



AVERTISSEMENT

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

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

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

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

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

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

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

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

THESE

PRÉSENTÉE À L'UNIVERSITÉ DE METZ

POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR EN ~~GÉNIE MÉCANIQUE~~
de l'Université de Metz

PAR

CHERGUI M'HAMED

INFLUENCE DE SURCHARGES DE COMPRESSION, DE TRACTION OU DE TRACTION
PRÉCÉDÉE OU SUIVIE DE SURCHARGES DE COMPRESSION DANS LE CAS
D'UN ACIER INOXYDABLE AUSTÉNITIQUE Z3CND1712
MODÉLISATION DU PHÉNOMÈNE



SOUTENUE LE 13 JUIN 1986 DEVANT LA COMMISSION D'EXAMEN

EXAMINATEURS :

- PROFESSEUR RIMLINGER : UNIVERSITÉ DE REIMS
- PROFESSEUR WEBER : UNIVERSITÉ DE METZ
- PROFESSEUR PLUVINAGE : UNIVERSITÉ DE METZ

INVITÉS :

- MONSIEUR LIEURADE : IRSID
- MADAME SCHNEIDER : IRSID
- MADemoiselle ROBIN : UNIVERSITÉ DE METZ
- MONSIEUR BERNARD : FRAMATOME

BIBLIOTHEQUE UNIVERSITAIRE
- METZ

N° inv.	19860605
Cote	S/M3 86/29
Loc	Magasin

REMERCIEMENTS

Cette étude a été effectuée à l'Institut de Recherche de la Sidérurgie Française (IRSID) Saint-Germain-en-Laye et au Laboratoire de Fiabilité Mécanique de l'Université de METZ.

Je voudrais remercier tout d'abord Monsieur H.P LIEURADE, Chef du Département "Propriétés d'emploi" et Madame SCHNEIDER, qui ont bien voulu diriger cette thèse, pour la confiance qu'ils m'ont toujours témoignée et pour leur soutien moral sur lequel j'ai toujours pu compter.

J'aimerais aussi remercier vivement les techniciens compétents, consciencieux et dévoués du Département "Propriétés d'Emploi", groupe Fatigue (IRSID).

Je tiens à remercier tous les membres du Bureau d'Etudes et de Fabrication qui m'ont aidé à rélaiser le dispositif d'essai.

Je tiens aussi à remercier Monsieur le Professeur G. PLUVINAGE, Directeur du Laboratoire de Fiabilité Mécanique et Mademoiselle ROBIN pour leur soutien et leur collaboration.

Enfin, je remercie vivement tous les membres du jury de cette thèse.

M. CHERGUI

Résumé

Cette étude consiste à examiner la tenue en fatigue d'un acier inoxydable austénitique Z3CND1712 (ou 316L)

Le matériau a été soumis :

- soit à une surcharge de compression
- soit à une surcharge de traction
- soit à une ou plusieurs surcharges de compression précédant ou suivant une surcharge de traction.

Nous avons constaté que la durée du retard provoquée par une séquence de surcharges de traction/compression est plus faible que celle provoquée par une surcharge de traction seule.

On montre que les principaux paramètres qui participent au retard sont :

- les contraintes résiduelles de compression
- l'émoussement de la pointe de la fissure

Nous avons également proposé un modèle basé sur la loi d'ELBER, la distribution des contraintes résiduelles de compression proposée par MARISSSEN et sur l'évolution du rapport ^u donné par MATSUOKA.

Mots clés

Fatigue - fissure - vitesse de propagation - chargement à amplitude variable - surcharges de traction - surcharges de compression - fermeture de fissure - contraintes résiduelles - émoussement - acier inoxydable

Summary

The fatigue resistance of a Z3CND1712 stainless steel has been investigated for the following loading conditions application of :

- one compressive overload pike
 - or one tensile overload pibe
 - or one or ten compressive overload pikes preceding or following a tensile overload pike
- during a constant amplitude loading crack propagation test.

It was observed that retardation is largen when to compressive pike is applied.

It is shown that the mainparameters which cause retardation are the residual compressive stresses and the blunitng of the crack tip.

A model has been proposed, based on the Elber law, the distribution of the compressive residual stresses describes by Marissen and the evolution of the U ration given by Matsuoka.

S O M M A I R E

INTRODUCTION

I - RAPPEL DE MECANIQUE DE LA RUPTURE APPLIQUEE A LA FATIGUE

I.1. Loi de fissuration

I.2. Zones plastifiees

II - ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

II.1. Aspect phenomenologique

II.1.1. Definitions

II.1.2. Influence des surcharges de traction

II.1.3. Influence des surcharges de compression

II.1.4. Surcharge de compression avant surcharge de traction

II.1.5. Surcharge de compression apres surcharge de traction

II.1.6. Discussion

II.2. Mecanismes proposes pour expliquer les perturbations (retard ou acceleration) induites sur la fissuration

II.2.1. Contraintes residuelles

II.2.2. Phenomene de fermeture

II.2.3. Fermeture due a l'oxydation

II.2.4. Deviation de la fissure

II.2.5. Rugosite des surfaces de rupture

II.2.6. Emoussement de la pointe de la fissure

II.2.7. Ecrouissage cyclique du materiau

II.2.8. Résistance du matériau

II.2.9. Discussion

III - METHODES EXPERIMENTALES

III.1. Matériau utilisé

III.2. Eprouvettes

III.3. Dispositif d'essai

III.3.1. Montage de flexion

III.3.2. Suivi de fissure

III.3.3. Mesure du point d'ouverture

III.4. Déroulement des essais

IV - RESULTATS EXPERIMENTAUX

IV.1. Fatigue oligocyclique

IV.1.1. Ecrouissage cyclique

IV.1.2. Courbe de résistance à la fatigue oligocyclique

IV.2. Essai de fissuration

IV.3. Essai de surcharge

IV.3.1. Essai de surcharge de compression

IV.3.2. Essai de surcharge de traction

IV.3.3. Essai de surcharge de compression appliquée avant ou après la surcharge de traction

IV.4. Analyse des résultats

IV.4.1. Influence du taux de surcharge en compression R'p

IV.4.2. Influence du nombre de surcharges en compression N'p

IV.4.3. Influence de la position de la surcharge de compression

IV.4.4. Evolution du rapport d'ouverture

IV.4.4.1. Influence d'une surcharge de compression avant surcharge de traction sur le rapport U

IV.4.4.2. Influence de surcharges de compression après surcharge de traction sur le rapport U

IV.4.4.3. Double ouverture

V - DISCUSSION

V.1. Synthèse des résultats

V.2. Rôle de la fermeture

V.2.1. Evolution du rapport U

V.2.2. Observation des zones plastifiées

V.2.3. Oxydation des surfaces de rupture

V.2.4. Déviation de la fissure

V.3. Rôle de l'érousement à la pointe de la fissure

V.3.1. Mise en évidence de l'érousement de la pointe de la fissure après l'application des surcharges sur les diagrammes (P- δ)

V.3.2. Influence de l'érousement sur les contraintes résiduelles de compression.

V.4. Modélisation du phénomène

V.4.1. Description de la distribution des contraintes résiduelles d'après MARISSIN

V.4.2. Représentation schématique des contraintes résiduelles de compression et de l'érousement de la pointe de la fissure en fonction du chargement appliqué.

V.4.2.1. Cas d'un chargement à amplitude constante

V.4.2.2. Cas d'une surcharge de compression

V.4.2.3. Cas d'une surcharge de traction

V.4.2.4. Cas d'une surcharge de traction suivie d'une surcharge de compression

V.4.3. Adaptation du modèle proposé

V.4.4. Comparaison des résultats expérimentaux et des calculs

VI - CONCLUSION

INTRODUCTION

La technologie moderne (centrale nucléaire, aéronautique, plate forme en mer) exige une connaissance très approfondie du comportement du matériau utilisé, notamment quand celui-ci est soumis à des sollicitations en service variant périodiquement. Rappelons que les 2/3 des ruines des structures sont dues à l'amorçage et à la propagation des fissures de fatigue en service.

L'objet de ce mémoire est de préciser l'influence que peut avoir l'application de la succession : surcharges de traction/compression sur la fissuration par fatigue et d'essayer de rendre compte des phénomènes observés. Pour cela, différentes étapes seront abordées successivement.

On considère tout d'abord une éprouvette contenant une fissure, pour laquelle on applique les équations de la mécanique linéaire de la rupture, fondées sur l'hypothèse de l'élasticité linéaire et qui donnent la distribution des contraintes et des déformations au voisinage de la fissure, à partir du facteur d'intensité de contrainte appliqué.

Actuellement il est établi qu'une surcharge de traction perturbe la vitesse de propagation de fissure de fatigue. Elle provoque un phénomène de ralentissement de la fissuration; dans certains cas elle peut conduire au blocage de la fissure.

Si au cours d'un chargement cyclique à amplitude constante, une surcharge de compression est appliquée, on constate le phénomène inverse, c'est-à-dire que la vitesse de propagation augmente. Nous avons réalisé des essais en faisant varier différents paramètres de sollicitations dans le but de quantifier ce phénomène.

Par ailleurs, il a été montré dans la littérature que le fait d'appliquer une surcharge de compression à la suite d'une surcharge de traction diminue l'effet de cette dernière. Cependant les travaux existant dans la littérature sont très insuffisants et ne permettent pas de tirer des conclusions

significatives. C'est pourquoi nous avons entrepris des essais afin de rendre compte de l'effet de la succession de surcharges de traction et de compression.

En fatigue la détermination de la durée de vie de structures soumises à un chargement aléatoire n'est pas simple à modéliser, car les paramètres qui interviennent ne dépendent pas seulement du matériau. Il existe cependant un certain nombre de modèles qui tiennent compte de l'effet de l'histoire du chargement. Nous utiliserons un modèle basé sur la loi d'ELBER pour décrire l'évolution d'un chargement à amplitude non constante.

I - RAPPEL DE MECANIQUE DE LA RUPTURE APPLIQUEE A LA FATIGUE

I.1. Loi de fissuration

Selon le mode de déplacement des lèvres de la fissure, on définit trois modes d'ouverture (figure 1) : le mode I, le mode II et le mode III. Lorsque la fissure se propage dans un plan perpendiculaire à la direction de la contrainte appliquée, on est en mode I.

Dans notre étude, on considère uniquement le mode I de propagation, et on considère que la propagation de la fissure est régie par le facteur d'intensité de contrainte K du mode I.

d L'examen de la courbe $da/dN = f(\Delta K)$ permet de définir trois zones de propagation en fonction de diverses valeurs de ΔK (figure 2). PARIS [2] a constaté que durant le stade de propagation lente c'est-à-dire dans la région 2 la vitesse de fissuration obéit à la loi

$$da/dN = C (\Delta K)^m \quad (1)$$

d où C et m sont deux paramètres dépendant du matériau et de l'environnement. Dans la pratique courante on rend compte des résultats d'essai de fissuration en présentant les résultats sous la forme de la loi de PARIS (2) (dans son domaine d'application), considérant implicitement que l'amplitude totale du facteur d'intensité de contraintes participe à la propagation.

d Cependant ELBER [3] a montré qu'une fissure de fatigue pouvait être fermée avant que l'effort de traction qui lui est appliqué ne s'annule. Dans l'hypothèse où l'endommagement en fatigue ne survient que lorsque la fissure est ouverte, seule une partie du cycle de chargement est alors efficace à la propagation; ELBER propose une loi de fissuration de la forme :

$$da/dN = C' (\Delta K_{eff})^{m'} \quad (2)$$

où C' et m' sont des paramètres différents de ceux de la loi de Paris

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{ouv}$$

avec K_{ouv} facteur d'intensité de contrainte correspondant à l'ouverture de la fissure.

ELBER [2]³ définit aussi un taux d'ouverture de la fissure U donné par le rapport

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} \quad (3)$$

I.2. Zones plastifiées

L'estimation de la zone plastifiée en fond de fissure est un problème important en fatigue; si cette zone est peu étendue elle remplit l'hypothèse de la plasticité confinée. Elle permet alors l'utilisation de la théorie l'élasticité linéaire de la mécanique de la rupture. En fatigue on trouve toujours une double zone plastifiée (figure 3) :

- Une zone plastifiée périphérique dite "zone plastifiée monotone" correspondant à la charge maximale (figure 3a).
- Une zone plastifiée centrale dite "zone plastifiée cyclique" correspondant à la charge minimale (figure 3b).

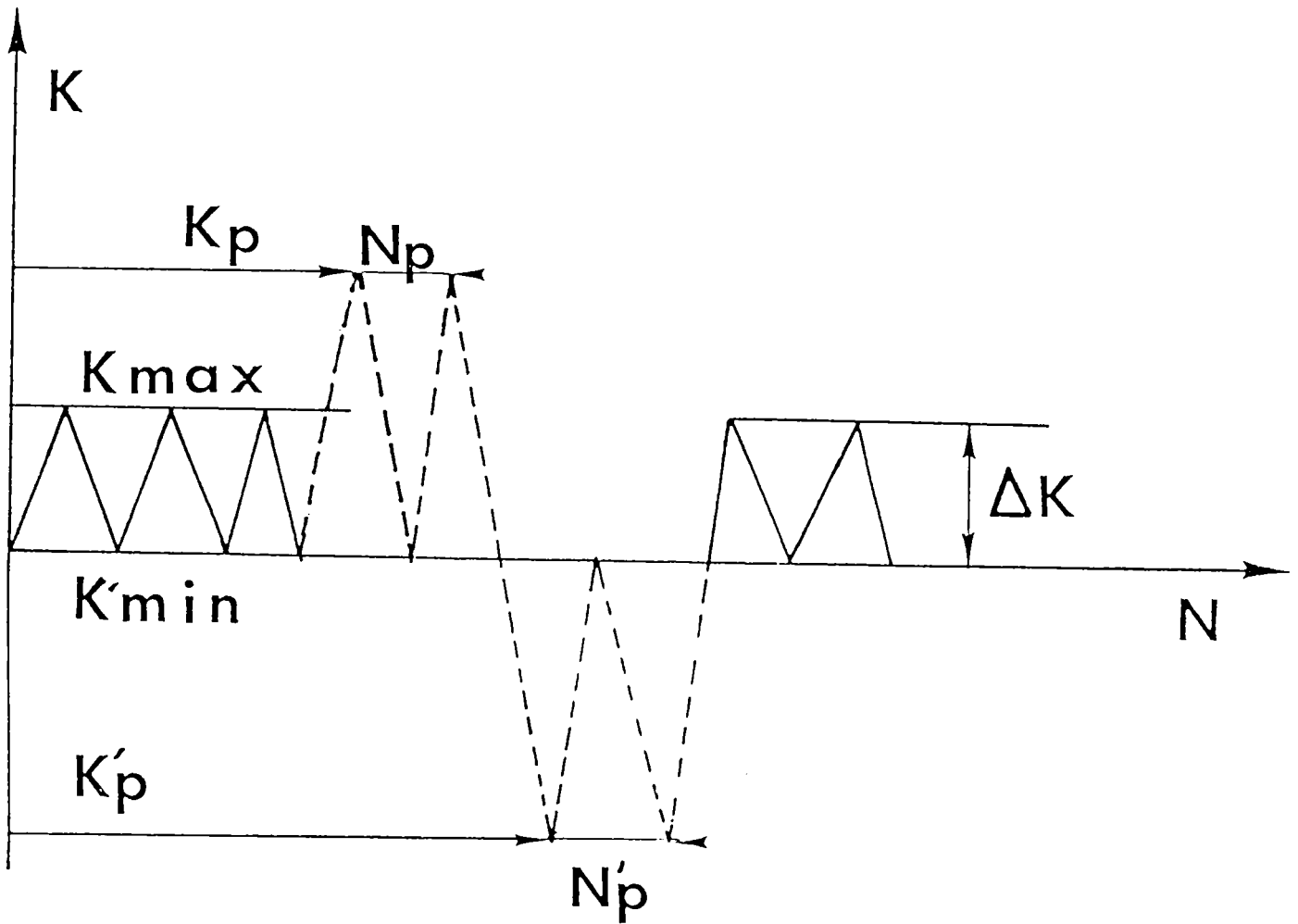
La zone plastifiée monotone est obtenue pendant le chargement, en supposant que le matériau est élastique parfaitement plastique selon la théorie d'IRWIN [2]¹ (figure 3a). Le déchargement ne s'effectue pas uniquement d'une façon purement élastique, puisque les points très proches de la pointe de la fissure subissent une déformation plastique inversée (figure 3b). La superposition des deux configurations (figure 3c) donne une distribution finale à la pointe de la fissure selon le modèle de RICE [50].

II - ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

II.1. Aspect phénoménologique

II.1.1. Définitions

Essai de surcharge



Il consiste en un essai de fissuration à ΔK constant pendant lequel on applique un nombre N_p de surcharge de traction et/ou N'_p de surcharge de compression lorsque la fissure a atteint un régime stationnaire de propagation.

Une nomenclature est présentée en figure 4.

II.1.2. Influence des surcharges de traction

Actuellement il est établi que l'application d'une ou de plusieurs surcharges de traction, au cours d'un essai de fissuration provoque une perturbation de celle-ci et ce d'autant plus que le nombre de surcharges et le taux de surcharges sont élevés. Ce phénomène a été observé sur un nombre important d'aciers [4, 5, 6, 7, 8] et sur des alliages d'aluminium [9, 10, 11, 12, 13, 14]. Cette perturbation consiste en un retard qui n'est pas toujours immédiat, (il peut être précédé d'une légère accélération sur un faible nombre de cycles), voire même un blocage de la fissuration (figure 5).

II.1.3. Influence des surcharges de compression

Plusieurs auteurs [9, 10, 11, 12, 13, 14] observent qu'une surcharge en compression appliquée à la suite de cycles de chargement à amplitude constante provoque une augmentation de la vitesse de fissuration. Cette accélération est d'autant plus élevée que le taux de compression ($R'p$) est important.

STEPHENS et al [9] ont utilisé deux types d'alliages d'aluminium (figure 6) sur lesquels ils montrent l'influence d'une surcharge de compression appliquée au cours d'un essai de fissuration par fatigue. Ce type d'essai a été également effectué avec différents rapports de charges (figure 6). L'auteur montre que l'application d'une surcharge de compression provoque une légère augmentation de la vitesse de fissuration par fatigue. Il observe également que la surcharge en compression perd de son influence au fur et à mesure que le rapport de charge diminue.

FLECK et al [14] ont utilisé trois types d'aciers et un alliage d'aluminium auxquels ils appliquent une surcharge en compression. Le rapport de charge en compression utilisé pendant ces essais est positif comme le montre la

figure 7; pour se faire ils fixent une amplitude du facteur d'intensité de contrainte de surcharges constant (figure 7). Ces auteurs cherchent à étudier :

- L'influence d'une surcharge en compression sur la variation de ΔK .
- Sur quelle distance s'effectue cette accélération. Pour rendre possible cette étude ils font également varier le nombre de cycles (n) entre les surcharges de compression appliquées (figure 7), ainsi ils définissent un facteur d'accélération

$$\gamma = \frac{da/dn \text{ (chargement à amplitude constante sans surcharge)}}{da/dn \text{ (chargement à amplitude constante avec surcharge)}}$$

Ils observent que cette accélération est immédiate. Elle se produit pendant les 10 premiers cycles. Le facteur d'accélération décroît progressivement pour rejoindre sa valeur initiale. L'accélération est maximale pour $R'p = 0,5$.

ZAIKEN et RITCHIE [15] ont montré qu'un faible taux de compression n'a pas d'effet sur la fermeture dans la région du seuil de non propagation. Cependant un taux de compression très élevé $R'p = -5$ provoque une augmentation significative du facteur d'intensité de contrainte effectif (ΔK_{eff}), donc une diminution du niveau de fermeture dans la région du seuil de non propagation. Le matériau étudié était un alliage d'aluminium 7150 qui a subi différents traitements thermiques conduisant à des propriétés mécaniques sensiblement identiques (figure 8).

II.1.4. Surcharge de compression avant surcharge de traction

Des essais ont été effectués sur des alliages d'aluminium [9, 10, 12, 11] et un alliage de titane [10]. Ces auteurs montrent qu'une surcharge de compression suivie d'une surcharge de traction produit un retard légèrement inférieur à celui d'une surcharge de traction seule (figure 9). Les observations obtenues sur tous les alliages montrent un comportement similaire selon les différents rapports de charge du niveau de base sauf dans le cas du 7075 T6. On remarque sur cet alliage que l'application de la surcharge de compression avant

celle de la traction n'a aucune influence sur la vitesse de propagation quelque soit le rapport de charges (figure 9).

II.1.5. Surcharge de compression après surcharge de traction

Une surcharge de compression après une surcharge de traction peut réduire significativement la durée du retard. Cet effet a été étudié sur les alliages d'aluminium [9, 10, 11, 12, 16, 17, 18, 19] et sur un alliage de titane [12]. Dans tous les cas la durée du retard causé par la séquence surcharge de traction/compression a été plus faible que dans le cas d'une séquence de surcharges de traction.

STEPHENS et al [9] observent que la durée du retard diminue si le rapport de charges du niveau de base diminue, à l'inverse MATSUOKA et TANAKA [19] ne remarquent aucune influence de ce rapport de charge.

d MARISSSEN et AL ¹⁶[14] observent qu'une accélération est immédiate après l'application de la surcharge de compression (figure 10).

d FU XINAJIONS ¹⁶[16] a fait les mêmes observations que les auteurs précédents. Il montre de plus que si le nombre de surcharges de traction appliquées est élevé, la surcharge de compression qui leur fait suite perd de son effet.

II.1.6. Discussion

Il est établi qu'une surcharge de traction provoque un retard appréciable de la fissuration par fatigue c'est-à-dire que la durée de vie de la structure augmente quand on lui applique une surcharge de traction. Cette augmentation de la durée de vie de la structure est d'autant plus élevée que le nombre de surcharges de traction et le taux de surcharge augmentent. Cependant, l'application d'une séquence de surcharges de traction/compression ou inversement

réduit ce gain en durée de vie. Cette réduction est d'autant plus sensible que le taux de surcharge en compression et le rapport de charge du niveau de base tendent vers des valeurs négatives de plus en plus faibles. Cependant MATSUOKA et TANAKA [19] et STEPHENS et al [9] n'observent pas les mêmes phénomènes avec la variation du rapport de charge du niveau de base. MATSUOKA et TANAKA [19] suggèrent que cette différence provient probablement de la géométrie de l'éprouvette testée. Ils observent que le retard est plus prononcé sur une éprouvette à entaille centrale CN que sur une éprouvette CT. Ce comportement a été attribué à la taille de la zone plastifiée qui est plus élevée dans le cas d'une éprouvette CN.

Des résultats obtenus par une analyse numérique aux éléments finis confirment cette constatation.

Les éprouvettes CT de MATSUOKA et TANAKA [19] ayant été modifiées et conçues pour permettre le passage en compression, ces auteurs pensent que l'effet de la charge de compression rétablirait l'accuité de la fissure initiale. Des essais de fissuration effectués sur des CT modifiés montrent que la vitesse de fissuration à des rapports de charges négatifs est légèrement plus élevée qu'à un rapport de charge nul [10, 20].

On peut conclure que la part du cycle de chargement situé dans le domaine de la compression a une influence faible sur la vitesse de fissuration [10, 20].

LANKFORD et DAVIDSON [21] observent qu'une surcharge de compression appliquée lors d'un chargement à amplitude constante à $R = 0,62$ inverse totalement la déformation plastique en pointe de la fissure. Ces observations ont été obtenues en utilisant une technique d'image stéréographique.

D'autres auteurs [16, 18] pensent qu'une surcharge de compression provoque un élargissement de la zone plastifiée cyclique, elle diminue ainsi l'effet du champs de contraintes résiduelles à la pointe de la fissure.

II.2. Mécanismes proposés pour expliquer les perturbations (retard ou accélération) induites sur la fissuration

Pour expliquer ce phénomène plusieurs mécanismes ont été invoqués :

- Contraintes résiduelles de compression.
- Fermeture de fissure.
- Fermeture de fissure due à l'oxydation.
- Déviation de la pointe de la fissure.
- Rugosité de la surface de rupture.
- Emoussement de la pointe de fissure.
- Ecrouissage cyclique du matériau.
- Résistance du matériau.

Ils sont détaillés dans ce chapitre.

II.2.1. Contraintes résiduelles

En fatigue il existe une région où la déformation est quasiment permanente c'est la zone plastifiée située en pointe de fissure selon ELBER [2]. Cette déformation étant obtenue pendant la période du chargement ou du déchargement, cette zone plastifiée située en pointe de fissure se trouve comprimée par les contraintes élastiques du matériau qui l'entoure. Ceci introduit des contraintes résiduelles de compression.

MATSUOKA et TANAKA [19] proposent un modèle dans lequel ils considèrent une surcharge de traction (figure 11). En régime de propagation stable, il existe deux zones plastifiées : cyclique et monotone (figure 11a). Lorsque le chargement augmente instantanément la déformation des zones plastifiées cycliques et monotones se trouve accentuée (figure 11b). Juste après la surcharge il y a superposition (figure 11a et b), le taux de surcharge étant $R_p = 2$. Ils remarquent qu'à la charge maximale la zone plastifiée monotone est quatre fois plus petite que la taille de la zone plastifiée cyclique. Ainsi ils obtiennent une zone plastifiée de compression très importante par rapport au régime de base. Lors de la propagation la répartition des contraintes σ_{yy} évolue nécessairement

vers son état initial (figure 11a et b). Pendant cette période de transition l'avancement de la fissure se fait dans les conditions particulières de surcharges.

Un aspect important a été introduit par MARISSSEN et al [16] quant à la prise en compte de surcharge en compression. Ils proposent une explication basée sur le principe de superposition de ce qui peut se passer à la pointe de la fissure (figure 12). La distribution des contraintes à la pointe de la fissure est représentée en figure 12-1 quand la contrainte appliquée est nulle et, il apparaît une petite zone plastifiée cyclique conformément au modèle de RICE [1]. Le passage en compression de la contrainte appliquée nous donne une distribution de contrainte uniforme le long du chemin de fissuration qui se superpose aux contraintes existant à la pointe de la fissure. Les auteurs supposent que le matériau a un comportement élastique parfaitement plastique et la limite d'élasticité en compression ne pouvant être dépassée, il se forme alors une grande zone plastifiée en compression à la pointe de la fissure (figure 12-2). La distribution des contraintes à la pointe de la fissure correspondant à un retour de la contrainte appliquée à zéro, est représentée en figure 12-3.

On remarque cependant que la distribution de contraintes le long des lèvres de la fissure reste inchangée avec l'apparition d'une grande zone plastifiée cyclique. On remarque que localement la valeur du facteur d'intensité de contraintes d'ouverture est alors nettement inférieure à ce qu'elle devrait être si la contrainte de compression n'avait pas été appliquée. Ce phénomène d'apparition d'une grande zone plastifiée cyclique lors du passage en compression a été aussi observé par HE QUIGZHI [18]. Cependant ce dernier avance l'hypothèse que la distance où la vitesse est minimale à partir du point d'application de la succession de la surcharge de traction/compression est plus grande que celle obtenue dans le cas d'une surcharge de traction seule.

Plusieurs études expérimentales ont été utilisées pour évaluer la taille et l'importance du champ de contraintes résiduelles de compression dans la zone plastifiée induite par les surcharges, par une technique de diffraction des rayons X. TAIRA et TANAKA [22] montrent que les contraintes dans le voisinage

immédiat de la pointe de la fissure sont de compression et se transforment progressivement en contraintes de traction à une certaine distance en avant de la pointe de la fissure (figure 13). ALLISON [23] a également montré l'existence de ce champ de contraintes résiduelles de compression dans la région de la pointe de la fissure. Cependant ALLISON utilise cette technique uniquement pour évaluer l'importance des contraintes résiduelles de compression en peau d'éprouvette (figure 14). D'autres mesures ont été effectuées par WILLIAMS et STOUFFER [24] sur le faciès de rupture. La distribution des contraintes évaluée à partir de ces mesures est donnée en figure 15. Ils montrent que le champ des contraintes résiduelles de compression est plus accentué après le cycle de surcharge.

II.2.2. Phénomène de fermeture

Bien souvent le phénomène de fermeture de la fissure et les contraintes résiduelles de compression sont présentées comme deux mécanismes séparés, mais tous les deux sont provoqués par la même déformation permanente située à l'intérieur de la zone plastifiée des surcharges. On montre que le champ des contraintes résiduelles de compression est provoqué par l'importance de la zone plastifiée créée par les surcharges et la plasticité ainsi induite au voisinage immédiat de la pointe de la fissure produit la fermeture. Ces deux mécanismes peuvent être décrits comme cause et effet.

SCHIJVE [25] propose l'explication suivante. L'ouverture de fissure après surcharge de traction se traduit par une diminution de la valeur de la charge d'ouverture (P_{ouv}) (figure 16). Quand la fissure progresse à l'intérieur de la zone plastifiée, P_{ouv} décroît progressivement tout en restant supérieur à P_{min} , ce qui conduit à un ΔP efficace plus faible que le ΔP appliqué, donc une vitesse de propagation plus faible elle aussi.

TREBULES [26] donne lui aussi une interprétation du phénomène de ralentissement après surcharge en se servant de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte efficace (ΔK_{eff}) avant et après surcharges de traction (figure 17). La variation de vitesse de propagation de la fissure de fatigue

s'explique alors par la variation transitoire du facteur d'intensité de contrainte d'ouverture K_{ouv} après le début de surcharge et après le retour au chargement de base. Dans un premier temps K_{ouv} croît de la valeur correspondant au niveau de base à celle correspondant au niveau haut. Pendant cette période transitoire ΔK_{eff} est supérieur à ce qu'il est en régime de base (segment BC sur la figure 17). Dans le deuxième temps K_{ouv} décroît de la valeur du niveau haut vers la valeur du niveau de base. Pendant cette période ΔK_{eff} est inférieur à ce qu'il est en régime de base (segment DF).

Une analyse aux éléments finis développée par NEWMAN [27] s'avère assez complexe. Il utilise l'hypothèse avancée par TREBULES [26] et suppose dans son modèle que le niveau d'ouverture de la pointe de la fissure K_{ouv} se stabilise après un certain nombre de cycles (figure 18). Différentes techniques ont été utilisées pour permettre de déterminer la fermeture de la pointe de la fissure. Ces mesures sont plus ou moins sensibles selon que l'on utilise un capteur de déplacement positionné en peau d'éprouvette, ou un capteur de déplacement au loin (à cheval sur l'entaille mécanique) (liste récapitulative des différents type de mesures : cf. tableau 1).

Tableau 1 - Récapitulation des moyens de mesure

Type de mesure	Méthode de détection de la fermeture
En peau (contraintes planes)	Capteur d'Elber Jauge de Schmidt Ondes acoustiques superficielles Ultrasons Photographie Interférométrie laser Interférométrie optique à quartz Enregistrement magnétoscopique
Globale (contraintes planes + déformations planes)	Capteur frontal de déplacement Méthode électrique

Une méthode souvent utilisée pour déterminer si le phénomène de fermeture peut être retenu comme mécanisme pour expliquer le retard est d'évaluer la loi de Paris en terme de ΔK_{eff} . Si la perturbation induite par la surcharge de traction n'apparaît plus, le seul mécanisme à mettre en cause est la fermeture de la fissure.

Un tel comportement a été observé dans plusieurs cas [29, 30]. Au contraire, d'autres résultats [27, 31, 28, 29] montrent que le phénomène de fermeture ne suffit pas pour expliquer le retard. En effet, la valeur de ΔK_{eff} n'est pas minimale en même temps que la vitesse de propagation (figure 19, 20).

II.2.3. Fermeture due à l'oxydation

Le concept de fermeture de fissure induite par le dépôt d'oxyde sur les surfaces de rupture a été récemment proposé [32, 33, 34, 36] comme mécanisme susceptible de provoquer le retard. Ce mécanisme révèle essentiellement l'influence de l'environnement sur le comportement de la fissure dans la région du seuil de non propagation. La couche d'oxyde qui se forme sur les surfaces de rupture par le phénomène du frottement permanent (Fretting) des lèvres de la fissure, augmente le niveau de fermeture. Pour ces auteurs [32, 33, 34, 36] la fermeture induite par la couche d'oxyde est un mécanisme envisageable pour expliquer le retard après surcharge.

SURESH et al [35] montrent sur un alliage d'aluminium à haute résistance 7075 que la fermeture de la fissure a une influence significative sur la vitesse de propagation. Ils observent qu'elle est fonction de la composition chimique et du traitement thermique subi par le matériau. La figure 21c montre que la variation de la couche d'oxyde déposée en surface est de $0,1 \mu m$ à un taux d'humidité de l'air de 95 % (matériau survieilli), avec un rapport de charge $R = 0,33$. Cette couche d'oxyde est plus faible dans les autres cas (figure 21a-b).

Toujours selon le même auteur, le dépôt d'oxyde sur la surface de rupture est plus élevé à faible ΔK . Ce dépôt augmente notablement après une surcharge de traction (figure 22).

Cette formation d'oxyde dans l'air pour des faibles rapports de charge a été attribué par BENOIT et al [36] au phénomène d'oxydation par tribo-contact (fretting). Il y a régénération continue de la couche d'oxyde en fond de fissure du fait du contact des lèvres de la fissure induit par déplacement du mode II. Celui-ci peut en effet apparaître à faible vitesse de fissuration et dans les conditions particulières des surcharges. La formation de la couche d'oxyde à un faible rapport de charge associé au phénomène de tribo-contact dépend également de la fréquence de sollicitation. Ceci a été observé par BIGNONNET et al [37].

II.2.4. Déviaton de la fissure

Une constatation importante a été signalée par un certain nombre d'auteurs concernant une déviation de la fissure en peau après une surcharge de traction [33, 21, 4] (figure 23).

Selon ces auteurs un tel changement dans la géométrie de la fissure est souvent accompagné de mode I + II de propagation. Par conséquent, en pointe de fissure, le facteur d'intensité de contrainte principal appliqué (ΔK_{app}) se décompose selon les deux modes.

Une analyse effectuée par BILBY [39] avec une déviation $\theta = 45^\circ$ montre que le facteur d'intensité de contrainte appliqué K_I est largement réduit en pointe de fissure (figure 24). Les facteurs d'intensité de contrainte k_1 et k_2 résultant des modes I et II sont alors estimés à $0,8K_I$ et $0,3K_I$. Le facteur d'intensité de contrainte équivalent ($K_{eq} = \sqrt{k_1^2 + k_2^2}$) est plus faible de 19 % sur le facteur d'intensité de contrainte appliqué.

Dans le cas d'une fissure possédant deux branches (figure 24b) selon SURESH qui utilise une analyse de BILBY [39] et de KITAGAWA [40], le facteur

d'intensité de contrainte équivalent est cette fois plus faible de 35 % que le facteur d'intensité de contrainte appliqué. Selon ces auteurs, ce modèle donne des résultats satisfaisants, le type et l'étendue de phénomène de déviation après surcharge dépendant largement du taux de surcharges R_p et du niveau du facteur d'intensité de contrainte appliqué. Le phénomène de bifurcation est plus significatif quand le taux de surcharges est élevé et le niveau de ΔK faible. On peut cependant noter que cette approximation du facteur d'intensité de contrainte équivalent à la pointe de la fissure ne tient pas compte de la taille de la zone plastifiée.

II.2.5. Rugosité des surfaces de rupture

L'augmentation de la fermeture due à la rugosité a été également suggérée comme mécanisme possible pour augmenter le retard après surcharge [32, 33, 34].

Un modèle proposé par SURESH [33] donne une estimation quantitative de la fermeture due à la rugosité (figure 25) dans le domaine des faibles vitesses de propagation et à faibles rapports de charges, lorsque le mécanisme de propagation est régi par le stade I. La taille de la zone plastifiée est plus faible que la taille du grain dans ce domaine, on est donc toujours en mode mixte de propagation.

SURESH et al [35] observent que le phénomène de fermeture est prédominant dans une certaine microstructure, comme dans le cas de l'alliage d'aluminium à haute résistance, dans certaines conditions de traitement thermique [7075 "under-aged"] et dans le cas des alliages contenant du lithium 2020 T651. Ils remarquent que le changement de mode de propagation induit par les surcharges ou l'avancée de fissure se fait le long des lignes de glissements visibles à la surface de l'éprouvette. Par conséquent ce type de propagation et la rugosité des surfaces de contact peuvent être cités comme mécanisme susceptible d'augmenter la durée du retard. Cependant ce mécanisme n'a été constaté que dans le cas où

L'écartement du fond de fissure reste inférieur à la hauteur des aspérités des surfaces de contact, c'est-à-dire à faible rapport de charge.

Des essais des mesures du facteur d'intensité de contrainte ont été effectués dans la zone affectée par les surcharges par LANKFORD et DAVIDSON [21] sur un alliage d'aluminium 606 1 T6. Ils observent que le facteur d'intensité de contrainte est largement réduit par le phénomène de la rugosité.

II.2.6. Émoussement de la pointe de la fissure

Un changement dans l'acuité de la pointe de la fissure provoqué par une surcharge peut également affecter la vitesse de propagation. MAC MILLIAN [42] propose une explication basée sur la formation d'un rayon au fond de la fissure au cours du chargement. Il constate que ce paramètre varie en fonction de la charge et du type du chargement appliqué à l'éprouvette. PELLOUX [43] propose un modèle d'éroussement de la pointe de la fissure basé sur la déformation alternée ou simultanée. Ces deux types de déformation se trouvent accentués lors d'une surcharge. Cet éroussement de la pointe de la fissure provoque un changement dans la distribution des contraintes et des déformations en fond de fissure. Ceci se traduit par une faible concentration de contraintes donc une diminution dans la vitesse de propagation. Cependant le mécanisme d'éroussement conduit à deux conséquences :

- Un accroissement permanent de l'écartement du fond de la fissure, ceci a été observé expérimentalement.
- Un arrêt immédiat et temporaire de la propagation.

Des études expérimentales [44] montrent que ce type de retard n'est pas le même en peau de l'éprouvette qu'à coeur, la propagation étant beaucoup plus retardée en peau (figure 26). Ceci provient probablement de l'éroussement qui, lui aussi, diffère.


BATHIAS et VANCON [13] avancent la même explication à partir d'observations fractographiques (figure 27).

II.2.7. Écrouissage cyclique du matériau

Les caractéristiques d'écrouissage cyclique et monotone influencent le retard après surcharges. Très peu de travaux ont été effectués dans ce domaine pour évaluer l'influence de ces propriétés. Cependant il est facile de connaître le comportement cyclique du matériau. Des essais appropriés permettent de savoir comment celui-ci s'accommode pendant la sollicitation, et de déterminer à la fois la contrainte d'écoulement et l'étendue de la déformation plastique.

Des recherches ont été effectuées par KNOTT et PICKARD [45] sur un alliage d'aluminium qui a été soumis à différents traitements thermiques lui conférant des caractéristiques d'écrouissage différentes (figure 28) et des valeurs de ΔK seuil différentes. Ils observent une influence sur la durée du retard et la vitesse de propagation dans la région du seuil de non propagation.

CHANANI [46] observe que l'écrouissage monotone a une influence significative sur la taille de la zone plastifiée développée en surface libre de l'éprouvette et sur la valeur de la zone affectée a_d . Toutefois la durée du retard ne subit pas un changement significatif quand le coefficient d'écrouissage est modifié. Différentes épaisseurs d'éprouvettes ont été choisies de façon à être soit en état de contraintes planes soit en état de déformations planes après surcharges (figure 29).

 MILLS et HERTZBERG ⁴⁸ [47] suggèrent que le retard après surcharge n'est pas affecté par les propriétés cycliques du matériau. Cependant seuls deux matériaux ont été testés et ceci ne permet pas de tirer des conclusions significatives.

II.2.8. Résistance du matériau

De nombreuses recherches montrent que la durée du retard (N_d) et la longueur de fissure affectée (a_d) par les surcharges sont relativement faibles

dans un matériau à haute résistance. Ceci a été observé dans un large domaine d'alliages d'aluminium [46] et d'acier [47, 49].

PETRACK [47] utilise un acier ayant subi différents traitements thermiques lui conférant différentes résistances à la rupture et différentes limites d'élasticité. Il observe pendant un chargement à amplitude constante que la vitesse de propagation est plus élevée lorsque la résistance à la rupture est plus grande (figure 30) mais que la valeur de N_d obtenue après surcharge est plus élevée, à faible résistance.

CHANANI [46] compare le retard de trois alliages d'aluminium dont la limite d'élasticité varie de 356 à 504 MPa. Il observe que N_d reste pratiquement similaire pour une gamme de 419 à 504 MPa (figure 31) mais il devient relativement élevé dans le cas de l'alliage à plus faible limite d'élasticité. Des résultats obtenus par BATHIAS et VANCON [13] révèlent que la durée du retard N_d n'a pas été trop perturbée par la résistance du matériau. Cependant il arrive que N_d soit plus élevé dans le matériau à faible résistance.

II.2.9. Discussion

Les mécanismes de base expliquant le retard sont : la plasticité à la pointe de la fissure, l'érouissage cyclique du matériau et l'émoussement en pointe de fissure.

Des études récentes montrent que d'autres mécanismes peuvent participer au maintien du retard. Ces mécanismes réduisent largement la valeur de K_{eff} à une valeur proche de celle du seuil. Le comportement de la fissure reste celui du stade I de propagation, où la vitesse est largement sensible à la microstructure.

Les contraintes résiduelles de compression créées à la pointe de la fissure par l'application des surcharges continuent à agir même après le retour au niveau de base. Nous avons constaté que le fait d'appliquer une surcharge de compression dans le but de réduire cet effet de contraintes résiduelles de

compression, provoque une légère accélération sur une faible longueur de fissure. Ceci nous permet d'affirmer que l'avancée de fissure est étroitement liée à ce phénomène et à l'importance du dommage cumulé dans la zone plastifiée cyclique.

Le mécanisme de fermeture ne peut pas expliquer seul le phénomène du retard, puisque des résultats expérimentaux montrent qu'il existe un décalage entre l'évolution de la vitesse de propagation et celle du rapport de fermeture.

Un autre mécanisme à prendre en compte est le phénomène d'oxydation des surfaces de rupture. A faible vitesse de propagation, il peut se former sur les surfaces de rupture lorsque celles-ci sont soumises à des glissements relatifs alternés avec frottement, créés par la présence du mode II de propagation. Ces couches d'oxyde se forment naturellement à l'air libre. Lors de la fermeture ce film se déforme par glissement et se déchire, dégageant ainsi des zones fraîches exposées à une réoxydation. L'augmentation de l'épaisseur de cette couche d'oxyde dans la fissure, contribue largement à la réduction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte appliquée et donc à celle de la vitesse de propagation.

Le mécanisme de bifurcation de la fissure qui amène une modification de la géométrie et de l'état des contraintes et des déformations à la pointe de la fissure peut contribuer à la déstabilisation de la vitesse de propagation. Il est bien évident que la rugosité des surfaces de ruptures joue elle aussi un rôle important sur la vitesse de propagation. Le mode II d'ouverture qui provoque un déplacement relatif des lèvres de la fissure empêche les aspérités de surface de retrouver leurs positions relatives initiales, lors de la fermeture de la fissure. En effet au moment du déchargement elles entrent en contact prématurément, ce qui équivaut à une fermeture de la fissure. Par conséquent ΔK et la vitesse de propagation se trouvent largement diminués, cette diminution est d'autant plus élevée que la rugosité est élevée.

Pratiquement dans tous les résultats expérimentaux on constate que le retard n'est pas immédiat après la surcharge appliquée à l'éprouvette. Il est largement retardé et fait suite à une accélération. Par conséquent, on peut penser que dans ce cas l'émoussement de la pointe de la fissure ne permet pas

d'expliquer le retard. En effet un taux de surcharge relativement élevé devrait provoquer un écoulement tel que la fissure ne puisse pas repartir. Cependant on peut penser que le dommage cumulé pendant le niveau de base auquel s'est rajouté celui de la surcharge peut suffire à expliquer la propagation immédiatement après surcharge.

