

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

5/91

MINISTRE AUX UNIVERSITES
Ecole Nationale Polytechnique
d'ALGER
Département de Génie
Mécanique

مدرسة متعددة التقنيات
وزارة للجامعات
بالجزائر

THESE

Présenté Pour l'Obtention
de Magister

THEME

AMORÇAGE DE FISSURES EN FATIGUE
DANS LE CAS DE CHASSIS RIVETÉS
DE CAMIONS

Présenté par :

Mr T. BOUKHAROUBA

Devant le Jury :

Mr A. GAHMOUSSE (Prof. ENP)

Président

Mr N. BOUDJEMAA (C. C. ENP)

Rapporteur

Mr S. RECHAK (Prof. ENP)

Co-Rapporteur

Mr A. BALI (Prof. ENP)

Examineur

Mr Y. BELKACEMI (M. A. ENP)

Examineur

INVITES :

Représentant S.N.V.I.

FEVRIER 1991

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

MINISTERE AUX UNIVERSITES
Ecole Nationale Polytechnique
d'ALGER
Département de Génie
Mécanique

مدرسة متعددة التقنيات
وزارة للجامعات
بالجزائر

THESE

Présenté Pour l'Obtention
de Magister

THEME

AMORÇAGE DE FISSURES EN FATIGUE
DANS LE CAS DE CHASSIS RIVETÉS
DE CAMIONS

Présenté par :

Mr T. BOUKHAROUBA

Devant le Jury :

Mr A. GAHMUSSE (Prof. ENP)

Président

Mr N. BOUDJEMAA (C. C. ENP)

Rapporteur

Mr S. RECHAK (Prof. ENP)

Co-Rapporteur

Mr A. BALI (Prof. ENP)

Examineur

Mr Y. BELKACEMI (M. A. ENP)

Examineur

INVITES :

Représentant S.N.V.I.

FEVRIER 1991

**Amorçage de Fissures en Fatigue dans le
cas de chassis Rivetés de Camions.**

Présenté par :

T.- Boukharouba

Amorçage de Fissures en Fatigue dans le cas de Chassis Riveté de Camion.

- Plan -

- I) Introduction générale.
- II) - Principaux critères d'amorçage de fissure en fatigue
- Principaux facteurs influents sur l'amorçage de fissures en fatigue
- III) Etude expérimentale.
- IV) Prédiction de la durée du stade d'amorçage dans le cas d'une plaque trouée et soudée.
- V) Conclusion générale.

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier vivement mes promoteurs:

M^r N. BOUDJEMAA Enseignant à l'École Nationale Polytechnique d'Alger et M^{lle} C. ROBIN Maître de Conférence à l'Université de METZ. Pour leurs conseils et leurs suivis à l'élaboration de ce travail.

Je tiens à remercier aussi le Professeur G. PLUVINAGE, Directeur du Laboratoire de Fiabilité Mécanique de l'Université de METZ et toute son équipe de m'avoir accueilli dans leur Laboratoire pour la réalisation de cet mémoire.

Je remercie aussi messieurs les membres du jury pour avoir bien accepté d'évaluer ce modeste travail.

Toute ma gratitude à tous les collègues pour leurs encouragements.

Sans oublier de remercier la direction du PNUD de l'ENP.

ملخص

=====

الشروخ في الاجهاد انطلاقا من ثقب البرشمة كان قد درس على فولاذ ذو مرونة ضعيفة.
الشروخ اُكتشف بالطريقة الكهربائية و النتائج المحصاة بواسطة المقاييس التالية:

$$- \Delta K / \sqrt{\rho}$$

$$- K_f \cdot \Delta \sigma_{nom} = \Delta \sigma_{max}$$

في تحسين مقاومة الاجهاد لحامل الشاحنة، قمنا باختبار التاثير:

- بتفويض الفولاذ المستعمل حاليا بفولاذ ذو مرونة أكبر.
- بتغيير البرشمة بالتلحيم.
- بالمعالجة السطحية.

النتائج المحصل عليها تبين ان هذه التقنيات الثلاثة هي اجابة للمشكل المطروح.

RESUME

L'amorçage en fatigue à partir d'un trou de rivetage a été étudié sur un acier grenailé à faible limite d'élasticité.

L'amorçage a été détecté par la méthode électrique et les résultats dépouillés à l'aide des critères suivants:

- $\Delta K / \sqrt{\rho}$
- $K_f \cdot \Delta\sigma_{\text{nom}} = \Delta\sigma_{\text{max}}$

En vue d'améliorer la tenue en fatigue de châssis de camion, nous avons examiné l'influence:

- de la substitution de l'acier actuellement utilisé par un acier de plus haute limite d'élasticité;
- du remplacement du rivetage par le soudage;
- du grenailage de précontrainte.

Les résultats obtenus montrent que ces trois techniques peuvent être une réponse au problème posé.

ABSTRACT

The crack initiation from a riveting hole has been studied on a low yield strength shot peened steel.

The initiation has been detected by the potential drop method and results have been analysed with the following criteria :

- $\Delta K / \sqrt{\rho}$
- $K_f \cdot \Delta\sigma_{\text{nom}} = \Delta\sigma_{\text{max}}$

In order to improve the fatigue strength of the frame of the truck, we have examined the influence :

- of the substitution of the present used steel by a higher elastic limited steel;
- of the replacement of riveting by welding;
- of the shot peening.

The results show that this three technics are an answer to the given problem.

SOMMAIRE

INTRODUCTION

* CHAPITRE 1 : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.

I.) APPROCHE LIEE A LA CONTRAINTE MAXIMALE $\Delta\sigma_{max}$:

- I.1.) Introduction
- I.2.) Coefficient de concentration de contraintes
 - I.2.1.) Au niveau d'un défaut mécanique
 - I.2.2.) Au niveau d'un cordon de soudure
- I.3.) Méthode fondée sur l'amplitude locale de la déformation
- I.4.) Coefficient d'effet d'entaille en fatigue K_f . Relation K_t-K_f
 - I.4.1.) Indice de sensibilité de l'effet d'entaille
 - I.4.1.) Coefficient d'adaptation dynamique
- I.5.) Méthode fondée sur la règle de Neuber modifiée

SOMMAIRE

II.1) REPARTITION DES CONTRAINTES AU VOISINAGE D'UNE ENTAILLE :

- II.1.1.) Pour une entaille aigüe
- II.1.2.) Pour une entaille émoussée

II.2) METHODE FONDEE SUR LE FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTE :

- II.2.1.) Introduction
- II.2.2.) Utilisation des concepts de la mécanique de la rupture

II.3) UTILISATION DE LA REGLE DE MAYA

III.) SOLLICITATION CRITIQUE A UNE DISTANCE d

IV.) ETUDE DES PARAMETRES INFLUENTS SUR L'AMORCAGE EN FATIGUE :

- IV.1.) Au niveau d'un défaut mécanique
 - IV.1.1) L'effet du rayon à fond d'entaille
 - IV.1.2) Influence de la profondeur d'entaille
 - IV.1.3) Influence du chargement

IV.2.) Au niveau d'un cordon de soudure

- IV.2.1) Influence du chargement
- IV.2.2) Influence de l'état des contraintes résiduelles de soudage

- IV.2.3) Influence de l'épaisseur de la tôle et de la géométrie du joint
- IV.2.4) Influence de l'angle de raccordement et du rayon à fond d'entaille
- IV.2.5) Type de joint et nature du matériau
- IV.2.6) Défaut de soudage

V.) CONCLUSION

*** CHAPITRE 2 : ETUDE EXPERIMENTALE .**

I.) MATERIAU :

I.1.) Description et propriétés

- I.1.1) Acier allemand (Nuance A)
- I.1.2) Acier français (Nuance E)
- I.1.3) Composition chimique
- I.1.4) Propriétés mécaniques
- I.1.5) Etat
 - I.1.5.1) Nuance A
 - I.1.5.2) Nuance E

I.1.6) Etude micrographique

- I.1.6.1) Nuance A
- I.1.6.2) Nuance E

I.2.) Eprouvettes utilisées

II.) DISPOSITIF EXPERIMENTAL :

- II.1) Machine d'essai
- II.2) Dispositif de détection des fissures
- II.3) Méthodologie des essais
 - II.3.1) Sollicitations imposées
 - II.3.2) Autres conditions
- II.4) Détermination du nombre de cycles à l'amorçage N_a

*** CHAPITRE 3 : RESULTATS ET INTERPRETATION.**

I.) DESCRIPTION DES ESSAIS EFFECTUES

II.) CHOIX D'UN CRITERE D'AMORCAGE

III.) RESULTATS DES ESSAIS D'AMORCAGE :

- III.1.) Analyse élastique de la concentration de contraintes
 - III.1.1) Au niveau d'un trou
 - III.1.2) Au niveau d'un cordon de soudure

LISTE DES SYMBOLES

K_t	: Coefficient de concentration de contrainte.
K_f	: Coefficient d'effet d'entaille en fatigue.
K_I	: Facteur d'intensité de contraintes (Mode I de Déformation).
K_σ	: Facteur de concentration de contrainte dans le modèle élasto-plastique.
K_ϵ	: Facteur de concentration de déformation dans le modèle élasto-plastique.
K_r	: Facteur d'intensité de contraintes du aux contraintes résiduelles.
ΔK	: Variation du facteur d'intensité de contrainte.
σ_{\min}	: Contrainte minimale.
σ_{\max}	: Contrainte maximale.
σ_{nom}	: Contrainte nominale.
σ_g	: Contrainte globale.
σ_f	: Contrainte vraie à la rupture.
σ_m	: Contrainte moyenne.
σ_R	: Contrainte à la rupture.
σ_r	: Contrainte résiduelle.
σ_a	: Contrainte appliquée.
σ_D	: Limite d'endurance.
R_e	: Limite d'élasticité.
σ_{Ne}	: Contrainte élasto-plastique de Neuber à la tête de l'entaille.
σ_{xx}	: Contrainte normale suivant la direction x.
σ_{yy}	: Contrainte normale suivant la direction y.
τ_{xy}	: Contrainte tangentielle.
$\sigma_r(x)$: Distribution de la contrainte résiduelle.
$\sigma_{\theta\theta}$: Amplitude de la contrainte dans la direction (θ) .
$\Delta\sigma_g$: Variation de la contrainte globale.
$\Delta\sigma_{\max}$: Variation de la contrainte maximale.
$\Delta\sigma_{\text{nom}}$: Variation de la contrainte nominale.
$\Delta\sigma_{\theta\theta}^d$: Variation de l'amplitude de la contrainte maximale calculée à une distance caractéristique d.
$\Delta\sigma^{FP}$: Variation de la contrainte de fatigue plastique.
ϵ_{Ne}	: Déformation élasto-plastique de Neuber à la tête de l'entaille.

SOMMAIRE

III.2.) Utilisation du coefficient d'effet d'entaille en fatigue K_f

III.2.1) Au niveau d'un trou

III.2.2) Au niveau d'un cordon de soudure

III.3.) Utilisation des concepts de la mécanique de la rupture

III.3.1) Au niveau d'un trou

III.3.2) Au niveau d'un cordon de soudure

IV.) COMPARAISON DES DIFFERENTES ANALYSES :

IV.1) Influence de la nature du matériau sur le stade d'amorçage

IV.2) Influence du facteur de concentration de contraintes

IV.3) Influence du grenailage

V.) CONCLUSION.

VI.) ANNEXE.

SOMMAIRE

LISTE DES SYMBOLES.

ϵ_{pl}	: Déformation plastique.
$\Delta\epsilon$: Variation de la déformation globale.
$\Delta\epsilon_{nom}$: Variation de la déformation nominale.
$\Delta\epsilon_t/2$: Amplitude de la déformation totale.
$W^*_{\sigma_{nom}}$: Densité d'énergie de déformation due au champ local des contraintes.
$W^*_{\sigma_{Ne}}$: Densité d'énergie de déformation due au champ élasto-plastique local des contraintes et déformations.
da/dN	: Vitesse de propagation de la fissure en fatigue.
N_a	: Nombre de cycles à l'amorçage d'une fissure en fatigue.
N_p	: Nombre de cycles de propagation d'une fissure en fatigue.
N_R	: Nombre de cycles à la rupture en fatigue.
M_s	: Facteur de correction de surface.
M_t	: Facteur de correction de surface.
M_k	: Facteur de correction de surface.
R	: Rapport de charge.
ϕ	: Facteur de forme.
q	: Indice de sensibilité à l'effet d'entaille.
δ_f	: Coefficient d'adaptation dynamique.
χ	: Gradient de contrainte.
ν	: Coefficient de poisson.
ρ	: Rayon en fond d'entaille.
θ	: Angle de raccordement.
t	: Epaisseur de la plaque.
H	: Hauteur du cordon de soudure.
a	: Taille d'un défaut mécanique.
a_0	: Longueur initiale d'une fissure en fatigue.
E	: Module de YOUNG.
ζ_f	: Coefficient de ductilité en fatigue.
A	: Constante dépendante du matériau.
b	: Exposant de résistance à la fatigue.
c	: Exposant de ductilité en fatigue.
d	: Distance caractéristique.
w	: Largeur.
C	: Constante.
ρ'	: Constante du matériau qui représente une distance au-delà de laquelle il n'y a pas de gradient de contrainte.

INTRODUCTION

L'expérience montre que, même si une pièce mécanique ou une structure métallique soumise à des efforts cycliques est dimensionnée pour travailler globalement en dessous de la limite d'endurance du matériau dont elle est constituée, on peut rarement éviter que des fissures s'amorcent dans des zones de concentration de contrainte, telles des trous, des congés de raccordement, des rainures, etc. Pour tenir compte de ce risque de fissuration lors du dimensionnement de la pièce, on peut faire appel à diverses données concernant le comportement du matériau en fatigue. Par exemple, on peut utiliser les résultats d'essais cycliques de fatigue réalisés sur éprouvettes lisses ou entaillées, mais ces essais ne donnent qu'une information globale sur l'endurance (amorçage + propagation + rupture) alors que, dans la plupart des cas, on veut que la structure ne reste pas en service jusqu'à rupture.

Le but de cette étude étant d'essayer d'apporter des éléments de réponse au problème de fissuration par fatigue des châssis des camions SNVI (Société Nationale des Véhicules Industriels), nous avons donc examiné plus particulièrement les points suivants:

- la conformité du matériau avec lequel on fabrique les longerons des châssis du camion SNVI, en effectuant des essais de flexion quatre points sur des éprouvettes trouées fabriquées à partir de la même nuance.

- la différence de comportement en fatigue entre la nuance d'acier allemand utilisé et une nuance française (à haute limite d'élasticité), par le biais des mêmes essais.

- les différences de comportement en fatigue existantes entre les éprouvettes trouées et les éprouvettes soudées, en effectuant le même type d'essais avec le même niveau de charge.

- l'application des différents critères d'amorçage dans le domaine de l'endurance limitée.

Pour cela nous avons dû tenir compte:

- * du choix préalable d'un moyen de détection du début de fissuration et cela suivant les moyens existant au Laboratoire de Fiabilité Mécanique de l'Université de Metz;

- * du choix d'un paramètre fonction à la fois du métal et de la géométrie du défaut et capable de rendre compte du stade d'amorçage;

- * du calcul du nombre de cycles nécessaire à l'amorçage d'une fissure de fatigue (N_a) dans une pièce ou une structure possédant un défaut (entaille, trou, congé, etc...).

Le mémoire est composé de cinq chapitres:

- le premier chapitre est consacré à l'étude bibliographique. Dans cette partie nous avons traité deux thèmes principaux, en l'occurrence; l'application des différents critères d'amorçage et les différents facteurs influants sur l'amorçage des fissures en fatigue.

- le second chapitre concerne l'étude expérimentale. Dans cette partie nous avons fait une description des dispositifs expérimentaux et des procédures expérimentales utilisés pour la réalisation de nos essais sur les différentes nuances d'acier.

- le troisième chapitre regroupe les résultats expérimentaux et la partie discussion. Dans ce chapitre, nous avons cité et commenté les résultats trouvés.

- dans le quatrième chapitre nous avons essayé de dégager les conclusions concernant l'ensemble de ce mémoire.

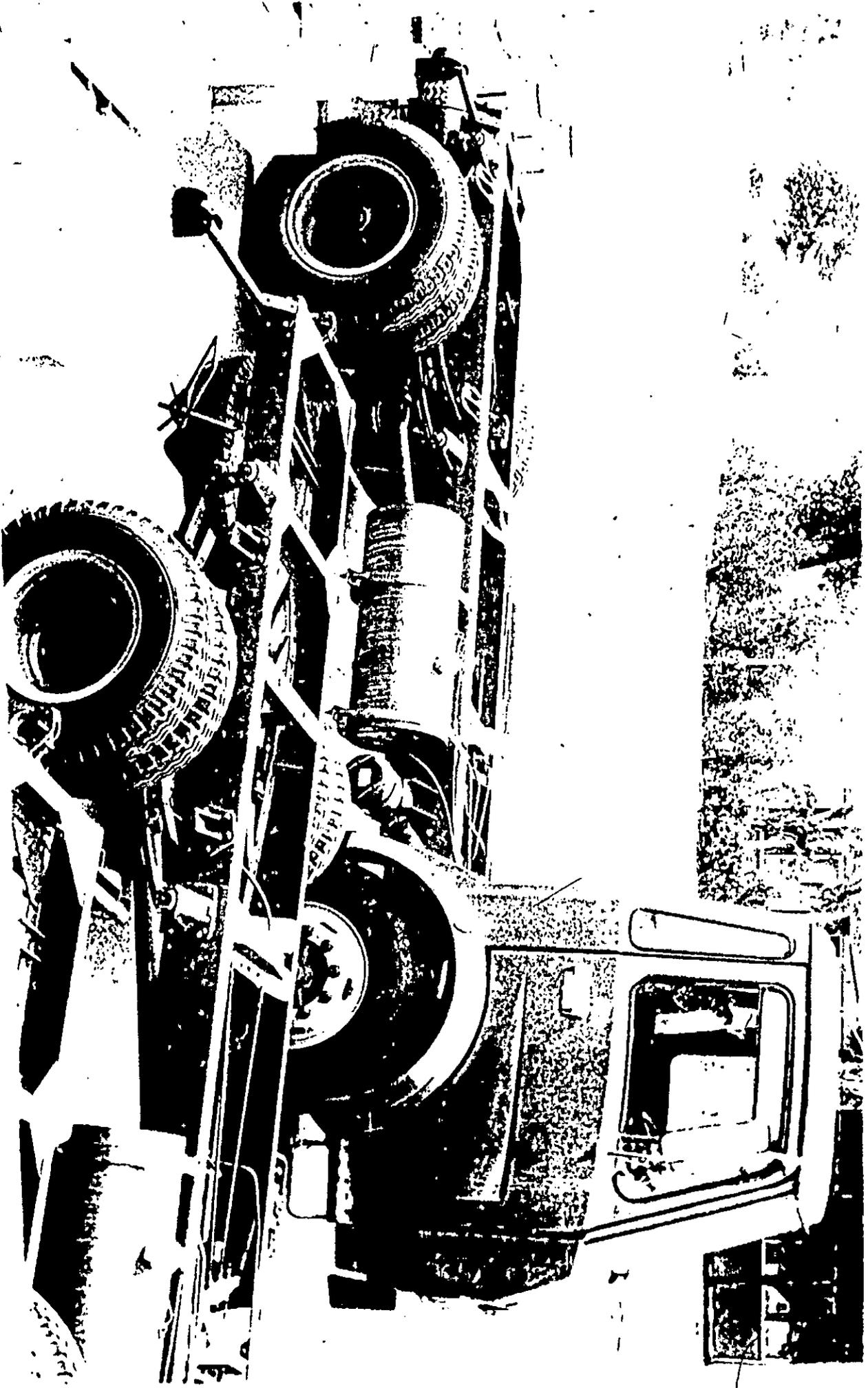


PHOTO 1 - CAMION K120



PHOTO 2 - LONGERONS DE CHASSIS EN PRESENCE DE FISSURES EN FATIGUE

APPROCHE LIEE A LA CONTRAINTE MAXIMALE σ_{max}

Cette approche permet l'utilisation de deux paramètres.

I.1 COEFFICIENT DE CONCENTRATION DE CONTRAINTE :

I.1.1 AU NIVEAU D'UN DEFAUT MECANIQUE :

Le coefficient de concentration de contrainte K_t est défini de deux façons différentes :

- La première est le rapport de la contrainte maximale σ_{max} à fond d'entaille à la contrainte nominale σ_{nom} au droit d'entaille, calculée sans tenir compte de l'acuité du fond d'entaille.

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} \quad (1)$$

- La seconde est aussi le rapport entre la contrainte maximale σ_{max} et la contrainte globale σ_g appliquée directement à la structure.

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_g} \quad (2)$$

La deuxième formule du coefficient de concentration de contrainte K_t est la plus utilisée.

I.1.2. AU NIVEAU D'UN CORDON DE SOUDURE :

Il est notoire que la résistance à la fatigue des joints soudés est directement 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 cordon de soudure afin d'augmenter leur résistance à la fatigue. Cependant, dans les joints bruts de soudage où le pied de cordon n'est pas traité (c'est-à-dire ni arasé, ni grenillé), le rayon de raccordement et l'angle de soudage influent largement sur 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 SASAKI [1] analysent statiquement la relation existante entre la résistance à la fatigue et la forme du pied de cordon. Plusieurs types de joints et différents matériaux ont été utilisés dans cette étude, (tableau 1).

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 leur propagation, les microfissures coalescent pour former à une certaine profondeur un front de fissure unique jusqu'à rupture brutale. Les auteurs déterminent le coefficient de concentration de contrainte en fonction des paramètres ρ et θ de la manière suivante :

où ρ : le rayon à fond d'entaille
 θ : l'angle de raccordement.

$$K_t = 1 + f(\theta) (\alpha_o - 1) \quad (3)$$

$$\alpha_o = 1 + (1 / (2,8 \Delta_1 - 2)) \cdot H/\rho^{0,65}$$

$$\text{et } f(\theta) = (1 - \text{Exp}(-0,9\pi\theta \sqrt{\Delta_2}/180)) / (1 - \text{Exp}(-0,45\pi \sqrt{\Delta_2}))$$

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.

Dans leurs résultats, la résistance à la fatigue de différents types de joints en acier SM50B est reportée sur la figure 1 ; l'estimation du coefficient de concentration de contrainte K_t donnée par la relation (3) est reportée dans le tableau 2.

La figure 2 donne la variation de la résistance à la fatigue moyenne des différents types de joints utilisés définie pour 5.10^5 cycles en fonction du coefficient de concentration de contrainte.

Les deux auteurs déduisent à partir 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 à celle des joints bout à bout. Ceci est dû en partie aux variations de la flèche angulaire et au désalignement des tôles constituant le joint, (tableau 1).

1.2. METHODE FONDEE SUR L'AMPLITUDE LOCALE DE LA DEFORMATION :

La déformation locale peut être déterminée par différentes méthodes. Neuber [2,3,4] propose la relation suivante :

$$K_t^2 = K_\sigma \cdot K_\epsilon \quad (4)$$

où :

$K_{\sigma} = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_{nom}}$ est le facteur de concentration de contrainte dans le modèle élasto-plastique ;

$K_{\epsilon} = \frac{\Delta\epsilon}{\Delta\epsilon_{nom}}$ est le facteur de concentration de déformation dans le même modèle.

On peut écrire aussi :

$$K_t^2 = \frac{\sigma_{N_c}}{\sigma_{nom}} \cdot \frac{\epsilon_{N_c}}{\epsilon_{nom}} \quad (5)$$

avec

$$\epsilon_{nom} = \sigma_{nom}/E \text{ déformation nominale.}$$

Si les contraintes nominales et locales sont élastiques, l'équation (5) peut être écrite ainsi :

$$K_t^2 \frac{\sigma_{nom}^2}{2E} = \frac{\sigma_{N_c}^2}{2E}$$

où :

$$K_t^2 W_{\sigma_{nom}}^* = W_{\sigma_{N_c}}^* \quad (6)$$

avec :

$W_{\sigma_{nom}}^*$: La densité d'énergie de déformation due au champ local des contraintes.

$W_{\sigma_{N_c}}^*$: La densité d'énergie de déformation due au champ élasto-plastique local des contraintes et des déformations.

Ceci signifie l'équivalence, de l'approche énergétique dans le cas élastique et de la règle de Neuber dans le cas de plasticité localisée. Cependant, la règle de Neuber (équation 5) prend la forme de équation 7 où la partie droite ne représente plus la densité d'énergie de la déformation [5].

$$K_t^2 = \frac{\sigma_{nom}}{2E} = \frac{1}{2} \sigma_{N_c} \epsilon_{N_c} = \frac{\sigma_{N_c}}{2} \left[\frac{\sigma_{N_c}}{E} + \left(\frac{\sigma_{N_c}}{K} \right)^{1/n} \right] \quad (7)$$

1.3. COEFFICIENT D'EFFET D'ENTAILLE EN FATIGUE K_f . RELATION K_t - K_f :

De nombreux auteurs ont constaté que l'analyse précédente donnait des résultats excessifs par rapport aux résultats expérimentaux dans le domaine de la fatigue, surtout en ce qui concerne les faibles rayons à fond d'entaille [6]. C'est pourquoi, on utilise, en fatigue, un coefficient empirique pour caractériser l'effet d'entaille. Ce coefficient est caractéristique de l'entaille mécanique et du matériau [6, 7, 8]. Noté K_f , il est déterminé au cours d'essais du même type [9] et défini par :

$$K_f = \frac{\text{Limite d'endurance sur éprouvettes lisses}}{\text{Limite d'endurance sur éprouvettes entaillées}}$$

BORESI [10] donne un exemple de la variation du coefficient d'effet d'entaille en fatigue en fonction de la contrainte nominale, (figures 3a, b) à partir des données de Neuber.

Connaissant le facteur d'effet d'entaille en fatigue K_f , on peut calculer dans chaque cas l'amplitude de la contrainte maximale à fond d'entaille par la formule :

$$\Delta \sigma_{\max} = K_f \Delta \sigma_{\text{nom}} \quad (8)$$

En utilisant cette méthode LIEURADE [2] donne quelques résultats d'essais qui sont représentés sur la figure 4.

1.3.1. INDICE DE SENSIBILITE A L'EFFET D'ENTAILLE :

L'indice de sensibilité à l'entaille q est donné par le rapport suivant:

$$q = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \quad (9)$$

Durant la dernière décade, de nombreuses formules exprimant l'indice de sensibilité d'entaille q en fonction du rayon à fond d'entaille ρ ont été proposées.

BRAND et SUTTERLIN [9] montrent à partir des résultats d'essais effectués sur une grande gamme d'éprouvettes soumises à différents types de sollicitation, la variation de l'indice de sensibilité à l'entaille q en fonction du rayon à fond d'entaille ρ , (figure 5).

Cependant, il faut savoir que ces relations sont basées sur des résultats pour lesquels la profondeur d'entaille n'excède pas de quatre fois le rayon à fond d'entaille. Une de ces relations basée sur celle de Neuber [11], donne :

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 \sqrt{\rho'/\rho}} \quad (10)$$

avec

ρ : le rayon à fond d'entaille ;

ρ' : une constante du matériau qui représente une distance au-delà de laquelle il n'y a pas de gradient de contrainte.

En remplaçant la relation de Neuber dans l'expression de l'indice de sensibilité à l'entaille, on trouve :

$$q = 1 + \frac{1}{1 \sqrt{\rho'/\rho}} \quad (11)$$

On remarquera dans cette formule que q est indépendant de K_f . Les figures 6 et 7 permettent de tirer les valeurs de ρ' ainsi que celles de q connaissant au préalable le rayon à fond d'entaille ρ et la résistance à la traction.

1.3.2. COEFFICIENT D'ADAPTATION DYNAMIQUE δ_f :

Le coefficient d'adaptation dynamique δ_f est défini par le rapport du coefficient de concentration de contrainte K_t et du coefficient d'effet d'entaille K_f , il est donné par [9] :

$$\delta_f = \frac{K_f}{K_t} \quad (12)$$

A partir des mêmes résultats, BRAND et SUTTERLIN [9] donnent la variation du coefficient d'adaptation dynamique δ_f en fonction du rayon à fond d'entaille ρ . Les résultats obtenus sont montrés dans la figure 8; on constate que la dispersion a fortement diminué, sans disparaître, ce qui est normal parce qu'il n'y a pas de différence fondamentale entre les deux grandeurs q et δ_f .

Par contre, il paraît de plus en plus évident que le seul paramètre ρ (rayon à fond d'entaille) ne peut prendre en compte l'effet géométrique de l'entaille. C'est pourquoi les deux auteurs proposent d'utiliser un paramètre plus physique, le gradient de contrainte χ .

Leur méthode basée sur le gradient de contrainte postule que la rupture se produit lorsque la contrainte atteint la limite d'endurance en fatigue σ_D à une profondeur δ caractéristique du matériau, (voir figure 9).

Le gradient de la contrainte à fond d'entaille est approximativement donné par [11] :

$$\frac{d\sigma}{dy} = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_e}{\delta} \quad (13)$$

La même relation peut être exprimée en fonction du rayon à fond d'entaille ρ par :

$$\frac{d\sigma}{dy} = C \cdot \frac{\sigma_{\max}}{\rho} \quad (14)$$

C : est une constante.

A partir des équations (13) et (14), on peut écrire:

$$\frac{\sigma_e}{\sigma_{\max}} = 1 - C \frac{\delta}{\rho} \quad (15)$$

On pose en outre que la limite d'endurance en fatigue $\sigma_D = K_t \cdot \sigma_g$, où σ_g est la contrainte globale appliquée à la structure.

1.4. METHODE FONDEE SUR LA REGLE DE NEUBER MODIFIEE :

La règle donnée par Neuber a été modifiée par MORROW, WETZEL et TOPPER [12], en remplaçant K_t par le coefficient d'effet d'entaille.

La règle de Neuber modifiée devient donc :

$$K_f^2 = K_\sigma \cdot K_\epsilon \quad (16)$$

ou encore, puisque :

$$\Delta\sigma \cdot \Delta\epsilon = \frac{(K_f \cdot \Delta\sigma_{nom})^2}{E} \quad (17)$$

avec:

$\Delta\sigma$ la variation de la contrainte globale;

$\Delta\epsilon$ la variation de la déformation globale.

ce qui s'écrit aussi :

$$\sqrt{E \Delta\sigma \Delta\varepsilon} = K_f \cdot \Delta\sigma_{nom} \quad (18)$$

Ces auteurs définissent comme paramètre critique de l'amorçage la quantité :

$$\Delta\sigma^{FP} = K_f \cdot \Delta\sigma_{nom} \quad (19)$$

où $\Delta\sigma^{FP}$ est appelée "pseudo-contrainte de fatigue plastique".

L'emploi pratique de ce critère passe par l'établissement de la correspondance $K_t - K_f$ (K_f est immédiatement déductible de la géométrie de l'entaille à partir des tables telles que celles de Neuber ou Peterson [13]), ainsi que de la courbe reliant N_a à $\Delta\sigma^{FP}$.

La loi de comportement cyclique du matériau et sa résistance à la fatigue plastique déterminée selon une loi de MANSON-COFFIN en chargement uniaxial [14] [15], (figure 10), permettent de déterminer le nombre de cycles à l'amorçage.

Pratiquement, on effectue pour une géométrie d'entaille des essais de fatigue à différents niveaux de $\Delta\sigma_{nom}$ et on en déduit pour chacune un nombre de cycles à l'amorçage N_a .

La courbe de MANSON-COFFIN permet de déduire un $\Delta\varepsilon$ de la valeur N_a , et la courbe d'écrouissage cyclique donne un $\Delta\sigma$ à partir de la valeur de $\Delta\varepsilon$ obtenue. On peut alors calculer K_f par la relation:

$$K_f = \frac{\sqrt{E \Delta\sigma \Delta\varepsilon}}{\Delta\sigma_{nom}} \quad (20)$$

On prend enfin la moyenne des facteurs d'effet d'entaille K_f pour les différentes valeurs de $\Delta\sigma_{nom}$ (K_f doit tout de même être relativement stable) et on obtient ainsi un point sur le diagramme $K_t - K_f$, et autant de points de la courbe $N_a - \Delta\sigma^{FP}$ que d'essais.

Cette technique a permis de bien rendre compte d'essais sur des éprouvettes usinées dans un acier à très haute résistance. Elle présente très clairement l'avantage de ne nécessiter aucun calcul. Mais elle repose sur de nombreuses approximations. En particulier, quelques calculs exploratoires ont montré que la règle de Neuber pouvait sous estimer les contraintes et les déformations, surtout au voisinage de la charge limite. Les prévisions du critère deviennent alors non conservatives [15].

