

# Université des Sciences et Technologies de Lille

---

## THESE DE DOCTORAT

présentée par

**Xavier DECOOPMAN**

Ingénieur HEI

Enseignant HEI

pour l'obtention du titre de **DOCTEUR en Mécanique**

**Influence des conditions de chargement sur le retard à la propagation d'une fissure de fatigue après l'application d'une surcharge.**

Soutenance prévue le 16 Décembre 1999

Rapporteurs :

**Mr Roland PIQUES**, Professeur,  
Ecole des Mines - Paris

**Mr Dragos D.CIOCLOV**, Professeur  
Institut Zerstorungsfreie Prüferfahren - Saarbrücken - Germany



# *Sommaire*

## SOMMAIRE

<b>INTRODUCTION GENERALE.....</b>	<b>6</b>
<b>I. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....</b>	<b>8</b>
I.1. PHÉNOMÉNOLOGIE DU RETARD APRÈS SURCHARGE .....	8
I.1.1. Généralités.....	8
I.1.2. Méthodes de réparation de fissures.....	8
I.1.2.a. La méthode d'infiltration .....	8
I.1.2.b. Le grenailage.....	8
I.1.2.c. L'empreinte de bille .....	9
I.1.2.d. La méthode du trou ou du trou expansé.....	9
I.1.2.e. La méthode du cycle de surcharge .....	10
I.1.3. Les grandeurs caractéristiques du retard après un cycle de surcharge .....	11
I.1.3.a. Définition d'une surcharge.....	11
I.1.3.b. Définition des paramètres de retard .....	12
I.1.3.c. Le nombre de cycles de retard $N_d$ .....	13
I.1.3.d. La longueur de fissure affectée par le retard $a_d$ .....	13
I.1.3.e. La vitesse minimale $(da/dN)_{min}$ atteinte après surcharge et sa longueur de fissure associée $a_{min}$ .....	13
I.1.4. Les mécanismes qui peuvent expliquer le retard.....	14
I.1.4.a. L'émoussement et le durcissement cyclique : des mécanismes secondaires ?.....	16
I.1.4.b. Quels sont les principaux mécanismes de retard suite à une surcharge ?.....	17
I.2. FACTEURS INFLUANT LE RETARD .....	19
I.2.1. Les facteurs liés au chargement .....	19
I.2.1.a. L'amplitude de la surcharge $R_{pic}$ ou $\tau_{pic}$ .....	20
I.2.1.b. Le chargement de base .....	26
I.2.2. Facteurs liés au matériau .....	32
I.2.2.a. Les paramètres métallurgiques.....	32
I.2.2.b. La limite d'élasticité .....	32
I.2.3. Les facteurs liés à l'éprouvette .....	35
I.2.3.a. L'épaisseur, l'état de contrainte et les zones plastifiées de surface .....	35
I.2.3.b. La géométrie de l'éprouvette.....	38
<b>II. ETUDE EXPÉRIMENTALE .....</b>	<b>48</b>
II.1. OBJECTIFS DE L'ÉTUDE EXPÉRIMENTALE .....	48
II.2. MATÉRIAU ÉTUDIÉ .....	48
II.2.1. Les traitements thermiques.....	48
II.2.2. Etude des microstructures .....	48
II.2.3. Les propriétés mécaniques .....	50
II.3. CONDITIONS EXPÉRIMENTALES.....	52
II.3.1. L'éprouvette de fissuration par fatigue .....	52
II.3.2. Les lois de fissuration par fatigue sous amplitude constante .....	52
II.3.3. Les conditions de chargement .....	53
II.3.4. Mesure de la fermeture de fissure : méthode de la compliance.....	54
II.4. LE DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL .....	57
<b>III. DISCUSSIONS DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX.....</b>	<b>60</b>
III.1. INFLUENCE DE L'AMPLITUDE DE SURCHARGE $R_{pic}$ OU $\tau_{pic}$ .....	60

III.1.1. Evolution de la longueur de fissure affectée par la surcharge $a_d$ .....	64
III.1.2. Evolution du nombre de cycle affectés par le retard $N_d$ et du taux de retard $D_r$ .....	66
III.1.3. Evolution de la vitesse minimale $(da/dN)_{min}$ et de ses paramètres associés : $a_{min}$ et le coefficient de sévérité $S_r$ .....	68
III.1.4. Evolution de la fermeture de fissure.....	70
III.2. INFLUENCE DU CHARGEMENT DE BASE.....	73
III.2.1. Influence du rapport de charge $R$ .....	73
III.2.1.a. Evolution de la longueur de fissure affectée par la surcharge $a_d$ .....	74
III.2.1.b. Evolution du nombre de cycle affectés par le retard $N_d$ .....	75
III.2.1.c. Evolution de la vitesse minimale $(da/dN)_{min}$ et de sa longueur de fissure associée $a_{min}$ .....	75
III.2.1.d. Evolution de la fermeture de fissure.....	76
III.2.2. Influence du facteur d'intensité de contrainte $\Delta K$ .....	78
III.2.2.a. Valeurs caractéristiques du retard $a_d$ et $N_d$ .....	79
III.2.2.b. Evolution de la vitesse minimale $(da/dN)_{min}$ et de sa longueur de fissure associées : $a_{min}$ .....	81
III.2.2.c. Evolution de la fermeture de fissure.....	82
III.3. FRACTOGRAPHIE DES SURCHARGES.....	84
III.3.1. Etude des chemins de fissuration.....	84
III.3.2. Etude des faciès de rupture.....	86
III.4. SYNTHÈSE DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX.....	89
<b>IV. MODÉLISATION DU RETARD.....</b>	<b>92</b>
IV.1. MODÉLISATION PHÉNOMÉNOLOGIQUE.....	92
IV.1.1. Hypothèses du modèle.....	93
IV.1.2. Détermination du coefficient de ralentissement $C_r$ .....	94
IV.1.2.a. Etude sur le premier intervalle $[a_{pic}; a_{pic} + a_{min}]$ .....	94
IV.1.2.b. Etude sur le second intervalle $[a_{pic} + a_{min}; a_{pic} + a_d]$ .....	94
IV.1.3. Modélisation de la vitesse de fissuration.....	95
IV.1.4. Calcul du nombre de cycles affectés par le retard.....	97
IV.1.5. Validation du modèle.....	97
IV.2. MODÉLISATION NUMÉRIQUE.....	99
IV.2.1. Objet.....	99
IV.2.2. Conditions de modélisation.....	99
IV.2.3. Evolution des zones plastifiées calculées.....	101
IV.2.3.a. Les zones plastifiées du chargement de base avant surcharge.....	101
IV.2.3.b. Les zones plastifiées de surcharge.....	101
IV.2.3.c. Evolution des zones plastifiées du chargement de base après surcharge.....	101
IV.2.4. Distribution des contraintes au fond de la fissure.....	103
IV.2.5. Profil d'ouverture de fissure.....	103
IV.2.6. Modélisation de la vitesse de propagation à partir des résultats numériques.....	105
<b>CONCLUSION GENERALE.....</b>	<b>109</b>
<b>A. COMPLÉMENT BIBLIOGRAPHIQUE.....</b>	<b>113</b>
A.1. LE NOMBRE DE CYCLES DE SURCHARGE.....	113
A.1.1. Les blocs de surcharges.....	113
A.1.2. La (les) surcharge(s) récurrente(s).....	113
A.2. LA "SOUS-CHARGE" COMBINÉE AVEC LA SURCHARGE.....	114
A.3. L'ENVIRONNEMENT.....	115
A.3.1. Le milieu extérieur.....	115
A.3.2. La température.....	116

---

<b>B. RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX .....</b>	<b>122</b>
B.1. INFLUENCE DU RAPPORT DE CHARGE $R$ .....	122
<i>B.1.1. Evolution de la longueur de fissure affectée par la surcharge <math>a_d</math></i> .....	125
<i>B.1.2. Evolution du nombre de cycles affectés par le retard <math>N_d</math> et du taux de retard <math>D_r</math></i> .....	125
<i>B.1.3. Evolution de la vitesse minimale <math>(da/dN)_{min}</math> et de ses paramètres associés : <math>a_{min}</math> et le coefficient de sévérité <math>S_r</math></i> .....	126
B.2. INFLUENCE DU FACTEUR D'INTENSITÉ DE CONTRAINTE $\Delta K$ .....	128
<i>B.2.1. Evolution de la longueur de fissure affectée par la surcharge <math>a_d</math></i> .....	130
<i>B.2.2. Evolution du nombre de cycles affectés par le retard <math>N_d</math> et du taux de retard <math>D_r</math></i> .....	131
<i>B.2.3. Evolution de la vitesse minimale <math>(da/dN)_{min}</math> et de ses paramètres associés : <math>a_{min}</math> et le coefficient de sévérité <math>S_r</math></i> .....	133
<b>C. MODÉLISATION NUMÉRIQUE .....</b>	<b>137</b>
C.1. LES ZONES PLASTIFIÉES DE SURCHARGE.....	137
C.2. DISTRIBUTION DES CONTRAINTES AU FOND DE LA FISSURE .....	138

# *Introduction générale*

---

## INTRODUCTION GENERALE

Dans ce rapport de thèse, nous présentons une étude qui porte sur les effets des conditions de chargement sur le retard à la propagation de fissure après surcharge dans le cas d'un acier au Nickel Chrome 12NC6 ayant subi quatre traitements thermiques différents conduisant à quatre comportements mécaniques différents.

Depuis les travaux de Schijve, il est bien connu que l'application d'un pic de surcharge au cours de la propagation d'une fissure provoque un phénomène de ralentissement conduisant ainsi à un effet bénéfique sur la durée de vie. D'une façon générale, ce retard à la propagation augmente avec l'amplitude de la surcharge.

Dans notre étude, nous avons tenté d'analyser l'influence des conditions de chargement sur le retard : l'amplitude de la surcharge, le rapport de charge  $R$  et l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  à travers une étude expérimentale. Une modélisation phénoménologique et numérique est proposée pour décrire le retard.

Ce travail est scindé en quatre chapitres :

Le premier chapitre est consacré à une étude bibliographique qui est décomposée en deux parties : la phénoménologie du retard, les facteurs influant le retard. La surcharge doit être définie à la fois par le taux de la surcharge et le rapport de surcharge  $R_{pic}$  d'une part, et l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  et le rapport de charge  $R$  d'autre part. Les différents phénomènes physiques expliquant le retard sont exposés : la fermeture de fissure, les contraintes résiduelles, l'éroussissement du fond de la fissure, le durcissement cyclique, ... La forte plastification du fond de la fissure après surcharge est la cause essentielle des contraintes résiduelles de compression qui tendent à s'opposer aux contraintes appliquées diminuant ainsi la force motrice de propagation. Cette forte plastification constitue une explication plausible du retard.

Le second chapitre porte sur les conditions et les procédures expérimentales. Il décrit notamment les trois configurations de chargement choisies pour cette étude. Ces trois configurations permettent chacune de faire évoluer séparément : la zone plastifiée monotone de surcharge, la zone plastifiée monotone du chargement de base et la zone plastifiée cyclique du chargement de base.

Le troisième chapitre s'attache à l'étude des différents paramètres de surcharge pour les trois configurations de chargement testées sur chacun des quatre traitements thermiques choisis : la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$ , le nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$ , la vitesse minimale atteinte après surcharge  $(da/dN)_{min}$  et la longueur de fissure associée  $a_{min}$  ainsi que la fermeture de fissure. Les observations au microscope électronique à balayage ont permis d'observer le chemin de fissuration en surface et les faciès de rupture.

Le dernier chapitre propose une modélisation du retard basée sur les constatations expérimentales. Un modèle simplifié est proposé en vue de décrire la propagation de fissure après surcharge et de prédire la durée de vie. Ce modèle est basé sur la connaissance des tailles de zones plastifiées. Une modélisation par éléments finis a permis d'évaluer les contraintes résiduelles de compression, la fermeture de fissure et les différentes zones plastifiées avant, pendant et après surcharge dans les cas de deux limites d'élasticité  $\sigma_y$  (basse et haute).

Pour clore ce rapport, une conclusion générale est proposée. Les annexes sont contenues dans la dernière partie.

*Chapitre I*  
*Etude bibliographique*

## **I. Etude bibliographique**

### **I.1. Phénoménologie du retard après surcharge**

#### **I.1.1. Généralités**

Les services de maintenance (aéronautiques, hydrauliques, transports routiers, ...) doivent souvent faire face à l'apparition de fissures dans les éléments métalliques de structures soumis à des chargements cycliques. Dans la plupart des cas, pour les structures subissant des chargements cycliques, l'amplitude des cycles est variable.

Plusieurs travaux ont été surtout consacrés à l'étude du comportement de la propagation d'une fissure sous amplitude de charge constante. Des modélisations diverses ont été proposées en vue de prédire la durée de vie des structures en fatigue : modélisation empirique, analytique ou numérique.

La nuisance des fissures dans les structures conduit manifestement à la recherche de méthodes fiables capables de retarder au moins l'instant de rupture globale. Cela signifie que ces méthodes contribuent à allonger la durée de vie. Elles ne s'appliquent pas à toutes les structures fissurées, elles sont choisies au cas par cas.

Plusieurs méthodes ont été développées pour réparer les fissures existantes observées dans une structure. Nous citons, entre autres : l'empreinte de billes, le perçage de trous avec ou sans expansion, l'infiltration de résines, l'application d'un ou plusieurs cycles de surcharges.

#### **I.1.2. Méthodes de réparation de fissures**

##### **I.1.2.a. La méthode d'infiltration**

Le principe est d'infiltrer en fond de fissure une résine afin de provoquer artificiellement la fermeture de la fissure. Ainsi, on diminue l'amplitude efficace du chargement utile pour ouvrir la fissure et la propager. Comme la vitesse de propagation dépend essentiellement de ce paramètre, elle est donc ralentie par ce procédé (voir bloquée si l'amplitude efficace du facteur d'intensité de contrainte est devenue inférieure au seuil de propagation).

##### **I.1.2.b. Le grenailage**

Cette méthode repose sur l'intromission de contraintes résiduelles de compression en fond de fissure. En effet, les déformations plastiques obtenues par ces traitements provoquent en avant de la fissure de fatigue des contraintes résiduelles de compression. Ces contraintes diminuent la force motrice de propagation de la fissure. La Figure I-1 montre un exemple d'application du grenailage au cours de la propagation d'une fissure sur une éprouvette CT. Dans ce travail, l'auteur [I-1] a analysé les effets de la surface grenillée et de sa position par rapport au fond de la fissure.

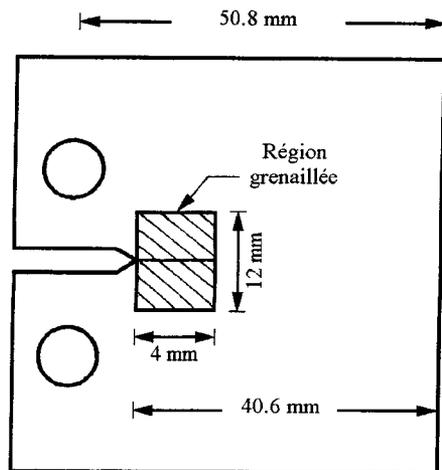


Figure I-1: Exemple d'utilisation de la technique de grenailage [I-1].