Il a été aussi suggéré que l'effet du retard pouvait être influencé par l'érouissage cyclique du matériau bien qu'il n'existe que peu de résultats à ce propos. On peut penser que l'effet de ce mécanisme reste minimal pour expliquer le retard. Cependant la vitesse de propagation dans la région du seuil dépend largement de la valeur de l'écartement du fond de fissure et de la valeur de la contrainte moyenne d'écoulement, après érouissage cyclique. KNOTT et PICKARD [42] émettent l'hypothèse que le travail intense de l'érouissage peut changer la déformation élastoplastique en déformation élastique. La vitesse après surcharge étant proche de celle existant près du seuil, on peut admettre que l'érouissage contribue au retard.

Un dernier aspect peut être évoqué comme contribuant au retard. Il s'agit de l'influence de la résistance du matériau (ou ductilité) sur la taille de la zone plastifiée de surcharge et sur l'état des contraintes et des déformations à la pointe de la fissure. Pour un matériau à faible résistance, la valeur de l'écartement du fond de fissure est plus élevée, ceci entraîne une modification importante des propriétés cycliques du matériau.

En conclusion il est important de signaler que d'autres études sont nécessaires pour évaluer l'importance relative des différents mécanismes sur le phénomène de retard. Il est probable que tous ces mécanismes n'entrent pas en jeu simultanément mais la présence de deux ou trois de ces mécanismes suffit largement à augmenter la durée du retard et voire même entraîner le blocage de la propagation.

III - METHODES EXPERIMENTALES

III.1. Matériau utilisé

Le matériau utilisé est un acier inoxydable austénitique du type Z3 CND 17 12 (ou 316L) couramment utilisé dans le domaine nucléaire (échangeurs de chaleur), dont la composition chimique et les caractéristiques mécaniques sont données dans les tableaux 2 et 3.

. Tableau 2 : Composition chimique (% de masse)

C	Mn	Si	S	P	Ni	Cr	Mo	Cv
0,03	1,83	0,45	0,004	0,027	11,99	17,24	2,43	0,55

Co	N	AL	Ars	B	T	O
0,11	0,07	0,045	0,016	14 ppm	0,05	59 pph

. Tableau 3 : Propriétés mécaniques

Prélèvement	Re _(0,2) MPa	Rm MPa	A %	Z %
Sens long	280 286	603 606	65,3 67,1	84,6 83
Sens travers	291 285	605 607	60,1 61,2	81,1 83,3

II.2. Eprouvettes

Nous avons utilisé deux types d'éprouvettes (KF et CT 30/25) (Figure 32, 33).

Toutes les éprouvettes ont subi un polissage manuel local sur les deux faces.

La gamme de papier abrasif utilisée pour cette opération est un papier au carbure de silicium 50; 120; 220; 400 μm .

La finition a été obtenue avec une pâte diamant 15; 9; 3 μm .

Le facteur d'intensité de contrainte K_I de l'éprouvette KF est donnée par la relation suivante.

$$K_I = \frac{PA}{B W \sqrt{W}} f(a/W)$$

P : charge appliquée

A : longueur entre appuis extérieurs

B : épaisseur de l'éprouvette

f(a/W) : fonction de calibration

W : largeur de l'éprouvette

$$f(a/W) = [5,96(a/W)^{1/2} - 7,39(a/W)^{3/2} + 38,92(a/W)^{5/2} - 69,66(a/W)^{7/2} + 74,44(a/W)^{9/2}]$$

III.3. Dispositif d'essai

III.3.1. Montage de flexion

Un dispositif de flexion quatre points a été spécialement étudié et réalisé (voir annexe) pour permettre l'utilisation d'éprouvettes de grandes dimensions. Ce dispositif autorise les essais à contrainte alternée.

L'originalité de ce dispositif est qu'il est monté sur lames de ressorts qui permettent d'accompagner l'éprouvette au cours de sa déformation : il n'y a donc aucun jeu lors des essais à rapports de charge négatifs.

III.3.2. Suivi de fissures

La longueur de la fissure a été suivie optiquement au moyen d'une loupe binoculaire grossissement 40, montée sur une table micrométrique au 1/100, qui se déplace parallèlement à une face de l'éprouvette. L'éclairage est assuré au moyen d'une lampe stroboscopique synchronisée à la fréquence de la machine d'essai.

III.3.3. Mesure du point d'ouverture

L'ouverture de la fissure a été déterminée par la méthode de "compliance".

L'enregistrement des cycles charge-ouverture $[P . \delta]$ (figure 34) a été obtenu au moyen d'un capteur à lames disposé à cheval sur l'entaille mécanique et maintenu pincé au moyen de couteaux vissés à 4,5 mm environ de part et d'autre du plan de fissuration.

La détermination du point d'ouverture d'un diagramme $[P . \delta]$ n'est pas toujours aisée. En effet, dans le cas de fermeture peu accentuée, les changements de pente sont très faibles. Pour obtenir une meilleure sensibilité, le cycle $[P . \delta]$ est transformé en cycle $[P . \delta']$ où $\delta' = \delta - \alpha P$ ⁵¹ ⁵² (figure 34). La constante α est ajustée de façon à ce que la partie linéaire du cycle coïncide avec l'axe vertical du repère.

III.4. Déroulement des essais

Tous les essais ont été effectués à une fréquence de 20 Hz sur une machine électrohydraulique asservie de ± 250 kN. Cette fréquence a été ramenée à 0,1 Hz pour l'enregistrement des diagrammes charge-ouverture.

Nous avons procédé à un seul essai par éprouvette, de façon à éviter toute interférence des résultats due à un éventuel effet mémoire du matériau : l'influence du chargement précédent peut en effet se poursuivre sur une longue distance.

De plus ceci permet de se placer dans les mêmes conditions de fermeture, les surcharges étant appliquées à une longueur de fissure donnée (13 mm après la sortie du chevron pour avoir une vitesse de propagation stabilisée).

IV - RESULTATS EXPERIMENTAUX

IV.1. Fatigue oligocyclique

IV.1.1. Ecrouissage cyclique

Les caractéristiques mécaniques monotones et cycliques ont été déterminées pour le matériau étudié à l'aide d'essais de fatigue plastique à déformation imposée ou essai de fatigue oligocyclique.

Lors d'un essai de fatigue oligocyclique, on observe une évolution de la contrainte maximale enregistrée à chaque cycle, qui est fonction de l'état initial du matériau. Ainsi pour chaque déformation totale cyclique imposée, on peut souvent déterminer un comportement stabilisé qui occupe la plus grande partie de la durée de vie de l'éprouvette. On peut donc tracer une courbe contrainte-déformation (figure 35) qui tiendra compte du comportement plastique stabilisé du matériau : la courbe d'écrouissage cyclique. Cette courbe sera au-dessus de la courbe de traction monotone lors d'un durcissement et en dessous pour les matériaux qui s'adoucissent.

Comme la courbe de traction monotone : la courbe d'écrouissage est approximée par la relation :

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = K' \left[\frac{\Delta\epsilon_p}{2} \right]^{n'}$$

$\frac{\Delta\sigma}{2}$ = Amplitude de la contrainte

$\frac{\Delta\epsilon_p}{2}$ = Amplitude de la déformation plastique

K' = Coefficient de résistance à la déformation cyclique

n' = Coefficient d'écrouissage cyclique

Dans le cas considéré, on observe une consolidation relativement élevée du matériau, et les caractéristiques de l'écrouissage cyclique sont données par le tableau 4.

En additionnant les deux expressions précédentes, on obtient l'expression de la déformation totale en fonction du nombre de cycles à la rupture, ou loi de MANSO-COFFIN (figure 36).

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

$$\frac{\Delta E_t}{2} = \frac{\Delta E_e}{2} + \frac{\Delta E_p}{2} = \text{Amplitude de la déformation totale}$$

Les coefficients obtenus expérimentalement sont donnés par le tableau 5.

. Tableau 5 : Coefficients de la loi de MANSO-COFFIN

Acier	$\frac{\sigma'_f}{E}$	b	E'f	c
Z3 CND 17-12	1,6	-0,20	30	-0,42

IV.2. Essai de fissuration

Afin de tester la fiabilité du dispositif de flexion quatre points (voir annexe); nous avons procédé de la façon suivante :

Dans un premier temps, on procède à un essai de fissuration avec un rapport de charge R=0,1 sur une éprouvette CT 30/25, à l'air ambiant et une température ambiante de l'ordre de 20°C.

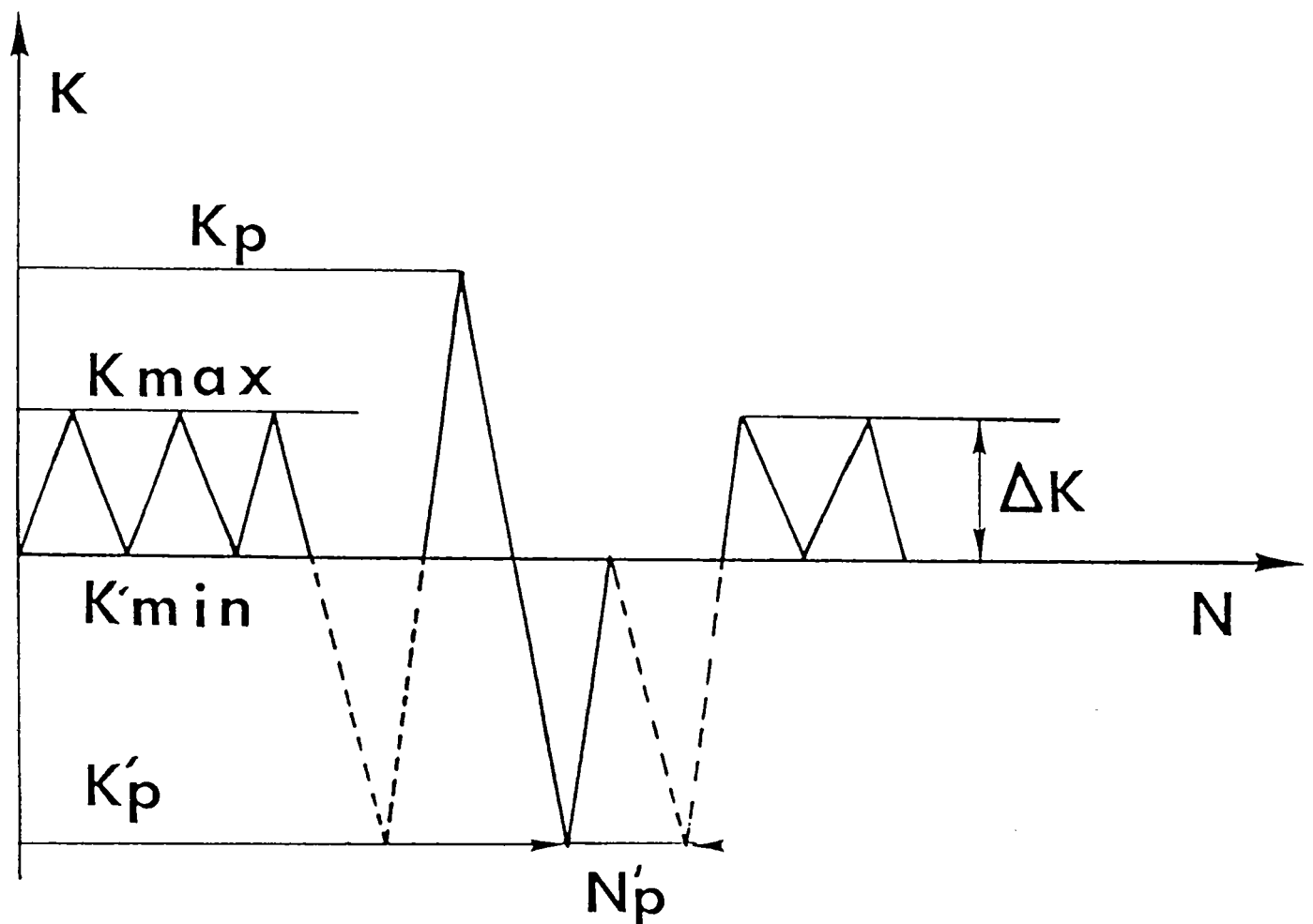
Dans un deuxième temps, deux essais de fissuration sont obtenus sur éprouvette KF avec les rapports de charges R=0; R=-1.

Les résultats obtenus (figure 37) montrent que les lois de propagation sont équivalentes dans les trois cas. En particulier le fait de travailler à

contrainte alternée ($R=-1$) n'influence pas la vitesse de propagation si l'on substitue K_{max} à la valeur de ΔK dans l'expression de la loi de Paris.

IV.3. Essai de surcharge

L'éprouvette est soumise à une sollicitation $\Delta K = K_{max} - K_{min} = \text{constante}$ (voir ci-dessous). Lorsque la vitesse atteint son régime stable, on augmente ou on diminue instantanément le facteur d'intensité de contrainte jusqu'à une valeur K_p ou K'_p selon que la/les surcharge(s) de compression est (sont) située(s) avant ou après la surcharge de traction, les paramètres d'essais sont définis comme suit :



K'p : facteur d'intensité de contrainte correspondant à la surcharge de compression.

Rp : Taux de surcharge de traction $R_p = \frac{K_p}{K_{max}}$

R'p : Taux de surcharge en compression $R'p = \frac{K'p}{K_{max}}$

N'p : Nombre de surcharges de compression

Le plan d'essai qui a été suivi est donné dans le tableau 6.

. Tableau 6 : Plan d'essai.

Conditions des surcharges de compression	K'p (MPa·m)	$R'p = \frac{K'p}{K_{max}}$	N'p
Avant la surcharge de traction	- 19	- 1	1
	- 38	- 2	1
Après la surcharge de traction	- 19	- 1	1
			10
	- 38	- 2	1
			10

IV.3.1. Essai de surcharge de compression

A partir du régime de base décrit ci-dessus une surcharge de compression (cf. III.4) a été appliquée avec un taux de surcharge de compression

$$R'p = \frac{K'p}{K_{max}} = -1$$

Quand on revient au chargement initial, on observe une légère augmentation de la vitesse de propagation (figure 38); cette accélération n'est pas immédiate, mais survient à 1 mm environ (figure 39). De plus la longueur de fissure affectée par la surcharge de compression reste très faible, de l'ordre de 1 mm.

IV.3.2. Essai de surcharge de traction

Nous venons de voir qu'une surcharge de compression produit une augmentation de la vitesse de propagation. Pour l'essai dans lequel on considère une surcharge de traction seule, on observe que la surcharge de traction provoque un effet contraire par rapport à la surcharge en compression. En effet la figure 40 montre qu'un taux de surcharge $R_p=2$ (cf. II.4) produit un ralentissement appréciable de la propagation pendant N_d cycles sur une longueur de fissure $@d$ (voir la définition de ces paramètres en figure 42). Ce ralentissement apparaît après une phase d'accélération (figure 41) qui s'étend sur une longueur $@_{acc}$ de 0,8 mm. La longueur de fissure sur laquelle la vitesse est minimale ($@_{v \text{ mini}}$) correspond à peu près à la moitié de la longueur affectée par les surcharges ($@d$) (figure 41). Le tableau ci-dessous présente une comparaison des caractéristiques d'accélération et de ralentissement dans le cas d'une surcharge de compression.

. Tableau 7 : Comparaison des caractéristiques de ralentissement et d'accélération.

Type de surcharge	@d (mm)	@ac (mm)	@vmin (mm)	Nd (cycles)	Vo (mm/cycle)	Vmax (mm/cycle)	Vmin (mm/cycle)
Surcharge de compression	1	1	/		$8,5 \cdot 10^{-6}$	$2 \cdot 10^{-5}$	/
Surcharge de traction	3,3	0,8	1,5	$1,8 \cdot 10^{+6}$	$6,5 \cdot 10^{-6}$	$5,5 \cdot 10^{-5}$	$1,7 \cdot 10^{-7}$

Cet essai a été effectué pour évaluer l'importance relative du retard provoqué par une surcharge de traction seule sur la propagation de la fissure.

De plus cet essai tient lieu de référence pour tous les essais. Cette référence servira notamment à voir dans quelle mesure des surcharges de compression peuvent perturber le phénomène du retard après surcharge de traction.

IV.3.3. Essai de surcharge de compression appliquée avant ou après la surcharge de traction

A la suite de ce qui a été dit dans le paragraphe précédent, on se propose maintenant d'explorer l'influence d'une séquence de surcharges de compression avant ou après une surcharge de traction. On la comparera à la référence mentionnée précédemment. Dans ce cas on se propose de comparer l'effet d'une surcharge de compression avant ou après la surcharge de traction. Les conditions du chargement de base sont les-mêmes que celles données dans le paragraphe (IV-3) avec un taux de surcharge en compression $R'p = -1$ (figures 43, 44, 45, 46).

On observe que la longueur de fissure affectée par les surcharges (@d) reste pratiquement constante. Cependant le nombre de cycles du retard (Nd) diminue d'une façon significative selon que la surcharge de compression est appliquée avant ou après la surcharge de traction.

La distance sur laquelle se produit l'accélération (@ac), la longueur de fissure sur laquelle la vitesse est minimale (@v min.), et la vitesse minimale (Vmin), sont constantes. Cependant on peut signaler l'effet suivant : dans le cas où la surcharge de compression est située avant la surcharge de traction, la vitesse maximale atteinte (Vmax) est légèrement plus élevée.

. Tableau 8 : Evolution des caractéristiques de ralentissement et d'accélération selon la position de la surcharge en compression.

	@d mm	@ac mm	@v min. mm	Nd	Vo mm/cycle	Vmax mm/cycle	Vmin mm/cycle
Référence Surcharge de trac- tion seule	3,6	0,8	1,5	$1,8 \cdot 10^6$	$6,5 \cdot 10^{-6}$	$5,5 \cdot 10^{-5}$	$1,7 \cdot 10^{-7}$
R'p=-1 Avant	3,2	1,1	1,2	$0,6 \cdot 10^6$	$9 \cdot 10^{-6}$	$2 \cdot 10^{-5}$	$6 \cdot 10^{-7}$
R'p=-1 Après	3,5	0,8	1,3	$1,06 \cdot 10^6$	$6,5 \cdot 10^{-6}$	$2 \cdot 10^{-5}$	$6 \cdot 10^{-7}$

IV.4. Analyse des résultats

IV.4.1. Influence de taux de surcharge en compression R'p

Dans ce paragraphe, on se propose d'étudier l'influence du taux de surcharge en compression R'p placée avant ou après la surcharge de traction. On observe qu'une surcharge de compression avant ou après la surcharge de traction produit un retard plus faible que celui obtenu par une surcharge de traction seule.

Ce retard est d'autant plus faible que le taux de surcharge en compression est élevé, et ce lorsque la surcharge de compression précède celle de traction. Cette observation se confirme nettement par l'examen du rapport V_0/V_{min} (cf. tableau 9). On observe que ce rapport est réduit d'environ 50 % dans le cas où $R'p = -2$ par rapport à l'essai de référence (surcharge de traction seule) (figures 43, 44, 45, 46).

Tableau 9 : Influence du taux de compression R'p ($N'p = 1$, la surcharge de compression précède la surcharge de traction).

R'p	σ_d (mm)	σ_{ac} (mm)	σ_v min. (mm)	Nd (cycle)	V_0 (mm/cycle)	V_{max} (mm/cycle)	V_{min} (mm/cycle)	V_0/V_{min}	V_{max}/V_0
Référence Surcharge de trac- tion seule	3,6	0,8	1,5	$1,8 \cdot 10^6$	$6,5 \cdot 10^{-6}$	$5,5 \cdot 10^{-5}$	$1,7 \cdot 10^{-7}$	38	8
-1	4	0,8	1,4	$1,2 \cdot 10^6$	$6 \cdot 10^{-6}$	$6 \cdot 10^{-6}$	$2,5 \cdot 10^{-6}$	24	10
-2	3,2	1,1	1,4	$0,75 \cdot 10^6$	$9 \cdot 10^{-6}$	10^{-6}	$6 \cdot 10^{-7}$	15	11

On constate également que le phénomène d'accélération après surcharges (caractérisé par le rapport V_{max}/V_0) augmente d'une façon significative par rapport à l'essai de référence si le taux de surcharge ($R'p$) est élevé (cf. tableau 9).

Plusieurs explications peuvent être avancées aux constatations précédentes.

L'application d'une surcharge de compression avant ou après la surcharge de traction diminue la valeur de l'écartement du fond de fissure par rapport à celle de l'essai de référence (un émoussement moindre implique un moindre ralentissement).

Elle diminue aussi sensiblement l'intensité et le champ des contraintes résiduelles de compression induit par la surcharge de traction à la pointe de la fissure, qui subsiste lors du retour au niveau de base.

IV.4.2. Influence du nombre de surcharges en compression $N'p$

L'application d'un nombre de surcharges en compression élevé (ex $N'p = 10$) après la surcharge de traction diminue la durée du retard d'une façon significative (on fait remarquer que cette durée du retard est toujours comparée à l'état de référence que nous avons choisi, c'est-à-dire l'application d'une surcharge de traction seule) (figures 47, 48, 49, 50). On peut cependant signaler que dans le cas $R_p = -1$, $N'p = 10$ une dispersion de la mesure du retard relativement élevée a été observée. Cette dispersion est attribuée à l'effet de l'environnement, puisque cet acier y est relativement sensible (cf. paragraphe IV.4.4.).

On constate également que dans le cas $R'p = -2$ et $N_p = 10$, le rapport V_0/V_{min} montre que le retard reste plus élevé par rapport à $R'p = -1$ et $N'p = 10$. Ceci est à rapprocher des valeurs de la zone affectée $@d$ et de la distance $@v_{min}$ qui sont alors elles aussi plus importantes (cf. tableau 10).

Tableau 10 : Influence du nombre de surcharges en compression (les surcharges de traction suivent la surcharge de traction)

N'p	R'p	@d (mm)	@Vmin (mm)	Nd (cycle)	Vo (mm/cycle)	Vmin (mm/cycle)	Vo/Vmin
Référence surcharge de traction seule		3,6	1,5	$1,8 \cdot 10^6$	$6,5 \cdot 10^{-6}$	$1,7 \cdot 10^{-7}$	38
1	-1	3,3	1,1	$1,1 \cdot 10^6$	$8 \cdot 10^{-6}$	$5,5 \cdot 10^{-7}$	14,5
10	-1	3,5	1,2	$0,8 \cdot 10^6$	$8 \cdot 10^{-6}$	$2 \cdot 10^{-6}$	4
	-1	3,3	1,3	$1,1 \cdot 10^6$	$5 \cdot 10^{-6}$	$6 \cdot 10^{-7}$	8,3
	-2	4,5	2	$0,44 \cdot 10^6$	$2,5 \cdot 10^{-6}$	$2 \cdot 10^{-6}$	10

De plus il apparaît que pour un taux de surcharge en compression constant ($R_p = -1$) l'augmentation de N'p de 1 à 10 diminue sensiblement l'intensité de retard.

IV.4.3. Influence de la position de la surcharge de compression

Une surcharge de compression de même intensité appliquée avant ou après la surcharge de traction ne provoque pas le même retard. En effet si celle-ci est appliquée après la surcharge de traction, le retard ainsi obtenu est plus faible à $R'p$ constant. Comme on peut le remarquer dans le tableau 11 au moyen du rapport $Vo/Vmin$.

Tableau 11 : Influence de la position de la surcharge de compression par rapport à celle de traction.

N'p=1	R'p	@d (mm)	@Vmin (mm)	Nd (cycle)	Vo (mm/cycle)	Vmin (mm/cycle)	Vo/Vmin
Référence surcharge de traction seule		3,6	1,5	$1,8 \cdot 10^{-6}$	$6,6 \cdot 10^{-6}$	$1,7 \cdot 10^{-7}$	38
Surcharge de compression avant surcharge de traction	-1	4	1,4	$1,2 \cdot 10^{-6}$	$6 \cdot 10^{-6}$	$2,5 \cdot 10^{-7}$	24
	-2	3,2	1,2	$0,75 \cdot 10^{-6}$	$9 \cdot 10^{-6}$	$6 \cdot 10^{-7}$	15
Surcharge de compression après surcharge de traction	-1	3,3	1,5	$1,06 \cdot 10^{-6}$	$8 \cdot 10^{-6}$	$5,5 \cdot 10^{-7}$	14,5
	-2	4	1,3	$1,1 \cdot 10^{-6}$	$6 \cdot 10^{-6}$	$6 \cdot 10^{-7}$	10

On observe également quelle que soit l'intensité de la surcharge en compression et la position de la surcharge de traction, l'étendue de la zone affectée @d et la distance @vmini sont sensiblement équivalentes. De plus on remarque que la décélération est quasiment constante (figures 43, 44, 45, 46).

IV.4.4. Evolution du rapport d'ouverture U

A partir des résultats expérimentaux, deux types de courbes ont été tracés pour nous permettre d'analyser l'évolution de la fermeture de fissure avant et après surcharges. Un premier type de courbe $U = f(a)$ donnant la variation du rapport d'ouverture U en fonction de la longueur de fissure nous permet de donner une évolution globale de la fermeture de la fissure après surcharges. Un deuxième type de courbe $U = f(N)$ donnant l'évolution du rapport d'ouverture en fonction du nombre de cycles après surcharges permet de visualiser l'effet de la reprise du cyclage au niveau de base sur la fermeture de fissure.

Pendant la propagation stable de la fissure, on obtient un rapport d'ouverture U qui est d'environ 0,4 correspondant à $K_{Ic} = 11 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Ceci peut être attribué à la résistance du matériau qui est très faible, et à l'étendue de la zone plastifiée responsable de contraintes résiduelles de compression élevées à la pointe de la fissure.

On observe que l'application d'une surcharge de traction et/ou compression ou inversement provoque une perturbation importante sur le rapport d'ouverture.

IV.4.4.1. Influence d'une surcharge de compression avant surcharge de traction sur le rapport U

On remarque que la distance à laquelle la vitesse est minimale (v_{\min}) correspond à la valeur minimale du rapport d'ouverture U (cf. tableau 12). Le rapport U et la vitesse évoluent de façon similaire dans leur retour à leur valeur initiale (figures 51 à 54).

Tableau 12 : Evolution des caractéristiques de ralentissement et d'accélération (surcharges de compression avant celle de traction).

	Vo (mm/cycle)	@d (mm)	@Vmin (mm)	@Umin (mm)	Uo	Umax	Umin
Référence Surcharge de traction seule	$6,5 \cdot 10^{-6}$	3,3	1,5	1,5	0,4	0,7	0,25
R'p = -1 N'p = 1	$6 \cdot 10^{-6}$	3,2	1,4	1,6	0,38	0,65	0,22
R'p = -2 N'p = 1	$9 \cdot 10^{-6}$	3,3	1,3	1,4	0,41	0,85	0,2

L'augmentation du taux de surcharge en compression ne semble pas avoir d'influence sur la valeur de Umin, mais elle provoque une augmentation de Umax.

IV.4.4.2. Influence de surcharges de compression après surcharge de traction sur le rapport U

On constate que le nombre de surcharges de compression appliquées après la surcharge de traction n'exerce pas d'influence particulière sur la valeur de Umin (cf. tableau 13), ni sur la distance @vmin nécessaire pour l'atteindre. On constate cependant que l'augmentation du nombre de surcharges de compression entraîne une augmentation de Umax (figures 55, 56 et 57).

. Tableau 13 : Evolution des caractéristiques de ralentissement et d'accélération (surcharges de compression après la surcharge de traction).

	No (mm/cycle)	@d (mm)	@ac (mm)	@Vmin (mm)	@Umin (mm)	Uo	Umax	Umin
Référence Surcharge de trac- tion seule	$6,5 \cdot 10^{-6}$	3,3	0,8	1,5	1,5	0,4	0,7	0,25
R'p = -1 N'p = 1	$8 \cdot 10^{-6}$	3,3	0,8	1,5	1,3	0,4	0,51	0,36
R'p = -1 N'p = 10	$5 \cdot 10^{-6}$	4,6	0,8	1,1	1,6	0,4	0,61	0,3
R'p = -2 N'p = 1	$6 \cdot 10^{-6}$	4	0,8	1,3	2	0,39	0,56	0,25
R'p = -2 N'p = 10	$2 \cdot 10^{-6}$	3,4	1,2	2	2,0	0,38	0,75	0,25

IV.4.4.3. Double ouverture

Au cours de la propagation de la fissure dans la zone affectée (@d), à partir d'une certaine distance, on observe l'apparition de deux pentes bien distinctes sur les diagrammes (P - δ'), correspondant, apparemment, à une double ouverture (zone 3 figure 58). Sur cette figure, ont été reportés l'évolution de la vitesse en fonction de la longueur de fissure, et les différents types de diagrammes (P - δ') rencontrés. Le tableau 14 présente les caractéristiques de cette double ouverture.

. Tableau 14 : Domaine d'existence de la double ouverture.

Référence	@app (mm)	@dis (mm)	@Vmin (mm)
Surcharge de traction seule	0,75	2,3	1,5
Surcharge de compression avant traction R'p=-2 N'p=1	0,70	1,2	1,3
Surcharge de compression avant traction R'p=-1 N'p=1	1	1,00	1,4
Surcharge de compression après traction R'p=-1 N'p=10	1,02	0,98	1,3

@app : Distance correspondant à l'apparition de la double ouverture.

@dis : Distance correspondant à la disparition de la double ouverture.

Ce double point d'ouverture a été obtenu quelle que soit la position de la surcharge de compression par rapport à celle de la traction et quel que soit le nombre de surcharges de compression après celle de traction.

L'existence de ce second point d'ouverture sur le diagramme (P - δ') ne remet pas en cause les mesures du premier point d'ouverture. Ce premier point correspond à la notion classique du point d'ouverture selon ELBER et son évolution en fonction de la longueur de fissure (il augmente après surcharge) est cohérente avec l'évolution de la vitesse de propagation (elle diminue après surcharge).

V - DISCUSSION

V.1. Synthèse des résultats

Les résultats ont été obtenus en étudiant l'influence :

- d'une surcharge de compression,
- d'une surcharge de traction,
- d'une surcharge de compression avant ou après celle de traction,
- de plusieurs surcharges de compression après celle de traction.

Ces résultats peuvent être résumés par les points suivants :

- Une surcharge de compression provoque une légère accélération de la vitesse de fissuration. Ce phénomène a déjà été observé [9, 10, 12, 13, 14].
- Une surcharge de traction provoque un ralentissement de la vitesse de propagation de la fissure. Cette observation confirme un résultat maintenant bien établi [4, 5, 6, 7, 8].
- Une surcharge de compression située avant ou après celle de traction provoque un retard moindre que dans le cas de l'application d'une surcharge de traction seule [9, 12].
- La position d'une surcharge unique de compression par rapport à celle de traction ne semble pas intervenir, tout au moins dans les conditions d'essai retenues. Les résultats enregistrés dans l'un ou l'autre cas sont équivalents.
- ~~Les influences~~ du taux de surcharge en compression R/p et du nombre de surcharges en compression N/p ~~n'ont pas été étudiées à notre connaissance à ce jour.~~ ^{ont fait l'objet} On montre que la durée du retard est d'autant plus faible que le nombre de surcharges de compression N/p et le taux de surcharge de compression R/p sont élevés.

à notre connaissance n'ont pas fait l'objet de publication

V.2. Rôle de la fermeture

V.2.1. Evolution du rapport U

Les résultats obtenus montrent que le rapport d'ouverture U évolue de façon similaire à la vitesse de propagation : ils atteignent leur minimum et retrouvent leur valeur initiale aux mêmes distances de propagation. Ces résultats diffèrent de ceux déjà existants [31, 27, 28]. Il faut signaler un phénomène de double ouverture qui apparaît après une certaine propagation dans la zone affectée. Ce phénomène a été observé quelle que soit la position de la surcharge de compression par rapport à celle de traction, et quel que soit le nombre de surcharges appliquées. Ce phénomène pourrait être expliqué de la façon suivante : le premier point d'ouverture correspondrait à l'ouverture uniquement de la pointe de la fissure émoussée et le deuxième point correspondrait à l'ouverture de la zone restée en contact le long des lèvres de la fissure. Il faut remarquer que ce phénomène peut être compliqué par une différence d'ouverture à coeur et en peau de l'éprouvette.

V.2.2. Observation des zones plastifiées

L'estimation des zones plastifiées dues aux surcharges est un problème important, pour évaluer l'importance relative des zones où la vitesse de fissuration est perturbée. Deux techniques permettent d'obtenir la taille de la zone contractée en peau d'éprouvette. Cette zone peut être considérée comme une estimation par excès de la taille de la zone plastifiée.

La première technique fait appel à un faisceau de lumière rasante qui permet de faire apparaître les changements de relief. La photographie présentée en figure 59 montre nettement la zone contractée régulière qui reflète le sillage plastique créé par la fissuration au niveau de base et la zone créée par l'application des surcharges. Cette dernière a la forme d'ailes de papillons sous lesquelles il n'apparaît pas de zone contractée correspondant au niveau de base, figurant ainsi une absence de sillage plastique sur cette distance. Cette

distance correspond à la distance affectée par les surcharges déterminées à partir de l'évolution de la vitesse de fissuration en fonction de la longueur de fissure (figures 44 et 46).

Une deuxième technique consiste à explorer la région de la zone affectée au moyen d'un rugosimètre. Dans ce cas, on visualise des zones contractées qui sont les mêmes quel que soit le type de surcharge appliqué (figures 60 et 61).

V.2.3. Oxydation des surfaces de rupture

On observe par examen au microscope à balayage (figure 62) des débris d'oxyde sur la surface de rupture. Ces débris d'oxyde peuvent être attribués [36] à un mécanisme de fretting. Les contraintes résiduelles provoquent le tribo-contact nécessaire à ce mécanisme. Le frottement est fonction de la rugosité de la surface, mais aussi des conditions de fissuration. En effet, dans le cas d'une vitesse de fissuration faible, comme pendant la phase de ralentissement après surcharge, la progression de la fissure est du type cristallographique. Il en résulte localement un mode mixte de propagation I + II, ce qui accroît le frottement et par voie de conséquence la couche d'oxyde.

Le ralentissement de la fissure est accentué par un mécanisme de fermeture induit par l'oxydation [34], l'accroissement de la couche d'oxyde favorisant la fermeture de fissure par effet de coin, et donc réduisant l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte efficace.

Les débris d'oxyde qui résultent de la rupture de la couche d'oxyde du fait du talonnage de la fissure participent aussi à la fermeture.

V.2.4. Déviation de la fissure

Nous avons également observé (figure 63) que l'application des surcharges provoque deux phénomènes :

- une déviation de la fissure,
- la création d'une ou deux fissures secondaires.

Ces observations correspondent à des phénomènes visibles en surface de l'éprouvette. Ces deux phénomènes peuvent être cités comme une source susceptible d'augmenter la durée du retard après surcharges. Ce changement de direction de propagation de la fissure entraîne un mode mixte de propagation et le facteur d'intensité de contrainte local se décompose selon les modes I et II.

Le phénomène de fermeture dû à cette déviation est appelé fermeture par frottement, et il se cumule aux contributions citées précédemment pour accroître l'amplitude du retard.

V.3. Rôle de l'émoussement à la pointe de la fissure

V.3.1. Mise en évidence de l'émoussement de la pointe de la fissure après l'application des surcharges sur les diagrammes [P - δ]

Un émoussement de la pointe de la fissure devrait être la conséquence inévitable de la surcharge. Cet émoussement joue vraisemblablement un rôle dans la modification de la vitesse de fissuration. Il peut être mis en évidence sur les diagrammes charge-déplacement [P - δ].

Nous comparons les déplacements résiduels après surcharge dans les trois situations suivantes :

- une surcharge de compression de rapport de charge $R'p = -2$ située avant la surcharge de traction (figure 64),
- une surcharge de compression de rapport de charge $R'p = -1$ située après celle de traction (figure 65),

- une surcharge de compression de rapport de charge $R'p = -2$ située après une surcharge de traction (figure 66).

Sur les diagrammes [P - δ], on détermine, à charge nulle, les déplacements suivants :

- δ
- le déplacement total δ_E de la pointe de la fissure,
 - le déplacement créé par la surcharge de compression δ_c ,
 - le déplacement résiduel δ_r qui subsiste après la séquence de surcharge de traction compression ou vice versa (figure 67).

Cet émoussement a été également mis en évidence par une technique d'image stéréographique (figure 68).

On observe que le déplacement résiduel de la séquence compression-traction $\delta_{rés}^{CT}$ est supérieur au déplacement résiduel de la séquence de surcharges traction-compression $\delta_{rés}^{TC}$.

On constate également que lorsque le rapport de surcharge de compression $R'p$ augmente, la valeur de l'écartement du fond de fissure résiduel diminue. Cet effet tend à redonner à la fissure son acuité initiale, d'où une diminution de la durée du retard.

aussi

V.3.2. Influence de l'émoussement sur les contraintes résiduelles de compression

L'émoussement résiduel provoque une redistribution des contraintes de la façon suivante (figure 69).

L'amplitude de la contrainte maximale en fond de fissure est réduite.

Le gradient de contrainte est légèrement modifié puisqu'en fatigue, on est à la fois sensible à la contrainte maximale et au gradient de contrainte. L'émoussement provoque donc une action de ralentissement de la fissure. Mais après émoussement, les deux lèvres de la fissure ne sont plus en contact

(figure 69), ce qui augmente la valeur de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte effectif et donc par conséquent accélère la vitesse de fissuration. La redistribution des contraintes et des déformations après surcharges est plus complexe car elle diffère selon le degré de triaxialité des contraintes. La fissure ne se propage pas de la même façon à coeur et en peau de l'éprouvette. Bloquée d'abord en peau, elle avance à coeur, puis le fond de fissure se régularise, ce qui peut expliquer les accélérations observées en surface.

On postule que la longueur de fissure où l'accélération se produit (1 mm environ) est la conséquence de l'éroussement (figure 69 et 70). Les contraintes résiduelles peuvent entraîner une modification de la géométrie du plan de contact des lèvres de la fissure (figure 69-4), ce qui accroît l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte efficace.

- Dans certaines circonstances importantes peuvent être...

V.4. Modélisation du phénomène

Les considérations sur l'évolution du facteur d'intensité de contrainte effectif incitent à s'appuyer sur ce paramètre en vue de modéliser le phénomène de retard. Les bases de cette modélisation reposent sur une explication proposée par MARISSSEN, et une évolution de ΔK_{eff} selon MATSUOKA.

V.4.1. Description de la distribution de contraintes résiduelles d'après MARISSSEN

MARISSSEN [16] a proposé une explication du rôle des surcharges de compression sur la propagation des fissures de fatigue. La représentation de la distribution des contraintes résiduelles est basée sur le principe de superposition. Au déchargement, il apparaît une petite zone plastifiée cyclique (figure 71) conforme au modèle de RICE [50]. Quand on applique la surcharge de compression, une zone plastifiée de compression importante se développe (figure 71-2). Puis, ~~quant~~ au déchargement, MARISSSEN suppose que la distribution des contraintes peut être obtenue en supposant à l'état une contrainte locale de compression égale à la contrainte globale appliquée. Il considère que la dis-

tance, sur laquelle les contraintes résiduelles agissent, reste inchangée, mais leur intensité diminue (figure 71-3); le facteur d'intensité de contrainte leur correspondant décroît aussi.

V.4.2. Représentation schématique des contraintes résiduelles de compression et de l'érousement de la pointe de la fissure en fonction du chargement appliqué

Dans ce paragraphe, on se propose de visualiser schématiquement ce qui se passe à la pointe de la fissure. Il ressort de nos résultats expérimentaux que les contraintes résiduelles de compression et l'érousement de la pointe de la fissure, engendrés par les surcharges, sont les principaux mécanismes qui participent au phénomène du retard. On présente successivement (figure 72) :

- le type de chargement appliqué,
- le champ de contrainte résiduel de compression provoqué par ce chargement,
- l'étendue des zones plastifiées monotones et cycliques,
- l'évolution de l'érousement de pointe de la fissure en fonction du chargement appliqué.

Ces estimations sont faites dans le cas où l'éprouvette est déchargée, c'est-à-dire que la contrainte globale est nulle.

En (A) (figure 72), on suppose que l'estimation des zones plastifiées cycliques et monotones provoquées par un chargement à amplitude selon le modèle d'IRWIN^{Rice}, reste valable.

En (B), si une surcharge de compression est appliquée à la suite d'un essai de fissuration par fatigue, on suppose que la configuration proposée par IRWIN^{Rice} reste toujours valable et on introduit les hypothèses de MARISSSEN.

Ce modèle a été expliqué dans le chapitre II.2.1.

Cette configuration nous permet de faire trois observations importantes :

- On observe que le champ de contraintes résiduelles de compression a diminué par rapport à la configuration précédente. Elles sont représentées par l'aire hachurée. Par conséquent, à la pointe de la fissure, le facteur d'intensité de contrainte effectif est plus grand que dans le cas précédent.
- On observe également que la zone plastifiée cyclique a largement augmenté; ceci est la conséquence directe de l'application de la surcharge de compression.
- Ce type de sollicitation provoque un rapprochement des lèvres de la fissure (figure 64), conduisant systématiquement à une fissure émoussée par rapport à l'état précédent.

moins

Ces trois observations suffisent pour expliquer ce phénomène d'accélération momentanée de la propagation de fissure.

En (C), on considère dans ce cas les conditions d'une surcharge de traction. Cette étude a été également développée dans le chapitre II.2.1., dont on rappelle les résultats principaux.

- On observe que les zones plastifiées cycliques et monotones sont plus importantes.
- Un émoussement important de la pointe de la fissure provoqué par l'importance de l'écroutissage durant la surcharge de traction.

On se ramène aux conditions d'un ralentissement de propagation dans la zone affectée (d).

En (D), la surcharge de compression est située avant celle de traction; on suppose que le facteur d'intensité de contrainte situé dans la partie négative du cycle n'a pas d'influence sur la zone plastifiée.

En (E), on fait les mêmes constatations que dans le cas B; sauf que dans ce cas, les zones plastifiées sont cette fois-ci obtenues par l'application d'une surcharge de traction suivie de celle de compression.

En définitif, il en résulte que dans chaque cas, l'application d'une surcharge de compression diminue l'amplitude des contraintes résiduelles et donc le phénomène du retard. On modélisera ce phénomène en modifiant la valeur du rapport U. Les paragraphes suivants décrivent la procédure.

V.4.2.1. Cas d'un chargement à amplitude constante

MARISSSEN [16] propose une relation permettant de calculer le facteur d'intensité de contrainte d'ouverture en fonction de la distribution des contraintes résiduelles de compression derrière la pointe de la fissure (figure 73).

Ce facteur d'intensité de contrainte d'ouverture K_{ouv} est donné en fonction de la limite d'élasticité du matériau en compression σ_{ve} et de la distance C de contact derrière la pointe de la fissure.

Cette relation est écrite en utilisant la solution proposée par TADA [54]

$$K_{ouv} = \int_{x=0}^{x=C} \sigma_c \sqrt{\frac{2C}{\pi x}} dx \quad \text{ou} \quad \sigma_c \sqrt{\frac{2C}{\pi x}} dx$$

après interprétation
$$K_{ouv} = \sqrt{\frac{2C}{\pi}} \sigma_{ve} \quad (1)$$

Comme de nombreux auteurs, nous ferons l'hypothèse que la vitesse de fissuration est gouvernée par la loi d'ELBE. R

$$\frac{da}{dn} = C (U_0^\beta)^m = C [U_0^\beta \Delta K]^m \quad (2)$$

U_0^β : constitue le rapport d'ouverture de base pour le chargement à amplitude constante.

