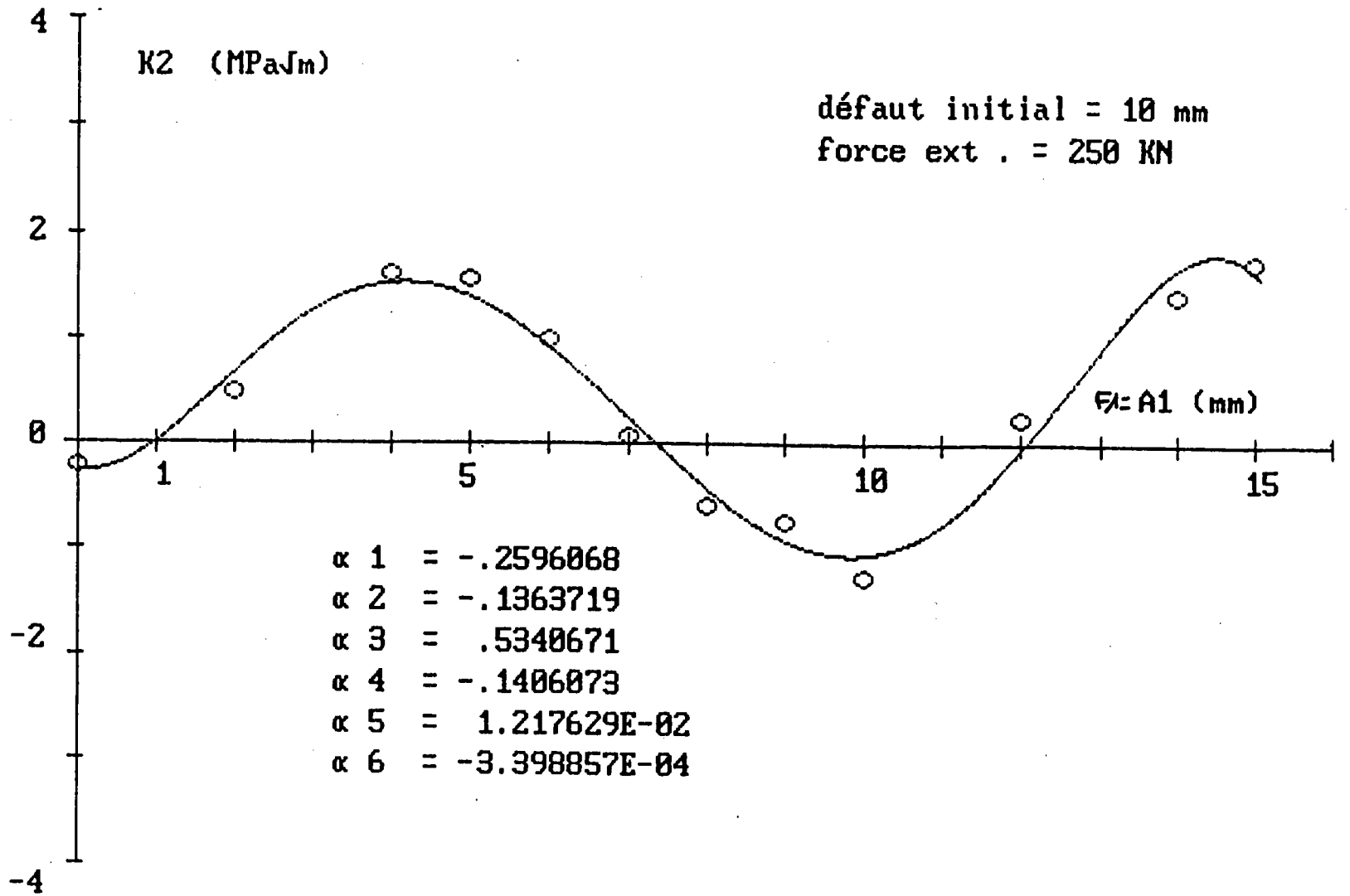



FIGURE (8) : Variation du facteur d'intensité de contrainte (KII) avec l'accroissement de la fissure F1.

COEFF. CORR. : .9494526

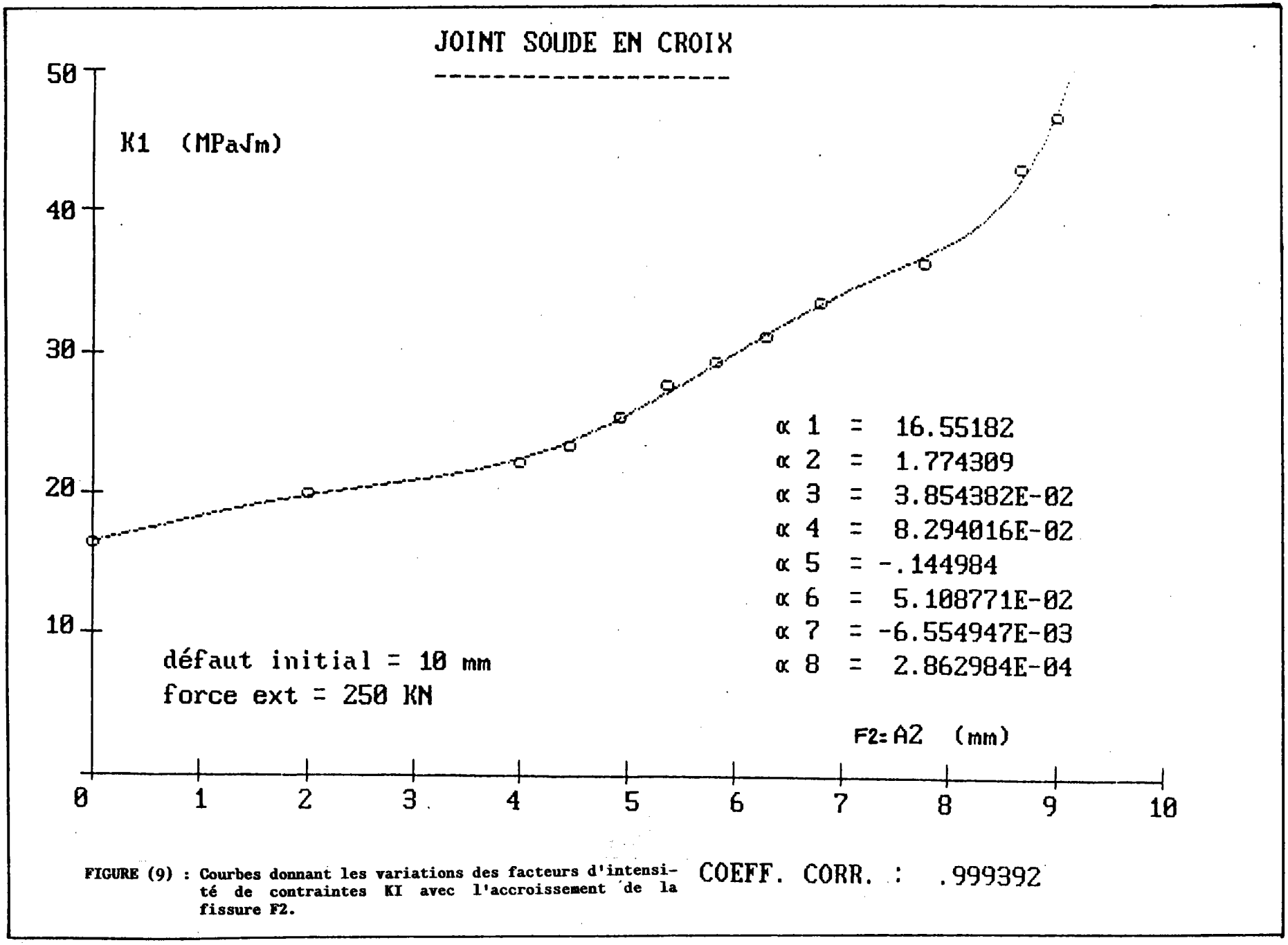



**FIGURE (9) : Courbes donnant les variations des facteurs d'intensité de contraintes KI avec l'accroissement de la fissure F2.**

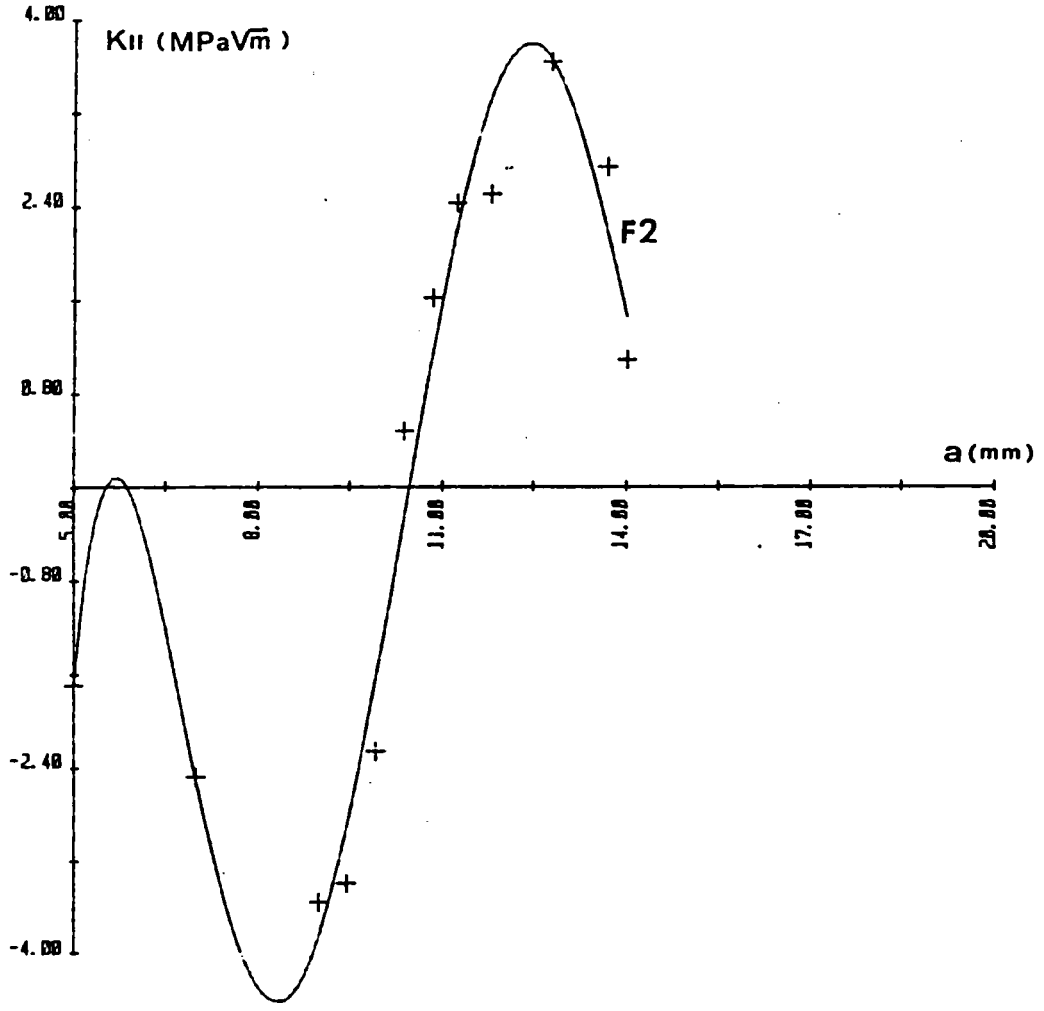
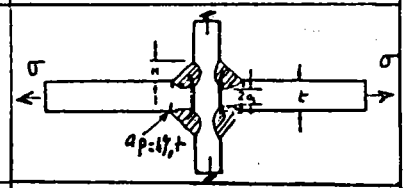
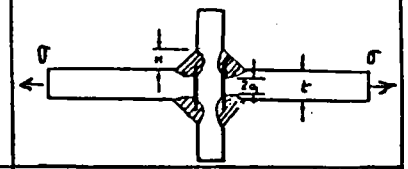
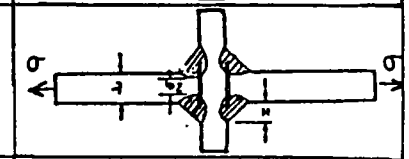
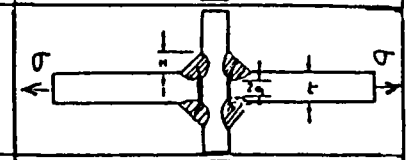
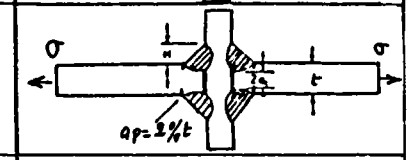
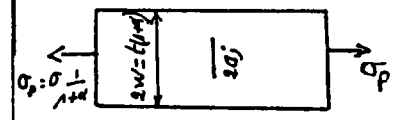
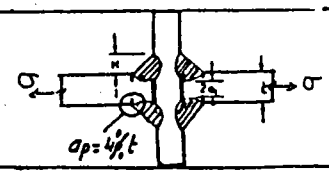
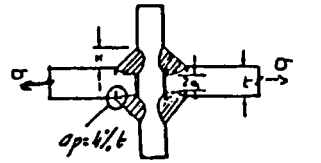
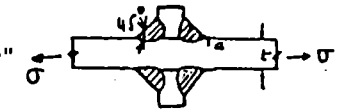
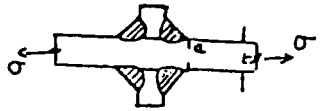
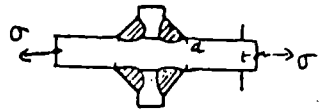