### I.1.2.c. L'empreinte de bille

Les premiers travaux de Schijve [I-2] ont permis d'évaluer l'influence d'empreintes de billes placées de part et d'autre du chemin présumé de la fissure. En effet, quand la fissure passe dans l'axe des empreintes, elle ralentit. Ce phénomène est dû essentiellement aux contraintes résiduelles de compression induites par la plastification engendrée par les empreintes de billes.



Figure I-2 : Méthode de l'empreinte de bille selon Schijve [I-2].

### I.1.2.d. La méthode du trou ou du trou expansé

Cette méthode consiste à percer un trou au fond de la fissure, qui est aigu. Cette opération est effectuée dans le but d'augmenter le rayon du fond de la fissure et donc de conduire à un réamorçage de celle-ci. Ceci conduit à retarder sa propagation. Cette technique peut être utilisée en perçant un trou loin du fond de la fissure en vue de dévier le chemin de propagation. Cette déviation lui fait alors changer de mode de propagation, ce qui induit un effet bénéfique sur la durée de vie.

Cette technique a été améliorée par l'expansion du trou, on introduit ainsi des contraintes résiduelles de compression (Figure I-3). Elle apporte manifestement un gain au niveau de la durée de vie des structures [I-3]. Cette durée de vie augmente avec l'augmentation :

- du diamètre du trou,
- du degré de son expansion.

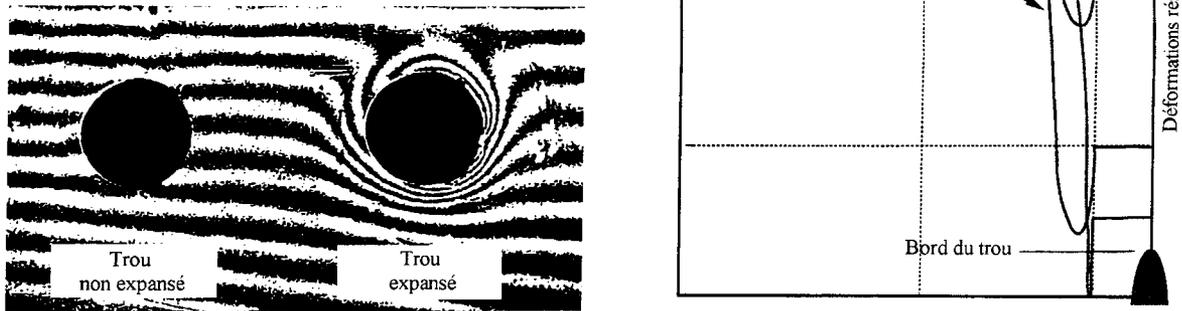


Figure I-3 : Principe de la méthode du trou selon O'Brien [I-3].

#### I.1.2.e. La méthode du cycle de surcharge

Un élément de structure sollicité en fatigue possède dans la plupart des cas un spectre de chargement aléatoire. L'approximation la plus simple d'un chargement cyclique réel est d'utiliser comme paramètre de sollicitation la charge moyenne et l'amplitude moyenne de ce spectre.

En fatigue, l'histoire du chargement est donc un facteur primordial pour le calcul du nombre de cycles à rupture  $N_f$  d'un élément fissuré.

L'interaction des niveaux de chargement influe fortement sur les vitesses de propagation de fissure. En effet, une surcharge appliquée lors d'un chargement d'amplitude constante provoque un retard sur la propagation de fissure. De même, si une sous-charge intervient dans ce type de chargement, une accélération du taux de propagation peut être observée. Il est donc important d'étudier l'influence de l'interaction des niveaux de charge en fissuration par fatigue.

Comme le montre le Tableau I-1, il existe plusieurs façons d'évaluer les interactions des niveaux de chargement. Les chargements d'amplitude variable de type stationnaire permettent d'étudier de manière globale la courbe de fissuration (de l'amorçage à la rupture). Les chargements de type instationnaire permettent, eux, d'étudier les zones de transition entre deux chargements et d'évaluer les vitesses de propagation suite à la variation de la charge.

En effet, l'application d'un cycle de plus grande amplitude au sein d'un chargement à amplitude constante entraîne une zone de transition de la propagation durant laquelle le taux d'accroissement de fissure diminue dans un premier temps pour atteindre un minimum, puis augmente jusqu'au total recouvrement de la vitesse initiale de propagation. De plus, de par son effet bénéfique sur la durée de vie en fatigue, la surcharge peut être considérée comme un moyen de réparation lors de l'apparition d'une fissure sur un élément de structure métallique.

Chargements	Désignations	Grandeurs caractéristiques
	<p>Surcharge unique (instationnaire)</p>	$R_{pic} = \frac{K_{pic}}{K_{max}}$ $\tau_{pic} = \frac{K_{pic} - K_{min}}{K_{max} - K_{min}} \times 100$
	<p>Surcharge précédée ou suivie d'une souscharge (instationnaire)</p>	
	<p>Surcharges multiples (instationnaire)</p>	$N_{pic}$ : nombre de pics de surcharges
	<p>Blocs de charge (instationnaire)</p>	$R_1$ et $R_2$ : Rapports de charge 1 et 2 $\Delta K_1$ et $\Delta K_2$ : amplitude des chargement 1 et 2
	<p>Blocs de surcharge(s) répétée(s) (stationnaire)</p>	$\frac{N_{pic}}{N_{base}}$ : nombre relatif de pics de surcharges
	<p>Blocs de chargement d'amplitude variable (stationnaire)</p>	

Tableau I-1: Exemples de chargements d'amplitude variable.

### I.1.3. Les grandeurs caractéristiques du retard après un cycle de surcharge

#### I.1.3.a. Définition d'une surcharge

L'application momentanée d'un cycle de surcharge au cours de la propagation d'une fissure peut se produire soit pendant :

- un chargement sous amplitude constante  $\Delta P$  ( $\Delta P = P_{\max} - P_{\min}$ ) : dans ce cas la vitesse de propagation augmente avec  $\Delta K$  en amont de la surcharge et après la fin du retard.
- une amplitude constante du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  ( $K_{\max} - K_{\min}$ ) : la vitesse de propagation est maintenue constante avant l'application de la surcharge. (Figure I-4). Elle retrouve cette valeur après la période du retard.

Le type de chargement de base doit être pris en considération lors des définitions des paramètres ainsi que des interprétations des résultats.

Pour quantifier la surcharge, appliquée au cours d'un essai de propagation d'une fissure sous amplitude constante du facteur d'intensité de contrainte définie par  $R$  et  $\Delta K$ , plusieurs définitions sont proposées dans la littérature. D'une façon générale, nous pouvons dissocier 2 paramètres décrivant la surcharge :

- le rapport de surcharge  $R_{\text{pic}}$ , qui est défini comme étant le rapport de  $K_{\text{pic}}$  avec  $K_{\max}$ . ( $R_{\text{pic}} = \frac{K_{\text{pic}}}{K_{\max}}$ ). Cette définition ne prend pas en considération le rapport de charge correspondant à la sollicitation de base  $R$  (ou  $\Delta K$ ). En l'absence de la surcharge, le rapport  $R_{\text{pic}}$  prend la valeur 1. Ce type de définition est le plus utilisé dans la littérature.
- le taux de surcharge  $\tau_{\text{pic}}$  peut être défini par l'expression suivante couramment employée : ( $\tau_{\text{pic}} = \frac{\Delta K_{\text{pic}}}{\Delta K} \times 100$ ). Cette définition présente l'avantage de prendre en considération l'amplitude de la surcharge et celle du chargement de base. En développant cette expression, nous aboutissons à la relation suivante : ( $\tau_{\text{pic}} = \frac{R_{\text{pic}} - R}{1 - R} \times 100$ ). Cela signifie que le taux de surcharge, défini ainsi, est une fonction du rapport de surcharge  $R_{\text{pic}}$  et du rapport de charge  $R$ . Il est à noter que pour un rapport de charge de base  $R = 0$ , le taux de surcharge ( $\tau_{\text{pic}}$ ) est égal au rapport de surcharge  $R_{\text{pic}} \times 100$ .

### I.1.3.b. Définition des paramètres de retard

L'application d'un pic de surcharge, lors de la propagation d'une fissure par fatigue, se traduit immédiatement par une déchirure du fond de la fissure de taille  $a_{\text{cc}}$ , qui dépend du taux de surcharge ( $\tau_{\text{pic}}$ ). Ce phénomène instantané est suivi d'une importante phase de ralentissement jusqu'au moment où l'évolution de la longueur de la fissure en fonction du nombre de cycles  $N$  retrouve son allure initiale (Figure I-4). Cette phase est définie par deux paramètres : la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  et le nombre de cycles correspondant  $N_d$ .

En termes de vitesse de propagation, ce phénomène se traduit par l'apparition immédiate d'un "crochet" mettant en évidence une accélération instantanée. Ce qui correspond à un retard dit "différé" qui se manifeste généralement sur une faible zone au fond de la fissure. La vitesse de propagation après surcharge peut être décrite par deux stades :

- (1) stade 1 : où la vitesse de propagation chute rapidement pour atteindre une valeur minimale notée  $\left(\frac{da}{dN}\right)_{\min}$ . Cette zone fortement perturbée par la surcharge correspond à une longueur de fissure appelée  $a_{\min}$ .
- (2) stade 2 : la fissure progresse dans la zone plastifiée jusqu'à retrouver sa valeur initiale  $\left(\frac{da}{dN}\right)_{\text{base}}$ .

Les courbes de propagation de fissure après une surcharge unique ont à peu près toutes les mêmes tendances. Celles-ci sont définies par les paramètres caractéristiques qui sont les suivants : le nombre de cycle de retard  $N_d$ , la longueur de fissure affectée par ce retard  $a_d$ , la vitesse minimale atteinte et sa longueur de fissure associée  $a_{min}$ . Tous ces paramètres sont définis graphiquement sur la Figure I-4.

### I.1.3.c. Le nombre de cycles de retard $N_d$

Le nombre de cycles affectés par la surcharge est désigné par  $N_d$ . Le comptage du nombre de cycles de retard à la propagation  $N_d$  commence à partir du premier cycle suivant la surcharge et se termine dès que la vitesse de propagation atteint à nouveau sa vitesse initiale  $(da/dN)_{base}$ . Le nombre de cycles de retard  $N_d$  se détermine sur les courbes représentant la longueur de fissure  $a$  ou la vitesse de propagation  $(da/dN)$  en fonction du nombre de cycles appliqués  $N$ . Certains auteurs décomposent ce nombre en la somme de deux termes  $N_b$  et  $N_{base}$ .

$$N_d = N_b + N_{base} \quad \text{Equation I-1}$$

où  $N_b$  représente le bénéfice de durée de vie occasionné par la surcharge et  $N_{base}$  concerne le nombre de cycles nécessaire pour propager la fissure de la longueur affectée par la surcharge  $a_d$  si le chargement était à amplitude constante.

Pour quantifier le retard, plusieurs auteurs ont proposé de définir un taux de retard noté  $D_r$  qui est le rapport entre  $N_d$  et  $N_{base}$  :

$$D_r = \frac{N_d}{N_{base}} \quad \text{Equation I-2}$$

Le taux de retard  $D_r$  représente le facteur de durée de vie bénéfique.

### I.1.3.d. La longueur de fissure affectée par le retard $a_d$

La longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  se mesure à partir du point d'application de la surcharge jusqu'à ce que la vitesse de propagation revienne à sa valeur initiale. Elle est plus ou moins étendue selon le taux de surcharge appliqué, la limite d'élasticité du matériau et l'épaisseur de l'éprouvette. Tous ces éléments convergent vers une dépendance de ce paramètre avec la taille de la zone plastifiée de surcharge  $\omega_{pic}^m$ .

### I.1.3.e. La vitesse minimale $(da/dN)_{min}$ atteinte après surcharge et sa longueur de fissure associée $a_{min}$

Comme la Figure I-4 le décrit, la vitesse de propagation de la fissure atteint un minimum après l'application de la surcharge. Ce paramètre permet de caractériser l'intensité du retard. Lorsque la fissure se bloque après surcharge, ceci ne se produit pas immédiatement. En effet, la fissure continue de se propager pendant quelques cycles durant lesquels la vitesse tend vers le seuil de fissuration. Souvent, cette longueur de fissure est considérée comme proportionnelle à la taille de la zone plastifiée cyclique de surcharge  $\omega_{pic}^c$ .

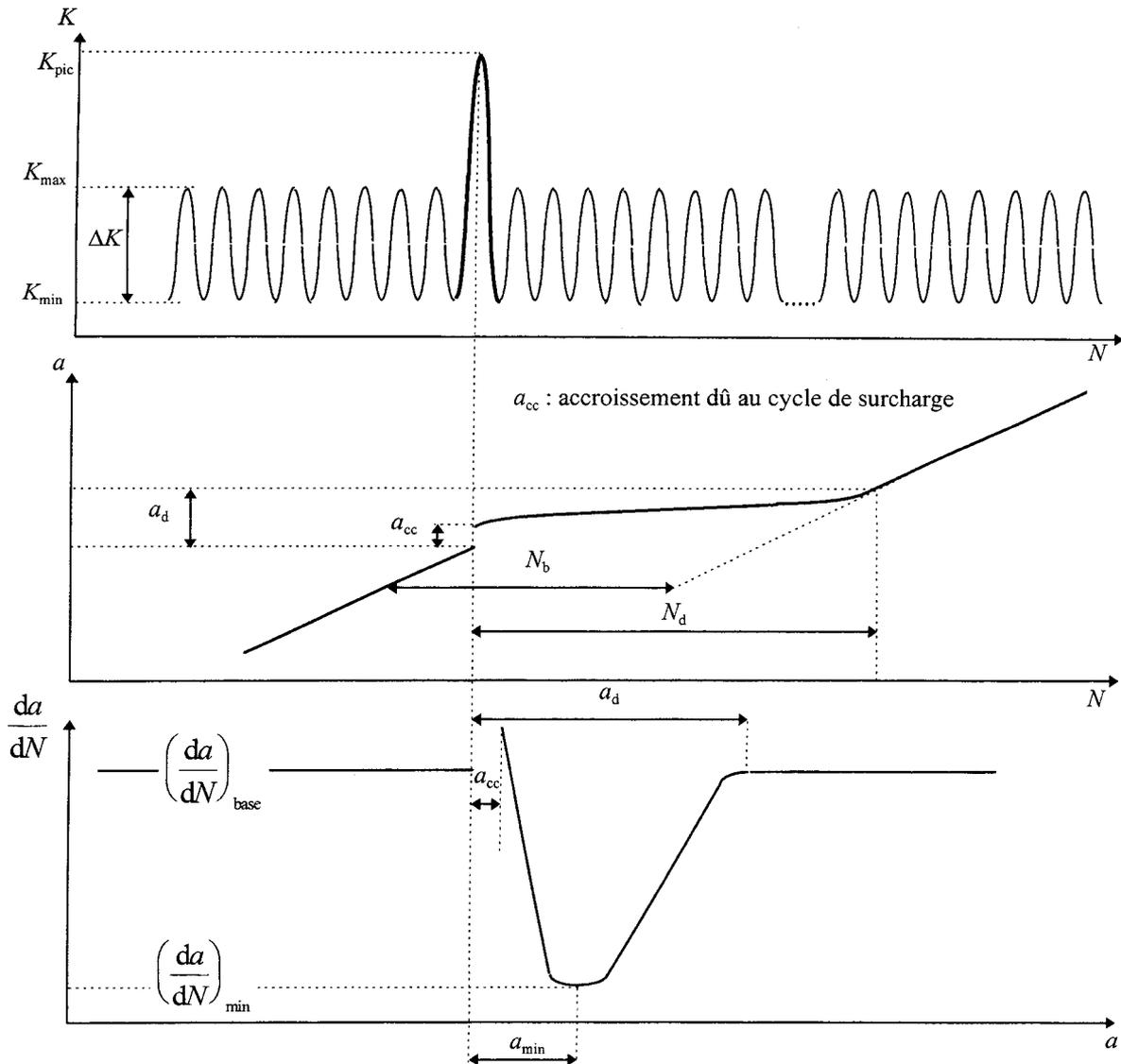


Figure I-4 : Définition des paramètres de retard.