Le rapport d'ouverture U_0^β peut être encore écrit en fonction des paramètres expérimentaux comme ΔK et R .

$$U_0^\beta = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = \frac{1}{1-R} - \frac{K_{ouv}}{\Delta K} \quad (3)$$

La valeur de K_{ouv} peut être considérée comme caractéristique du matériau, comme le montre la figure 74 ^{issue} des travaux de BIGNONNET [55]. Ceci permet de calculer la distance C sur laquelle se produit le contact derrière la pointe de la fissure, en fonction des paramètres expérimentaux. Cette distance est obtenue à partir des relations (1) et (3). Cette relation s'écrit alors :

$$C = \frac{\pi}{2} \left[\frac{\Delta K}{\sigma_{yc}} \right]^2 \left[\frac{1}{1-R} - U_0 \right] \quad (4)$$

On considèrera par la suite, comme le fait MARISSSEN, que la distance de contact C est constante pour un chargement de base.

V.4.2.2. Cas d'une surcharge de compression

L'application d'une charge de compression pendant un essai de fissuration modifie le champ et l'intensité des contraintes résiduelles de compression (figures 75 et 76). Toujours selon MARISSSEN, le facteur d'intensité de contrainte d'ouverture s'écrit de la façon suivante :

$$K_{ouv} = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \sigma_{yc} \int_C^{\infty} \left(x^{-3/2} - C^{-3/2} \right) dx$$

Première partie $C(\sigma_y/\sigma_{yc})^2 \leq x \leq \infty$

$$+ \sqrt{\frac{2}{\pi}} (\sigma_{yc} - \sigma_y) \int_0^C \left(C(\sigma_c/\sigma_{yc})^2 x^{-3/2} \right) dx$$

α

Deuxième partie $C(\sigma_c/\sigma_{yc})^2 < x < 0$

Après intégration, on trouve :

$$K_{ouv} = \sqrt{\frac{2C}{\pi}} \sigma_{yc} \left[1 - \left[\frac{\sigma_c}{\sigma_{yc}} \right]^2 \right] \quad (5)$$

Le rapport d'ouverture qui lui correspond est obtenu par la relation :

$$U_{sc} = \frac{1}{1-R} - \sqrt{\frac{2C}{\pi}} \frac{\sigma_{yc}}{K} \left[1 - \left[\frac{\sigma_c}{\sigma_{yc}} \right]^2 \right] \quad (7)$$

V.4.2.3. Influence d'une surcharge de traction

Dans ce cas, on pourrait calculer le rapport d'ouverture de la surcharge de traction U_{ST} à partir des relations (1) et (3) en remplaçant le facteur d'intensité de contrainte de base ΔK par le facteur d'intensité de contrainte relatif à la surcharge ΔK_p . Cette relation s'écrit :

$$U_{ST} = \frac{1}{1-R} - \sqrt{\frac{2C}{\pi}} \cdot \frac{\sigma_{yc}}{\Delta K_p} \quad (8)$$

V.4.2.4. Cas d'une surcharge de traction suivie d'une surcharge de compression

Il ressort de nos résultats expérimentaux que l'évolution d'une surcharge de traction compression est similaire à celle d'une surcharge de traction seule, mais on observe que la durée du retard est plus faible que celle obtenue dans le cas d'une surcharge de traction seule.

L'évolution du rapport d'ouverture est, dans ce cas, obtenue après surcharges des relations (1) et (5) :

$$K_{ouvSTSC} = K_{ouvST} \cdot \frac{\sigma_{yc}^2 - \sigma_c^2}{\sigma_{yc}^2} \quad (10)$$

Cette relation est basée sur l'hypothèse d'un simple effet commutatif.

Le rapport d'ouverture de la séquence de surcharge de traction compression U_{STSC} s'écrit alors :

$$U_{STSC} = \frac{1}{1-R} - \frac{\sigma_{yc}^2 - \sigma_c^2}{\sigma_{yc}^2} \cdot \frac{K_{ouv}}{\Delta K} \quad (11)$$

V.4.3. Adaptation du modèle proposé

Pour décrire l'évolution de la vitesse de fissuration lors de l'incorporation d'une surcharge de compression avant et après celle de traction, nous faisons appel à un modèle fondé sur la validité de la relation d'ELBER dans le cas d'un chargement à amplitude non constante.

Ce modèle décrit l'évolution du rapport U pendant la phase de perturbation de la propagation de fissure.

Cette évolution de U est représentée par deux branches :

- une branche descendante,
- une branche montante.

Après l'application de la surcharge, le rapport U varie linéairement entre les points $@_0$ et $@_{vmin}$ d'une façon décroissante. Il s'accroît linéairement entre les points $@_{vmin}$ et $@_d$. Cette évolution doublement linéaire est similaire à celle proposée par MATSUOKA [19], confortée par les résultats de nos expériences

~~(figure 3).~~

Les points particuliers de cette évolution $@_{vmin}$ et $@_d$ ont été précisés eux aussi à partir de nos expériences. $@_{vmin}$ a été trouvé comme étant égal à la taille de la zone plastifiée cyclique de la surcharge de traction calculée de la façon suivante :

$$w_{z}^{\pm} = \frac{1}{4\pi} \left[\frac{\Delta K}{\sigma_y} \right]^2$$

On considérera que cette relation est également utilisée dans le cas où la surcharge de compression est située avant celle de traction.

$$W_c^* = \frac{1}{4\pi} \left[\frac{\Delta K}{\sigma_{yc} - \sigma_c} \right] = \frac{1}{4\pi} \left[\frac{\Delta K - \Delta K_c}{\sigma_{yc}} \right]$$

Cette relation est utilisée dans le cas où la surcharge de compression est située après celle de traction, selon le principe de superposition (figure 76).

Remarquons également que la taille de la zone plastifiée cyclique est calculée en contrainte plane, et que l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte est prise comme étant égale à celle située dans la partie positive du cycle. @d a été retrouvé expérimentalement comme étant égal à $2W_c^*$ calculé dans le cas d'une surcharge seule.

Les valeurs relevées de ces points particuliers ne sont pas en accord avec les résultats et le modèle proposé par d'autres auteurs, et dont les valeurs sont présentées dans le tableau 15. Cette différence peut vraisemblablement s'expliquer par la capacité d'écrouissage cyclique importante du Z3 CND 17 12 (ou 316L). (Fig 35)

. Tableau 15 : Ce tableau représente les différentes valeurs de α_{vmin} et de α_d trouvées expérimentalement par ces auteurs.

	α_{vmin}	α_d
MATSUOKA [19]	$0,53 W_{\Sigma}$	$1,5 W_{\Sigma}$
TAIRA [22]	$0,5 W_{\Sigma}$	$1,5 W_{\Sigma}$
CLERIVET [55]	W_{Σ}	W_{Σ}
LOVAH [7] <i>Louah</i>	W_{Σ}	W_{Σ}
CHEHINI [5] <i>chehimi</i>	$W_{\Sigma}/3$	W_{Σ}
CHERGUI	W_{Σ}	$2 W_{\Sigma}$

Compte tenu des hypothèses annoncées, l'évolution du rapport d'ouverture U se présente sous la forme :

$$U_{stsc} = U_{st} - \frac{\sigma_{yc}^2 - \sigma_c^2}{\sigma_{yc}^2} \left[\frac{1}{W_{\Sigma}} - \frac{1}{2W_{\Sigma}} \right] x = U_1$$

Pour $0 \leq x \leq W_{\Sigma}$

$$U_{stsc} = U_1 - \frac{1}{2} \left[\frac{\sigma_{yc}^2 - \sigma_c^2}{\sigma_{yc}^2} \right]^2 \left[\frac{1}{W_{\Sigma}} - \frac{1}{2W_{\Sigma}} \right] (x - W_{\Sigma})$$

$W_{\Sigma} < x < 2W_{\Sigma}$

Dans le cas où plusieurs surcharges de compression ont été appliquées ^{N^p} après celle de traction, les relations précédentes deviennent alors : ~~N^p~~

$$U_{(STSC)N'p} = U_{ST} - \frac{1}{2} \left[\frac{\sigma_{yc}^2 - \sigma_c^2}{\sigma_{yc}^2} \right]^{\ln(N'p)} \left[\frac{1}{W_c} - \frac{1}{2W_c} \right] x = U_{N'p}$$

Avec $N'p > 1$ pour $0 \leq x < W_s$

$$U_{(STSC)N'p} = U_{N'p} - \frac{1}{2} \left[\frac{\sigma_{yc}^2 - \sigma_c^2}{\sigma_{yc}^2} \right]^{2\ln(N'p)} \left[\frac{1}{W_c} - \frac{1}{2W_c} \right] (x - W_s)$$

Avec $N'p > 1$ pour $W_s < x < 2W_s$

Rappelons que les quantités U_{ST} , $U_{(STSC)N'p}$ sont calculées en s'inspirant du modèle de MARISSSEN. Dans le cas du modèle de CLERIVET, U_{ST} est identifié par l'expérience, dans le cas du modèle de MATSUOKA U_{ST} étant pris égal à l'unité.

V.4.4. Comparaison des résultats expérimentaux et des calculs

La comparaison du modèle et des résultats expérimentaux a été faite à deux niveaux :

- comparaison des courbes $U = f(a)$ (figures 77 et 78),
- comparaison des courbes $\frac{da}{dn} = f(a)$ (figures 79 et 80).

D'une façon générale, on peut remarquer sur ces figures que les résultats du modèle et de l'expérience sont en accord.

Le modèle traduit bien l'influence du rapport $R'p$ et du nombre de surcharges de compression $N'p$ après celle de traction.

Remarquons toutefois qu'une partie des hypothèses du modèle est issue de l'expérience, ce qui assure facilement cette adéquation entre les deux types de résultats.

Il faut mentionner par ailleurs que les courbes de vitesse de fissuration en fonction de la longueur de fissure présentent la particularité d'avoir un

minimum plus éloigné que celui que l'on peut trouver dans la littérature sur le même type d'expérience. A cela, il faut ajouter une dernière particularité. Nous avons pu remarquer que l'évolution de U et de la vitesse de fissuration était en phase. Ce résultat n'est pas en accord avec tous les résultats de la littérature.

Le modèle que nous avons proposé est à classer dans la famille des modèles issus de la loi d'ELBER. Notre contribution significative est surtout dans le fait que les valeurs U_{ST} et U_{min} sont ici calculées.

VI - CONCLUSION

Les résultats obtenus dans cette étude mènent aux conclusions suivantes :

- Une surcharge de compression située avant ou après celle de traction diminue le retard. Ce retard est d'autant plus faible que le nombre de surcharges de compression ($N'p$) et que le taux de surcharges de compression ($R'p$) sont élevés.
- Ce retard est largement gouverné par les contraintes résiduelles de compression et l'érouissage de la pointe de la fissure après surcharges.
- Une modélisation du phénomène selon les hypothèses d'ELBER, MARISSIN et MATSUOKA, permet de décrire l'évolution de la vitesse de propagation et du rapport U après surcharges.

Cette étude pourrait être complétée par des précisions sur l'influence des paramètres suivants :

- Influence du nombre de surcharges de compression. En effet, l'acier Z3 CND 17 12 (ou 316L) a une capacité d'érouissage cyclique importante, et donc l'effet de $N'p$ constaté pourrait être moindre sur des aciers ayant un érouissage cyclique différent. *avant ou après celle de la traction.*
- Influence de la position de la surcharge de compression. Appliquer celle-ci bien avant ou bien après celle de traction (et non adjacente) devrait permettre de quantifier l'effet mémoire du matériau vis-à-vis du chargement.

$R'p$ compression seule.

$N'p$ compressions avant traction

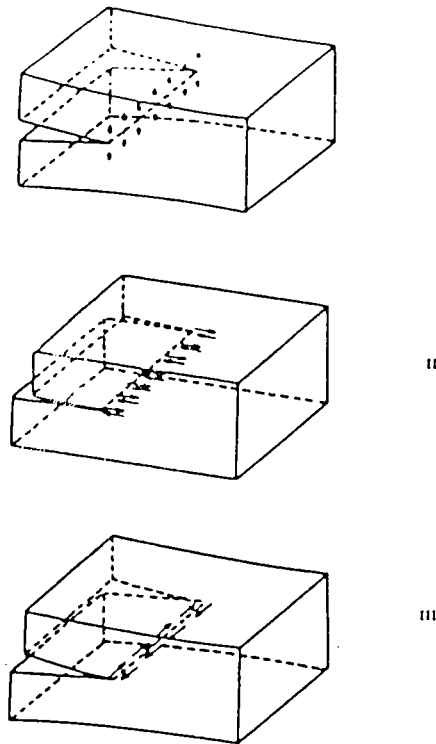


Figure 1 : Schéma montrant les trois modes de rupture simples. Les flèches représentent le déplacement des points de la surface fissurée.

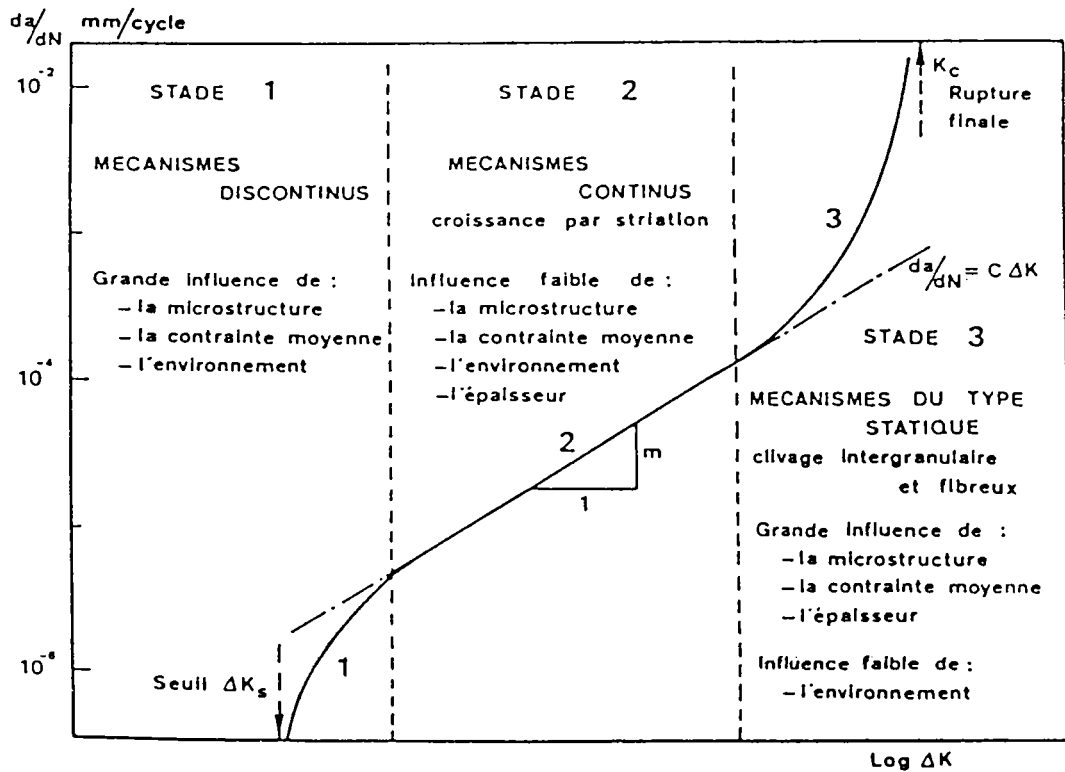


Figure 2 : Différents stades de fissuration par fatigue et paramètres influençant la vitesse de propagation.

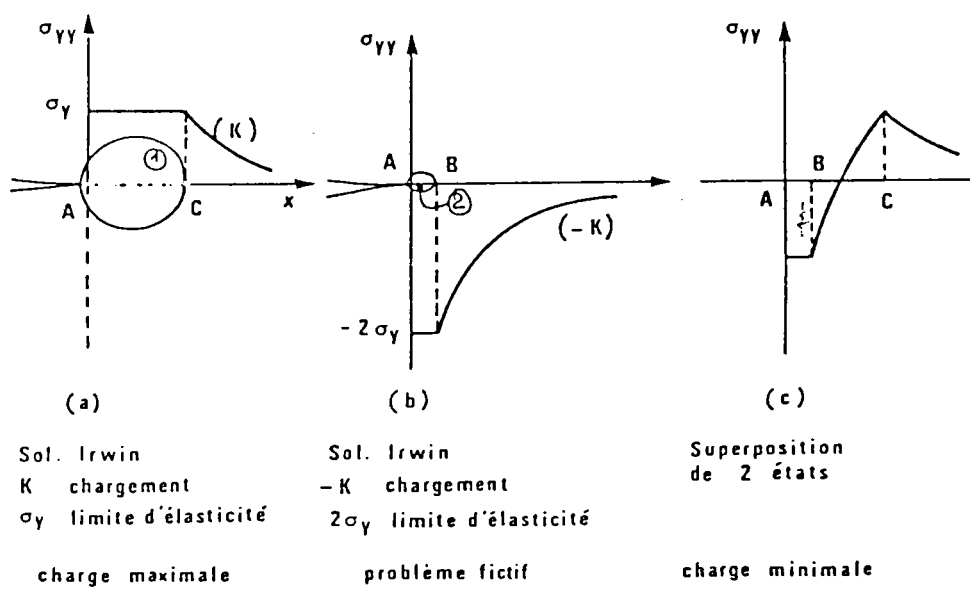
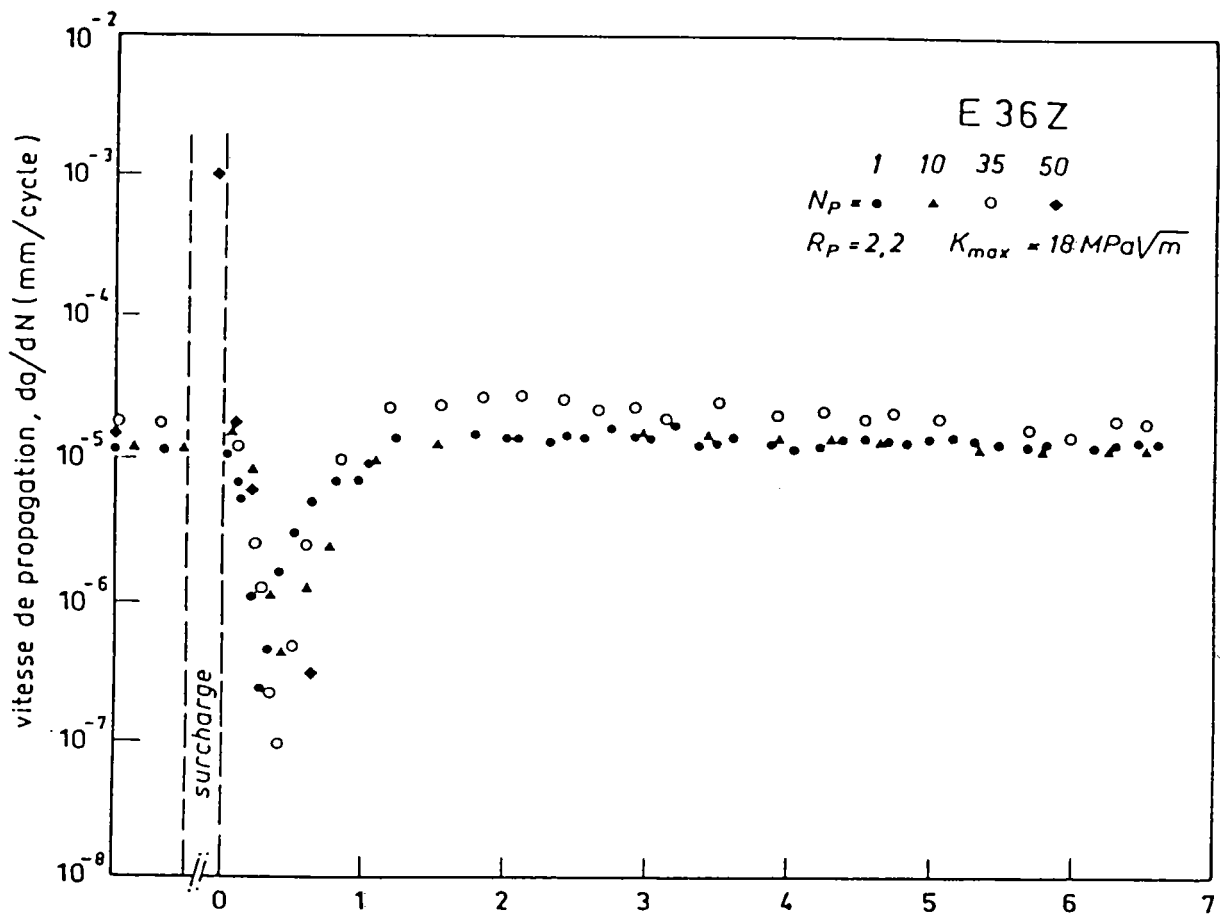


Figure 3 : Représentation schématique des champs de contraintes à la pointe de la fissure selon le modèle de RICE [50].

P	: charge appliquée	σ_c	: valeur de la surcharge de compression appliquée à la pointe de la fissure
δ	: déplacement des lèvres de la fissure	n^p	: coefficient d'écroutissage cyclique
δ_c	: rapprochement des lèvres de la fissure après surcharge de compression	K^p	: coefficient de résistance à la déformation cyclique
δ_{res}	: déplacement résiduel des lèvres de la fissure demeurant après surcharges	σ'_f	: coefficient de résistance à la fatigue
δ_t	: déplacement total des lèvres de la fissure après une séquence de surcharges	b	: exposant de résistance à la fatigue
a	: longueur de la fissure	E'_f	: coefficient de ductilité en fatigue
N	: nombre de cycles	c	: exposant de ductilité en fatigue
$da/dN = V$: vitesse de propagation	N_R	: nombre de cycles à rupture
K	: facteur d'intensité de contrainte	$\Delta E_t/2$: amplitude de la déformation totale exprimée en %
K_{min}	: valeur minimale du facteur d'intensité de contrainte pendant le niveau de base de sollicitations	N^p_p	: nombre de surcharges de compression appliqué
K_{max}	: valeur maximale du facteur d'intensité de contrainte pendant le niveau de base de sollicitations	N_d	: nombre de cycles de retard
$\Delta K = K_{max} - K_{min}$: amplitude du facteur d'intensité de contrainte qui caractérise le niveau de base de sollicitations	a_d	: longueur de fissure correspondant à N_d
$R = K_{min} / K_{max}$: rapport de charge	a_{ac}	: longueur de fissure correspondant à la pression d'accélération
K_{ouv}	: valeur du facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture de la fissure	a^*_d	: longueur de fissure affectée par le retard
$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{ouv}$: amplitude efficace du facteur d'intensité de contrainte	V_{max}	: vitesse maximale de propagation atteinte après surcharges
K_p	: valeur du facteur d'intensité de contrainte atteinte pendant la surcharge de traction	V_{min}	: vitesse minimale de propagation atteinte après surcharges
K^p_p	: valeur du facteur d'intensité de contrainte atteinte pendant la surcharge de compression	a_{vmin}	: longueur de fissure correspondant à V_{min}
$R_p = K_p / K_{max}$: taux de surcharge en traction	V_o	: vitesse de propagation avant surcharges
$R^p_p = K^p_p / K_{max}$: taux de surcharge en compression	$U = \Delta K_{eff} / \Delta K_o$: rapport d'ouverture de la fissure
$R_{e_{0,2}}$: limite d'élasticité monotone à 0,2 % de déformation	U_o	: valeur initiale de U avant surcharges
σ_{yc}	: limite d'élasticité du matériau en compression	U_{max}	: valeur de U pendant surcharges
		U_{min}	: valeur de U minimale atteinte après surcharges
		U_{sc}	: valeur de U après une surcharge de compression
		U_{ST}	: valeur de U après une surcharge de traction
		U_{STSC}	: valeur de U après une séquence de surcharges traction compression

Figure 4 - Symboles utilisés



Matériau

Acier	$R_{e0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	B (mm)	Eprouvette
E 36 Z	380	542	15	CT

Conditions de chargement de base

$\Delta K = 16 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad R = 0,1$

Surcharge de traction

$R_p = 2,2 \quad N_p = 1, 10, 35, 50$

Figure 5 : Evolution de la vitesse de fissuration par fatigue en fonction du nombre et du taux de surcharge appliquée.

Selon SCHNEIDER et al (1)

Evolution du nombre de cycles de retard

Rapport de charge	0	- 1/2	- 1	- 2	
Essai sans surcharge	36 100	30 700	29 700	29 500	2024 - T3
Surcharge de compression	34 000	27 700	29 900	27 400	
	22 800	22 400	22 300	22 300	7075 - T6
Surcharge de compression	17 400	18 800	19 800	21 400	

Matériau

Alliage d'aluminium	$Re_{0,2}$ (MPa)	B (mm)	Eprouvette
2024 - T3	355	9,5	CT
7075 - T6	558		

Conditions de chargement de base

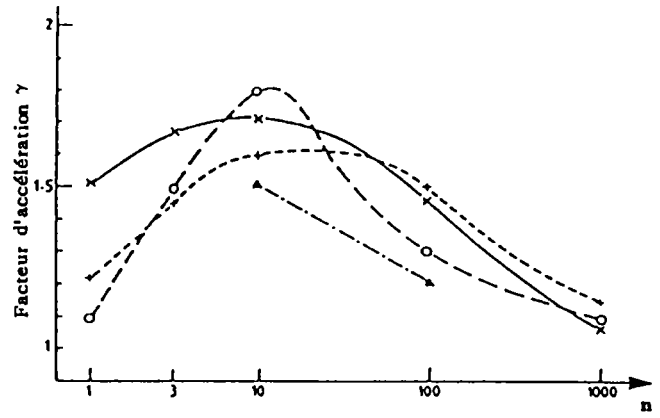
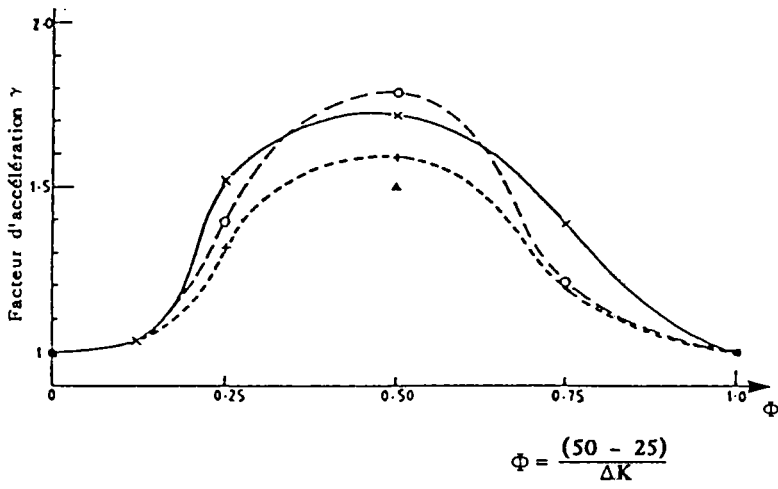
$$\Delta K = 19,7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

Surcharge de traction $R_p = 2$ $N_p = 1$

Surcharge de compression $R'p = 2$ $N'p = 1$

Figure 6 : Effet d'une surcharge de compression appliquée à la suite d'un essai de fissuration à ΔK constant.

Selon STEPHENS et al (9)



Matériau

Alliage	$Re_{0,2}$ (MPa)	B (mm)
B9 436050 B	352	3
B9 436050 B	352	24
B5 150132 A	388	
2014A - T4	325	6

Conditions de chargement de base

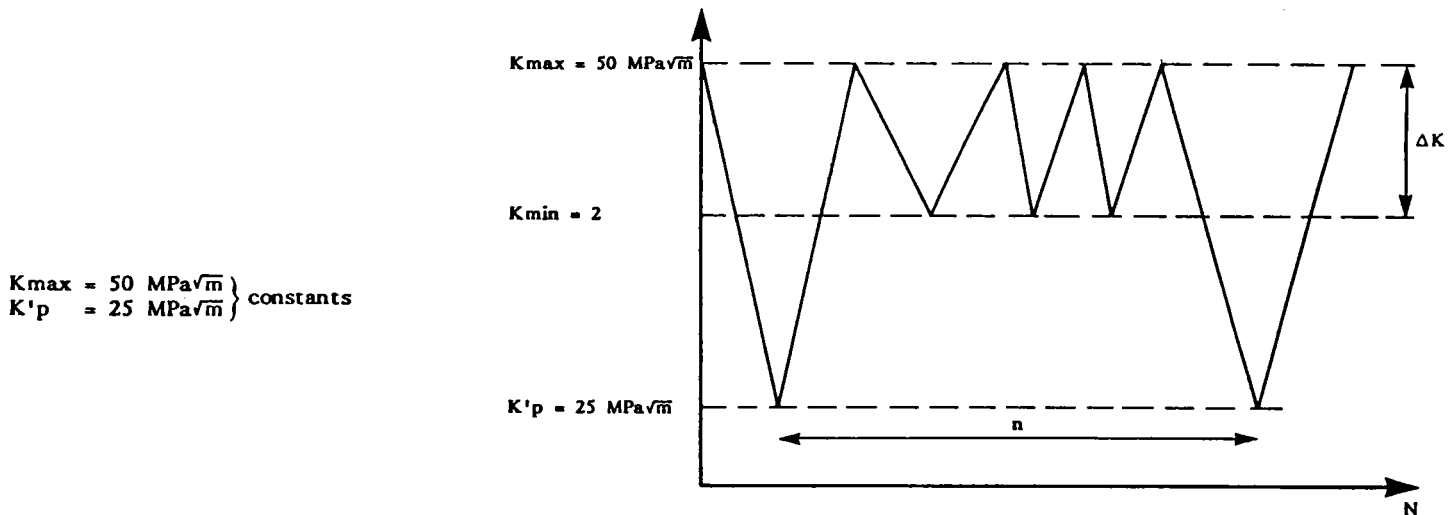
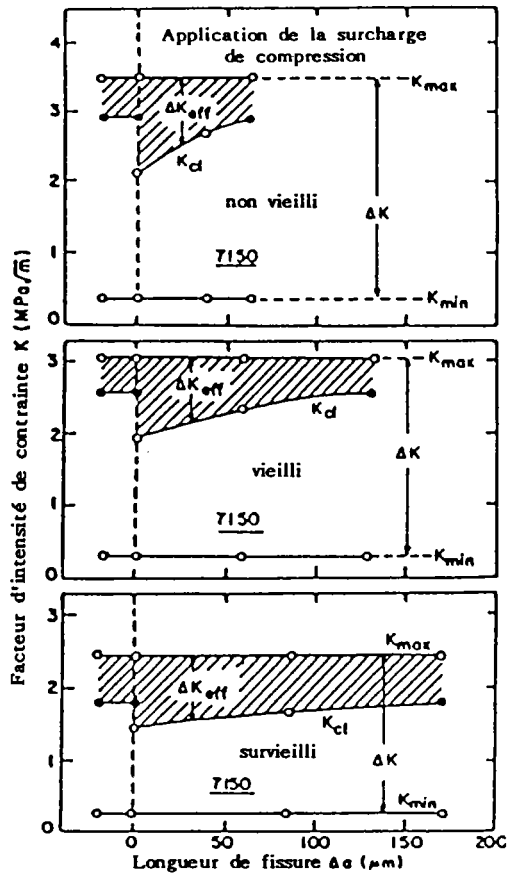


Figure 7 : Effet de la surcharge de compression appliquée à la suite d'un essai de fissuration par fatigue avec différentes valeurs de ΔK .

Selon FLECK et al (14)



Matériau : Alliage d'aluminium 7150

Alliage d'aluminium	$Re_{0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	ΔK seuil (MPa√m)	Epaisseur (mm)	Eprouvette
Non vieilli	311	485	3,14	0,4	CT
Vieilli	404	480	2,81	0,4	CT
Survieilli	372	478	2,17	0,4	CT

Conditions de chargement de base

$$R = 0,1$$

$$R'p = -5$$

Figure 8 : Variation de ΔK_{eff} dans la région du seuil avec le taux de compression appliqué $R'p = -0,5$.

Selon ZAIKAN et al (15)

Rapport de charge	0	- 1/2	- 3/4	- 1	- 2
Surcharge de traction 7075-T6	55 000	27 500	19 300	13 600	7 200
Surcharge de compression avant surcharge de traction 7075-T6	59 900	28 500	16 900	14 100	8 600
Surcharge de traction 2024-T3	85 200	38 000	/	36 000	31 300
Surcharge de compression avant surcharge de traction 2024-T3	50 600	29 900	/	30 200	28 800

①

②

Matériau

Alliage d'aluminium	Re _{0,2} (MPa)	B (mm)	Eprouvette
7075 - T6	558	9,5	CT
2024 - T3	355		

Conditions de chargement de base

$$K_{max} = 22 \text{ MPa}\sqrt{m}$$

d

$$\left. \begin{array}{l} \text{Surcharge de traction} \quad R_p = 2 \quad N_p = 1 \\ \text{Surcharge de compression} \quad R'_p = -2 \quad N'_p = 1 \end{array} \right\} \text{7075 - T6}$$

①

Conditions de chargement de base

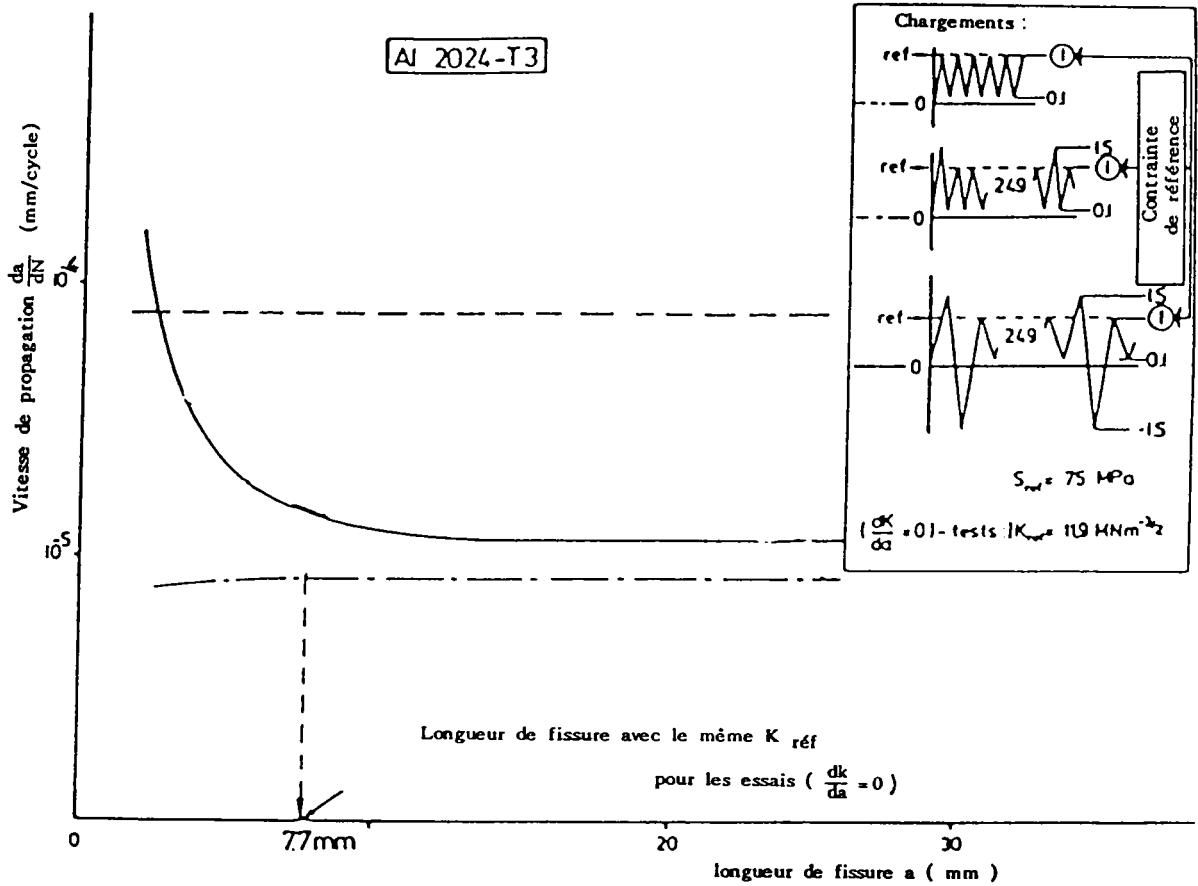
$$K_{max} = 19,7 \text{ MPa}\sqrt{m}$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{Surcharge de traction} \quad R_p = 2 \quad N_p = 1 \\ \text{Surcharge de compression} \quad R'_p = -2 \quad N'_p = 1 \end{array} \right\} \text{2024 - T3}$$

②

Figure 9 : Effet de la surcharge de compression avant la surcharge de traction en fonction du rapport de charge.

Selon STEPHENS et al (9, 10)



Matériau

Alliage d'aluminium	$Re_{0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	B (mm)	Eprouvette
2024 - T3	369	485	1	Entaille centrale

Conditions de chargements

$$\Delta K = 12 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad R = 0$$

Surcharge de traction

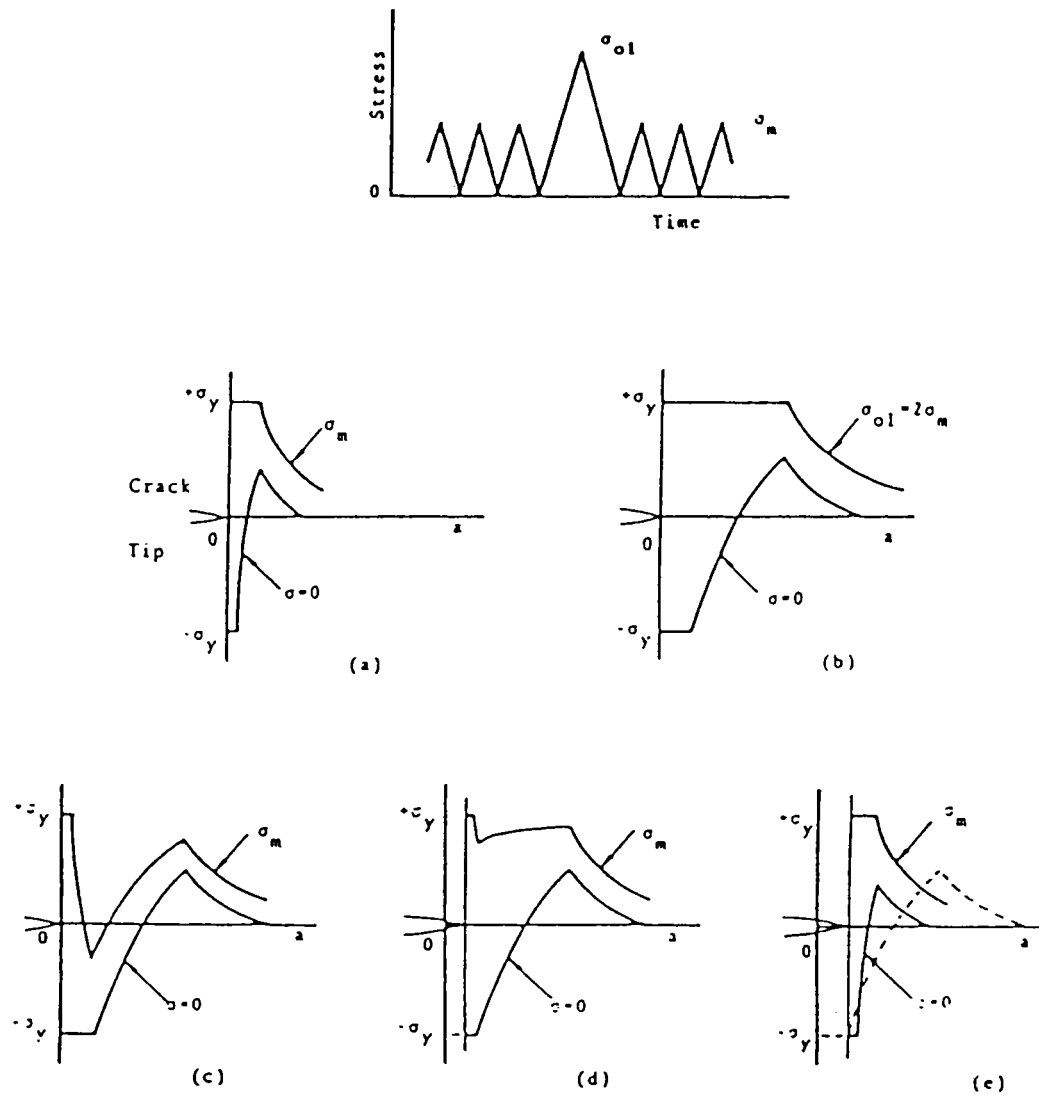
$$R_p = 1,5 \quad N_p = 1$$

Surcharge de compression

$$R'_p = -1,5 \quad N'_p = 1$$

Figure 10 : Evolution de la vitesse de propagation de fissure en fonction du spectre de chargement appliqué.

Selon MARISSEN et al (14)



- a) avant le cycle de surcharge
- b) après le cycle de surcharge
- c) 1er cycle après surcharge
- d) légère propagation dans la zone affectée
- e) juste après la zone affectée

Figure 11 : Distribution des contraintes résiduelles en avant de la pointe de la fissure après l'application de surcharge de traction avec $R_p = 2$.