**FIGURE (10) : Variation du facteur KII avec l'accroissement de la fissure F2.**

| REFERENCES | CONDITIONS | FONCTION "K" "MPa$\sqrt{m}$" | HYPOTHESES DE CALCUL | |
|---|---|---|---|---|
| * Présente étude<br>Eléments finis<br>EF | ap = 4 % t<br>2 a/t = 0,72<br>H/t = 0,5<br>P = 250 KN | $K_I$ = 24,61<br>$K_{II}$ = 2,57 | - Traction<br>- Manque de pénétration en racine de longueur "2a" se propageant en mode mixte<br>- Deux défauts en pied de cordon de profondeur "ap"<br>- Problème plan symétrique<br>- Non prise des contraintes résiduelles dans le calcul |  |
| FRANK [11]<br>"E.F." | 2 a/t = 0,72<br>H/t = 0,5<br>P = 250 KN<br>ap = 0 | $K_I$ = 23,24<br>----- | - Traction<br>- Manque de pénétration en racine de longueur "2a"<br>- Fissure se propageant en mode I seulement<br>- Problème plan symétrique<br>- non prise des contraintes résiduelles de soudage dans le calcul |  |
| GURNEY [12]<br>"E.F." | 2 a/t = 0,72<br>H/t = 0,5<br>P = 250 KN<br>ap = 0 | $K_I$ = 21<br>----- | - Traction<br>- Manque de pénétration de longueur "2a" se propageant en mode I<br>- Problème plan symétrique<br>- Non prise des contraintes résiduelles dans le calcul |  |
| USAMI [13]<br>"E.F." | 2 a/t = 0,72<br>H/t = 0,5<br>P = 250 KN<br>ap = 0 | $K_I$ = 21,8<br>$K_{II}$ = 0,93 | - Traction<br>- Manque de pénétration de longueur "2a" se propageant en mode mixte<br>- Problème plan symétrique<br>- Non prise des contraintes résiduelles dans le calcul |  |
| RECHO [14]<br>"E.F." | 2 a/t = 0,6<br>H/t = 0,5<br>ap = 2 % t | $K_I$ = 19,05<br>$K_{II}$ = 5,76 | - Traction<br>- Manque de pénétration de longueur "2a" se propageant en mode mixte<br>- Problème plan symétrique<br>- Non prise des contraintes résiduelles dans le calcul |  |
| HARRISSON [15]<br>"Collocation" | 2a = 18 mm<br>2 W = 500<br>chargement équivalent<br>P = 125 KN | $K_I$ = 15<br>----- | - Traction<br>- Plaque avec fissure centrale soumise à un chargement équivalent<br>- Une seule fissure se propageant en mode I<br>- Contraintes résiduelles négligeables |  |

**TABLEAUX (5)** : Comparaison des valeurs des facteurs KI et KII calculés en racine de cordon avec les résultats existants.

| REFERENCES | CONDITIONS | FONCTION "K" "MPa√m" | HYPOTHESES DE CALCUL | |
|---|---|---|---|---|
| *Présente étude "Elements finis" | a/t = 0,04<br>t = 25 mm<br>$\theta$ = 45° | KI = 22,74<br>KII = 5,17 | .Traction<br>.Problème plan symétrique<br>.Absence de contraintes résiduelles dans le calcul<br>.Joint de type "K4" |  |
| GURNEY [12]<br>"EF" | a/t = 0,04<br>t = 25<br>$\theta$ = 45° | KI = 23,5 | .Traction<br>.Problème plan symétrique<br>.Absence des contraintes résiduelles dans le calcul<br>.Fissure se propageant qu'en mode I<br>.Joint de type K4 |  |
| USAMI [16]<br>"EF" | a/t = 0,04<br>$\theta$ = 45°<br>H/t = 0,25 | K maxi = 15,22 | .Traction<br>.Problème plan symétrique<br>.Utilisation d'une éprouvette équivalente en Métal de base (épaisseur > largeur)<br>.Propagation en mode mixte<br>.Absence des contraintes résiduelles dans le calcul |  |
| MADDOX [17]<br>"EF" | ap = 1 mm<br>a/t = 0,04<br>$\theta$ = 45°<br>$\phi_o$ = 1<br>H/t = 1 | KI = 14,3 | .Traction<br>.Problème plan symétrique<br>.Propagation en mode I<br>.1 seule fissure en pied de cordon "semi élliptique allongée"<br>.Joint de type K2<br>.Absence des contraintes résiduelles dans le calcul |  |
| GURNEY [12] | a/t = 0,04<br>H/t = 0,6<br>$\theta$ = 45° | K = 16,4 | .Traction<br>.Propagation en mode I<br>.Joint de type K2<br>.2 fissures en pied de cordon<br>.Absence des contraintes résiduelles dans le calcul |  |
| RECHO [18]<br>"EF" | a/t = 0,04<br>$\theta$ = 45°<br>Kt = 3,11<br>h/t = 0,6 | K = 13,92 x C<br>avec<br>C = 0,92 $C_o$ + 0,08<br>Co : paramètre dépendant du procédé de soudage | .Traction<br>.Propagation en mode I<br>.Joint de type K2<br>.4 fissures en pied de cordon<br>.Prise en compte des contraintes résiduelles à fond de fissure |  |

**TABLEAUX (6) : Comparaison des valeurs des facteurs KI et KII calculés en pied de cordon avec les résultats existants.**

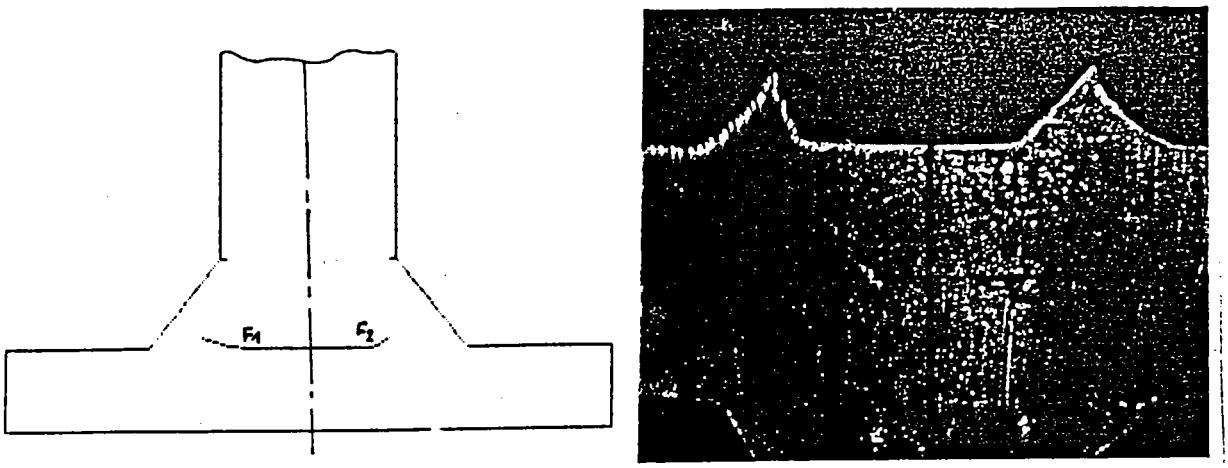



FIGURE (11) : Comparaison du chemin de fissuration théorique et expérimental obtenue selon SIH ((19, 20)).

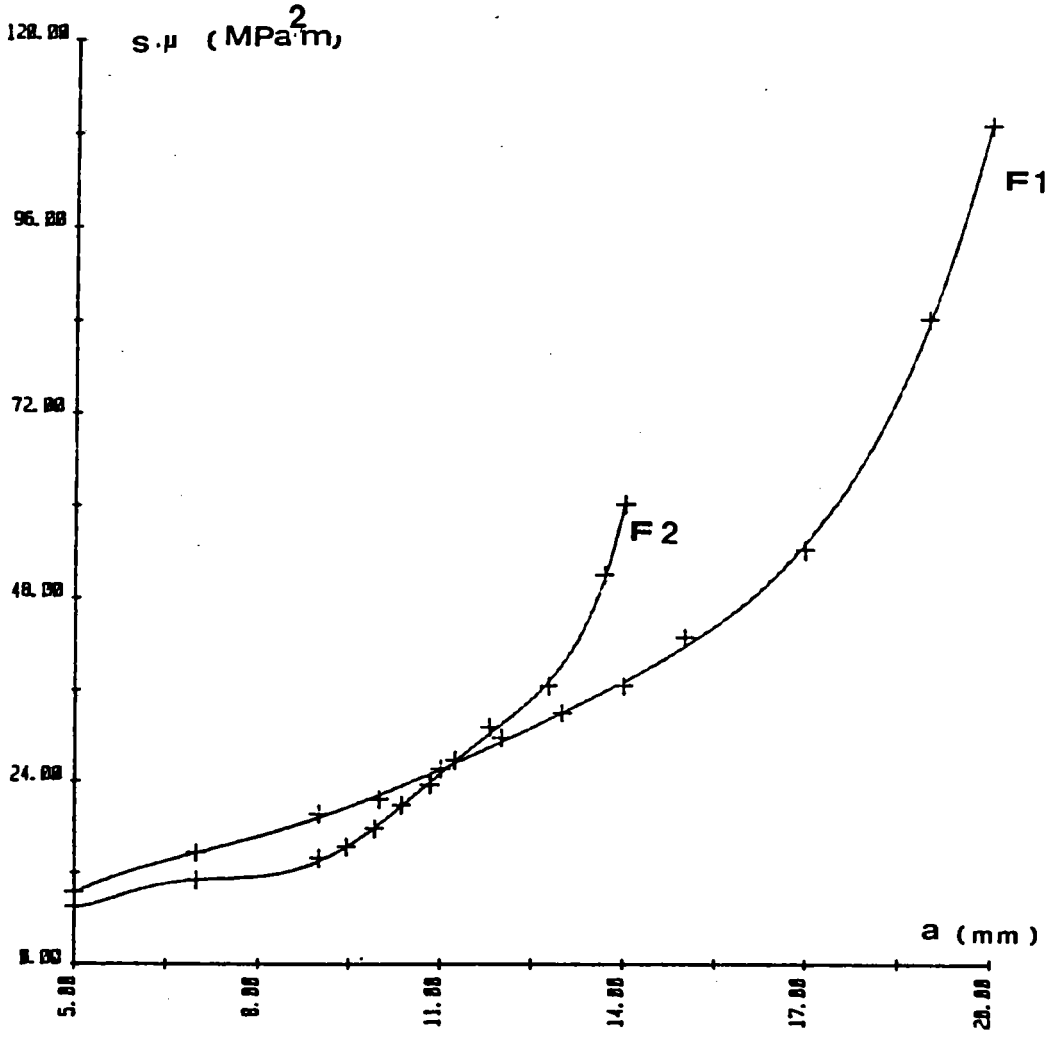
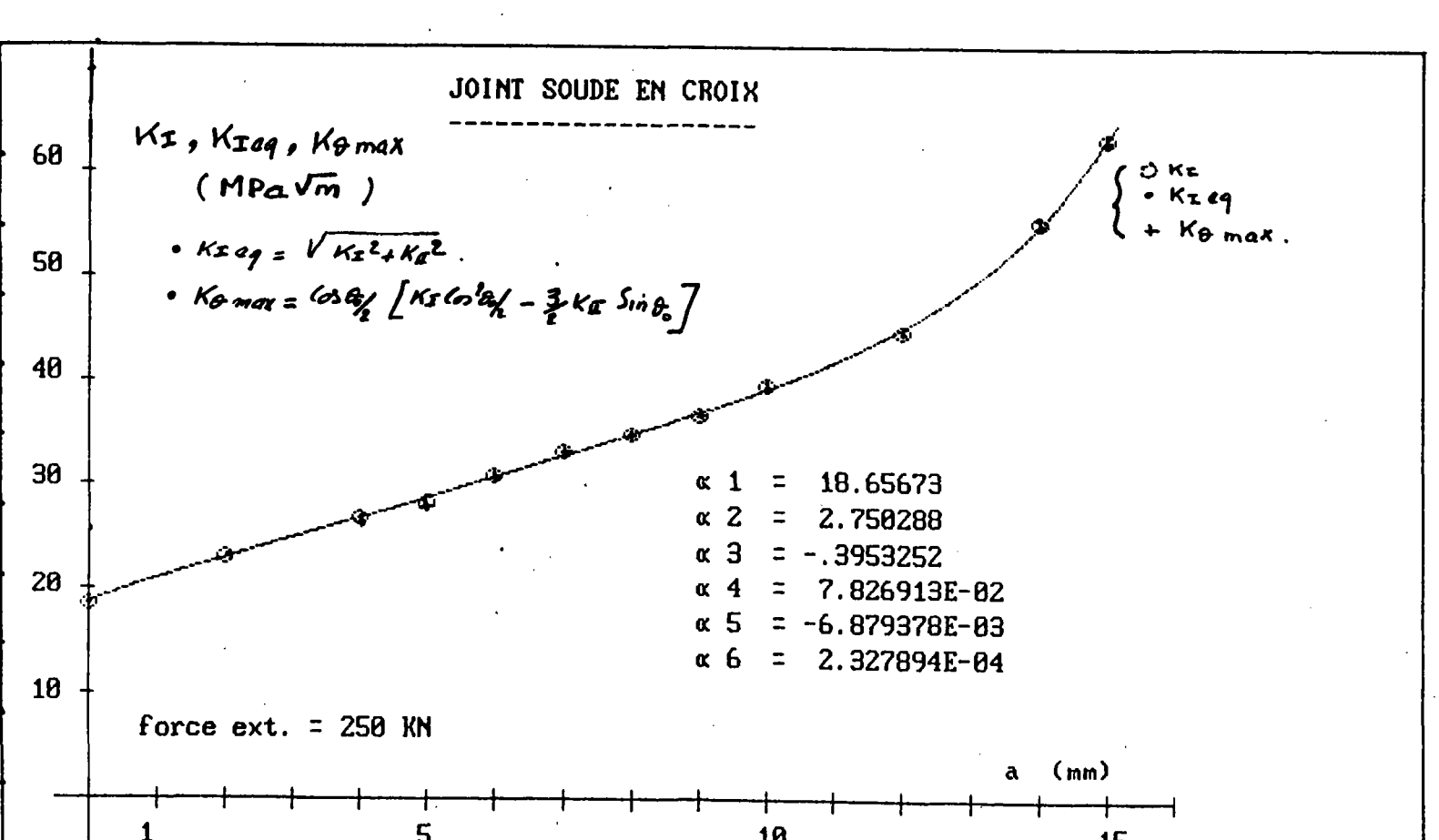



FIGURE (12) : Evolution du taux de densité d'énergie de déformation avec l'accroissement des fissures F1 et F2 selon SIH ((19, 20)).

| $F_1$ | $K_I$ MPa$\sqrt{m}$ | $K_{Ieq}$ MPa$\sqrt{m}$ | $K_{\theta max}$ MPa$\sqrt{m}$ |
|---|---|---|---|
| 5 | 18,61 | 18,61 | 18,6 |
| 7 | 23,25 | 23,26 | 23,2 |
| 9 | 26.92 | 26,97 | 26,5 |
| 10 | 28,23 | 28,27 | 27,86 |
| 11 | 30,77 | 30,79 | 30,61 |
| 12 | 33,13 | 33,13 | 33,13 |
| 13 | 34,93 | 34,93 | 34,88 |
| 14 | 36,75 | 36,76 | 36,68 |
| 15 | 39,79 | 39,81 | 39,59 |
| 17 | 44,78 | 44,78 | 44,77 |
| 19 | 55,77 | 55,79 | 55,59 |
| 20 | 63,46 | 63,48 | 63,23 |