#### I.1.4. Les mécanismes qui peuvent expliquer le retard

Plusieurs mécanismes ont été proposés, dans la littérature, pour prendre en compte le retard à la propagation d'une fissure suite à l'application d'une surcharge. Dans cette partie de l'étude, nous développons cinq phénomènes physiques ou mécaniques qui sont souvent évoqués pour expliquer le retard :

- (1) L'érouissage de la fissure [I-4, I-5]. Le principe du calcul du retard par l'érouissage de la fissure repose sur le fait que, suite à l'application du cycle de surcharge, le front de fissure s'arrondit et peut être ainsi assimilé à un rayon d'entaille mécanique. Le nombre de cycles de retard correspondrait donc au nombre de cycles nécessaire à réinitialiser une fissure à partir de ce rayon d'entaille. (Figure I-5)
- (2) Le durcissement cyclique provoqué par le cycle de surcharge [I-6] : l'application de la surcharge provoque une forte plastification au fond de la fissure ainsi cette partie subit un écrouissage cyclique. La situation peut être assimilée à l'existence

d'un matériau écroui entouré d'une matrice élastique. Le retard correspondrait alors à la propagation de la fissure dans cette zone.

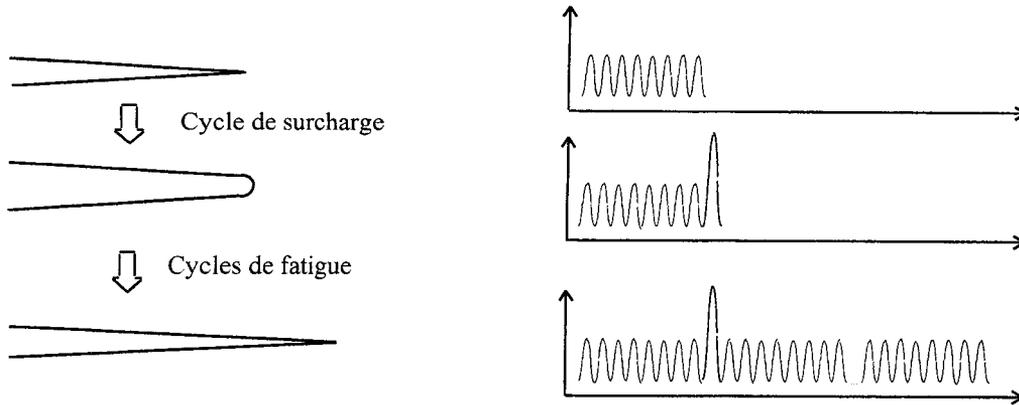


Figure I-5 : Description du mécanisme basé sur l'émoussement de la fissure.

(3) La déviation de la fissure et/ou le branchement de fissure [I-7, I-8]. Le facteur d'intensité de contrainte dépend de la géométrie de la fissure. En effet, le facteur d'intensité de contrainte  $K$  est réduit par la division de la fissure, les microfissures en avant du front ou encore par un accroissement de la longueur du front associé à une augmentation de la rugosité de la surface de rupture. Le chemin de la fissure est tortueux.

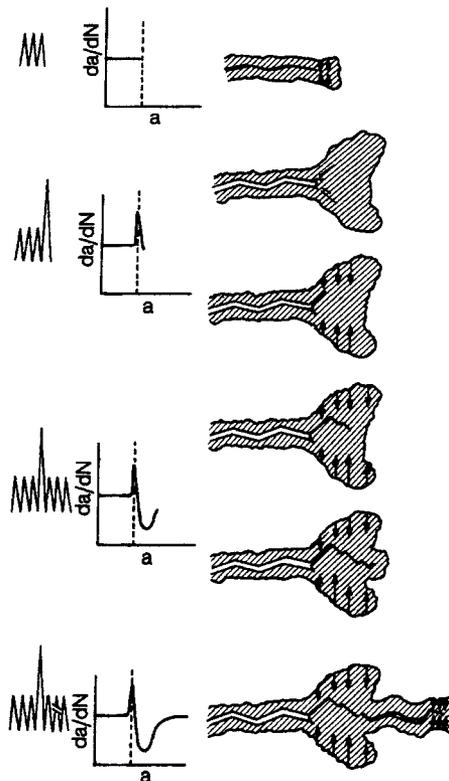


Figure I-6 : Description du phénomène de déviation de la fissure selon Venkateswara et al. [I-8].

- (4) La fermeture de fissure induite par plasticité [I-9]. La surcharge crée en avant du front de fissure une zone où la matière a été étirée puis comprimée durant la décharge. Quand la fissure avance à l'intérieur de cette région, les surfaces de la fissure relâchent cette matière comprimée pouvant occasionner ainsi un contact même sous contrainte positive. Ceci réduit donc le facteur d'intensité de contrainte initial. Ce phénomène se produit aussi sous chargement d'amplitude constante . (Figure I-7).



Figure I-7 : Description du mécanisme de fermeture de fissure basé sur l'amplitude effective du cycle de chargement.

- (5) Les contraintes résiduelles de compression à l'intérieur de la zone plastifiée de surcharge  $\omega_{pic}^m$  . [I-10]. Ces contraintes résiduelles de compression réduisent localement le facteur d'intensité de contrainte provoquant ainsi une diminution de la vitesse de propagation de la fissure. (Figure I-8).

Parmi ces différents mécanismes et micromécanismes évoqués dans la littérature pour tenter d'expliquer le retard, certains ont montré leurs limites. N.A. Fleck [I-11] a montré, à travers une étude bibliographique critique, que l'émoussement du front de fissure et le durcissement cyclique ne peuvent expliquer le retard provoqué par une surcharge.

#### I.1.4.a. L'émoussement et le durcissement cyclique : des mécanismes secondaires ?

- L'émoussement n'est qu'un mécanisme partiel du retard après surcharge

A propos de l'émoussement de la fissure après surcharge, N.A. Fleck [I-11] cite Taylor et Knott [I-12] qui ont étudié la réinitiation des fissures à partir de front de fissure émoussé sur un acier A533B. Les éprouvettes de flexion 4 points pré-fissurées, avaient subi un cycle de surcharge avant d'être soumises à une relaxation des contraintes, ceci afin d'obtenir plusieurs rayons du fond d'entaille. Ces auteurs ont trouvé que, suite à la relaxation des contraintes, la vitesse de propagation était au minimum égale au taux de propagation du chargement de base. Ils ont observé ce phénomène pour des taux de propagation proches du seuil de fissuration et se situant dans la région de propagation stable de la courbe de Paris.

Cet auteur cite aussi les travaux théoriques de Cameron et Smith [I-13]. En effet, il s'avère selon ces travaux, que le calcul du retard par l'émoussement du front de fissure est beaucoup plus faible que celui obtenu réellement par l'application d'une surcharge. En voici la démonstration faite par N.A. Fleck [I-11]:

Cameron et Smith [I-13] ont montré que l'incrément d'avancée de fissure,  $\Delta a_n$ , pour lequel une fissure est retardée quand elle se propage à partir d'une entaille de longueur  $D$  et de rayon  $\rho$  vaut :

$$\Delta a_n = 0.21\sqrt{D\rho} \quad \text{Equation I-3}$$

L'équation I-3 peut être utilisée pour calculer, sous condition de contraintes planes, l'incrément d'avancée de fissure pour lequel l'émoussement peut retarder le taux de propagation. La

longueur de la fissure au moment de l'application de la surcharge  $a_{pic}$  peut être assimilée à la longueur de l'entaille,  $D$ . Le rayon de l'entaille peut être remplacé par le rayon du front de fissure suite à l'application de la surcharge. Celui-ci peut être calculé par la formule de Rice [I-14]:

$$\rho \approx 0.5 \times \left( \frac{(K_{pic})^2}{\sigma_Y \times E} \right) \quad \text{Equation I-4}$$

Pour simplifier, on peut poser  $K_{pic} = \sigma_{pic} \times \sqrt{\pi \times a_{pic}}$  où  $\sigma_{pic}$  est la contrainte nominale appliquée durant la surcharge. L'évaluation de la taille de la zone plastifiée de surcharge,  $(2r_p)_{pic}$  est obtenue par :

$$(2r_p)_{pic} = \frac{1}{\pi} \times \left( \frac{K_{pic}}{\sigma_Y} \right)^2 \quad \text{Equation I-5}$$

D'où, par les équations I-3 à I-5,

$$\Delta a_n \approx 0.26 \sqrt{\frac{(\sigma_Y)^3}{E \times (\sigma_{pic})^2}} \times (2R_p)_{pic} \quad \text{Equation I-6}$$

Un essai de surcharge sur les aciers de structure se réalise généralement pour  $\sigma_{pic} \approx \sigma_Y/2$  et  $E \approx 10^3 \times \sigma_Y$ . On peut donc réduire l'équation I-6 à :

$$\Delta a_n \approx 0.02 \times (2R_p)_{pic} \quad \text{Equation I-7}$$

Cette analyse montre donc que l'incrément de fissure affecté par le retard occasionné par l'érousement ne vaut que 2% de la taille de la zone plastifiée de surcharge. Ceci est en contradiction avec la plupart des essais effectués sur les surcharges pour lesquels le retard s'étend sur toute la zone plastifiée de surcharge au moins. Bien que les équations I-3 à I-7 sont sensiblement différentes dans le cas d'un calcul en déformations planes, cet auteur affirme que les mêmes conclusions s'imposent. Ceci montre donc que l'érousement de la fissure a une influence mineure sur le calcul du retard suite à l'application d'un cycle de surcharge.

- Le durcissement cyclique peut-il traduire le retard suite à une surcharge ?

En ce qui concerne l'explication du retard par le durcissement cyclique du matériau, plusieurs auteurs [I-2, I-15, I-16] ont travaillé sur des matériaux ayant été prédéformés. Dans tous les cas, la fissure se propage plus rapidement que dans le matériau vierge.

De plus, l'application d'une sous-charge après le cycle de surcharge réduit, ou même parfois annihile, l'effet de retard. Ceci est en contradiction avec le modèle de durcissement cyclique.

#### I.1.4.b. Quels sont les principaux mécanismes de retard suite à une surcharge ?

Les contraintes résiduelles de compression à l'intérieur de la zone plastifiée de surcharge  $\omega_{pic}^m$  seraient donc le principal mécanisme qui explique le retard occasionné par un cycle de surcharge. La fermeture de fissure induite par plasticité [I-9], qui est une conséquence entre autres des contraintes résiduelles, peut constituer une explication de retard. La déviation de la fissure [I-7] reste un mécanisme secondaire. Le retard pourrait aussi être expliqué par une combinaison de ces trois mécanismes.

- Les contraintes résiduelles de compression

Il est bien connu que l'application d'une surcharge donne naissance à une zone plastifiée qui est le siège des contraintes résiduelles de compression. Plusieurs travaux, basés sur des mesures expérimentales [I-17] ou sur des calculs numériques par éléments finis [I-17, I-18, I-19, I-20, I-27], ont montré l'évolution des contraintes à la pointe de la fissure avant, pendant et après l'application d'un cycle de surcharge. L'amplitude et l'étendue de ces contraintes de compression expliquent le retard à la propagation.

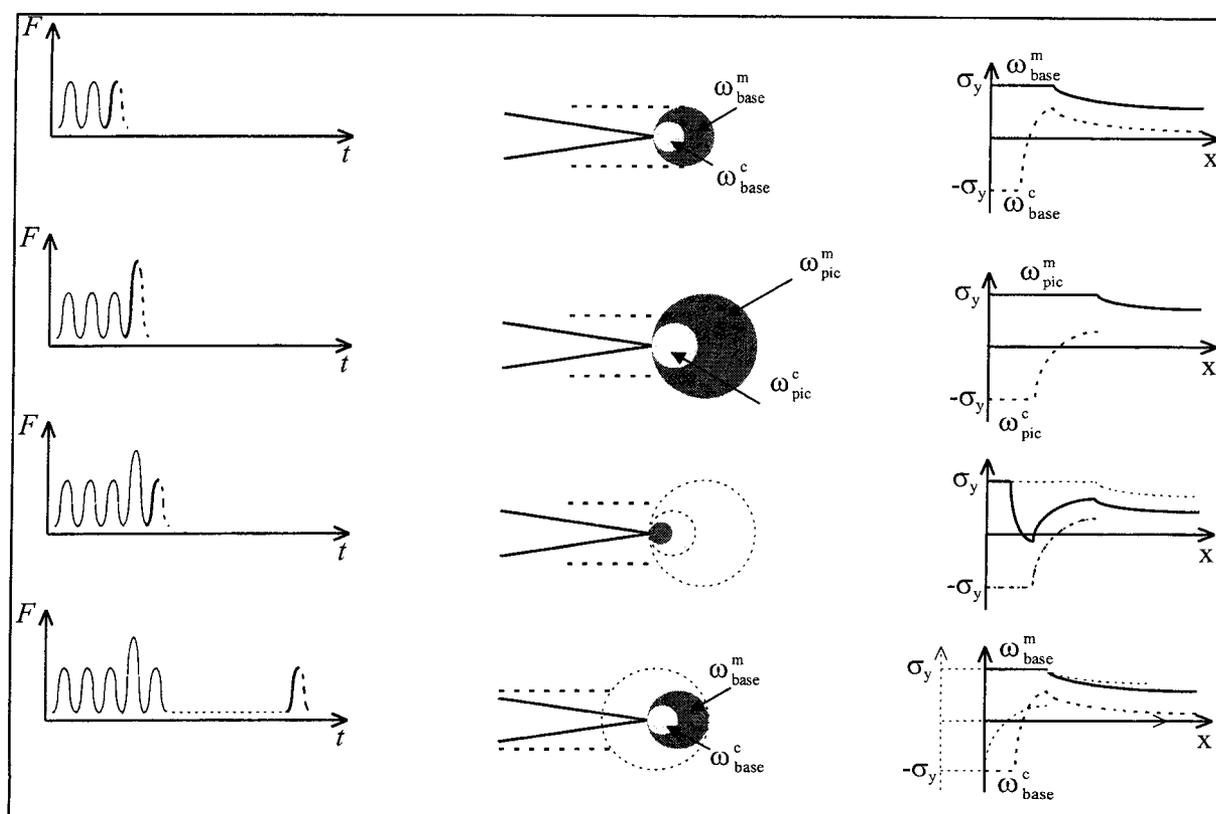


Figure I-8 : Schématisation des zones plastifiées et des distributions de contraintes au fond de la fissure pour les charges maximale et minimale avant et après l'application du cycle de surcharge selon Matsuoba et Tanaka [I-21].