Selon MATSUOKA et TANAKA (19)

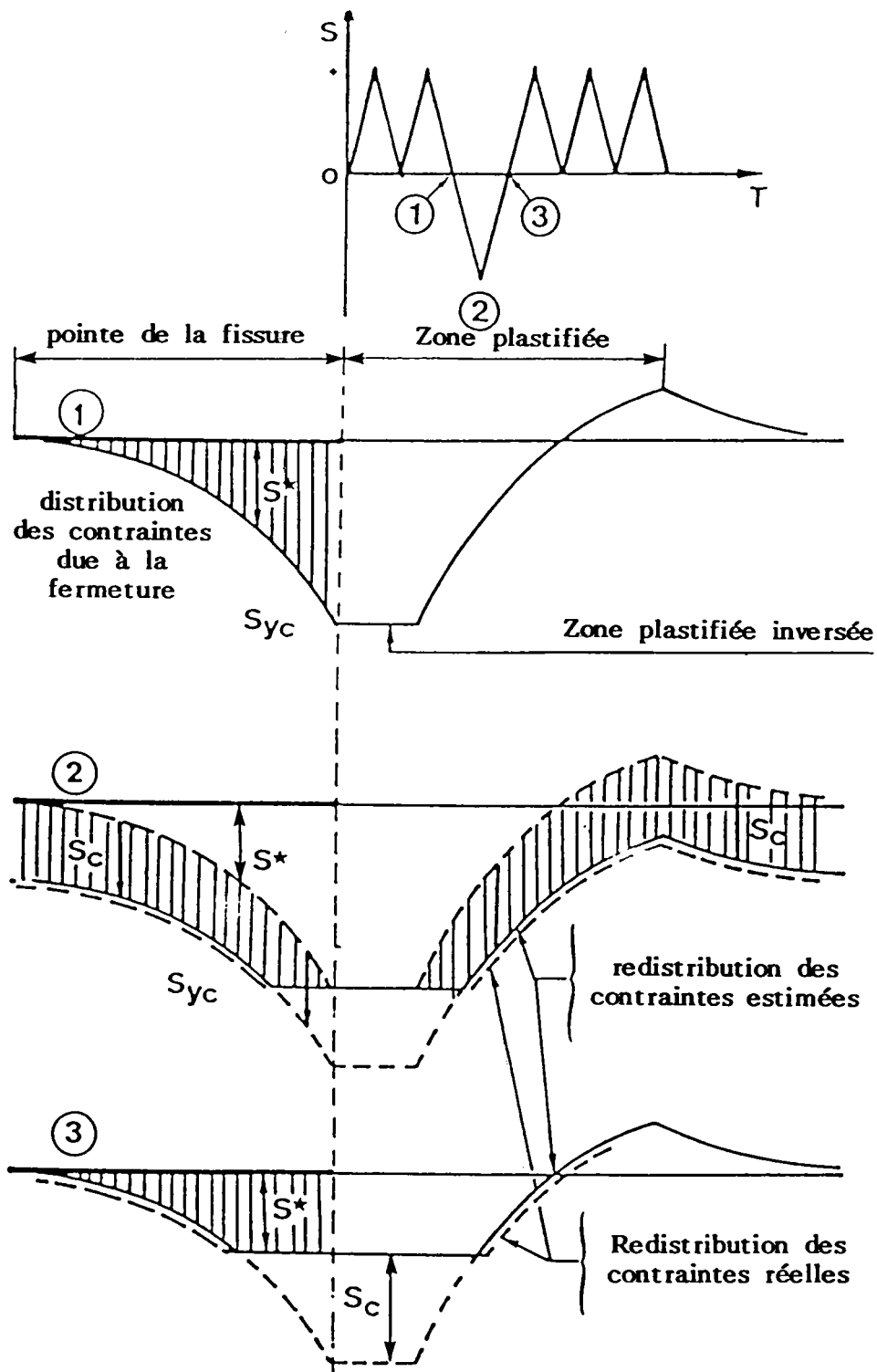
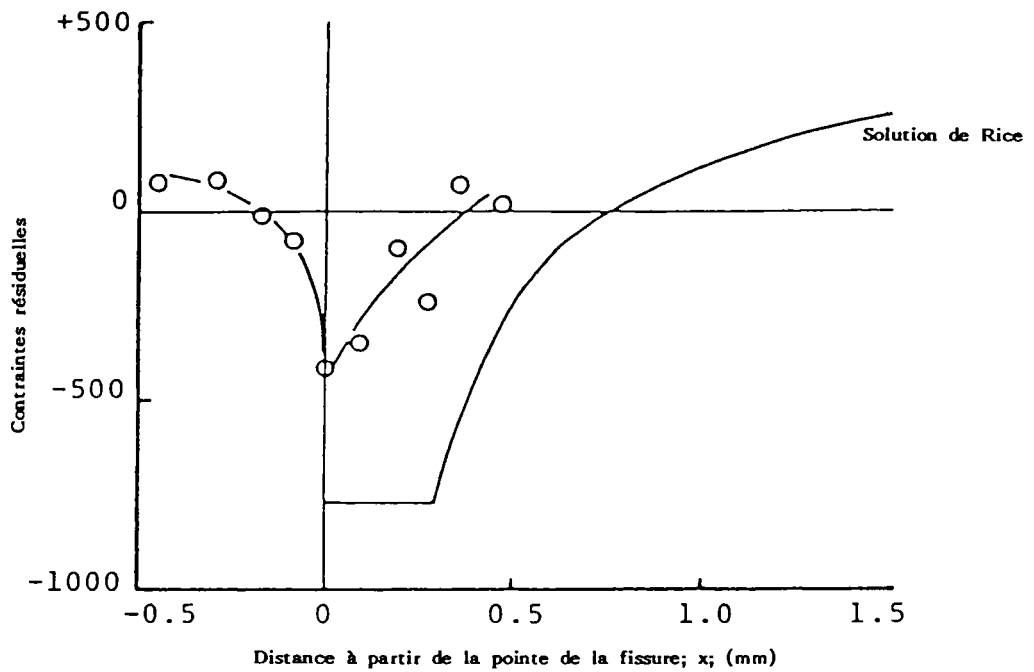


Figure 12 : Influence d'une surcharge de compression sur le champ de contraintes à la pointe de la fissure.

Selon MARISSSEN et al (16)



Matériau

Acier	$Re_{0,2}$ (MPa)	B (mm)	Eprouvette
JIS I-535	765	4	Entaille centrale

Conditions de chargement de base

$$\Delta K = 21 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$R = 0$$

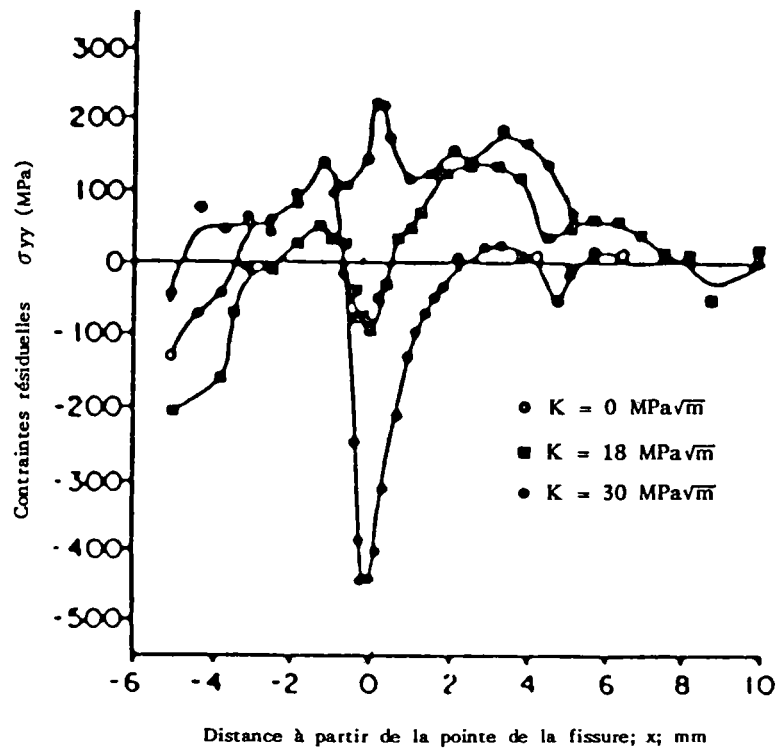
Surcharge de traction

$$R_p = 2$$

$$N_p = 1$$

Figure 13 : Distribution des contraintes résiduelles de compression créées par la surcharge de traction.

Selon TAIRA et TANAKA (22)



Matériau

Acier	$Re_{0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	B (mm)	Eprouvette
	720	786	5,9	Entaille centrale

Conditions de chargement de base

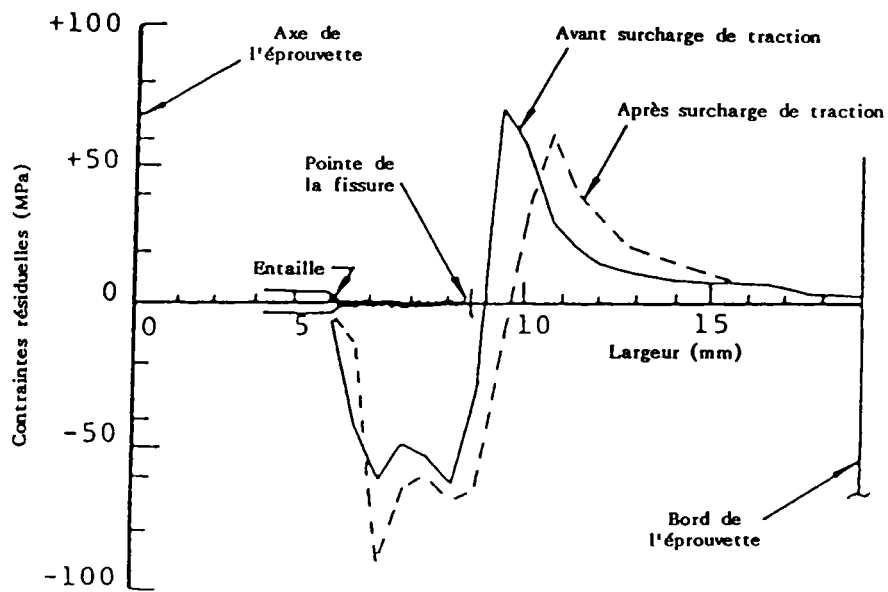
$$\Delta K = 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad R = 0$$

Surcharge de traction

$$R_p = 2 \quad N_p = 1$$

Figure 14 : Evolution des contraintes résiduelles de compression en fonction de la charge appliquée, déterminée au moyen d'une technique de diffraction des rayons X.

Selon ALLISON et al (23)



Matériau

Alliage d'aluminium	$R_{e0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	B (mm)	Eprouvette
2024 T 351	369	485	4,76	Entaille centrale

Conditions de chargement de base

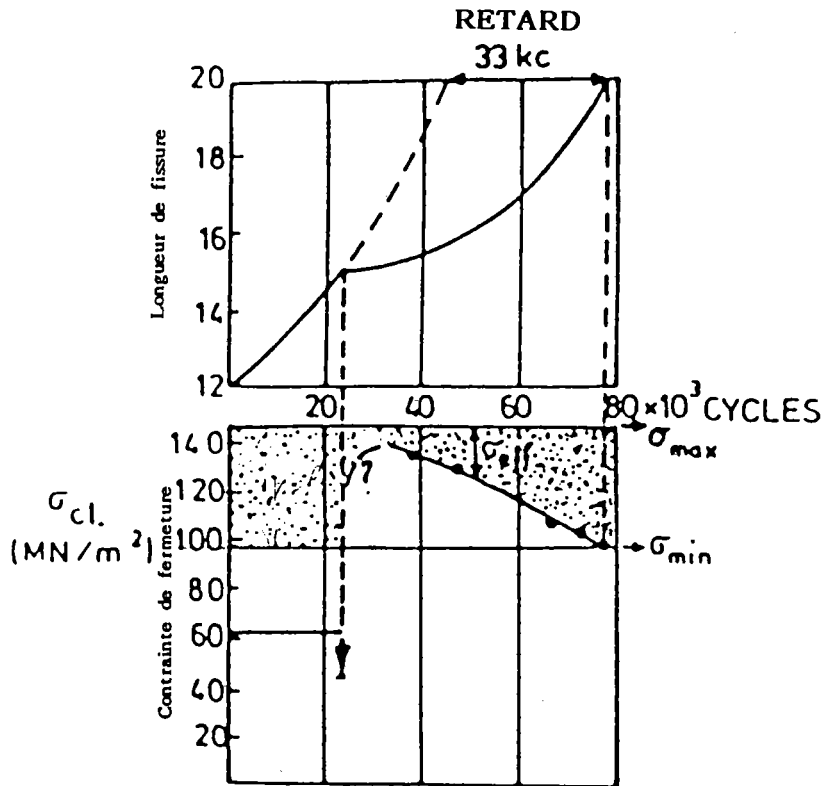
$$\Delta K = 19 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad R = 0$$

Surcharge de traction

$$R_p = 1,35 \quad N_p = 1$$

Figure 15 : Distribution de la contrainte analysée sur le faciès de rupture au moyen d'une technique de diffraction des rayons X.

Selon WILLIAMS et al (24)



Matériau

Alliage d'aluminium	$Re_{0,2}$ (MPa)	B (mm)	Eprouvette
2024 T 3	360	2	Entaille centrale

Conditions de chargement de base

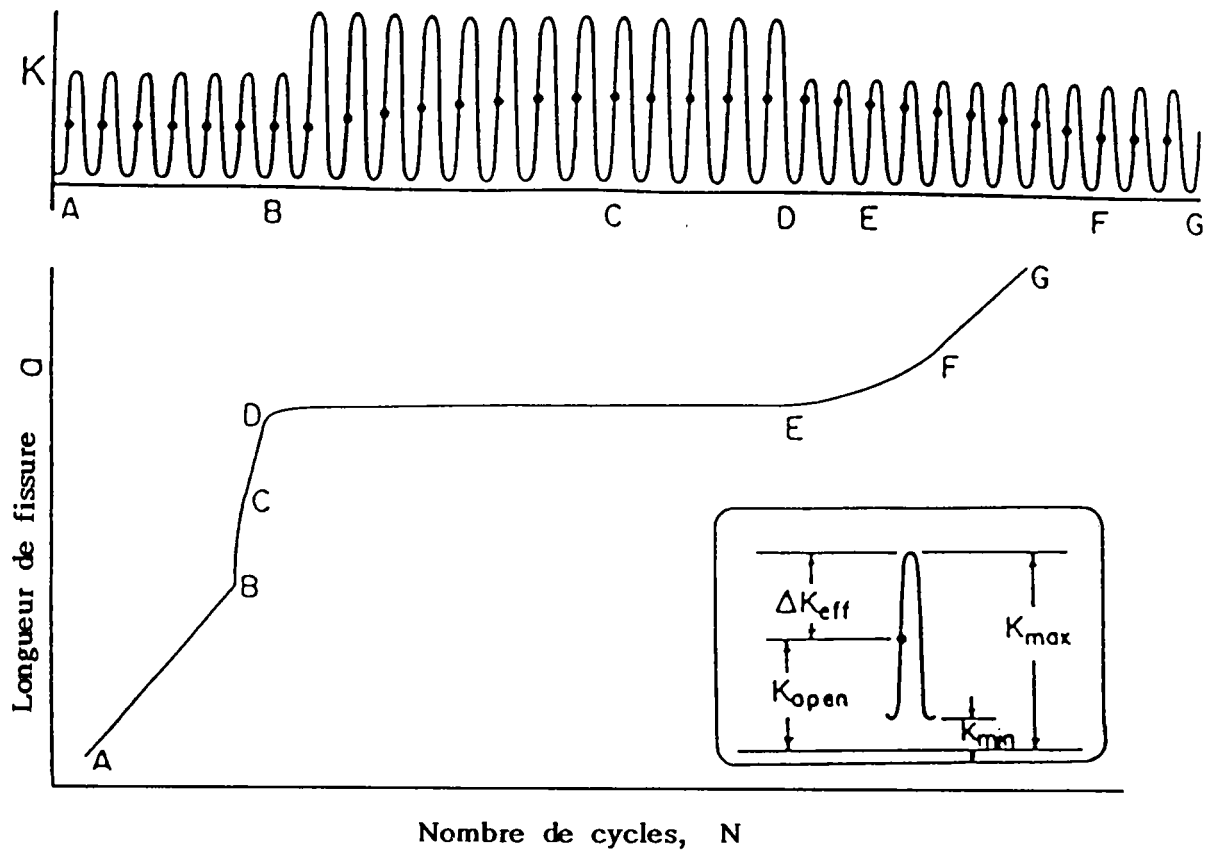
$\Delta K = 11 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ $R = 0,67$

Surcharge de traction

$R_p = 1,33$ $N_p = 1$

Figure 16 : Evolution de la contrainte de fermeture de fissure après surcharge de traction.

Selon SCHIJVE (25)



AB K_{ouv} est constant.

BC Correspond à l'augmentation de K_{ouv} pendant les surcharges de traction.

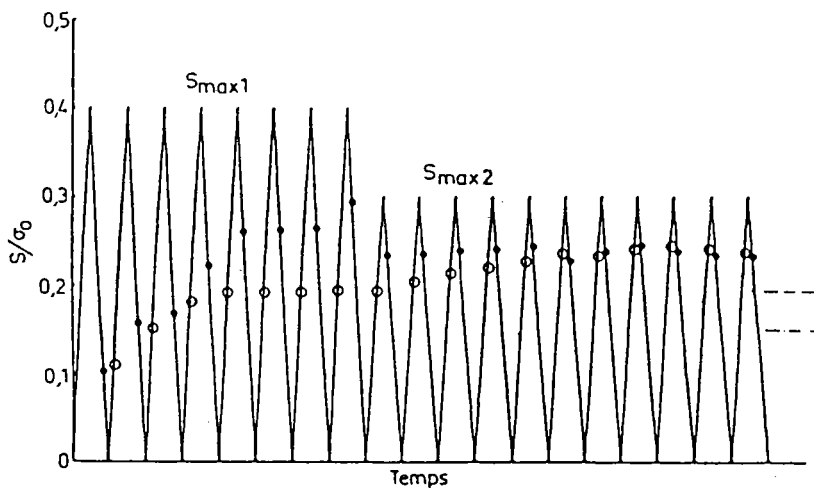
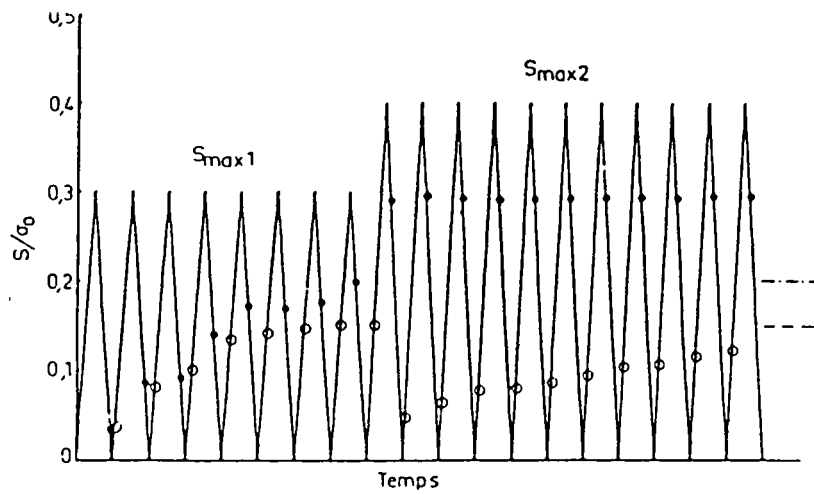
CD Correspond à la stabilisation de K_{ouv} pendant les surcharges.

DF Diminution de K_{ouv} après surcharges.

FG Stabilisation de K_{ouv} .

Figure 17 : Evolution du point d'ouverture de fissure après surcharges de traction.

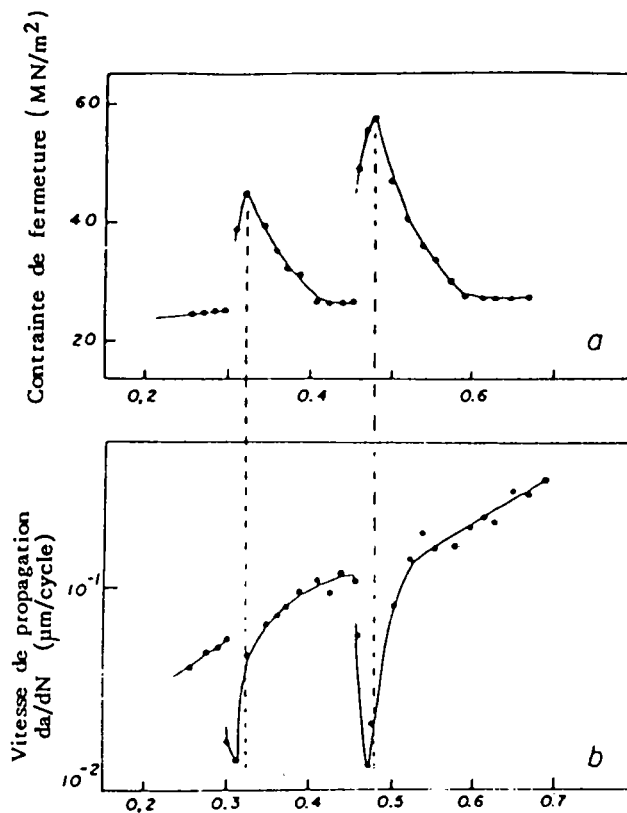
Selon le modèle de TREBULES (26)



- Contrainte à fermeture**
Contrainte à ouverture
 - - - Niveau stabilisé de contrainte à ouverture pour $S_{\max 1}$
 - . . . Niveau stabilisé de contrainte à ouverture pour $S_{\max 2}$

Figure 18 : Prédiction par le calcul du comportement de la pointe de la fissure de fatigue dans un cas d'une sollicitation à deux niveaux.

Selon NEWMAN (27)



Matériau

Alliage d'aluminium	Re _{0,2} (MPa)	B (mm)	Eprouvette
7050 T 76	550	2,48	CT

Conditions de chargement de base

$$\Delta K = 12 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$R = 0,05$$

Surcharge de traction

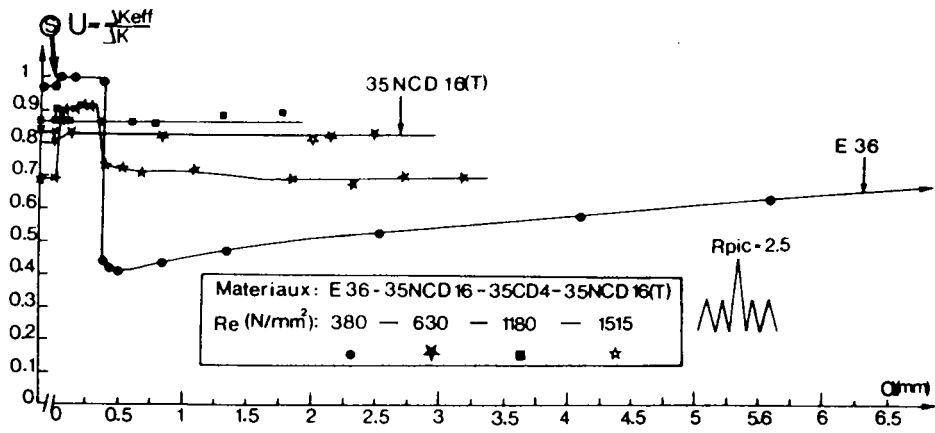
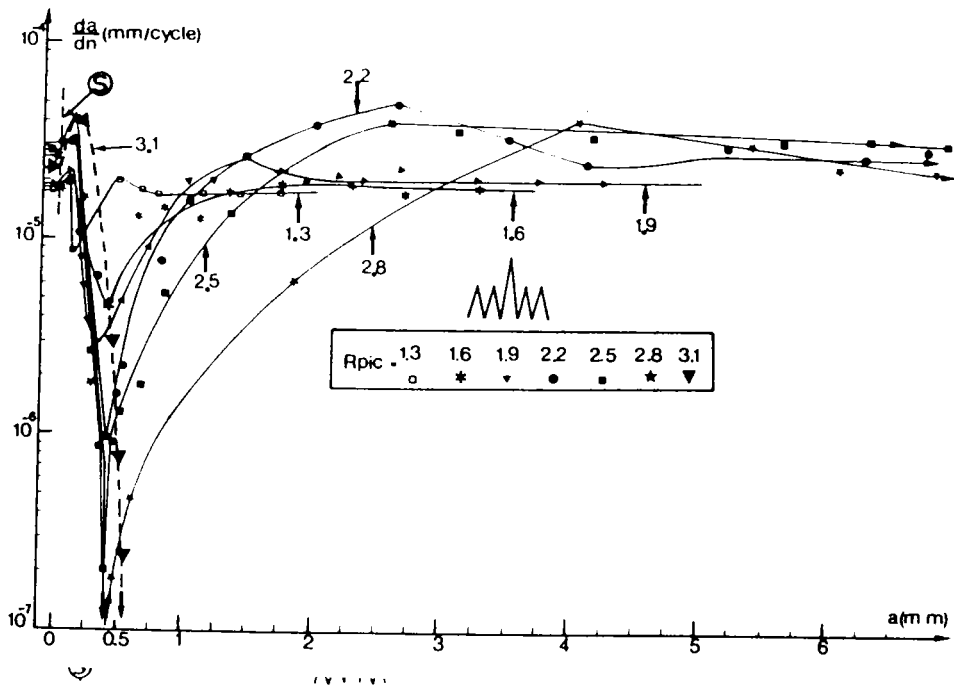
$$R_p = 2$$

$$N_p = 1$$

Figure 19 : Effet d'une surcharge de traction sur la contrainte de fermeture de fissure.

Selon GAN et WEERTMAN (28)

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K}$$



Matériau

Acier	Re _{0,2} (MPa)	Rm (MPa)	B (mm)	Eprouvette
E 36 Z	380	542	15	CT

Conditions de chargement de base

$\Delta K = 16,2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ $R = 0,1$

Surcharge de traction

Rp (voir fig.) Np = 1

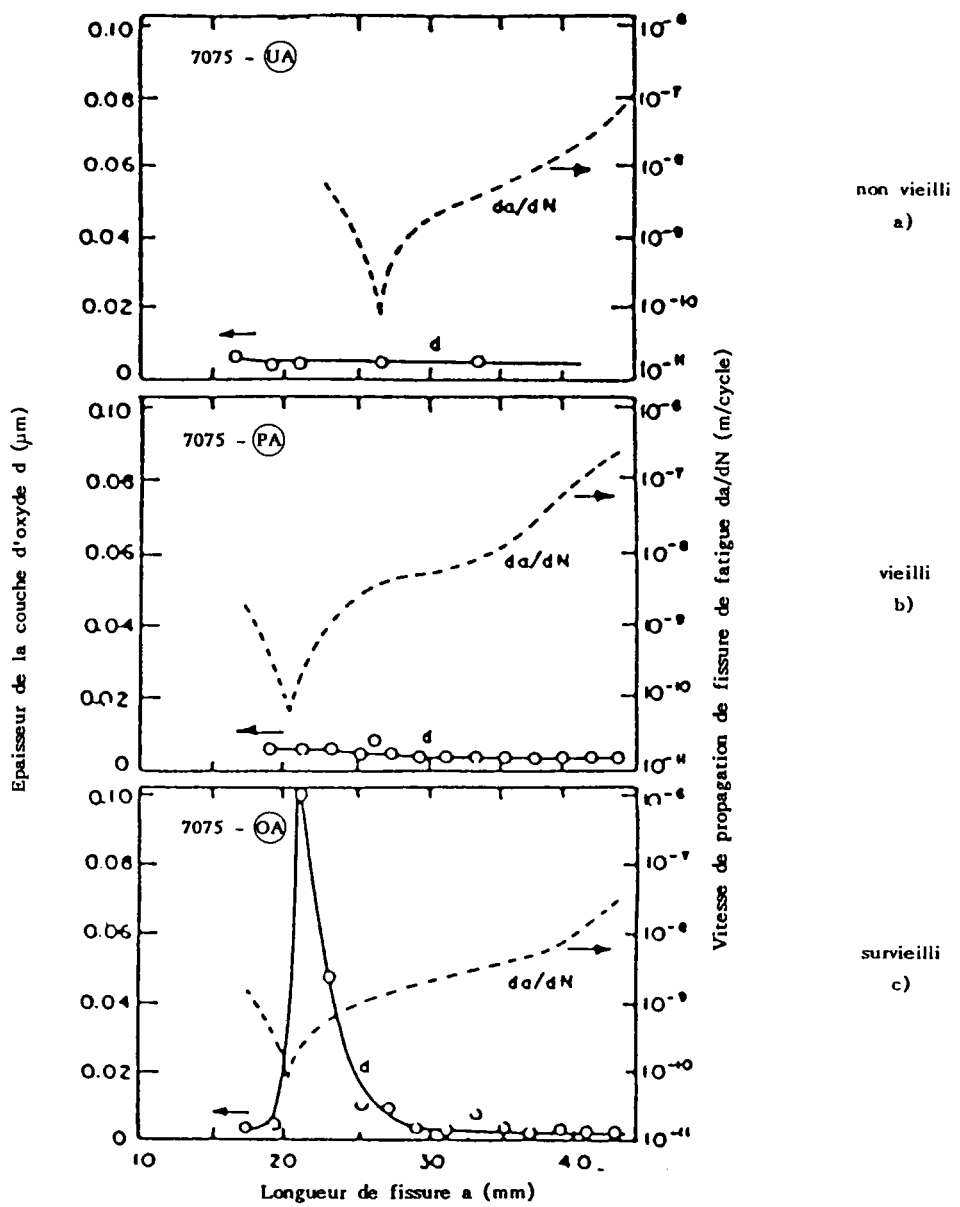
Figure 20 : Evolution de la vitesse de propagation de fissure et du rapport d'ouverture en fonction de la longueur de fissure.

2

Selon ROBIN et al (30)

34





Matériau

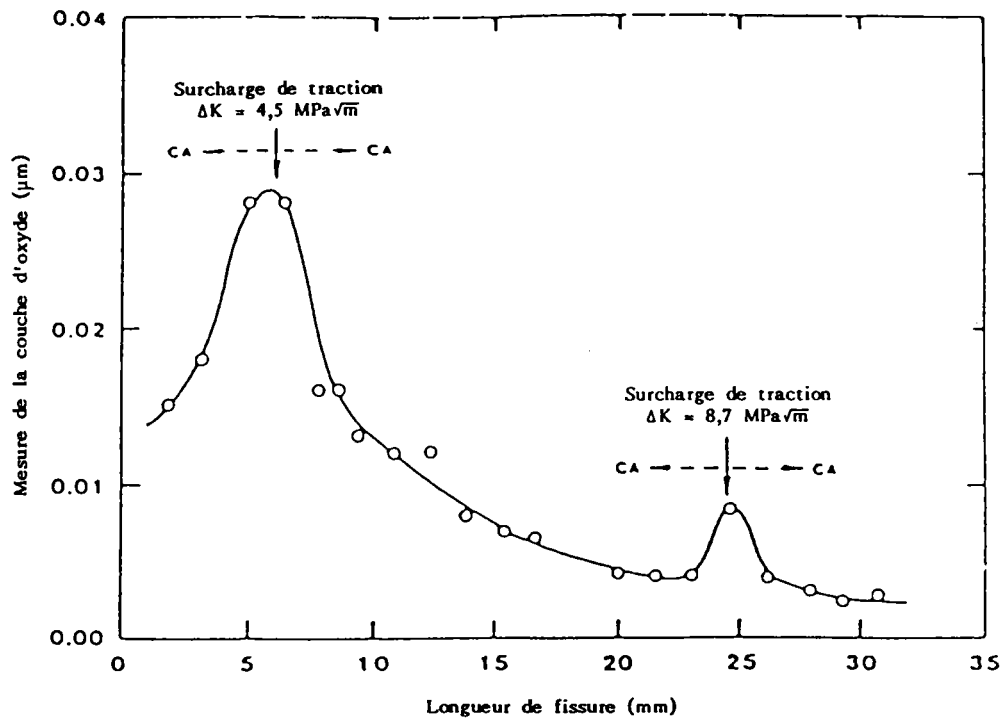
	Re _{0,2} (MPa)	Rm (MPa)	B (mm)	Eprouvette
Non vieilli	450	570	6,25	CT
Vieilli	530	589		
Survieilli	454	505		

Conditions de chargement de base

R = 0,33

Figure 21 : Evolution de la couche d'oxyde en fonction du traitement thermique subi par le matériau.

Selon SURESH et al (35)



Matériau

Alliage d'aluminium	$R_{e0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	B (mm)	Eprouvette
2020 T 651	517	547	6,25	CT

Conditions de chargement de base

$$\left. \begin{array}{l} \Delta K = 4,5 \\ \text{et} \\ 8,7 \end{array} \right\} \text{MPa}\sqrt{\text{m}} \quad R = 0,33$$

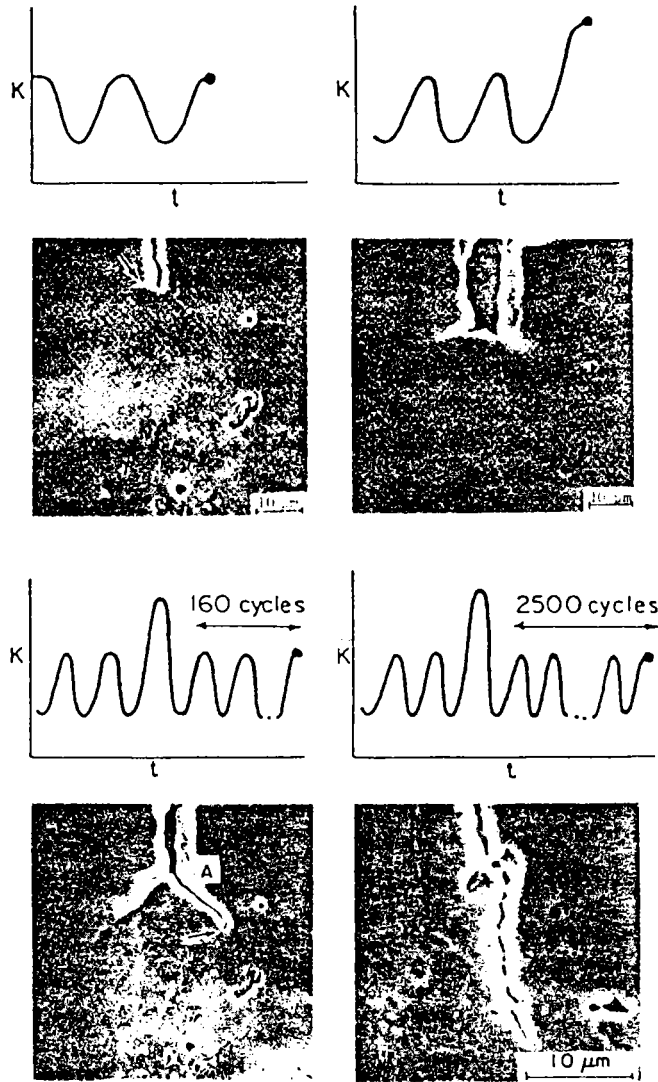
Surcharge de traction

$$R_p = 1,8$$

$$N_p = 1$$

Figure 22 : Evolution de la couche d'oxyde en fonction de la variation du facteur d'intensité de contrainte de base appliqué.

Selon SURESH (35)



Matériau

Alliage d'aluminium	$Re_{0,2}$ (MPa)	B (mm)	Eprouvette
6061 T6	290	2,5	Entaille centrale

Conditions de chargement de base

$$\Delta K = 10 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$R = 0,2$$

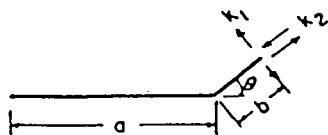
Surcharge de traction

$$Rp = 1,8$$

$$Np = 1$$

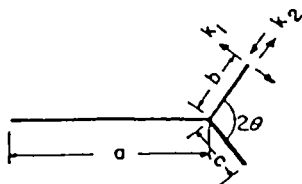
Figure 23 : Profil de déviation de fissure après surcharge de traction.

Selon LANKFORD et al (21)



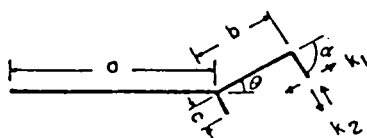
(a) Une déviation de fissure

$$k = 0,81 K_I$$



(b) Deux déviations de fissure

$$k = 0,67 K_I$$



(c) Déviation complexe de fissure

$$k = 0,74 K_I$$

Avec - k_1 = facteur d'intensité de contrainte en mode I

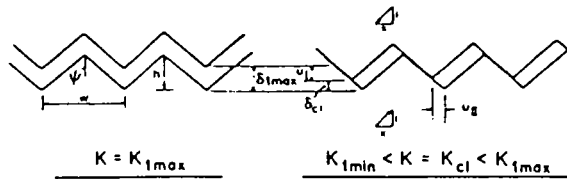
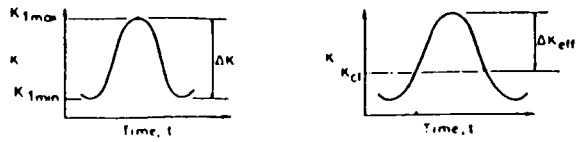
- k_2 = facteur d'intensité de contrainte en mode II

- $K_{eq} = \sqrt{k_1^2 + k_2^2}$: facteur d'intensité de contrainte équivalent en pointe de fissure.

- K_{app} : facteur d'intensité de contrainte appliqué.

Figure 24 : Configuration des différents types de branches rencontrées après surcharges.

Selon SURESH (33).



$$K = K_{1max}$$

$$K_{1min} < K = K_{cl} < K_{1max}$$

$$\delta_{cl} = \delta_{1max} - u_I$$

$$x = u_{II} / u_I$$

$$\cot \psi = h / (w/2) = \delta_{cl} / u_{II}$$

$$\delta_{cl} = \frac{2hx \delta_{1max}}{w + 2hx}$$

$$\frac{K_{cl}}{K_{1max}} = \sqrt{\frac{\delta_{cl}}{\delta_{1max}}} = \sqrt{\frac{2\gamma x}{w + 2hx}}$$

or in nondimensional form, with $\gamma = h/w$,

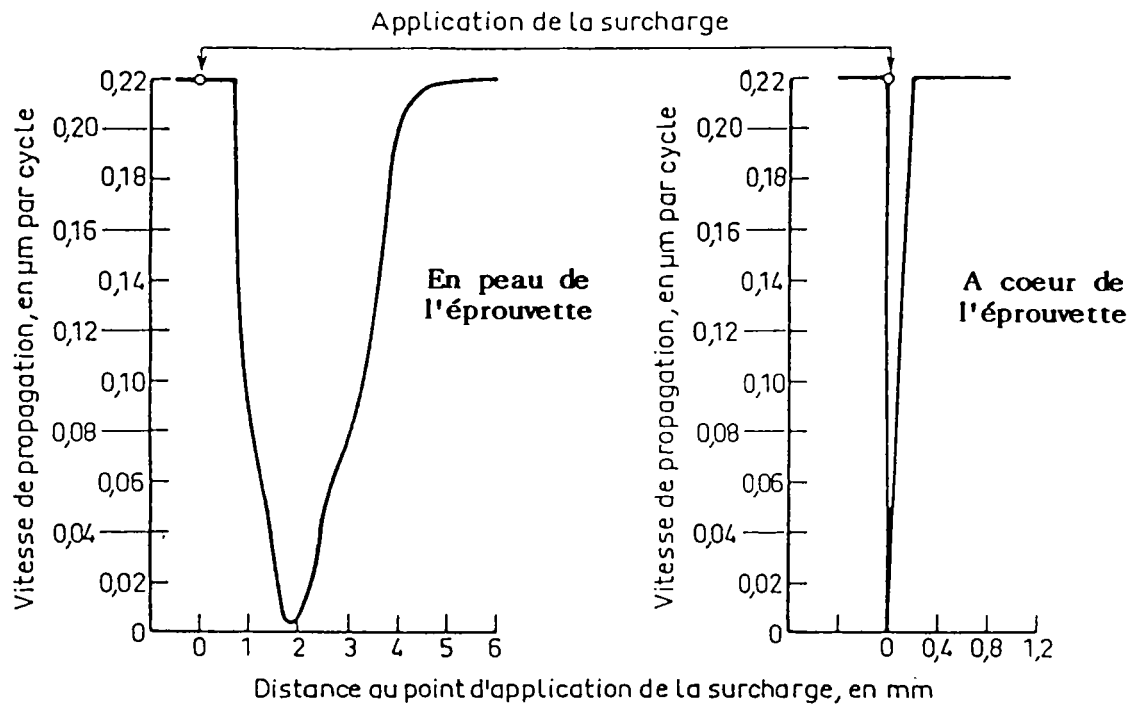
$$\left[\frac{K_{cl}}{K_{1max}} \right]_{MR} = \sqrt{\frac{2\gamma x}{1 + 2\gamma x}}$$

$$\left[\Delta K_{eff} \right]_{MR} = K_{1max} - K_{cl} = K_{1max} \left[1 - \sqrt{\frac{2\gamma x}{1 + 2\gamma x}} \right]$$

(a)

Figure 25 : Modèle faisant intervenir la rugosité au niveau de ΔK .

Selon SURESH (33)



Matériau

Acier Ducol	$Re_{0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	B (mm)	Eprouvette
W 30 B	366	534	75	CT

Conditions de chargement de base

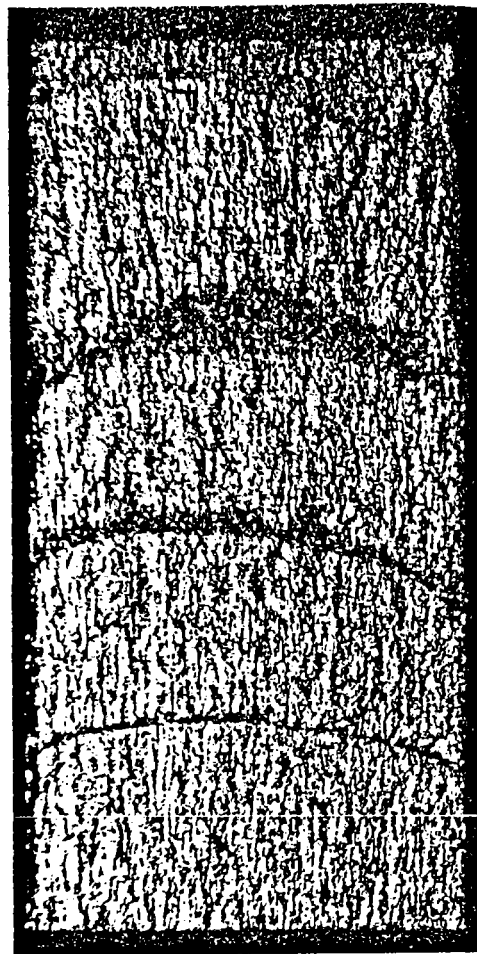
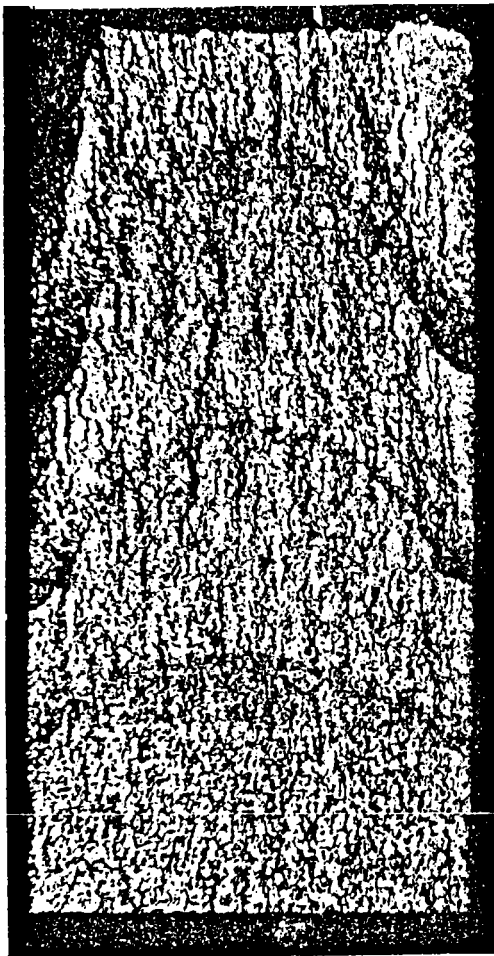
$\Delta K = 30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ $R = 0,05$

Surcharge de traction

$R_p = 2$ $N_p = 1$

Figure 26 : Variation de la vitesse de propagation après l'application d'une surcharge en différents points du front de fissure.

Selon BERNARD et al (44)



Matériau

Alliage d'aluminium	$Re_{0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	B (mm)	Eprouvette
2024	394	450	10	CT

Conditions de chargement de base

$$\Delta K = 16 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$R = 0,01$$

Surcharge de traction

$$R_p = 2$$

$$N_p = 1$$

Figure 27 : Observation fractographique du faciès de rupture montrant après surcharge une propagation à coeur alors que la fissure est bloquée en peau.

Selon BATHIAS et al (13)

Conditions de traitements thermiques	Propriétés mécaniques				K seuil MPa√m
	Re _{0,2} monotone MPa	Re _{0,2} cyclique MPa	n	n'	
Non vieilli	280	370	0,25	0,43	3,75
Vieilli	360	400	0,22	0,13	3,5
Survieilli	260	300	0,24	0,17	2,5

Figure 28 : Influence des caractéristiques de l'érouissage cyclique et monotone à faible niveau de ΔK dans un alliage d'aluminium.