MANQUE DE PENETRATION = 10 mm

**FIGURE (13) : Comparaison des facteurs d'intensité de contrainte (KI, KII, et KO max.) en pointe de fissure F1.**

| F2 | KI MPa√m | KIeq MPa√m | Kθmax MPa√m |
|---|---|---|---|
| 5 | 16,52 | 16,61 | 15,7 |
| 7 | 20 | 20,15 | 18,59 |
| 9 | 22,36 | 22,64 | 19,89 |
| 9,46 | 23,57 | 23,81 | 21,39 |
| 9,927 | 25,55 | 25,65 | 24,59 |
| 10,37 | 27,76 | 27,76 | 27,72 |
| 10,83 | 29,44 | 29,48 | 29,01 |
| 11,23 | 31,36 | 31,46 | 30,45 |
| 11,8 | 33,81 | 33,90 | 32,90 |
| 12,78 | 36,58 | 36,76 | 34,88 |
| 13,68 | 43,36 | 43,45 | 42,52 |
| 14,01 | 47,15 | 47,16 | 47,02 |

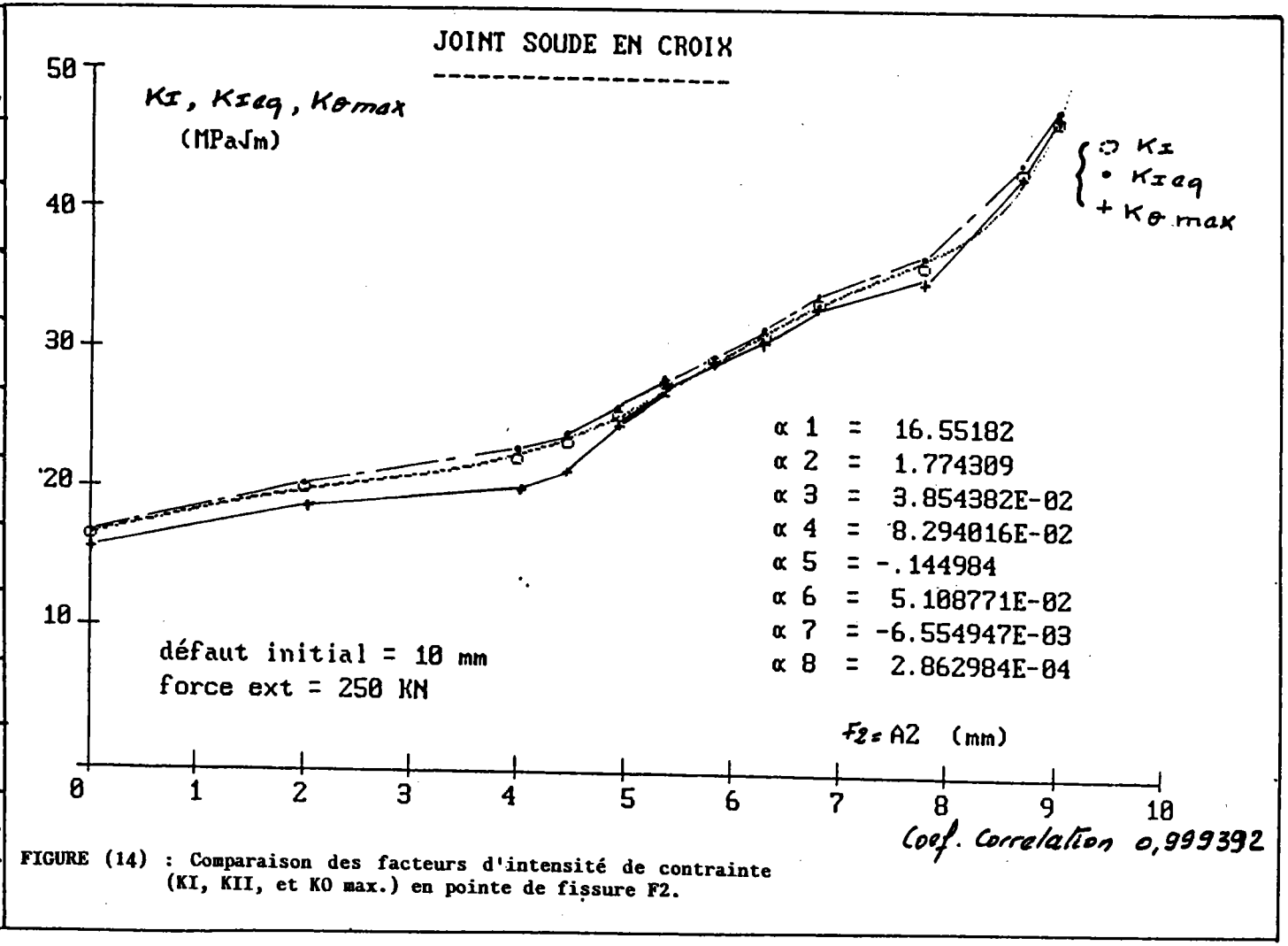



FIGURE (14) : Comparaison des facteurs d'intensité de contrainte (KI, KII, et KO max.) en pointe de fissure F2.

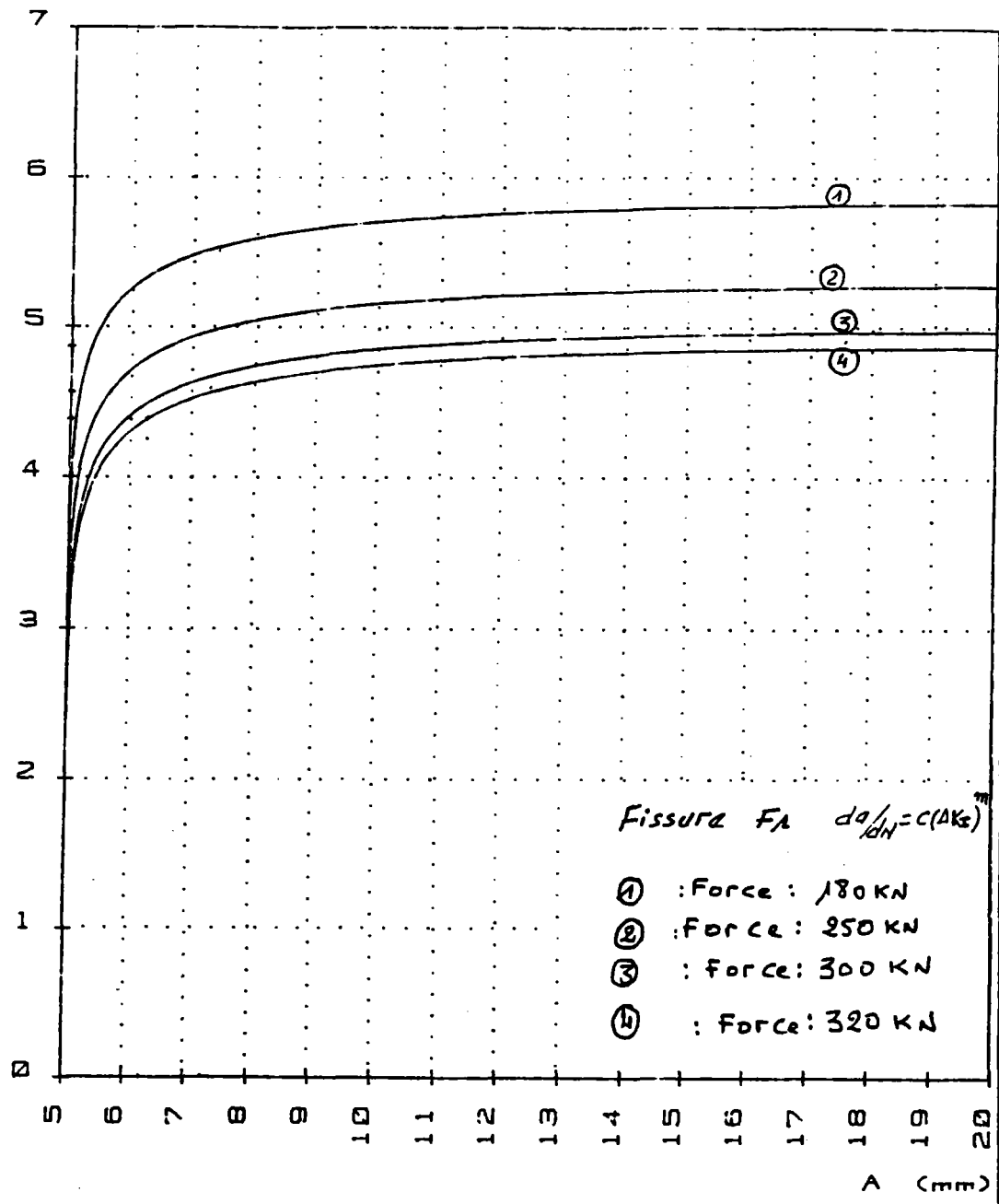



**FIGURE (15) : Durée de vie du joint en croix calculée pour différents niveaux de contraintes (F = 180 KN, 250 KN, 300 KN, 320 KN) selon Paris ((21)).**

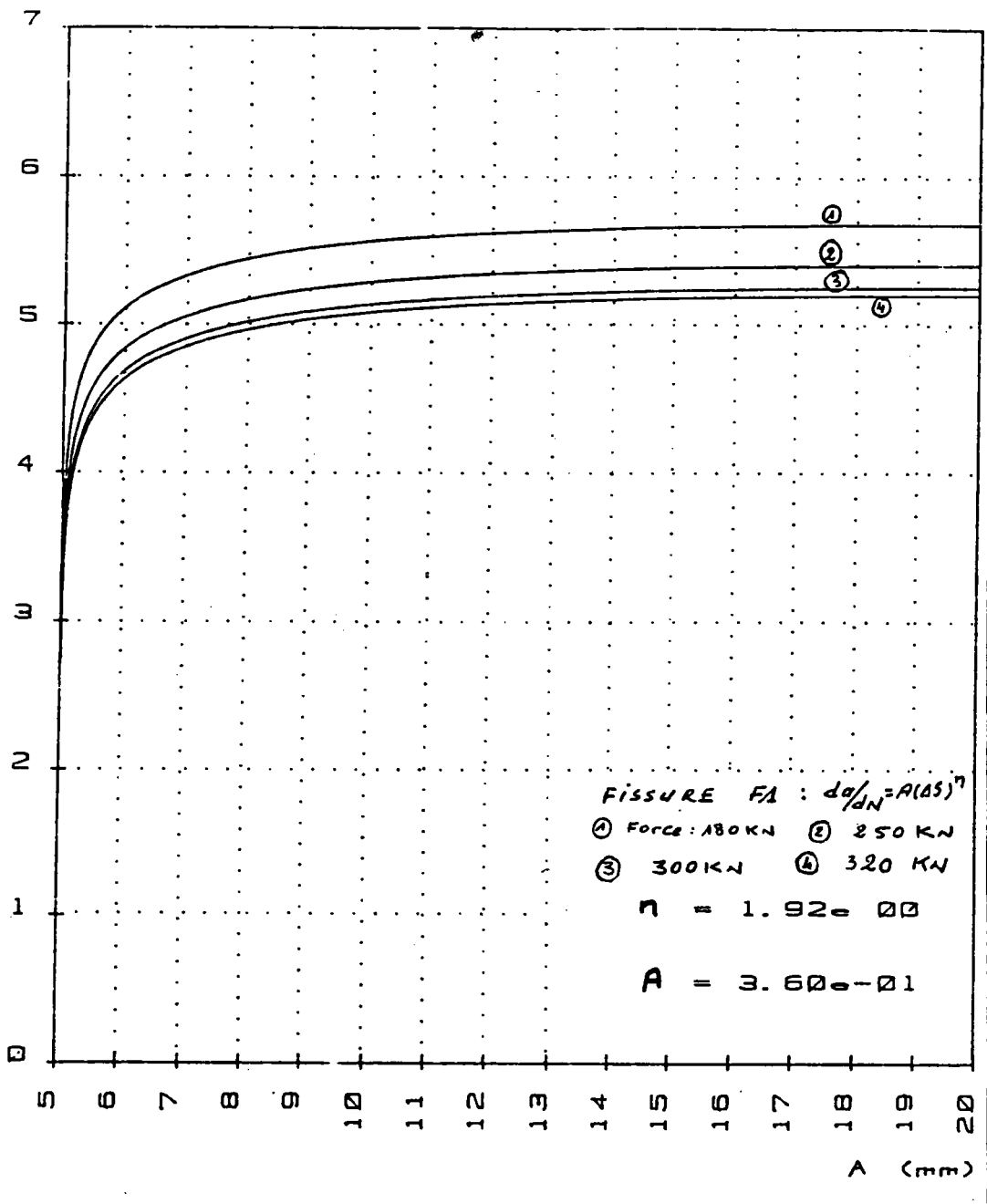



**FIGURE (16) : Durée de vie calculée à partir de l'énergie "S" selon SIH ((21)).**

| REPERE EPROUVETTE | CHARGE MAXI ($P_{K4}$ maxi) | NOMBRE DE CYCLE A RUPTURE (NR exp.) | NOMBRE DE CYCLE A L'AMORCAGE | | CYCLE A LA PROPAGATION EXP. (NP ex) | CYCLE A LA PROPAGATION (NP CAL) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | (AK-Ni) | Méthode électrique | | |
| III 1 | 180 | 2.448.600 | 100.000 | 868.000 | 1.580.600 | 663.799 |
| III 9 | 180 | 674.800 | 15.555 | 268.181 | 406.619 | 324.286 |
| III 12 * | 180 | 1.614.000 | / | 800.000 | 814.000 | / |
| III 4 | 250 | 411.300 | 15.000 | 245.000 | 166.300 | 88.139 |
| III 5 | 250 | 1.150.000 | 15.000 | 283.000 | 867.000 | 89.352 |
| III 8 | 250 | 428.500 | 27.000 | 32.000 | 369.500 | 111.679 |
| III 11 ** | 250 | 487.900 | / | 330.000 | 157.900 | 89.316 |
| III 13 | 250 | 434.400 | 15.555 | 200.000 | 234.400 | 93.139 |
| III 2 | 300 | 238.500 | 18.000 | 95.000 | 143.500 | 37.637 |
| III 6 | 300 | 121.600 | 12.222 | 70.000 | 51.600 | 38.679 |
| III 3 | 320 | 446.200 | 12.777 | 200.000 | 246.200 | 31.555 |
| III 7 | 320 | * 51.900 | 20.000 | 30.000 | 21.900 | 37.893 |
| III 10 | 320 | 282.600 | 15.555 | 230.000 | 52.600 | 27.066 |
| III 14 | 320 | 282.800 | 17.222 | 200.000 | 82.800 | 28.584 |
| III 15 | 320 | 191.400 | 15.555 | 100.000 | 91.400 | 27.066 |

**TABLEAU (7)** : Tableau récapitulatif des résultats obtenus en racine du cordon.

* : Amorçage en pied (existence des défauts de plus de 2mm)
** : Amorçage simultané en racine et en pied de cordon.