- La fermeture de fissure induite par plasticité

Elber [I-9] a énoncé le postulat suivant : "une fissure ne peut se propager que lorsqu'elle est complètement ouverte. La surcharge crée en avant du front de fissure une zone où la matière a été étirée. Les surfaces de la fissure vont donc être plus proches voire même se toucher lors de la fissuration à l'intérieur de cette zone. La partie du cycle de chargement où les lèvres de la fissure sont en contact n'est donc pas efficace pour la propagation de la fissure".

Ceci conduit au concept d'amplitude efficace du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K_{eff}$  :

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{ouv} \quad \text{Equation I-8}$$

où  $K_{ouv}$  est la valeur du facteur d'intensité de contrainte correspondant à la charge à partir de laquelle la fissure commence à s'ouvrir.

Elber [I-9] définit un rapport de fermeture  $U$  comme étant le rapport entre  $\Delta K_{\text{eff}}$  et  $\Delta K$  ( $U = \Delta K_{\text{eff}} / \Delta K$ ). Ce rapport prend la valeur de 1 en l'absence de fermeture.

Plusieurs études [I-29, I-22, I-23, I-24, I-25, I-26] se sont attachées à la relation entre le retard provoqué par une surcharge et la fermeture de fissure. La totalité des travaux s'accordent à dire que le taux d'ouverture de fissure  $U$  diminue après surcharge. Cette diminution du rapport  $U$  est d'autant plus importante que l'amplitude de la surcharge est grande (Figure I-9).

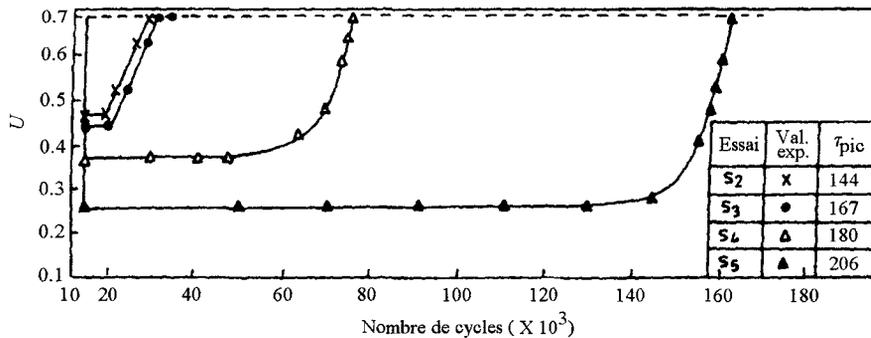


Figure I-9 : Evolution du rapport de fermeture de fissure  $U$  en fonction du nombre de cycles et pour différents taux de surcharge  $\tau_{\text{pic}}$  selon Kumar et al. [I-24].

Il faut noter l'existence de conclusions contradictoires à propos du phénomène de fermeture de la fissure après la surcharge.

## I.2. Facteurs influant le retard

Le retard à la propagation d'une fissure produit par l'application d'une surcharge unique dépend de plusieurs facteurs intrinsèques ou extrinsèques au matériau. Ces paramètres peuvent dépendre :

- du matériau (microstructure, traitement thermique, caractéristiques mécaniques),
- du chargement (de base :  $R$ ,  $\Delta K$ , ... ou de surcharge :  $R_{\text{pic}}$ ,  $N_{\text{pic}}$ , ...),
- de la géométrie de l'éprouvette (épaisseur  $B$ , ...)
- de l'environnement (température, milieu, ...)

Cette dépendance rend complexe la modélisation du phénomène de retard. Elle peut expliquer les résultats contradictoires rencontrés parfois dans la littérature. En effet, plusieurs auteurs [I-27 à I-26] ont axé leurs travaux sur la compréhension des effets de certains paramètres sur le retard.

Dans cette partie, les principales études relatives à l'influence des paramètres liés au chargement, au matériau et à la géométrie des éprouvettes sur le retard seront exposées. Les effets de l'environnement sont proposés en annexe A.

### I.2.1. Les facteurs liés au chargement

Cette partie a pour objectif d'analyser différentes études réalisées au cours de ces dernières décennies qui concernent l'influence des paramètres de chargement sur le retard. Deux types de paramètres seront analysés :

- (1) - les paramètres liés à la surcharge : le rapport de surcharge  $R_{\text{pic}}$  et le taux de surcharge. L'influence du nombre de pics de surcharge  $N_{\text{pic}}$  et de la sous-charge combinée est discutée en annexe A.
- (2) - les paramètres liés au chargement de base : l'amplitude  $\Delta K$  et le rapport  $R$  du chargement de base.

La principale difficulté au niveau de l'analyse des résultats issus de la littérature réside dans le fait que les essais sont conduits soit à amplitude de charge  $\Delta P$  constante, soit à amplitude de facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  constante. La manière de procéder au niveau des essais a une influence sur les différentes zones plastifiées. En effet, quand les essais sont conduits à  $\Delta K$  constant, la taille des zones plastifiées monotone et cyclique du chargement de base demeure constante le long de l'essai. Alors que si les tests sont réalisés à amplitude de charge  $\Delta P$  constante, la taille de ces zones plastifiées augmente avec l'avancée de la fissure. Ces considérations doivent être prises en compte lors de l'analyse des résultats expérimentaux.

Une autre difficulté réside dans la quantification de l'amplitude de la surcharge. En effet, dans la littérature, l'amplitude de la surcharge est quantifiée par deux types de définition :

- celles qui se basent sur le rapport de surcharge  $R_{pic}$  qui est défini par  $K_{pic}/K_{max}$  ou  $P_{pic}/P_{max}$ ,
- celles qui se basent sur le taux de surcharge  $\tau_{pic}$  défini par le pourcentage de  $\Delta K_{pic}/\Delta K_{max}$  ou  $\Delta P_{pic}/\Delta P_{max}$ .

La relation qui lie ces deux expressions est la suivante :

$$\tau_{pic} = \frac{\Delta K_{pic}}{\Delta K} \times 100 = \frac{K_{pic} - K_{min}}{K_{max} - K_{min}} \times 100 = \frac{R_{pic} - R}{1 - R} \times 100 \quad \text{Equation I-9}$$

Ceci signifie donc que le taux de surcharge  $\tau_{pic}$  est une fonction du rapport de surcharge  $R_{pic}$  et du rapport de charge du chargement de base  $R$ . A la lumière de l'équation I-1, six cas de chargements indépendants peuvent être définis afin d'étudier les effets de tel ou tel facteur parmi  $\Delta K$ ,  $\Delta K_{pic}$ ,  $K_{max}$ , et  $K_{pic}$  (Tableau I-1).

### I.2.1.a. L'amplitude de la surcharge $R_{pic}$ ou $\tau_{pic}$

Toutes les études s'accordent pour souligner que le retard est une fonction croissante du taux de surcharge  $\tau_{pic}$  (ou de son rapport  $R_{pic}$ ). La Figure I-10 montre que plusieurs paramètres caractérisant le retard, comme la longueur de fissure affectée  $a_d$ , la vitesse minimale atteinte  $(da/dN)_{min}$ , ou encore le nombre de cycles de retard  $N_d$ , sont sensibles à une variation de l'amplitude de surcharge.

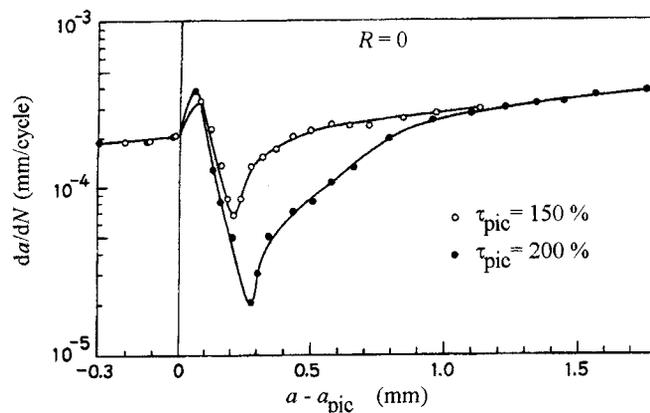


Figure I-10 : Evolution de la vitesse de propagation de fissure en fonction de la distance parcourue depuis l'application de la surcharge pour deux valeurs de  $\tau_{pic}$  (1.5, 2.0) avec un rapport de charge  $R = 0$  selon Tsukuda [I-27].

**a) Effets sur la longueur affectée par le retard  $a_d$**

D'une façon générale, l'augmentation de l'amplitude de surcharge se traduit par un accroissement de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$ .

Imad [I-28], dans une confrontation de ses résultats avec ceux de la littérature, constate que la valeur de  $a_d$  est toujours proportionnelle au carré de  $R_{pic}$  et il propose une expression sous la forme :

$$a_d = A \times (R_{pic})^2 \quad \text{Equation I-10}$$

où  $A$  est une constante qui prend des valeurs situées entre 0.3 et 0.6 et qui peut être corrélée aux tailles des zones plastifiées cycliques.

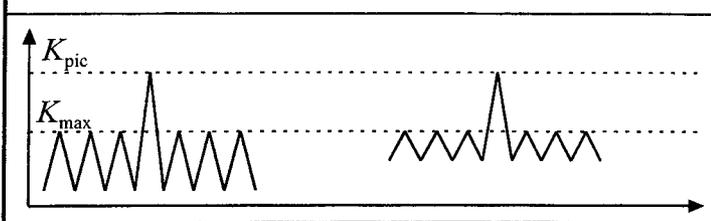
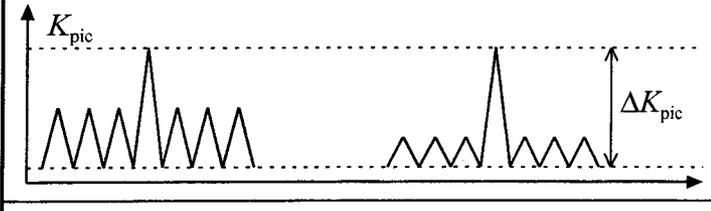
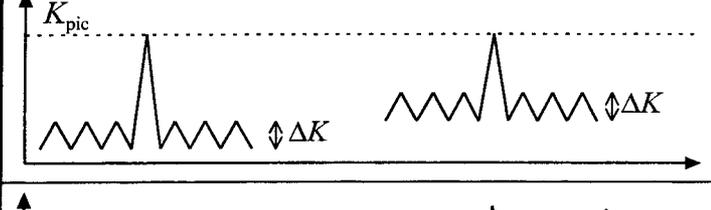
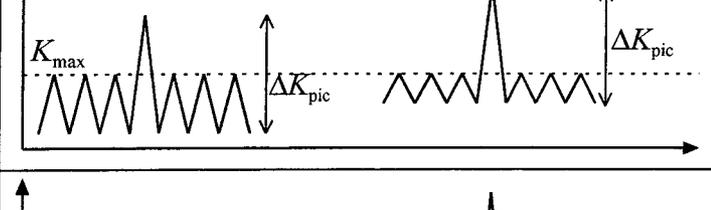
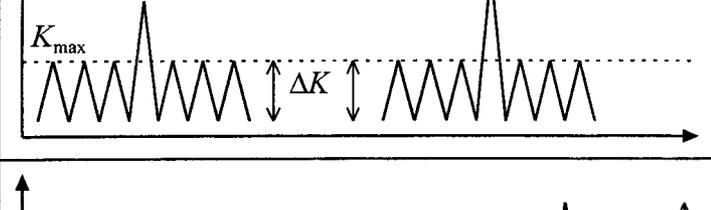
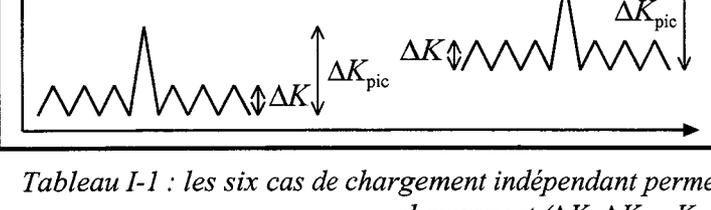
	$K_{pic}$	$K_{max}$	$\Delta K_{pic}$	$\Delta K$
	constant	constant	varie	varie
	constant	varie	constant	varie
	constant	varie	varie	constant
	varie	constant	constant	varie
	varie	constant	varie	constant
	varie	varie	constant	constant

Tableau I-1 : les six cas de chargement indépendant permettant l'étude des différents paramètres de chargement ( $\Delta K$ ,  $\Delta K_{pic}$ ,  $K_{max}$ , et  $K_{pic}$ ).

Le Tableau I-2, qui montre des résultats issus des travaux de Robin et al. [I-29], confirme l'influence majeure de l'amplitude de surcharge sur  $a_d$ . Il met en évidence une limite à partir de laquelle ce paramètre varie très peu, dans leur cas  $a_d=2.3$  mm à partir de  $R_{pic}=2.5$ .

$R_{pic}$	1.3	1.6	1.9	2.2	2.5	2.8	3.1
$a_d$ (mm)	0.35	1.20	1.00	1.40	2.30	2.30	-

Tableau I-2: Effet du rapport de surcharge  $R_{pic}$  sur la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  pour un acier E36 (selon [I-29]).

Y. Lu [I-30] considère que  $a_d$  est égale à la taille de la zone plastifiée monotone de surcharge  $\omega_{pic}^m IRWIN CP = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K_{pic}}{\sigma_y} \right)^2$ . S. Chand [I-31] a calculé le rapport existant entre  $a_d$  et  $\omega_{pic}^m IRWIN CP$ . Ce rapport est toujours compris entre 0.95 et 1.20. Généralement, lorsque les essais sont effectués en condition de contraintes planes (faible limite d'élasticité, faible épaisseur d'éprouvette), la longueur affectée par le retard  $a_d$  est assimilable à la taille de la zone plastifiée de surcharge calculée selon Irwin  $\omega_{pic}^m IRWIN CP$ .

Plusieurs auteurs montrent que  $a_d$  évolue de la même façon que la zone plastifiée monotone de surcharge  $\omega_{pic}^m$ , mais ces deux valeurs ne peuvent être égalées [I-32, I-33] :

- Ng'ang'a [I-32] montre au travers une étude expérimentale que ce même rapport dépend de l'amplitude de la surcharge (donc de l'état de contrainte),
- Cotterill [I-33], ayant fait des essais à différentes températures (25, 225, et 525 °C), montre que ce rapport dépend de la température (cet auteur a utilisé la définition de Rice

en contraintes planes pour calculer  $\omega_{pic}^m = \omega_{pic}^m RICE CP = \frac{\pi}{8} \left( \frac{K_{pic}}{\sigma_y} \right)^2$ ). En effet, plus la température augmente, plus ce rapport diminue (à chargement identique). Ce qui veut dire que la zone affectée par le retard  $a_d$  est réduite par une augmentation de la température, donc par une relaxation des contraintes.