II.1) REPARTITION DES CONTRAINTES AU VOISINAGE D'UNE ENTAILLE :

II.1.1 Pour une entaille aigüe :

Le comportement en fatigue d'une structure dépend de la grandeur et la distribution des contraintes au voisinage d'un défaut mécanique. La grandeur et la distribution du champ de contrainte au voisinage de la pointe de l'entaille peuvent être reliées à la contrainte globale appliquée à la structure, à la géométrie, aux dimensions de défaut et aux propriétés du matériau, par l'utilisation du concept de la mécanique élastique linéaire de la rupture.

Le champ de contrainte élastique au voisinage d'une entaille (rayon à fond d'entaille ρ tend vers zéro) dans un corps soumis à des contraintes de traction normale au plan de fissure (Mode I de déformation) est représenté par les équations suivantes :

$$\sigma_x = \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \cos \theta/2 [1 - \sin \theta/2 \sin 3 \theta/2] \quad (21)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \cos \theta/2 [1 + \sin \theta/2 \sin 3 \theta/2]$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \sin \theta/2 \cos \theta/2 \cos 3 \theta/2$$

$$\sigma_z = \nu (\sigma_x + \sigma_y), \tau_{xy} = \tau_{xz} = 0$$

où la distribution des contraintes et les coordonnées ρ, θ sont représentées dans la figure 11. Ces équations en déformations planes montrent que la distribution du champ de contraintes élastiques à la pointe de la fissure est invariante dans toutes les structures soumises au mode I de déformation, et que la grandeur du champ de contraintes élastiques peut être décrite par le seul paramètre K_I désignant le facteur d'intensité de contraintes. Par conséquent la contrainte appliquée, la dimension d'entaille et la configuration structurale en mode I de déformation déterminent la valeur du facteur d'intensité de contraintes [16].

L'accroissement de la fissure en fatigue dans une structure soumise à des variations de contraintes cycliques est un phénomène local dépendant du comportement à la pointe de fissure. Il a été montré que la vitesse de propagation de fissure en fatigue dépend du facteur d'intensité contrainte K_I , qui est l'un des paramètres représentatifs des conditions de contraintes à la pointe de la fissure [16].

II.1.2 Pour une entaille émoussée :

Le champ de contraintes élastiques au voisinage d'une entaille elliptique, dans un corps soumis à des contraintes normales au plan d'entaille est représenté par les équations suivantes :

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \cos \theta/2 [1 - \sin \theta/2 \sin 3 \theta/2] - \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \frac{\rho}{2r} \cos 3 \theta/2 \\ \sigma_y &= \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \cos \theta/2 [1 + \sin \theta/2 \sin 3 \theta/2] - \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \frac{\rho}{2r} \cos 3 \theta/2 \\ \tau_{xy} &= \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \sin \theta/2 \cos \theta/2 \cos 3 \theta/2 - \frac{K_I}{(2\pi r)^{1/2}} \frac{\rho}{2r} \sin 3 \theta/2 \end{aligned} \quad (22)$$

Le premier terme des équations (22) définit la grandeur et la distribution du champ de contraintes au voisinage d'une entaille, le second terme dans ces équations représente l'influence du rayon à fond d'entaille sur le champ de contrainte. Les équations (22) montrent également que sur le plan central de fissure, la singularité de contrainte pour une forme elliptique de l'entaille donnée est centrée sur une ligne à codistance $\rho/2$ du front de fissure, (figure 12).

La présence d'une acuité finie dans une structure provoque une relaxation de la contrainte au voisinage de l'entaille.

A la pointe de cette entaille et sous un chargement cyclique, le matériau est soumis à une contrainte maximale σ_{max} et à une variation de $\Delta\sigma_{max}$. Cette variation de contrainte maximale $\Delta\sigma_{max}$ est déterminée à partir de l'expression du facteur d'intensité de contraintes K_I [20] :

$$\begin{aligned} \Delta K_I &= \lim_{\rho \rightarrow 0} \frac{\sqrt{\pi}}{2} \sqrt{\rho} \sigma_{max} \\ \text{et } \Delta\sigma_{max} &= \frac{2}{\sqrt{\pi\rho}} \Delta K_I \end{aligned} \quad (23)$$

où le facteur d'intensité de contraintes K_I est relié au facteur de concentration de contrainte K_t par l'expression [16]

$$K_I = \lim_{\rho \rightarrow 0} \frac{1}{2} K_t \sigma_{nom} (\pi\rho)^{1/2} \quad (24)$$

où σ_{nom} est la contrainte nominale dans l'éprouvette entaillée.

II.2 METHODE FONDEE SUR LE FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES :

II.2.1 INTRODUCTION :

Différentes approches ont été utilisées dans la littérature pour définir et étudier l'amorçage d'une fissure de fatigue.

TRUCHON [17] donne une revue bibliographique de ces différentes approches et constate que l'amorçage d'une fissure de fatigue dépend de plusieurs paramètres et qu'il est difficile de lui donner une définition exacte.

La méthode de prévision la plus utilisée consiste à relier le nombre de cycle d'amorçage N_a au comportement du matériau en fatigue à fond d'entaille.

II.2.2 UTILISATION DES CONCEPTS DE LA MECANIQUE DE LA RUPTURE :

Certains auteurs [2, 16, 18], ont fait une analyse des contraintes au voisinage d'une entaille de rayon ρ mesurable. Ils ont ainsi été conduits à établir une relation entre la répartition des contraintes en fond d'entaille et le rapport $\Delta K/\sqrt{\rho}$ qui est alors considéré comme critère d'amorçage. ΔK est la variation du facteur d'intensité de contrainte, calculée à partir de longueur d'entaille mécanique.

BARSOM, Mc NICOL [16], JACK, PRICE [19] et W.G. CLARK, Jr [20] ont utilisé ce paramètre pour dépouiller les résultats d'essais d'amorçage en fatigue qu'ils ont réalisé sur des éprouvettes comportant des entailles de différents rayons, (figures 13 a, b et c). Sur les diagrammes bilogarithmiques, les points s'alignent encore pour un même rayon à fond d'entaille, mais les droites obtenues correspondent à des niveaux d'autant plus bas en $\Delta K/\sqrt{\rho}$ que le rayon à fond d'entaille ρ est grand [2,16].

II.3 UTILISATION DE LA REGLE DE MAYA :

Plus récemment MAYA [21] sur un acier AISI 30A à haute température a déterminé la durée de vie à l'amorçage d'une fissure d'une longueur déterminée.

Il décompose la durée de vie d'une éprouvette en deux parties N_a et N_p :

- N_a = Nombre de cycles à l'amorçage d'une fissure de longueur a_0

- N_p = Nombre de cycles nécessaire à la propagation de cette fissure jusqu'à rupture brutale.

$$N_R = N_a + N_p \quad (25)$$

Lors de ces essais effectués à déformation plastique constante ϵ_{pl} , MAYA conclut, (figure 14):

1) Le nombre de cycles à l'amorçage d'une fissure a_0 suit, en coordonnées bilogarithmiques, une loi linéaire en fonction de la déformation plastique appliquée :

$$N_a = A (\Delta\epsilon_{pl})^{-\alpha} \quad (26)$$

2) Le nombre de cycles nécessaire à la propagation d'une fissure suit une loi de même type :

$$N_p = C (\Delta\epsilon_{pl})^{-\gamma} \quad (27)$$

On obtient une expression du nombre de cycles à rupture en fonction de la durée de vie en sommant ces deux relations:

$$N_R = A (\Delta\epsilon_{pl})^{-\alpha} + C (\Delta\epsilon_{pl})^{-\gamma} \quad (28)$$

On note que cette relation n'est plus rigoureusement linéaire comme l'expression de MANSOON-COFFIN [21].

III. SOLLICITATION CRITIQUE A UNE DISTANCE d :

Le critère proposé par d'ESCATHA et DEVAUX [22] est le suivant :

La direction dans laquelle s'amorce une fissure de fatigue est donnée par l'angle suivant lequel l'amplitude de la contrainte $\sigma_{\theta\theta}$, calculée à une distance caractéristique d , est maximum. Le nombre de cycles pour cet amorçage est donné en reportant cette valeur $\sigma_{\theta\theta}^d$ sur une courbe caractéristique $(\Delta\sigma_{\theta\theta}^d, N_a)$. $\Delta\sigma_{\theta\theta}$ est évalué à partir d'un calcul purement élastique.

La distance d et la courbe $(\Delta\sigma_{\theta\theta}^d, N_a)$ ont été déterminées pour un acier austénitique 316L, (figure 15). Une étude menée sur des éprouvettes CT à bras dissymétriques a permis de vérifier que sous un chargement biaxial, la prévision de direction d'amorçage et du nombre de cycles à l'amorçage restait bonne [22].

MUDRY et BREAT [23] ont montré récemment que le critère $\Delta\sigma_{\theta\theta}$ serait aussi bien un critère de propagation qu'un critère d'amorçage. En effet, des observations fines ont montré que les fortes contraintes en fond d'entaille provoquent un amorçage extrêmement rapide, négligeable devant la valeur N_a donnée par le critère. Par contre, cette valeur N_a correspondrait bien au nombre de cycles nécessaire pour obtenir une fissure de longueur $a_0 = 150 \mu\text{m}$. Le critère garde donc un certain sens physique, lié à la notion de faible propagation, comme le montrent les résultats suivants :

1) Dans le cas d'un rayon d'entaille ρ très faible (entaille assimilable à une fissure), si a_0 est la distance d'amorçage choisie on a :

$$N_a(\Delta\sigma_{\theta\theta}^d) = \frac{a_0}{da/dn} \quad (29)$$

où da/dN est calculé à partir de la loi de Paris et où ΔK et $\Delta\sigma_{\theta\theta}^d$ sont reliés par la formule de CREAGER :

$$\Delta K = \sigma_{\theta\theta}^d \frac{\sqrt{\pi}}{2} \sqrt{2d + \rho} \frac{2d + \rho}{d + \rho} \quad (30)$$

pour ρ sensiblement nul, on obtient simplement :

$$\Delta K = \sigma_{\theta\theta}^d \sqrt{2\pi d} \quad (31)$$

2) Dans le cas d'un rayon d'entaille plus important, on peut évaluer ΔK de deux façons, (figure 16).

- Soit en tenant compte du rayon d'entaille ;
- Soit en assimilant encore une fois l'entaille à une fissure.

Si on veut calculer le nombre de cycles nécessaire au développement d'une fissure de longueur "a" en intégrant la loi de Paris sur cette longueur, les deux expressions de ΔK précédemment obtenues donneront deux résultats différents.

On constate alors que le nombre de cycle à l'amorçage N_a ($\Delta\sigma_{\theta\theta}^d$) correspond à la différence de ces deux résultats, c'est-à-dire à la différence entre le nombre de cycles nécessaire pour qu'une petite fissure qui démarre lentement en fond d'entaille atteigne la longueur "a" et le nombre de cycles suffisant pour l'extension sur cette même longueur "a" d'une fissure préexistante, plus rapide.

Ainsi, aussi bien dans le cas d'un rayon d'entaille faible que dans celui d'un rayon d'entaille non négligeable, N_a ($\Delta\sigma_{\theta\theta}^d$) correspond bien à une notion de propagation qu'à une notion d'amorçage.

L. BOUKSIN et C. BATHIAS [24] montrent l'existence d'un rayon critique à fond d'entaille caractéristique du matériau au-dessus duquel le nombre de cycles à l'amorçage dépend de l'acuité de l'entaille en fonction de la formulé analytique de CREAGER.

La figure 17 confirme l'existence d'une relation linéaire entre $\Delta\sigma_{\theta\theta}$ à la distance d et le nombre de cycles à l'amorçage N_a pour trois alliages d'aluminium.

Ce critère a été appliqué par LAWRENCE [25] 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 :

$$\frac{\Delta \varepsilon_t}{2} = \frac{\sigma_f - \sigma_m}{2} (2 N_R)^b + \zeta_f (2 N_R)^c \quad (32)$$

- σ_m : Contrainte moyenne,
- $\Delta \varepsilon_t / 2$: Amplitude de déformation totale,
- c : Exposant de ductilité en fatigue,
- σ'_f : Coefficient de résistance à la fatigue, une bonne approximation est $\sigma'_f = \sigma_f$,
- σ_f : Contrainte vraie à la rupture,
- b : L'exposant de résistance à la fatigue, compris entre -0,15 et -0,05,
- ζ_f : Coefficient de ductilité en fatigue.

COFFIN a d'abord proposé une valeur universelle de -0,5 pour le coefficient c et MANSON de -0,6. En fait, l'expérience montre que c est une caractéristique propre au matériau et le plus souvent compris entre -0,4 et -1 [25].

Puis les deux auteurs utilisent la loi de cumul du dommage linéaire de PALMGREN-MINER [25].

ETUDE DES PARAMETRES INFLUENT SUR L'AMORCAGE EN FATIGUE

Les fissures de fatigue s'amorcent de préférence à la surface des pièces, aux endroits où apparaissent des concentrations de contraintes provenant soit de la forme géométrique de la pièce (entaille, filetage, congé, arête, trou, rainure, changement de section, angle dus aux cordons de soudure), soit de la microgéométrie de la surface (rayures d'usinage). Elles peuvent aussi être provoquées par la modification des propriétés dans la couche superficielle (décarburation), ou par la présence d'hétérogénéités dans le métal (inclusions, ségrégations, fibrage...).

Par ailleurs, il est nécessaire de connaître dans quelle mesure les résultats obtenus sur éprouvettes sont applicables aux pièces de grandes dimensions. Comme la fatigue se manifeste par des déformations plastiques infiniment petites et locales qui modifient de manière notable la répartition initiale des contraintes, il est nécessaire de suivre l'évolution du gradient de contrainte dans les pièces soumises à la fatigue.

IV.1 AU NIVEAU D'UN DEFAUT MECANIQUE :

IV.1.1 INFLUENCE DU RAYON A FOND D'ENTAILLE :

JACK et PRICE [19] montrent que le nombre de cycle à l'amorçage N_a , pour un niveau de contrainte donné, est indépendant de l'acuité ρ jusqu'à une valeur d'environ 0,25mm : cette valeur critique notée ρ_0 est indépendante de la profondeur de l'entaille a et de la contrainte σ .

Des essais sur les éprouvettes pré-fissurées, traitées à chaud et sollicitées de nouveau, ont montré que le nombre de cycles d'amorçage N_a est le même pour une fissure aigüe que pour une entaille de même longueur avec un rayon à fond d'entaille inférieur à ρ_0 , (tableau 3).

Des essais sur des éprouvettes, avec des rayons à fond d'entaille plus grands que 0,25 mm ont montré que N_a augmente avec la taille du rayon à fond d'entaille. Les résultats de ces essais sont montrés dans la figure 18.

LIEURADE et BAUS [2] donnent une comparaison sur le nombre de cycles à l'amorçage N_a , pour les aciers 35NCD16 R200, 35NCD16 R500 et 35CD4, dont les caractéristiques mécaniques (R_m , $R_{0,002}$) décroissent dans l'ordre proposé. Bien que la durée au stade d'amorçage soit sensible à l'acuité de l'entaille, les figures 19 et 20 montrent en effet que, pour des rayons inférieurs à 0,5 mm, il devient difficile de distinguer les nuances entre elles quand on analyse les résultats en terme de charge nominale appliquée à l'éprouvette CT.

LIEURADE [2], a comparé les résultats des essais de flexion rotative qu'il a réalisé sur éprouvettes lisses et entaillés en acier 35NCD16 R200 aux résultats publiés par POMEY et RABBE [26], (figure 21). Ces derniers essais ont été réalisés sur éprouvettes lisses et entaillées dans une nuance 35CD4 ($R_m = 1140\text{N/mm}^2$). Les résultats sont rassemblés dans la figure 22 [2].

Cette comparaison montre que les limites d'endurance des deux aciers déterminées sur éprouvettes entaillées tendent vers des valeurs voisines quand K_t augmente. Cela revient à dire que pour les grands nombres de cycles d'amorçage et pour un rayon à fond d'entaille donné, les charges appliquées seront les mêmes pour les deux éprouvettes.

IV.1.2 INFLUENCE DE LA PROFONDEUR D'ENTAILLE :

LIEURADE et BAUS [2] montrent, pour le même rayon à fond d'entaille ρ , l'effet de la profondeur de l'entaille a_0/W .

En effet, pour le rayon $r = 1$ mm, le coefficient K_t est égal à 3 quand $a_0/W = 0,5$ et à 4 quand $a_0/W = 0,33$; il est alors possible de faire une différence entre les deux types d'entailles en amorçage comme le confirment les résultats en flexion rotative, (figure 23).

En revanche, pour le rayon 0,1 mm, les coefficients K_t sont égaux respectivement à 9,4 et 11,3. Les résultats exprimés en contraintes nominales ne permettent pas de différencier les deux types d'entailles.

Du point de vue de l'analyse élasto-plastique, il faut se reporter à la figure 24 pour voir que les couples (K_t, K_f^{EP}) se rangent sur une courbe unique pour l'acier 35NCD16 - R200, quelle que soit la profondeur de l'entaille mécanique. De la même façon que pour le coefficient de concentration de contrainte K_t , le rayon à fond d'entaille et la profondeur de l'entaille ont une influence sur le paramètre K_f^{EP} .

K_f^{EP} , paramètre élasto-plastique d'amorçage (PEPA).

Le tableau 4 et la figure 24 donnent les valeurs moyennes de K_f^{EP} telles que LIEURADE et BAUS [2] les ont trouvées pour leurs essais.

IV.1.3 INFLUENCE DU CHARGEMENT :

JACK et PRICE [19] montrent l'effet de la contrainte globale σ_g sur le nombre de cycles à l'amorçage N_a pour des valeurs variables de la taille de l'entaille a . Leurs résultats, présentés dans la figure 25, sont tirés d'essais de traction en fatigue effectués sur des éprouvettes entaillées d'un seul côté avec différents rayons à fond d'entaille, (tableau 3).

JACK et PRICE ont constaté qu'il y avait une légère diminution du nombre de cycles d'amorçage N_a avec l'augmentation de la contrainte moyenne ; les résultats sont donnés dans le tableau 5. Cependant, quand la contrainte maximale ne dépasse pas la contrainte limite et quand la fissure se développe en moins de 2×10^5 cycles, l'effet de la contrainte moyenne peut être négligé dans la relation liant ΔK à N_a .

BARSOM et Mc NICOL [16] présentent une étude similaire, sur l'amorçage d'une fissure en fatigue sur des plaques entaillées des deux côtés d'épaisseur 25,4 mm sur un acier HT 130. Ils présentent leurs résultats en

terme de variation de la contrainte nominale $\Delta\sigma_{nom}$, en fonction du nombre de cycles pour amorcer une fissure en fatigue N_a , (figures 26 et 27).

Leurs résultats montrent que l'amplitude de la variation de la contrainte appliquée nécessaire pour amorcer une fissure en fatigue après un nombre donné de cycles écoulés augmente lorsque le rayon à fond d'entaille augmente. Ces observations générales sont prévisibles et une analyse de donnée plus approfondie est nécessaire pour établir les relations parmi les différents paramètres.

Pour minimiser la dispersion des résultats des essais, les données présentées dans la figure 26 ont été retracées en terme de variation de la contrainte nominale $\Delta\sigma_{nom}$, en fonction du rayon à fond d'entaille ρ , (figure 28). Les nouveaux résultats montrent que la relation entre l'amplitude de la contrainte et l'acuité est représentée par l'équation :

$$\Delta\sigma = A (\rho)^{1/m}$$

où A et m sont deux constantes reliées à N_a .

Les données représentées dans la figure 27 pour $0 \leq \rho \leq \infty$ montrent que la durée de vie cyclique pour $N_a \leq 3 \cdot 10^4$ cycles peut être représentée par la relation :

$$N_a = \beta (\Delta\sigma)^{-n}$$

où β est une constante et n une autre constante dépendante de la longueur de la fissure.

CLARK [20] montre l'effet de la variation de la contrainte maximale appliquée $\Delta\sigma_{max}$, à partir des essais d'amorçage en fatigue. Ces essais ont été effectués sur des éprouvettes CT d'épaisseur 25,4mm de type WOL (Wedge - Opening - Loading) dans un acier inoxydable de type 403, (figure 29). Il faut noter qu'une dispersion des données relativement petite a été trouvée dans l'intervalle de variation d'acuité étudiée. A partir des données montrées dans la figure 27, il est visible qu'aucun amorçage de fissure n'est

apparu quand $\Delta K_I/\sqrt{\rho} < 654 \text{ Mpa}$. Cette valeur de $\Delta K_I/\sqrt{\rho}$ correspond à une variation de contraintes maximales approximativement égale à 689 Mpa, (figure 29). Dans cette étude aucune fissure en fatigue ne se développe à des niveaux de contraintes appliquées maximales inférieures à 689 Mpa. Au-delà de 689 Mpa le nombre de cycles nécessaire pour amorcer une fissure en fatigue peut être estimé à partir de la figure 29.

IV.2 AU NIVEAU D'UN CORDON DE SOUDURE :

IV.2.1 INFLUENCE DU CHARGEMENT :

Le comportement d'un assemblage soudé est influencé par le chargement auquel il est soumis.

La figure 30 [9] montre que les évolutions du champ de contrainte et du gradient de contrainte pour une même contrainte nominale et pour des facteurs de concentration de contraintes théoriques sont différentes.

La figure 31 [14] montre que le gradient des contraintes existant au niveau de la racine et 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.

MADDOX [27] a réalisé des essais à différents rapports de charge sur assemblage en croix du type K2.

On constate, (figure 32), 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 grenailage, la résistance à la fatigue des assemblages diminue fortement quand le rapport de charge augmente.

BREAT et MUDRY [28] représentent l'influence du chargement sur le nombre de cycles à l'amorçage d'une fissure en fatigue, (figure 33). Ces essais de flexion quatre points ont été effectués sur des éprouvettes à rayon à fond d'entaille variable, prélevées dans un acier d'une centrale nucléaire.

IV.2.2 INFLUENCE DE L'ETAT DES CONTRAINTES RESIDUELLES DE SOUDAGE :

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

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

où les contraintes sont :

σ_a = contrainte appliquée à la structure

σ_r = contrainte résiduelle

a = taille du défaut.

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

BARENBLATT [29] propose la formulation suivante :

$$K_r = 2\sqrt{\frac{a}{\pi}} \int_0^a \frac{\sigma_r(x)}{\sqrt{a-x}} dx \quad (33)$$

où $\sigma_r(x)$ est la distribution des contraintes résiduelles.

TADA et PARIS [30] proposent l'expression suivante :

$$\sigma_r(x) = \sigma_g \cdot f(x/c), \quad (x/c = \xi) \quad (34)$$

où: σ_g est la contrainte globale.

La fonction $f(x/c)$ donne la distribution des contraintes résiduelles dans une tôle large contenant une fissure perpendiculaire à un joint soudé, qui doit satisfaire les conditions données par TERADA [30], (figure 34).

Ces conditions [30] sont les suivantes :

a) La contrainte résiduelle doit être équilibrée,

$$\int_{-\infty}^{+\infty} f(\xi) d\xi = 0$$

b) La distribution de la contrainte résiduelle doit être symétrique par rapport à la ligne centrale du cordon de soudure;

$$f(\xi) = f(-\xi)$$

c) La valeur maximale de l'unité apparait à $\xi=0$;

$$f'(0) = 0 \text{ et } f(0) = 1$$

d) L'effet de la soudure diminue quand la distance augmente.

$$f(\xi) \rightarrow 0 \text{ quand } |\xi| \rightarrow \infty$$

Une fonction $f(\xi)$ satisfaisant toutes les conditions de TERADA est donnée par :

$$f_1(\xi) = e^{-1/2 \cdot \xi^2} \cdot (1 - \xi^2) \quad (35)$$

une autre fonction $f(\xi)$, convenant également, s'écrit sous la forme :

$$f_2(\xi) = \frac{1 - \xi^2}{1 + \xi^4} \quad (36)$$

C'est pourquoi la formule la plus utilisée pour l'expression finale de K_r serait:

$$K_r = \sigma_a \sqrt{\pi a} f(a/c)$$

où :

(37)

$$f(a/c) = \left\{ \frac{\sqrt{1 + (a/c)^4} - (a/c)^2}{1 + (a/c)^4} \right\}^{1/2}$$

HORIKAWA et TAKADA [31] lors d'essais de flexion trois points, déterminent la durée de vie à l'amorçage d'une fissure en fatigue de quatre groupes d'éprouvettes dont les contraintes résiduelles dans les cordons de soudure sont variables, (figure 35).

Ces auteurs mesurent expérimentalement la distribution de ces contraintes résiduelles au cours de l'amorçage d'une fissure en fatigue. La mesure de la durée de vie en amorçage de la fissure N_a et de la durée de vie à la rupture N_R a été obtenue par observation visuelle, (figure 36).

IV.2.3 INFLUENCE DE L'ÉPAISSEUR DE LA TÔLE ET DE LA GEOMETRIE DU JOINT :

L'épaisseur de la tôle constituant les joints est un paramètre important dans la précision de la durée de vie en fatigue. 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 KAMAKURA [32] utilisent dans leurs essais de fatigue sur joints en croix type (K2), trois épaisseurs différentes (9, 20, 40 mm) et les résultats d'essais, (figures 37a, b), montrent un effet marqué de l'épaisseur sur la résistance à la fatigue.

La figure 37a montre aussi la relation entre la résistance en fatigue à 5×10^5 cycles et l'épaisseur de l'éprouvette : on observe que la résistance en fatigue des éprouvettes de 20 et 40 mm d'épaisseur est respectivement inférieure de 16 et 28 % par rapport aux éprouvettes de 9 mm.

IV.2.4 INFLUENCE DE L'ANGLE DE RACCORDEMENT ET DU RAYON A FOND D'ENTAILLE :

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 niveau de raccordement.

Le coefficient de concentration de contraintes 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 sur cordon (quantité de matière déposée) ont également une influence importante sur la durée de vie.

IKEDA [33] a réalisé 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, dans les figures 38 et 39. On remarque que pour le même angle de raccordement θ , la résistance à la fatigue diminue pour les grands rayons à fond d'entaille ρ .

IV.2.5 TYPE DE JOINTS ET NATURE DU MATERIAU :

La nature du métal de base qui conditionne la relaxation des contraintes agit sur l'endurance de l'assemblage. Par des essais effectués sur des aciers de construction faiblement alliés, PAYVAR et VASARHELYI [34] ont constaté que la durée de vie d'éprouvettes entaillées et de joints soudés était plus faible que celle des éprouvettes en acier au carbone.

HAVENS et BRUNER [35] donnent pour différents aciers à haute résistance, trempés et revenus, utilisés dans la construction métallique, les caractéristiques d'endurance sur métal de base et sur joints soudés en bout, (figure 40 et tableau 6). Ils concluent que plus la limite élastique de l'acier est grande, plus la limite d'endurance σ_D est grande.

Un travail identique a été réalisé par différents auteurs [36], sur différents profils reconstitués, soudés, (figure 41 et tableau 7). Cette figure montre un comportement similaire en fatigue sur joints soudés en acier.

IV.2.6 DEFAUTS 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...).

FERNANDES [37] utilise des joints en croix (K4) avec différents manques de pénétration. Les résultats d'essais sont reportés sur les figures 42 et 43 pour les différents essais. L'amorçage de la fissure s'est produite en racine des soudures pour l'ensemble des éprouvettes utilisées.

Sur la figure 42, 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 [38] 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 photo-élasticimétrie dans chacun des cas. Les résultats d'essais de fatigue sont montrés dans la figure 44.

Chapitre 1 : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.

V.) CONCLUSION

Notre recherche bibliographique a été consacrée à l'étude de différents critères d'amorçage et des différents paramètres influents sur l'amorçage de fissures en fatigue. Sur cette base nous pouvons faire les remarques suivantes:

* l'amorçage de fissure en fatigue est un domaine qui a été étudié de façon plus ancienne par rapport au domaine de la fatigue oligocyclique et au domaine de fissuration.

* les méthodes de détection de l'amorçage de fissures en fatigue sont diverses, la plus utilisée est la méthode électrique.

* la qualité de certains critères utilisés dans le domaine de l'endurance limitée ne peut être mise en évidence à cause la dispersion des résultats obtenus. Il semble toutefois qu'aucun des critères proposés ne donnent de résultats satisfaisants.

* l'amorçage de fissures en fatigue dépend du type de sollicitation, du rapport de charge et des défauts d'usinage, etc...

CONCLUSION

In our bibliographical review, we studied different crack initiation criteria and different parameters influencing on fatigue cracks. Therefore we can point out the following remarks :

* The fatigue crack initiation belongs to a field which has been studied earlier than the low-cycle fatigue field and than the crack propagation field.

* There are various methods of detection of crack initiation, the most popular one being the potential drop.

* The quality of some criteria used in the field cannot be reflected because of the scattering of the results. It seems, however, that none of the

proposed criteria gives satisfactory results.

- * The fatigue crack initiation depends on the type of loading, on the ratio of load, on machining flaw.

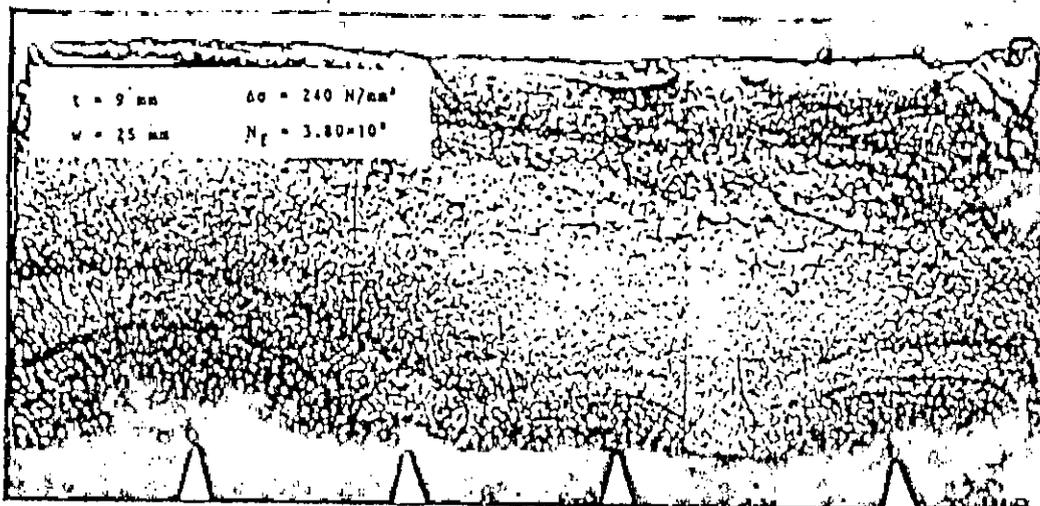


PHOTO 1. Surface de rupture de joints soudés bout à bout SMB50, ($t = 9\text{mm}$) [1].

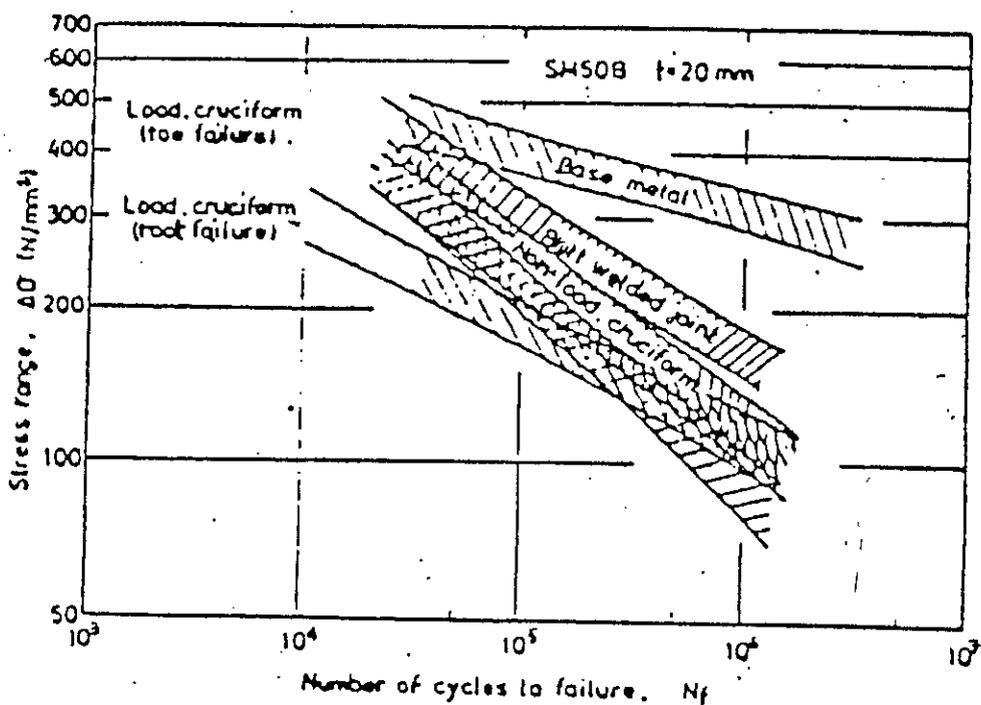


FIG. 1. Relation entre la valeur moyenne de la résistance à la fatigue à $5 \cdot 10^5$ cycles et le facteur de concentration de contraintes pour différents groupes d'éprouvettes [1].