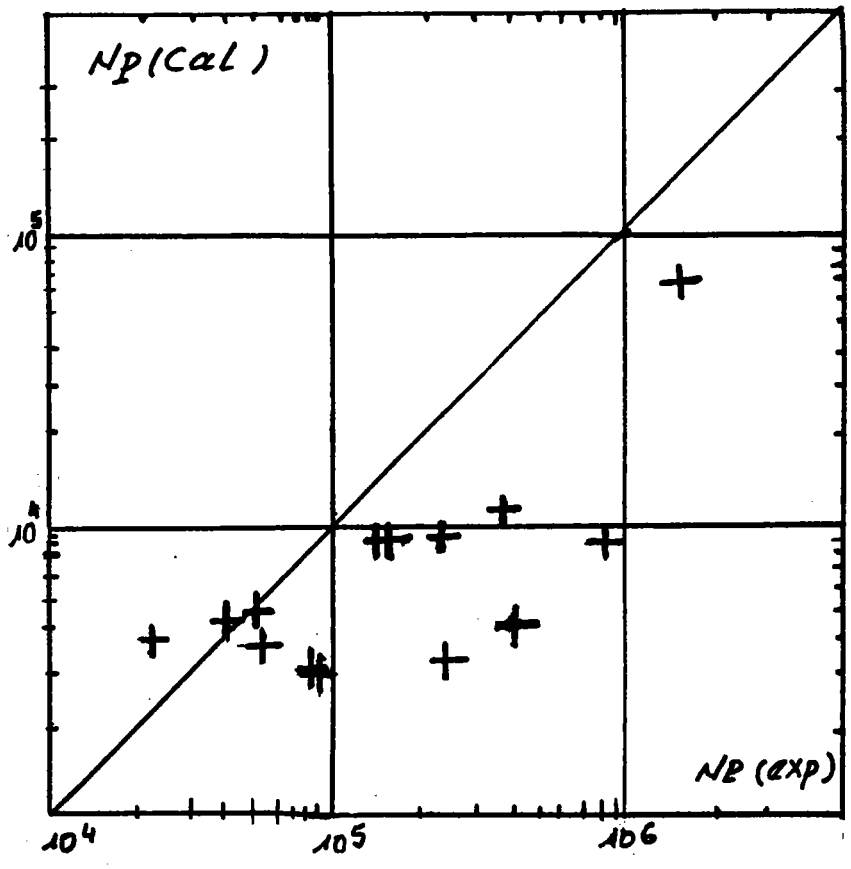



FIGURE (17) : Comparaison des durées de vie des joints soudés en croix calculées avec celles obtenues expérimentalement.

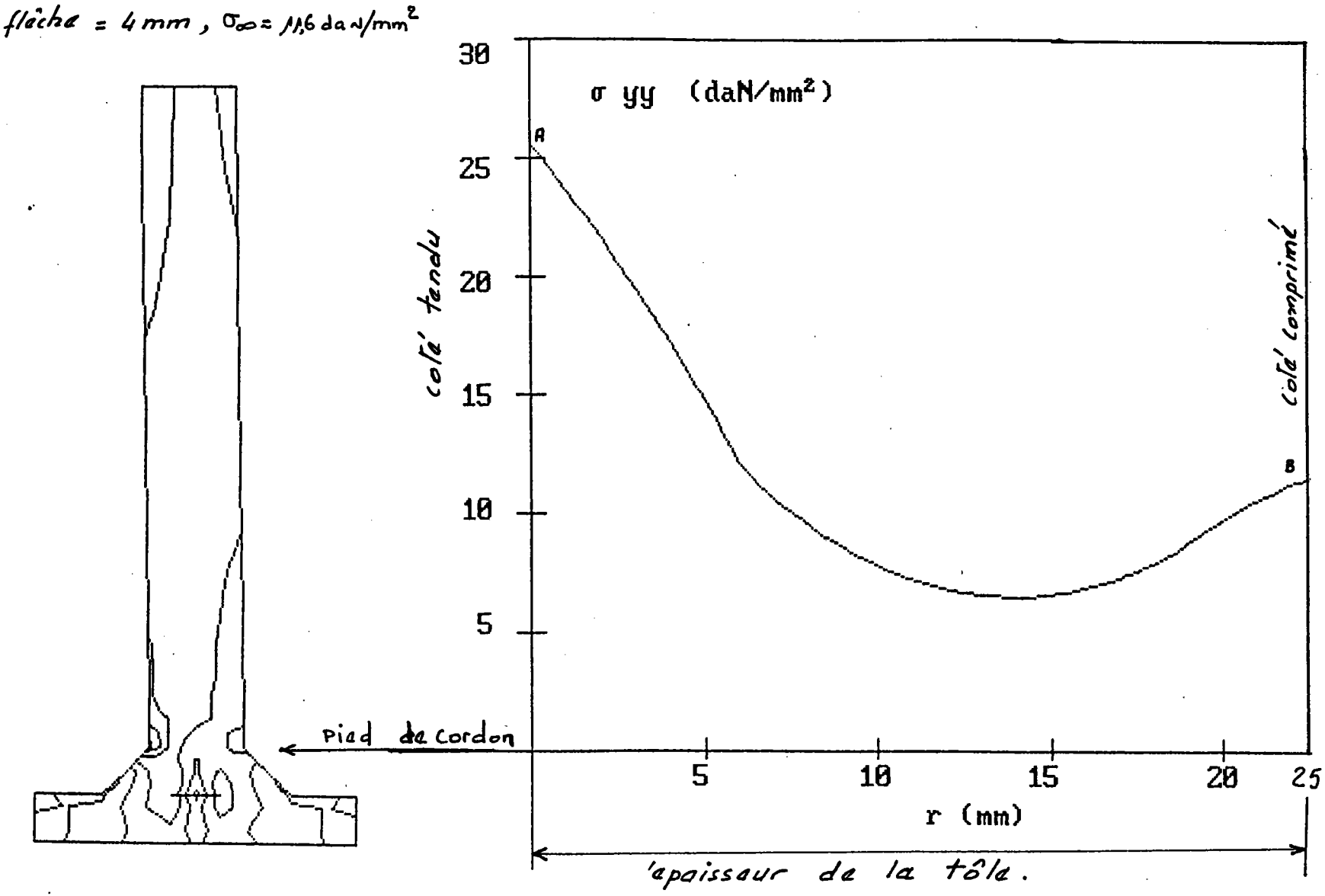



FIGURE (20) : Déformée de l'éprouvette après chargement (déplacement imposé : 0,1 mm).

FIGURE (21) : Distribution des contraintes locales ou pied de cordon à travers l'épaisseur.

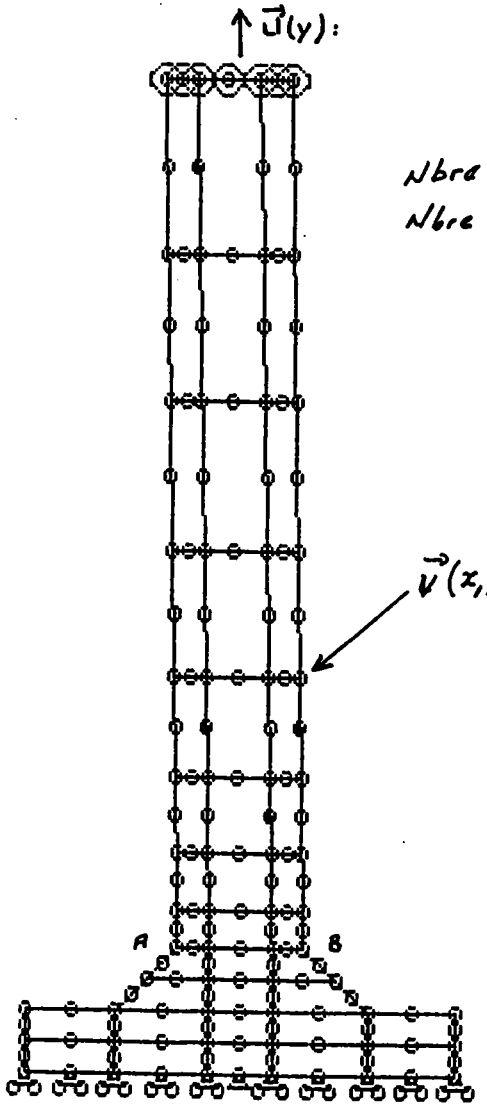



FIGURE (18) : Maillage de la demi éprouvette déformée en tenant compte de la flèche résiduelle dans l'éprouvette.

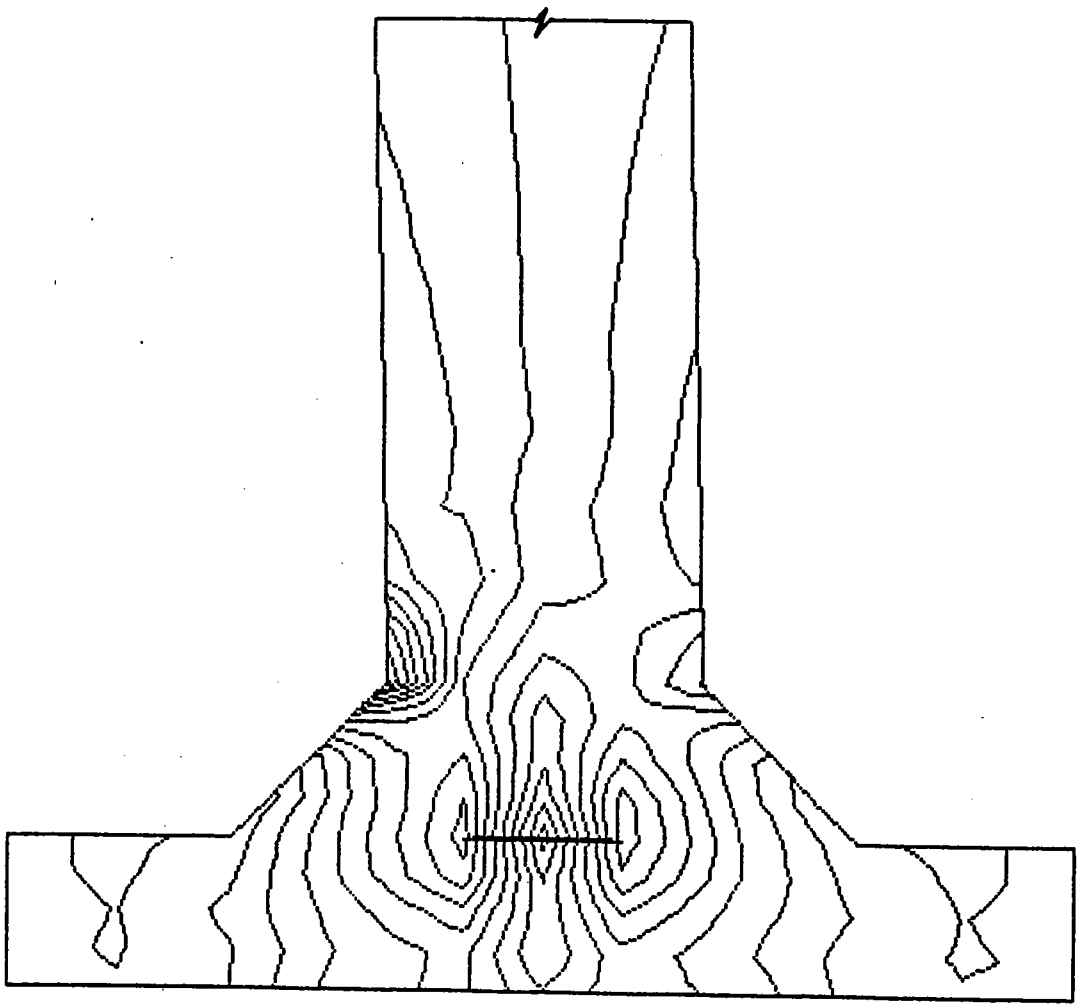


FIGURE (19) : Contraintes principales obtenues dans l'éprouvette après chargement d'une force équivalente à 174 KN.