Selon KNOTT et PICKARD (45)

Epaisseur de l'éprouvette (mm)	2024 T3	7075 T73
	Taille de la zone plastifiée de surcharge en surface ($\theta = 0$)	
1,6	0,50 ± 0,05	0,56 ± 0,04
6,4	0,28 ± 0,02	0,42 ± 0,02
12,7	0,22 ± 0,02	0,41 ± 0,19
	Valeurs de la zone affectée (@d) (mm)	
1,6	0,70	0,80
6,4	0,30	0,80
12,7	0,25	0,50

Matériau

Alliage d'aluminium	$Re_{0,2}$ (MPa)
2024 T8	422
7075 T73	419

Conditions de chargement de base

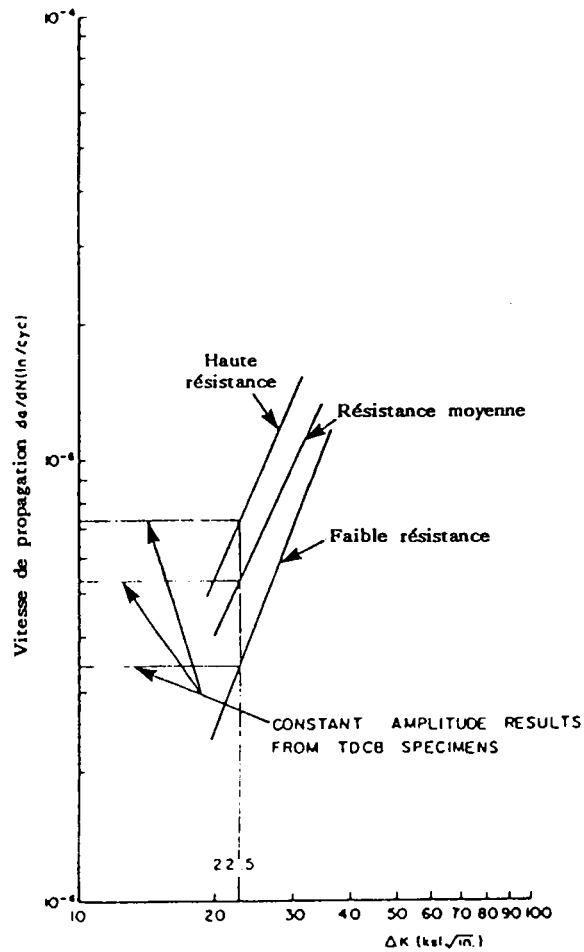
$$\Delta K = 9,6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad R = 0,1$$

Surcharge de traction

$$R_p = 2 \quad N_p = 1$$

Figure 29 : Effet de l'écroûissage monotone (n) sur la taille de la zone plastifiée de surcharge et sur la valeur de (@d) à la surface des deux alliages.

Selon CHANANI (46)



Matériau

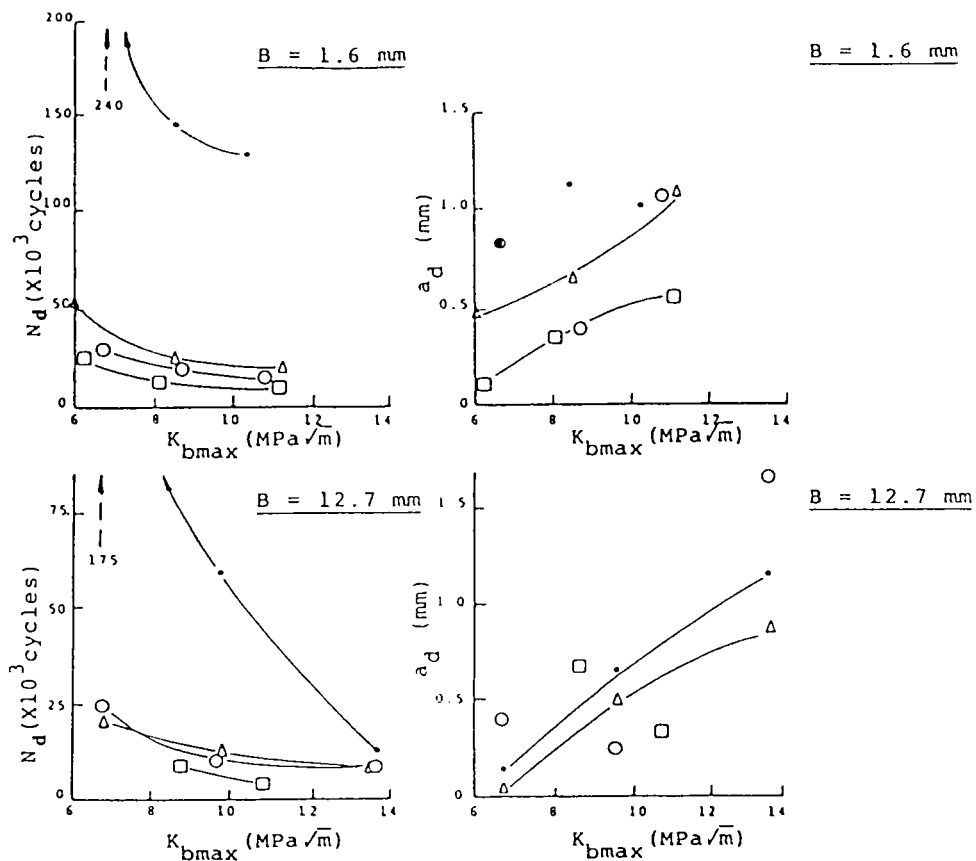
Aciers HP 9Ni 4 CO 30 C	$Re_{0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	B (mm)	Eprouvette
Avec différents traitements thermiques	637	1069	25	CT
	1124	1367		
	1325	1573		

Conditions de chargement de base

Essais de fissuration par fatigue $R = 0$

Figure 30 : Vitesse de fissuration obtenues sur un acier qui a subi différents traitements thermiques.

Selon PETRACK (47)



Matériau

Alliage d'aluminium	$Re_{0,2}$ (MPa)	Symbole	B (mm)
2024 T3	356	●	1,6
7075 T73	419	Δ	
2024 T8	422	○	12,6
7075 T6	504	□	

Conditions de chargement de base

$$R = 0$$

Surcharge de traction

$$R_p = 2$$

$$N_p = 1$$

Figure 31 : Evolution du retard (N_d) et de la zone affectée (a_d) en fonction de la variation de ΔK et de l'épaisseur de l'éprouvette.

Selon CHANANI (46)

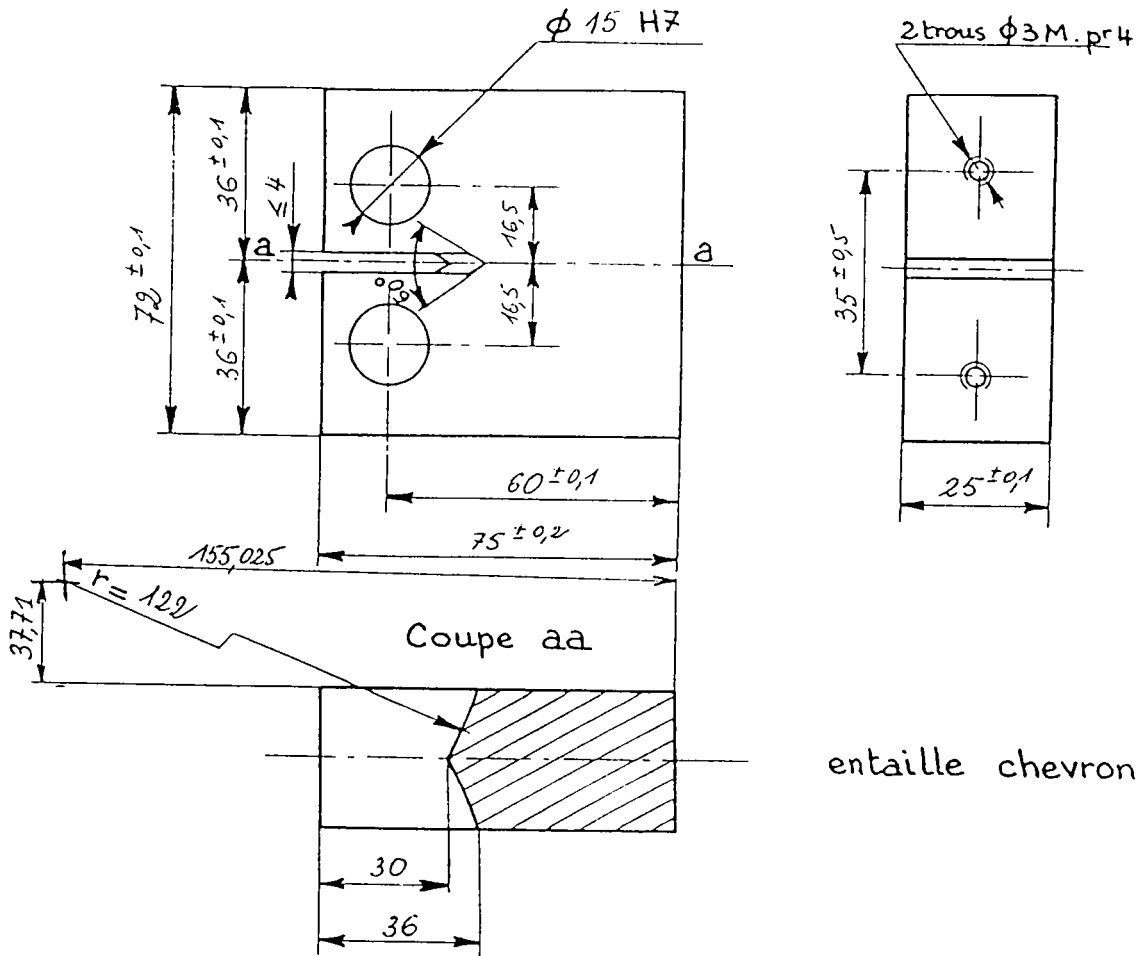


Figure 32 : Eprouvette CT30 à chevron, épaisseur 25.

$$\frac{a}{W} = 0,35$$

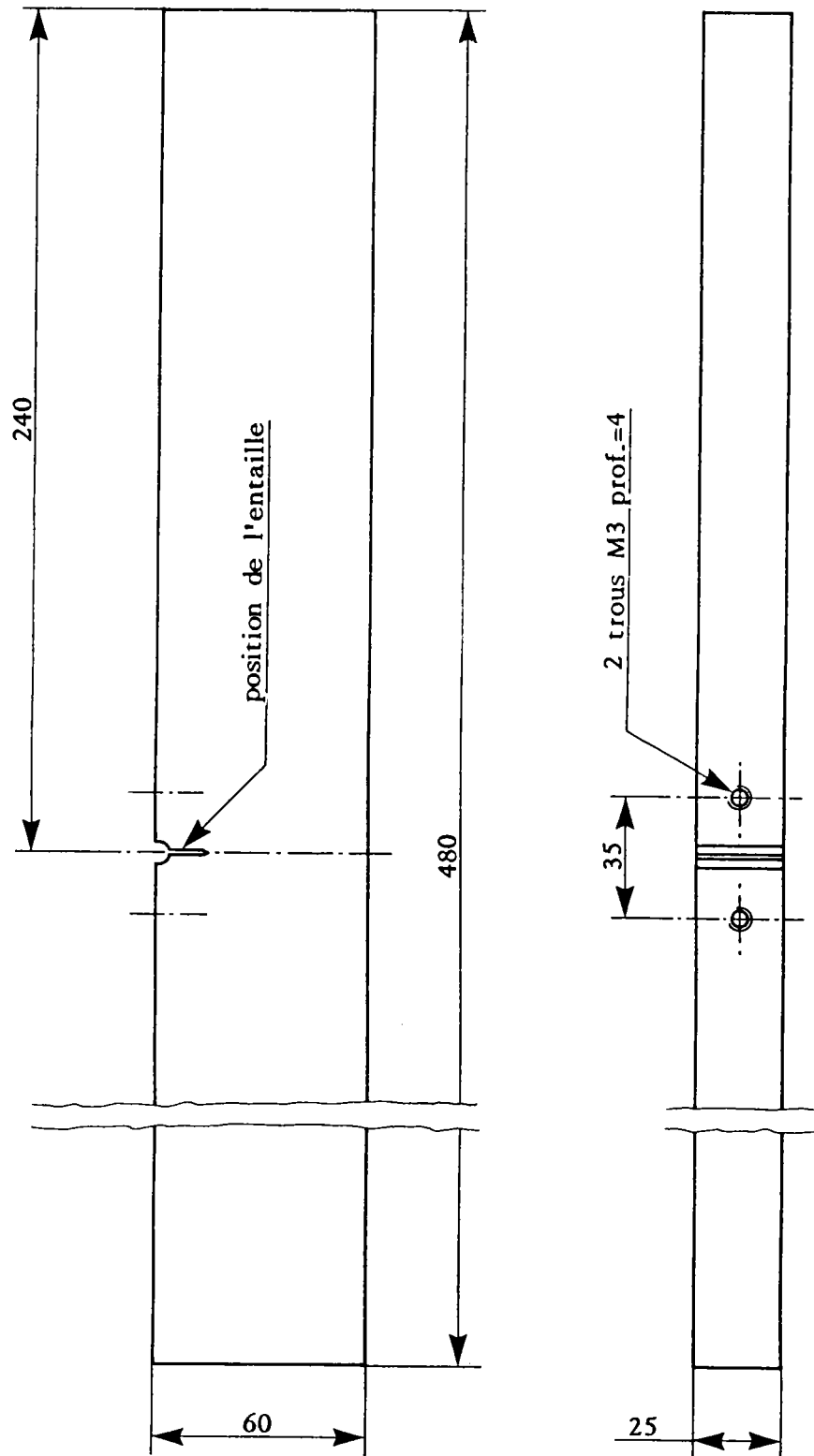


Figure 33 : Eprouvette KF destinée au montage de flexion 4 pts.

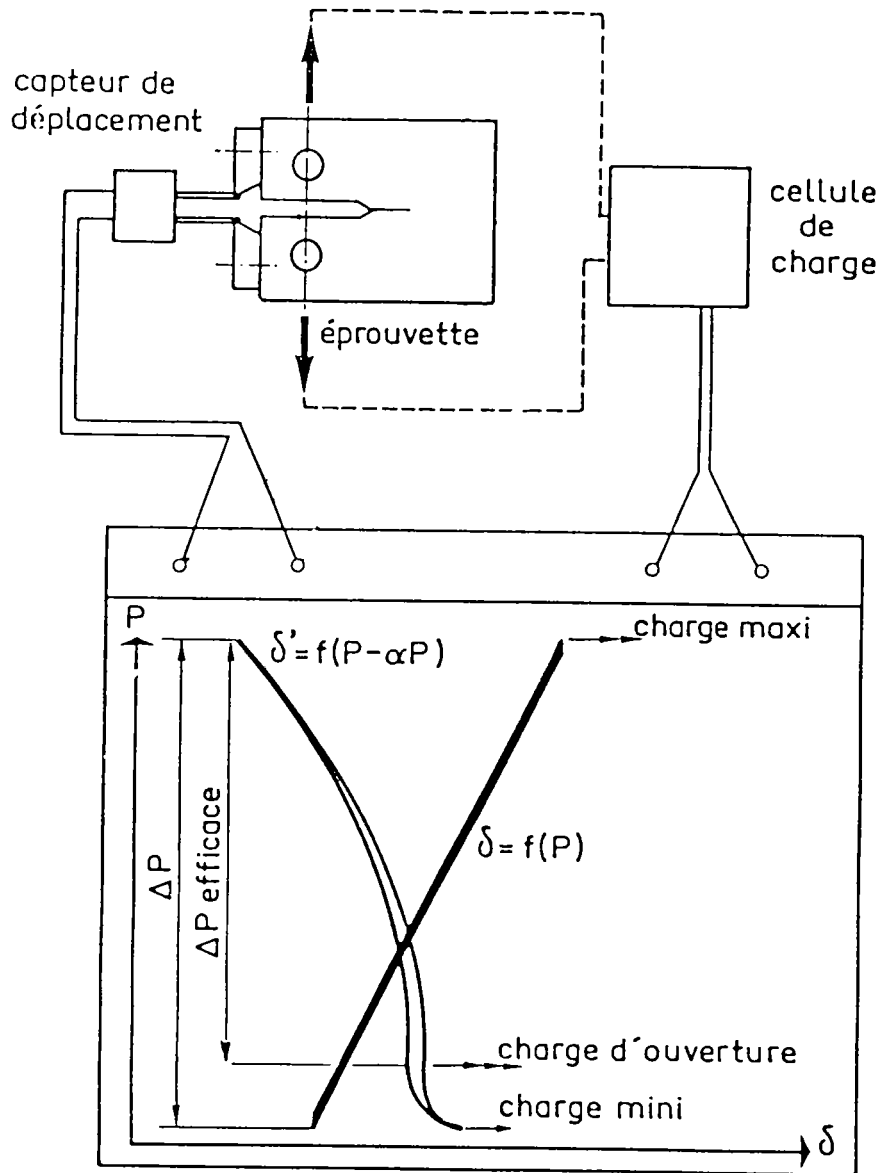


Figure 34 : Détermination du point d'ouverture d'un diagramme $[P-\delta]$

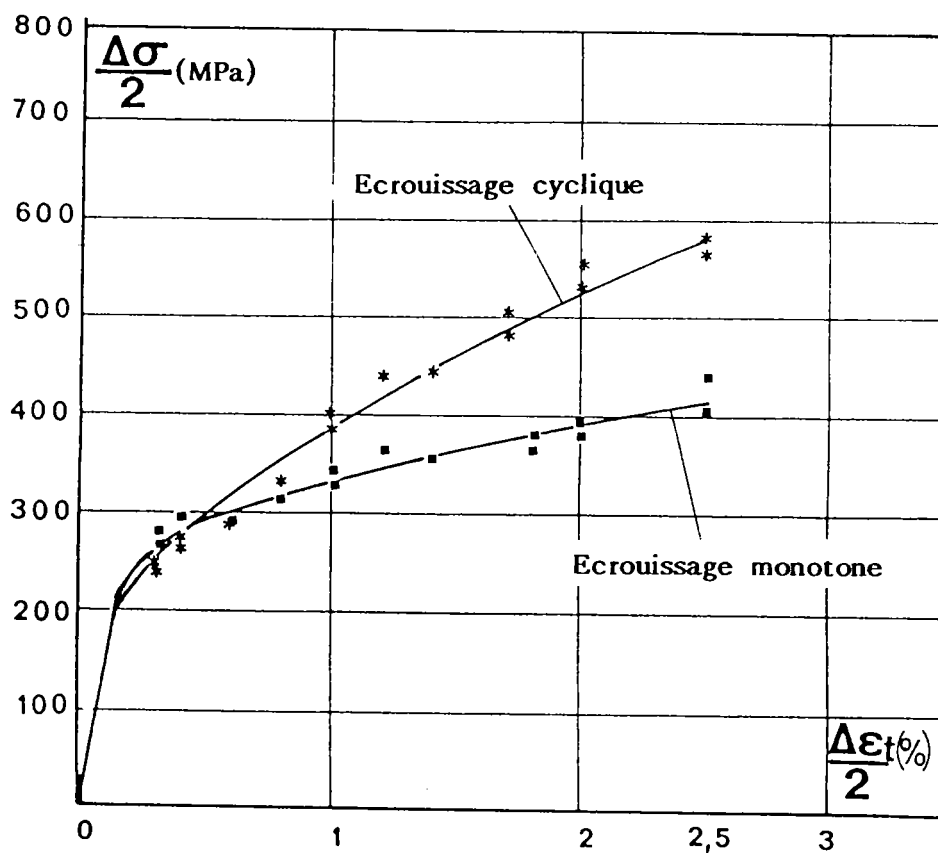


Figure 35 : Courbe d'écrouissage cyclique et monotone du matériau Z3 CND 17 12.

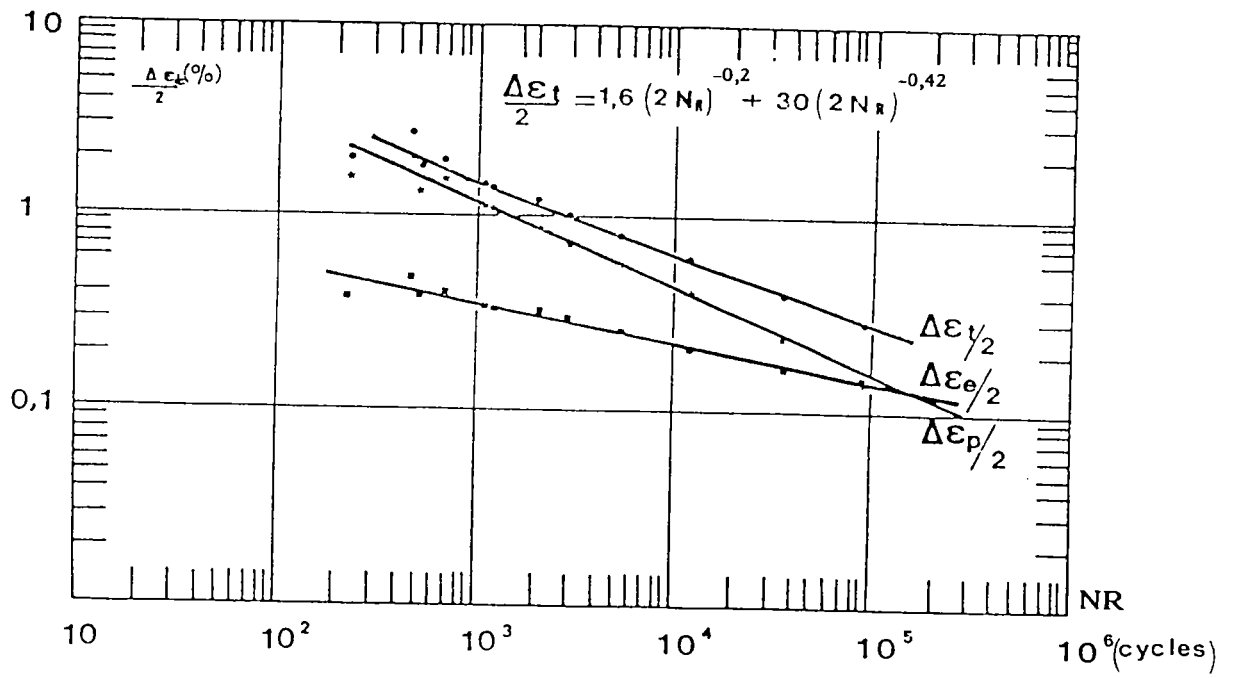


Figure 36 - Courbe de MANSON-COFFIN du Z3 CND 17 12

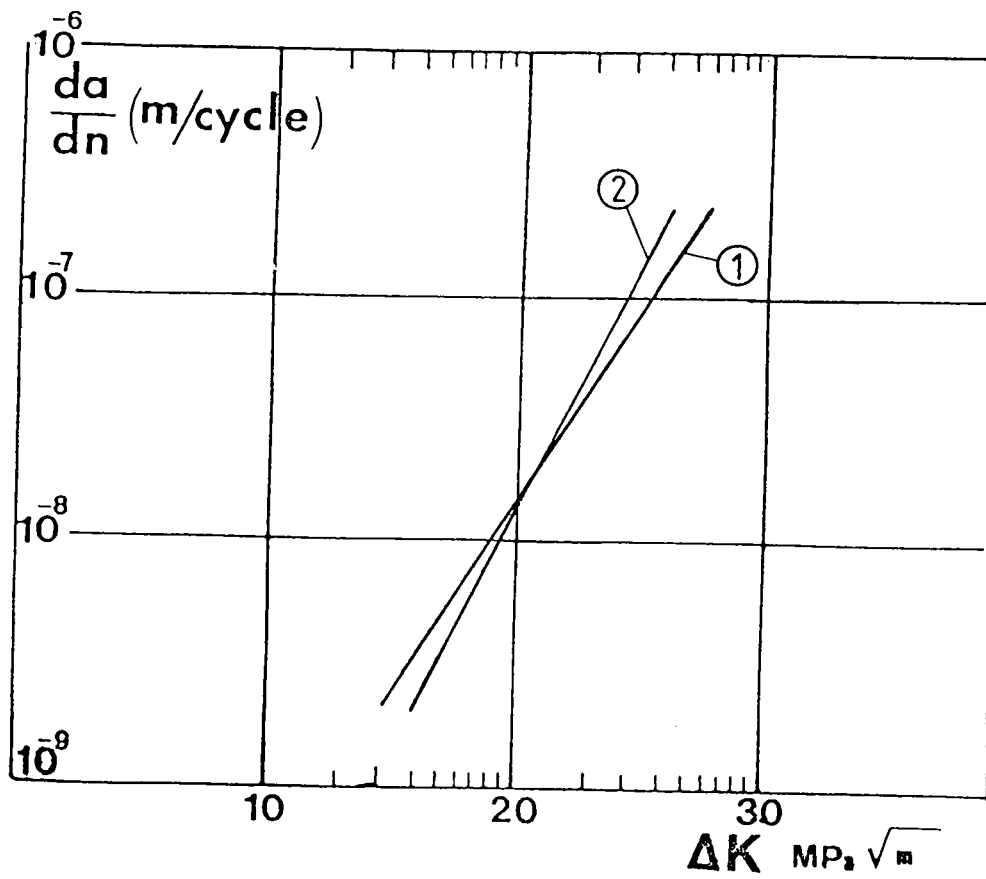


Figure 37 - Comparaison de vitesse de propagation des éprouvettes CT, KF.

Conditions d'essai :

Eprouvette CT ②
 $R = 0,1$
 $f = 30 \text{ Hz}$

Eprouvette KF ①
 $R = 0; -1$
 $f = 20 \text{ Hz}$

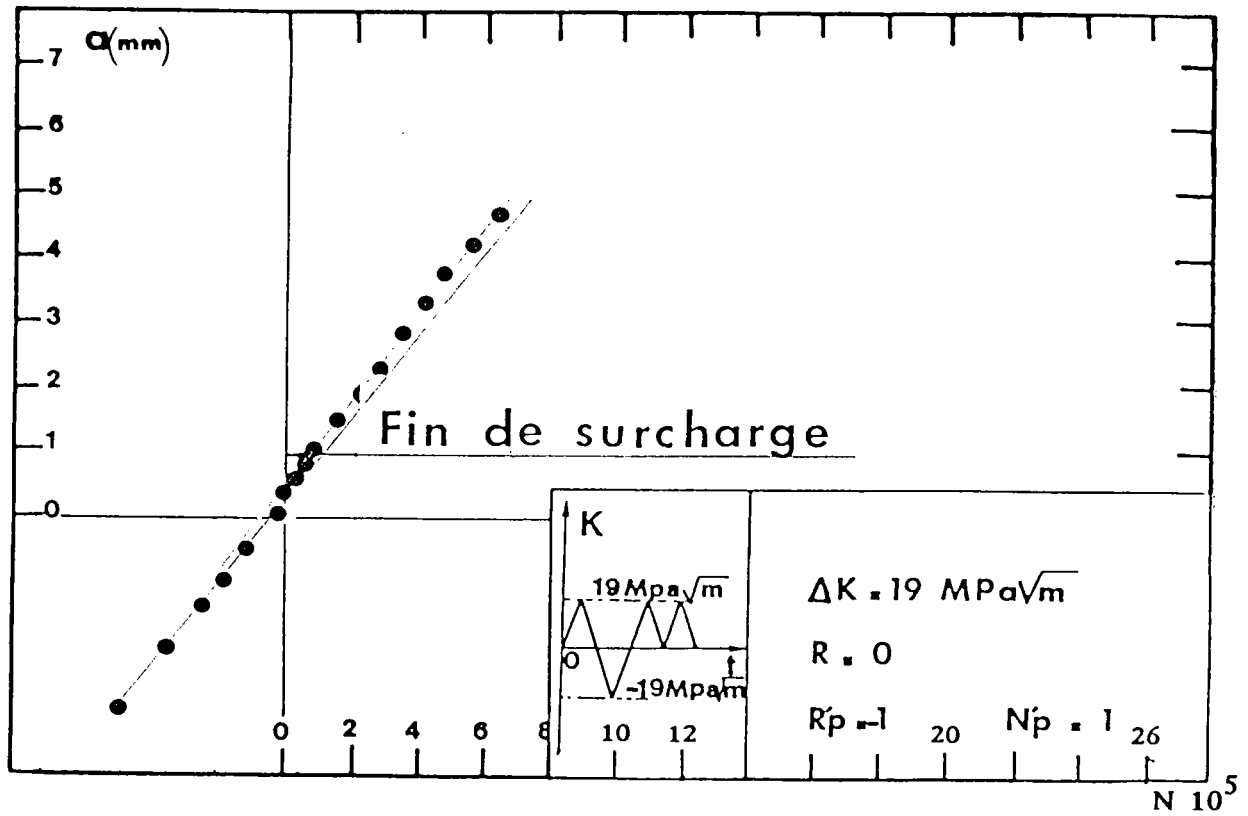


Figure 38 - Evolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles, dans le cas d'une surcharge de compression.

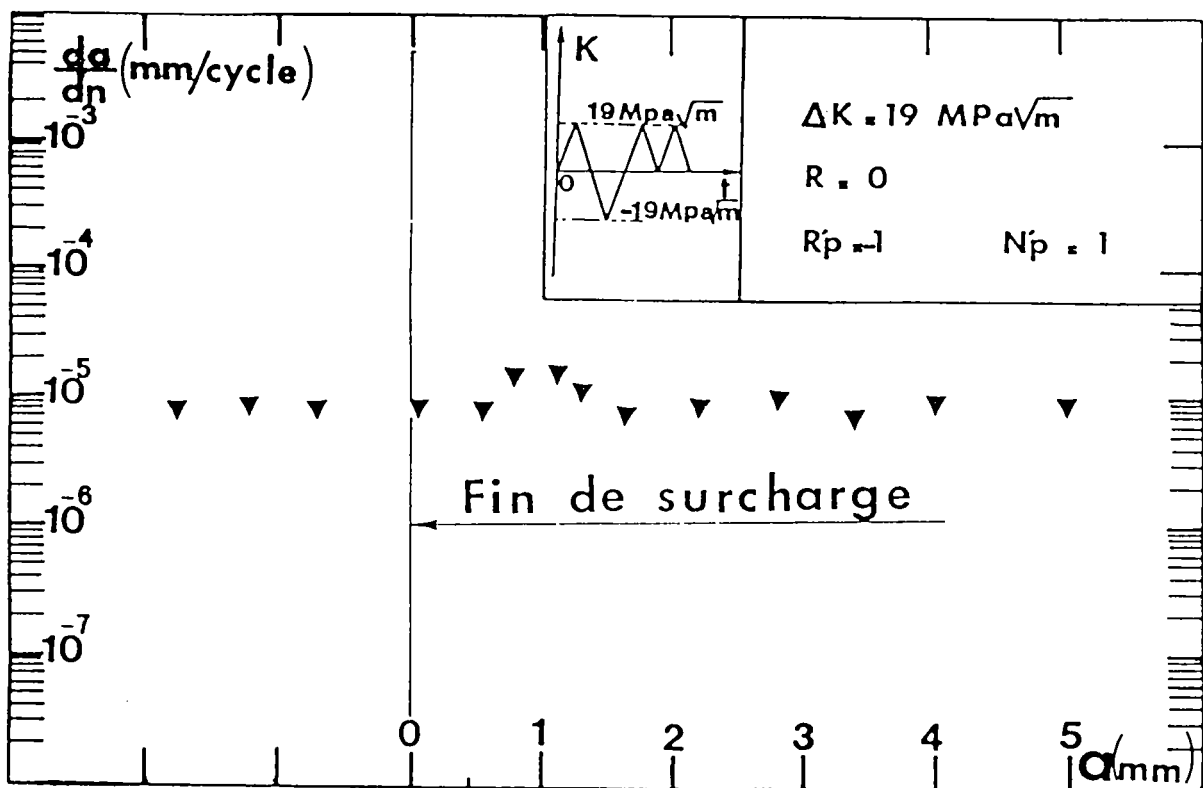


Figure 39 - Evolution de la vitesse en fonction de la longueur de fissure, dans le cas d'une surcharge de compression.

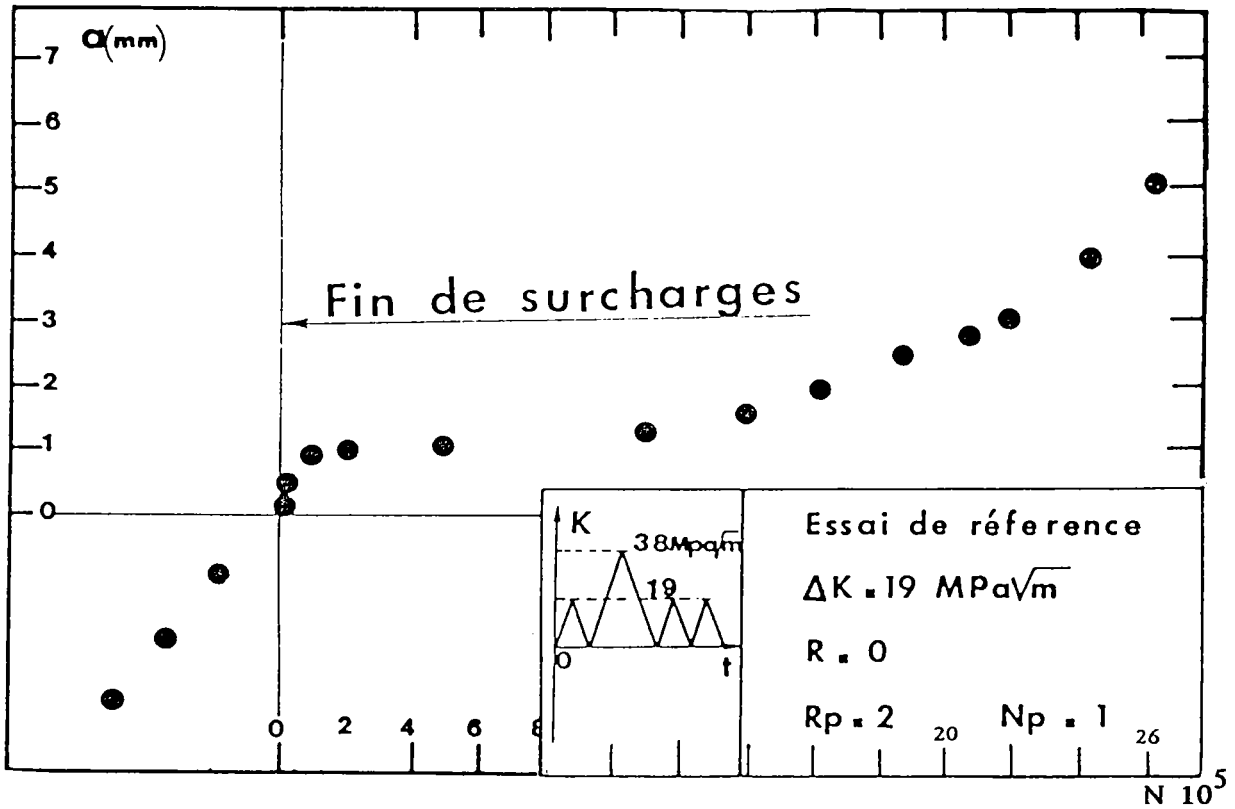


Figure 40 - Evolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles dans le cas d'une surcharge de traction.

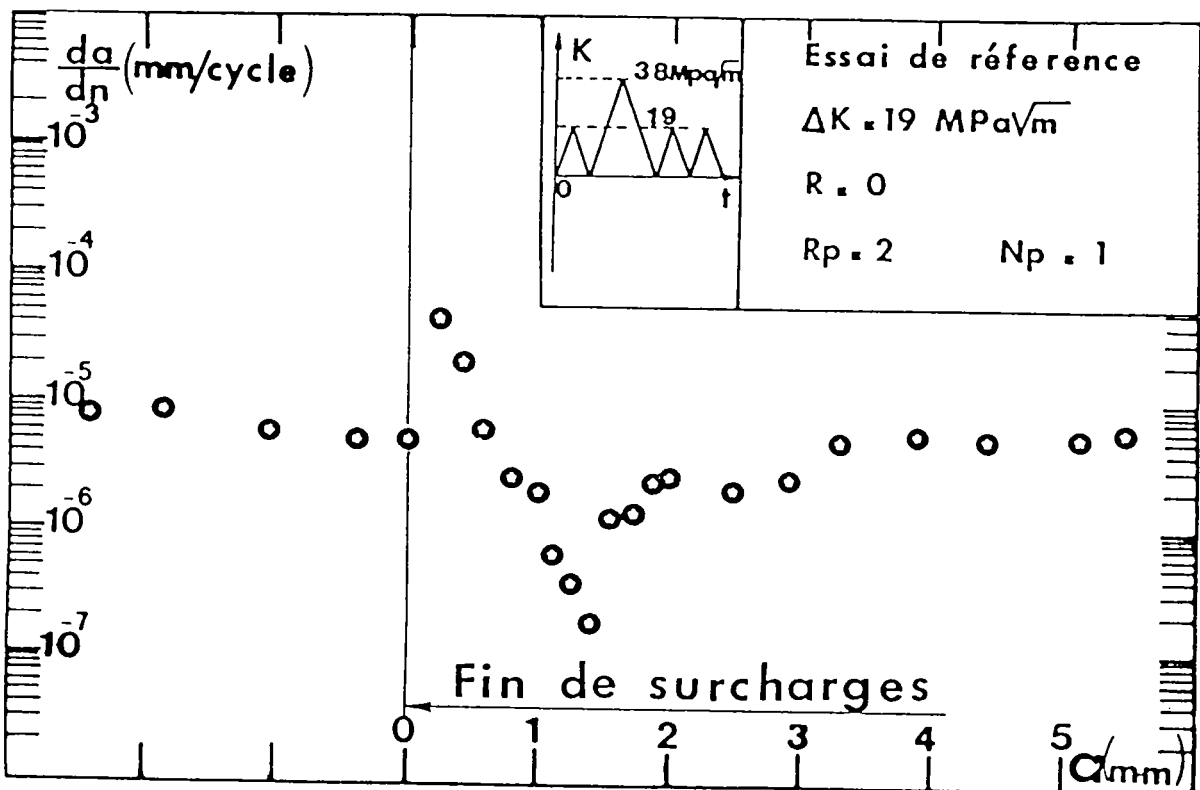


Figure 41 - Evolution de la vitesse en fonction de la longueur de fissure, cas d'une surcharge de traction.

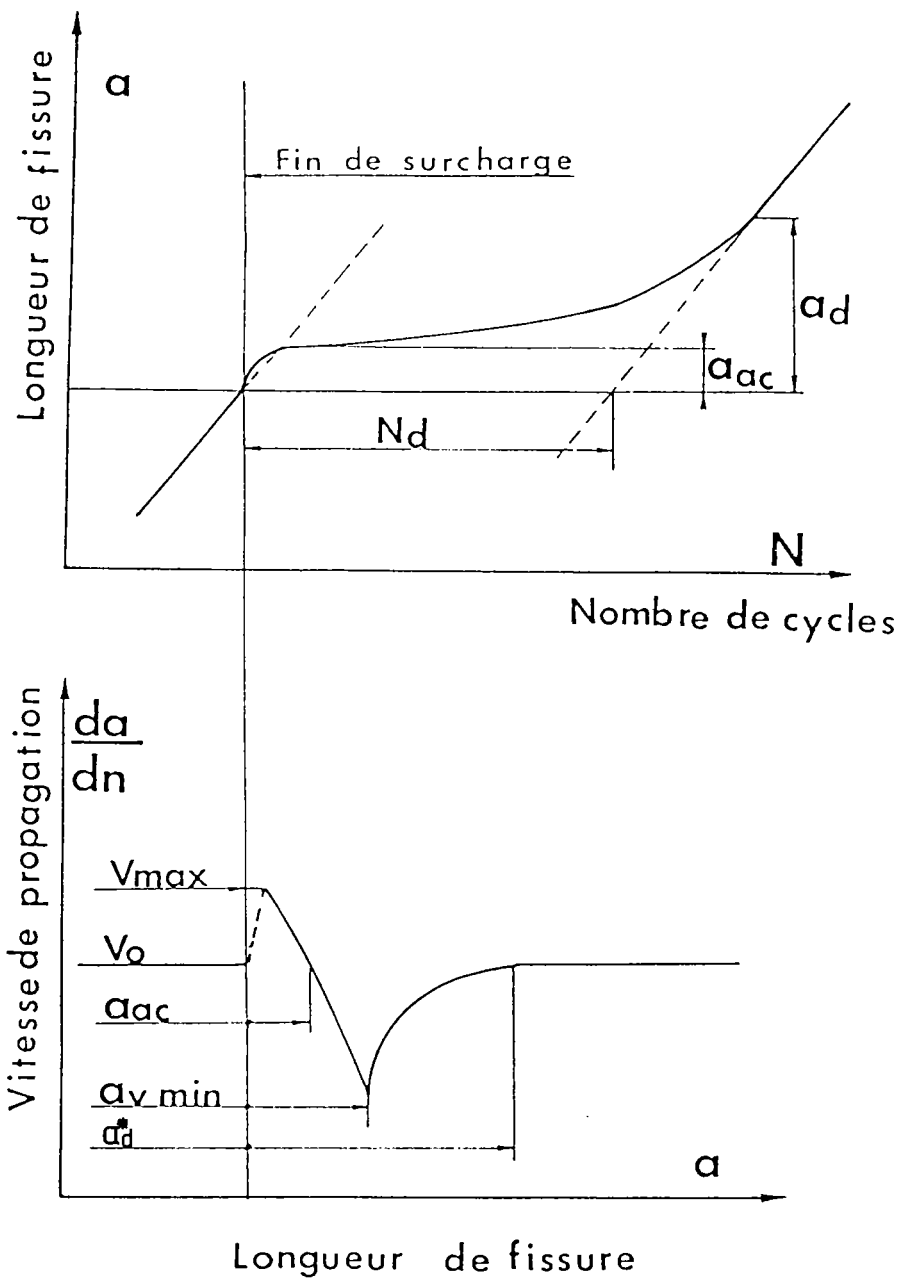


Figure 42 : Paramètres caractéristiques décrivant l'influence de surcharge sur la propagation d'une fissure.

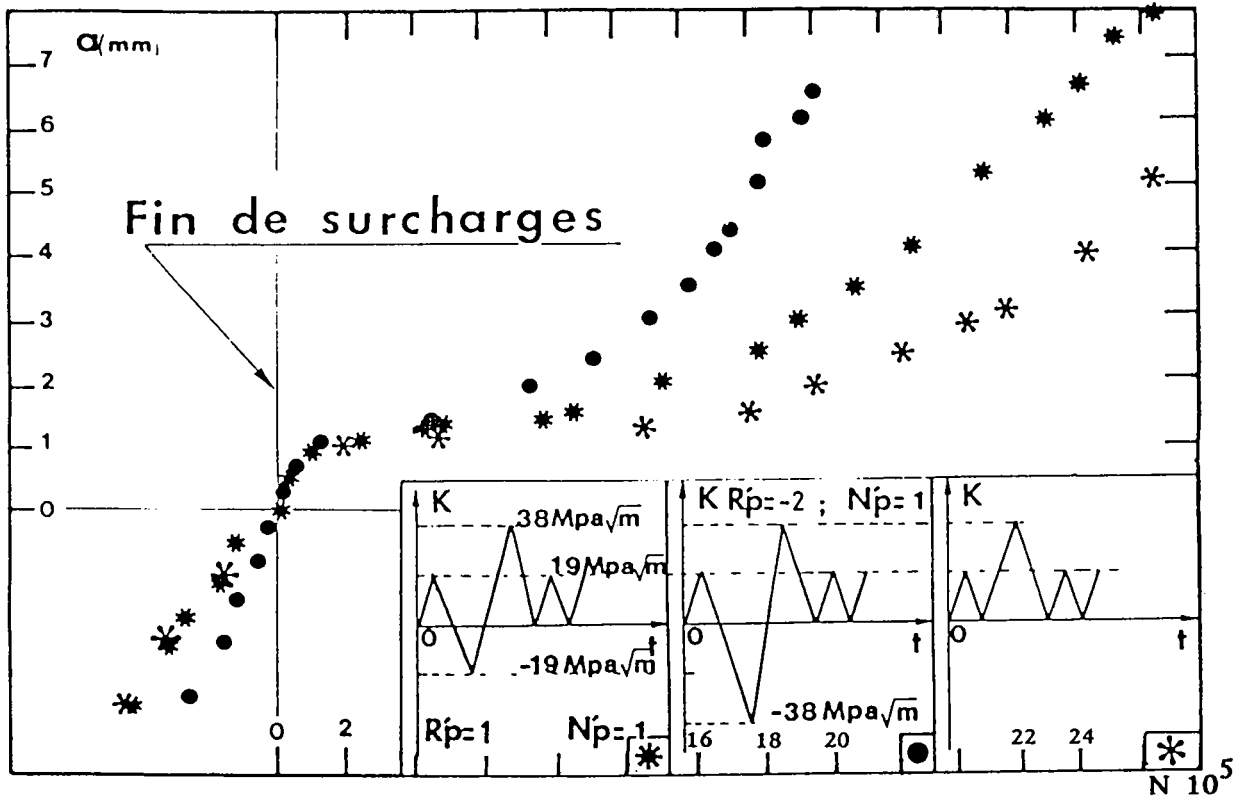


Figure 43 - Evolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles dans le cas d'une surcharge de compression appliquée avant surcharge de traction avec différents rapports R_p .