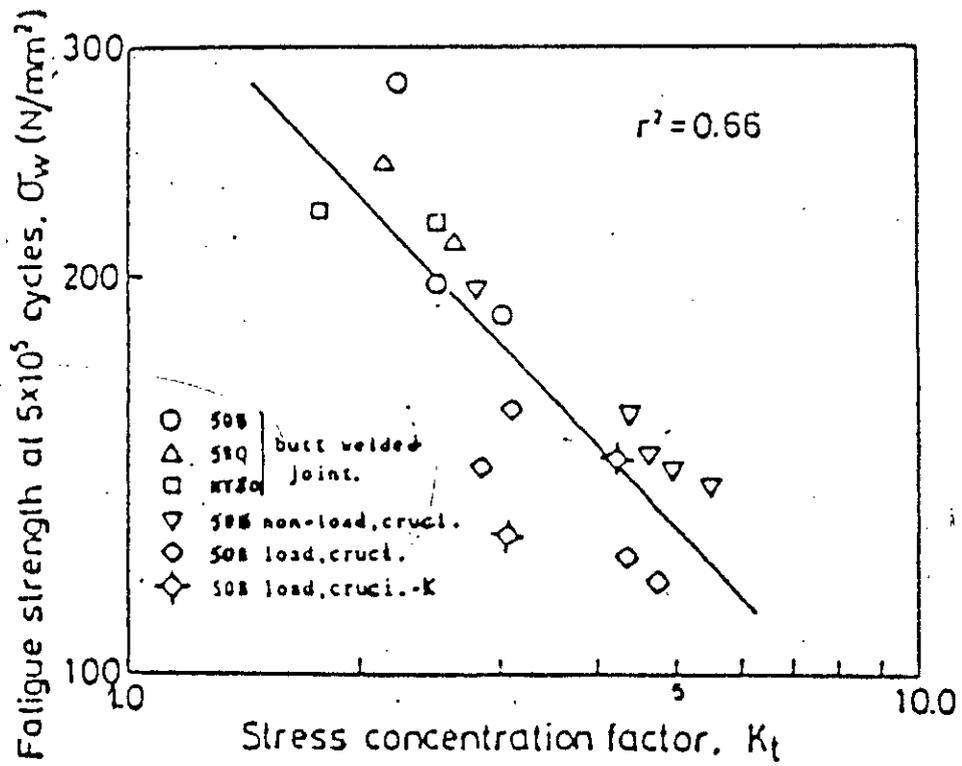


FIG. 2 - Résistance à la fatigue à 95% des différents types de joints sur un acier SM50B [1].

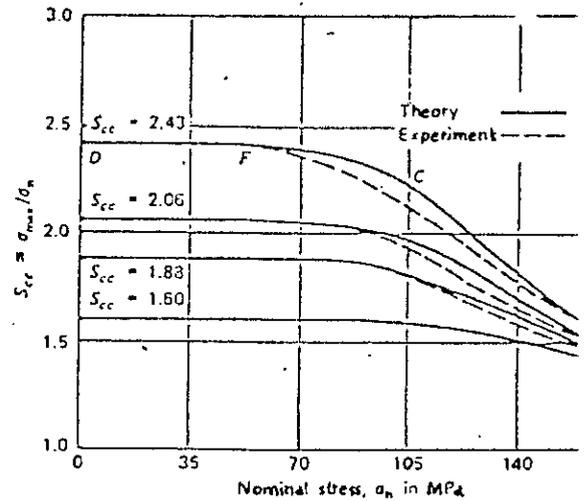
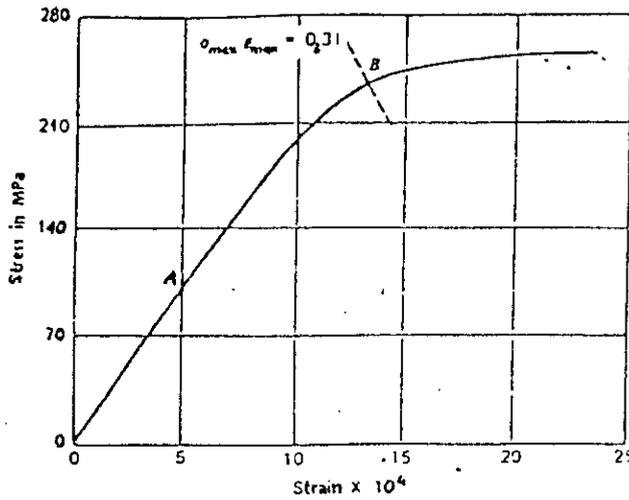


FIG. 3(a, b) -

a) Diagramme contraintes-déformations [10].

b) Résultats des essais à partir des données de NEUBER [10].

$$\Delta\sigma_{\max}^N = K_f^N \cdot \Delta\sigma_{\text{nom.}}^N \text{ (N/mm}^2\text{)}$$

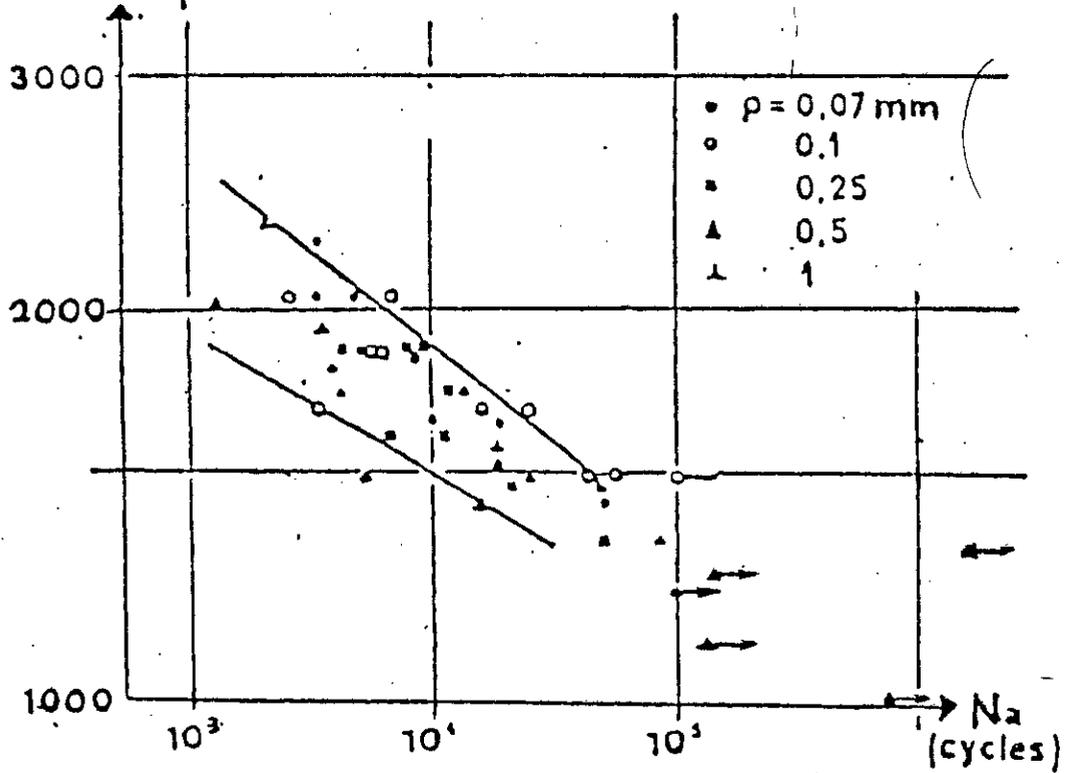


FIG. 4 -

Résultats des essais d'amorçage traités par la formule empirique NEUBER, pour un acier 35NCD16D dans l'état R500 [2].

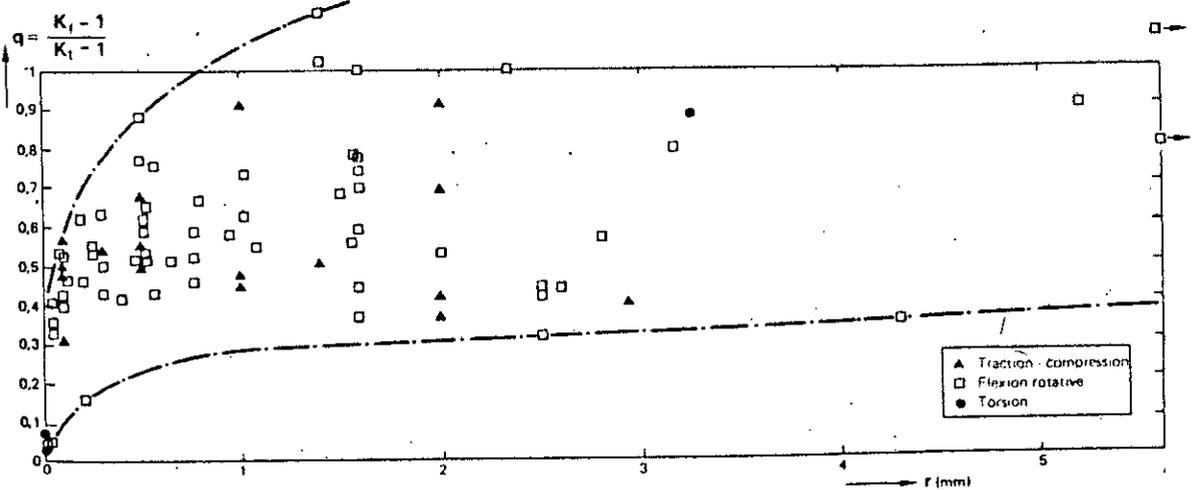


FIG. 5 -

Variation de l'indice de sensibilité à l'effet d'entaille q en fonction du rayon à fond d'entaille p pour des résistances d'acier comprises entre 400 et 700 N.mm⁻² [9].

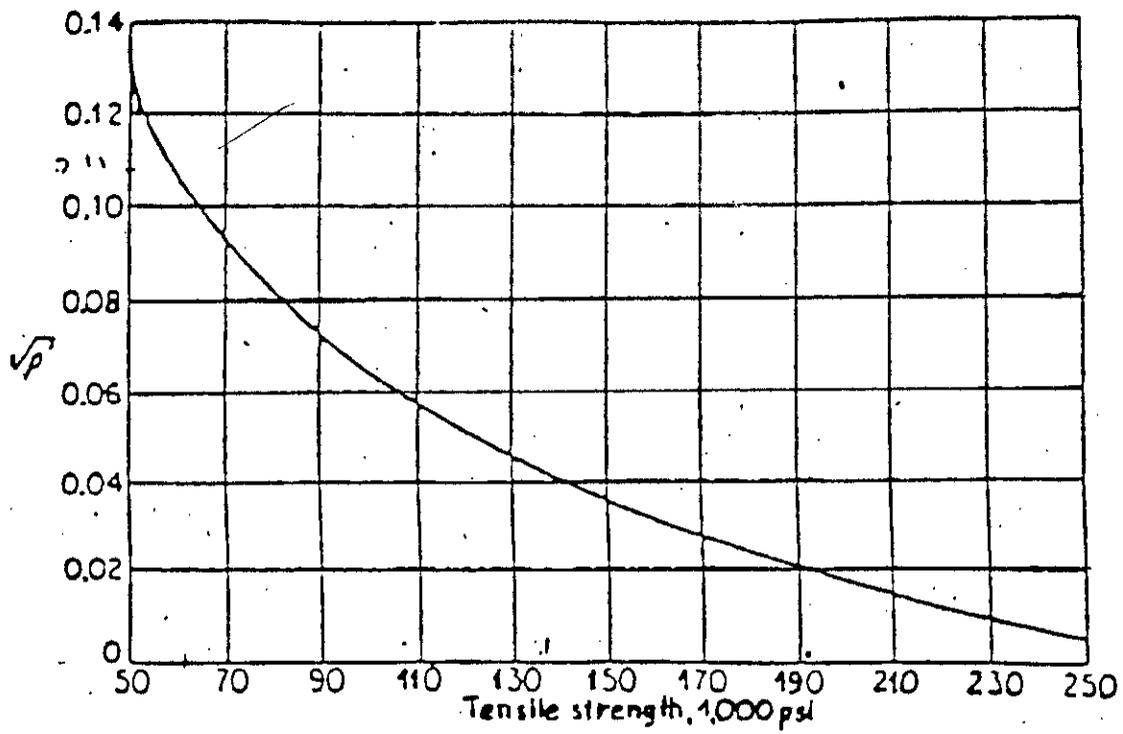


FIG. 6 - Abaque permettant de calculer l'indice de sensibilité à l'effet d'entaille q [11].

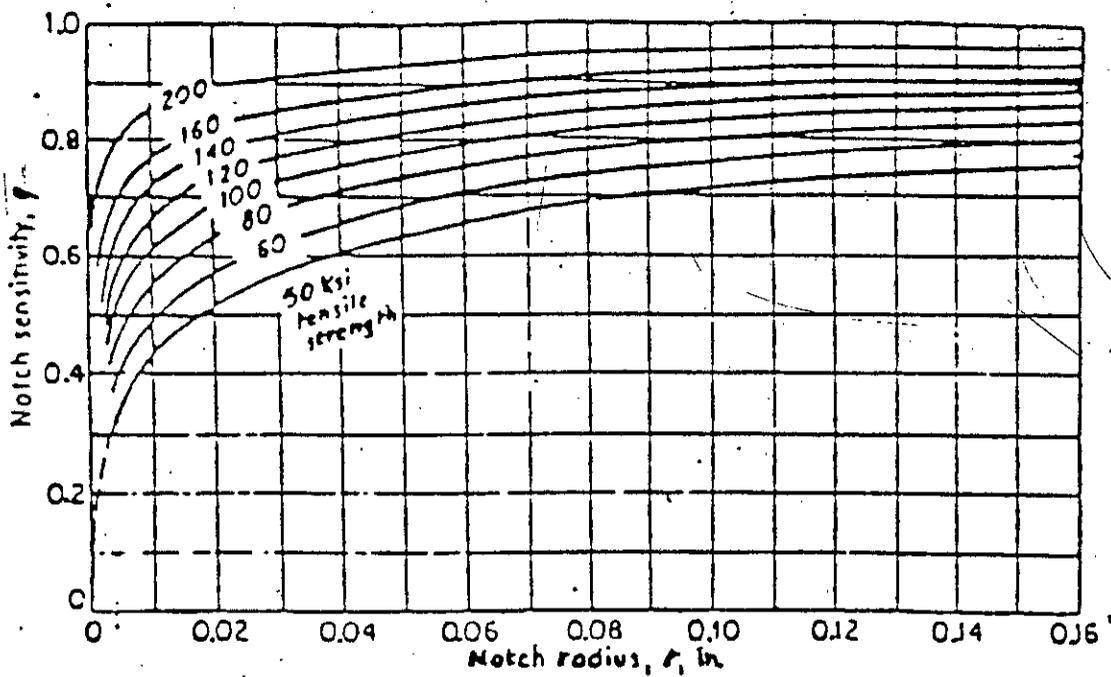


FIG. 7 - Abaque permettant de calculer la constante \sqrt{p} [11].

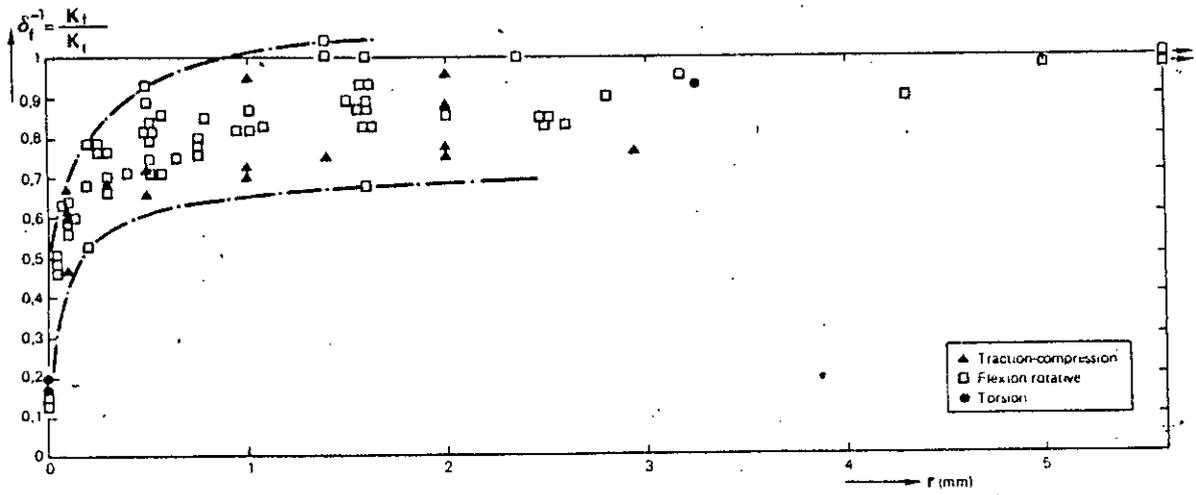


FIG. 8. - Variation de l'inverse du coefficient d'adaptation dynamique δ_f en fonction du rayon à fond d'entaille ρ pour des résistances d'acier comprises entre 400 et 700 N.mm⁻² [9].

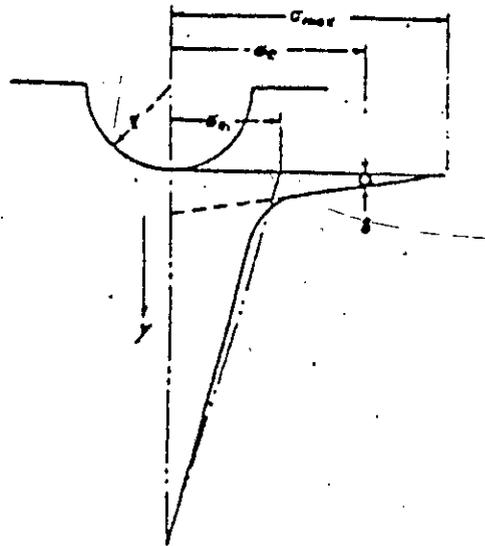
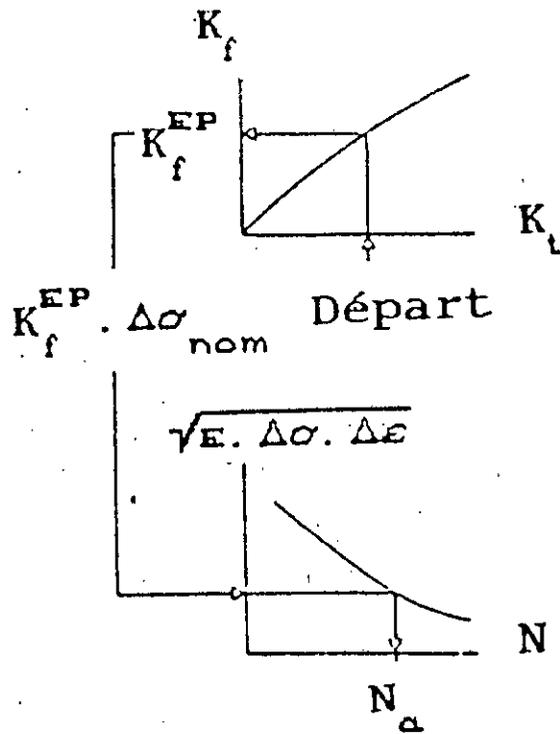


FIG. 9. - Représentation des contraintes [11].



Calcul de la durée de stade d'amorçage par
Méthode élasto-plastique

FIG. 10. - Fatigue en fond d'entaille. Méthode élasto-plastique approchée [1]

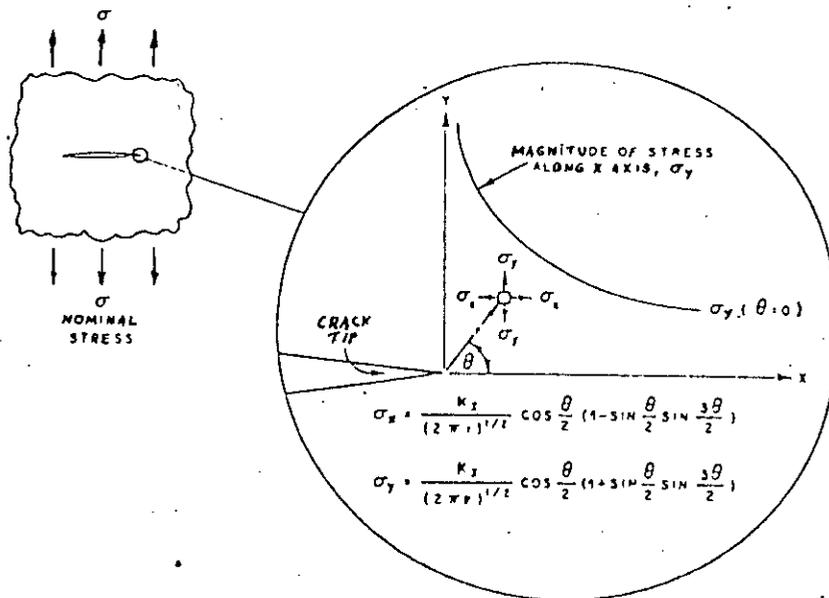


FIG. 11. - Illustration schématique de la distribution du champ de contraintes élastiques près de la tête d'une fissure en fatigue (Mode I de Déformation) [16].

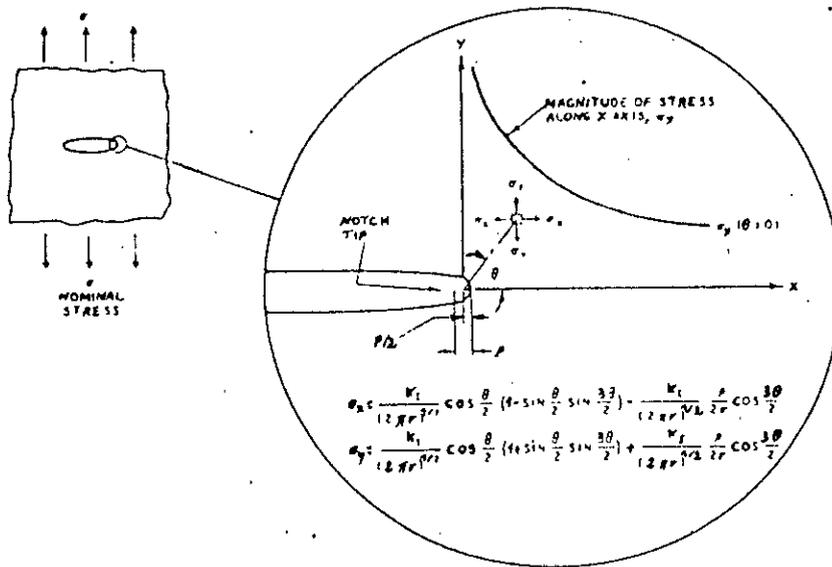


FIG. 12 - Illustration schématique de la distribution du champ de contraintes élastiques près de la tête d'une entaille elliptique (Mode I de Déformation) [16].

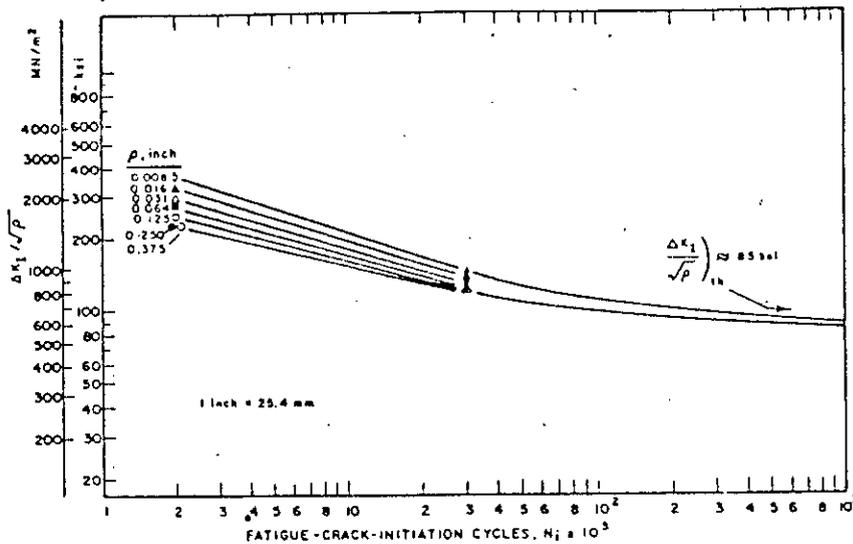


FIG. 13a - Correlation de la durée de vie en amorçage N_a d'une fissure en fatigue avec le paramètre $\Delta K/\sqrt{p}$ sur un acier HY-130 [16].

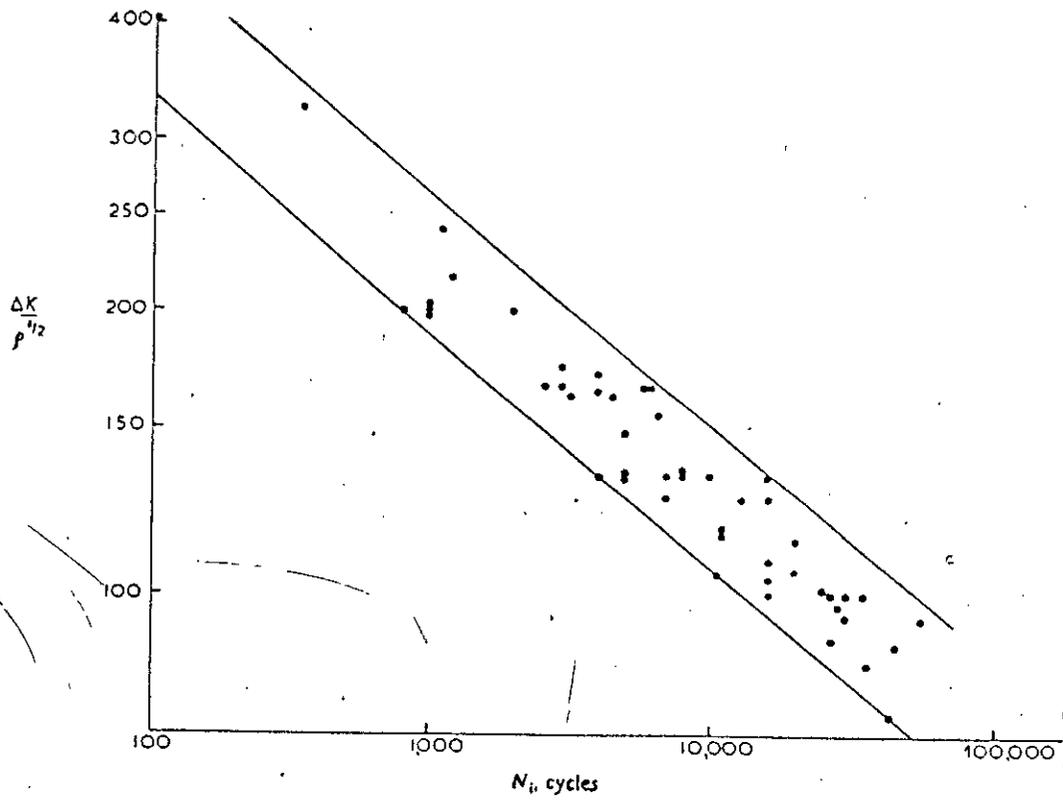


FIG. 13b - Influence du facteur d'intensité de contrainte effectif $\Delta K_I/\sqrt{\rho}$ sur le nombre de cycles à l'amorçage N_a d'une fissure en fatigue [19].

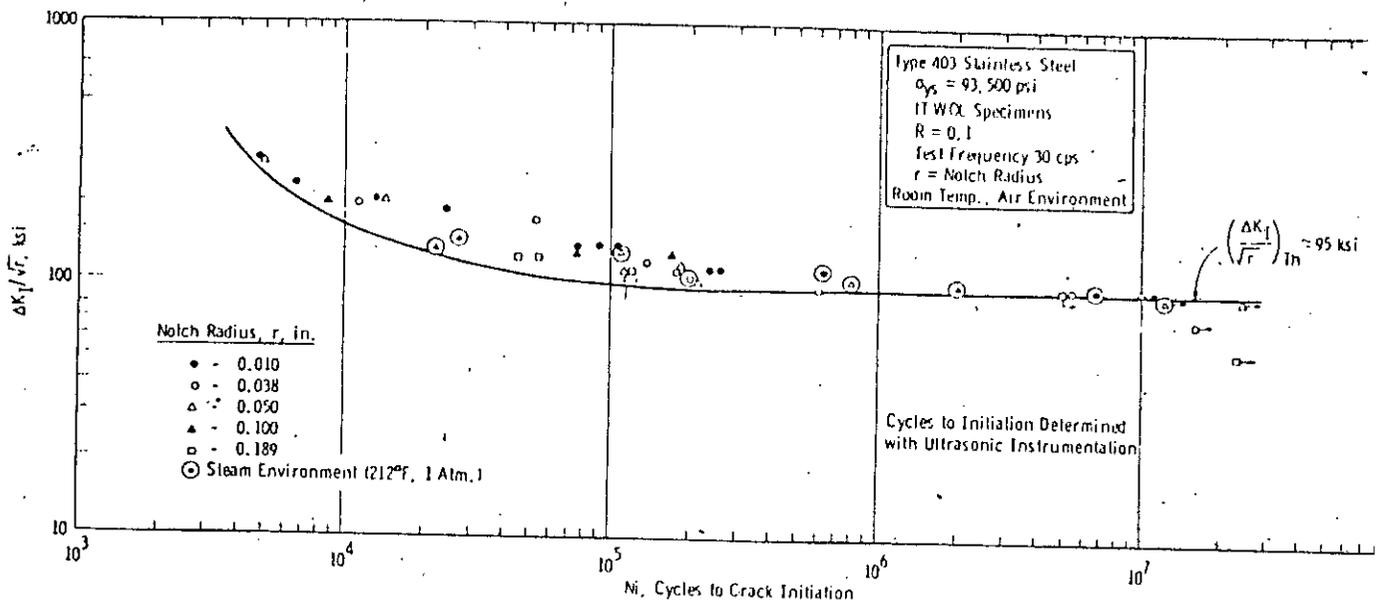


FIG. 13c - $\Delta K_I/\sqrt{\rho}$ en fonction du nombre de cycles d'amorçage N_a sur un acier de type 403 inoxydable à l'air ambiant et dans la vapeur [20].

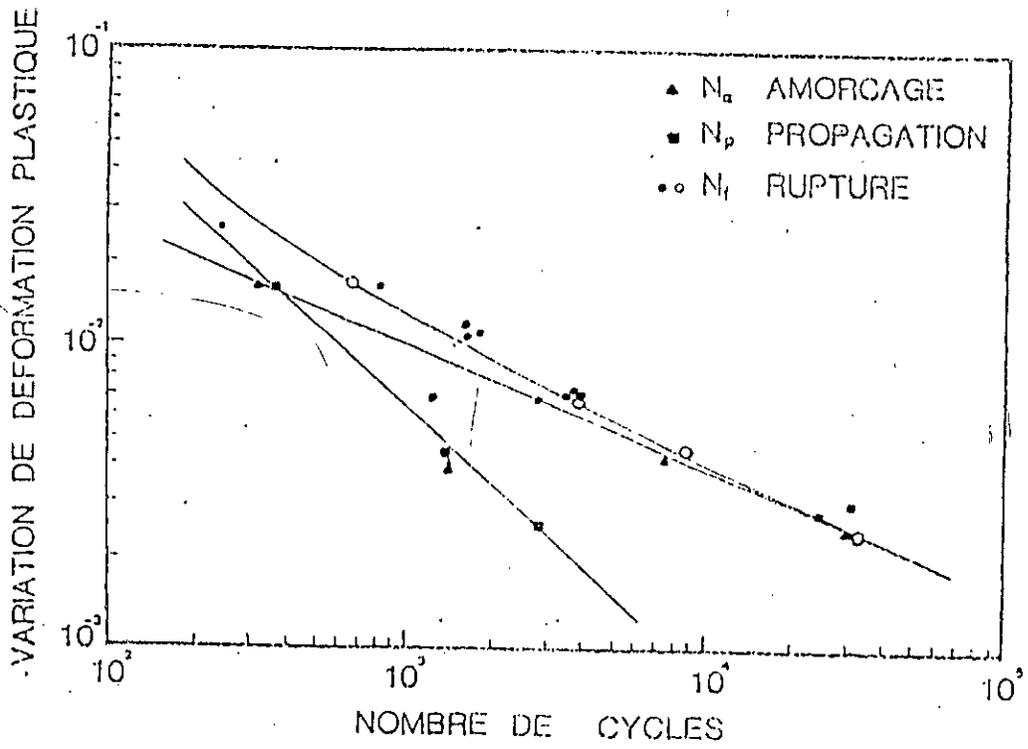


FIG. 14 - Courbe de durée de vie à l'amorçage [21].