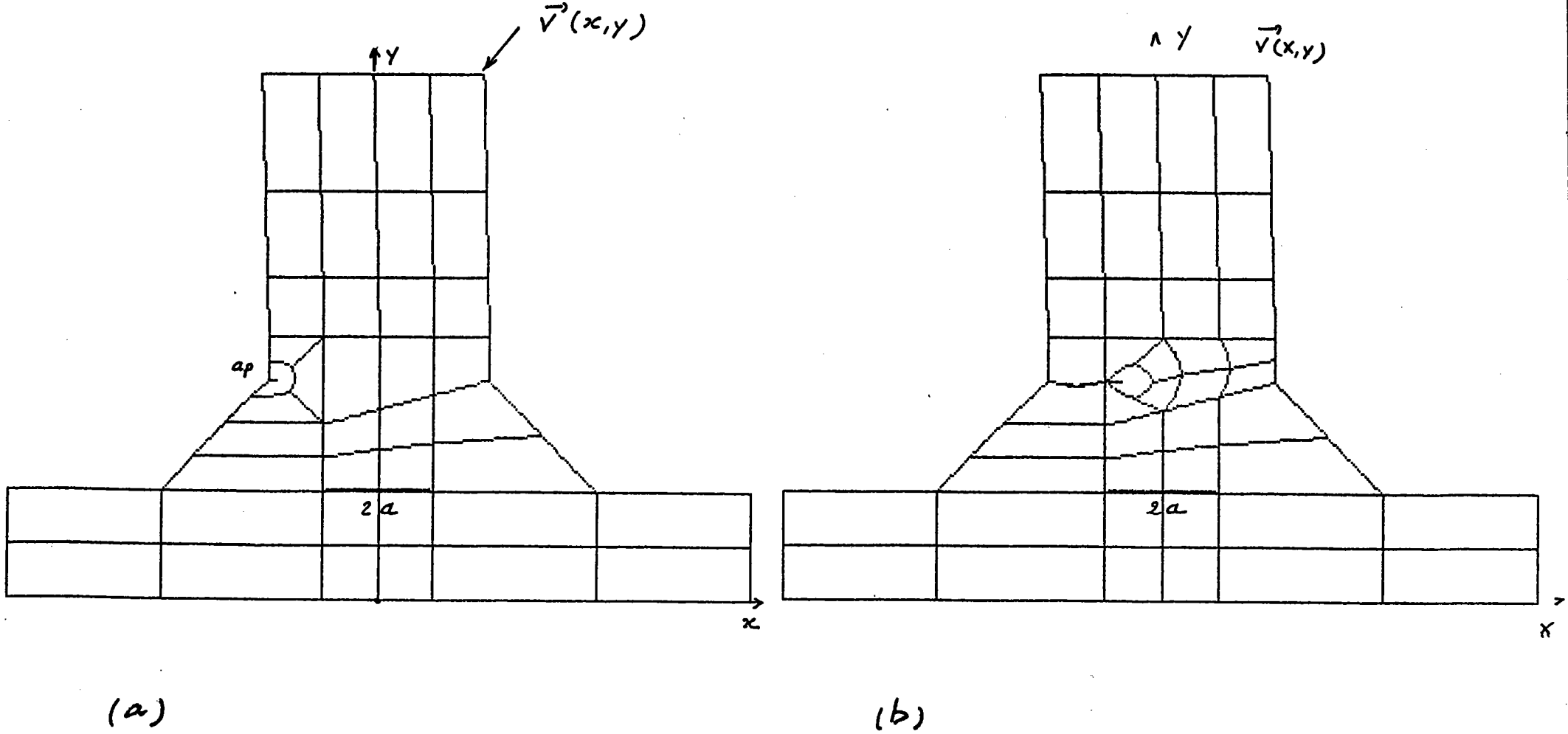
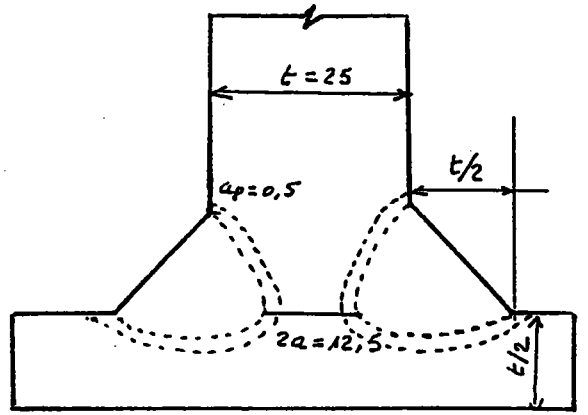


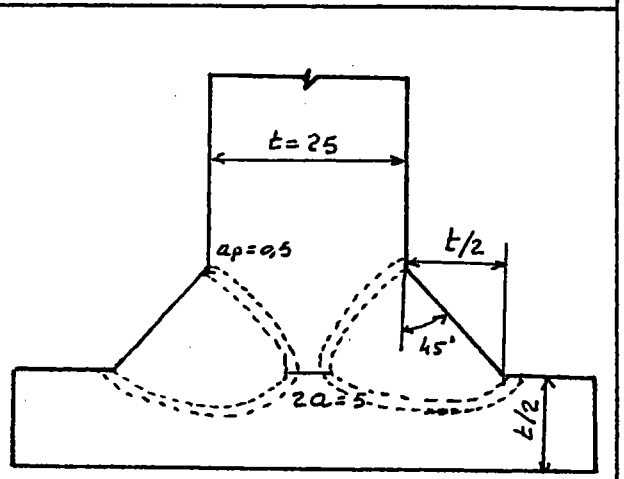

FIGURE (22) : Maillage utilisé dans le calcul des FIC (KI, KII) en pied de cordon
(a) - Configuration initiale avant propagation.
(b) - Configuration finale après propagation.

| a (mm) | Xa (mm) | Y(a) (mm mi) | KI MPa√m | KII MPa√m | S.μ MPa²m | θ (degré) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0,5 | -12 | 25 | 22,29 | 4,124 | 13.94 | -19,2 |
| 1.0 | -11,528 | 24,835 | 24,54 | 1,66 | 16,368 | -7,7 |
| 1,5 | -10,031 | 24,686 | 26,06 | 0,384 | 18,38 | -1,7 |
| 2,5 | -10,08 | 24,445 | 28,60 | -1,485 | 22,19 | 5,9 |
| 5,0 | -7.599 | 24,140 | 32.477 | 1,385 | 28,59 | -4,9 |
| 8,0 | -4,699 | 23,37 | 37,04 | 2,394 | 37,28 | -7,3 |




a) Résultats du calcul par éléments finis pour un chargement F=250KN et 2a=12,5mm

| | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0,5 | -12,0 | 25,0 | 19,47 | 3,299 | 10,57 | -17,9 |
| 1.0 | -11,52 | 24,846 | 21,355 | 1,19 | 12.377 | -6,3 |
| 1,5 | -11,04 | 24,715 | 23,196 | 0,2338 | 14,559 | -1,2 |
| 2,5 | -10,05 | 24,54 | 24,973 | -1,943 | 16,977 | +8,7 |
| 5 | -7,551 | 24.45 | 28,85 | 0,2910 | 22,517 | -1.2 |




b) Résultats du calcul pour une charge F=250 KN et un manque de pénétration 2a = 5 mm.

**TABLEAU (8) : Tableau récapitulatif des résultats du calcul par E.F. dans le cas d'une propagation en pied de cordon.**

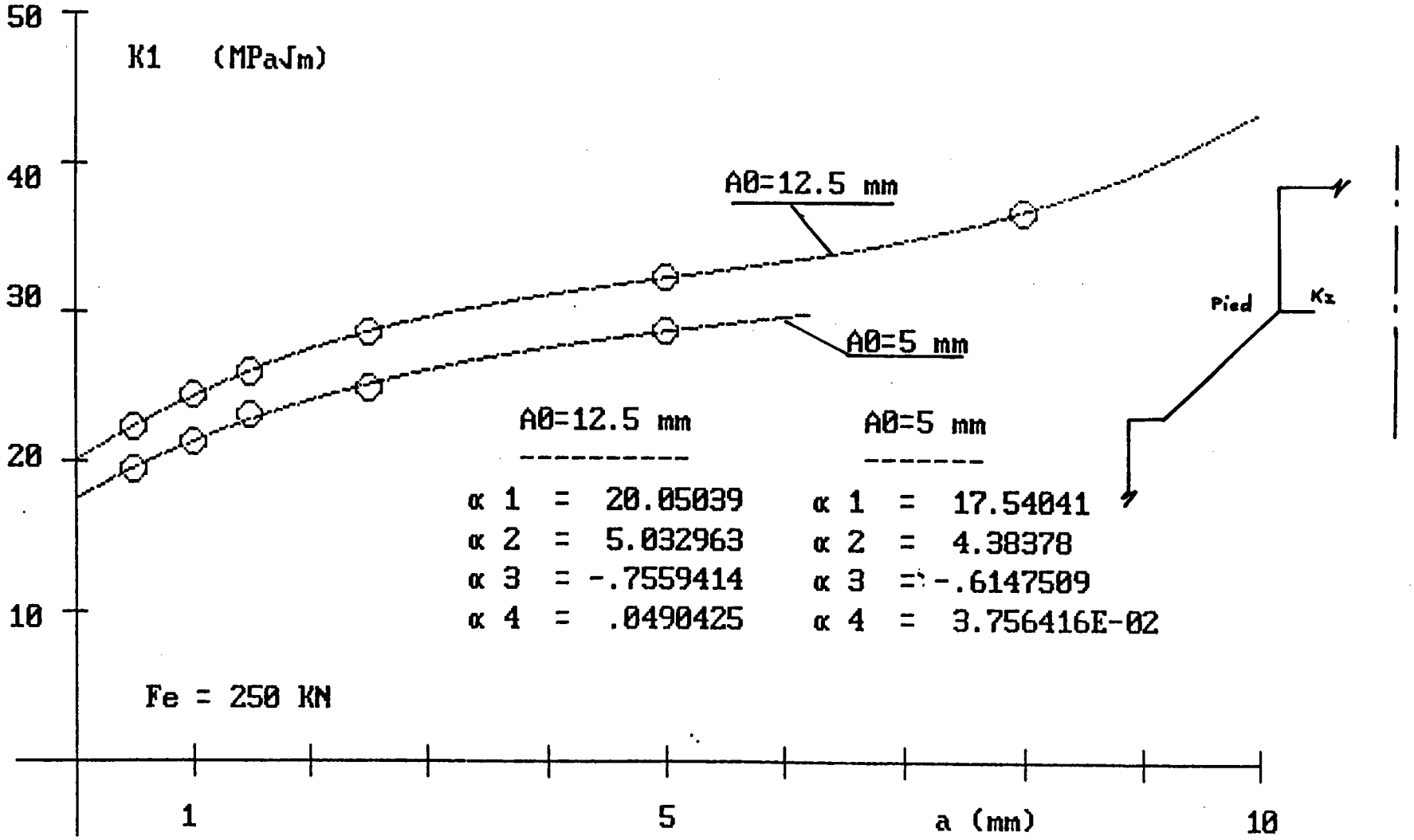



FIGURE (23) : Evolution du facteur d'intensité de contrainte KI avec l'accroissement du défaut pour une force F = 250 KN.

FIGURE (24) : Loi de fissuration dans la zone affectée thermiquement obtenus par éprouvette entaillée de type flexion trois points.

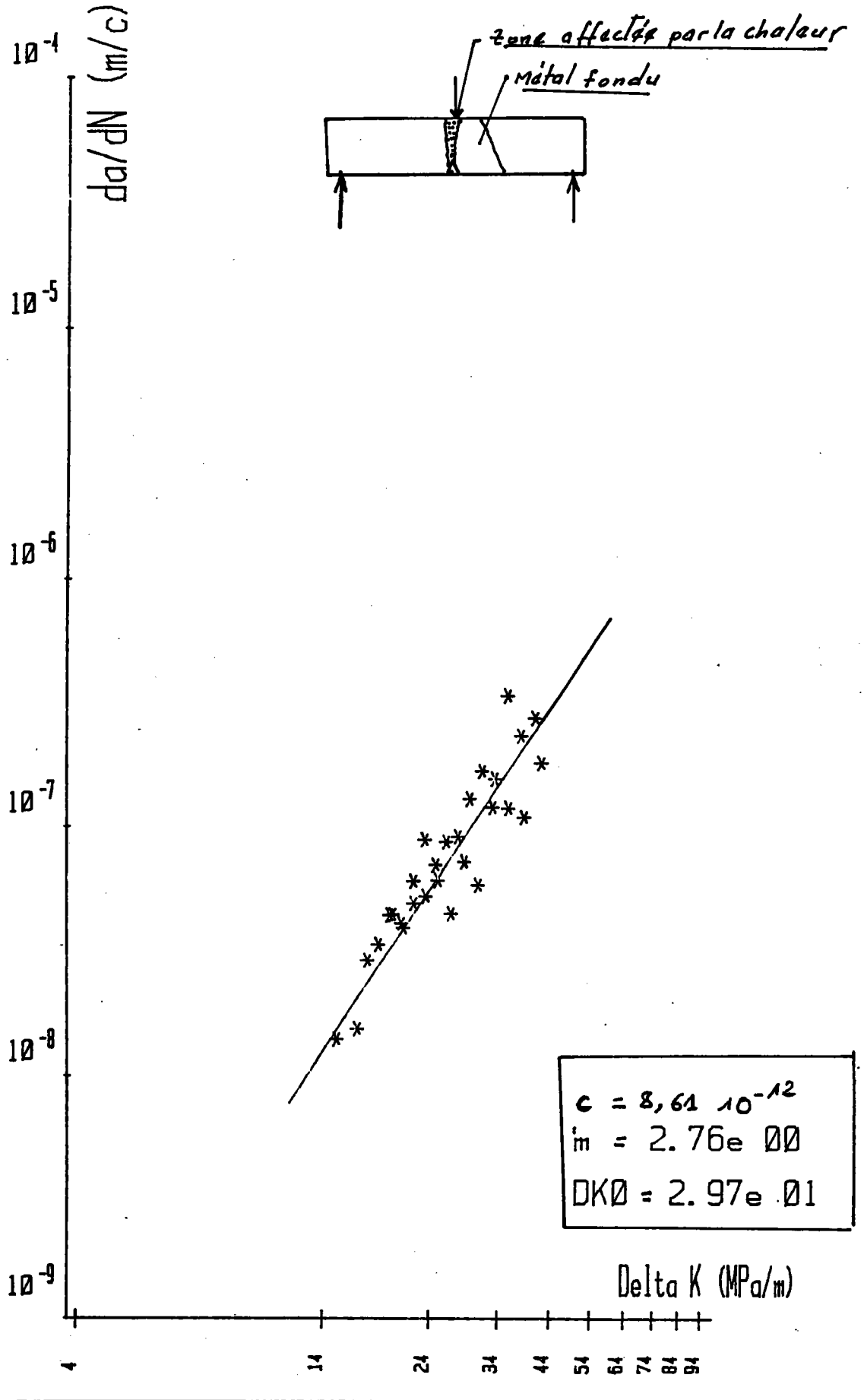


FIGURE (25) : Loi de fissuration dans le métal de base obtenue sur éprouvette de type C.T.