Von Euw et al. [I-34] ont proposé une estimation de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  en fonction de l'état de contrainte (Figure I-11). En effet, ils proposent le calcul suivant :

$$a_d = 2\omega_{pic}^m = 2 \frac{1}{d\pi} \left( \frac{\Delta K_{pic}}{\sigma_y} \right)^2 \quad \text{Equation I-11}$$

avec  $d = 2$  pour l'état de contraintes planes et  $d = 6$  pour l'état de déformations planes. Pour l'état mixte, l'auteur se base sur l'aspect macroscopique du faciès de rupture en estimant le pourcentage de rupture ductile (%ductile) et le pourcentage de rupture fragile (%fragile). Le calcul de  $d$  se fait alors de la manière suivante :

$$\frac{1}{d} = \left( \frac{\% fragile}{100} \cdot \frac{1}{6} + \frac{\% ductile}{100} \cdot \frac{1}{2} \right) \quad \text{Equation I-12}$$

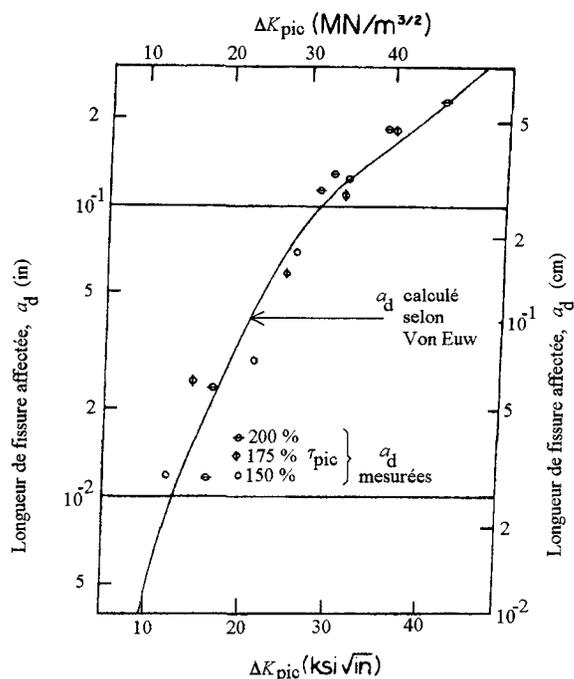


Figure I-11 : Evolution de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  en fonction du taux de surcharge appliqué selon [I-34].

En conclusion, la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  est fortement liée au taux de surcharge appliqué. De plus, toutes les études établissent un parallèle entre la zone plastifiée monotone de surcharge  $\omega_{pic}^m$  et  $a_d$ . De façon générale, en contraintes planes,  $a_d$  est assimilable à  $\omega_{pic}^m$  IRWIN CP. Mais, en ce qui concerne l'état de déformations planes ou l'état mixte de propagation, aucun lien directe ne peut être fait entre la zone plastifiée monotone de surcharge  $\omega_{pic}^m$  et  $a_d$ .

#### b) Effets sur le nombre de cycle affectés par le retard $N_d$

La valeur du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  exprime le nombre de cycle pendant lequel la propagation de la fissure est perturbée par la surcharge. Il est bien connu que ce paramètre augmente avec l'amplitude de surcharge ( $R_{pic}$  ou au taux de surcharge  $\tau_{pic}$ ). Les travaux de Louah [I-5] et ceux de Imad [I-28], dans le cas d'un acier de construction E36, ont analysé l'influence du rapport de surcharge  $R_{pic}$  sur  $N_d$ . La Figure I-12 regroupe les différents résultats obtenus par les auteurs :  $N_d$  augmente avec  $R_{pic}$  selon une fonction puissance.

Plusieurs expressions reliant ces deux paramètres ont été proposées. Le Tableau I-3 fournit une liste non exhaustive d'équations issues de la littérature. Ces relations montrent qu'il existe un lien de type puissance ou exponentiel entre le nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  et l'amplitude de surcharge  $R_{pic}$  ou  $\tau_{pic}$  (Figure I-13). Parfois, dans un esprit d'homogénéisation de ces expressions, les auteurs ont choisi d'exprimer le rapport de retard défini par le rapport de  $N_d$  avec le nombre cycles obtenus dans le cas du chargement de base  $N_{base}$  pour progresser de la longueur  $a_d$  :  $D_r = N_d / N_{base}$ .

Les travaux de Pellas et al. [I-35], montrant l'évolution de  $N_d$  en fonction de  $R_{pic}$  dans le cas d'un alliage d'aluminium, mettent en évidence l'existence d'un rapport de surcharge limite auquel la fissure se bloque. Il vaut 2.6 environ.

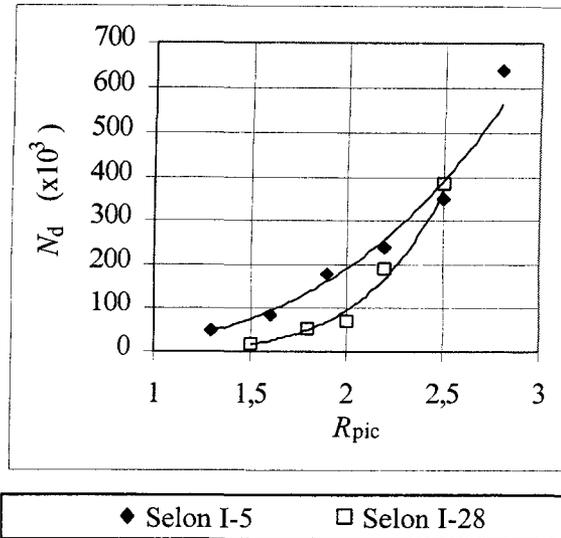


Figure I-12 : Evolution du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  en fonction du rapport de surcharge  $R_{pic}$  selon [I-5] et [I-28].

Références	Matériaux	Formules	
		en fonction de $R_{pic}$	en fonction de $\tau_{pic}$
[I-28]	Acier E 36	$\text{Log}(N_d) = 1.33 \cdot R_{pic} + 2.26$	
[I-36]	Acier IS 1020	$N_d = 10.56 \cdot 10^3 \times (R_{pic})^{12.33}$	
[I-32]	Acier EN8 (080M40)		$N_d = 14.8 \times [\tau_{pic} - 100]^{1.56}$
[I-37]	Alliage d'aluminium 7075	$\frac{N_d}{N_{base}} = \exp(5.13 \cdot R_{pic} - 6.63)$	
[I-38]	Alliage d'aluminium 6061-T6	$\frac{N_d}{N_{base}} = 1.6 \cdot 10^{-4} \times (R_{pic})^{14.6}$	
[I-39]	Acier 0.40% C	$\frac{N_d}{N_{base}} = 2.81 \cdot 10^{-3} \times (R_{pic})^{10.12}$	

Tableau I-3 : Exemples de relation entre le nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  et l'amplitude de la surcharge.

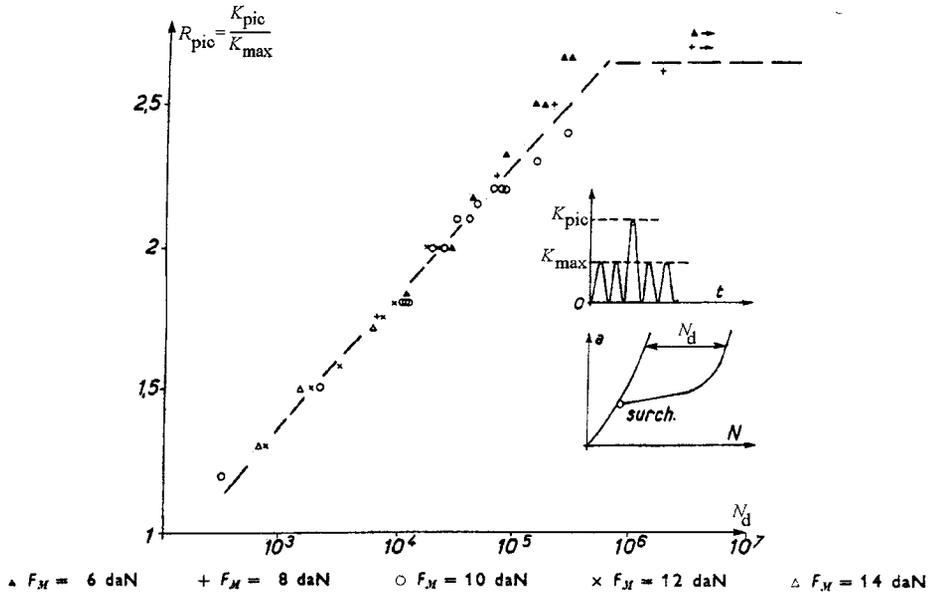


Figure I-13 : Evolution du nombre de cycles de retard  $N_d$  en fonction de l'amplitude de surcharge  $R_{pic}$  selon [I-35].

**c) Effets sur la vitesse minimale de fissuration  $(da/dN)_{min}$**

La vitesse minimale  $(da/dN)_{min}$  atteinte après surcharge est sensible à la valeur de l'amplitude de surcharge. La plupart des travaux [I-5, I-35] établissent que, plus le taux de surcharge est élevé, plus la vitesse minimale  $(da/dN)_{min}$  est faible. Certains auteurs sont parfois parvenus à repérer une situation de blocage complet de la propagation à partir d'une certaine valeur limite de  $R_{pic}$  [I-5, I-35]. La Figure I-14 montre un exemple d'évolution de la vitesse minimale en fonction du rapport de surcharge, selon [I-5], le blocage a été défini pour une vitesse très faible de l'ordre de  $2.5 \times 10^{-8}$  mm/cycle atteinte pour  $R_{pic} = 3$ . Cette valeur ne peut en aucun cas être généralisée au cas des aciers, ni être une caractéristique du blocage pour un matériau donné puisque le retard dépend aussi d'autres paramètres du chargement ( $R, \Delta K$ ).

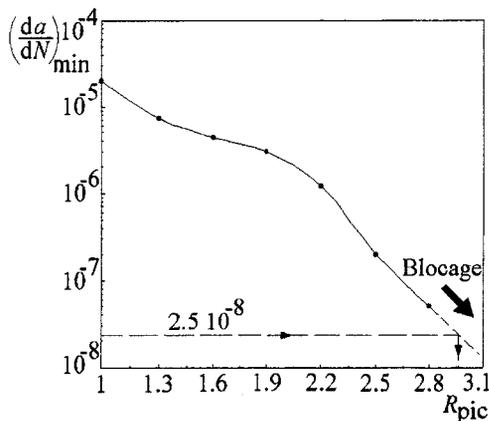


Figure I-14 : Vitesses minimales de fissuration obtenues pour plusieurs rapports de surcharge sur un acier E 36 selon Louah [I-5].

D'une façon générale, la vitesse atteinte juste après l'application de la surcharge peut être caractérisée par un coefficient de sévérité  $S_r$  qui est exprimé par :

$$S_r = \frac{\left(\frac{da}{dN}\right)_{\min}}{\left(\frac{da}{dN}\right)_{\text{base}}} \quad \text{Equation I-13}$$

où  $(da/dN)_{\text{base}}$  correspond à la vitesse de propagation atteinte avant l'application de la surcharge. Ce coefficient donne une indication sur l'effet immédiat de la surcharge en décrivant la chute relative de la vitesse de propagation.

### I.2.1.b. Le chargement de base

Dans cette partie, les principaux résultats relatifs à l'influence du chargement de base (défini par l'amplitude  $\Delta K$  ou  $\Delta P$  et le rapport de charge  $R$ ) sur le retard seront exposés. Les différentes combinaisons possibles pour réaliser un chargement de base rendent difficiles la mise évidence de leur influence séparée lors de l'application de la surcharge (voir Tableau I-1). Cette partie est scindée en deux volets en vue d'analyser l'influence :

- de l'amplitude de la charge de base : qui est caractérisée soit par  $\Delta K$  constant qui s'obtient en diminuant la charge au fur et à mesure que la fissure avance, ou soit par  $\Delta P$  constant où l'évolution de la fissure s'accompagne d'une augmentation de  $\Delta K$ . Ce qui signifie que nous devons dissocier différents cas de figures.
- du rapport de charge  $R$  qui est défini par le rapport entre la charge minimale et la charge maximale.

#### a) Influence de l'amplitude du chargement de base

Cet aspect peut être étudié de deux manières différentes : les essais sont menés à amplitude de charge  $\Delta P$  constante (ce qui pose le problème de la localisation de la surcharge :  $R_{\text{pic}}$  et  $\tau_{\text{pic}}$  restent constants quelle que soit la longueur de fissure à laquelle la surcharge a été appliquée) ou les essais sont menés à amplitude de facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  constante (dès lors on s'affranchit du problème de localisation de la surcharge).

#### i. Problème de localisation de la surcharge (amplitude de charge $\Delta P$ constante)

Il existe un problème fondamental lié aux conséquences d'une surcharge qui est celui de la « localisation » : l'influence de l'instant d'application de la surcharge lors de la propagation de la fissure. Cela signifie que l'effet de la surcharge est différent si celle-ci est appliquée en début ou en fin de propagation dans le stade II (stade de progression stable de la fissure : domaine de la loi de Paris). Ce constat est valable pour toutes les méthodes de réparation des fissures. Il est bien connu que plus la surcharge intervient tôt dans la propagation, plus le nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  est important. A l'inverse, quand celle-ci intervient tardivement le retard est minime.

Les travaux de Chanqing et al. [I-39] soulignent ces effets dans le cas d'un acier sous forme d'éprouvette de flexion 3 points (80×20×10mm). Les essais ont été conduits sous amplitude de charge  $\Delta P$  constante. Les auteurs se sont intéressés au comportement des fissures courtes. Ces travaux ont été discutés dans une note technique de Sallam [I-40]. Pour un rapport de surcharge de 1.5, la valeur de  $N_d$  passe de 89200 cycles à 31200 cycles quand la longueur initiale de la fissure passe 0.6 à 0.95 mm (Figure I-15).

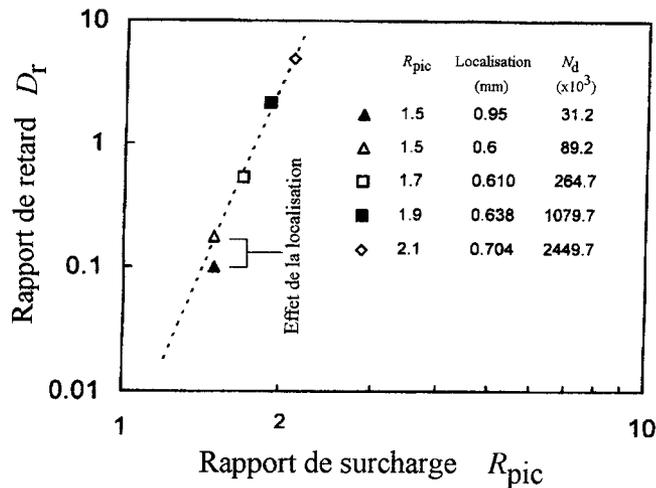


Figure I-15 : Evolution du rapport de retard  $D_r$  en fonction du rapport de surcharge selon Sallam [I-40].