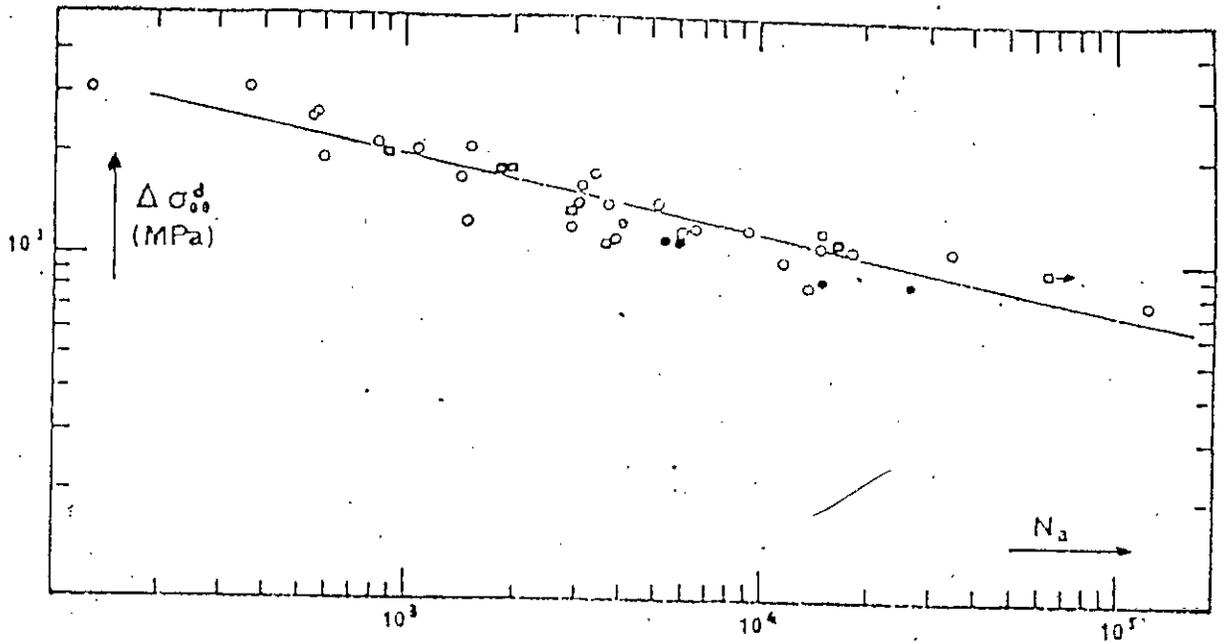


FIG. 15 - Fatigue en fond d'entaille. Courbe $(\Delta \sigma_{\theta\theta}^d, N_a)$ de l'acier 316L [22].

- o Eprouvettes CT
- Joint soudé sollicité en ouverture
- Joint soudé sollicité en cisaillement

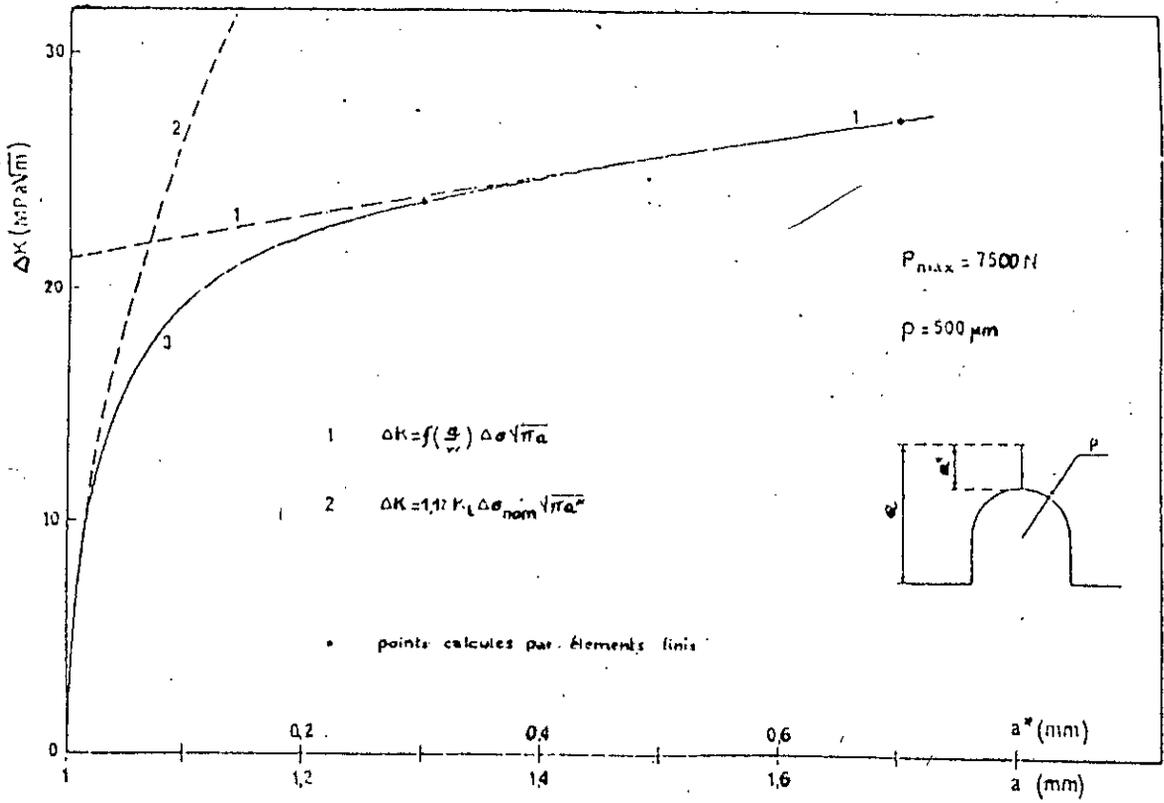


FIG. 16 - Calcul de ΔK en fond d'entaille : deux approches possibles [23].

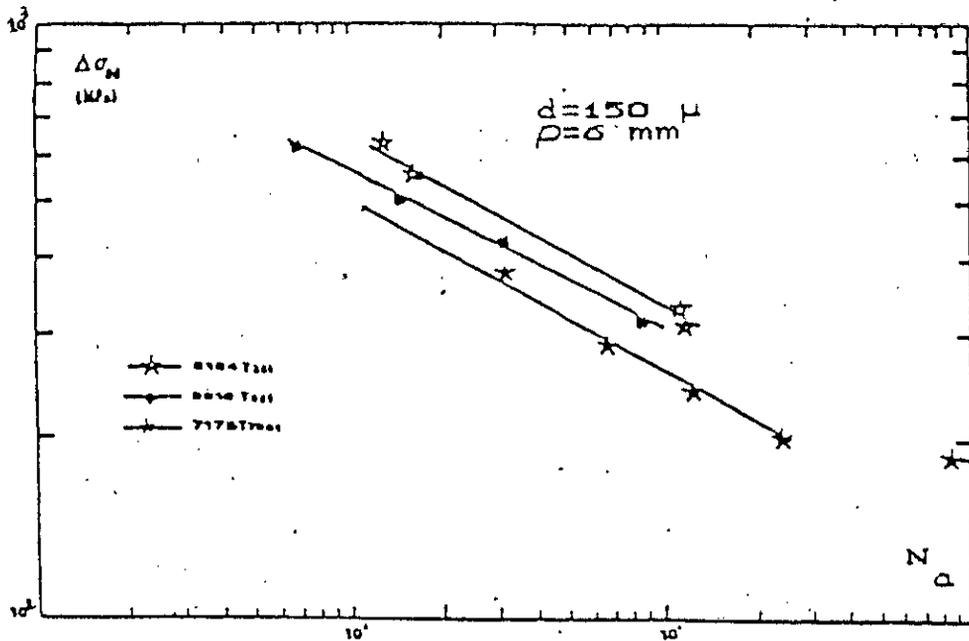


FIG. 17 - Analyse de l'amorçage en fonction de $\Delta \sigma_{\theta\theta}(d)$ [24].

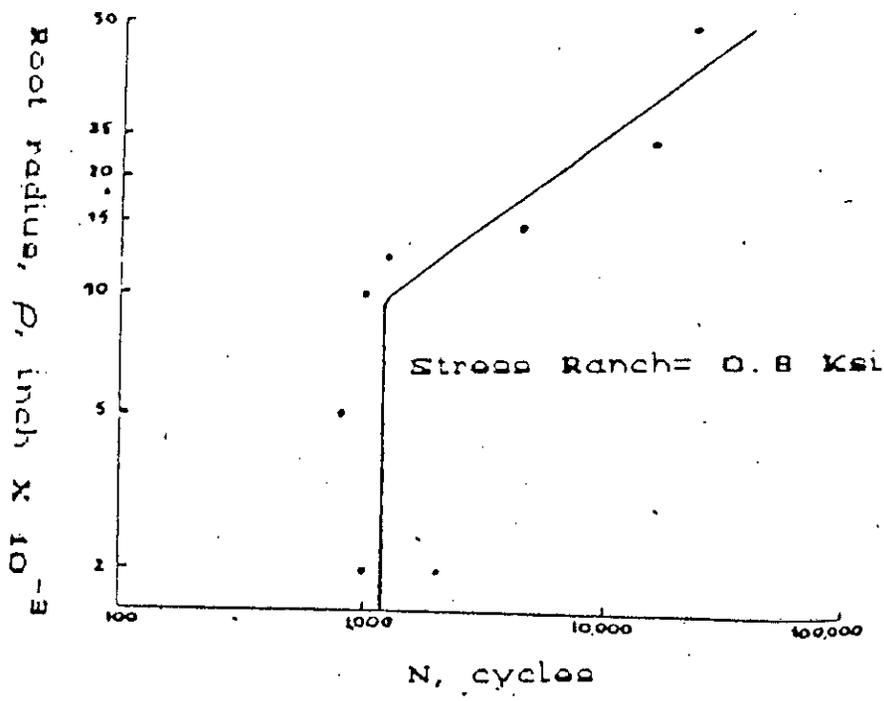


FIG. 18 - Influence du rayon à fond d'entaille (ρ) sur le nombre de cycles N_a , pour amorcer une fissure en fatigue à partir d'une entaille de profondeur 25,4 mm dans une éprouvette de largeur 25,4 mm [19].

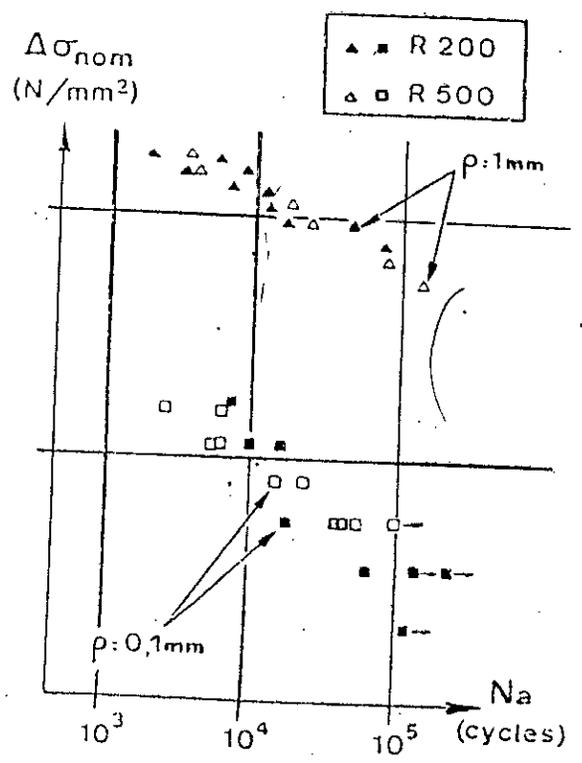
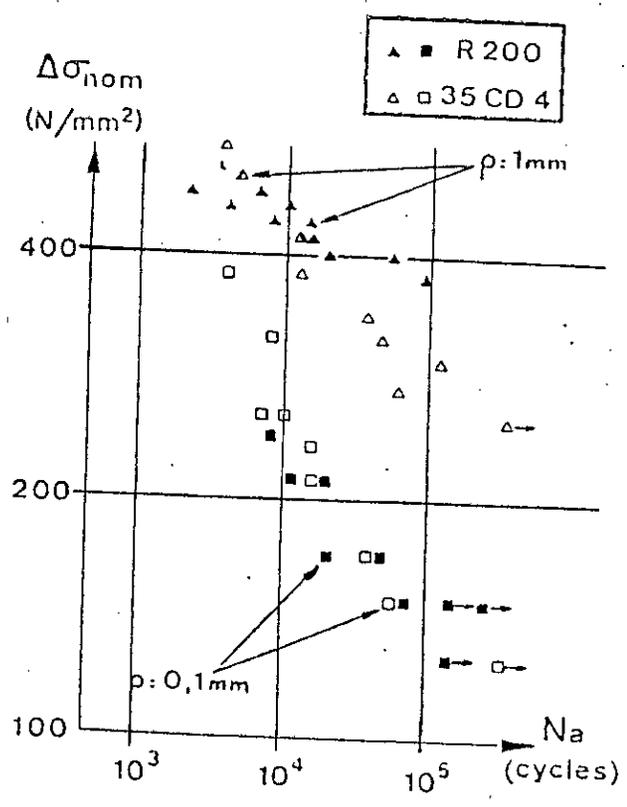


FIG. (19,20) - Influence du rayon à fond d'entaille (ρ) sur les résultats des essais d'amorçage des fissures en fatigue [2].

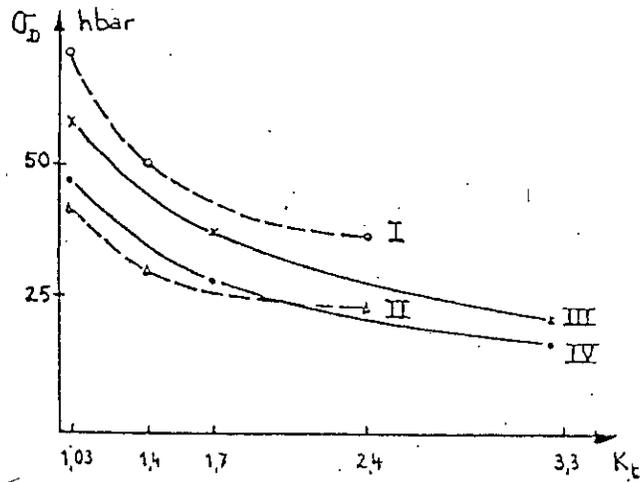


FIG. 21 - Influence du coefficient de concentration de contrainte théorique K_t sur la limite d'endurance σ_D [26].

- I : acier traité pour $R_m = 160$ hbar. Flexion rotative
- II : acier traité pour $R_m = 100$ hbar. Flexion rotative
- III : acier traité pour $R_m = 140$ hbar. Traction-Compression
- IV : acier traité pour $R_m = 100$ hbar. Traction-Compression.

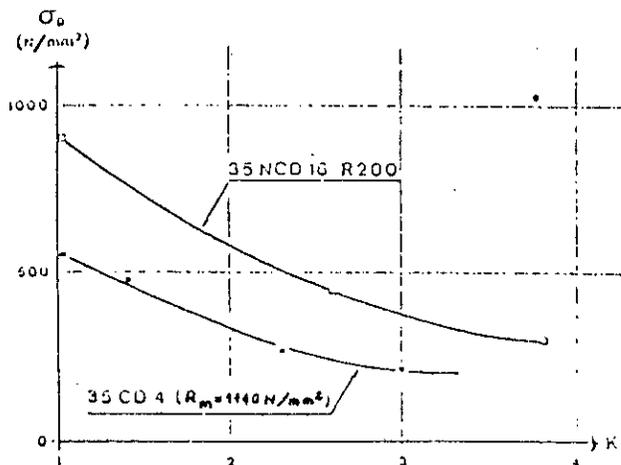


FIG. 22 - Résultats comparatifs d'essais de flexion rotative menés sur des éprouvettes lisses et entaillées, en acier 35NCD16 R200 et en acier 35CD4 ($R_m = 1140$ MPa) [2].

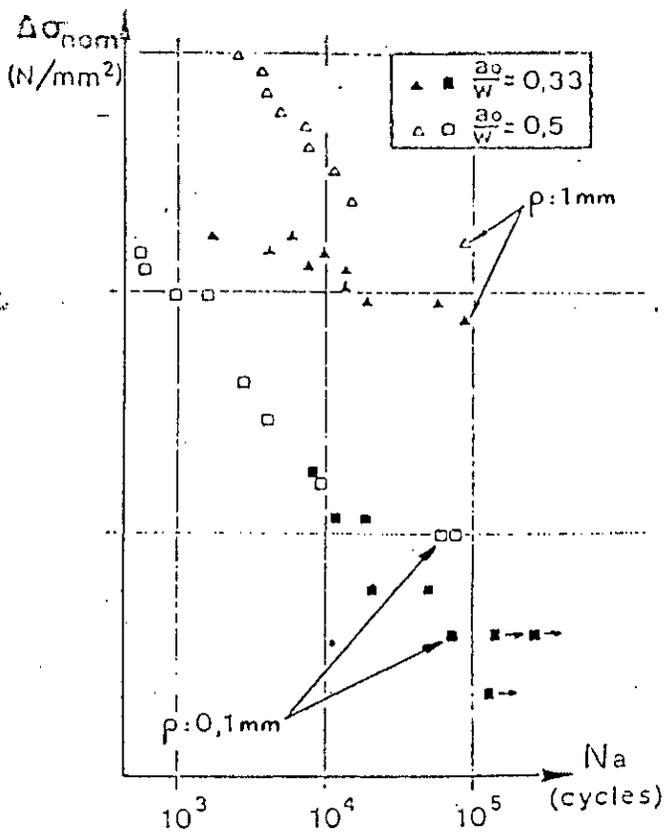


FIG. 23 - Influence de la nature de l'acier et de la profondeur d'entaille sur les résultats des essais d'amorçage [2].

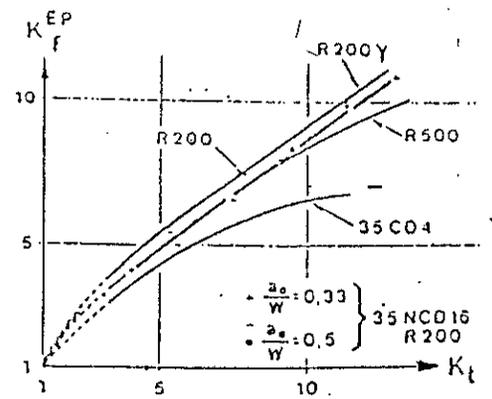


FIG. 24 - Variation du paramètre élasto-plastique K_f^{EP} (PEPA) avec l'acuité de l'entaille et le matériau [2].

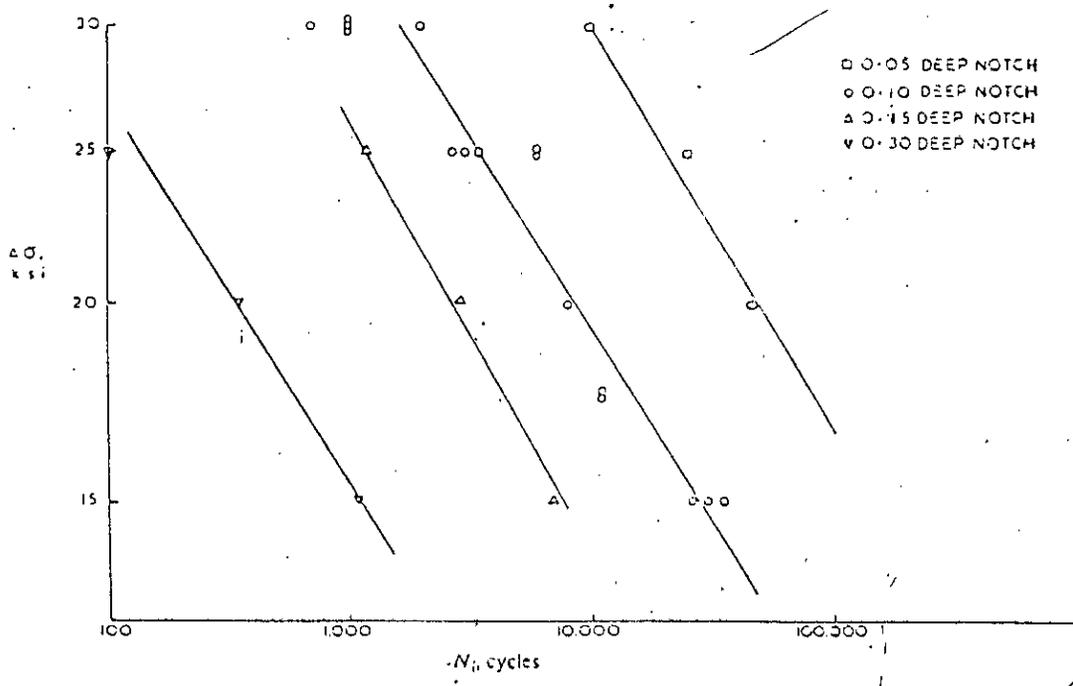


FIG. 25 - Influence de la variation de la contrainte ($\Delta\sigma$) sur le nombre de cycles pour amorcer une fissure en fatigue N_a à partir d'une entaille aigüe sur des éprouvettes de largeur 25,4 mm [19].

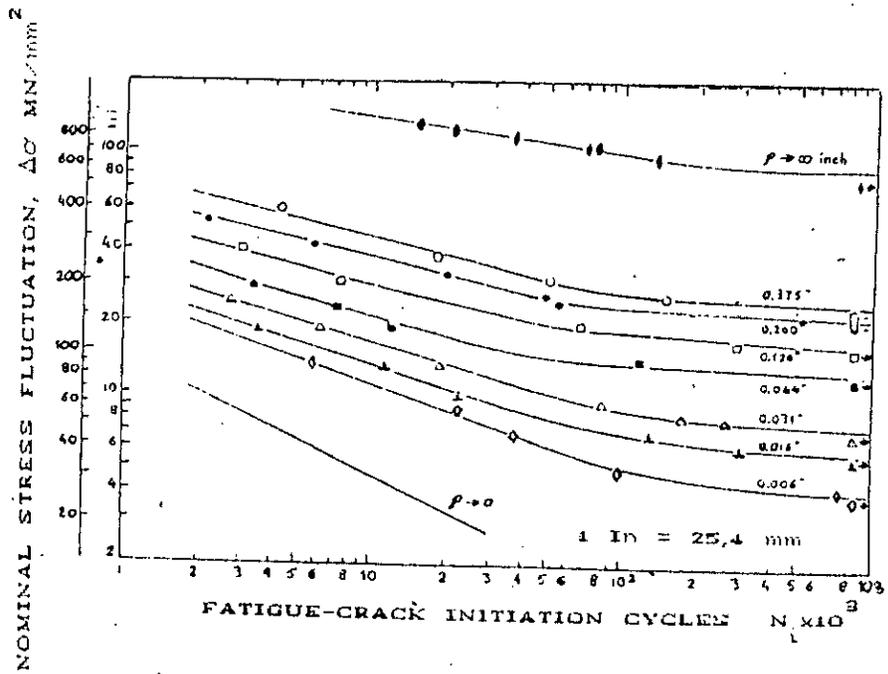


FIG. 26 - Evolution de la variation de la contrainte nominale $\Delta\sigma_{nom}$ en fonction du nombre de cycles d'amorçage N_a pour différentes géométries d'entailles, sur un acier HY-130 [16].

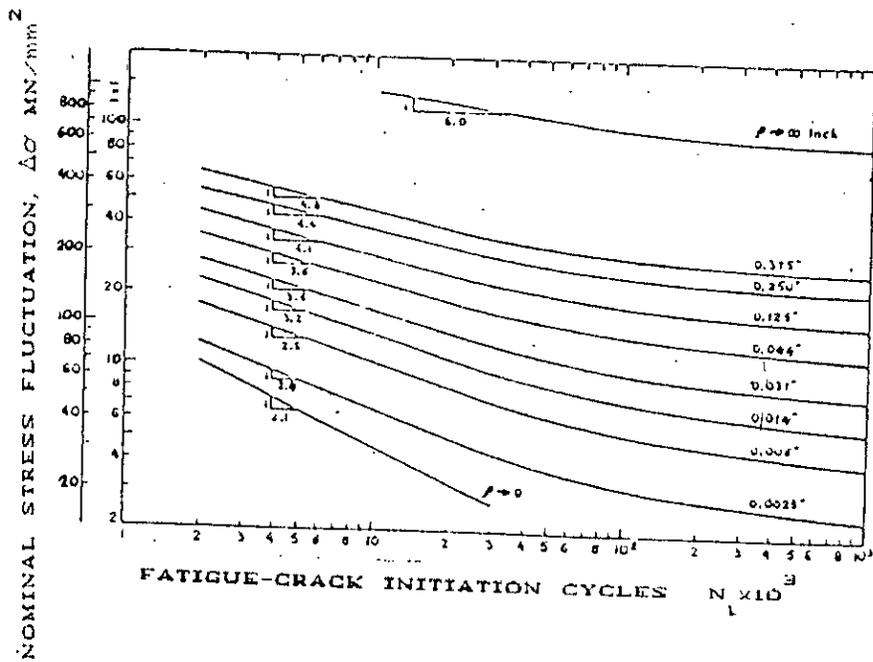


FIG. 27 - Evolution de la variation de la contrainte nominale $\Delta\sigma_{nom}$ en fonction du nombre de cycles d'amorçage N_a pour différentes géométries d'entailles, sur un acier HY-130 [16].

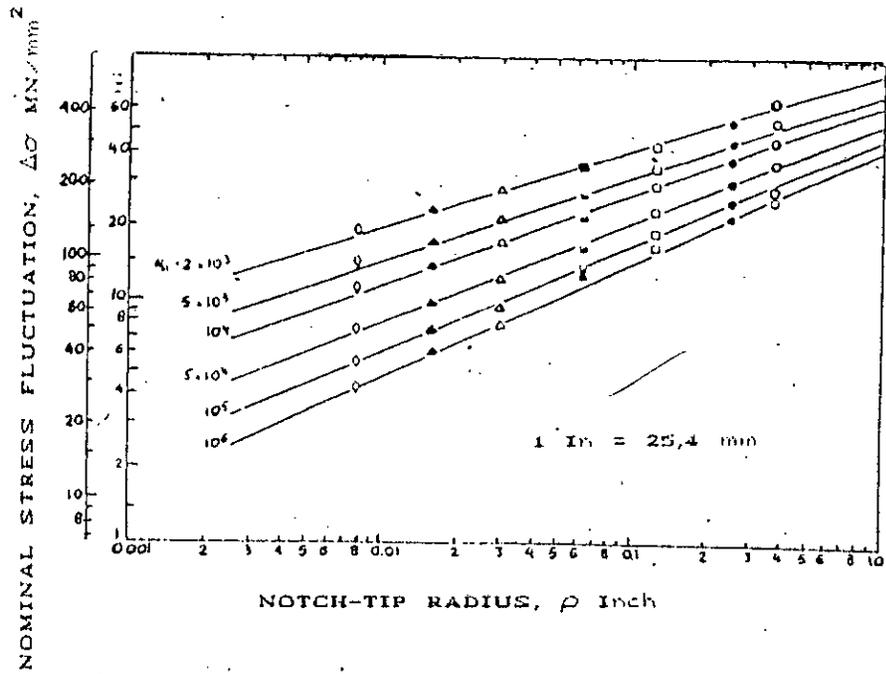


FIG. 28 - Relation entre la variation de la contrainte nominale $\Delta\sigma_{nom}$ et le rayon en fond d'entaille ρ sur un acier HY-130 à des durées de vie d'amorçage variables [16].

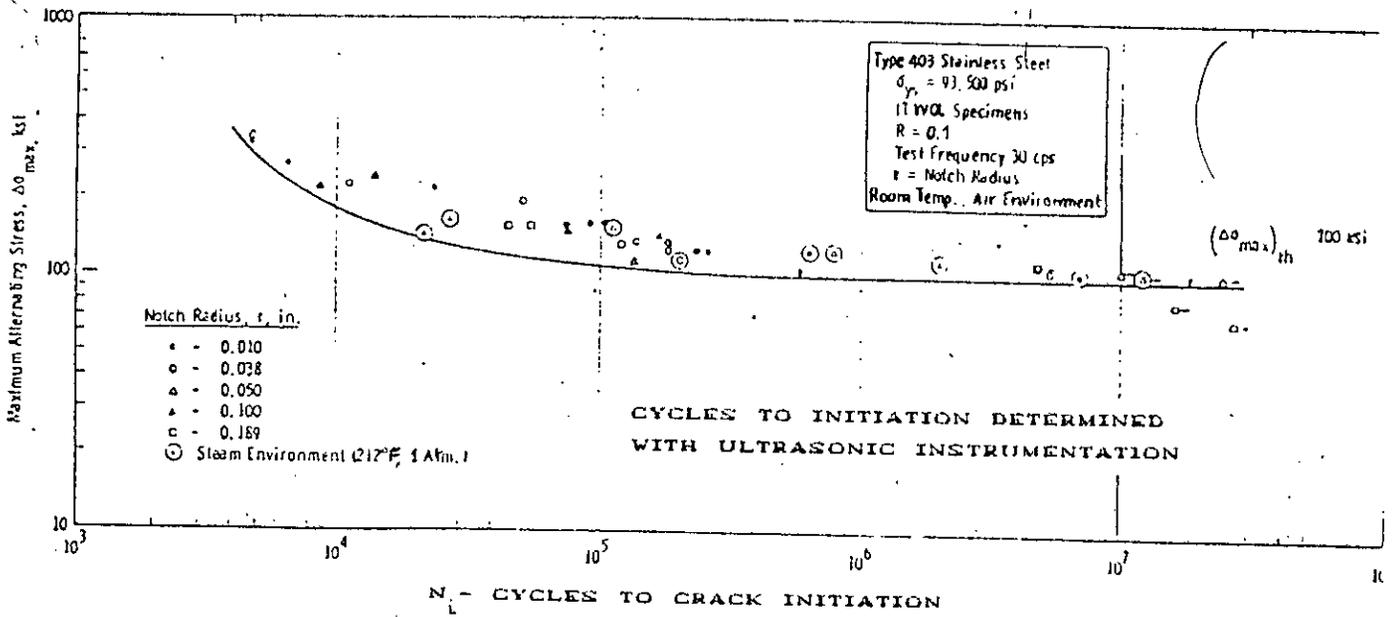


FIG. 29 - Evolution de la contrainte maximale $\Delta\sigma_{max}$ en fonction du nombre de cycles à l'amorçage N_a pour un acier inoxydable de type 403 [20].

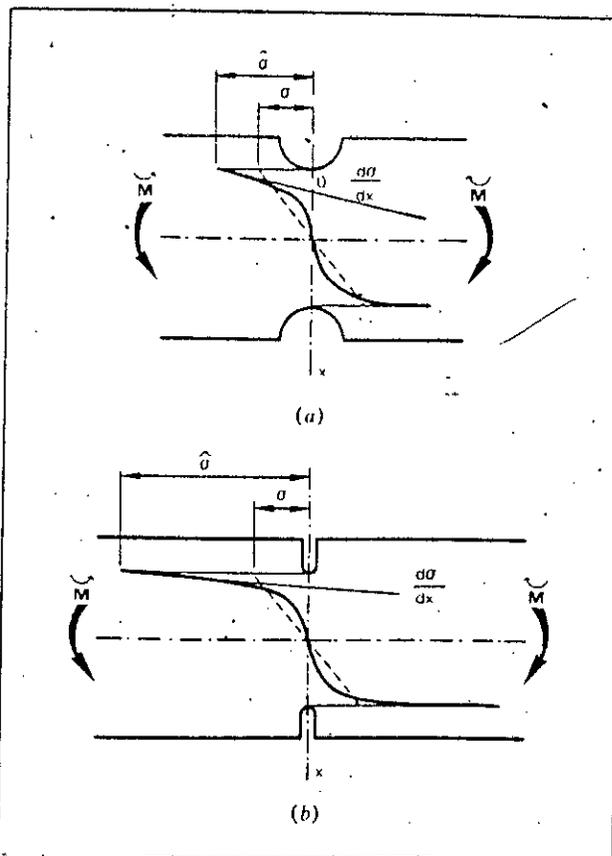


FIG. 30 - Evolution du champ de contraintes et du gradient de contraintes χ pour une contrainte nominale σ_{nom} mais pour des facteurs théoriques de concentration de contraintes différents [9].
 a) K_t faible.
 b) K_t fort.