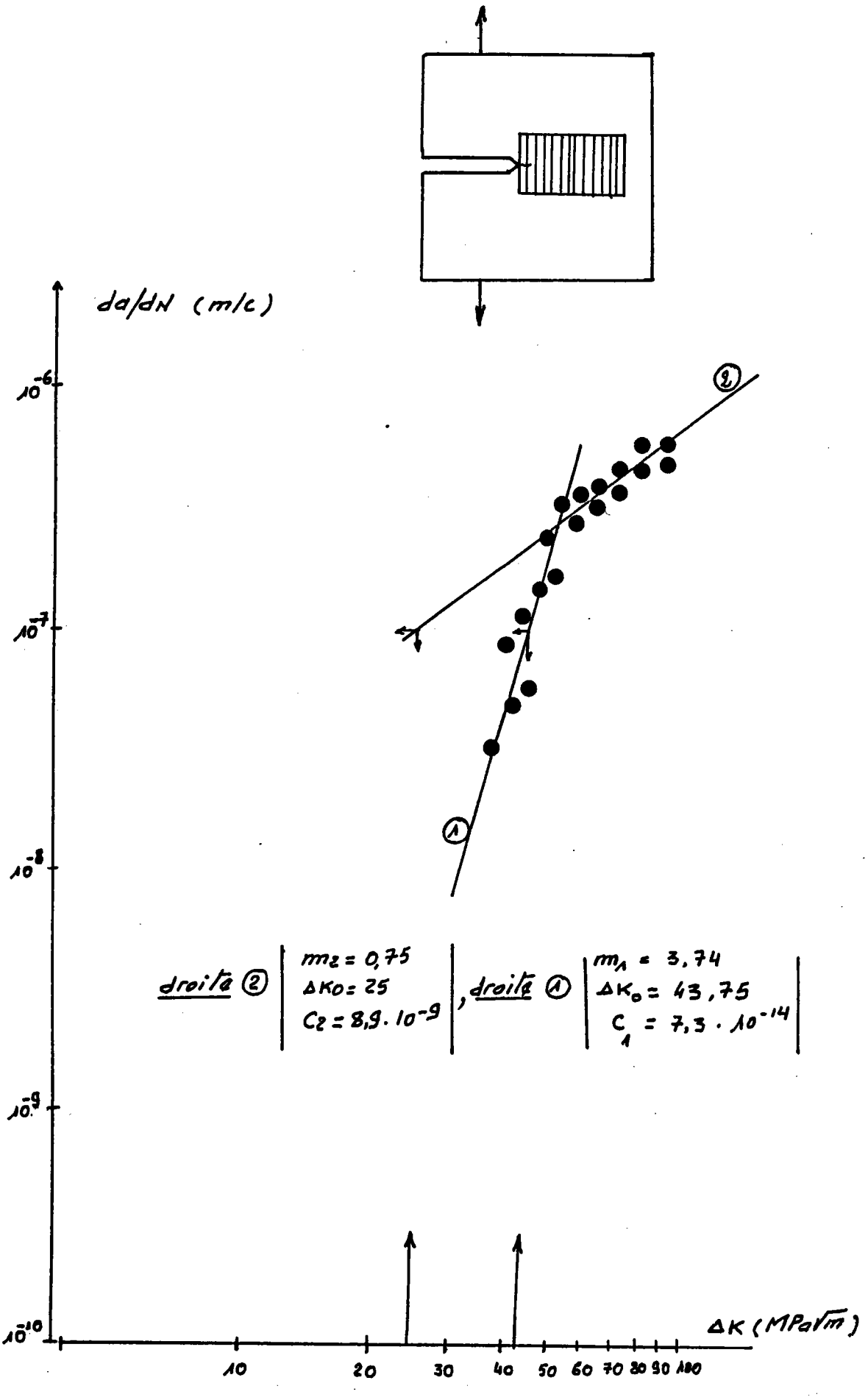
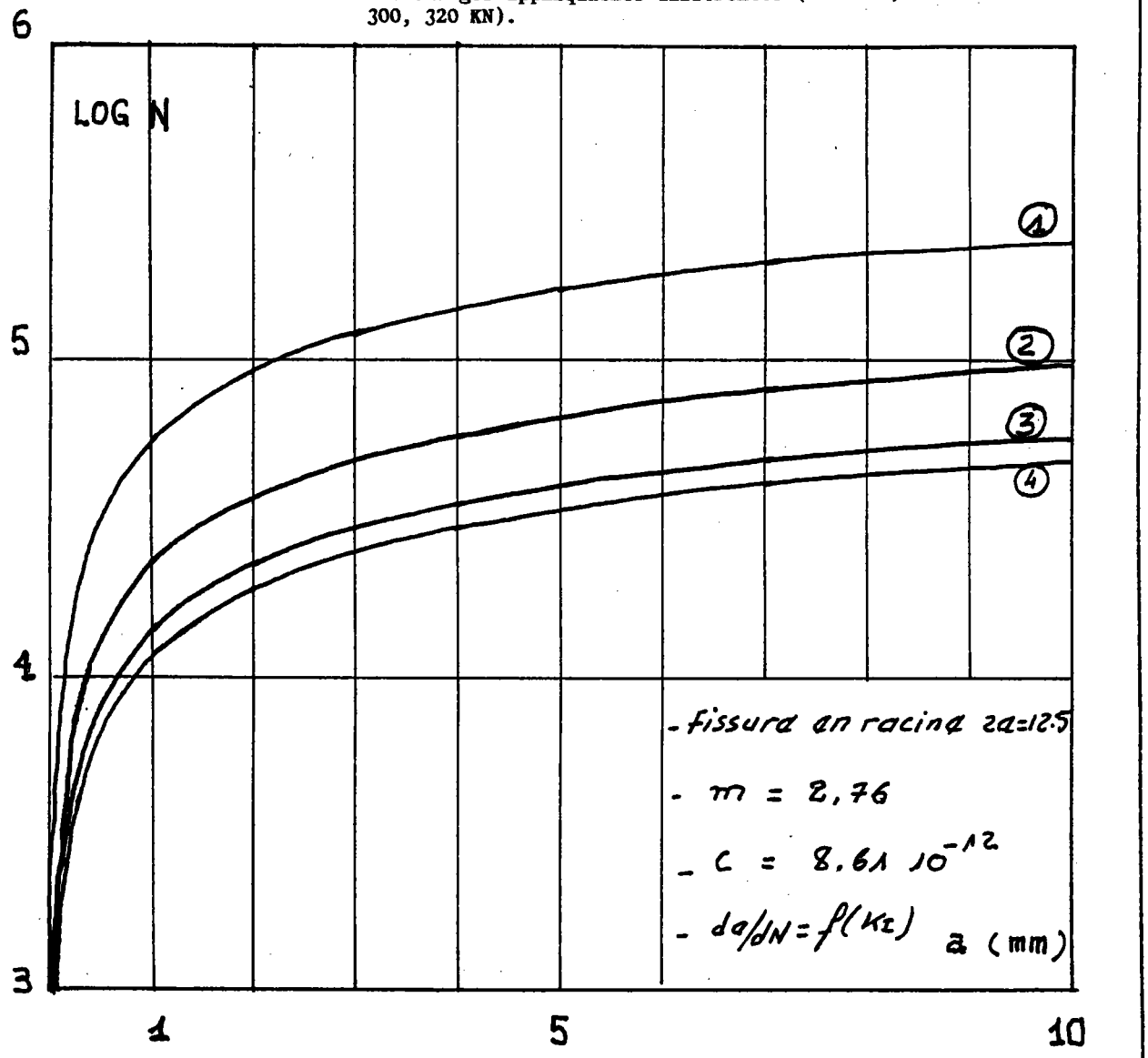
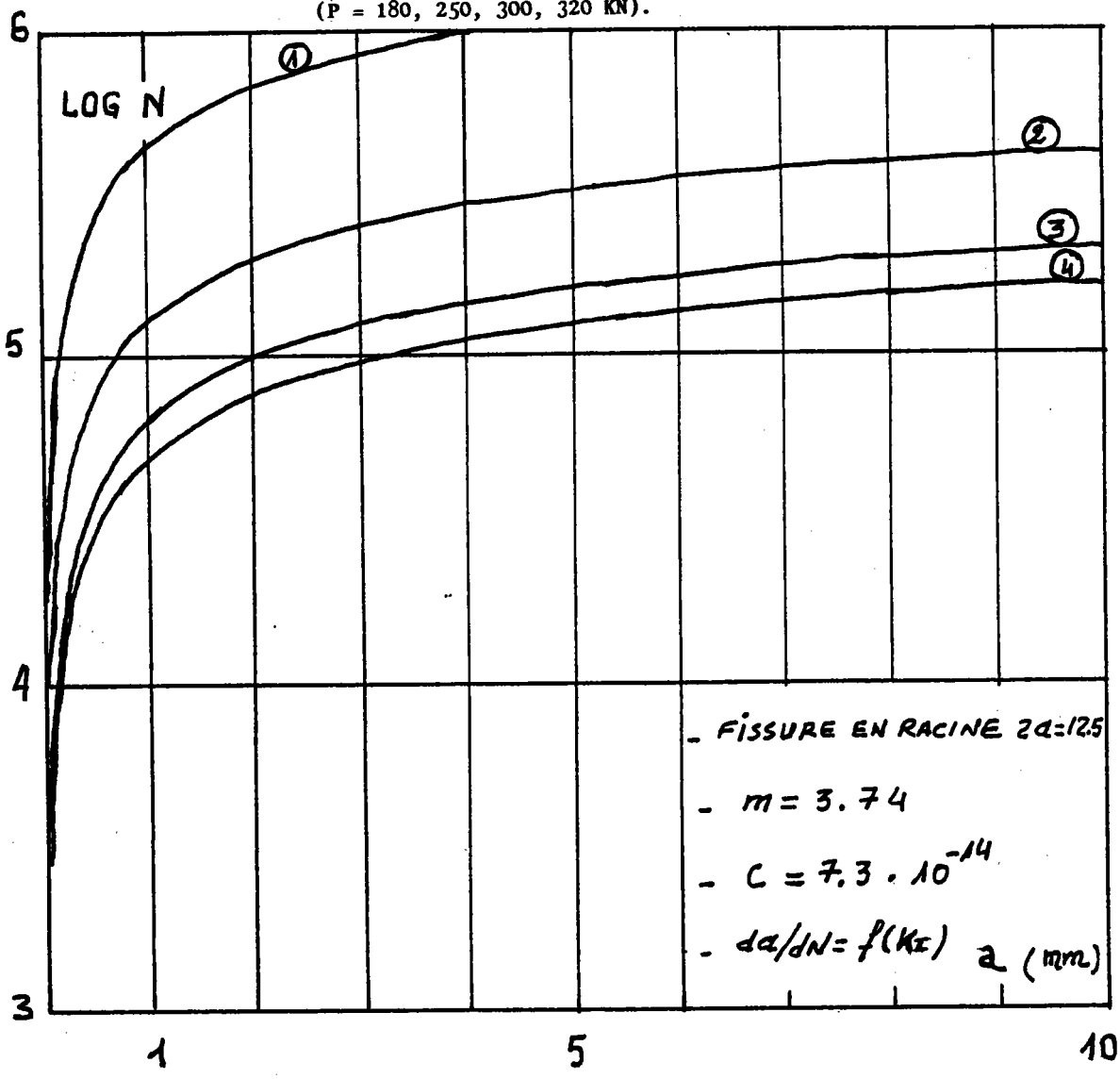


FIGURE (26) : Evolution de la fissure avec le nombre de cycle pour des charges appliquables différentes (P = 180, 250, 300, 320 KN).



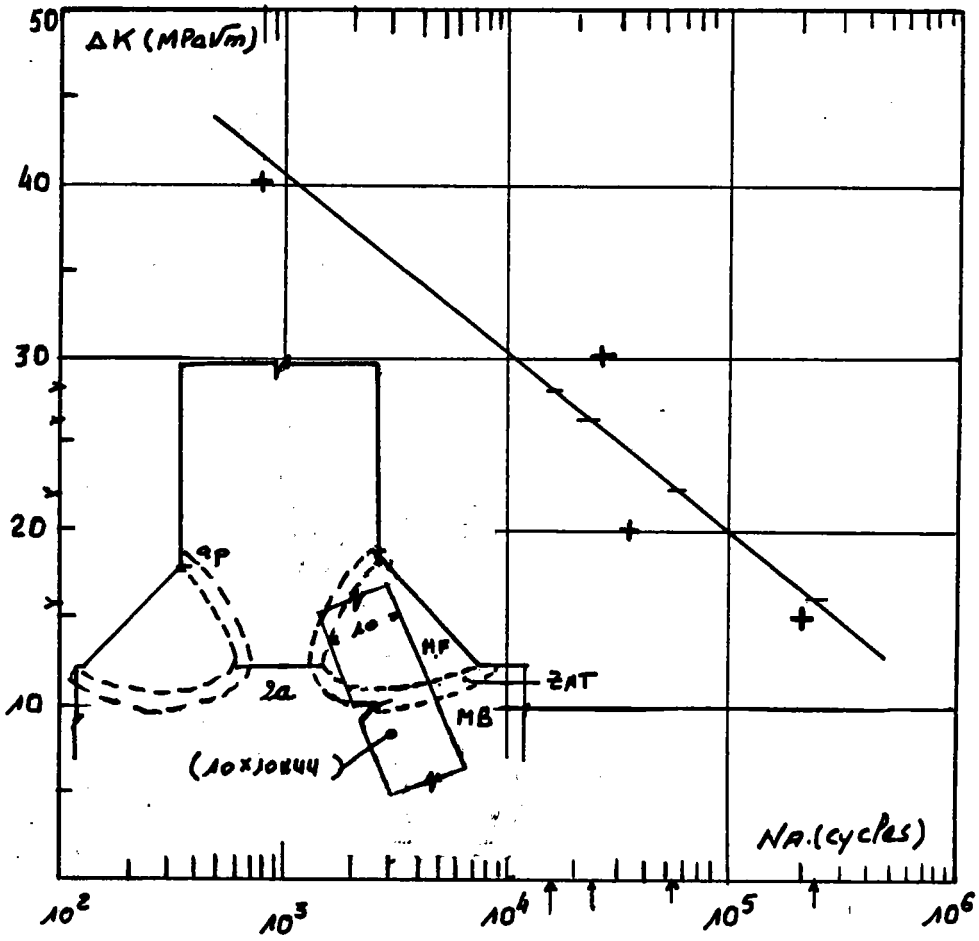

| FISSURE a (mm) | COURBE ① P = 180 KN | COURBE ② P = 250 KN | COURBE ③ P = 300 KN | COURBE ④ P = 320 KN |
|---|---|---|---|---|
| 1 | 56202 | 22698 | 13723 | 11484 |
| 2 | 91568 | 36981 | 22358 | 18710 |
| 3 | 119454 | 48243 | 29167 | 24408 |
| 4 | 142211 | 57434 | 34724 | 29058 |
| 5 | 162409 | 65592 | 39656 | 33186 |
| 6 | 180702 | 72980 | 44123 | 36923 |
| 7 | 197660 | 79828 | 48263 | 40388 |
| 8 | 212073 | 85649 | 51783 | 43334 |
| 9 | 224181 | 90539 | 54739 | 45807 |
| 10 | 234070 | 94533 | 57154 | 47827 |

FIGURE (27) : Evolution de la fissure avec le nombre de cycle dans le métal de base pour différents niveaux de charges (P = 180, 250, 300, 320 KN).




| Fissure a (mm) | COURBE ① P = 180 KN | COURBE ② P = 250 KN | COURBE ③ P = 300 KN | COURBE ④ P = 320 KN |
|---|---|---|---|---|
| 1 | 440402 | 128906 | 65183 | 51204 |
| 2 | 677077 | 198181 | 100213 | 78722 |
| 3 | 846581 | 247795 | 125301 | 98430 |
| 4 | 976586 | 285847 | 144543 | 113545 |
| 5 | 1087164 | 318214 | 160909 | 126402 |
| 6 | 1183850 | 346514 | 175220 | 137643 |
| 7 | 1270187 | 371784 | 187998 | 147681 |
| 8 | 1340201 | 392278 | 198361 | 155822 |
| 9 | 1395504 | 408465 | 206546 | 162252 |
| 10 | 1437125 | 420647 | 212706 | 167091 |

FIGURE (28) : Courbe d'amorçage obtenue dans la zone affectée sur éprouvette flexion trois points.