Dans une étude sur la surcharge, Sheu et al. [I-41] ont étudié différentes configurations de chargement dans le cas de 2 alliages d'aluminium. Les essais ont été effectués à  $\Delta P$  constant avec un rapport de charge  $R = 0.05$ , une charge maximale  $P_{max}$  valant 4415 N et des valeurs du rapport de surcharge  $R_{pic}$  comprises entre 1.4 et 2. Pour chaque rapport de surcharge, trois longueurs initiales de fissure sont définies :  $a_{pic} = 15.0, 18.5$  et  $22.0$  mm, l'entaille mécanique de l'éprouvette CT utilisée est fixée à 10.16 mm et  $W = 50.8$  mm. Tous les résultats obtenus confirment une même tendance :  $N_d$  diminue quand  $a_{pic}$  augmente (Tableau I-4) (3 essais ont été effectués pour chaque configuration). Cette conclusion est évidente et confirme d'autres citées ci-dessus.

$R_{pic}$	1.4			1.6			1.8			2.0		
$a_{pic}$	15.0	18.5	22.0	15.0	18.5	22.0	15.0	18.5	22.0	15.0	18.5	22.0
$N_d$	12300	9300	5800	19500	14500	9800	40500	29400	21200	79400	57100	38100
	11800	9400	5900	18600	13800	9800	37800	28300	22400	72100	52300	41200
	11500	9100	6100	20100	12000	9700	42400	30100	21000	84200	59700	42600

Tableau I-4 : Nombre de cycles de retard  $N_d$  obtenus pour différents essais de surcharge et différentes longueurs de fissure (Selon Sheu [I-41]).

Pour sa part, Kumar [I-38] a travaillé à amplitude de charge  $\Delta P$  constante. L'application des surcharges a lieu au début de l'essai, après 25% et 50% de la durée de vie d'une éprouvette soumise à un chargement d'amplitude constante. Dans ce cas, l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  croît avec la longueur de fissure. Les auteurs ont observé que l'accroissement de la durée de vie est plus important si la surcharge est appliquée au plus tôt (Tableau I-5). Ces conclusions confirment le fait que le retard est plus important quand l'amplitude du chargement de base  $\Delta K$  est faible.

Dans cette étude, l'application du cycle de surcharge s'effectue pour différents pourcentages de la durée de vie d'une éprouvette soumise à un chargement d'amplitude  $\Delta P$  constante. Soit en terme de localisation, la surcharge est appliquée à différentes longueurs de fissure selon le pourcentage de la durée de vie :

- 0 % de  $N_{r, base}$  équivaut à une longueur de fissure  $a = 6$  mm (entaille mécanique),
- 25 % de  $N_{r, base}$  équivaut à une longueur de fissure  $a = 7.5$  mm,
- 50 % de  $N_{r, base}$  équivaut à une longueur de fissure  $a = 12$  mm.

Localisation de la surcharge	Rapport de surcharge $\tau_{pic}$				$\Delta P_{base}$ (N)
(% de la durée de vie)	144 %	167 %	186 %	206 %	
0 %	$N_r = 35100$	$N_r = 47510$	$N_r = 91300$	$N_r = 175900$	1200
25 %	$N_r = 31250$	$N_r = 38513$	$N_r = 57140$	$N_r = 132000$	1200
50 %	$N_r = 29800$	$N_r = 37000$	$N_r = 61560$	-	1200
Essai à amplitude constante	$N_r = 28870$				1200

Tableau I-5 : Nombre de cycles à rupture  $N_r$  obtenus pour différents essais de surcharge (Selon Kumar [I-38]).

Cette démarche confirme l'importance de la position de la surcharge (quelle que soit son amplitude) lors de la propagation d'une fissure. Il ressort de ce travail que les effets bénéfiques de la surcharge sont appréciables quand celle-ci est appliquée le plus tôt possible c'est à dire pour de faibles longueurs de fissures. Il faut aussi noter l'absence d'une valeur dans le Tableau I-5. Ceci est probablement dû au fait de la rupture de l'éprouvette lors de l'application de la surcharge d'amplitude élevée pour une fissure déjà très avancée. Dès lors, la surcharge n'exerce plus sa fonction, au contraire elle provoque la rupture de l'élément sollicité.

## ii. Influence de $\Delta K$

Shuter et Geary [I-42] ont étudié les effets de la surcharge dans le cas d'un acier au carbone manganèse sur des éprouvettes de 25 mm d'épaisseur et avec un rapport de surcharge  $R_{pic} = 2$ . Les auteurs ont analysé plusieurs configurations en faisant varier la valeur de  $\Delta K$  entre 15 et 35  $MPa\sqrt{m}$ . Les résultats mettent en évidence une relation approximativement linéaire entre  $\Delta K$  et le retard  $N_d$  : les hauts niveaux de  $\Delta K$  conduisent à diminuer le retard, l'augmentation du retard est observée pour les niveaux faibles de  $\Delta K$  (Figure I-16).

Ce résultat peut être attendu dans la mesure où l'augmentation de  $\Delta K$  se traduit par une élévation de la vitesse de propagation due au chargement de base et une diminution du taux de surcharge  $\tau_{pic}$  ce qui explique donc une diminution de  $N_d$ .

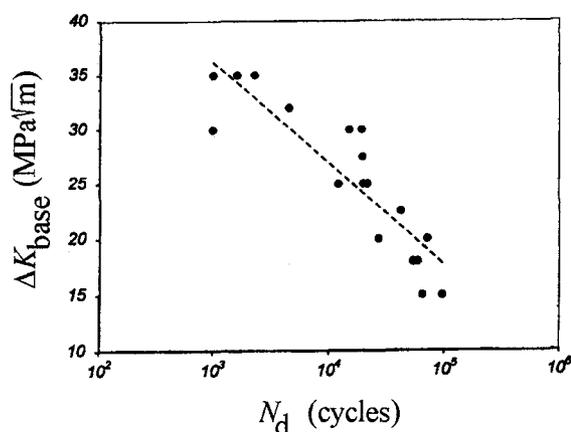


Figure I-16: Evolution de  $N_d$  en fonction de  $\Delta K$ , selon Shuter et Geary [I-42].

Par ailleurs, Ranganathan et al. [I-43], se sont intéressés à l'influence de l'environnement sur le retard après une surcharge unique dans le cas d'un alliage d'aluminium 2024-T351. Les auteurs ont étudié l'influence de  $\Delta K$  sur le retard ( $\Delta K$  varie entre 5.6 et 17  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ ) pour un taux de surcharge égal à 2 avec la valeur de  $K_{\text{pic}}$  qui varie entre 9 et 35.7  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$  pour les différents milieux étudiés et avec le rapport de charge  $R$  valant 0.1 et 0.5. Les essais de fatigue sont réalisés sous amplitude de charge  $\Delta P$  constante. Les auteurs montrent que  $N_d$  diminue quand  $\Delta K$  augmente pour les valeurs de  $\Delta K$  faibles et soulignent l'existence d'un minimum pour les valeurs moyennes de  $\Delta K$ . Ainsi, pour les valeurs plus élevées de  $\Delta K$ , le nombre de cycle de retard  $N_d$  recommence à croître (Figure I-17). L'évolution du retard en fonction de  $\Delta K$  se présente par une courbe en U, phénomène qui est plus marqué pour le rapport de charge  $R = 0.1$ . Les auteurs font remarquer que cette description a déjà été proposée par d'autres [I-44].

Cette étude montre aussi que la longueur affectée par le retard  $a_d$  augmente avec  $\Delta K$  dans tous les cas de figures étudiés. A ce stade de l'étude bibliographique, il faut souligner que l'influence de  $\Delta K$  sur le nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  lors de la surcharge s'avère difficile à dissocier de l'influence d'autres paramètres tels que la longueur de fissure par exemple.

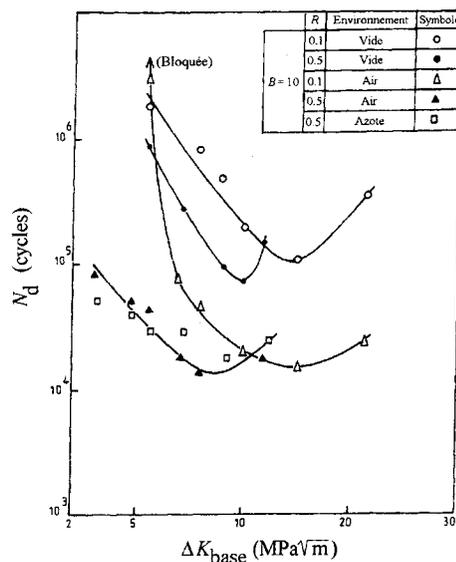


Figure I-17: Evolution de  $N_d$  en fonction de  $\Delta K$ , selon [I-43].

Mills et al. [I-45] ont travaillé sur l'influence de l'amplitude du chargement de base  $\Delta K$  sur le nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$ . Pour les faibles valeurs du taux de surcharge  $\tau_{\text{pic}}$ , l'augmentation de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  n'implique qu'une très légère augmentation du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  (150 et 175%). Dans le cas du taux de 200%, les auteurs ont observé une augmentation significative de  $N_d$  avec  $\Delta K$ . Cette étude se ramène à une étude de la localisation de la surcharge puisqu'à la fois le taux et le rapport de surcharge restent constant quand  $\Delta K$  varie.

Ces travaux montrent que l'influence de  $\Delta K$  est associée à d'autres paramètres et notamment l'état des contraintes. Les auteurs ont proposé d'analyser l'évolution de  $N_d$  en fonction de la zone plastifiée normalisée avec l'épaisseur de l'éprouvette  $B$ .

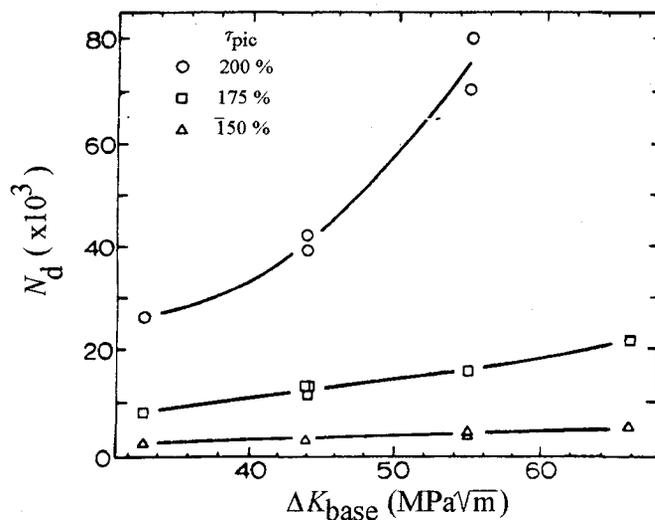


Figure I-18 : Evolution de  $N_d$  en fonction de  $\Delta K$ , pour différentes épaisseurs, selon [I-45].

Dans une revue bibliographique récente, Skorupa [I-46] a tenté de comparer plusieurs évolutions de  $N_d$  en fonction de  $\Delta K$  trouvés dans la littérature [I-42, I-47, I-48, I-49]. Ces résultats sont regroupés dans la Figure I-19. Cette figure montre 4 types de courbes décrivant différents comportements pour des valeurs de  $\Delta K$  allant jusqu'à 40 MPa $\sqrt{m}$ . Cette présentation résume bien la difficulté de cerner l'influence de  $\Delta K$  sur le retard. Cette influence doit être couplée à d'autres paramètres.

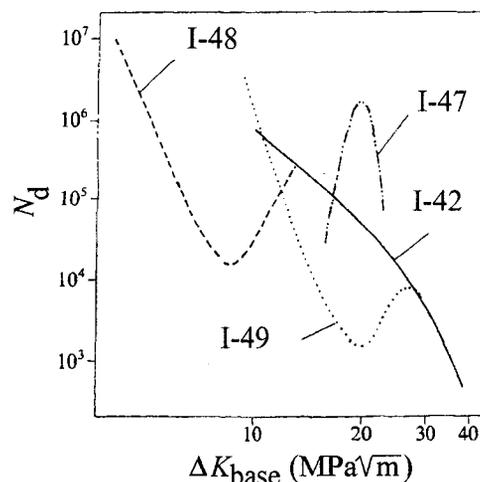


Figure I-19 :  $N_d$  en fonction de  $\Delta K$ , 4 évolutions différentes selon Skorupa [I-46].

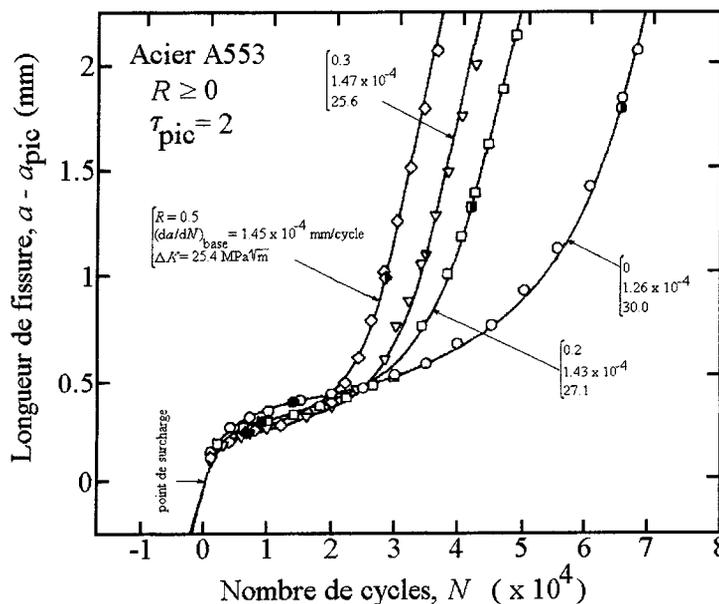
### b) Le rapport de charge $R$

Imad [I-28] a étudié l'influence du rapport de charge  $R$  (6 valeurs comprises entre 0.1 et 0.4) dans le cas d'un acier E36 en effectuant des essais de fatigue à amplitude de charge  $\Delta P$  constante sur des éprouvettes CT. Les résultats, illustrés dans le Tableau I-6, montrent que  $N_d$  augmente avec l'augmentation du rapport  $R$ . Ceci s'explique par le fait que l'augmentation de  $R$  se traduit par une augmentation du taux de surcharge  $\tau_{pic}$ , dans cette configuration de chargement : quand  $R$  varie de 0.1 à 0.4,  $\tau_{pic}$  varie de 211 % à 266 %.

$R$	$\Delta P$ (N)	$\Delta P_{pic}$ (N)	$R_{pic}$	$\tau_{pic}$ (%)	$N_d$ (cycles)
0.1	5850	12350	2.0	211	62000
0.2	5200	11700	2.0	225	98700
0.25	4875	11375	2.0	233	115300
0.3	4550	11050	2.0	243	140300
0.35	4225	10725	2.0	253	152000
0.4	3900	10400	2.0	266	167300

Tableau I-6 : Evolution de  $N_d$  en fonction de  $R$ , selon Imad [I-28].

Matsuoka et Tanaka [I-50] ont étudié, pour un taux de surcharge constant, l'influence du rapport du chargement de base  $R$  sur les phénomènes de retard de la propagation de fissure dans le cas d'un acier A533. La Figure I-20 montre que le retard croît quand le rapport de charge de base  $R$  diminue de 0.5 à 0 alors que le taux de surcharge  $\tau_{pic}$  reste constant à 200 %. Il faut noter ici que la diminution du rapport de charge  $R$  s'accompagne d'une légère augmentation de  $\Delta K$ . L'augmentation du retard s'explique ici par le fait que si le taux de surcharge  $\tau_{pic}$  est constant et que le rapport de charge  $R$  diminue alors le rapport de surcharge  $R_{pic}$  augmente. En effet, dans ce cas, quand  $R$  varie de 0.5 à 0 (et  $\Delta K$  de 25.4 à 30 MPa $\sqrt{m}$ ) alors  $R_{pic}$  croît de 1.5 à 2.