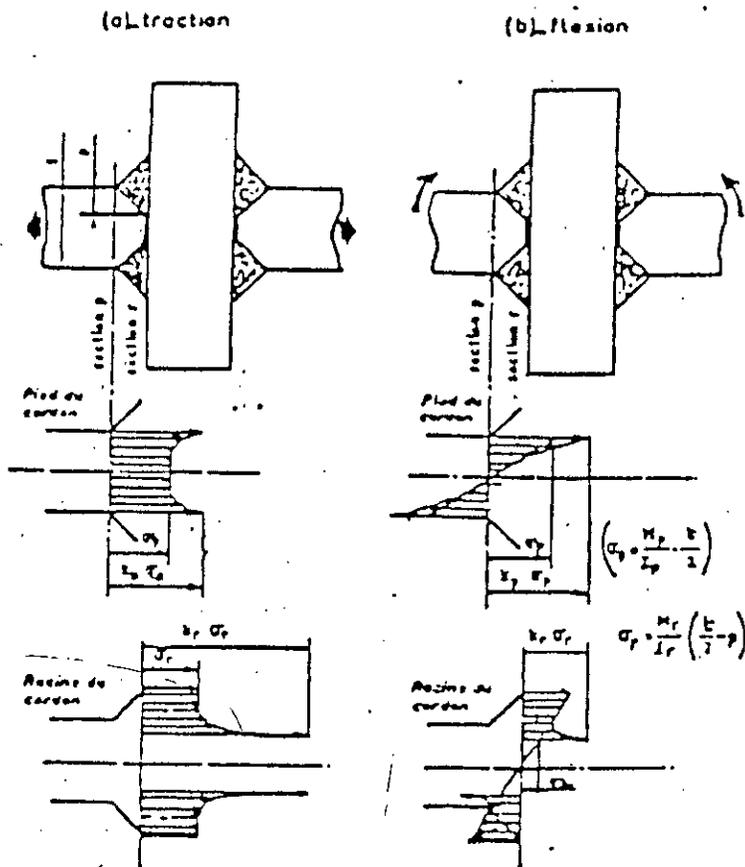


FIG. 31 - Champ de contraintes en racine et au pied de cordon [14].

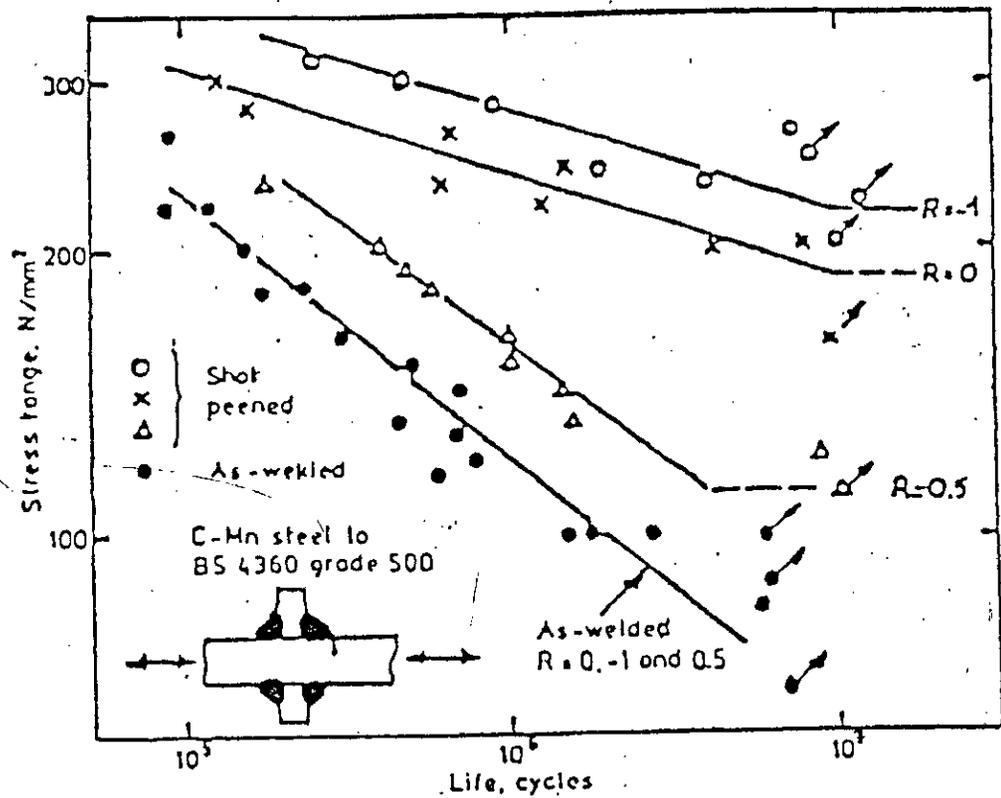


FIG. 32 - Influence du rapport de chargement sur la résistance à la fatigue [27].

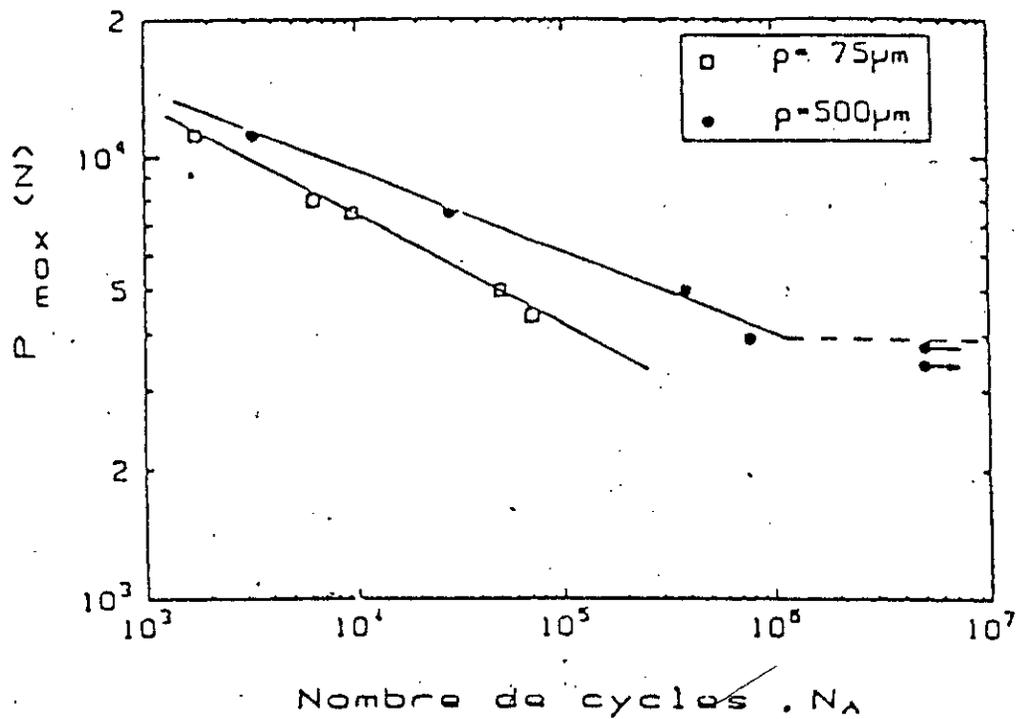


FIG. 33 - Durée d'amorçage en fonction du rayon en fond d'entaille (ρ) et de la charge appliquée (P_{max}) [28].

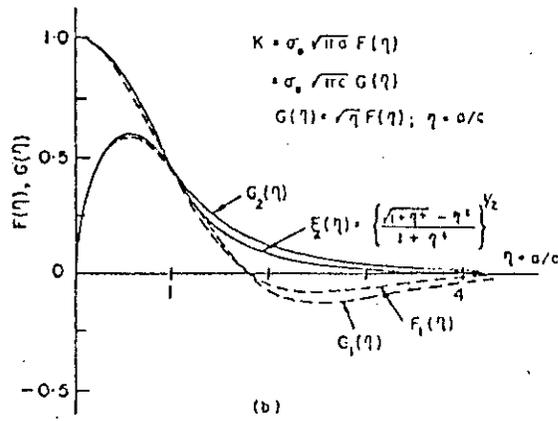
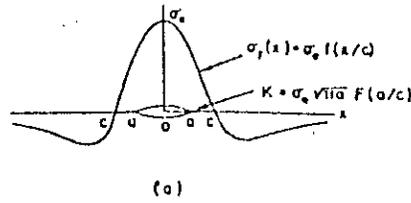


FIG. 34 - a) Fissure dans un champ de contraintes résiduelles [30].

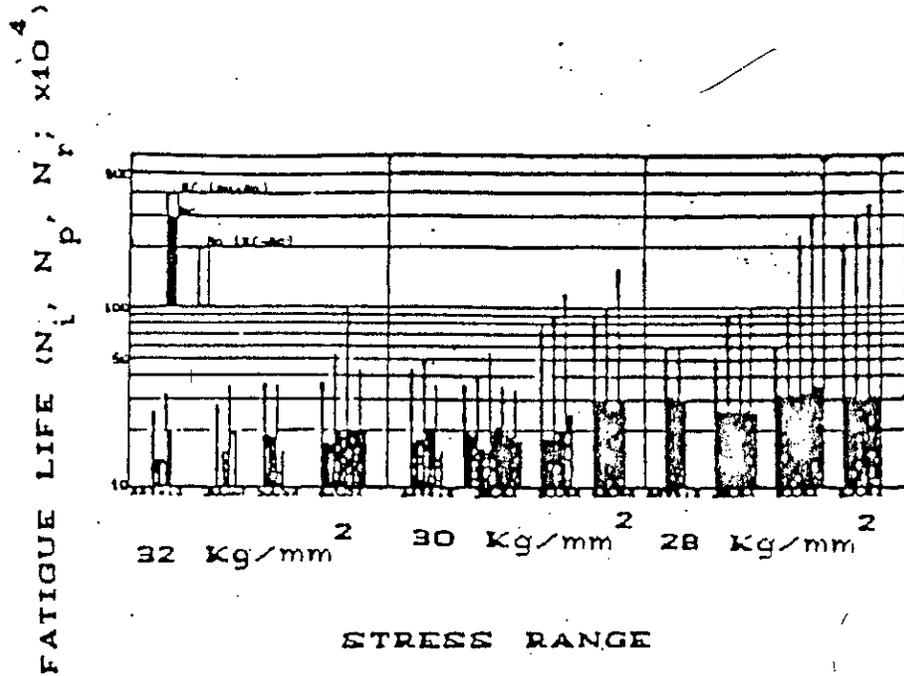


FIG. 35 - La corrélation de la durée de vie en fatigue; durée de vie à la rupture (N_R), à l'amorçage (N_a) et à la propagation (N_p) [31].

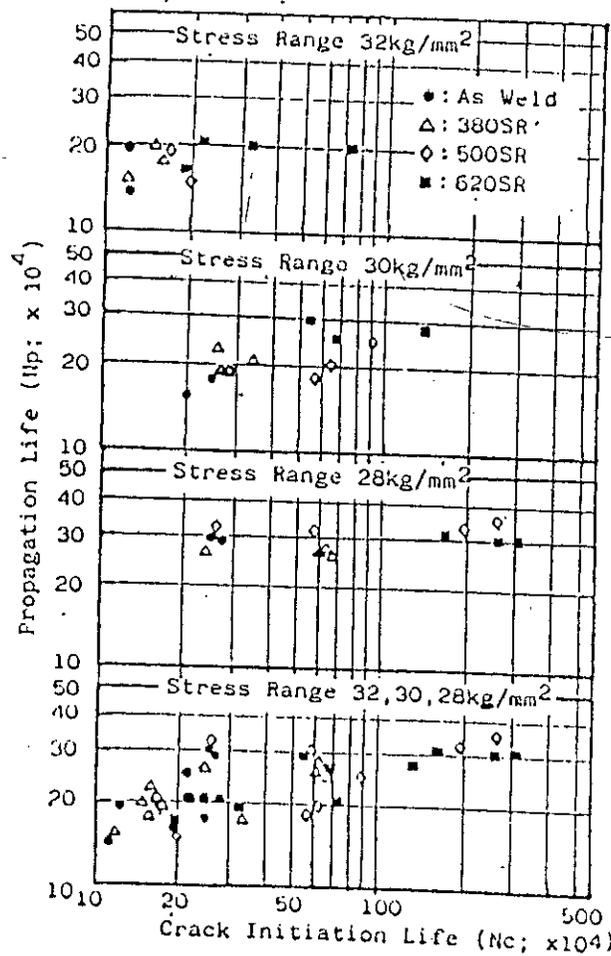


FIG. 36 - La corrélation de la durée de vie en fatigue; durée de vie à l'amorçage (N_a), à la propagation (N_p) [31].

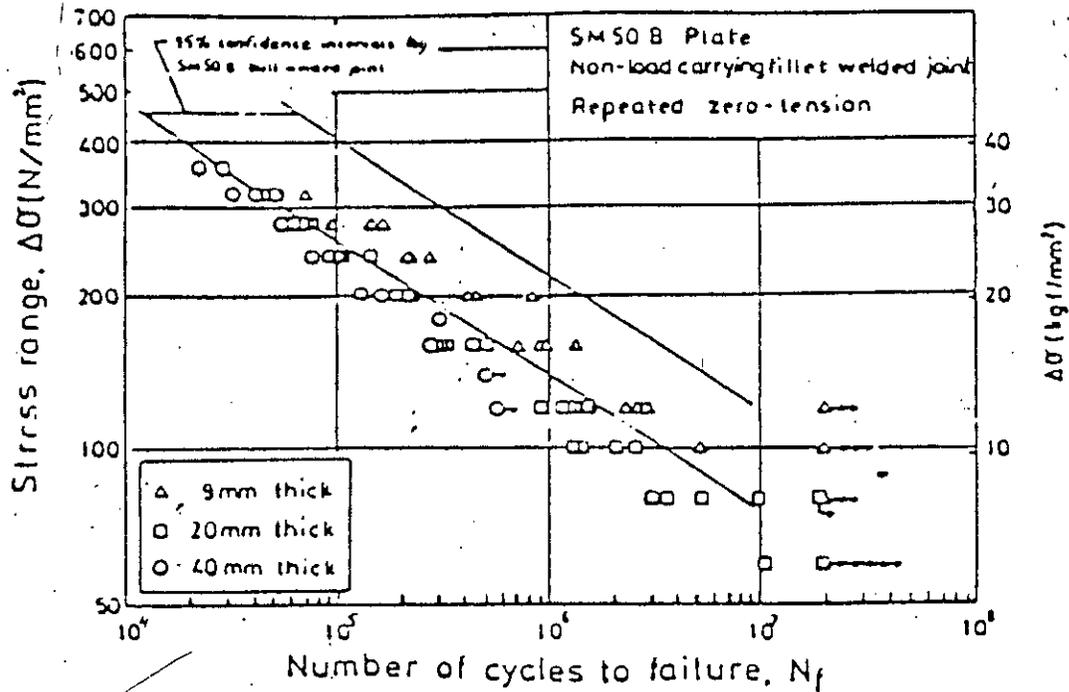


FIG. 37a - Courbe d'endurance des joints soudés en ligne non chargés SM50B [32].

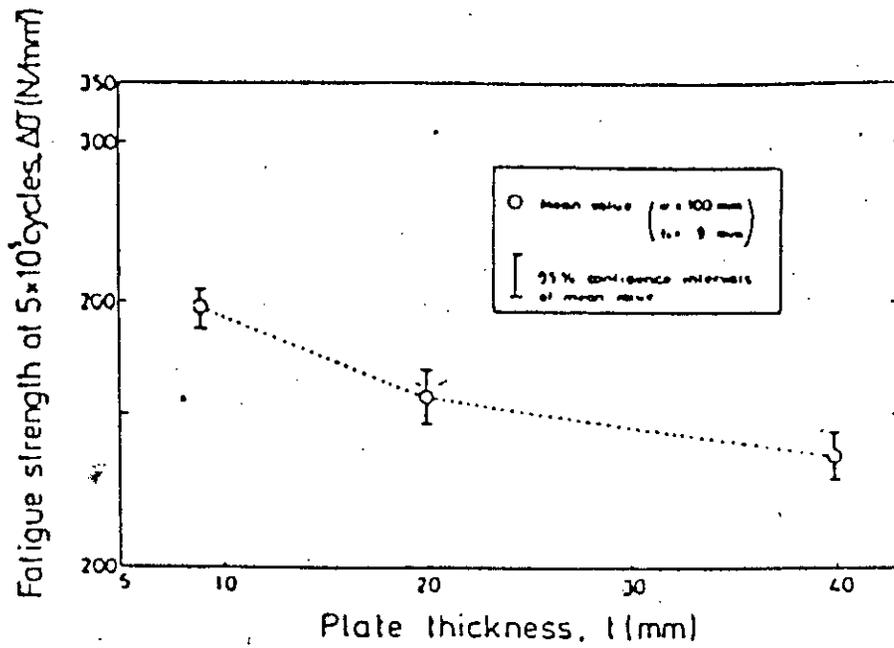


FIG. 37b - Relation entre la résistance en fatigue à $5 \cdot 10^5$ cycles et l'épaisseur de la plaque [32].

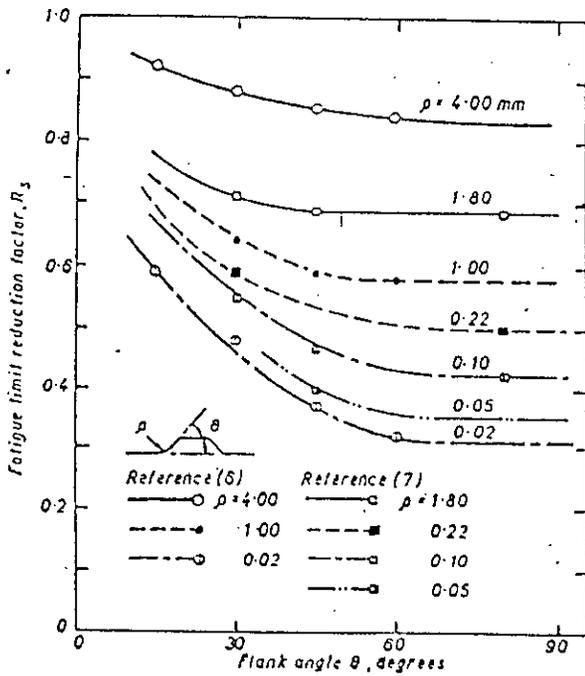


FIG. 38 - Influence de l'angle de raccordement sur la réduction de résistance à la fatigue [33].

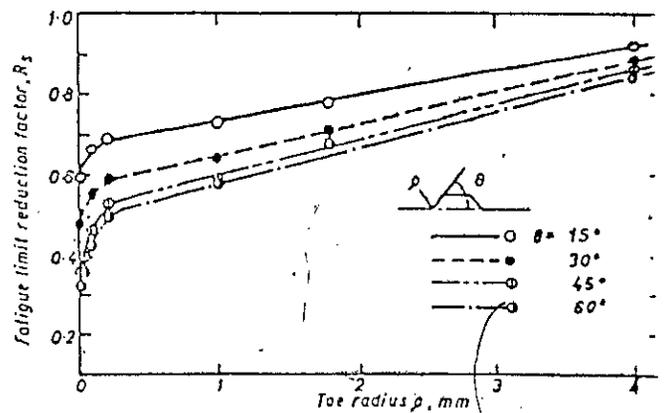


FIG. 39 - Influence du rayon à fond d'entaille sur la réduction de fatigue [33].

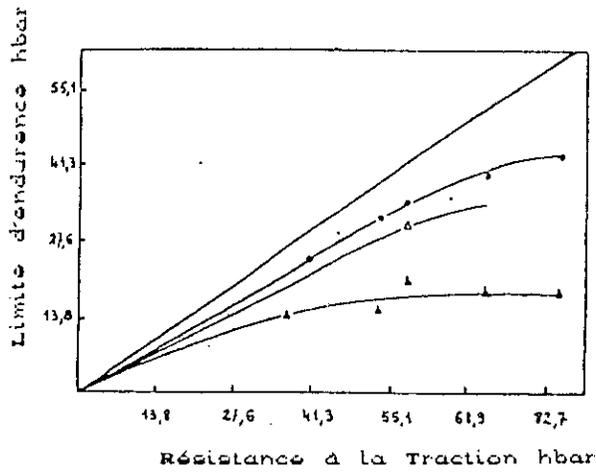


FIG. 40 - Limite de fatigue à haute résistance; métal sans soudure et joint avec cordon arasé [35].
 o métal sans soudure
 Δ joint soudé arasé
 ● joint soudé en bout

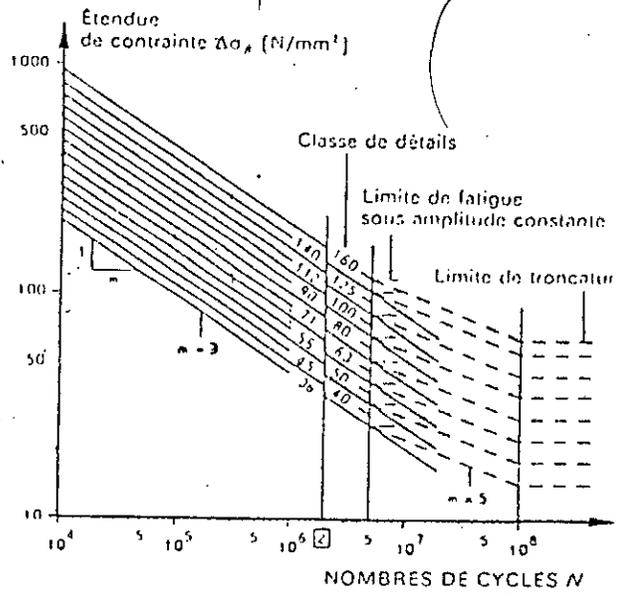


FIG. 41 - Courbe de résistance à la fatigue pour des étendues de contrainte nominale [36].

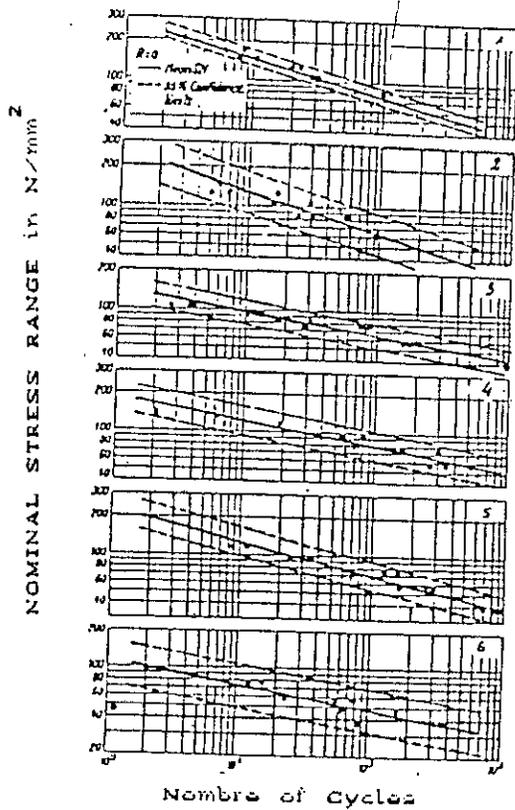


FIG. 42 - Courbe de résistance à la fatigue [37].

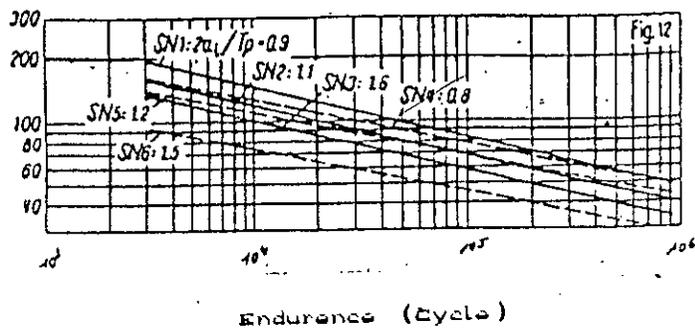


FIG. 43 - Courbes relatives aux différents manques de pénétration [37].

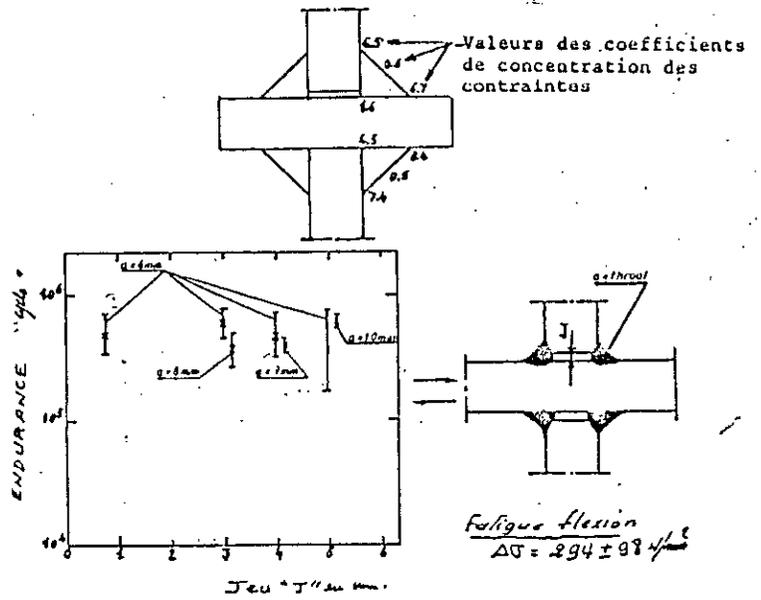


FIG. 44 - Influence du jeu entre tôles sur l'endurance [38].

Material	Type of joints	V_0 (mm/m)		δ (mm)	
		mean	s.d. ⁽¹⁾	mean	s.d. ⁽¹⁾
SM50B	Butt welded joint $t = 9\text{mm}$ 20mm 40mm	3.68	1.84	0.32	0.19
		9.21	5.83	0.57	0.37
		6.07	4.91	0.47	0.41
	Non-load, cruciform $t = 9\text{mm}, t_1 = 9\text{mm}$ 20mm 9mm 20mm 20mm 40mm 9mm 40mm 40mm	2.16	1.35	—	—
		2.05	1.31	—	—
		2.53	0.80	—	—
		4.27	1.27	—	—
		4.16	2.10	—	—
	Load, cruciform $t = 9\text{mm}, a = 4\text{mm}$ 6mm 8mm $t = 20\text{mm}, 9\text{mm}$ 13mm 17mm	8.93	2.49	0.94	0.31
		0.97	0.26	0.87	0.52
		3.90	1.31	0.47	0.26
		3.30	2.63	0.37	0.15
		3.30	2.25	0.33	0.28
		4.77	3.45	0.57	0.30
	Load, cruciform-K $t = 9\text{mm}$ 20mm	8.74	3.95	0.45	0.28
1.97		1.51	0.17	0.14	
SM53Q	Butt welded joint $t = 9\text{mm}$ 20mm	5.17	2.31	0.35	0.23
		3.20	2.13	0.44	0.27
HT80QT	Butt welded joint $t = 9\text{mm}$ 20mm	1.79	1.37	0.24	0.20
		3.36	1.86	0.35	0.30

TABLEAU 1 - Valeurs statistiques estimées pour la distortion angulaire (V_0) et le désalignement (δ) [1].

Type de joints	t (mm)	mean			s.d.		
		9	20	40	9	20	40
SMSOB							
butt welded joints		1.25	1.92	2.03	0.63	0.46	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	—	—	4.34	—
	40 mm	—	—	4.54	—	—	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	—
SMSIQ							
butt welded joints		1.16	1.64	—	0.52	0.78	—
HTIQQT							
butt welded joints		0.77	1.52	—	0.31	0.67	—

TABLEAU 2 - Estimation statistique des valeurs de K_t[1].

Width W (in.)	Thickness B (in.)	Notch depth a (in.)	Notch root radius ρ (in.)
1.0	0.200	0.650	0.002
1.0	0.200	0.100	0.002, 0.005, 0.010, 0.015 0.020, 0.025, 0.050
1.0	0.200	0.150	0.002
1.0	0.200	0.200	0.005, 0.015, 0.030
1.0	0.200	0.300	0.002, 0.020, 0.050/
1.0	0.400	0.100	0.005
0.4(x)	1.0	0.040	0.005
0.2(x)	1.0	0.020	0.002

TABLEAU 3 - Dimensions des éprouvettes utilisées [19].

P (mm)	$\frac{a_0}{W}$	K_t	K_f^{EP}			
			R 200	R 200 γ	B 500	3S CD 4
0,07	1/3	13,0	11,0	11,3	10,0	
0,1	1/3	11,25	10,0	10,4	8,9	6,8
0,1	1/2	9,4	8,4			
0,25	1/3	7,4	6,6	7,5	6,8	5,7
0,5	1/3	5,3	5,5	6,0	5,3	4,6
1	1/3	4	4,2	4,2	4,2	3,2
1	1/2	3	3,4			

TABLEAU 4 - Valeurs de K_f^{EP} pour différents coefficients de concentration de contraintes K [2].

Stress range psi.	Mean stress psi.	N_i (cycles)
15000	7500	30000
	22500	16000
	32500	10000
20000	10000	7500
	20000	4500
	30000	4000

TABLEAU 5 - Effet de la contrainte moyenne sur le nombre de cycles pour amorcer une fissure à partir d'une entaille aiguë de 2,54 mm de profondeur dans une éprouvette de largeur 25,4 mm [19].

Composition chimique des aciers	R_p hbar (min)	R_m hbar	$\frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$	N_p à 2 000 000 cycles hbar		N_p à 100 000 cycles hbar	
				Métal sans soudure	Jointis soudés en bout	Métal sans soudure	Jointis soudés en bout
C < 0,28 %	24,8	41,3	0 1/2	22 24,8	13,1 20,7	24,8 24,8	24,8 24,8
C < 0,30 % Mn = 0,7 - 1,33 %	34,5	48,2 à 54,6	0 1/2	31,7 34,4	13,2 28,2	34,5 34,5	34,5 34,5
C < 0,20 % Mn = 0,7 - 1,35 %	41,3	55,1 à 69	0 1/2	33,1 41,3	21,4 36,3	41,3 41,3	39,3 41,3
C < 0,20 % Mn = 0,15 - 1,5 % B > 0,0015 %	55,1	69 à 82,7	0 1/2	34,6 53,1	17,9 29,6	53,1 53,1	53,1 53,1
C = 0,13 - 0,20 % Cr = 1,4 - 2 % Mo, Mn, Ti, B	69	79,2 à 93	0 1/2	43,1 65,5	18,6 24,8	57,2 69	57,9 62

TABLEAU 6 - Endurance d'aciers à haute résistance soudés [35].

N	Classe de détails	Limite de fatigue sous amplitude constante	Limite de troncature
10^5	$2 \cdot 10^6$	$5 \cdot 10^6$	10^8
434	160	118	65
380	140	103	57
339	125	92	51
304	112	83	45
271	100	74	40
244	90	66	36
217	80	59	32
193	71	52	29
171	63	46	25
152	56	41	23
136	50	37	20
122	45	33	18
109	40	29	16
98	36	26	15

TABLEAU 7 - Endurance d'aciers soudés [36].