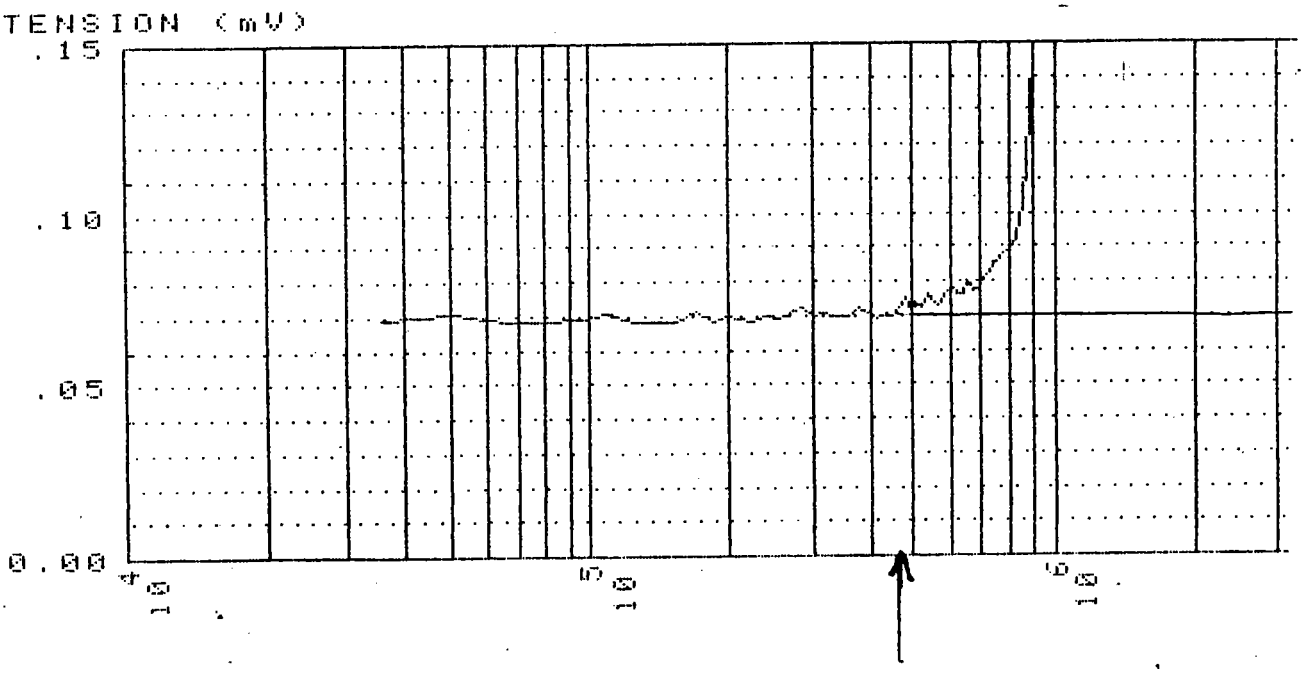




FIGURE (29) : Principe de détermination de l'amorçage par la méthode du potentiel électrique sur joint en croix.

| Repère Eprouvette | P maxi (KN) | NR (Exp) | NOMBRE DE CYCLES A L'AMORCAGE | | NP (Exp) | NP (Cal) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | (AK-Ni) | Méthode électrique | | |
| II 1 | 180 | 1.134.500 | 204.000 | 600.000 | 534.500 | 851.616 |
| II 6 | 180 | 502.700 | 204.000 | 180.000 | 322.700 | 851.616 |
| II 10 | 180 | 1.935.700 | 204.000 | 581.700 | 1.354.000 | 851.616 |
| II 2 | 250 | 392.700 | 54.000 | 182.700 | 210.000 | 259.447 |
| II 3 | 250 | 478.300 | 54.000 | 270.000 | 208.300 | 259.447 |
| II 5 | 250 | 337.400 | 54.000 | 105.000 | 232.400 | 259.447 |
| II 8 | 250 | 405.000 | 54.000 | 200.000 | 205.000 | 259.447 |
| II 4 | 300 | 142.600 | 24.545 | 60.300 | 82.300 | 134.851 |
| II 7 | 300 | 237.700 | 24.545 | 110.000 | 127.700 | 134.851 |
| II 9 | 320 | 155.500 | 16.111 | 39.000 | 116.500 | 107.079 |
| II 11 | 320 | 196.900 | 16.111 | 104.000 | 92.900 | 107.079 |
| II 12 | 320 | 162.900 | 16.111 | 92.800 | 70.100 | 107.079 |
| II 13 | 320 | 202.300 | 16.111 | 125.500 | 76.800 | 107.079 |
| II 14 | 320 | 178.500 | 16.111 | 86.500 | 92.000 | 107.079 |
| II 15 | 320 | 124.600 | 16.111 | 40.500 | 84.100 | 107.079 |

**TABLEAU (9)** : Récapitulatif des résultats du calcul et ceux issus de l'expérience dans le cas des joints en croix type II

| REPERE EPROUVETTE | P maxi (KN) | NR (Exp) | NOMBRE DE CYCLES A L'AMORCAGE (AK-Ni) | NOMBRE DE CYCLES A L'AMORCAGE Méthode Eléctrique | NP (Exp) | NP (Cal) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| I 4 | 180 | 1.375.700 | 304.285 | 640.000 | 735.700 | 970.842 |
| I 13 | 180 | ↗ | ↗ | ↗ | ↗ | 970.842 |
| I 9 | 180 | ↗ | ↗ | ↗ | ↗ | 970.842 |
| I 2 | 250 | 1.154.900 | 101.578 | 780.000 | 374.900 | 295.769 |
| I 10 | 250 | 1.026.700 | 101.578 | 736.000 | 290.700 | 295.769 |
| I 11 | 250 | 1.232.200 | 101.578 | 900.000 | 332.200 | 295.769 |
| I 12 | 250 | 546.200 | 101.578 | 300.000 | 246.200 | 295.769 |
| I 15 | 250 | 834.700 | 101.578 | 450.000 | 384.700 | 295.769 |
| I 1 | 300 | 646.700 | 43.333 | 520.000 | 126.700 | 153.730 |
| I 3 | 300 | 537.700 | 43.333 | 363.000 | 174.700 | 153.730 |
| I 5 | 320 | 427.600 | 32.500 | 255.400 | 172.200 | 122.070 |
| I 7 | 320 | 575.600 | 32.500 | 400.000 | 175.600 | 122.070 |
| I 14 | 320 | 398.900 | 32.500 | 250.000 | 148.900 | 122.070 |
| | | | | | | |
| | | | | | | |

**TABLEAU (10)** : Récapitulatif des résultats du calcul et ceux issus de l'expérience dans le cas des joints en croix type I

**NR** : Nombre de cycle à rupture de l'éprouvette
**NP** : Nombre de cycle absorbé par la propagation.
**Pmaxi** : Charge maximale appliquée à l'éprouvette
**I** : Joint en croix comportant un manque de pénétration de 5mm.

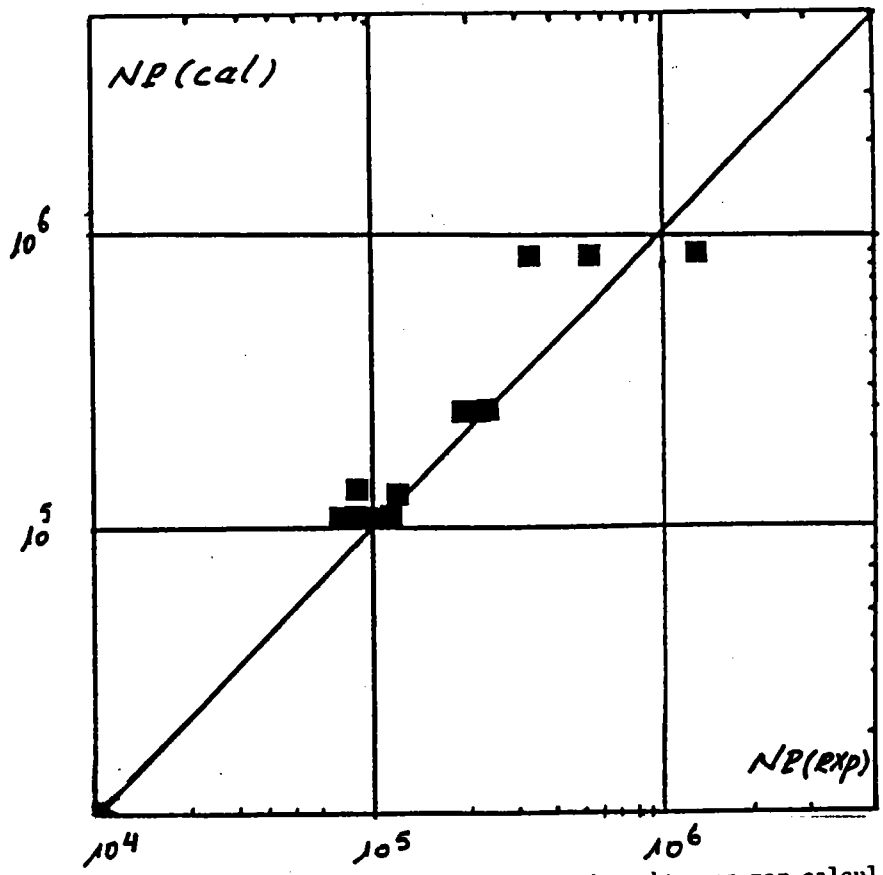



FIGURE (30) : Comparaison des durées de propagation obtenues par calcul aux E.F. ($N_p$) et les résultats expérimentaux ($N_{exp}$) dans le cas du joint avec manque de pénétration en racine, de 12,5 m (type II).

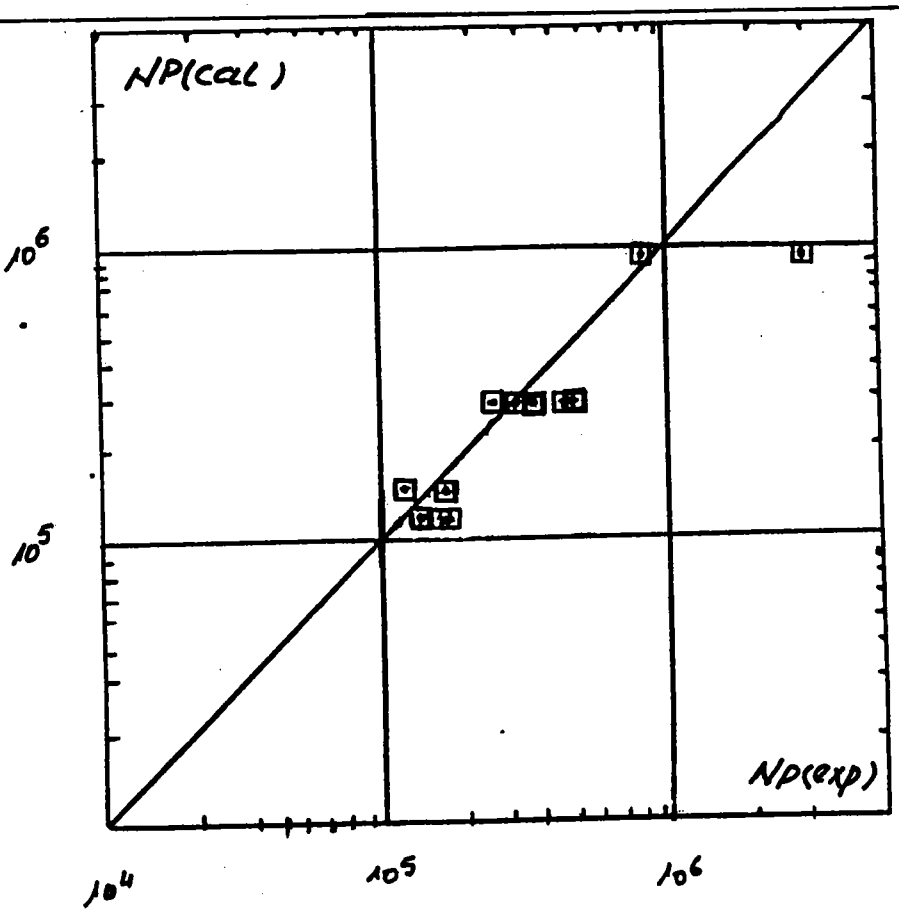



FIGURE (31) : Comparaison du nombre de cycle à la propagation ($N_p$ Cal) calculé avec celui obtenu par l'expérience ($N_{exp}$) dans le cas du joint type I (2a = 5 m).

| REPERE ET TYPE "EPROUVETTE" | P max (KN) | NR (exp.) | NOMBRE DE CYCLE A L'AMORCAGE (AKI-NI) | METHODE ELECTRIQUE | NP (Exp.) | NP (Cal.) |
|---|---|---|---|---|---|---|
| IV 5 | 180 | $3,2.10^6$ ↗ | 204.000 | ↗ | ↗ | 851.616 |
| IV 2 | 180 | 478.200 | 204.000 | 81.000 | 397.200 | 851.616 |
| IV 1* | 250 | 833.200 | 30.000 | 240.000 | 93.200 | 128.462 |
| IV 4* | 250 | 612.300 | 30.000 | 466.666 | 145.634 | 128.462 |
| IV 3* | 320 | 264.400 | 12.222 | 177.700 | 86.700 | 54.999 |
| V 3 | 180 | 2.159.600 | 80.000 | 1.567.529 | 592.071 | 453.540 |
| V 5 | 180 | 3.367.300 | 80.000 | 2.545.454 | 821.846 | 453.540 |
| V 2 | 180 | 2.797.500 | 80.000 | 2.118.500 | 679.000 | 453.540 |
| V 1 | 250 | 326.000 | 30.000 | 240.000 | 86.000 | 128.462 |
| V 4 | 300 | 426.300 | 16.666 | 361.000 | 56.300 | 63.785 |
| VI 3 | 180 | 1.556.400 | 204.000 | 916.800 | 639.600 | 851.616 |
| VI 4 | 250 | 1.050.300 | 54.000 | 639.000 | 411.300 | 259.447 |
| VI 1 | 250 | 1.008.000 | 54.000 | 880.000 | 128.000 | 259.447 |
| VI 2 | 300 | 757.400 | 24.545 | 537.000 | 227.400 | 134.851 |
| VI 5 | 320 | 306.300 | 16.111 | 702.000 | 236.100 | 107.079 |

TABLEAU (11) : Résultats obtenus sur des joints type (IV, V, et VI).