Figure I-20 : Evolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles quand  $R \geq 0$  et  $\tau_{pic} = 2$  dans le cas d'un acier A553 selon Matsuoka et al. [I-50].

Ce résultat est confirmé par le travail de Shuter et Geary [I-42] qui ont étudié l'influence du rapport de charge initial sur le retard provoqué par une surcharge. Ils ont utilisé deux rapports  $R$  : 0.1 et 0.5. Ces auteurs ont choisi le rapport 0.5 afin d'établir le rôle de la fermeture de fissure sur le comportement au retard. Leurs résultats montrent que le retard est moins marqué dans le cas d'un rapport de charge initial élevé. Mais, il faut remarquer que l'amplitude du chargement de base n'est pas la même dans les deux cas (Tableau I-7) ce qui explique la différence de retard.

$R$	$\Delta K$ (MPa $\sqrt{m}$ )	$R_{pic}$	$\tau_{pic}$ (%)
0.5	18	1.5	200 %
0.1	25	2	211 %

Tableau I-7 : Conditions des essais étudiant l'effet du rapport de charge de base  $R$  sur le retard (selon Shuter et al. [I-42]).

### I.2.2. Facteurs liés au matériau

Les paramètres liés au matériau pouvant aussi jouer un rôle sur le retard sont répartis en deux catégories : les paramètres métallurgiques (tailles des grains, microstructure) et les paramètres mécaniques (les limites d'élasticité cyclique et monotone, le durcissement ou l'adoucissement cyclique, les coefficients d'écroutissage, ...)

#### I.2.2.a. Les paramètres métallurgiques

Dans le cas de la propagation d'une fissure par fatigue sous chargement à amplitude constante, plusieurs travaux [I-51, I-52, I-53, I-54, I-55, I-56] ont montré que la microstructure et la taille des grains influent fortement sur le seuil de fissuration (stade I) et la rupture (stade III). C'est pourquoi, certains auteurs [I-48, I-57, I-58] ont étudié l'influence de tels paramètres dans le cas de chargements à amplitude variable et pour les surcharges en particulier. En effet, suite à un cycle de surcharge, la vitesse de propagation peut atteindre des valeurs proches du seuil de fissuration. Dans ces conditions, les effets de la microstructure devaient être étudiés.

Par exemple, J. Petit [I-57] constate que pour de faibles valeurs de  $\Delta K$ , les effets de retard peuvent être corrélés aux micromécanismes régissant la propagation des fissures longues proches de leur seuil de fissuration par fatigue. Néanmoins, cette constatation ne peut être généralisée aux autres domaines de la courbe de fissuration.

Pour sa part, J. Lankford [I-58] considère que si les joints de grain agissent comme des freins à la propagation des fissures après surcharge, ceci ne peut constituer une cause principale du retard.

De façon générale, les structures à gros grains subissent des retards plus importants que celles à grains fins. Cette remarque doit être nuancée puisqu'elle ne tient pas compte de la limite d'élasticité  $\sigma_y$  des matériaux. En effet, il est difficile voire impossible de modifier la microstructure d'un matériau sans en changer les caractéristiques mécaniques telles que la limite d'élasticité qui est un des paramètres essentiels dans l'évaluation du retard suite à une surcharge. L'effet de la microstructure sur le retard est indéniable mais extrêmement complexe à évaluer. De plus, peu d'études concernent ces aspects.

#### I.2.2.b. La limite d'élasticité

Plusieurs travaux [I-29, I-59, I-60, I-61, I-62] ont montré que la limite d'élasticité  $\sigma_y$  joue un rôle primordial au cours de la propagation d'une fissure de fatigue suite à l'application d'un cycle de surcharge. En effet, les tailles des zones plastifiées sont inversement proportionnelles au carré de la limite d'élasticité. C'est pour cette raison que l'influence de la limite d'élasticité est souvent liée à l'influence de la taille de la zone plastifiée. La plupart de ces travaux a établi un lien direct entre la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  et les tailles des zones plastifiées en fond de fissure.

Les travaux de Louah [I-5] ont été réalisés sur quatre aciers dont les limites d'élasticité sont différentes. Chacun de ces aciers a été sollicité sous les conditions suivantes :  $R_{pic}=2.5$  -

$\Delta K_{\text{base}}=16.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  et  $R=0.1$ . Les résultats sont présentés dans le Tableau I-8. Ce tableau met en évidence la différence entre la taille de la zone plastifiée monotone de surcharge  $\omega_{\text{pic}}^m$  et la valeur de  $a_d$ . Cette différence est accentuée pour les aciers à haute limite d'élasticité. Néanmoins, la valeur de  $a_d$  augmente avec la taille de cette zone plastifiée. Par contre, pour l'évolution  $N_d$  une tendance générale se dégage : pour les hautes limites d'élasticité,  $N_d$  est faible.

Matériau	E36	35NCD16	35CD4	35NCD16(T°)
$\sigma_y$ (MPa)	380	630	1180	1515
$(da/dN)_{\text{base}}$ (mm/cycle)	$2.8 \cdot 10^{-5}$	$1.2 \cdot 10^{-5}$	$2 \cdot 10^{-5}$	$1.8 \cdot 10^{-5}$
$(da/dN)_{\text{min}}$ (mm/cycle)	$2 \cdot 10^{-7}$	$3.2 \cdot 10^{-7}$	$8.8 \cdot 10^{-7}$	$1.8 \cdot 10^{-6}$
$a_d$ (mm)	2.3	1.82	1.14	1.25
$\omega_{\text{pic}}^m$ (mm)	4.46	1.6	0.46	0.045
$\omega_{\text{base}}^m$ (mm)	0.7	0.26	0.074	0.045
$N_d$ ( $10^3$ cycles)	350	450	190.8	200

Tableau I-8 : Influence de la limite d'élasticité selon [I-5].

Ces observations montrent la difficulté d'interpréter l'influence directe de la valeur de la limite d'élasticité sur les paramètres du retard.

Mills et Hertzberg [I-63], dans une étude réalisée dans le cas d'un alliage d'aluminium 2024-T3, ont comparé la longueur affectée par le retard  $a_d$  avec la taille de la zone plastifiée de surcharge calculée selon Von Euw [I-34]. La Figure I-21, qui illustre cette comparaison, montre que les 2 quantités sont similaires ce qui permet de prédire la valeur de  $a_d$  à partir de ce calcul de zone plastifiée de surcharge. Cette constatation est en bon accord avec plusieurs conclusions issues de la littérature.

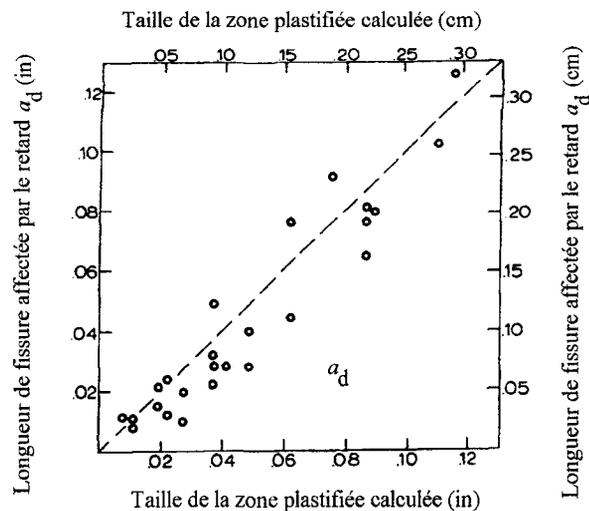


Figure I-21: Evolution de  $a_d$  (valeurs expérimentales) en fonction de  $\omega_{\text{pic}}^m$  (valeurs calculées) selon [I-63].

Par contre, au niveau de l'évolution de  $N_d$  en fonction uniquement de la limite d'élasticité les conclusions ne sont pas faciles à tirer.

Matsuoka et al. [I-62, I-64] considèrent que l'influence de la valeur de la limite d'élasticité  $\sigma_y$  dépend en partie de l'état de contraintes dans lequel se propage la fissure. Les auteurs, dans une étude sur une large gamme d'alliages d'aciers, ont observé que le retard est plus important à la fois pour des états de contraintes planes et pour des états de déformations planes (Figure I-22). Ils ont proposé la définition d'un paramètre  $s$  rendant compte de l'état de contrainte qui s'écrit sous la forme suivante:

$$s = \frac{2.5}{B} \left( \frac{\Delta K}{\sigma_y} \right)^2 \quad \text{Equation I-14}$$

- $s < 0.25$  : état de déformations planes,  
 $0.25 \leq s \leq 1$  : état de contraintes mixtes,  
 $1 < s$  : état de contraintes planes.

Le paramètre  $s$  qui normalise la dimension d'une zone plastifiée par unité d'épaisseur peut donner des indications sur l'évolution du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$ . Il s'agit d'une combinaison des effets de 3 facteurs : limite d'élasticité, amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  et l'épaisseur de l'éprouvette  $B$ . La Figure I-22 illustre l'évolution du taux de retard  $D_r$  - défini par le rapport de  $N_d$  avec le nombre de cycles  $N_{base}$  correspondant au nombre de cycles nécessaires pour propager la fissure, sous chargement d'amplitude constante, sur la distance  $a_d$  - en fonction du paramètre  $s$  et pour un taux de surcharge  $\tau_{pic}$  constant (200 %).

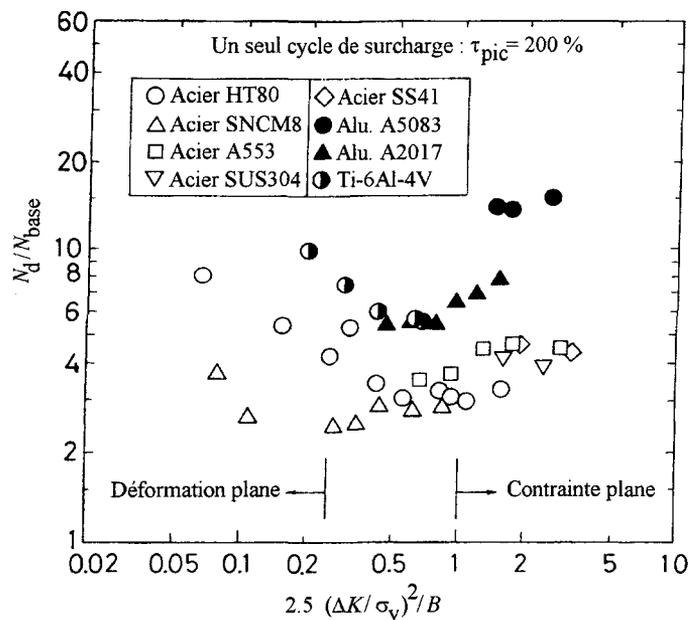


Figure I-22 : Dépendance du taux de retard  $D_r$  en fonction du paramètre  $s$  selon Matsuoka [I-62].

Pour un paramètre  $s$  supérieur à 1, la limite d'élasticité  $\sigma_y$  est faible, le nombre de cycle de retard  $N_d$  est principalement gouverné par la longueur de fissure affectée par la surcharge  $a_d$  (zones plastifiées étendues). Par contre, pour un paramètre  $s$  inférieur à 0.25, la limite d'élasticité  $\sigma_y$  est élevée, le nombre de cycles de retard  $N_d$  est principalement dû à une vitesse minimale de propagation après surcharge  $(da/dN)_{min}$  faible (contraintes résiduelles de compression plus importantes).

La Figure I-23 confirme ces constatations et montre une évolution du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  en fonction du rapport entre la zone plastifiée monotone de surcharge  $\omega_{pic}^m$  et l'épaisseur de l'éprouvette  $B$  ( $\omega_{pic}^m / B$ ) par une courbe en forme de "U" dans le cas d'un alliage d'aluminium 2024-T3 avec un rapport de charge  $R$  valant 0.1 et un taux de surcharge  $\tau_{pic}$  égal à 200 % [I-65].

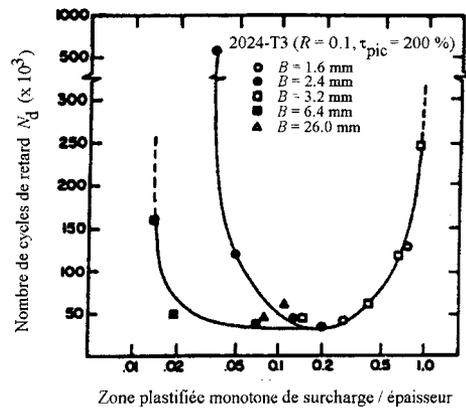


Figure I-23 : Evolution du nombre de cycles de retard  $N_d$  en fonction de la zone plastifiée monotone de surcharge  $\omega_{pic}^m$  normalisée par l'épaisseur de l'éprouvette  $B$  [I-65].

En conclusion, dans un état de déformations planes, le retard est principalement gouverné par une vitesse minimale de propagation très faible après surcharge alors que pour l'état de contraintes planes, le retard est principalement dû à une zone plastifiée de surcharge étendue.

### I.2.3. Les facteurs liés à l'éprouvette

Les facteurs liés à l'éprouvette sont de deux natures : l'épaisseur et la géométrie. En ce qui concerne l'épaisseur, plusieurs auteurs ont attaché une partie de leurs travaux à l'étude de ce paramètre dans les phénomènes de retard. La plupart de ces travaux rapproche l'effet de l'épaisseur à celui de l'état de contrainte et des zones plastifiées. En effet, bien que l'état de contrainte et les zones plastifiées dépendent aussi du chargement, tous ces éléments sont étroitement liés. En ce qui concerne la géométrie, relativement peu de travaux ont été réalisés. Ils portent généralement sur la comparaison des résultats obtenus dans le cas des fissures centrales et latérales.

#### I.2.3.a. L'épaisseur, l'état de contrainte et les zones plastifiées de surface

- L'épaisseur

Shuter et Geary [I-42] ont étudié l'influence de l'épaisseur des éprouvettes sur le retard occasionné par une surcharge dans un acier de construction au carbone manganèse BS 4360. Ils ont observé que le nombre de cycles de retard croît quand l'épaisseur de l'éprouvette diminue (c'est à dire si l'état tend vers les conditions de contraintes planes) (Figure I-24). Mills et Hertzberg [I-63] attribuent ce comportement à des déformations plastiques plus importantes associées à une zone plastifiée de surcharge plus étendue sous les conditions de contraintes planes. Ces auteurs supposent que ceci renforce les contraintes résiduelles de compression et la fermeture de fissure, cette dernière ayant été vérifiée par l'abrasion des faciès de rupture sous les conditions de contraintes planes. Cette

conclusion est partagée par les travaux effectués sur des aciers ([I-6], [I-63], [I-64], [I-66]). Les essais de J.D. Dougherty [I-66] ont principalement été axés sur l'étude de la fermeture de fissure. Il a pu observer que la fermeture de fissure est renforcée quand l'épaisseur de l'éprouvette diminue.