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] M. NIHEI, E. SASAKI et M. KANAO
"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, p. 21-23, (1981).
- [2] A. BAUS, H.P - LIEURADE, G. SANZ, M. TRUCHON
"Etude de l'amorçage des fissures de fatigue sur des éprouvettes en acier à très haute résistance possédant des défauts de formes et de dimensions différentes".
IRSID, Saint Germain-en-Laye, (1975).
- [3] H. NEUBER
"Theoretical determination of fatigue strength at stress concentration air force materials laboratory"
report AFML-TR 68-20, Avril (1968).
- [4] Faw growth and fracture.
"Proceedings of the tenth national symposium of fracture mechanics a symposium sponsored by ASTM Testing of Metals American Society for testing and materials".
PHILADELPHIA, P. 23-35, Aug (1976).
- [5] G. GLINKA.
"Energy density approach to calculation of inelastic strain-stress near notches and cracks".
Engineering Fracture Mechanics Vol. 22, N°3, p. 485-508, (1985).
- [6] MM. RABBE, CADIOU, AMZALLAG, DUNAUD-ROUX
"Etude des caractéristiques de fatigue de joints soudés en aciers à haute résistance".
Gronot-Loire, Marseille, 11 et 12 Mars (1976).
- [7] C. BATHIAS, JEAN-P. BAILON
"La fatigue des métaux et des structures".
Maloine S.A. Editeur-Paris, (1980).
- [8] H. P. LIEURADE et la Commission "Fatigue des métaux de la S.F.M."
"La pratique des essais de fatigue".
PYC Editeur-Raris, (1982).

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.

- [9] A. BRAND, R. SUTTERLIN
"Calcul des pièces à la fatigue".
Méthode de GRADIENT, CETIM (1980).
- [10] BORESI, SIDEBOTTOM, SELLY et SMITH
"Advanced mechanics of materials".
University of Illinois at Urbana-Champaign, p. 549-578,
(1978).
- [11] N.E. FROST, K. MARSH et L.P. POOK
"Effect of stress concentration and cracks on fatigue
strength".
Ed. Oxford University, London W.I., p.130-200, (1974).
- [12] J.D. MORROW , R.M. WETZEL et T.H. TOPPER
"Laboratory simulation of structural fatigue behavior".
ASTM, STP 462, p. 70-91, (1970)
- [13] R.E. PETERSON
"Stress concentration factors".
Edité par John Wiley and Sons, New-York.
- [14] B. SAHLI
"Evolution de la durée de vie de joints soudés en croix
transversaux (K4) à l'aide de la mécanique de la rupture".
Thèse présentée pour l'obtention du Doctorat Es-Sciences
physiques, Université de Metz, 10 juillet (1986).
- [15] B. JACQUELIN
"Amorçage des fissures en fatigue oligocyclique sous
chargement multiaxial".
Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.
Thèse Docteur-Ingénieur, Mars (1983).
- [16] J. M. BARSOM et R.C. Mc NICOL
"Effect of stress concentration on fatigue-crack initiation in
HY-130 steel".
ASTM STP 559, American Society for testing and materials,
p. 183-204, (1974).
- [17] M. TRUCHON
" Amorçage de fissures en fatigue à partir d'entaille,
application aux joints soudés".
Bulletin technique du bureau veritas, Vol. 67, N° 5, Mai
(1985).

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [18] K. HECKEL et R. WAGNER
 "The tensile fatigue behavior of CT-specimens with small notch root radius".
 Int. Journal of Frature, Vol. 11, N°1, p. 135-140, February (1975).
- [19] A.R. JACK et A.T. PRICE
 "The initiation of fatigue cracks from notches in mild steel plates".
 Int. Journal of fracture mechanics, vol. 6, N°4, Déc. (1970).
- [20] W. G. CLARK, Jr.
 "Evolutin of the crack initiation propriétés of type 403 stainless steel in air and steam environnement".
 ASTM STP 559, p. 205-224, (1974).
- [21] P. S. MAYA
 " Construction of crack initiation and crack propagation in low cycle fatigue".
 Scripta Metallurgia, vol. 9, p. 1141-1146, (1976).
- [22] J. C. DEVAUX, Y. ESCATHA, P. RABBE et A. P-TANON
 5th Int. Smirt Conf., paper G8. 1, (1979).
- [23] J. L. BREAT et F. MUDRY
 Rapport final, Convention Ministère de l'Industrie/ Armines, N° 81. 2. 43. 0003, (1982).
- [24] L. BOUKSIN et C. BATHIAS.
 "Etude de l'amorçage à fond d'entaille sous spectre de charge dans un alliage léger à haute résistance".
 Journées Internationales de Printemps, Société Française de Métallurgie, Paris, les 22-23 Mai (1984).
- [25] F. V. LAWRENCE, R. J. MATTOS, Y. HIGASHIDA et J. D. BURK
 " Estimation the fatigue crack initiation life of welds".
 STP 648, fatigue testing of weldments, p. 134-158, (1978).
- [26] P. RABBE et G. POMEY
 "Influence de différents traitements thermiques sur le comportement à la fatigue d'aciers au chrome-molybdène".
 Revue de Métallurgie, 64, N° 5, p. 461-473, (1967).

- [27] S. J. MADDOX
 "Improving the fatigue strength of welded joints by peening".
 Metal Construction, p. 220-224, April (1985).
- [28] J.L. BREAT, F. MUDRY et A. PINEAU.
 "Amorçage et propagation des fissures de fatigue dans des zones de concentration de contraintes".
 Journées Internationales de Printemps, Société Française de Métallurgie, p. 143-158, Paris les 22-23 Mai (1984).
- [29] G. I. BARENBLATT
 "Advances in applied mechanics".
 Academic Press, vol. 7, p. 55-129, (1962).
- [30] H. TADA et PAUL C. PARIS.
 "The stress intensity factor for a crack perpendicular to the welding bead".
 International Journal of Fracture 21, p. 279-284, (1983).
- [31] K. HORIKAWA et Y. TAKADA.
 "Influence of welding residual stresses on fatigue crack initiation life".
 Transactions of JWRI are published by welding research Institute of Osaka University, Ibaraki, Osaka 567, Japan, P. 163-166, (1984).
- [32] M. NIHEI, M. KAMKURA et E. SASAKI.
 "Effect of specimen size on fatigue properties of SM50B non-load carrying fillet welded joints".
 Transaction of national research Institute for metals vol. 24, N°2, p. 28-34, (1982).
- [33] K. IKEDA, S. DENON, T. GODAI, et T. OGAWA
 "Improvement of the fatigue strength of fillet welded joints in 780 N/mm² high strength steel".
 Welding Research International, vol. 8, N° 1, (1978).
- [34] K. PAYVAR et D. VASARHELYI
 "Fatigue tests of structural steels and weldments in notched specimens".
 Welding Research Supplement, 4p. 161s-172s, (1966).
- [35] F. E. HAVENS et J. P. BRUNER
 "For high fatigue strength select a strong steel".
 Metal progress, 6. p. 123-132, (1967).

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.

- [36] "Recommandations pour la vérification à la fatigue des structures en acier".
Centre Technique Industriel de la Construction Métallique,
F-78470 Saint-Rémy-lès-Chevreuse, CECM, N° 43 (1987).
- [37] A. A. FERNANDES, J.H. ROGERSON
"Fatigue performance of fillet welds in an AL Zn Mg alloy
with root defects".
Aluminium Jahrg, 3, (1979).
- [38] B. G. JOHANSSON
"A study of tolerances for welded ship structures".
Kockumsab Malmo, Sweden.

METHODE EXPERIMENTALE :

I MATERIAU :

I.1 DESCRIPTION ET PROPRIETES :

Nous avons étudié deux nuances d'aciers différentes :

I.1.1 Acier allemand (Nuance A) :

La nuance A est un acier à basse limite d'élasticité. Il présente une bonne tenue en fatigue à la température ambiante. Ses propriétés de résistance ont permis son utilisation dans le domaine de la fabrication métallique, par exemple dans la fabrication des véhicules industriels tels que les chassis des Camions SNVI (Société Nationale des Véhicules Industriels).

I.1.2 Acier français (Nuance E460) :

La nuance E460 est un acier à haute limite d'élasticité. Ses propriétés de résistance ont aussi permis son utilisation dans le domaine de la fabrication industrielle, telle que la fabrication des véhicules industriels et la construction métallique.

I.1.3 COMPOSITION CHIMIQUE :

Le tableau 1 indique la composition chimique telle qu'elle est donnée par les cahiers de charge des constructeurs.

I.1.4 PROPRIETES MECANIKUES :

Les constructeurs allemands et français nous ont fourni les caractéristiques mécaniques suivantes, (tableau 2).

Des essais de caractérisation statique ont été effectués sur la nuance A, (voir Annexe) au laboratoire de Fiabilité Mécanique sur des éprouvettes normalisées $(6*14*150)\text{mm}^3$, avec une acquisition des données sur micro-ordinateur HP216 couplé à une chaîne d'acquisition de type HP3852A. Les résultats sont donnés dans le tableau 2 :

Nuances	C	Mn	P	S	Si	N 2	Al	Ni	Cr	Cu	Mo	Sn	Nb	V	Ti
A	<.16	.3 : .8	<.045	<.045	<.35	.008	-	-	-	-	-	-	-	-	-
E460	82	1170	17	4	208	3.2	34	25	21	10	1	1	35	3	2

Tableau1 : Composition chimique.

Nuances	e (mm)	Re (MPa)	Rr (MPa)	A %	Résilience		
					Kcv(+20°) longeron	Kcv(-20°) longeron	Kcv(+20°) traverse
A CAHIER DE CHARGE	< 10	> 230	440	> 30	> 6	< 3.5	> 4
A ESSAIS STATI	6	355	440	40	-	-	-
E460 CAHIER DE CHARGE	6	453	535	32	-	-	-

Tableau2 : Caractéristiques mécaniques.

I.1.5 ETAT :

I.1.5.1 Nuance A :

L'acier a été livré sous forme de larges plats, laminés à chaud, recuits, soumis à un traitement superficiel, c'est-à-dire qu'il ont été décapés et grenillés et protégés par une peinture qui permet le soudage par résistance.

Cette nuance d'acier permet l'emboutissage à froid des longerons sur presses mécaniques sans qu'il n'y ait de problèmes.

I.1.5.2 Nuance E460 :

Cette nuance d'acier a été livrée sous forme de larges plats, laminés à chaud, sans traitement superficiel. Elle permet le pliage et le soudage par résistance.

I.1.6 ETUDE MICROGRAPHIQUE :

Un échantillon a été prélevé sur chaque tôle d'acier des deux nuances. Après polissage mécanique, ceux-ci ont été attaqués chimiquement à l'aide du Nital, on a pu faire les observations suivantes :

1) Nuance A :

La structure est essentiellement ferritique avec quelques agrégats perlitiques. On note l'absence d'inclusions sulfureuses, (voir photo 1).

2) Nuance E460 :

La structure est ferrito perlitique, (voir photo 2).

I.2 EPROUVETTES UTILISEES :

Notre choix a été guidé par la forme des longerons du châssis des camions SNVI. Ce choix s'est porté sur des éprouvettes prismatiques. Certaines sont percées d'un trou central de diamètre 13 mm et ont pour dimensions $(6 * 40 * 170) \text{ mm}^3$. Les autres éprouvettes, de dimensions $(6 * 25 * 150) \text{ mm}^3$ sont formées de deux parties soudées, (voir schéma 1).

II. LE DISPOSITIF EXPERIMENTAL :

II.1 MACHINE D'ESSAIS :

Il s'agit d'une machine électrohydraulique à servo-valve du type SERVOTEST. Elle peut être utilisée soit en statique soit en dynamique, à l'aide du déplacement du vérin.

Nous disposons d'une cellule de charge de 50KN (statique ou dynamique). L'asservissement du vérin peut se faire en charge ou en déplacement, (voir schéma 2).

II.2 DISPOSITIF DE DETECTION DES FISSURES :

Le dispositif de mesure utilisé dans cette étude permet de détecter une fissure de quelques dixièmes de mm dans son plan de propagation .

On mesure la variation de la résistance électrique de l'éprouvette au cours de l'amorçage et de la propagation d'une fissure. On alimente l'éprouvette par un courant continu de 50A efficace sous 40mV, par l'intermédiaire d'un générateur à courant continu de type MAYES.

Les sorties des fils électriques fixés sur l'éprouvette sont connectées à un oscilloscope de type Nicolet 2090, équilibré au début de l'essai. On récupère sur les bords du trou central (ou bien sur les bords du cordon de soudure) la variation du potentiel électrique en cours d'essai, (voir photo 3).

II.3 METHODOLOGIE DES ESSAIS :

Les essais ont été effectués en flexion quatre points. Ils ont été menés dans les conditions suivantes :

II.3.1 SOLLICITATIONS IMPOSEES :

Les éprouvettes utilisées ont été soumises à des cycles de traction répétés avec un rapport de charge constant :

$$R = (\sigma_{\min} / \sigma_{\max}) = 0,3$$

ce qui représente le rapport entre le poids du camion chargé de 12 tonnes et le poids du camion vide de 3,740 tonnes.

II.3.2 AUTRES CONDITIONS:

Fréquence d'essai :	40Hz
Forme du signal :	sinusoïdal
Environnement :	air ambiant
Température :	ambiante

II.4 DETERMINATION DU NOMBRE DE CYCLES A L'AMORCAGE :

Le nombre de cycles à l'amorçage a été déterminé à l'aide d'un enregistrement du potentiel au cours de l'essai d'amorçage, et correspondant à une déviation mesurable du signal électrique.

Le micro-ordinateur de type HP216 couplé à l'oscilloscope de type Nicolet 2090 permet de donner une présentation des données d'acquisitions sous forme de graphe.

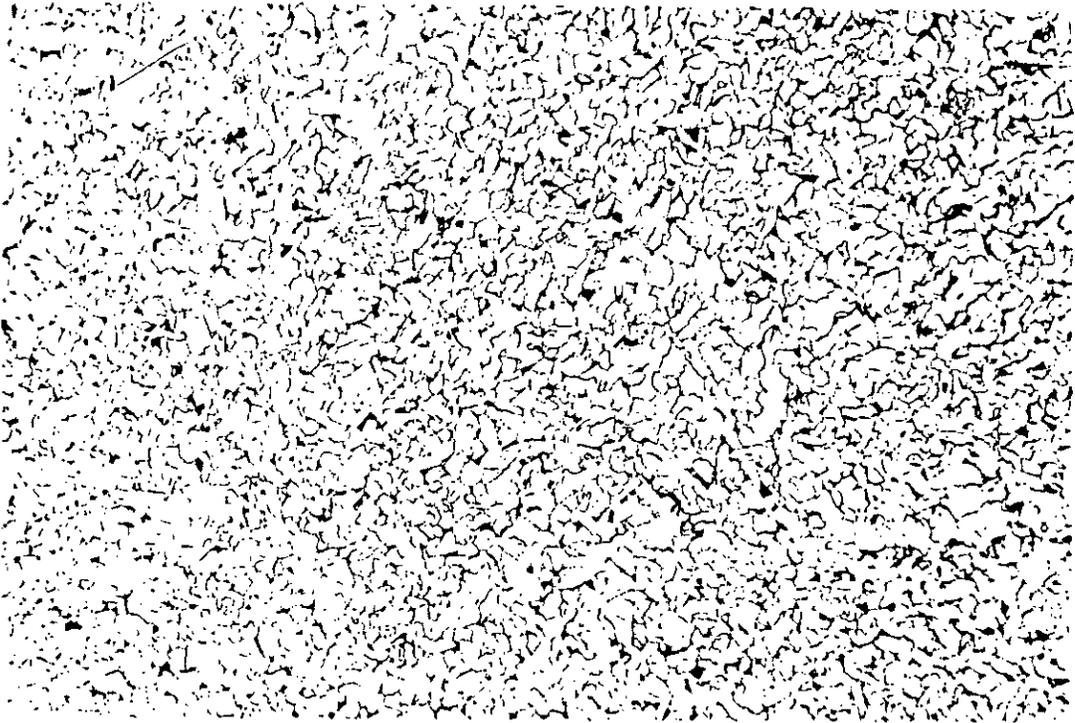


Photo 1- Structure métallographique de la nuance A.

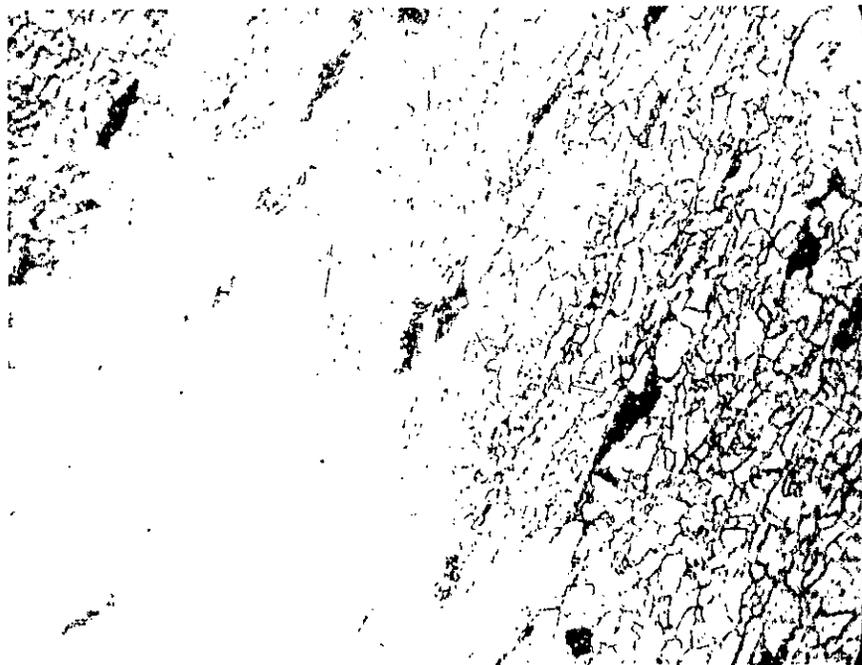


Photo 2- Structure métallographique de la nuance E.

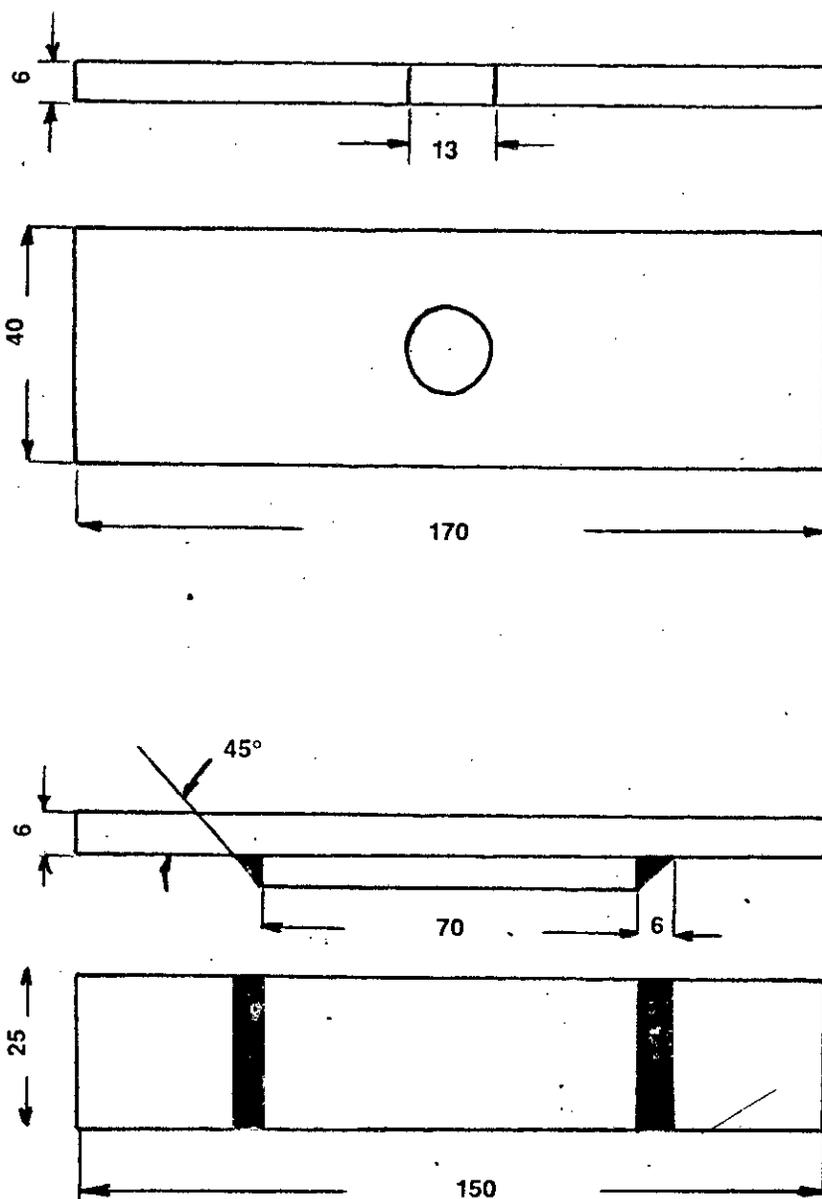


Schéma 1 - Types d'éprouvettes utilisées.

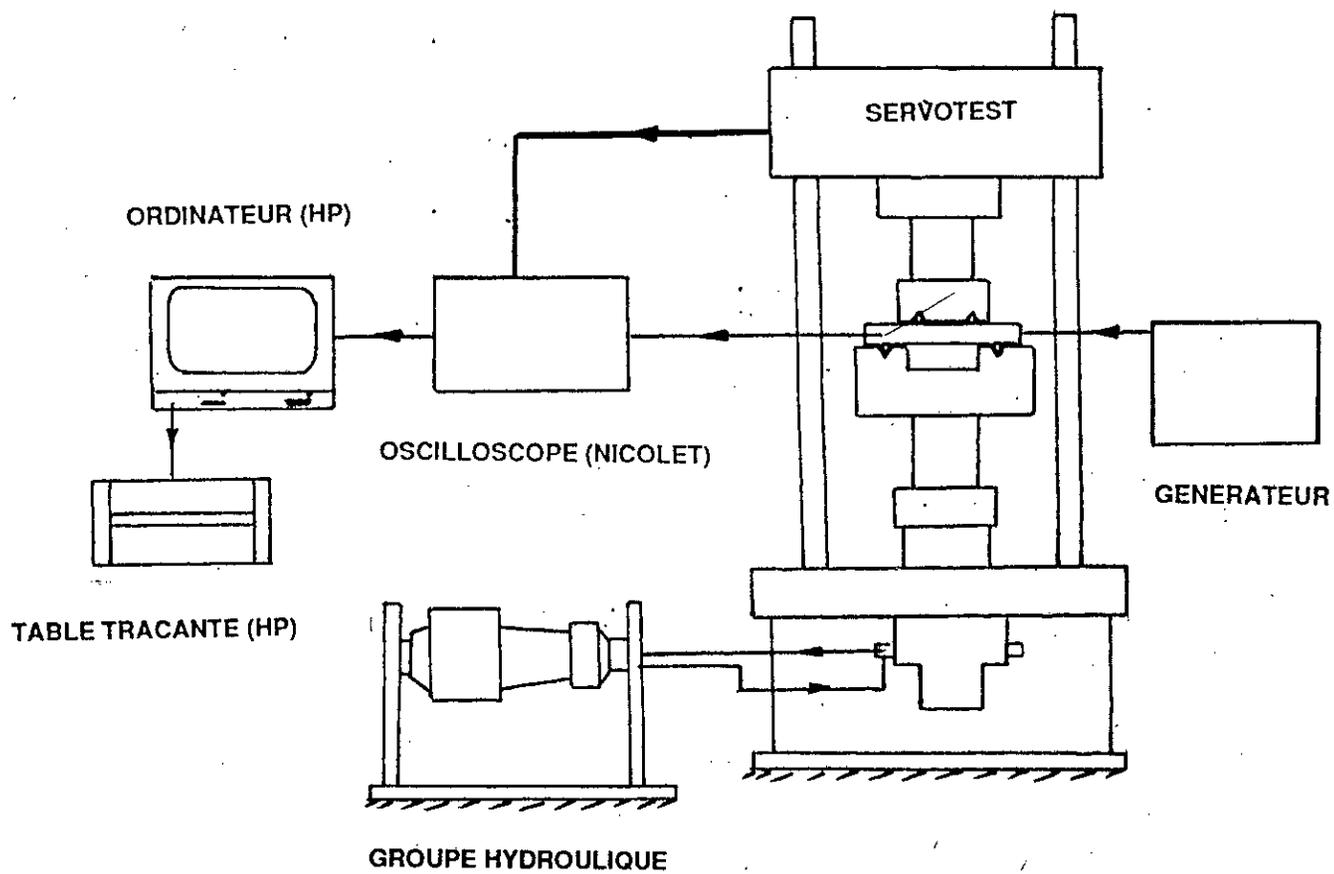
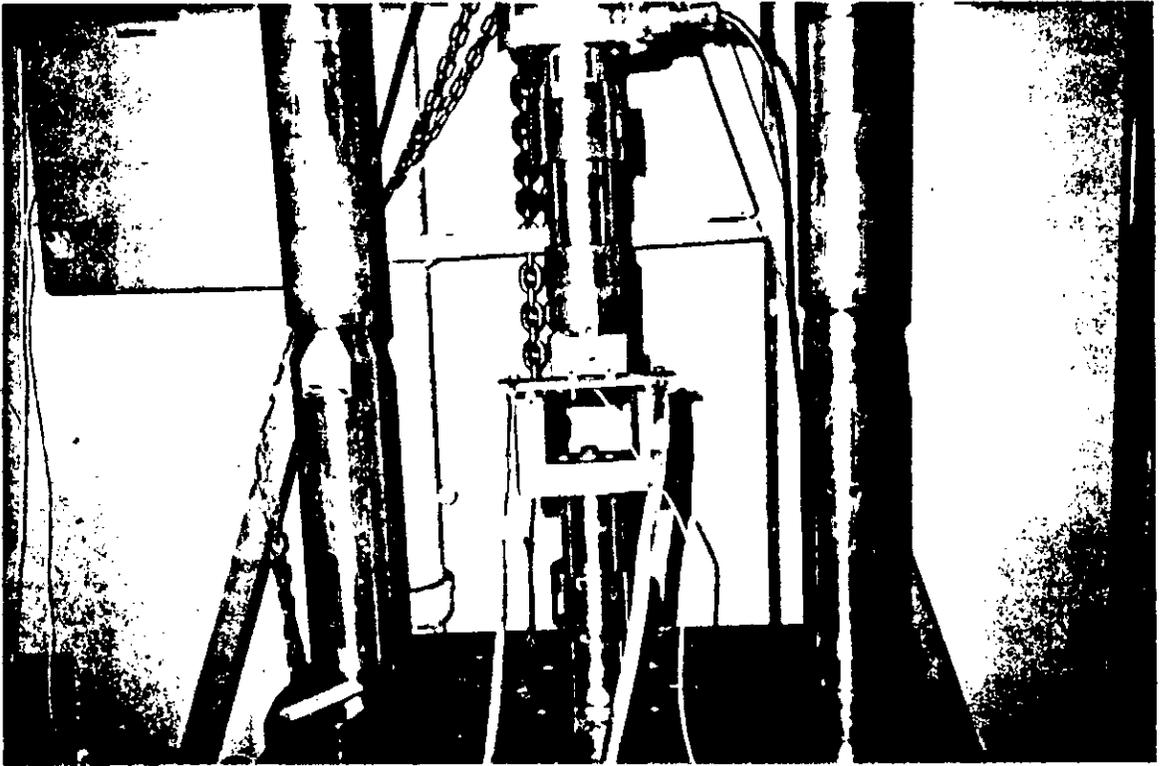
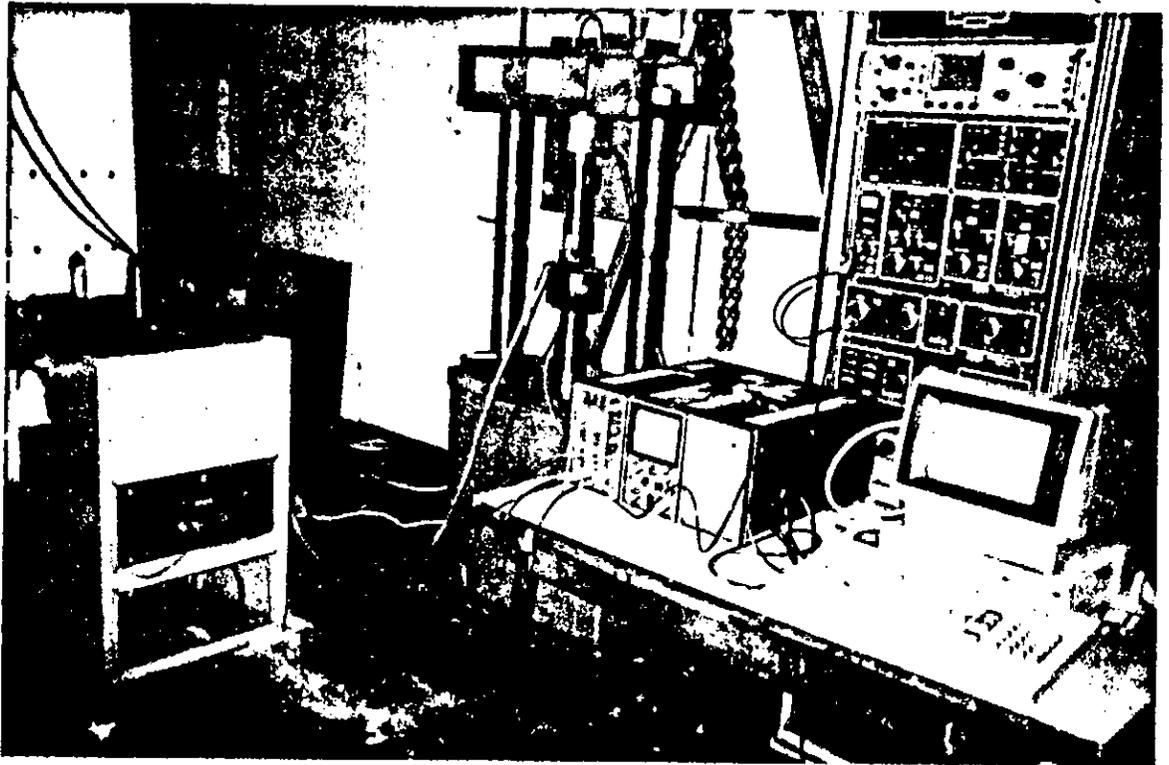


Schéma 2 - Machine d'essais et système de détection de l'amorçage de fissures en fatigue.



a)



b)

PHOTOS 3 -

a) Montage utilisé

b) Dispositif de détection des fissures

RESULTATS ET INTERPRETATION

I. DESCRIPTION DES ESSAIS EFFECTUES :

Nous avons tout d'abord entrepris une étude phénoménologique. Il s'agissait de déterminer le nombre de cycles d'amorçage sur les aciers et dans les conditions déjà énumérées (Chapitre 2, Paragraphe I et II.3).

Nous avons alors poursuivi les essais, tout en faisant varier la contrainte globale appliquée à l'éprouvette σ_g pour chaque essai et en gardant le rapport de charge $R = 0,3$ et la fréquence 40 Hz constants durant l'essai.

II. CHOIX D'UN CRITERE D'AMORCAGE :

Le critère d'amorçage choisi est le nombre de cycles N_a correspondant à une déviation mesurable du signal électrique enregistré en cours d'essai.

Les données d'acquisitions au cours de chaque essai permettent d'obtenir une courbe qui a l'allure donnée par la figure 1. Le nombre de cycles N_a est défini selon la procédure décrite.

III. RESULTATS DES ESSAIS D'AMORCAGE :

Les résultats sont exprimés sous la forme de couples $(\Delta\sigma_{nom}, N_a)$, où $\Delta\sigma_{nom}$ est l'amplitude de la contrainte nominale à fond d'entaille et N_a le nombre de cycles d'amorçage mesuré selon le critère défini dans le paragraphe précédent. Ces résultats sont illustrés dans la figure 2.

Ils sont représentés dans un diagramme semi-logarithmique pour chaque nuance d'acier étudiée;

- pour la même nuance les points s'alignent selon une droite;
- pour la même contrainte nominale $\Delta\sigma_{nom}$, le nombre de cycles à l'amorçage N_a diminue suivant:

$N_a(\text{Nuance A}) < N_a(\text{Nuance AG}) < N_a(\text{Cordon de soudure}) < N_a(\text{Nuance E460})$.

III.1 ANALYSE ELASTIQUE DE LA CONCENTRATION DE CONTRAINTE :

Le facteur de concentration de contrainte K_t est défini selon les deux différentes formules données dans la partie bibliographique (Chapitre 1, Paragraphe I.1).

III.1.1 AU NIVEAU D'UN TROU :

Nous avons déterminé le facteur de concentration de contrainte K_t à partir des abaques qui ont été établies par PETERSON [1], (voir abaque1).

Cette valeur de K_t est donnée dans le tableau (1).