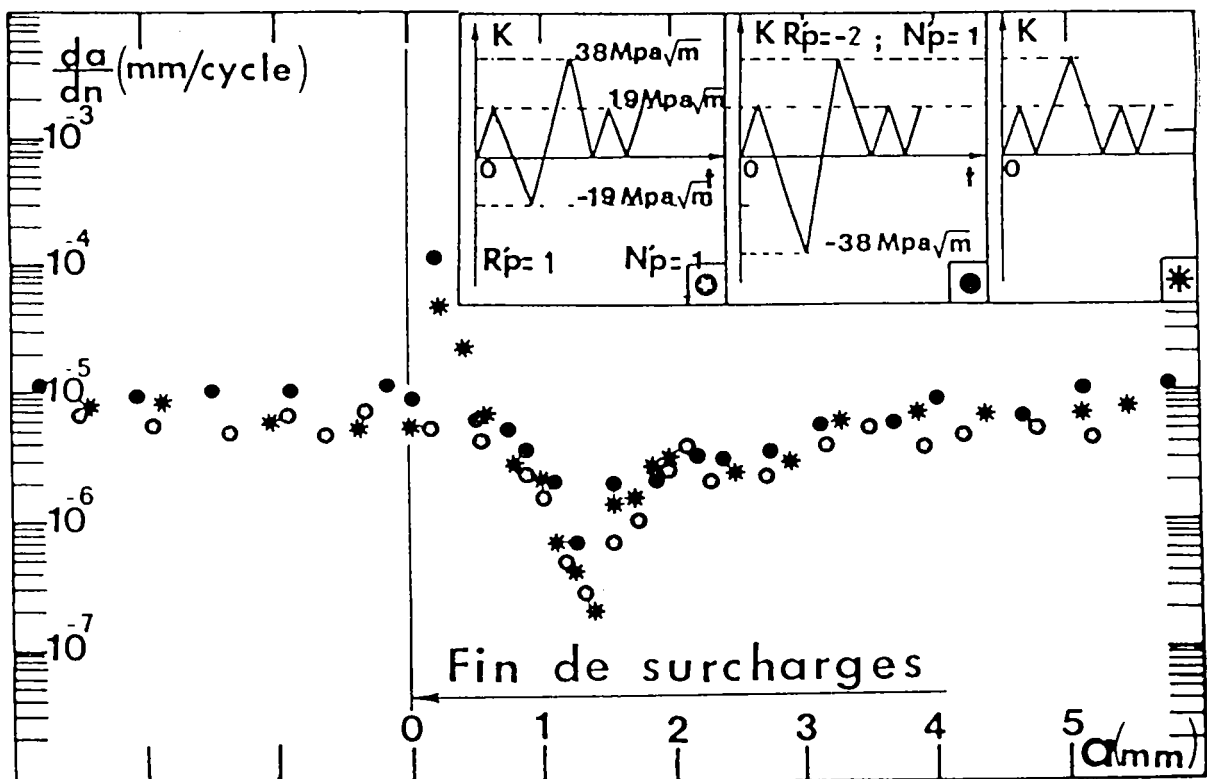


Figure 44 - Evolution de la vitesse de propagation en fonction de la longueur de fissure, dans le cas d'une surcharge de compression suivie d'une surcharge de traction avec différents rapports R_p .

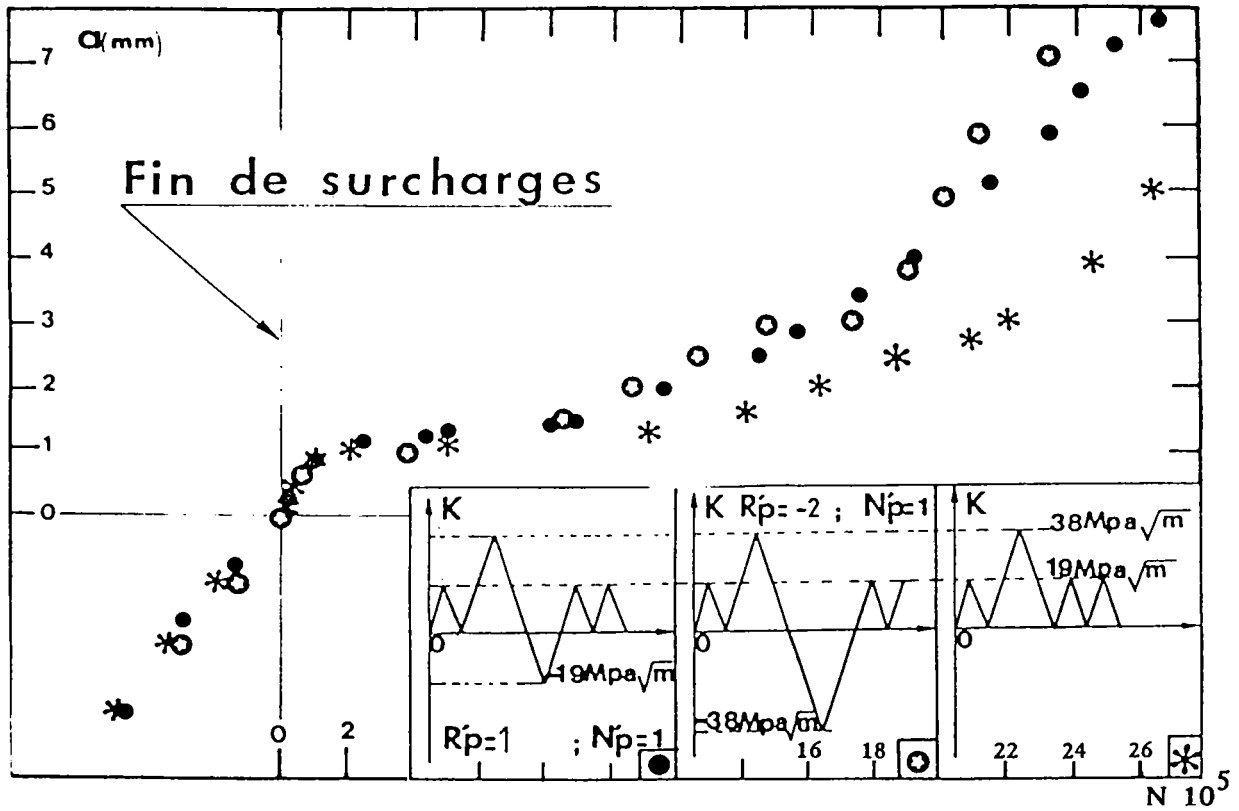


Figure 45 - Evolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles dans le cas d'une surcharge de compression après surcharge de traction avec différents rapports $R'p$.

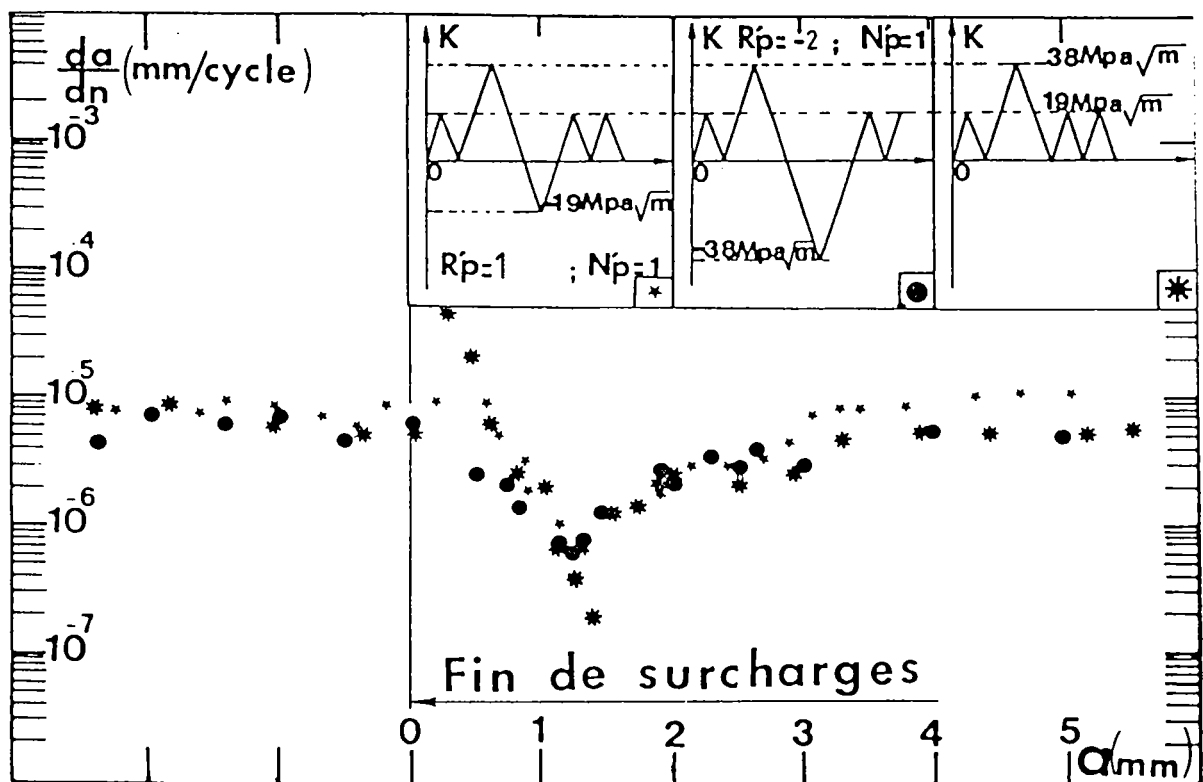


Figure 46 - Evolution de la vitesse de propagation en fonction de la longueur de fissure dans le cas d'une surcharge de compression après surcharge de traction avec différents rapports $R'p$.

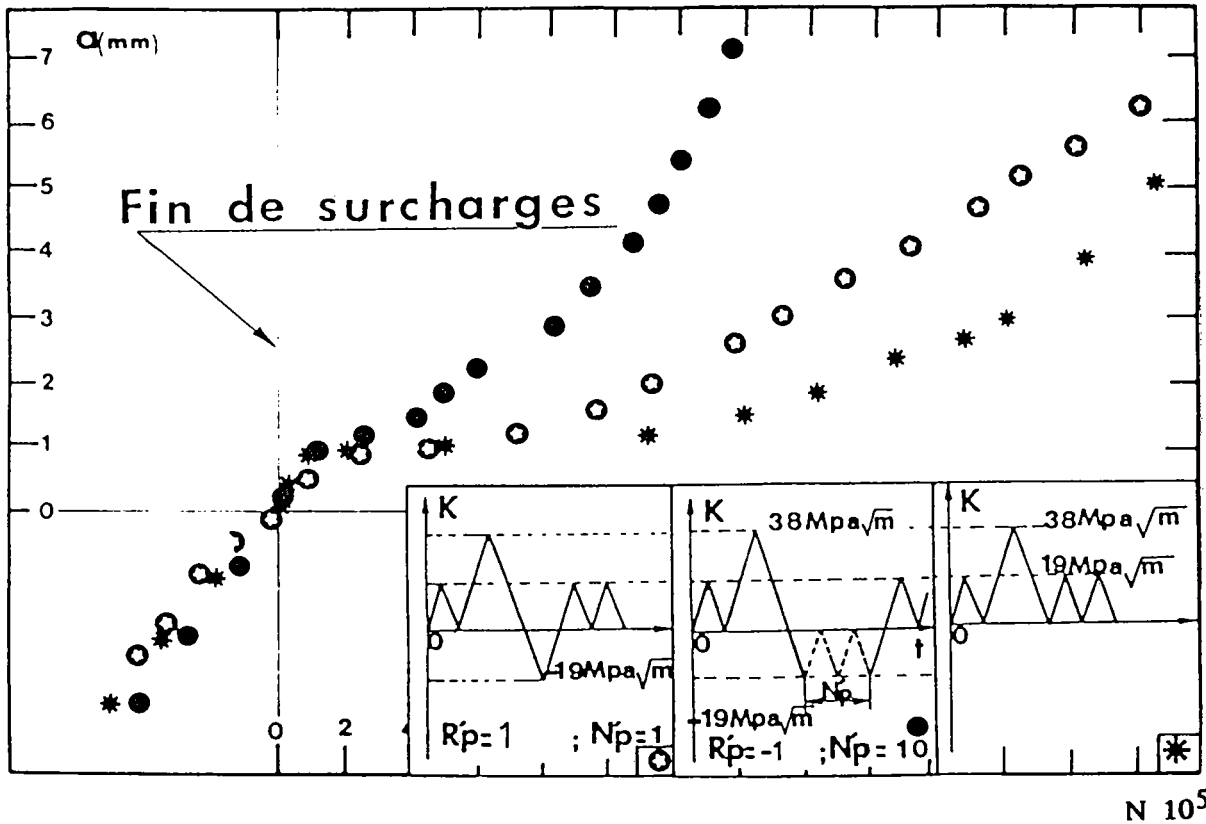


Figure 47 - Evolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles, avec différents pics de surcharge de compression (N_p) après surcharge de traction.

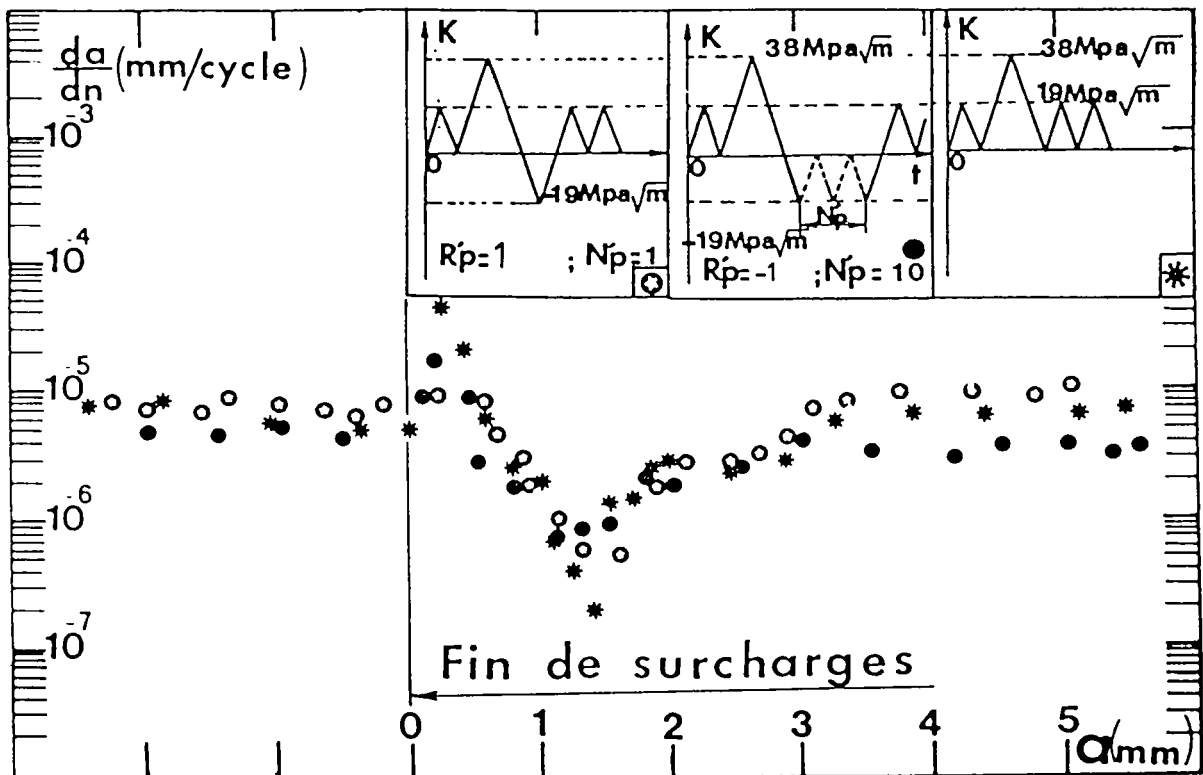
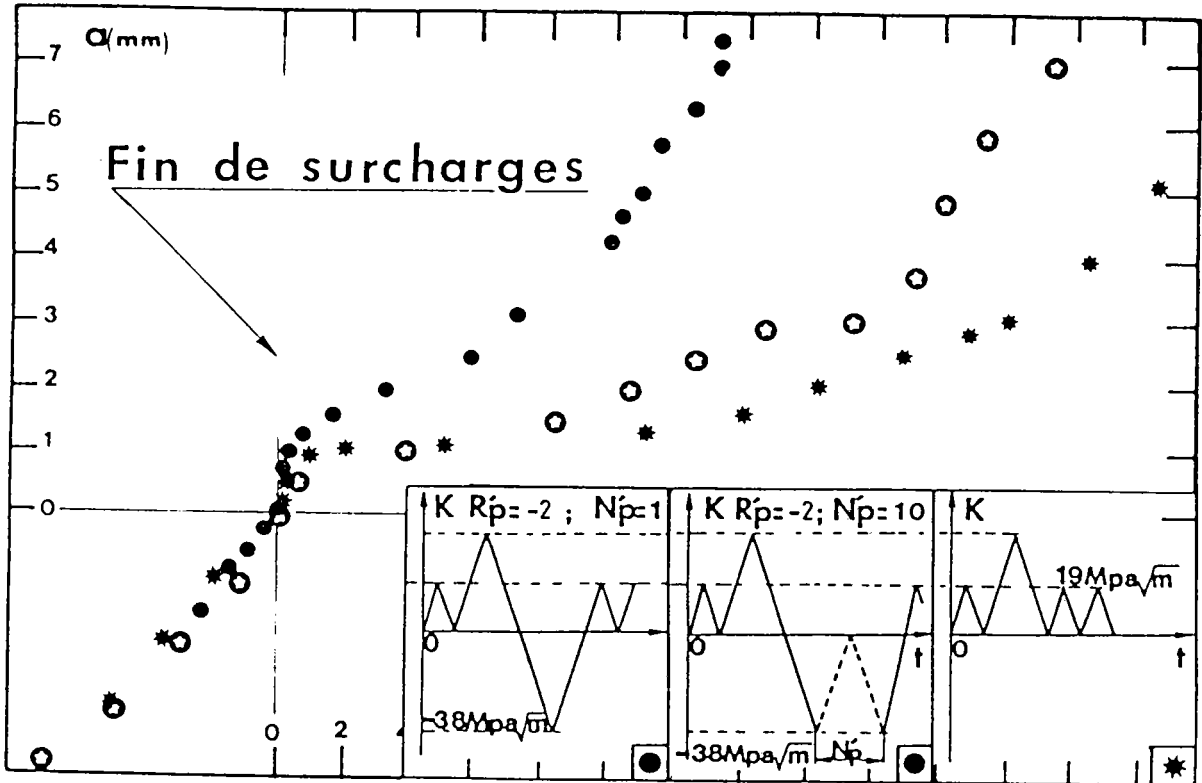


Figure 48 - Evolution de la vitesse de propagation en fonction de la longueur de fissure avec différents pics de surcharge de compression (N_p) après surcharge de traction (acier 316L).



$N \cdot 10^5$

Figure 49 - Evolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles avec plusieurs pics de surcharge en compression (N_p) après surcharge de traction (acier 316L).

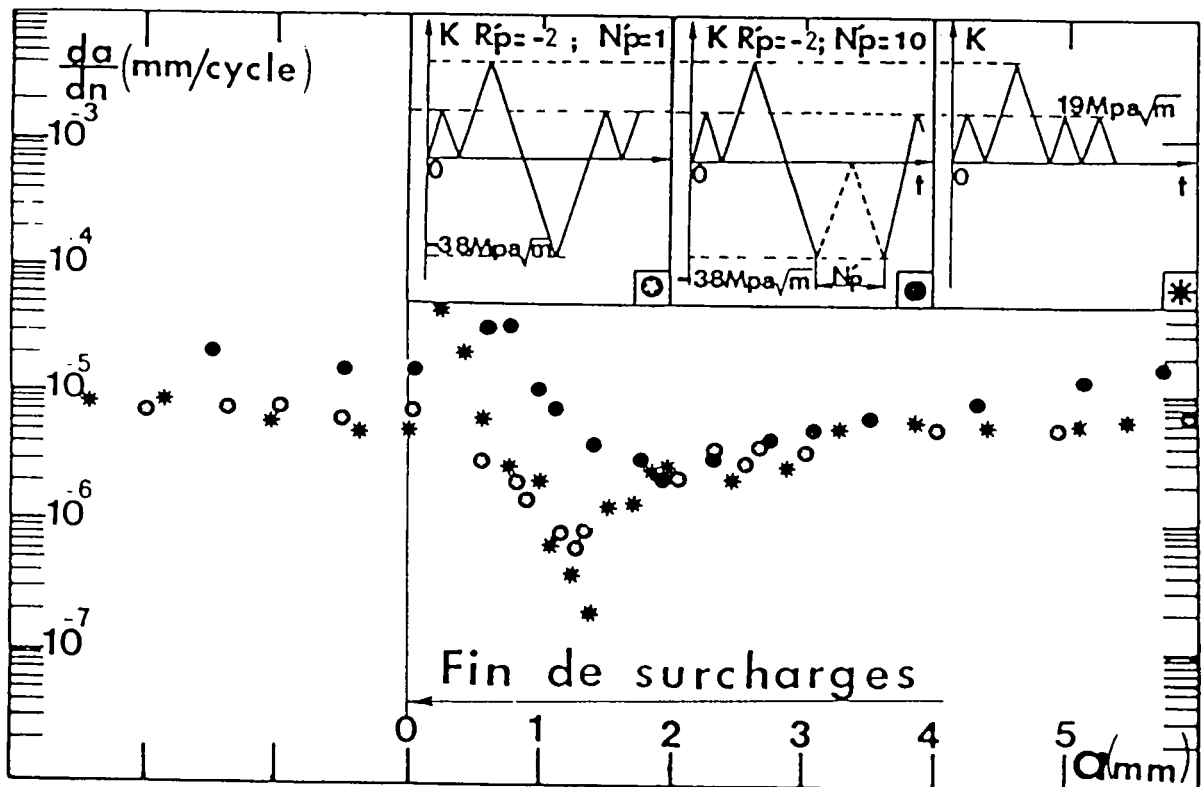


Figure 50 - Evolution de la vitesse de propagation en fonction de la longueur de fissure avec plusieurs pics de surcharge en compression (N_p) après une surcharge de traction (acier 316L).

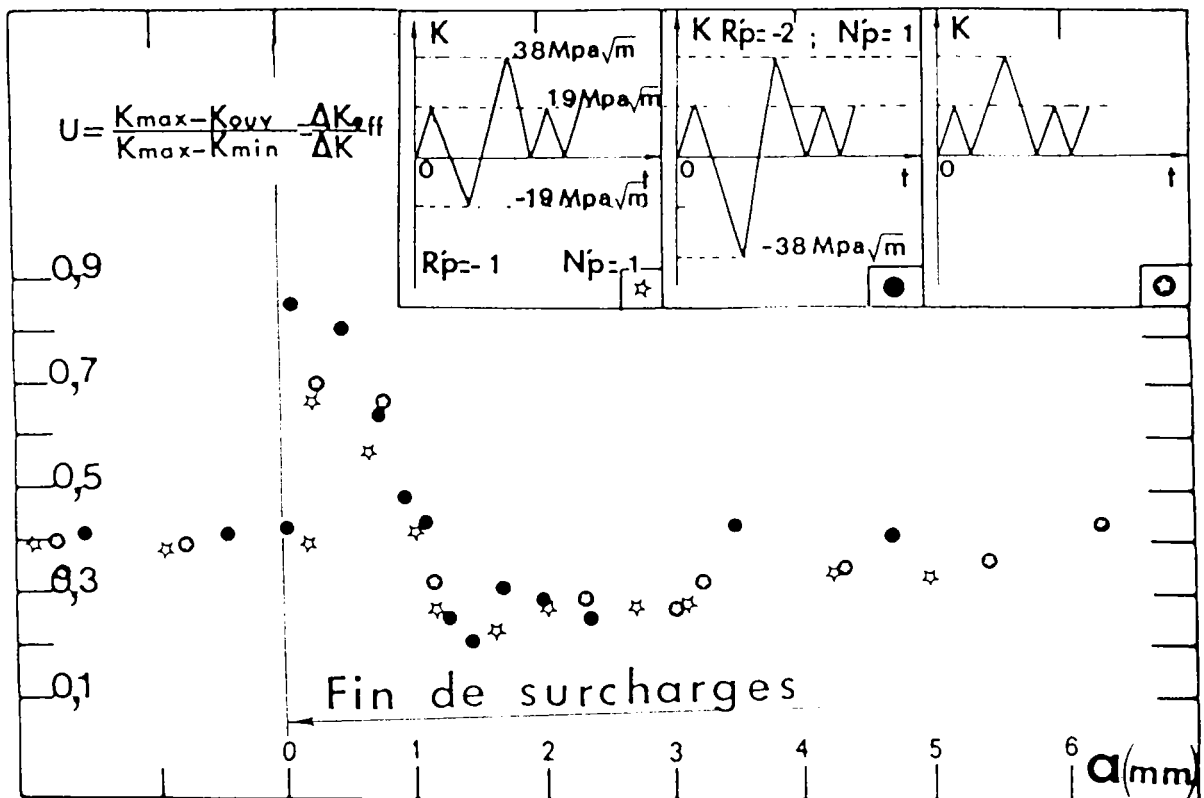


Figure 51 : Evolution du rapport d'ouverture U en fonction de la longueur de fissure après surcharge.

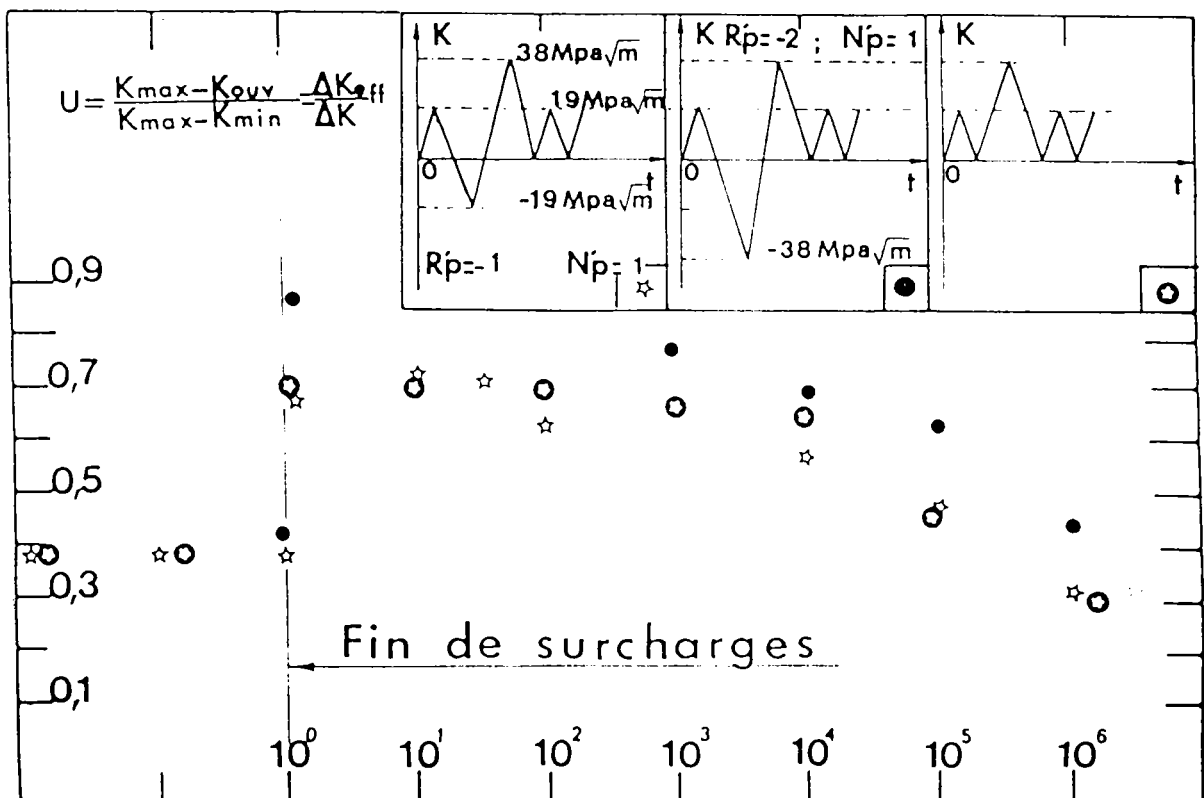


Figure 52 : Evolution du rapport d'ouverture en fonction du nombre de cycles après surcharge.

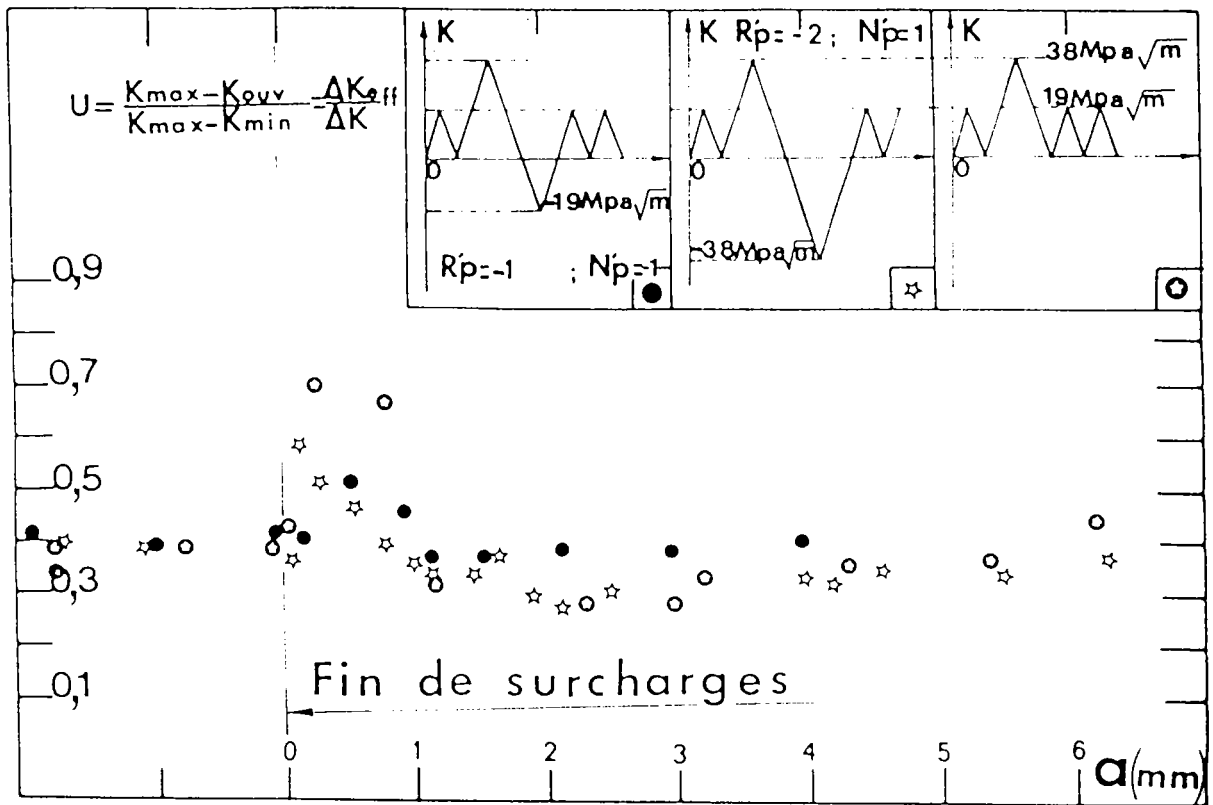


Figure 53 : Evolution du rapport d'ouverture U en fonction de la longueur de fissure après surcharge.

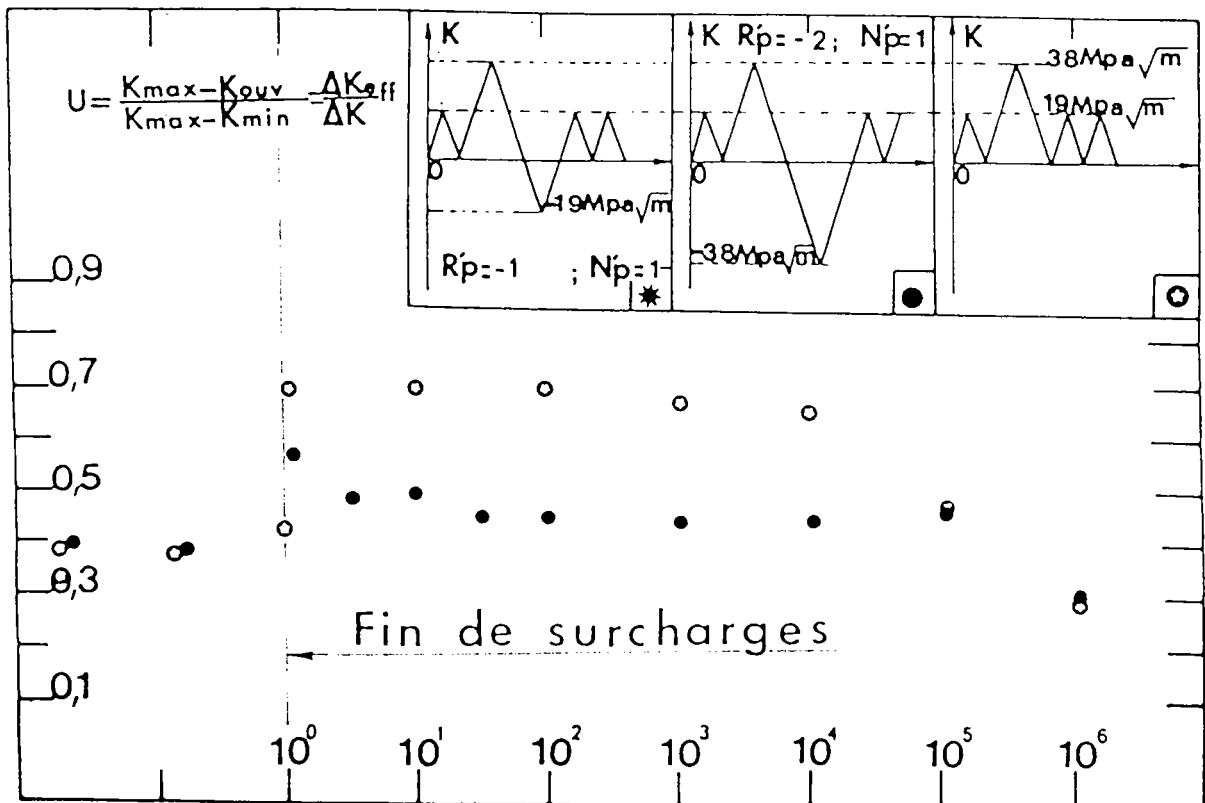


Figure 54 : Evolution du rapport d'ouverture en fonction du nombre de cycles après surcharge.

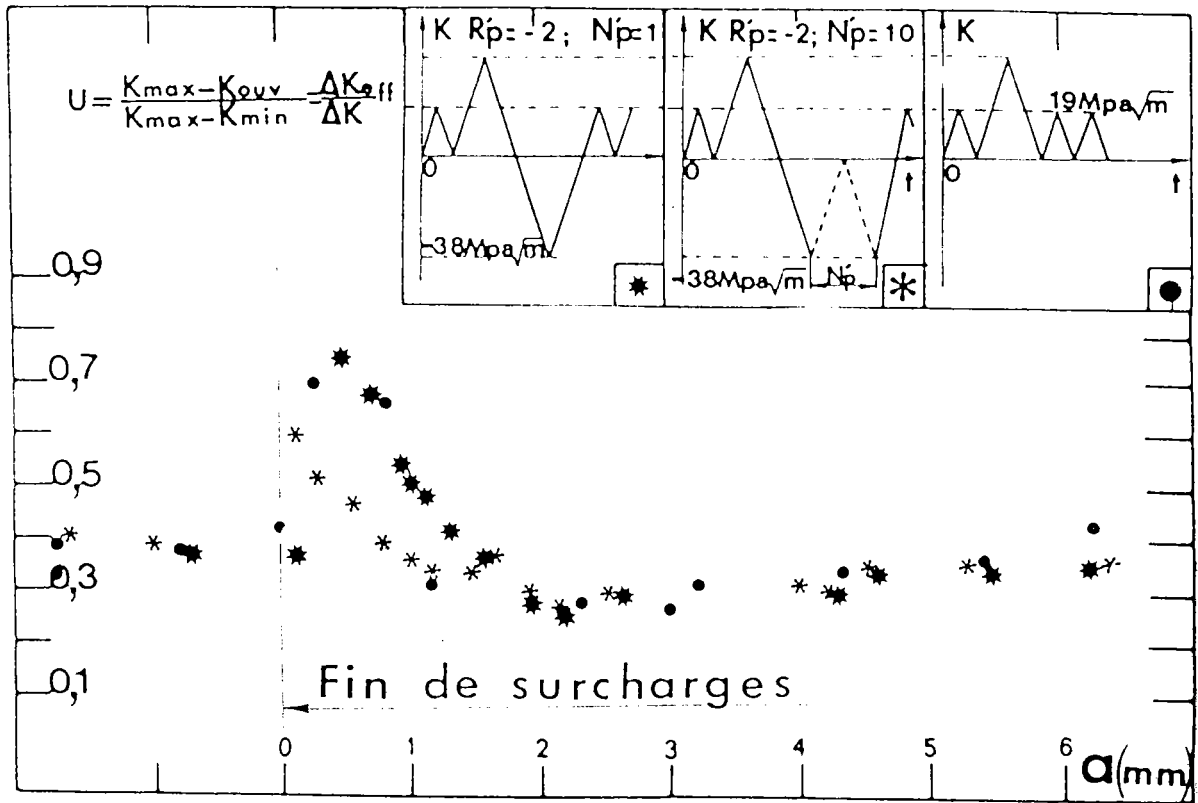


Figure 55 : Evolution du rapport d'ouverture U en fonction de la longueur de fissure après surcharge.

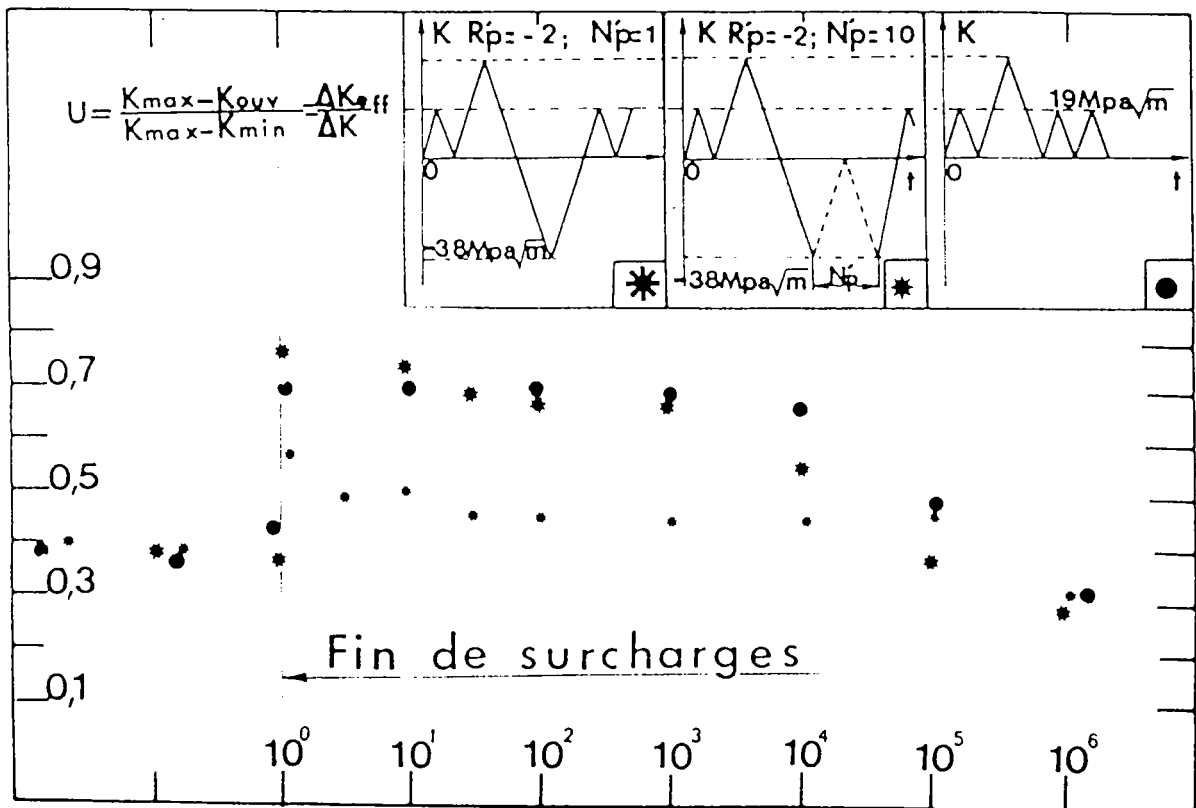


Figure 56 : Evolution du rapport d'ouverture en fonction du nombre de cycles après surcharge.

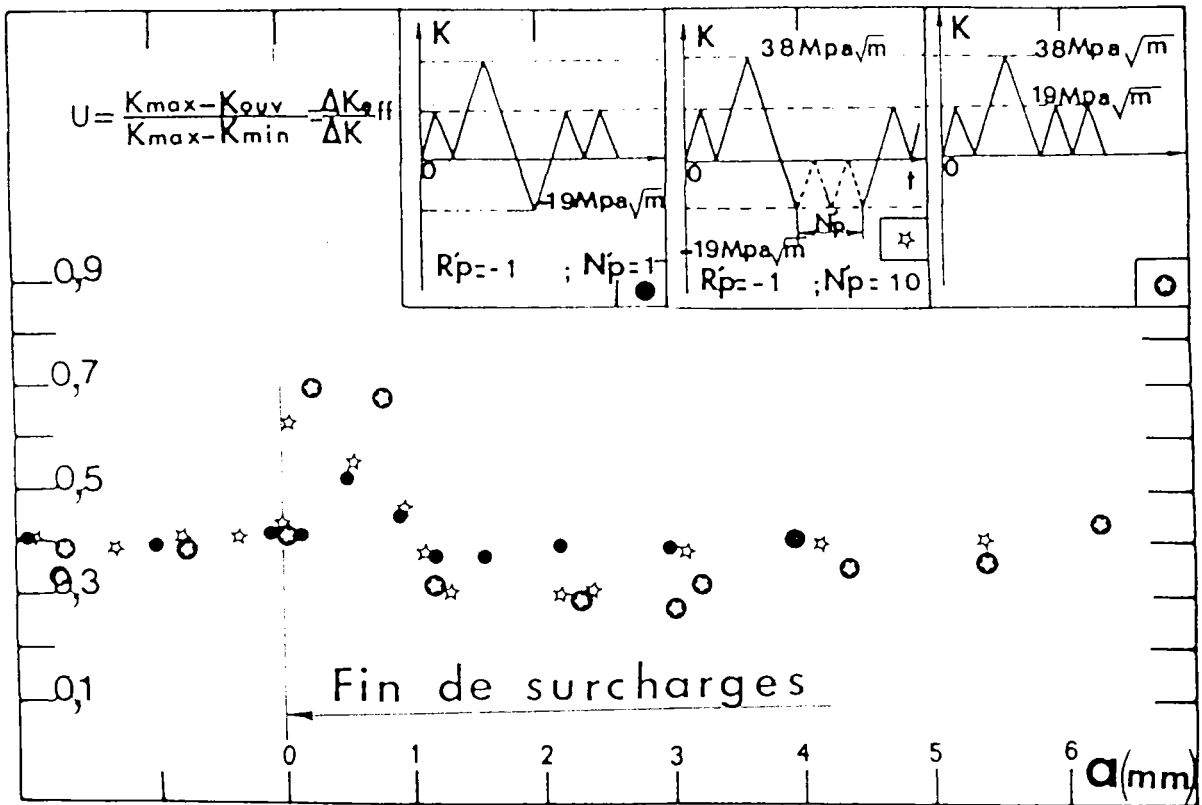


Figure 57 : Evolution du rapport d'ouverture U en fonction de la longueur de fissure après surcharge.