* Amorçage en racine (cordons meulés Cf V 2).

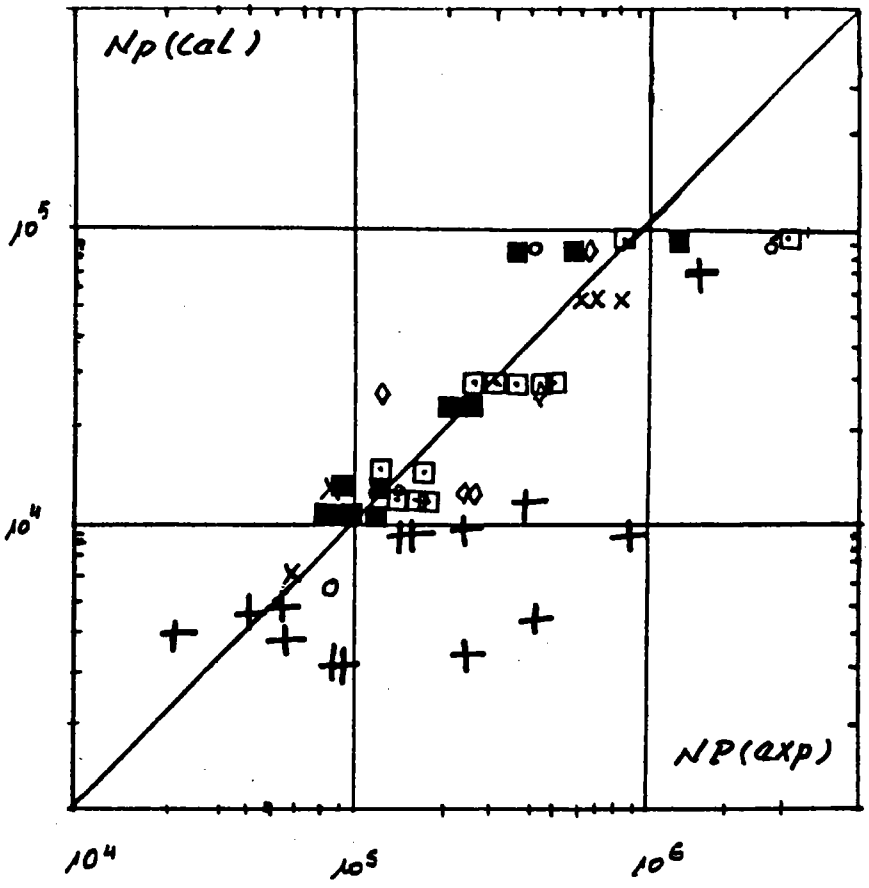
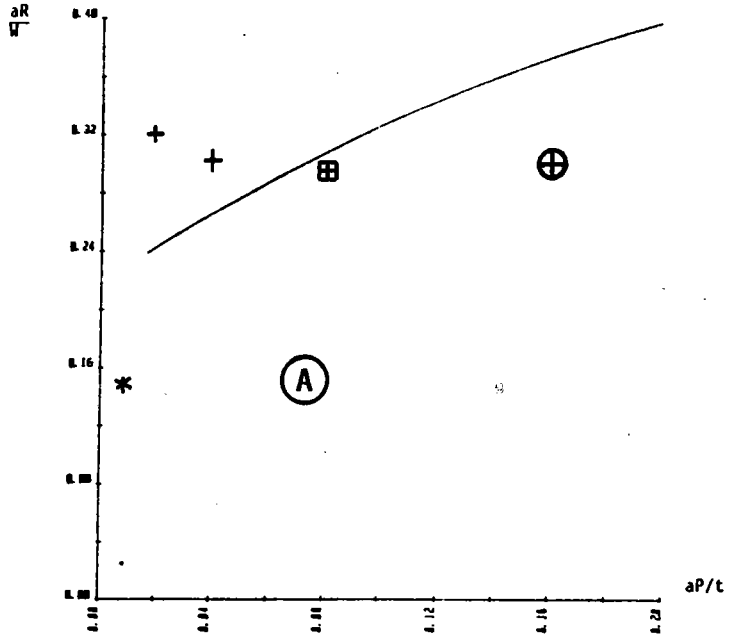



FIGURE (32) : Influence des divers paramètres sur la durée vie en propagation.

| | | | | |
|---|---|---|---|---|
| ⊡ | Joint | type | I | $2a=5$ , $\theta=45°$ $H/t=0,5$ |
| ■ | " | " | II | $2a=12,5$, $\theta=45°$ $H/t=0,5$ |
| + | " | " | III | $2a=15$, $\theta=45°$ $H/t=0,5$ |
| O | " | " | IV | $2a=12,5$, $\theta=45°$ $H/t=0,5$, $I=1,5$ |
| X | " | " | V | $2a=12,5$, $\theta=30°$, $H/t=0,5$ |
| ◊ | " | " | VI | $2a=12,5$, $\theta=45°$, $H/t=0,8$ |

⊕ rupture en pied aP = 2mm (III12)
⊞ rupture simultanée aP = 1mm (III11)
\+ rupture en racine aP faible ≃ 0,5 mm
* rupture en racine défaut de collage en racine (III8)



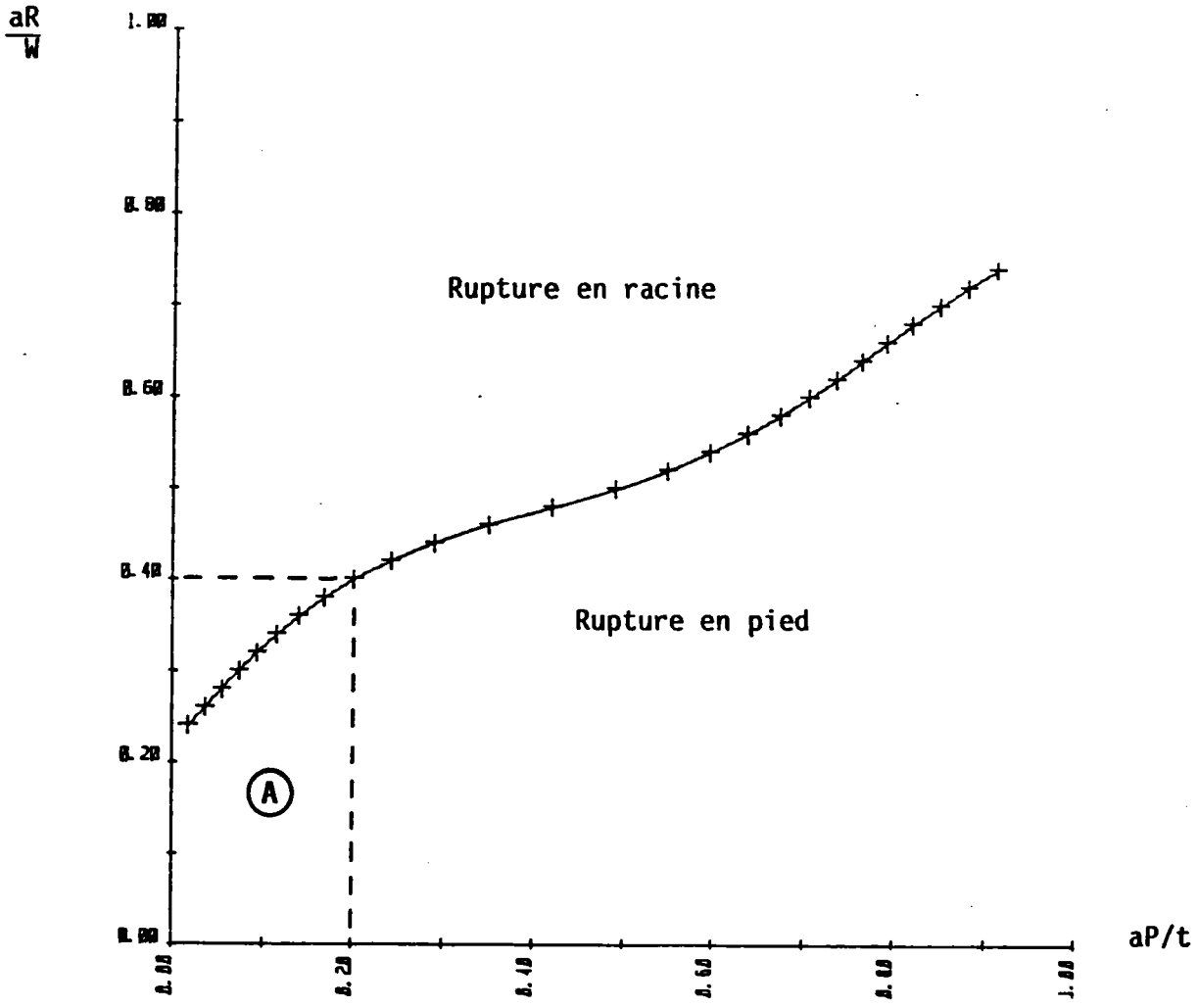




FIGURE (33) : Courbe délimitant le domaine de rupture dans le joint en croix.

# CHAPITRE VII

## VII - CONCLUSION GENERALE

Dans cette étude, nous avons tenté de voir dans quelle mesure la mécanique de la rupture peut être appliquée à l'évaluation de la durée de vie des joints en croix soudés transversalement au chargement appliqué de type (K4).

Le comportement de ces joints se trouve influencé par divers paramètres tel que le chargement auquel ils sont soumis, les transformamtions structurales dûes à l'opération de soudage et leur géométrie.

Le chargement est en général polyaxial, dans ces types de joints (distribution tridimensionnelle des contraintes résiduelles, superposition des déflexions et distorsions résiduelles aux chargements appliqués, la dissymétrie des défauts existants dans le joint). Une étude expérimentale a été réalisée dans ce sens sur des éprouvettes en alliage d'aluminium afin de réaliser le mode mixte de chargement (I + II). Des essais de rupture sur ces alliages montrent que :

- la superposition d'un mode II de rupture à celui du mode I influe fortement sur le comportement du matériau vis à vis de la rupture.

- l'utilisation d'une éprouvette parallèlipipédique simple en flexion quatre points excentrés a permis l'obtention d'une large gamme du rapport (KI/KII).

*L'introduction du mode II fait accroître la plastification autour de la fissure et la mécanique linéaire élastique n'est plus applicable dans le cas des matériaux métalliques.

*Un critère qui combine une analyse limite et le critère élastique (méthode des deux critères) semble rendre compte du comportement du matériau sous chargement en mode mixte (I + II).

Dans le cas des joints soudés en croix, l'effet de la composante du mode II, disparaît dès les premiers millimètres de propagation, et la fissuration est gouvernée par le mode I.

Dans le calcul de la durée de vie en fatigue des joints soudés en croix, il a été mis en évidence :

- l'influence de la longueur du manque de pénétration en racine sur le comportement des joints en croix en fatigue. Cependant, les résultats expérimentaux montrent que son existence en racine ne met pas en péril la structure.

- l'influence de la forme aléatoire du front du manque de pénétration sur le mode de propagation de la fissure. En effet, l'expérience montre dans la plupart des cas que le processus de propagation passe par la propagation des microdéfauts existant qui coalescent entre eux pour en former qu'un front unique à partir d'une certaine longueur. Cette longueur peut être fonction du mode de chargement, du nombre et de la nature des microdéfauts.

- la déflexion résiduelle des tôles constituant les joints soudés fait accroître le gradient de contrainte en pied de cordon et par conséquent favorise l'amorçage de la fissure à cet endroit.

- la dispersion des durées de vie expérimentale est beaucoup plus importante dans le cas où la fissure s'amorce en racine du cordon de soudure et se propage ensuite dans le métal fondu que dans le cas où celle-ci s'amorce en pied de cordon.

- la prise en compte de deux lois de fissuration différentes dans la zone affectée thermiquement et dans le métal de base dans le calcul de la durée de vie permet d'approcher aux mieux le phénomène de propagation de la fissure en pied de cordon. Il est à noter que le calcul aux éléments finis des facteurs d'intensité de contrainte considère dans ses données un seul matériau, homogène, constituant le joint.

Etant donné les difficultés de prévision analytique ou expérimentale des champs de contraintes résiduelles et leurs distributions au cours de la propagation dans le joint en croix, il nous a pas été possible de les intégrer dans la détermination des facteurs d'intensité de contraintes (KI, KII).

- le nombre de cycles à l'amorçage adopté dans cette étude a été mesuré sur le joint en croix par la méthode du potentiel électrique. Cette méthode nous paraît plus proche de la réalité. En effet, les éprouvettes de flexion prelevées dans des plaques soudées bout à bout ou dans le cordon de soudure ne sont pas représentatives car les distributions des contraintes résiduelles de soudage dans ces éprouvettes sont différentes de celles existant dans le joint en croix.

- les contraintes résiduelles et leur distribution dans les joints soudés en croix ne sont pas encore connues à l'heure actuelle. La connaissance de leurs effets devient indispensable dans la résolution des problèmes concernant les joints soudés en croix.

- les lois de fissuration obtenues dans la zone affectée thermiquement par la chaleur et le métal fondu en particulier pésentent une dispersion relativement importante. Ceci implique des erreurs dans la détermination des constantes C et m de la loi de PARIS et par conséquent leur influence dans l'estimation de la durée de vie en fatigue des joints en croix.