III.1.2 AU NIVEAU D'UN CORDON DE SOUDURE :

La formule utilisée a été déjà donnée dans la partie bibliographique. La valeur de ce coefficient est donnée dans le tableau (1).

$$K_t = 1 + f(\theta) (\alpha_o - 1) \quad (1)$$

$$\alpha_o = 1 + (1 / (2,8 \Delta_1 - 2) \cdot H / \rho)^{0,65}$$

et $f(\theta) = (1 - \text{EXP}(-0,9\pi\theta \sqrt{\Delta_2} / 180)) / (1 - \text{EXP}(-0,45\pi \sqrt{\Delta_2}))$

avec $\Delta_1 = (2H + t) / t$ et $\Delta_2 = (2H + t) / 2H$

Où ρ est le rayon à fond d'entaille au pied du cordon, sa valeur a été clairement mesurée sur des photos prises au microscope optique, (voir photo 1). La valeur moyenne a été considérée, comme égale à 0,3 mm.

Nuances	Allemande (A)	Française (E460)	Cordon de soudure
K_t	2	2	1,7

Tableau1 : Valeurs du coefficient de concentration de contrainte K_t

III.2 UTILISATION DU COEFFICIENT D'EFFET D'ENTAILLE EN FATIGUE K_f :

On a montré que le coefficient d'effet d'entaille K_f est le rapport entre la limite d'endurance d'une éprouvette lisse et d'une éprouvette entaillée, déterminé au cours d'essais du même type, (Chapitre 1, Paragraphe 1.3).

La détermination expérimentale du coefficient d'effet d'entaille K_f n'est pas matériellement possible quand les éprouvettes entaillées sont des éprouvettes trouées prismatiques ou bien en présence d'un cordon de soudure. Nous avons donc déterminé ce coefficient d'effet d'entaille de la manière suivante:

III.2.1 AU NIVEAU D'UN TROU :

Le calcul du coefficient d'effet d'entaille K_f au niveau du trou pour les deux nuances (nuance allemande et française) a été déterminé à l'aide d'une formule empirique établie par NEUBER [2] :

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \sqrt{\rho'/\rho}} \quad (2)$$

A l'aide des abaques données par E. FROST et K. MARSH [2], (voir figure 6, Chapitre 1), nous avons déterminé la constante ρ' à l'aide des valeurs données par le tableau 2.

Nuances	Allemande (A)	Française (E460)	Cordon de soudure
ρ'	0,113	0,008	0,00041

Tableau2 : Valeurs de constante ρ' [2].

III.2.2 AU NIVEAU D'UN CORDON DE SOUDURE :

Pour les cordons de soudure le calcul du coefficient d'effet d'entaille K_f a été déterminé aussi à l'aide d'une formule empirique donnée par PETERSON [3].

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \sqrt{a/\rho}} \quad (3)$$

où:

ρ est le rayon à fond d'entaille et a une constante dépendant du matériau donné selon l'expression suivante:

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

où: σ_m est la résistance ultime du matériau.

Les valeurs de K_f calculées sont rassemblées dans le tableau 3.

Nuances	Allemande (A)	Française (E 460)	Cordon de soudure
K_f	1,96	1,966	1,675

Tableau3 : Coefficient d'effet d'entaille en fatigue K_f .

Comme nous l'avons déjà vu, on peut calculer dans chaque cas l'amplitude de la contrainte maximale à fond d'entaille par la formule:

$$\Delta\sigma_{\max} = \Delta\sigma_{\text{nom}} \cdot K_f \quad (4)$$

Nous avons reporté sur la figure 3, les résultats d'essais dans un diagramme pour les aciers étudiés:

Comme le diagramme est semi-logarithmique, les points s'alignent pour la même nuance d'acier. Les droites obtenues correspondent à des niveaux d'autant plus bas en $\Delta\sigma_{\max}$ que la résistance de l'acier est faible. Autrement dit plus la nuance est résistante, plus le nombre de cycles à l'amorçage N_a est grand.

III.3 UTILISATION DES CONCEPTS DE LA MECANIQUE DE LA RUPTURE :

Le rapport $\Delta K / \sqrt{\rho}$ est considéré comme critère d'amorçage, (Chapitre 1, Paragraphe II.2)

où :

- ΔK est calculé en donnant à la longueur de la fissure la valeur de la longueur de l'entaille mécanique;
- ρ est le rayon à fond d'entaille.

Le facteur d'intensité de contrainte en mode I d'ouverture K_I a été déterminé de la manière suivante:

III.3.1 AU NIVEAU D'UN TROU :

Comme la fissure s'amorce en surface (surface en traction), le facteur d'intensité de contraintes K_I a été calculé en faisant appel à la mécanique élastique linéaire de la rupture.

Pour cela nous avons utilisé les abaques établies par PETERSON [4], (voir abaque 2).

III.3.2 AU NIVEAU D'UN CORDON DE SOUDURE :

On a adapté la méthode utilisée par MADDOX [5].

D'après cet auteur, si on considère un défaut semi-elliptique en pied du cordon de soudure, schéma (1), on peut déterminer le facteur d'intensité de contraintes par un calcul numérique:

$$K = \frac{M_s \cdot M_t \cdot M_k}{\phi_0} \sigma \sqrt{\pi a} \quad (5)$$

où les coefficients M_s , M_t , M_k sont respectivement les facteurs de correction de surface libre, d'épaisseur finie et de concentration de contraintes liées à la géométrie du cordon.

ϕ_0 : est le facteur de forme du défaut donné par l'expression suivante:

$$\phi_0 = \int_0^{2\pi} \left[1 - \left(1 - \frac{a^2}{c^2} \right) \sin \varphi \right]^{\frac{1}{2}} d\varphi \quad (6)$$

Plusieurs approches ont été utilisées pour déterminer ces coefficients de correction et les figures 5, 6 et 7 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 contraintes (K_I), fonction du rapport (a/B), est donné par la relation :

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

a et B sont respectivement la profondeur du défaut et l'épaisseur de la tôle.

La figure 8 donne l'évolution du rapport $(K_I/\sigma\sqrt{\pi a})= f(a/B)$ pour différentes valeurs de l'angle de raccordement θ .

JACK et PRICE [6], BARSOM [7] et CLARK [8] ont utilisé ce paramètre pour dépouiller leurs résultats d'essais d'amorçage en fatigue sur des éprouvettes comportant des grands rayons à fond d'entaille.

Les résultats d'essais traités de cette manière sont représentés sur la figure 4. On constate que les résultats se regroupent mieux que précédemment.

IV. COMPARAISON DES DIFFERENTES ANALYSES :

L'écart entre les résultats obtenus avec les différents critères est calculé dans chaque cas par la méthode du résidu. On obtient ainsi le pourcentage de dispersion autour de chaque droite, tableau 4 :

NUANCES	Acier allemand non grenailé (A)	Acier allemand grenailé (AG)	Acier français (E460)	Cordon de soudure Brute
$\Delta\sigma_{max}=K_f \cdot \Delta\sigma_{nom}$	10,3%	4,5%	11,9%	0,8%
$\Delta K / \sqrt{p}$	7,2%	3,8%	10,3%	3,5%

Tableau4 : Pourcentage de dispersion dans le calcul du nombre de cycles à l'amorçage N_a .

A l'issue de ces calculs, il apparait que le paramètre qui rassemble le mieux les résultats des essais d'amorçage dans cette étude est le paramètre $\Delta K/\sqrt{p}$. Il tient mieux compte des propriétés de l'acier, et particulièrement de ses capacités d'adaptation.

IV.1 INFLUENCE DE LA NATURE DU MATERIAU SUR LE STADE D'AMORCAGE :

Si nous nous basons sur les résultats obtenus au cours d'essais, sur la nuance française de limite élastique 453 MPa et sur la nuance allemande grenailée de limite élastique 355 MPa, exprimés en amplitude de contraintes nominales, on constate que la nuance française se place au-dessus de la nuance allemande et cela grâce à la différence de la limite élastique qui existe entre les deux nuances.

IV.2 INFLUENCE DU FACTEUR DE CONCENTRATION DE CONTRAINTE :

La comparaison porte sur l'acier allemand grenailé et les cordons de soudure. Bien que la durée du stade d'amorçage dépende du facteur de concentration de contrainte, la figure 2 montre qu'il est difficile de distinguer les deux nuances entre elles, du point de vue de la charge nominale appliquée aux éprouvettes.

On conclut que les limites d'endurance des deux aciers tend vers des valeurs voisines malgré la différence de facteur de concentration de contrainte K_t .

IV.3 INFLUENCE DU GRENAILLAGE :

Il est connu que le grenailage améliore nettement la résistance en fatigue des pièces ou bien des structures travaillant sous vibration.

La référence [9] montre l'effet bénéfique du grenailage sur l'amélioration de la résistance à la fatigue. La figure 9 donne une comparaison de la limite en fatigue entre des éprouvettes entaillées et lisses, grenailées et non grenailées, sur un acier à haute limite élastique ($R_e = 1580$ MPa). Cet acier est utilisé dans la fabrication des trains d'atterrissage pour les avions.

L'utilisation de grenailage de pré-contraintes a été bénéfique aux constructions soudées. La même revue [9] note que la chaleur générée par le processus de soudage produira souvent:

- des contraintes résiduelles internes;
- des défauts géométriques dans la zone affectée par la chaleur.

Ces défauts contribuent à affaiblir les caractéristiques mécaniques du métal de base. Des améliorations de la résistance à la fatigue peuvent être accomplies en deux phases:

- amélioration de la soudure, en arasant le profil du cordon, (figure 10).
- introduction des contraintes résiduelles de compression à la surface du cordon de soudure, (figures 11 et 12).

Ceci est confirmé par nos résultats. A partir des essais effectués, les figures 2, 3 et 4 montrent clairement que la courbe des données d'essais d'amorçage sur l'acier allemand grenailé est nettement au-dessus de celle trouvée sur l'acier allemand non grenailé.

Potentiel [mV]

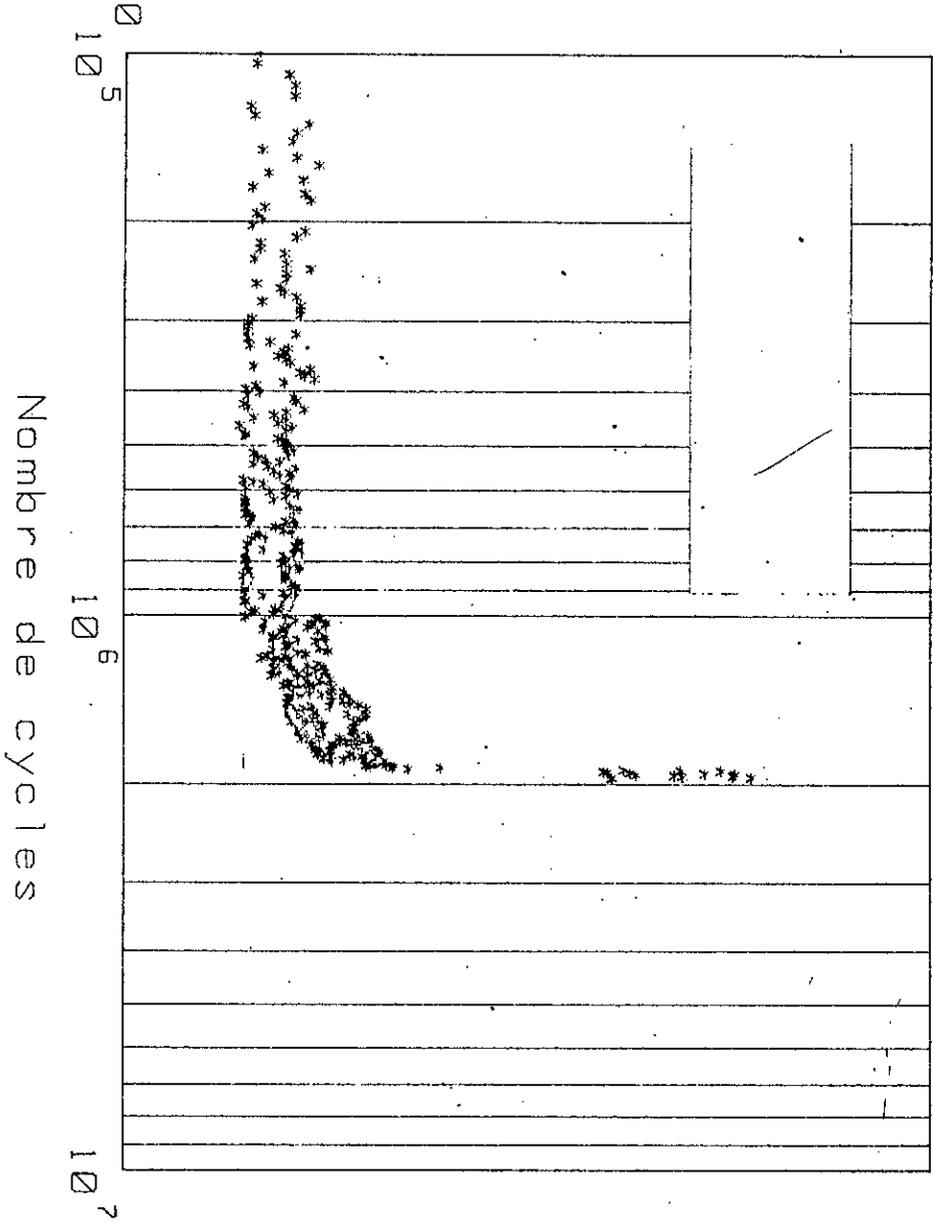


Figure 1: Essai d'amorçage sous charge sinusoïde
Nuance (R) éprouvette N°1

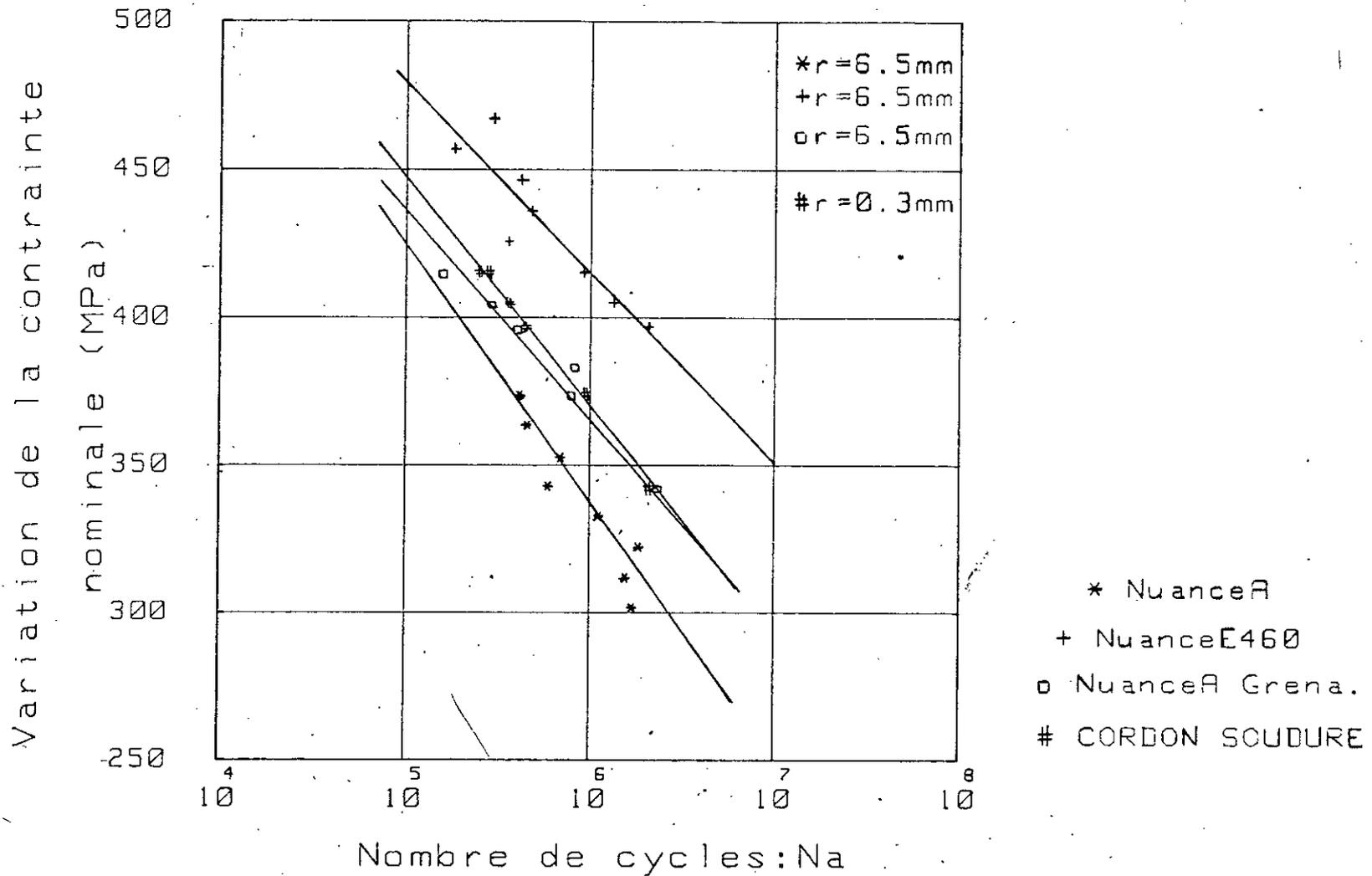


Figure 2 : Variation de la contrainte nominale en fonction du nombre de cycles à l'amorçage N_a

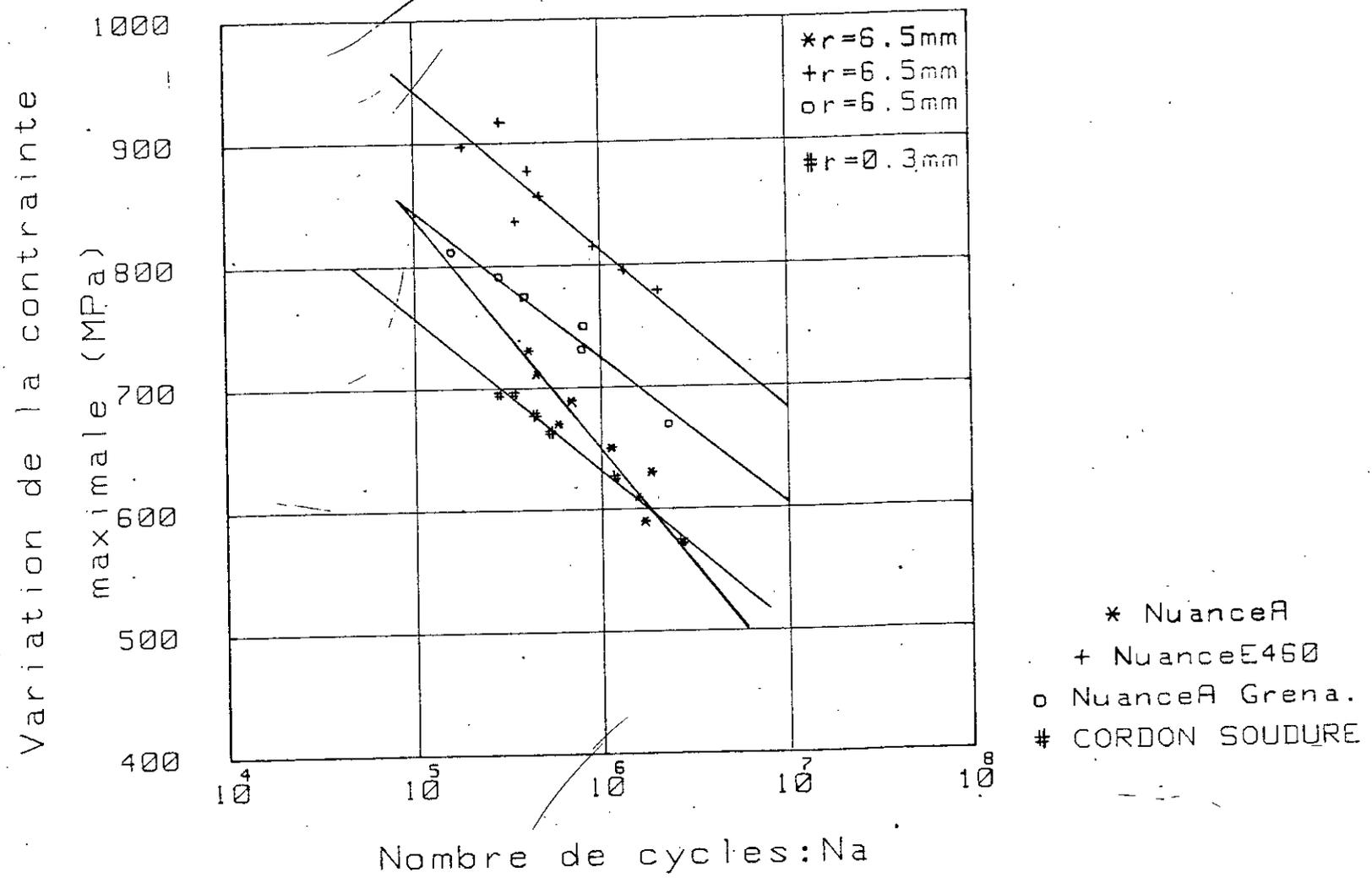


Figure 3 : Variation de la contrainte maximale en fonction du nombre de cycles à l'amorçage Na

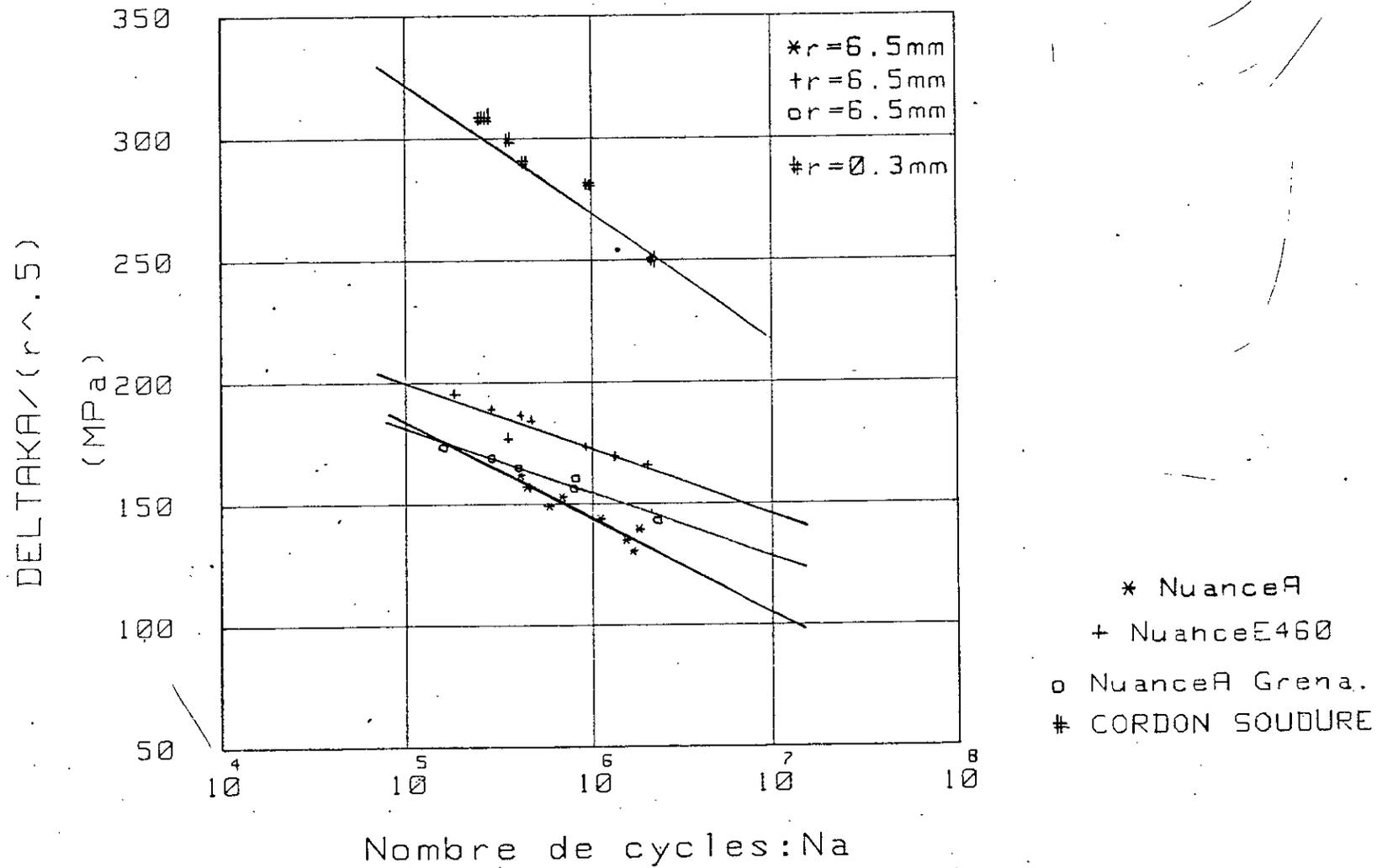


Figure 4: Variation du rapport du facteur d'intensité de contrainte par la racine de l'acuité en fonction de Na

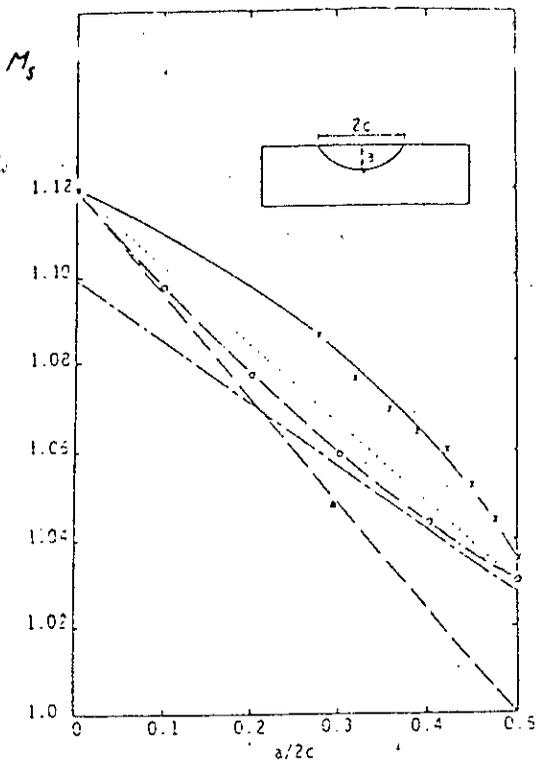


FIG. 6 - Différentes valeurs de M_s , selon:

- - - Smith et Alarvi [1] et Thresher [2]
- Equation [3]
- - - Kobayashi et moss [4]
- o - Paris et Sih [5]
- - - Smith [6]

- [1] S.J. MADDOX- " An analysis of fatigue crack in fillet welded joints" Int. J. Fract., 11 (2), 1975, p. 221.
- [2] F.W. SMITH and M.J. ALARVI- " Stress intensity factors for part circular surface flaws" Procs. 1st Int. Pressure Vessel Conference Delft, Octo 1969.
- [3] 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.
- [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 aud G. C. SIH " Stress analysis of crack, Fracture toughness testing and its applications " ASTM STP, 381 (1965) 80.
- [6] F. W. SMITH " Stress Intensity Factors for a semi-elliptical surface flows structural development research " Memo N° 17, the Boeing Company (1966).

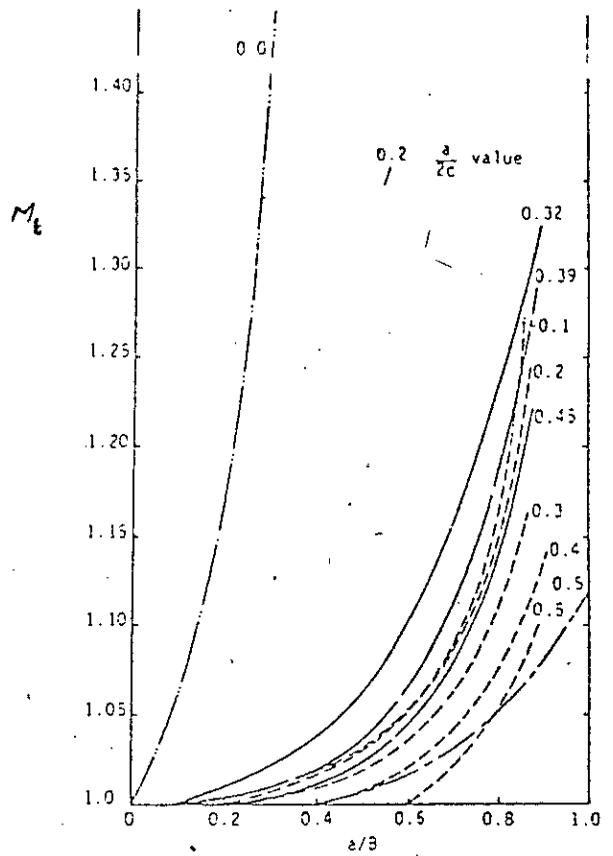


FIG. 5 - Différentes valeurs de M_t , selon:

- - - Gross [7]
- - - Thresher [2]
- - - Kobayashi [4]
- - - Smith [6]

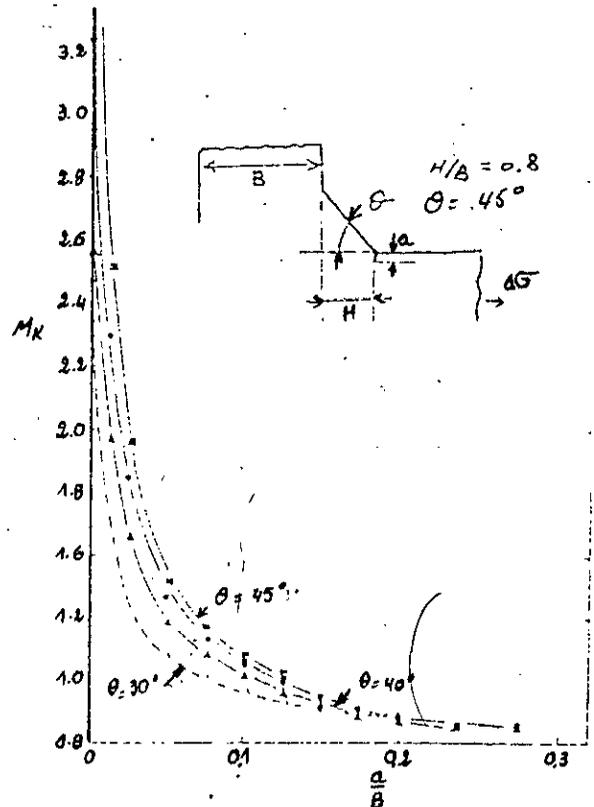


FIG. 7 - Variation du coefficient M_k pour différentes valeurs de l'angle θ .

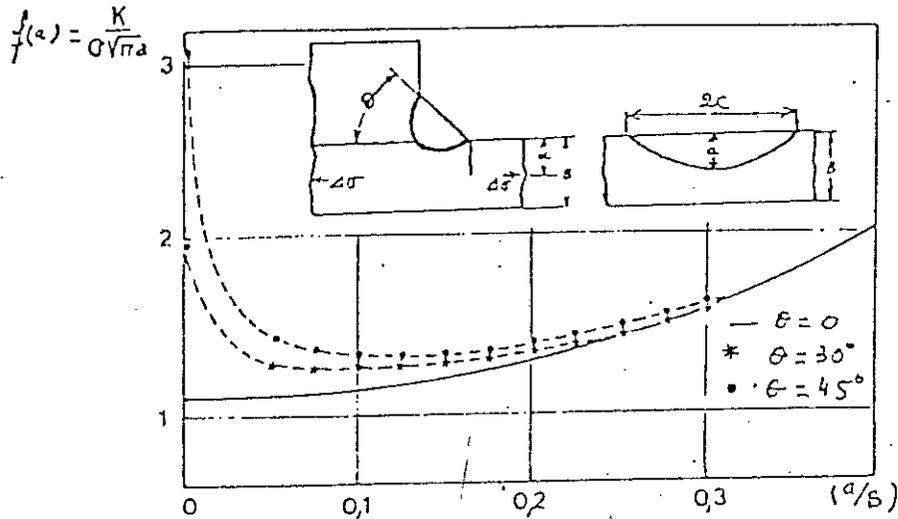


FIG. 8 - Evolution de la fonction $f(\theta)$ avec l'avancement de la fissure [5].