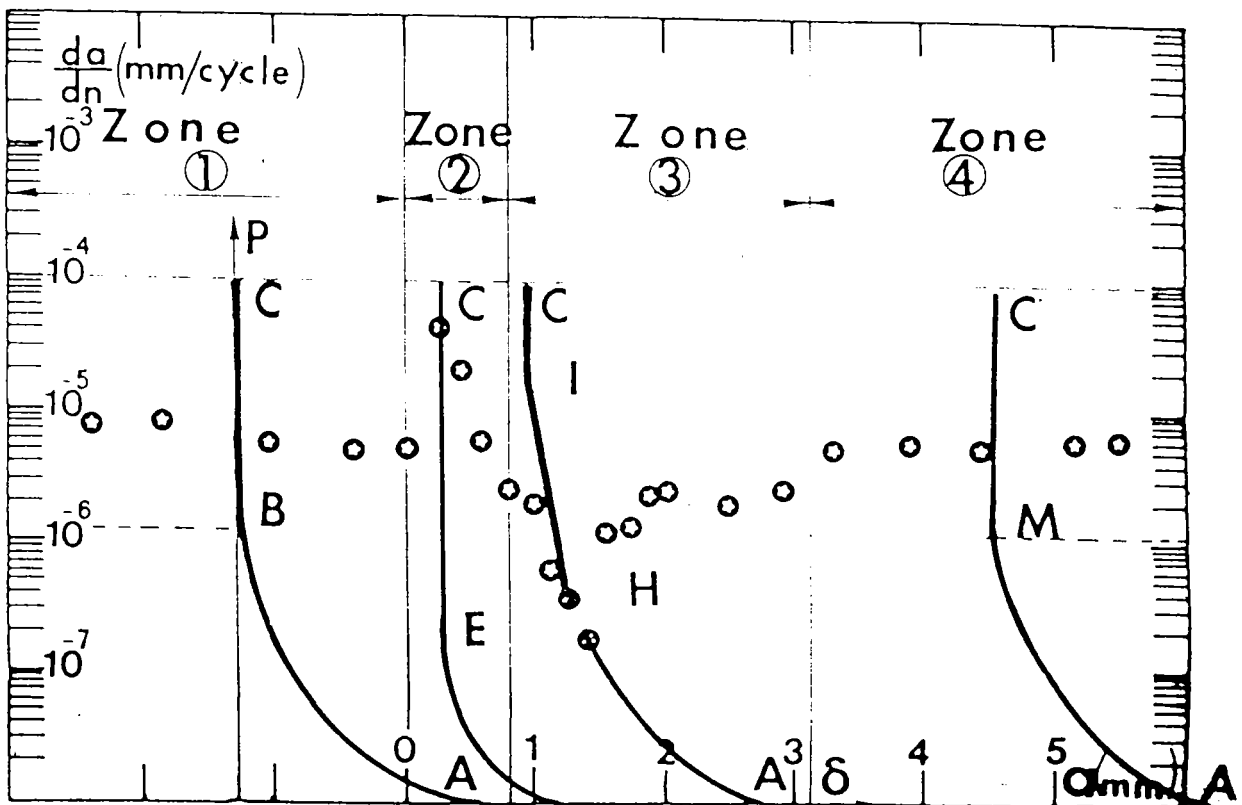


Figure 58 : Evolution de la vitesse de propagation en fonction de la longueur de fissure après surcharge. On a reporté les diagrammes (P - δ') représentatifs de chaque zone.

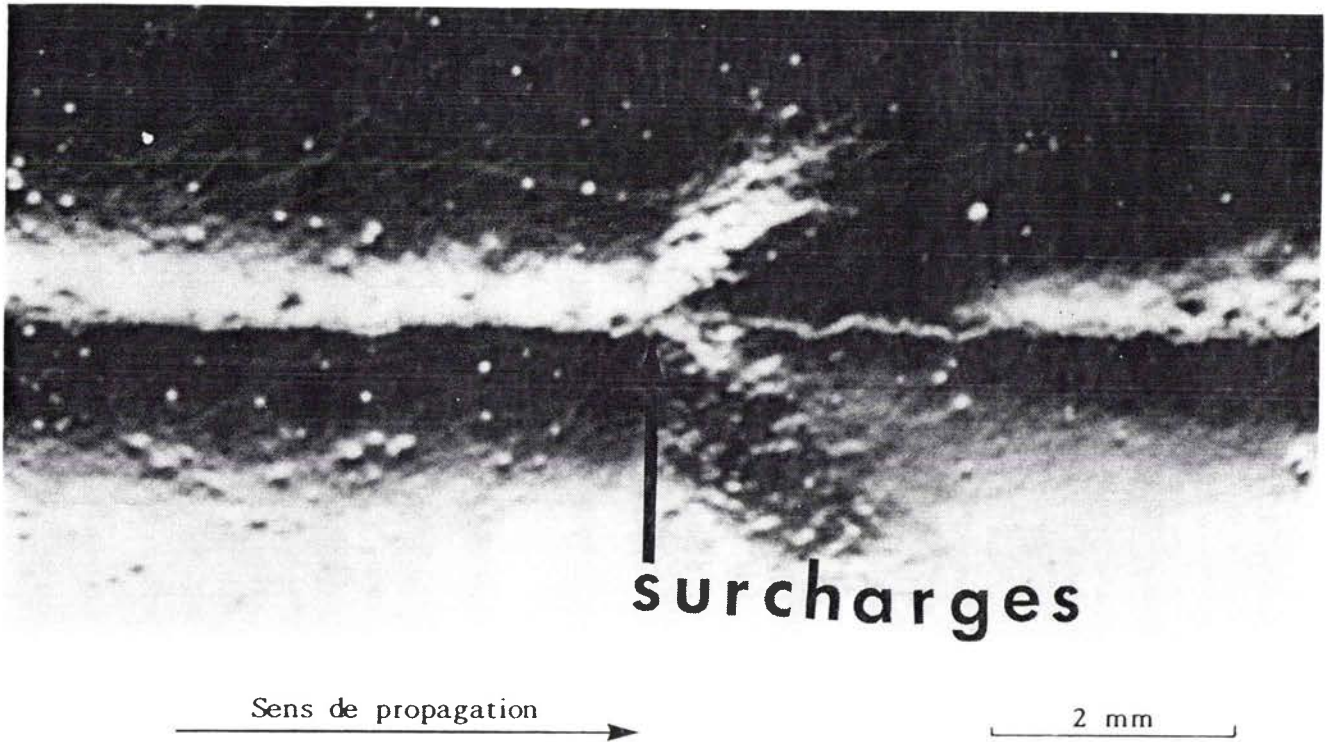
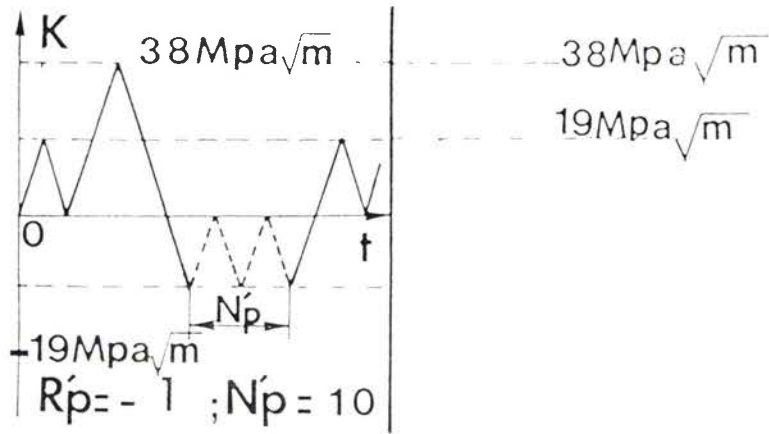


Figure 59 : Mise en évidence de la zone contractée par lumière rasante.

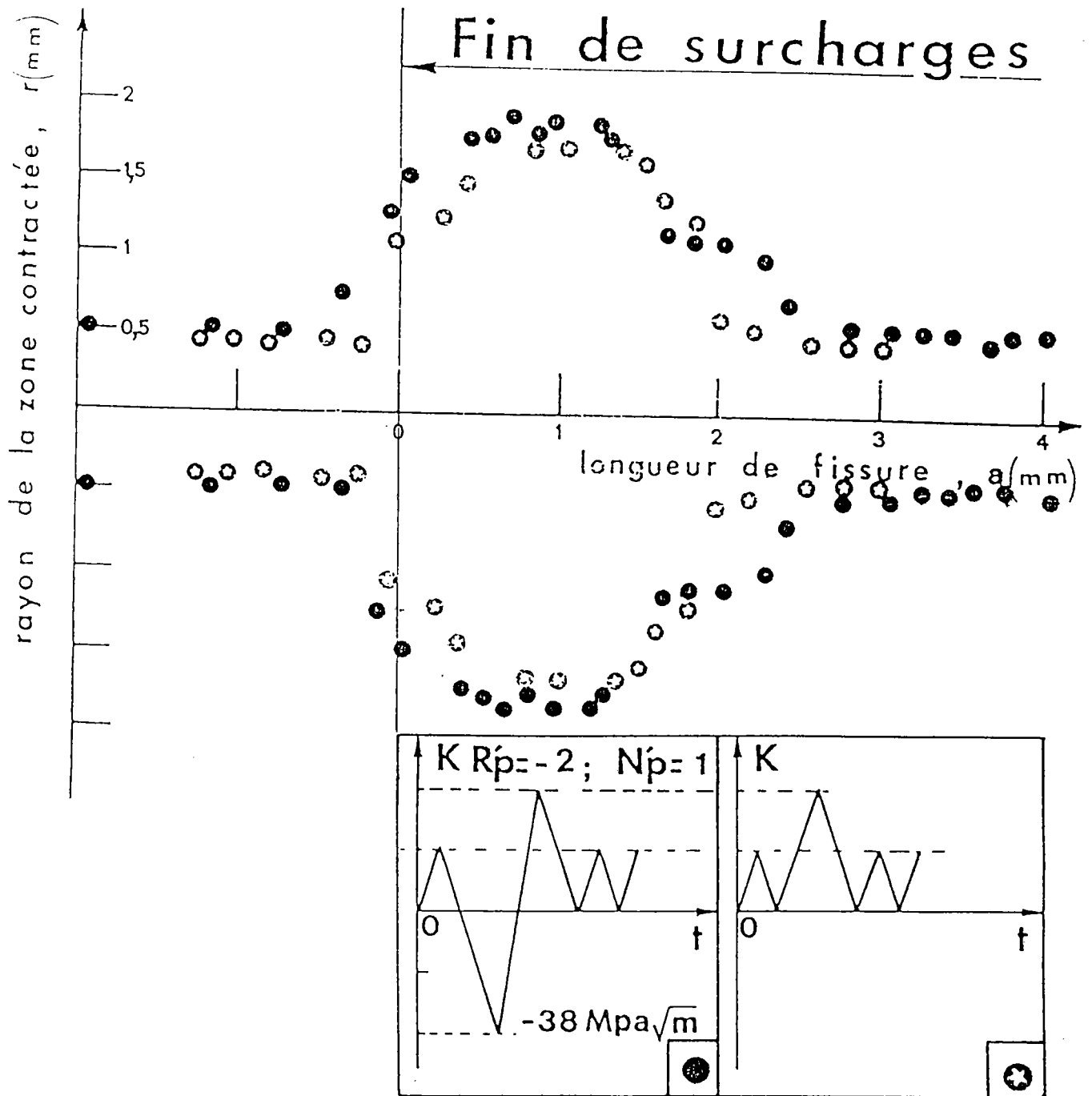


Figure 60 : Détermination de la zone contractée obtenue par rugosimétrie dans le cas d'une surcharge de compression effectuée après celle de traction ($R'_p = -2$).

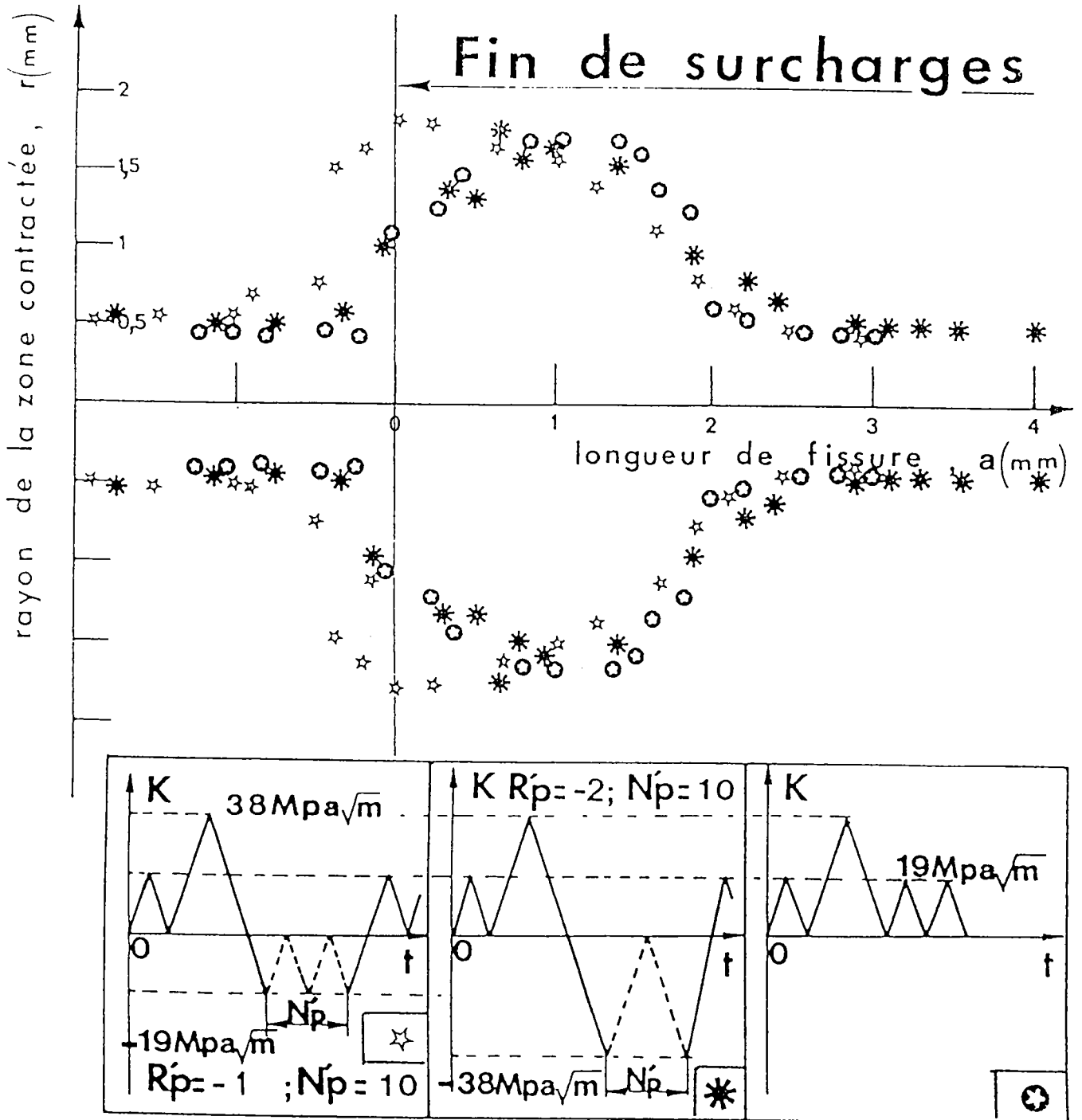


Figure 61 : Détermination des zones plastifiées obtenue par rugosimétrie dans le cas de plusieurs surcharges de compression effectuées après celle de traction ($N_p = 10$).

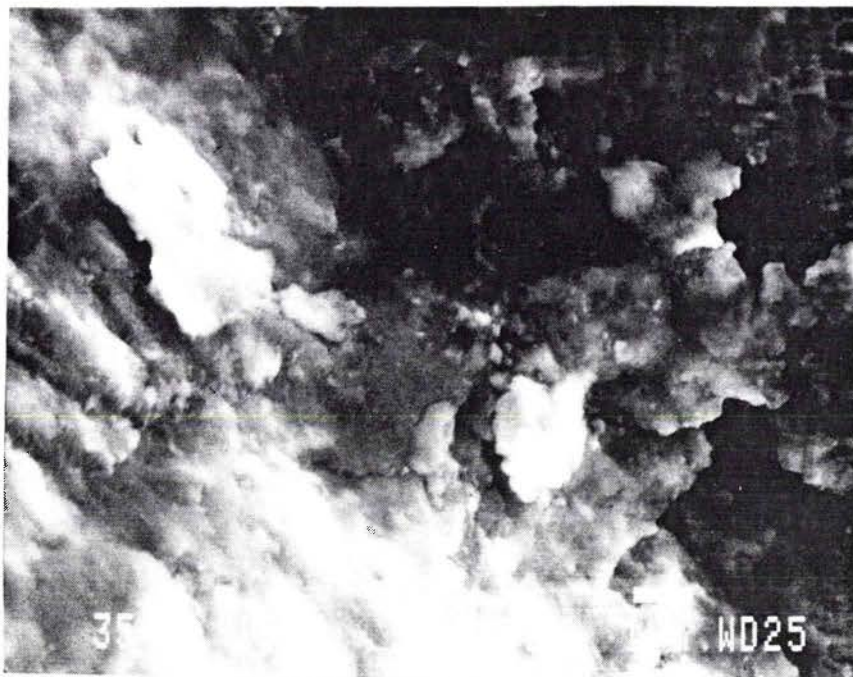


Figure 62 : Dépôt d'oxyde sur la surface de rupture dans la zone affectée par les surcharges, à cœur de l'éprouvette.

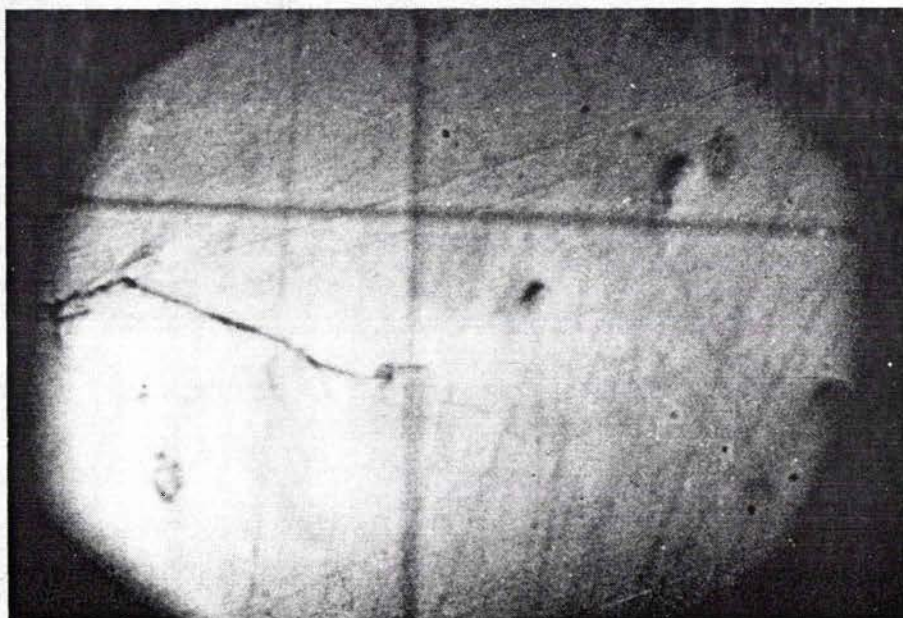


Figure 63 : Déviation de la fissure après séquence de surcharge en peau d'éprouvette. Photo réalisée en cours d'essai.

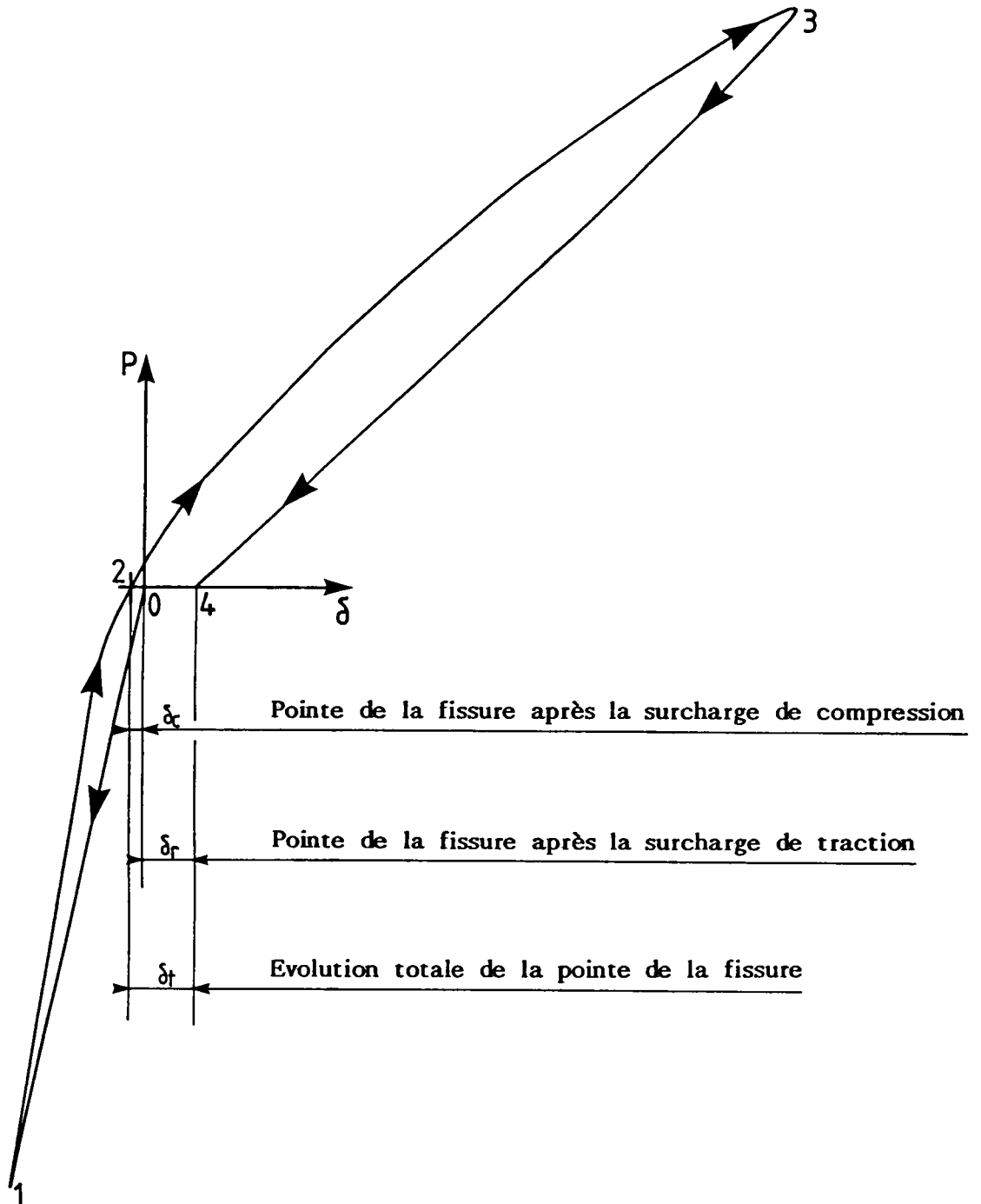


Figure 64 : Ecartement du fond de fissure dans le cas d'une surcharge de compression suivie d'une surcharge de traction ($R'p = -2$).

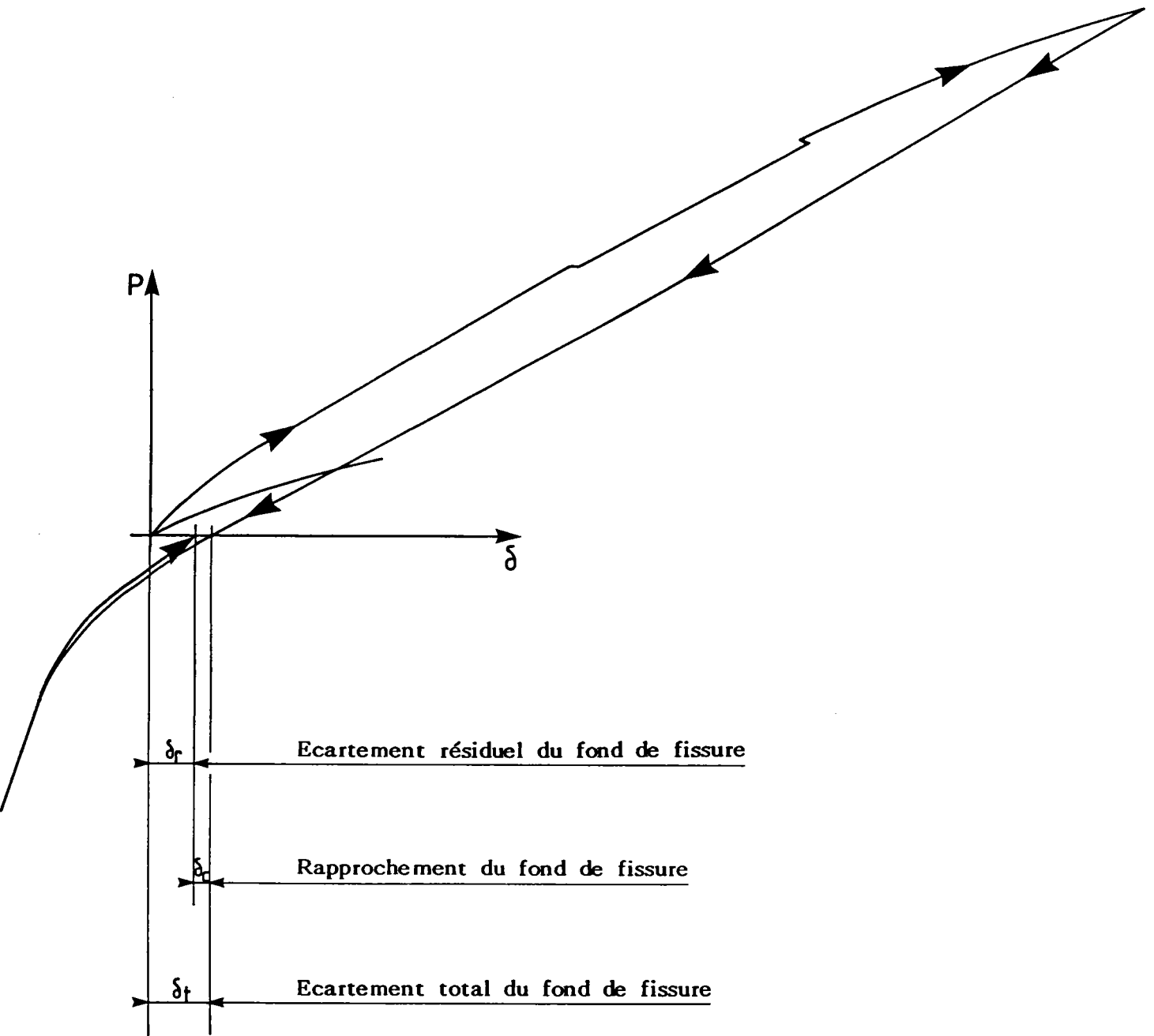


Figure 65 : Ecartement du fond de fissure dans le cas d'une surcharge de traction suivie de la surcharge de compression de faible intensité ($R'p = -1$).

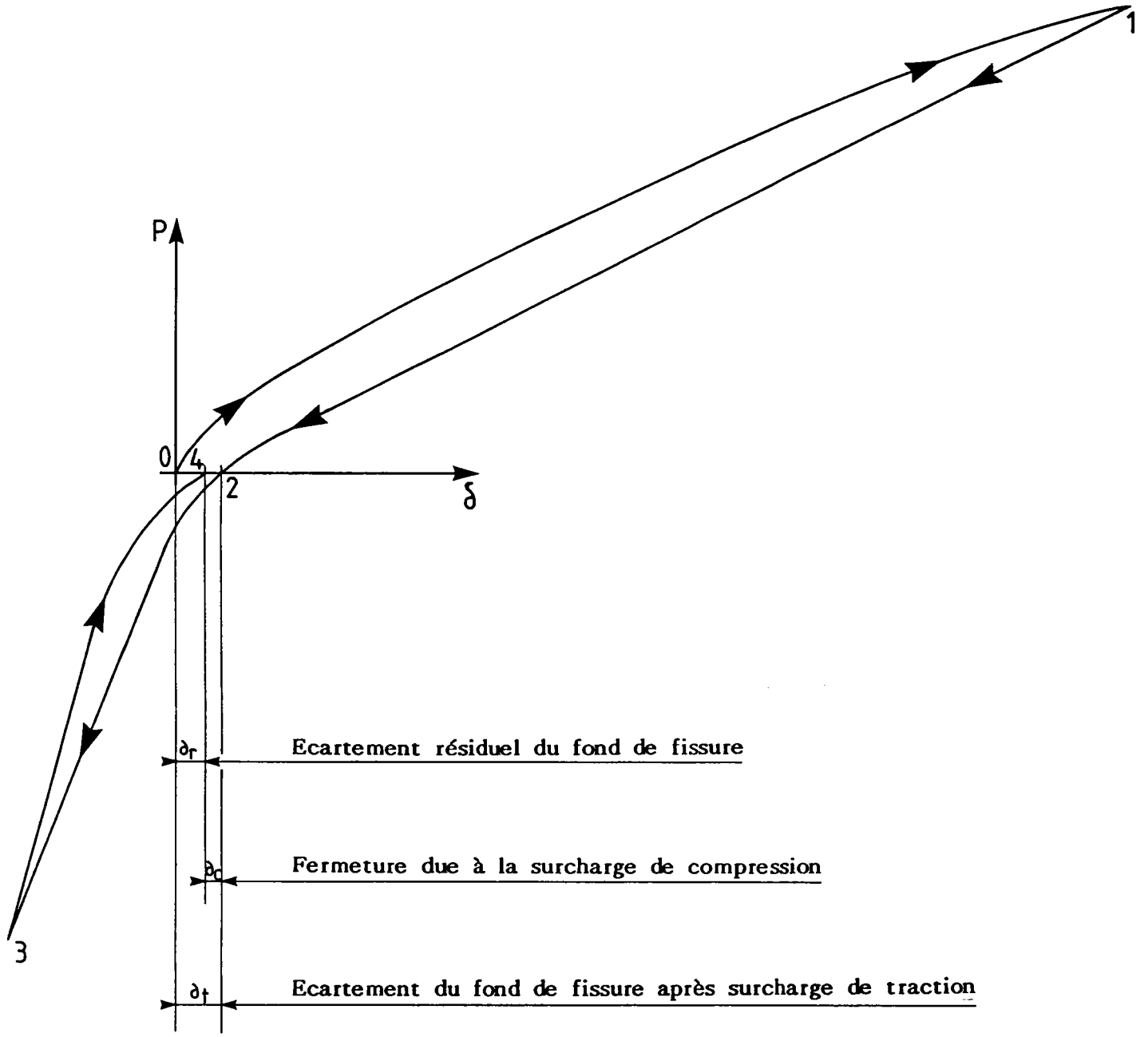
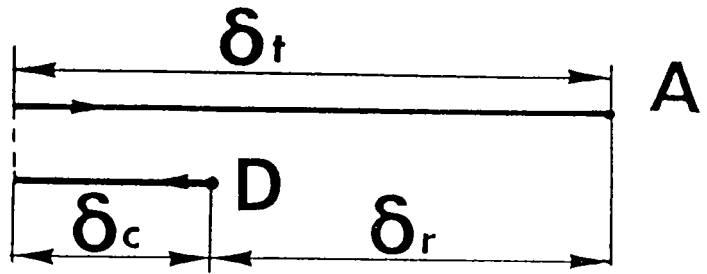
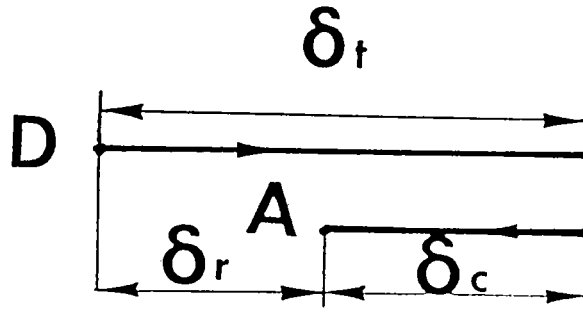


Figure 66 : Ecartement du fond de fissure dans le cas d'une surcharge de traction suivie d'une surcharge de compression ($R'p = -2$).

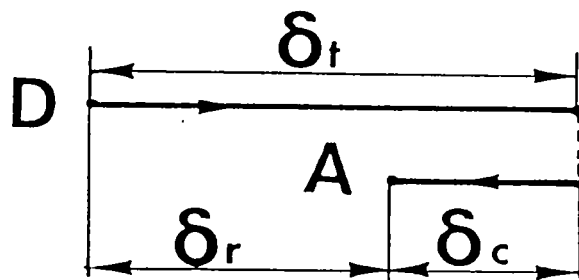
La surcharge de compression est appliquée avant la surcharge de traction ($R'p = -2$)



La surcharge de compression est appliquée après la surcharge de traction ($R'p = -2$)



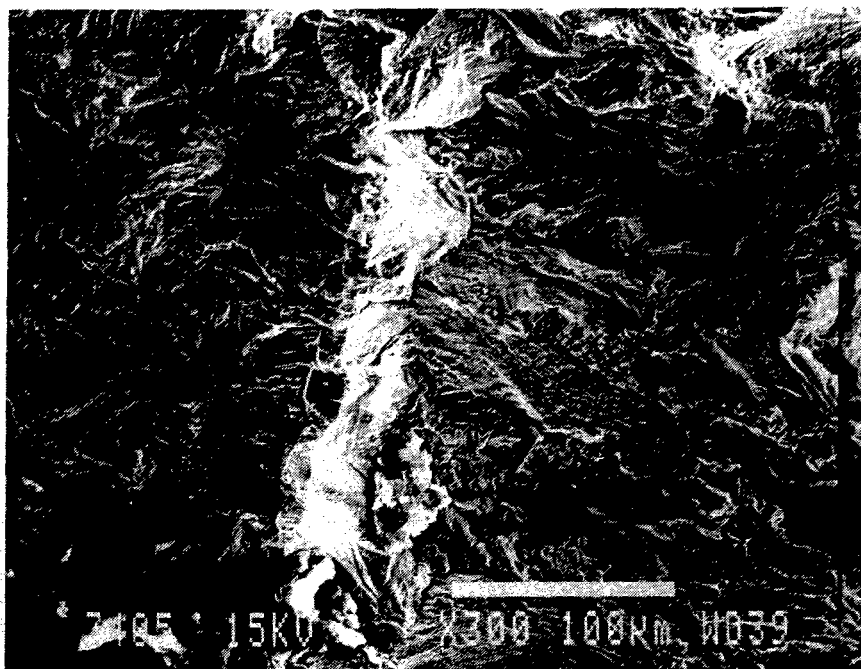
La surcharge de compression est appliquée après la surcharge de traction ($R'p = -1$)



δ_t = Amplitude totale de l'écartement du fond de fissure.
 δ_c = Fermeture du fond de fissure due à la surcharge de compression.
 δ_r = Ecartement résiduel du fond de fissure après surcharge.

Figure 67 : Evolution de l'écartement du fond de fissure en fonction des surcharges appliquées.

Zone de surcharges



sens de propagation

Figure 68 : Mise en évidence de l'émoussement de la pointe de la fissure par une technique d'image stéréographique.

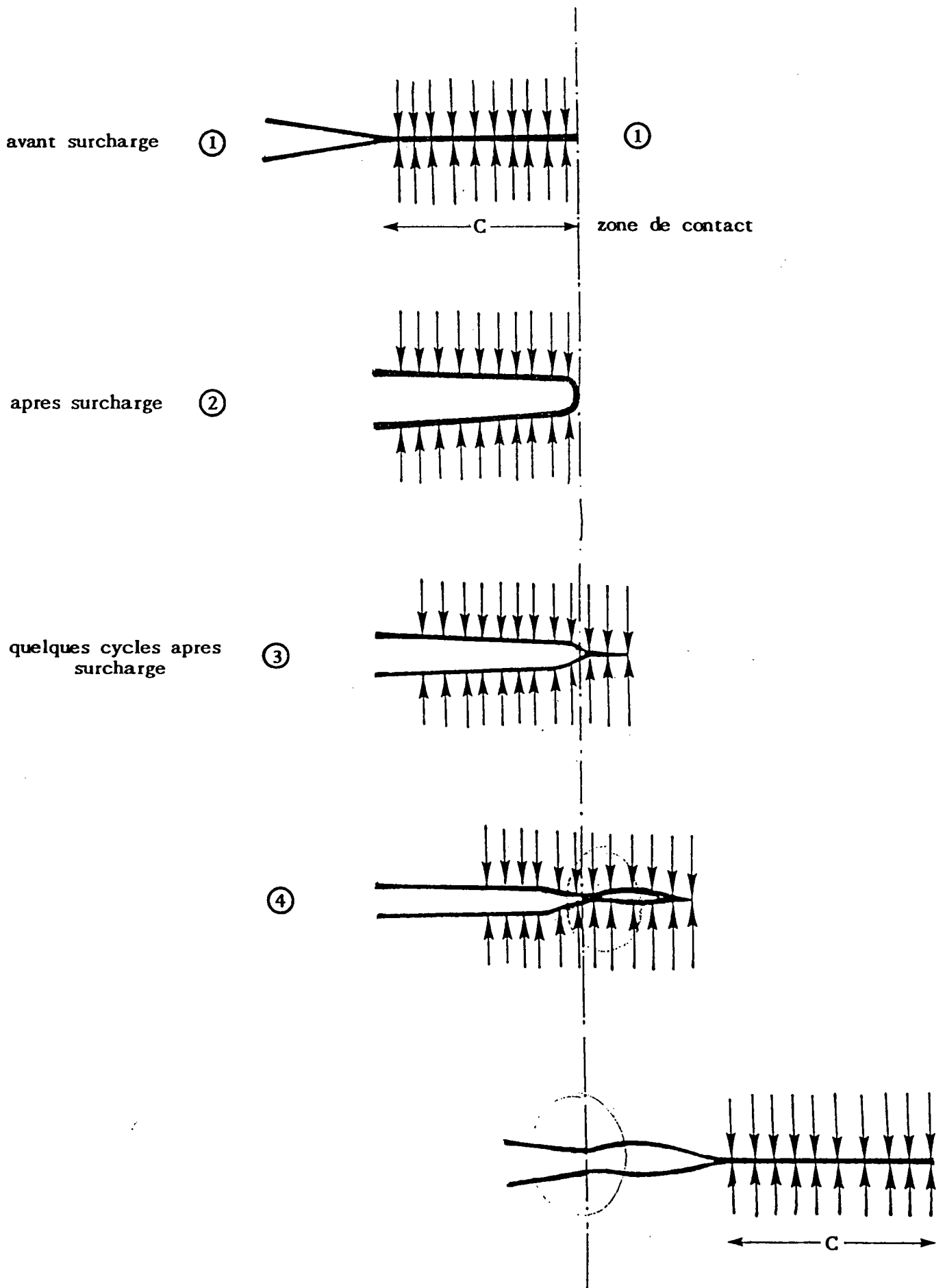


Figure 69 : Evolution de la pointe de la fissure avant et apres surcharges.

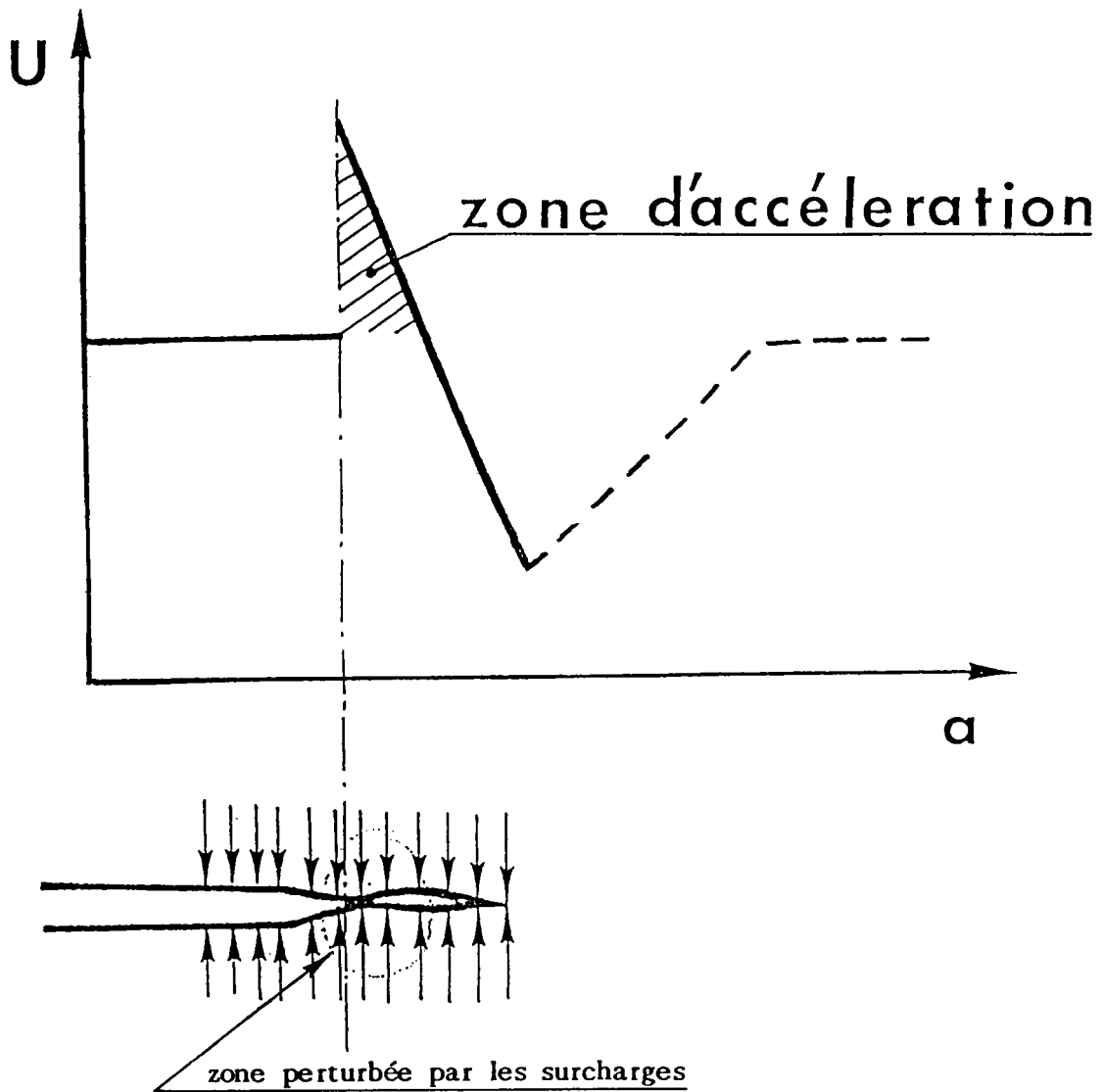


Figure 70: Evolution du rapport U et de la pointe de la fissure dans la zone perturbée par les surcharges.