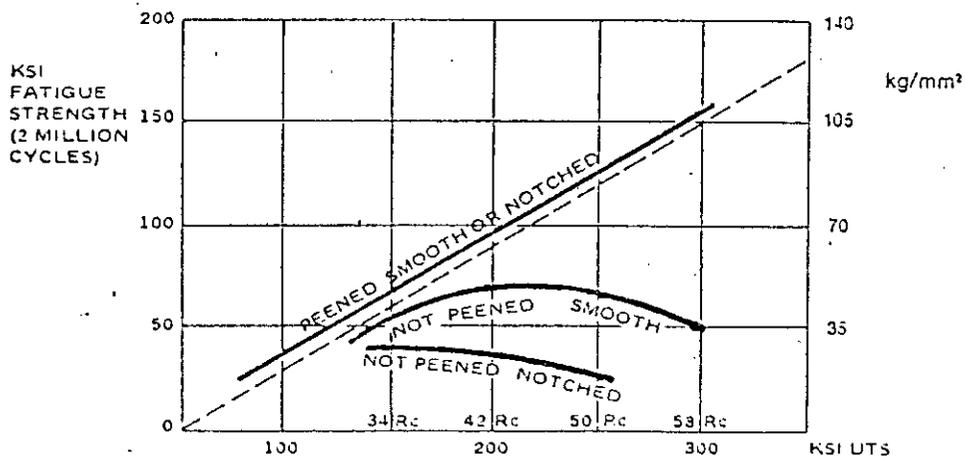


FIG. 9 - Comparaison des limites en fatigue pour des éprouvettes grenillées et non grenillées, lisses et entaillées, en fonction de la résistance en fatigue ultime [10].

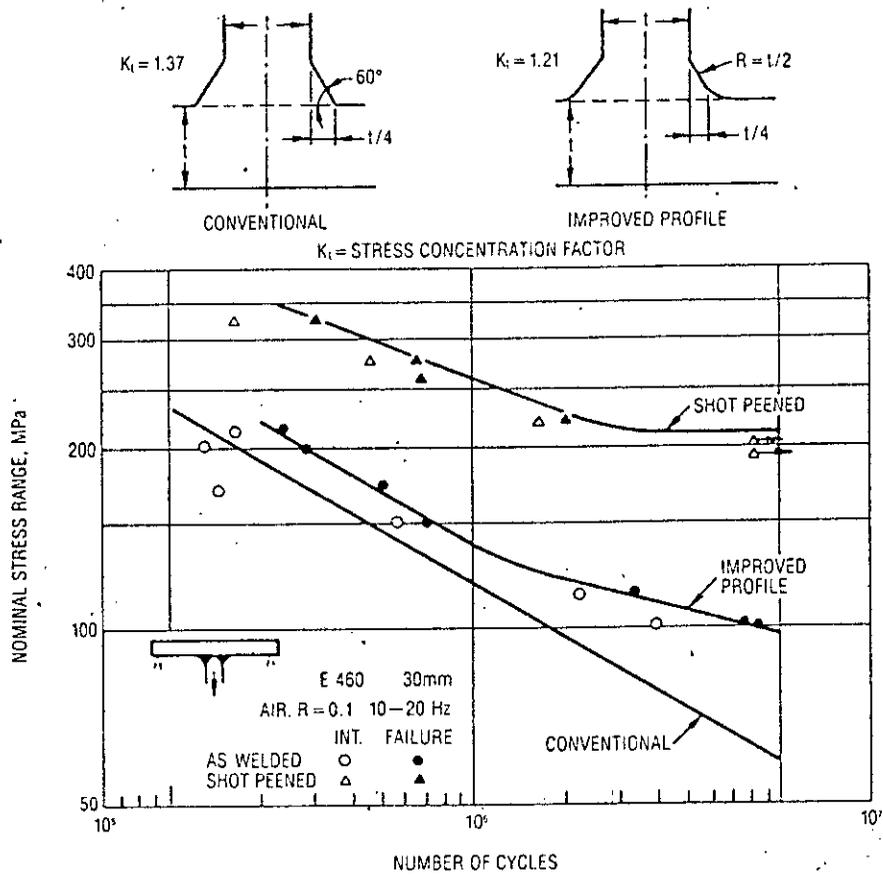


FIG. 10 -

Effet de l'amélioration du profil du cordon de soudure et du grenailage de pré-contrainte sur le matériau E460, [10].

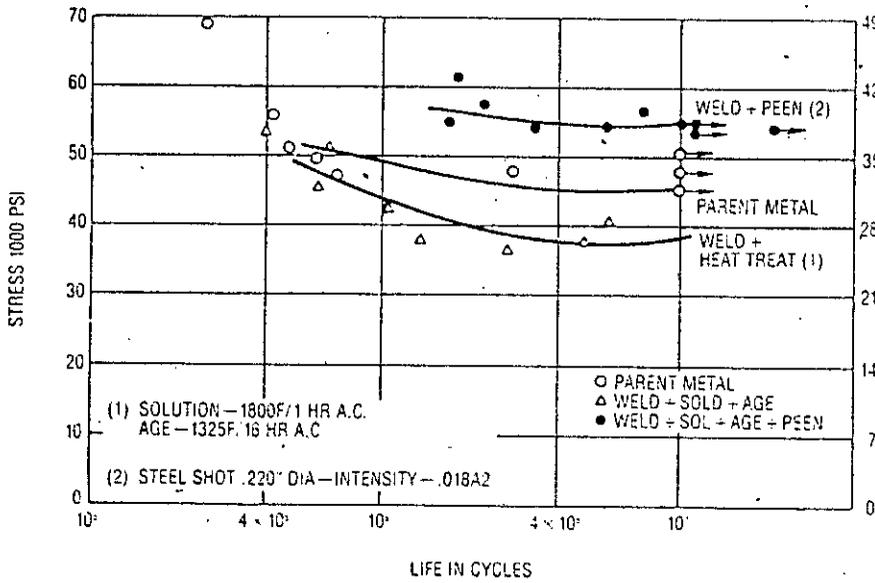


FIG. 11 - Effet du grenailage de pré-contrainte sur la résistance en fatigue d'un acier A-186 soudé, [10].

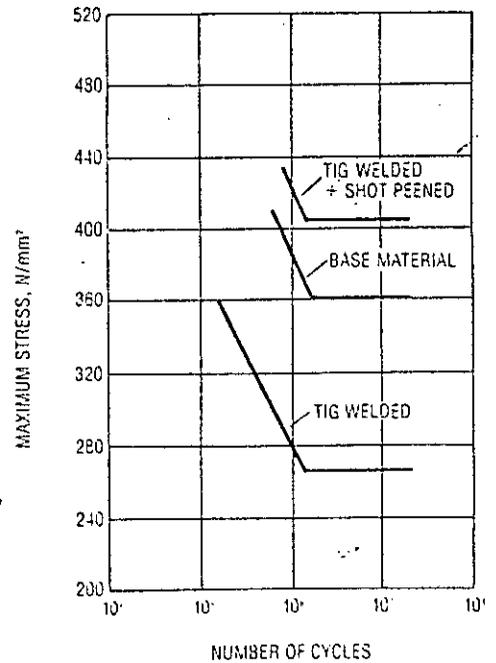
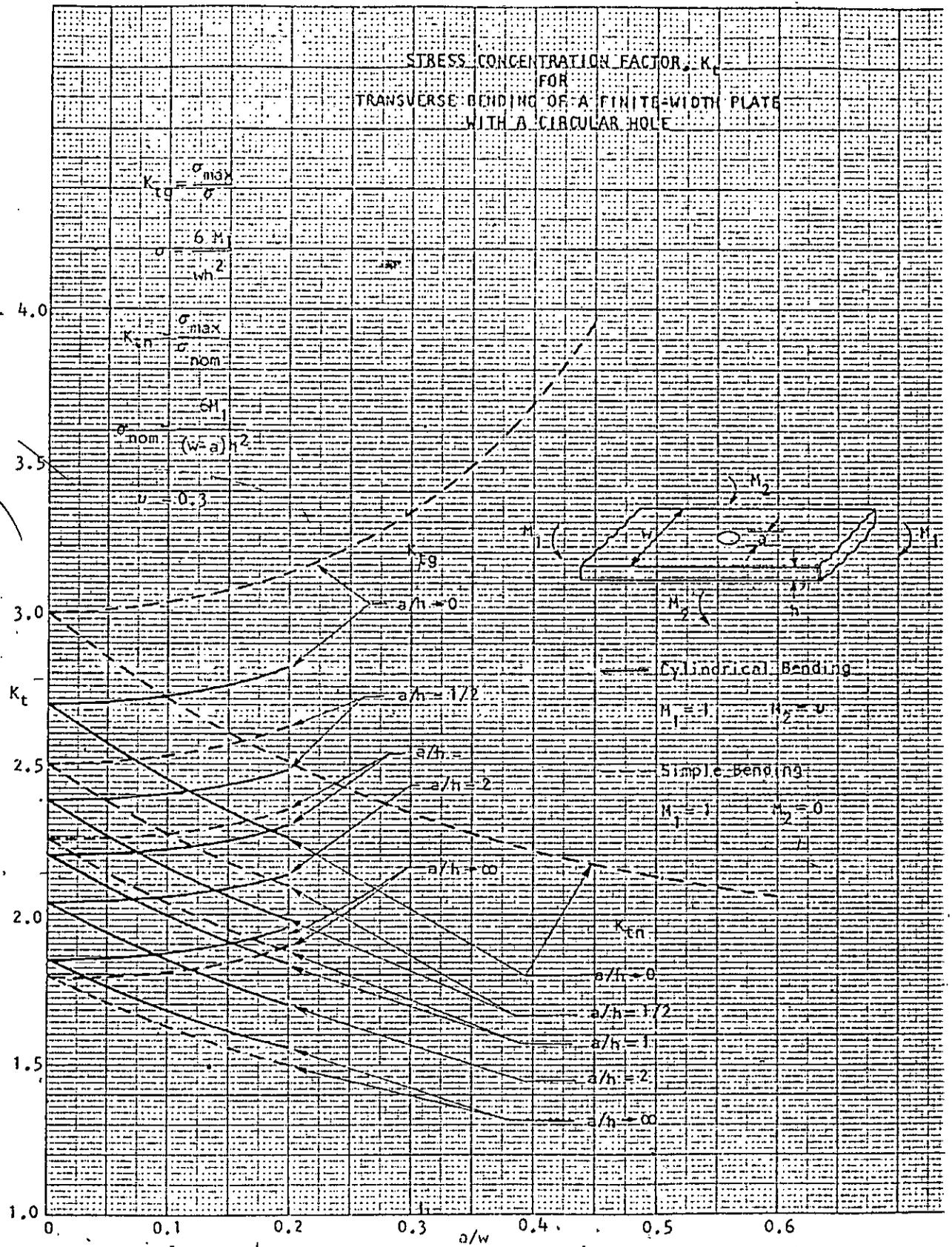
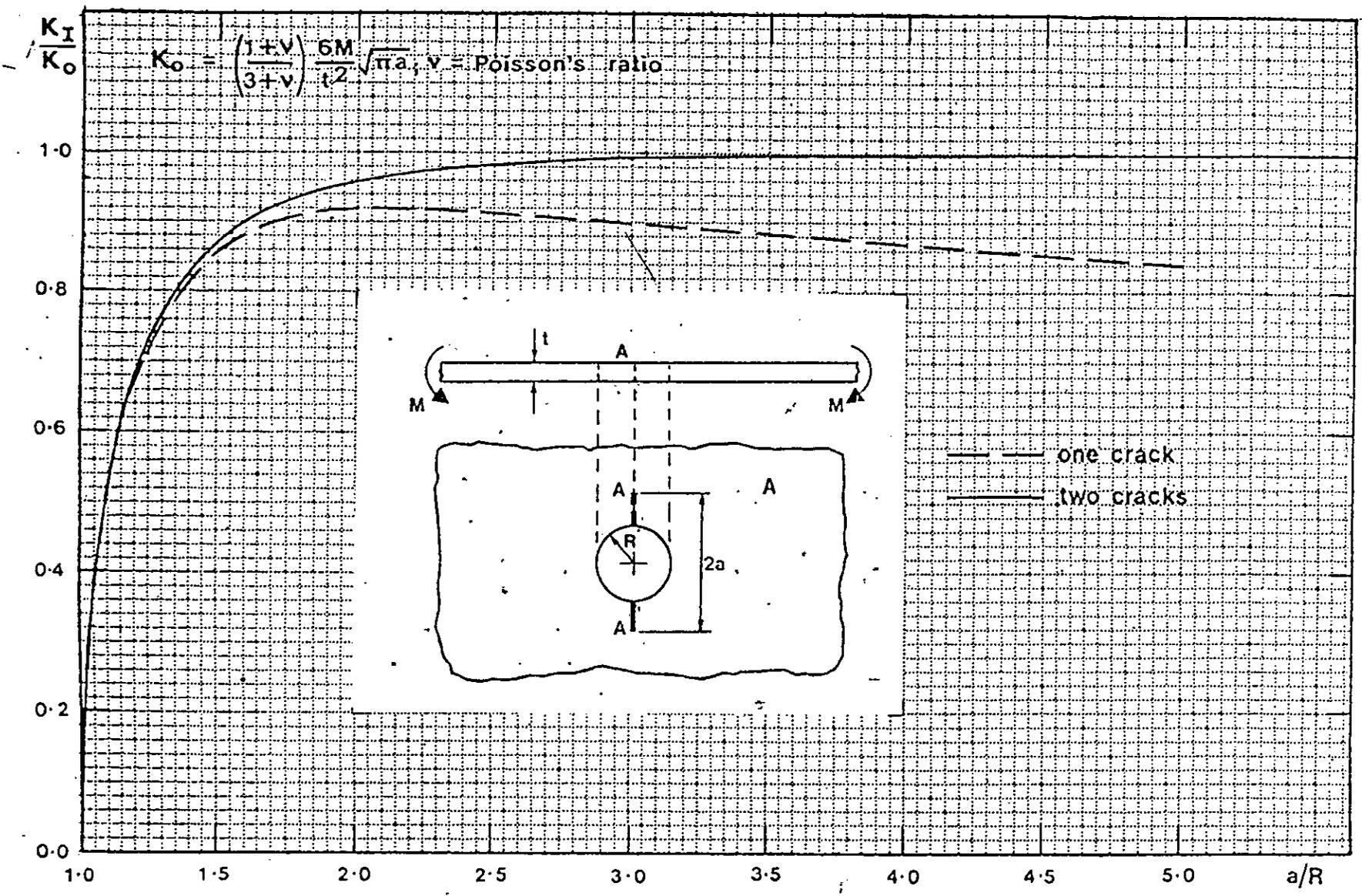


FIG. 12 - Effet du grenailage de pré-contrainte sur le matériau STE 690 soudé, [10].



ABAQUE 1- FACTEUR DE CONCENTRATION DE CONTRAINTE K_t AU NIVEAU D'UN TROU CIRCULAIRE DANS UNE PLAQUE DE LARGEUR FINIE EN FLEXION TRANSVERSALE.



ABAQUE 2 - K_I AU POINT A POUR UNE OU DEUX FISSURES RADIALES AU BORD D'UN TROU CIRCULAIRE DANS UNE PLAQUE SOUMISE A UN MOMENT DE FLEXION UNIFORME.

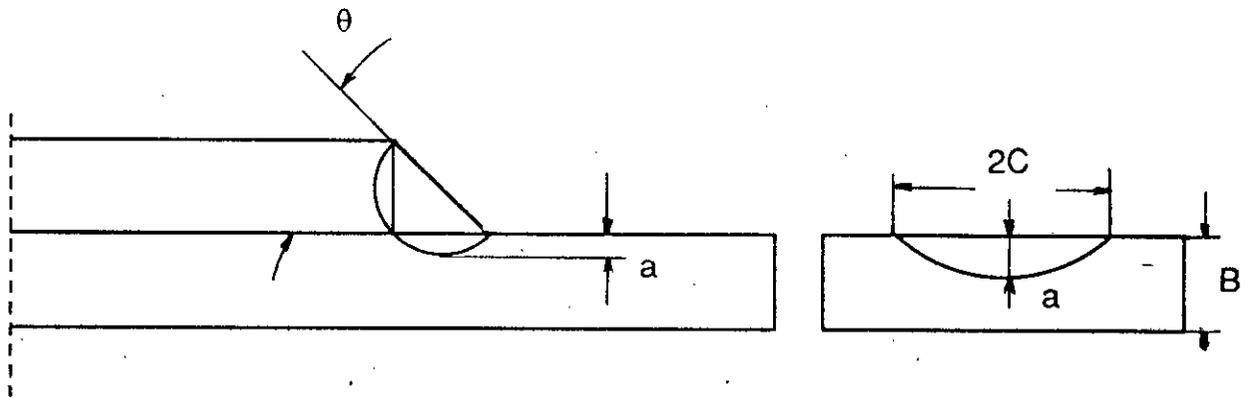


Schéma 1 - Défaut semi-elliptique au pied du cordon de soudure.



PHOTO 1- Mesure du rayon à fond d'entaille p au pied du cordon de soudure à l'aide d'un microscope optique.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] R. E. PETERSON
"Stress concentration factors".
Edité par John Wiley and Sons, NEW-YORK.
- [2] N. E. FROST, K. MARSH et L. P. POOK
"Effect of stress concentration and cracks on fatigue strength".
Ed. Oxford University, LONDON W.I, p. 130-200, (1974).
- [3] R. E. PETERSON
in "Metal fatigue" Sines and Waisman, Eds. Mc Grow, hill,
New York, Chapitre 13, (1959).
- [4] R. E. PETERSON
in "Royal Aircraft Establishment Farnborough" D. P. ROOKE
University of Southampton, (1976).
- [5] MADDOX.
"An analysis of fatigue crack in fillet welded joint".
Int. J. Fracture, 11 (2), p. 221, (1975).
- [6] A.R. JACK and A.T. PRICE.
"The initiation of fatigue cracks from notches in mild steel plates".
Int. Journal of fracture mechanics, vol. 6, N°4, (Déc. 1970).
- [7] J. M. BARSOM and R.C. Mc NICOL.
"Effect of stress concentration on fatigue-crack initiation in HY-130 steel".
ASTM STP 559, p.183-204, (1974).
- [8] W. G. CLARK, Jr.
"Evolutin of the crack initiation properties of type 403 strainless steel in air and steam environnement".
ASTM STP 559, p. 205-224, (1974).
- [9] "Metal Improvement Company, Inc.
Subsidiary of Curtiss Corporation, WRIGTH.

CONCLUSION

Dans cette étude, nous nous étions proposé de voir si l'on pouvait prédire le nombre de cycles N_a nécessaire à l'amorçage d'une fissure de fatigue au fond d'un trou soumis à des cycles de charge.

Nous avons donc réalisé des essais d'amorçage de fissure en fatigue sur des éprouvettes prismatiques en acier à faible limite d'élasticité ($R_e=355$ MPa) et en acier à haute limite d'élasticité ($R_e=453$ MPa). L'étude a comporté deux parties :

1) Nous avons d'abord étudié les paramètres susceptibles de prédire la valeur de ce nombre de cycles à l'amorçage N_a .

Nous avons ainsi dépouillé les résultats à partir des critères suivants :

* $\Delta K / \sqrt{\rho}$ où ΔK représente la variation du facteur d'intensité de contraintes et ρ le rayon à fond d'entaille;

* K_f = coefficient d'effet d'entaille en fatigue.

Ces paramètres ne donnent pas la même prédiction pour le calcul du nombre de cycles N_a . l'écart entre la valeur calculée et la valeur expérimentale est plus faible pour le critère $\Delta k/\sqrt{\rho}$.

2) Dans une dernière partie, nous avons comparé les comportements à l'amorçage des deux différentes nuances d'acier. Ceci nous a permis de voir :

* qu'il y a une influence très significative du grenailage de pré-contrainte sur le nombre de cycles à l'amorçage N_a ;

* qu'il y a une influence significative de la limite d'élasticité sur le nombre de cycles à l'amorçage N_a ;

* qu'il n'y a pas de différence significative entre l'amorçage à partir d'un trou et d'un cordon de soudure brut.

Nous pouvons alors conclure que la nuance A (acier allemand) présente une bonne tenue en fatigue, malgré les incidents survenus aux camions K120. Après avoir pris connaissance de l'état de livraison du matériau et du mode de fabrication des longerons qui forment le châssis et à partir des résultats trouvés au cours de cette étude nous pouvons faire quelques recommandations à la Société Nationale des Véhicules Industriels (SNVI). Celles-ci concernent soit un nouveau mode de fabrication soit un autre matériau qui répondra mieux aux exigences techniques des Ingénieurs.

I.) Première recommandation

I.1) maintenir la nuance allemande (A), en suivant le procédé de fabrication ci-après :

I.1.1) pliage du matériau

I.1.2) perçage des trous qui servent à relier les deux longerons avec les traverses

I.1.3) application d'un procédé de grenailage de pré-contrainte sur les longerons finis pour améliorer leur résistance en fatigue

I.1.4) procédé d'assemblage identique sur le châssis, c'est-à-dire le rivetage.

II.) Deuxième recommandation

Substitution de l'acier allemand à faible limite d'élasticité ($R_e = 355$ MPa) par un autre acier à haute limite d'élasticité ($R_e = 453$ MPa), tel que la nuance E460, sur lequel nous avons fait des essais d'amorçage de fissure en fatigue et qui représente une bonne résistance à la fatigue. Les caractéristiques mécaniques de cette nuance permettent de s'abstenir du grenailage de pré-contrainte.

CONCLUSION

The goal of this study was to investigate the possibility of predicting the number of cycles N_a which are necessary for the initiation of a fatigue crack at the bottom of a hole therefore in a plate submitted to alternative loading.

Fatigue crack initiation tests were performed on prismatic specimens made from low yield strength steel ($R_e = 355$ MPa) and yield strength steel ($R_e = 453$ MPa). The study is divided in two parts :

1) We first examined the parameters which are able to predict the number of cycles which are necessary for crack initiation.

We analysed the results with the following criteria :

* $\Delta K / \sqrt{\rho}$ where ΔK is the variation of the stress intensity factor and ρ the notch root radius;

* K_f = factor of fatigue notch.

These parameters do not give the same prediction of the number of cycles N_a . The difference between the calculated value and the experimental value is smaller for $\Delta K / \sqrt{\rho}$.

2) In a second part, the initiation behavior of the two different steels was compared. This allowed us to see that :

- * there is a significant influence of the shot peening on the number of cycles which are necessary for initiation N_a ;
- * there is a significant influence of the yield strength on the number of cycles which are necessary for initiation N_a ;
- * there are no significant differences between initiation from a hole or from a raw welding bead.

We can now conclude that the german steel (shade A) presents a good fatigue behaviour, despite the incidents which occurred on the trucks K120. After examination of the delivery state of the material and of the production process of the frame and with the help of the results we are found during our study, we can recommend the (SNVI) to take measures about :

- a new production process
- another material which would meet the technical requirements of the engineer.

I.) First recommendation

I.1) Maintain the german shade (A) by following the production process given belows :

- I.1.1) bending the material
- I.1.2) drilling of the holes which are used to link the two frames to the cross members
- I.1.3) applying the shot-peening process on the completed frames to improve their fatigue strength.
- I.1.4) use the same assembly process on the frames in that is say riveting.

II.) Second recommendation

Change of the low yield strength steel ($R_e = 355$ MPa) to a high yield strength steel ($R_e = 453$ MPa) like the shade E460, on which we made our fatigue crack initiation tests and which presents a good fatigue strength. The mechanical properties of this shade do not require the shot peening treatment.

ANNEXE

Mesure avec capteur de déformation :

longueur de jauge : 12,5/25/50 mm
course maximale : ± 5 mm
type : Instron
indication en volt : $\pm 10V$ pour une ouverture de ± 5 mm

Le capteur de déformation est monté sur l'éprouvette avec une longueur de jauge de 12,5 mm. La figure (1) représente le montage du capteur sur l'éprouvette.

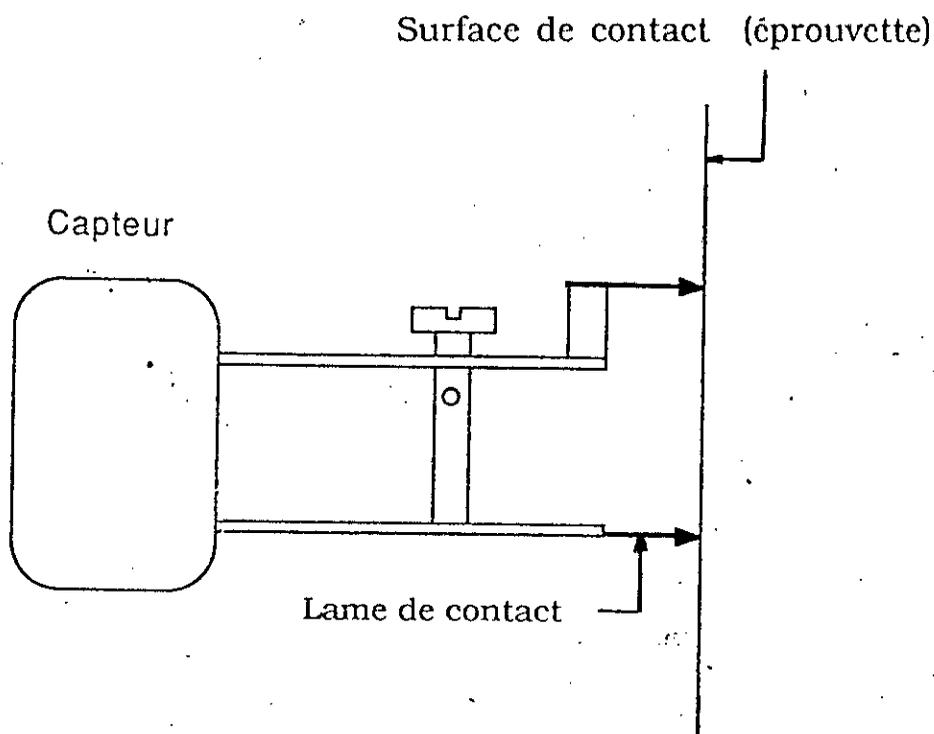
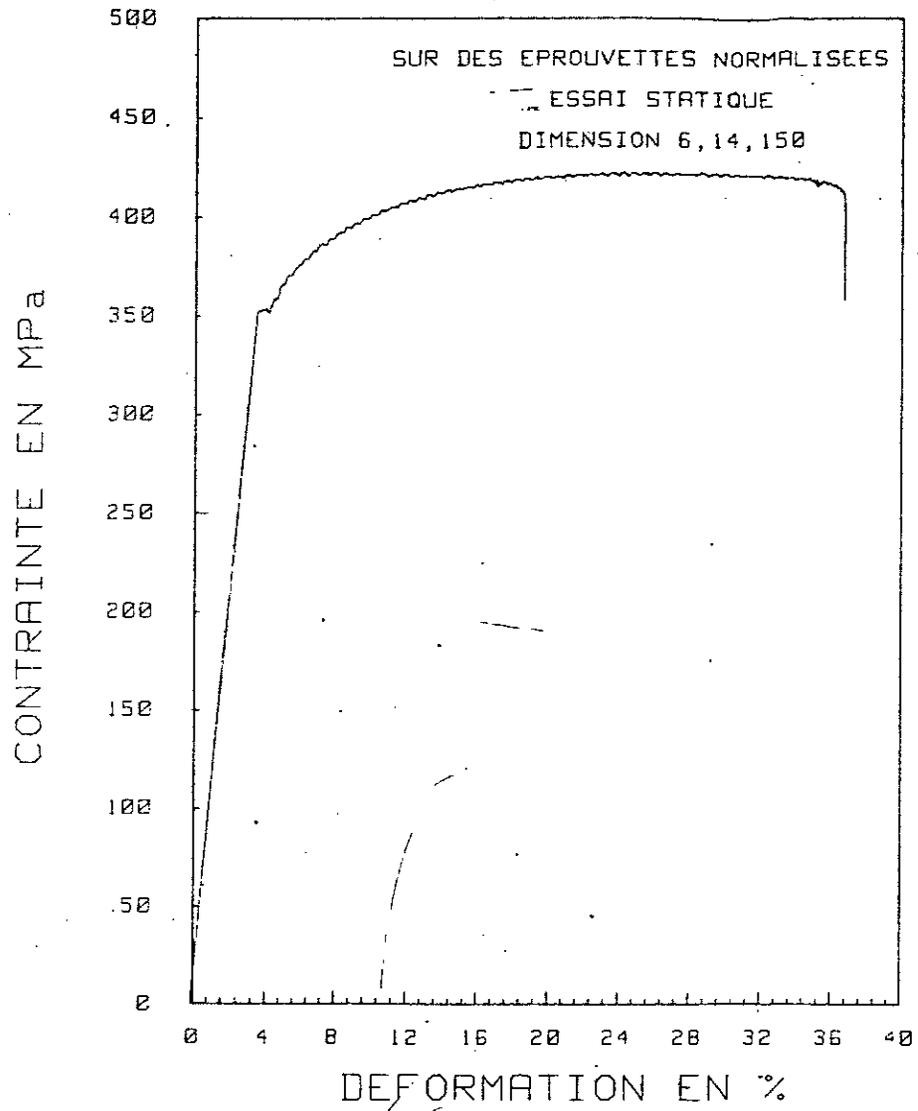


Figure 1 - Schéma montrant le montage du capteur.

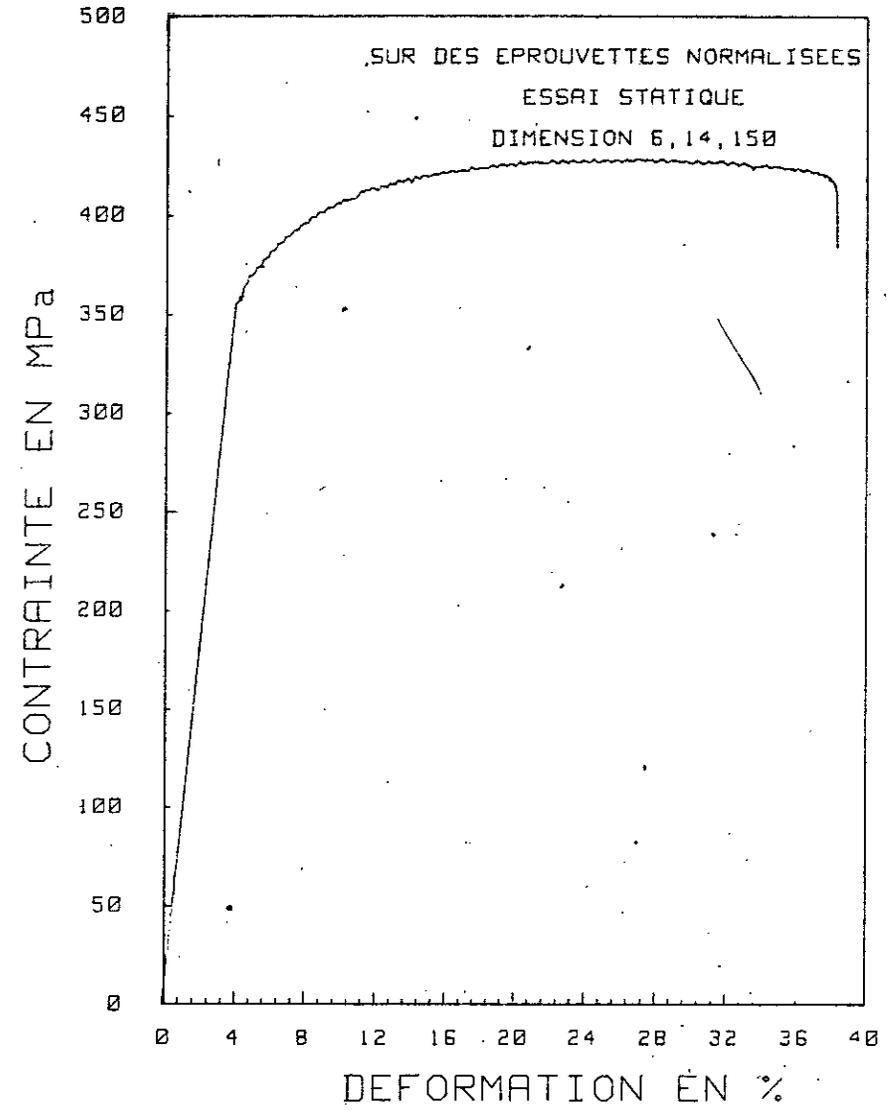
Résultats d'essais :

Les figures (1,2) représentent les courbes de traction effectuées sur des éprouvettes normalisées à partir de la nuance allemande découpé dans le sens du laminage. Les résultats des essais sont rassemblés dans le [tableau(2) Chapitre 2, Paragraphe I.1.4].

ESSAI N1



ESSAI N2



FIGURES (1,2): TRACE DU DIAGRAMME DE TRACTION