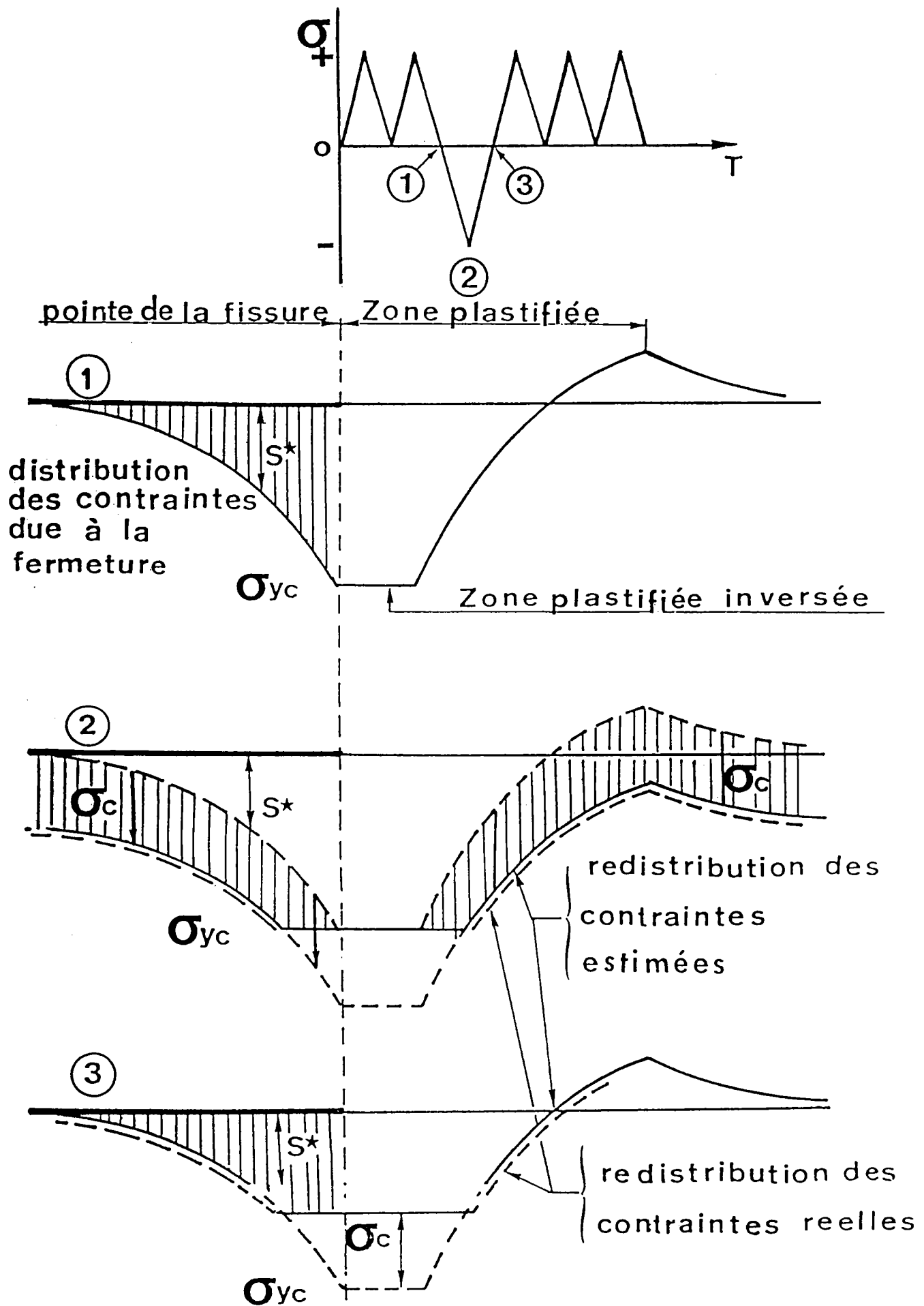


Figure 71 : Influence de la surcharge de compression sur le champ des contraintes résiduelles.

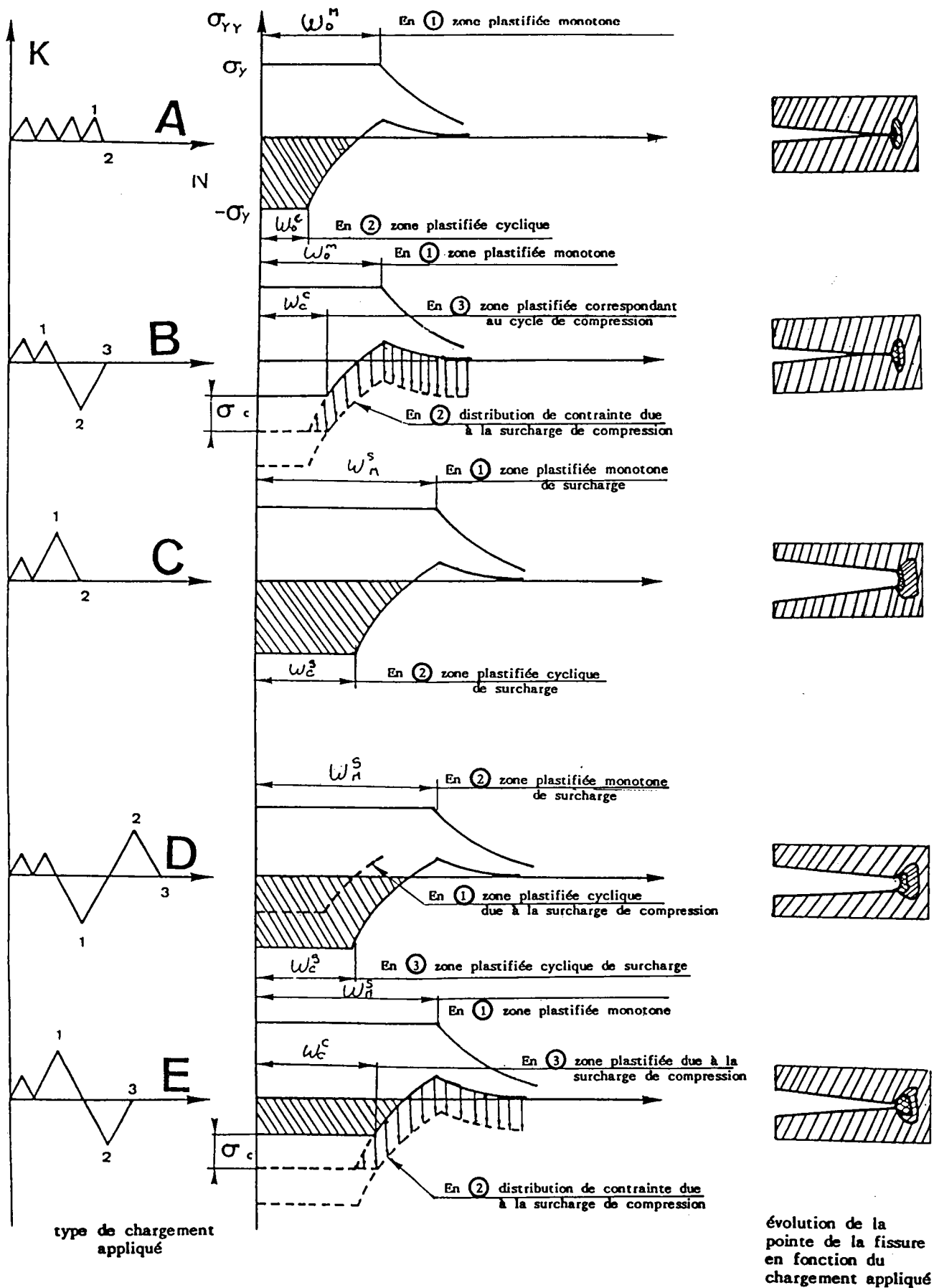


Figure 72 : Evolution de la zone plastifiée monotone et cyclique en fonction du chargement appliqué

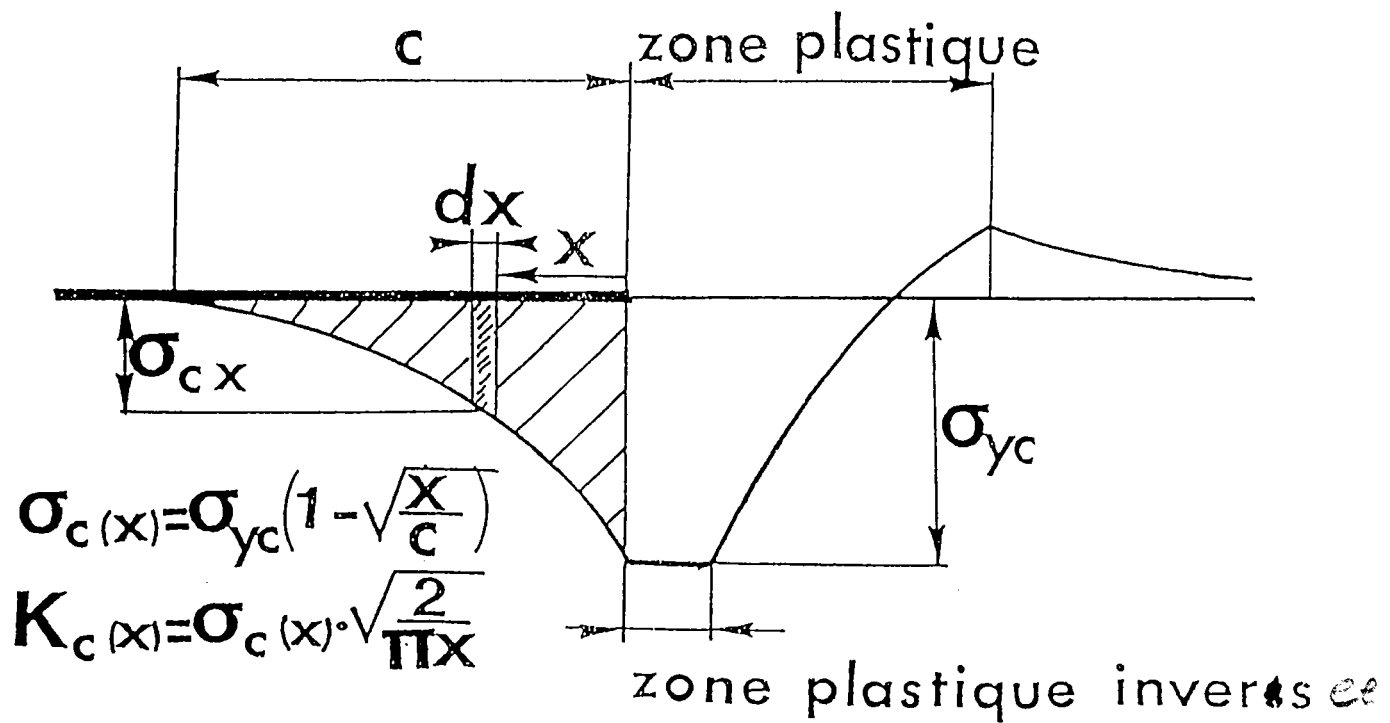


Figure 73 : Distribution des contraintes résiduelles à la pointe de la fissure dans le cas d'un chargement sous amplitude constante selon MARISSIN.

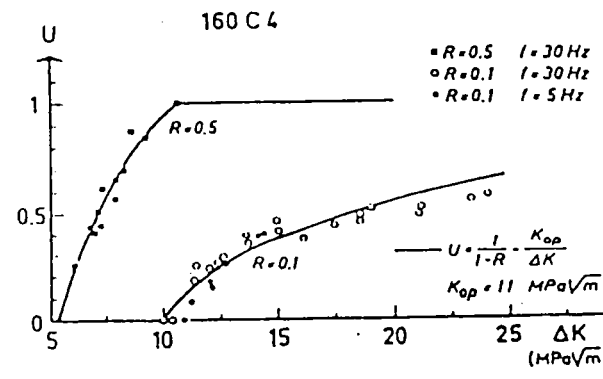
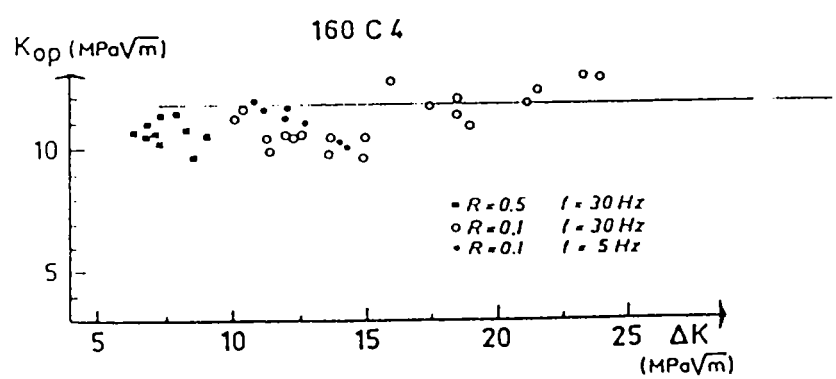
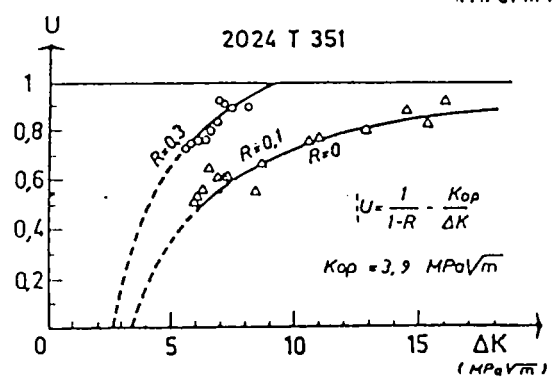
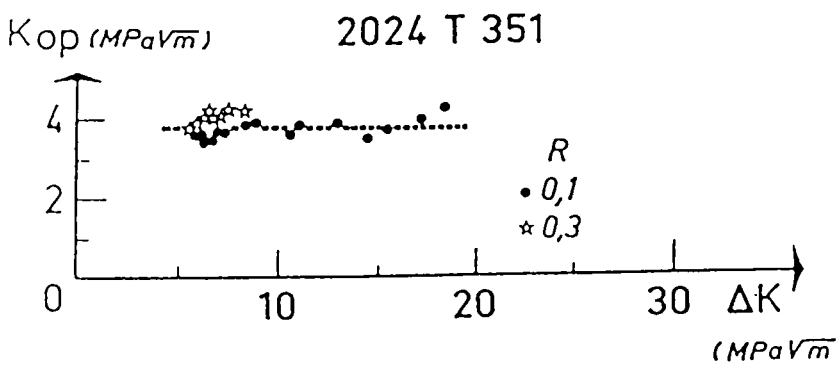
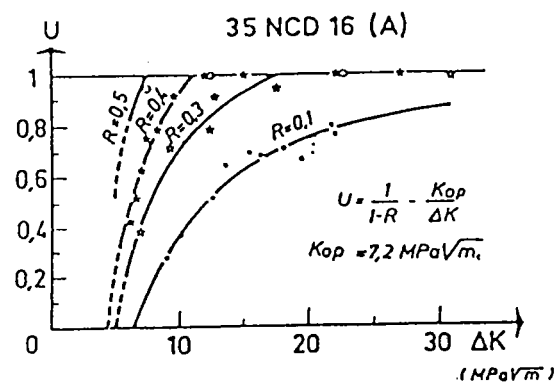
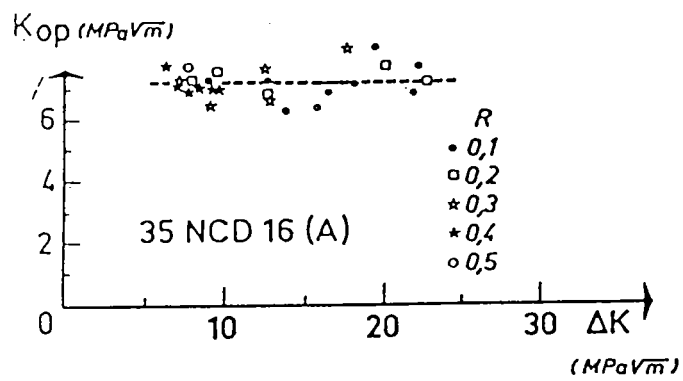


Figure 74 : Evolution du rapport d'ouverture U en fonction du rapport de charge R et de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte appliqué.

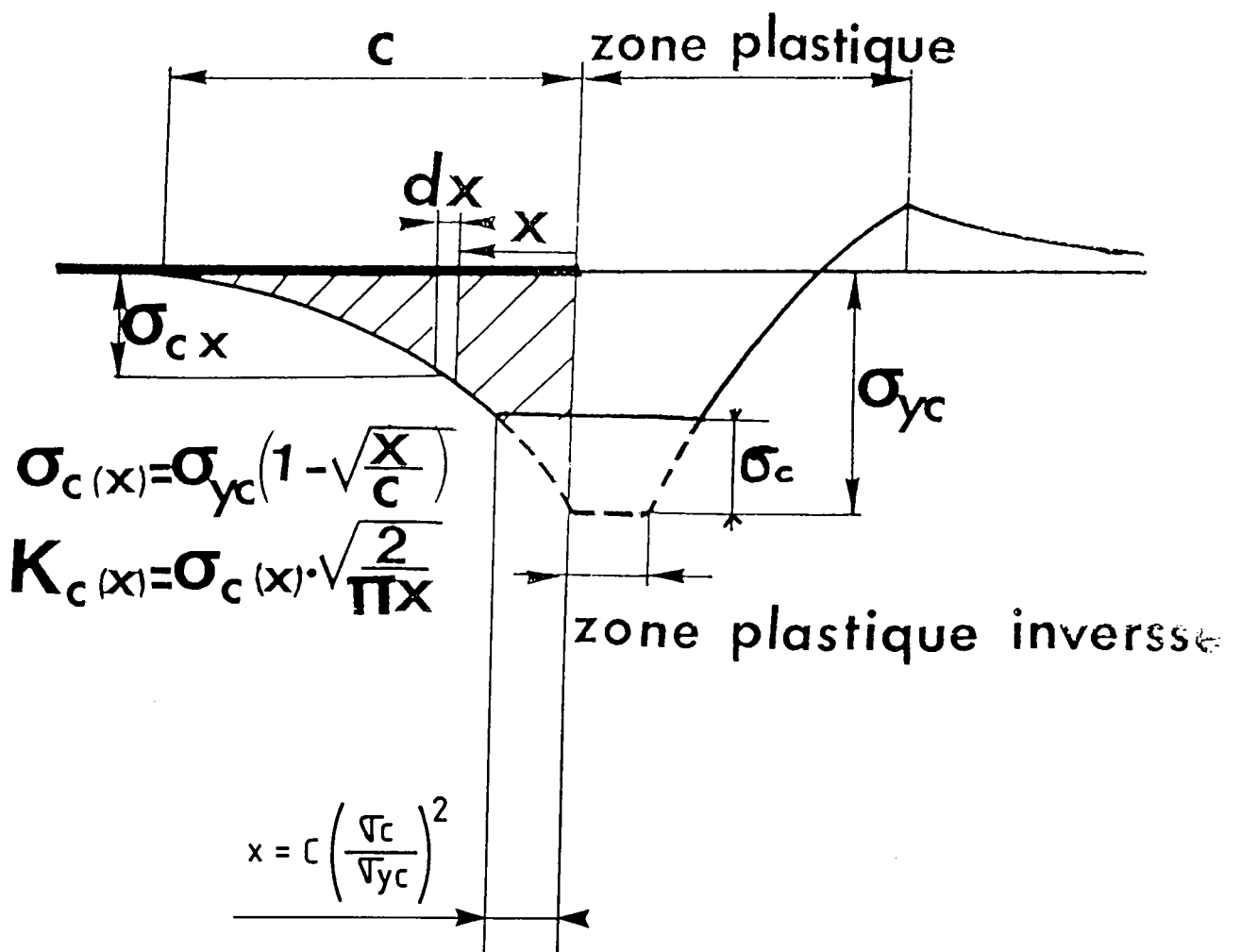


Figure 75 : Evolution de distribution de la contrainte en pointe de fissure après une surcharge de compression.

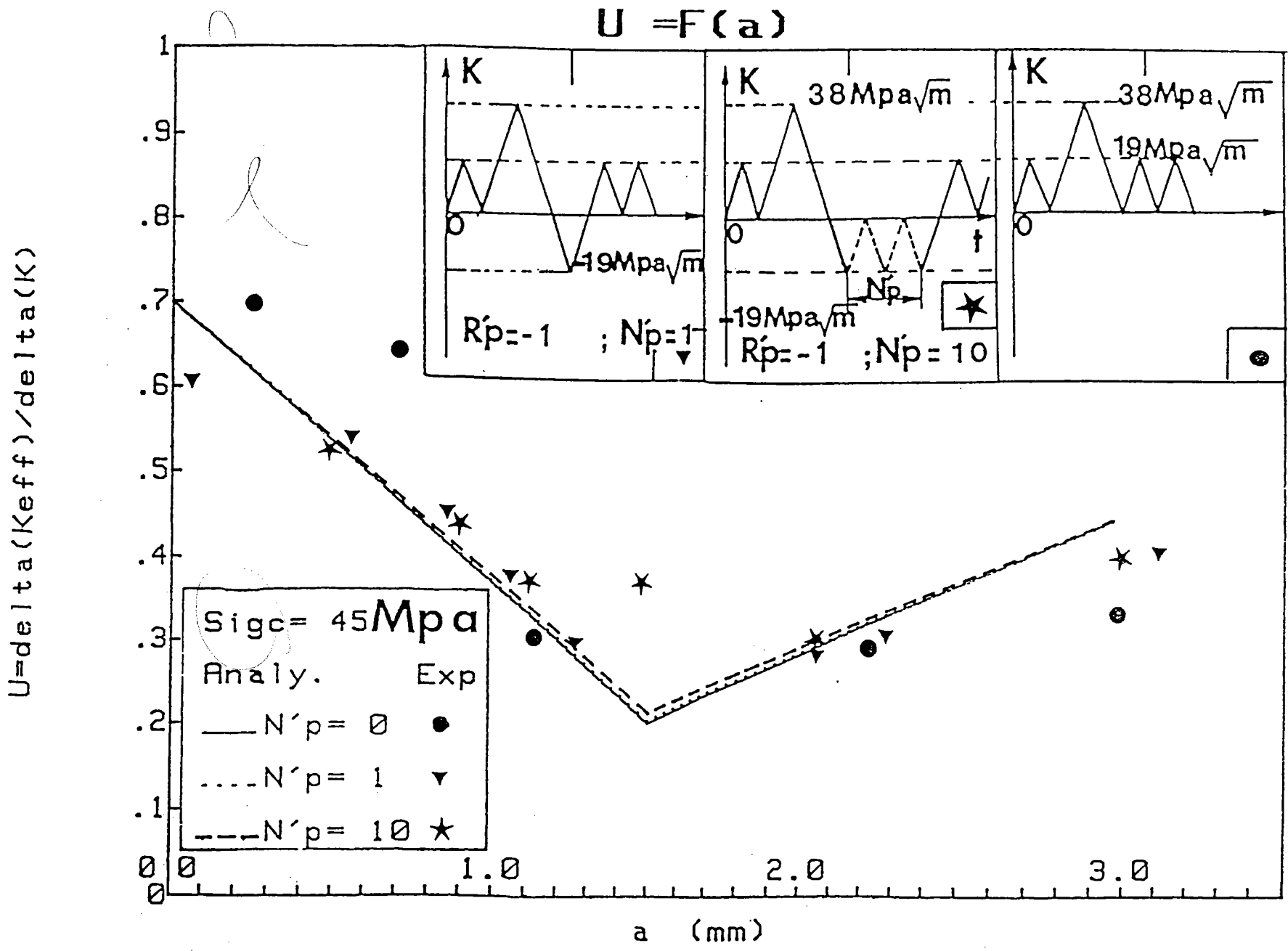


Figure 77 : Evolution du rapport U en fonction de la longueur de fissure (résultats expérimentaux et modélisation)

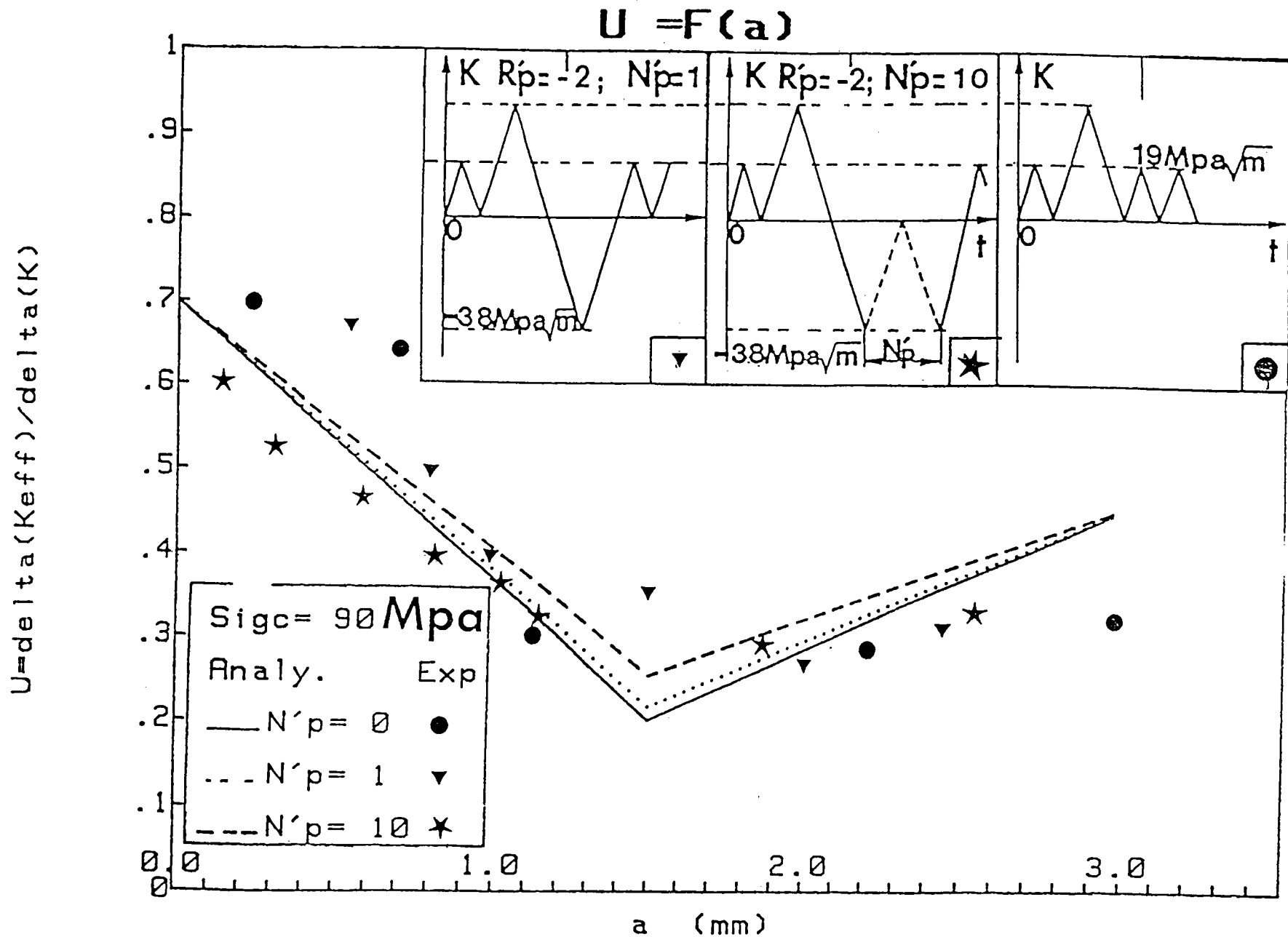


Figure 78 : Evolution du rapport d'ouverture U en fonction de la longueur de la fissure.
(résultats expérimentaux et modélisation)

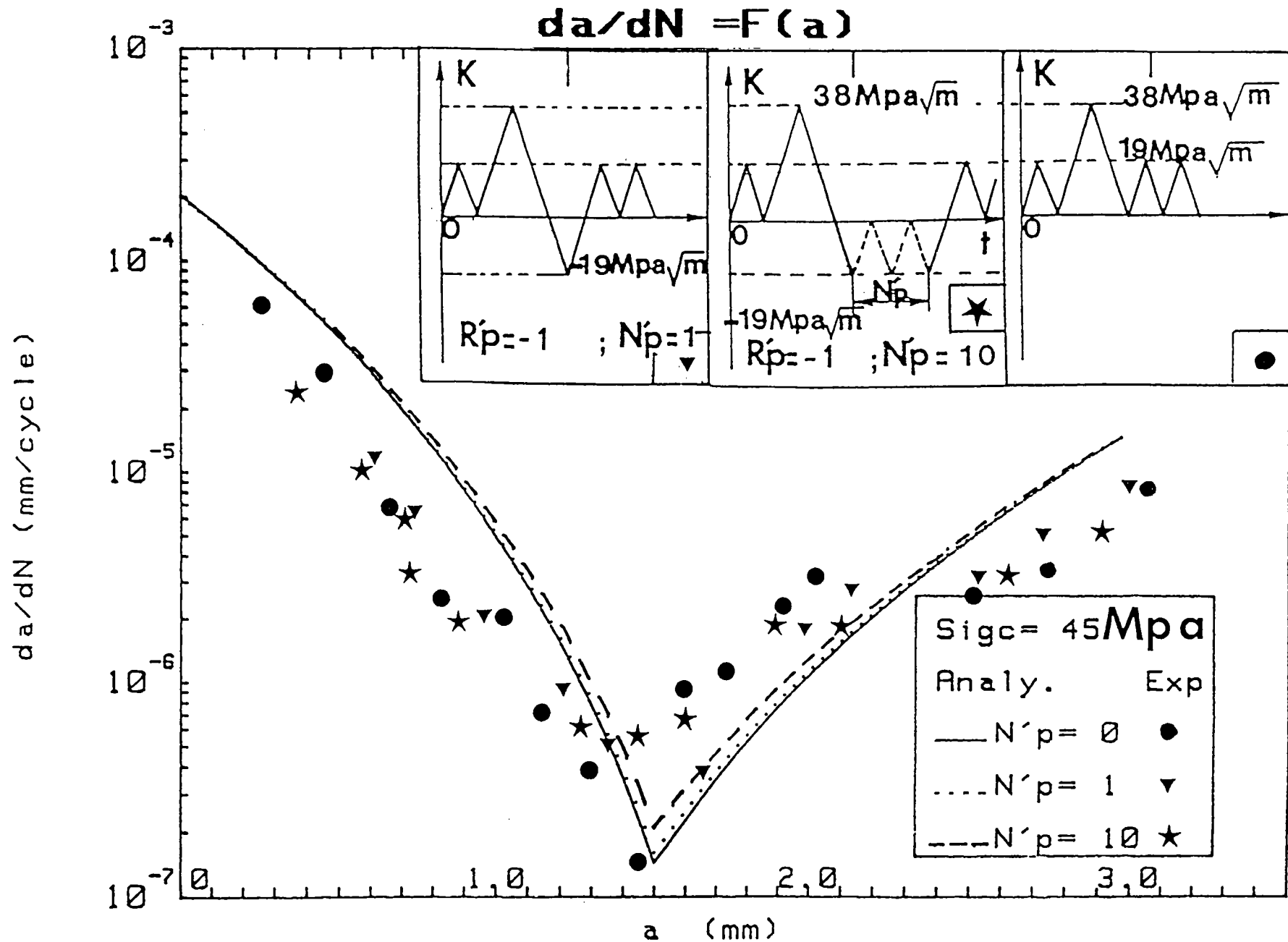


Figure 79 : Evolution de la vitesse de fissuration en fonction de la longueur de fissure.
(Résultats expérimentaux - Modélisation)

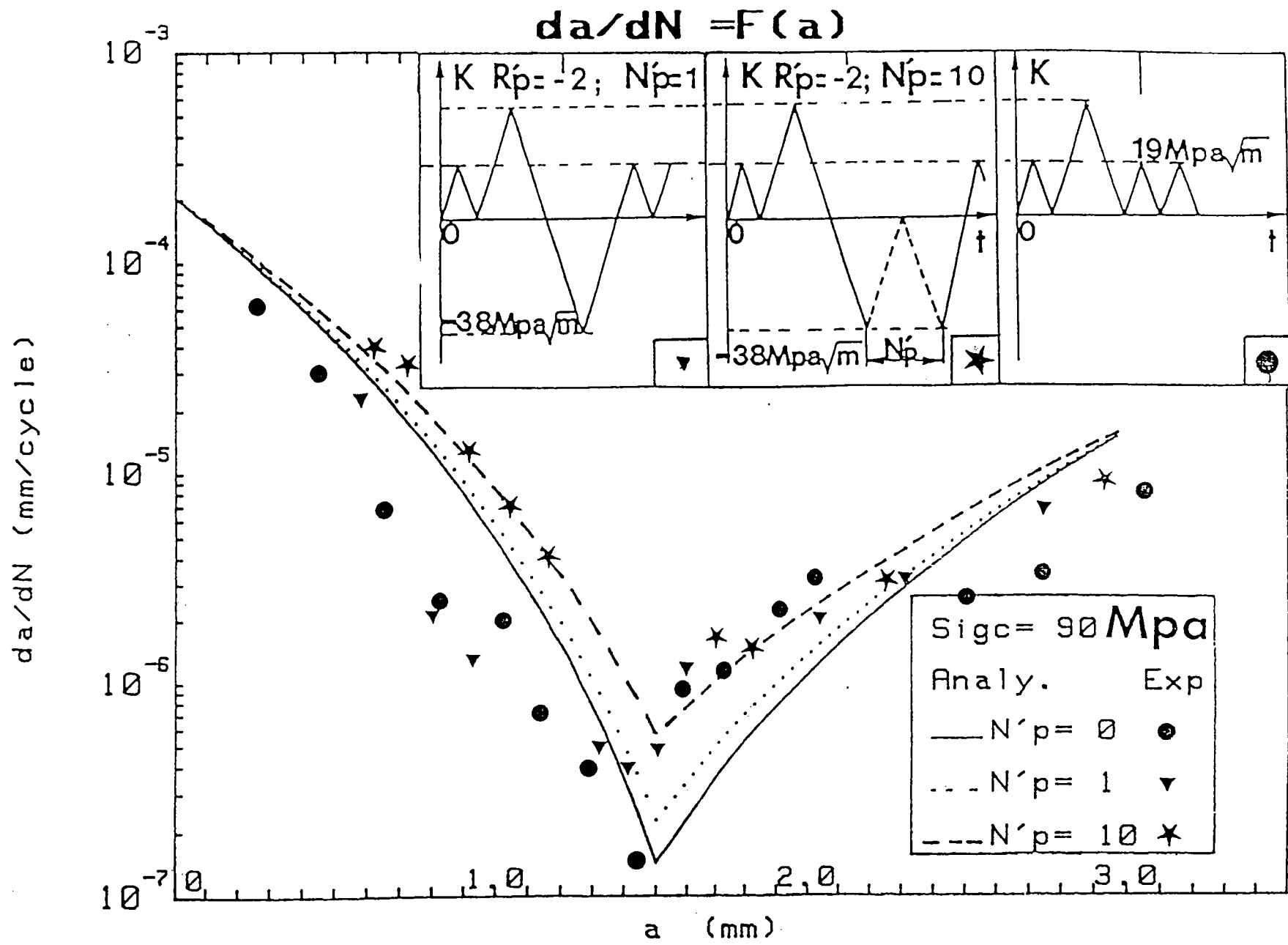


Figure 80 : Evolution de la vitesse de fissuration en fonction de la longueur de la fissure.
(résultats expérimentaux et modélisation)

B I B L I O G R A P H I E

- 1 G.K. IRWIN J.
pp.140 Mechq₂₄ pp.361-364 (1957)
- 2 P.C. PARIS et FERDOGAN
Transactions ASME Journal of Basic Engineering 85D - 1963 - pp.528-534
- 3 W. ELBER
ASTM STP 486 - 1971 - pp.230-242
- 4 M. SCHNEIDER, C. ROBIN, M. TRUCHON, C. CHEHIMI, H.P. LIEURADE, G. PLUVINAGE
Rapport RE 1091 - Avril 1984 - I.R.S.I.D., 185 rue du Pdt Roosevelt
78000 Saint-Germain en Laye FRANCE
- 5 C. CHEHIMI
Thèse du 3^{ème} cycle "mécanique", Laboratoire de fiabilité mécanique,
Université de Metz, Ile du Saulcy 57000 Metz FRANCE
- 6 C. ROBIN, C. CHEHIMI, M. LOUAH, G. PLUVINAGE, M.L. SCHNEIDER, A. BIGNONNET,
M. TRUCHON, H.P. LIEURADE
Proc. ICF6 New Delhi - Décembre 1984
- 7 M. LOUAH
Thèse du 3^{ème} cycle Sciences des matériaux, Laboratoire de fiabilité
mécanique, Ile de Saulcy 57000 Metz FRANCE
- 8 M.B. Sc DREW
Thesis for the degree of doctor of philisophy, University of New South
Wales School of Metallurgy
- 9 R.I. STEPHENS, D.K. KEN and B.W. HOM
ASTM STP 595 - 1976 - pp.27-40
- 10 R.I. STEPHENS, G.W. Mc BURNEY and OLIPHANT
Mechanical engineering department, the University of Iow, Iowa City, Iow
52242 U.S.A.
- 11 R.I. STEPHENS, E.C. SHEETS and G.O. NJVS
ASTM STP 637 - 1977 - pp.176-191

- 12 H.D. DILL and C.R. SAFT
ASTM STP 637 - 1977 - pp.141-152
- 13 C. BATHIAS and M. VAUCONⁿ
Engineering fracture mechanics - 1978 - vol.10 pp.409-424
- 14 N.A. FLECK and R.A. SMITH
Proceeding ICF6 New Delhi - 1984 - vol.3 pp.1823-1829 SR Valluri and col.
- 15 E. ZAIKEN and R.O. RITCHIE
Engineering fracture mechanics - 1985 - vol.22 N°1 pp.35-48
- 16 R. MARISSSEN, K.H. TRAUTMAN and H. NOWAK
Engineering fracture mechanics - 1984 - vol.19 pp.863-879
- 17 G.M. GANDELL and B.M. HILLBERRY
Proceeding ICF4 vol.2 - 1977 - Waterloo
- 18 H.E. DINGZHI
Fatigue engin mat shu vol.7 N°1 pp.41-53 - 1984
- 19 S. MATSUOKA, K. TANAKA and KAWAHERA
Engineering fracture mechanics - 1976 - vol.8 pp.507-523
- 20 M. HUDSON and J. SCENNIDER
Engineering fracture mechanics - 1969 - vol.1 pp.429-446
- 21 J. LANKFORD and D.L. DAVISON
Proceeding ICF5 - 1981 - vol.2 pp.899-906
- 22 S. TAIRA and K. TANAKA
Trans. ISIJ - 1974 - 19 pp.411-418
- 23 J.E. ALLISON
ASTM STP 677 - 1979 - pp.550-562
- 24 J.F. WILLIAMS and D.C. STOFFER
Engineering fracture mechanics - 1979 - vol.11 pp.547-557
- 25 J. SCHIJVE
Engineering fracture mechanics - 1979 - vol.11 pp.182-196

- 26 V.W. jr TREBULES, R. ROBERTS, R.W. HERTZBERG
ASTM STP 536 - 1973 - pp.115-146
- 27 J.C. NEWMAN
ASTM STP 748 - 1981 - pp.53-84
- 28 D. GAN and J. WEERTMAN
Engineering fracture mechanics - 1981 - vol.15 pp.87-106
- 29 E.F.J. Von FUW, R.W. HERTBERG, R. ROBERTS
ASTM STP 513 - 1972 - pp.230
- 30 J.D. BERTEL, A. CLERIVET and C. BATHIAS
Proceeding ICF5 - 1981 - pp.943-951
- 31 C. ROBIN, C. CHEHIMI and G. PLUVINAGE (proc)
Sixth int. conf. on the strength of metals and alloy (ICSMAG) - August
1982 - Melbourn Australia pergamon press, pp.919-925
- 32 S. SURESH, G.F. ZAMISKI and R.D. RITCHIE
Metalurgical transactions 12A - 1981 - pp.1435-1443
- 33 S. SURESH
Engineering fracture mechanics - 1983 - vol.18 N°3 pp.577-593
- 34 S. SURESH and R.D. RITCHIE
Division of engineering, Brown University Providence, RI 029 12 U.S.A.
- 35 S. SURESH and VASUDEVAN
Division of engineering, Brown University Providence, Rhode Island 02912
U.S.A.
- 36 D. BENOIT, R. NAMDAR-IRANI et R. TIXIER
Met. Sci. Anj. - 1980 - vol.45 pp.1-7
- 37 A. BIGNONNET, R. NAMDAR-IRANI et M. TRUCHON
Fracture and the role of microstructure proc. ECF4 - 1982 - Ed KL MAVRER et
E.E. METZER EMAS (Wartey U.K.) pp.417-425
- 38 R.J. BCCI, A.B. THAKKER, T.H. SANDERS, R.R. SAWTELL and J.F. STALEY RANKING
ASTM STP 714 - 1980 - pp.41-78
- 39 B.A. BIBLY, G.E. CARDEW and I.C. HOWARD
Proceeding ICF4 - 1977 - vol.3 pp.197-199

- 40 H. KITAGAWA and R. YUUKI
Proceeding ICF4 - 1977 - vol.3
- 41 H. NOWAK, K.H. HAUTMAN, K. SCHULTE and G. LUTJERINGS
ASTM STP - 1979 - pp.32-43
- 42 J.C. Mc MILLAN and R.M.N. PELLOUX
ASTM STP 415 - 1967 - pp.505
- 43 R.M.N. PELLOUX
Engineering fracture mechanics - 1970 - vol.1 pp.697-704
- 44 P.J. BESNARD, T.C. LINDLEY and C.E. RICHARD
ASTM STP 595 - 1976 - pp.78-
- 45 J.F. KNOTT and A.C. PICKARD
Metal Science - August/September 1977 - pp.399-404
- 46 G.R. CHANANI
ASTM STP 631 - 1977 - pp.365-387
- 47 G.J. PETRACK
Engineering fracture mechanics - 1974 - vol.6 pp.725-733
- 48 W.J. MILLS, R.W. HERTZBERG and R. ROBERTS
ASTM STP 637 - 1977 - pp.192-208
- 49 T.D. GRAY and J.P. GYLAGHER
ASTM STP 590 - 1976 - pp.331-344
- 50 J.R. RICE
"Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue"
ASTM STP 415 - 1967 - pp.247
- 51 A. OHTA, E. SASAKI
Fatigue crack dosage at stress intensity threshold level In. J. Frac., 11
- 1975 - pp.1049
- 52 G. PLUVINAGE
Evolution du cycle de l'ouverture de fissure au cours de la décroissance de
la vitesse de propagation des fissures de fatigue - Rapport Université de
Metz - Laboratoire de fiabilité mécanique - Metz FRANCE

- 53 J.O.H. BASQUIN
"The exponential law of endurance test" ASTM vol.10 - 1910 -
pp.625
- 54 H. TADA, P. PARIS and G. IRWIN
The stress analysis of cracks, Handbook Del Research corporation Bethlehem
Pennsylvania - 1973
- 55 A. BIGNONNET, A. DIAS, H.P. LIEURADE
"Influence of crack closure on fatigue propagation" ISID RE 967bis - 1983 -
185 rue du Pdt Roosevelt 78000 Saint-Germain en Laye

*e.r. ICF International Symposium on Fracture
Mechanics (Beijing) (China) 1983
Pp 657-665*