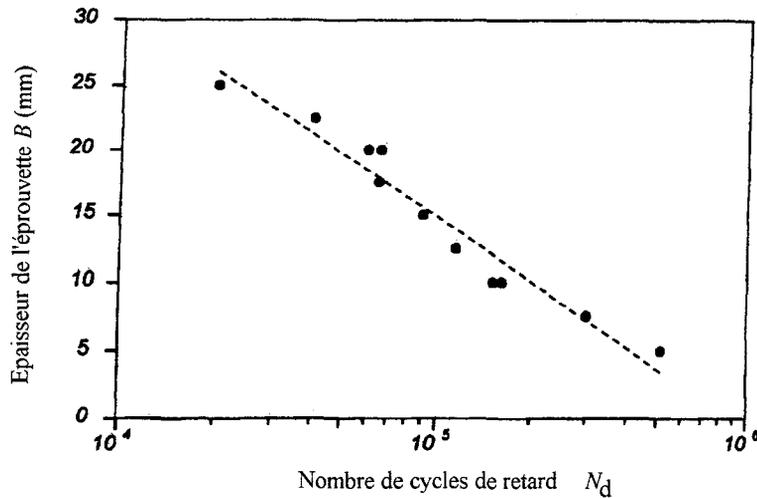


Figure I-24 : Effet de l'épaisseur de l'éprouvette sur le nombre de cycles de retard selon Shuter et Geary [I-42].

- L'état de contrainte

L'état de contrainte, dans lequel s'effectue la fissuration avant, pendant et après surcharge, est très important pour expliquer les mécanismes de retard. En effet, Robin [I-67], après une étude bibliographique, conclue : "Dans les états de contraintes planes, le retard serait dû à la fermeture de fissure induite par la forte plasticité se développant à la pointe de la fissure. Pour les états de déformations planes pour lesquels - selon les auteurs [I-68] - il n'existe pas ce type de fermeture, le retard serait dû à d'autres causes liées au seuil de non-fissuration : fermeture induite par l'oxydation, le branchement de fissure ou la rugosité des surfaces de rupture."

Après avoir tenté de montrer que les deux principaux mécanismes de retard étaient un front de fissure irrégulier tel que le branchement de fissure et la fermeture de fissure induite par plasticité, l'étude de N.A. Fleck [I-11] s'attache à distinguer la dominance de l'un ou l'autre par l'amplitude du chargement de base  $\Delta K_{base}$  et de l'état de contrainte.

Il en conclut que l'accroissement de fissure retardé par une surcharge est dû principalement à la fermeture de fissure induite par plasticité, ceci étant valable aussi bien pour les éprouvettes fines (contraintes planes) et épaisses (déformations planes).

De plus, il a observé que les mesures de la fermeture et la croissance de la fissure durant la zone transitoire diffèrent entre la surface d'une éprouvette épaisse et la réponse au coeur. Cette différence de comportement n'existe pas dans le cas des éprouvettes suffisamment fines pour lesquelles la propagation s'effectue dans l'état de contraintes planes sur la totalité du front de fissure.

H.R. Shercliff et N.A. Fleck [I-69] ont comparé les zones plastifiées de surcharge, la réponse de l'ouverture de la fissure et le profil d'ouverture de la fissure à la charge minimale, obtenus par un calcul numérique en contraintes planes et déformations planes (Figure I-25 à Figure I-27). Sur ces figures, le calcul en contraintes planes donne une zone plastique plus étendue sur l'axe X et par

conséquent une zone transitoire pour l'ouverture de fissure beaucoup plus large. Ce calcul est donc en accord avec les essais de N.A. Fleck [I-11].

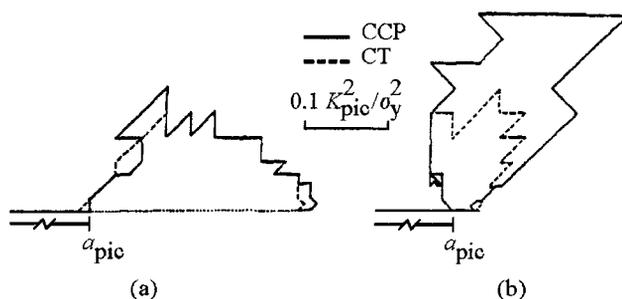


Figure I-25 : Calculs par éléments finis des zones plastifiées de surcharge selon [I-69] :  
(a) en contraintes planes, (b) en déformations planes.

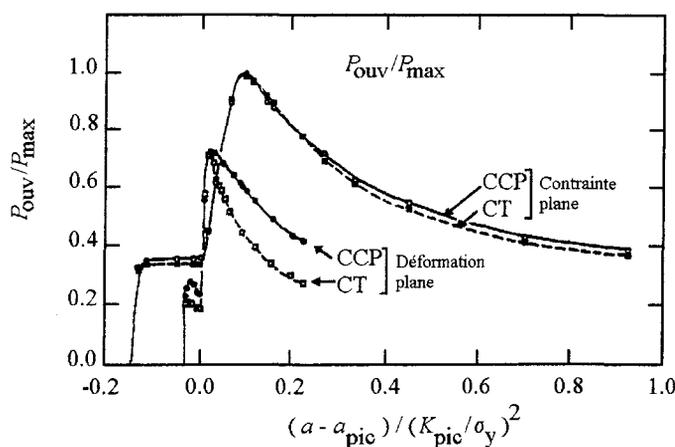


Figure I-26 : Calculs par éléments finis de l'ouverture de fissure suivant une surcharge [I-69] :  
 $R = 0$  et  $R_{pic} = 2$ .

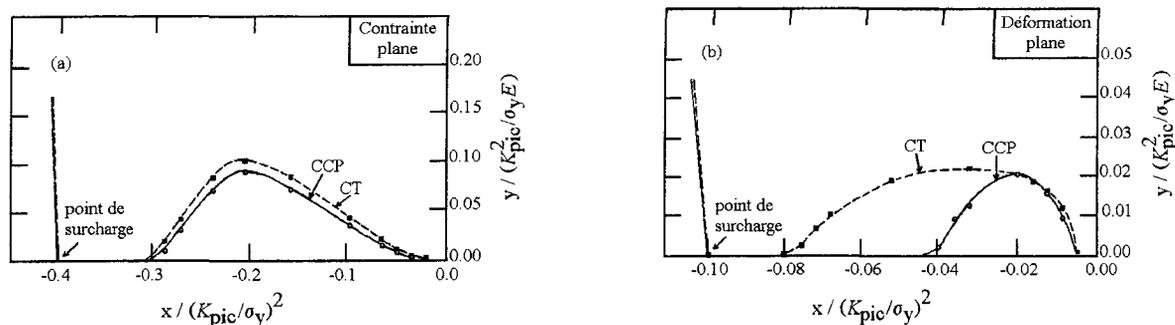


Figure I-27 : Calculs par éléments finis des profils d'ouverture de fissure pour  $K = K_{min}$  suite à une surcharge : (a) contraintes planes, la fissure s'est propagée de  $0.4(K_{pic}/\sigma_y)^2$  depuis l'application de la surcharge, (b) déformations planes, la fissure s'est propagée de  $0.1(K_{pic}/\sigma_y)^2$  depuis l'application de la surcharge selon [I-69].

- Les zones plastifiées de surface

Afin d'éliminer les déformations surfaciques de surcharge produites par l'état de contraintes planes des éprouvettes épaisses, certains auteurs ([I-62], [I-70]) ont usiné les surfaces des éprouvettes après surcharge. Ceci leur a permis d'observer la propagation de la fissure au coeur de l'éprouvette (les faciès de rupture des éprouvettes usinées après surcharge sont similaires à ceux obtenus en région

centrale des éprouvettes non-usinées). Pour cela, deux méthodes peuvent être utilisées : en enlevant la même épaisseur de matière sur la totalité des deux faces de l'éprouvette [I-62] ou en usinant une forme en "T", à partir de la zone plastique de surcharge et dans la direction de propagation (cf. le dessin inséré dans la Figure I-28) [I-70]. Dans les deux cas, cette opération est réalisée de façon à minimiser au maximum les contraintes résiduelles d'usinage.

En faisant cette opération, Matsuoka et al. [I-62] ont observé deux comportements différents : s'il s'agissait de l'acier HT80 ou de l'alliage d'aluminium A5083. En effet, dans l'acier, ils observent un léger accroissement du retard alors que pour l'alliage d'aluminium le retard est fortement diminué. Pour un acier faiblement chargé en carbone (0.18C, 1.5 Mn, 0.04 S), la suppression des déformations surfaciques provoquées par une surcharge provoque une extension sensible de la zone transitoire de l'accroissement de fissure. Néanmoins, ces auteurs soulignent le fait que d'autres essais mériteraient d'être menés afin de déterminer le mécanisme engendrant ce phénomène.

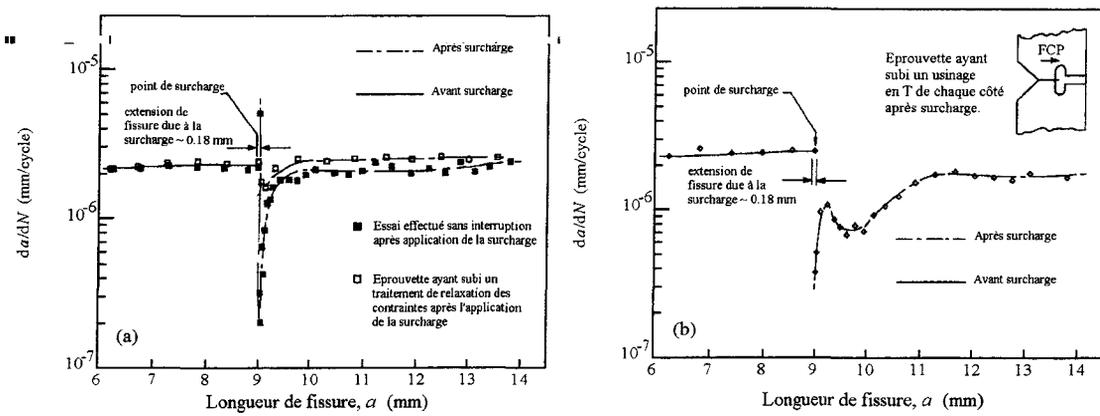


Figure I-28 : Effet d'un unique pic de surcharge sur le taux de propagation pour  $R=0.6$ ,  $\tau_{pic}=2.5$  et  $\Delta K_{base}=10MPa\sqrt{m}$ . (a) essai réalisé ■ sans interruption □ avec relaxation des contraintes après surcharge, (b) Effet de l'usinage en "T" après surcharge selon [I-70].

### I.2.3.b. La géométrie de l'éprouvette

A propos des facteurs liés à la géométrie de l'éprouvette, assez peu de travaux expérimentaux ont été publiés. H.R. Shercliff et N.A. Fleck [I-69] ont réalisé une étude expérimentale et numérique ayant pour thème : l'effet de la géométrie de l'éprouvette sur la propagation de fissure en déformations planes après surcharge dans un acier BS4360 50B et un alliage d'aluminium 6082-T6. Ces auteurs observent que le retard est toujours plus sévère pour les géométries à entaille centrale (CCP) que pour les géométries à entaille latérale (CT). Ils ajoutent par ailleurs que ces résultats sont en bon accord avec ceux de Tanaka et al. [I-71] (Mêmes géométries sur l'acier HT80 et l'alliage d'aluminium A5083). X. Su et W.N. Sharpe [I-72] ont montré que les phénomènes de fermeture de fissure sont différents en amplitude pour des formes d'éprouvettes différentes (CT ou CCP). Par contre, N. Yildirim et Ö. Vardar [I-73] ne montrent pas de différences entre les essais réalisés à l'aide d'éprouvettes CCP et CT.

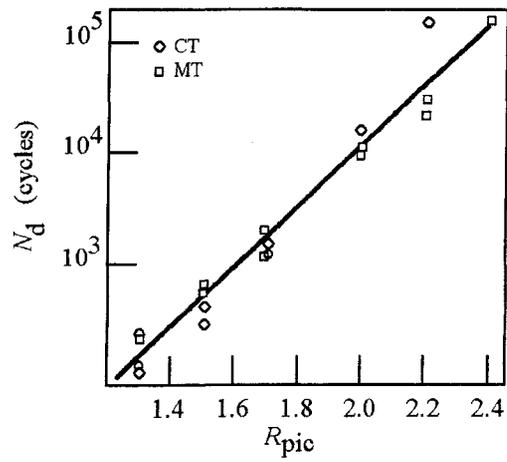


Figure I-29 : Evolution du nombre de cycles de retard en fonction du rapport de surcharge  $R_{pic}$  pour une géométrie d'éprouvettes à fissure centrale et une autre à fissure latérale selon [I-73].

- I-1 P.S. SONG et C.C. WEN,  
"Crack closure and crack growth behaviour in shot peened fatigued specimen".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 63, pp. 295-304, 1999.
- I-2 J. SCHIJVE  
"The effect of pre-strain on fatigue crack growth and crack closure".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 8, pp. 575-581, 1976.
- I-3 E.W. O'BRIEN,  
"Enhancement of fatigue performance in aircraft materials using beneficial residual stress".  
International Conference on Material Engineering (Proceedings), Gallipoli, pp. 827-832, Septembre 1996.
- I-4 P. MILLE  
"Phénomène de fermeture à la pointe de fissure de fatigue dans le cas des aciers"  
Thèse de Docteur-Ingénieur, Université de Compiègne, 1979.
- I-5 M. LOUAH,  
"Mécanismes de retard pour la progression de fissure après surcharge dans le cas des aciers".  
Thèse soutenue le 18 septembre 1980 à l'Université de Technologie de Compiègne.
- I-6 J.F. KNOTT et A.C. PICKARD,  
"Effects of overloads on fatigue-crack propagation : aluminium alloys".  
Metal Science, Vol. 11, pp. 399-404, Août/Septembre 1977.
- I-7 S.SURESH,  
"Crack deflection : implications for the growth of long and short fatigue cracks".  
Metallurgical Transactions A, Vol. 14A, pp. 2375-2385, 1983.
- I-8 R. VENKATESWARA et R.O. RITCHIE,  
"Micromechanisms of transient fatigue crack growth behaviour in aluminium alloys following single tensile overloads".  
Fatigue crack growth under variable amplitude loading, J. Petit, D.L. Davidson, S. Suresh et P. Rabbe (éditeurs), Elsevier Science Publishers, pp. 134-145, 1988.
- I-9 W. ELBER,  
"The significance of fatigue crack closure".  
Damage Tolerance in Aircraft Structures, ASTM-STP 486, pp. 230-242, 1971.
- I-10 W. SUN et H. SEHITOGLU,  
"Residual stress fields during fatigue crack growth",  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 15, N° 2, pp. 115-128, 1992.
- I-11 N.A. FLECK,  
"Influence of stress state on crack growth retardation".  
Questions in Fatigue, ASTM-STP 924, Philadelphie, Vol. 1, pp. 157-183, 1988.
- I-12 D. TAYLOR et J.F. KNOTT,  
Communication privée concernant les résultats préliminaires d'une thèse de l'université de BRAID,  
"Fatigue crack propagation in residual stress fields".

- I-13 A.D. CAMERON et R.A. SMITH,  
"Upper and lower bounds for the lengths of non-propagating cracks".  
International Journal of Fatigue, Vol.3, pp. 9-15, 1981.
- I-14 J.R. RICE  
"Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue".  
Fatigue Crack Propagation, ASTM-STP 415, pp. 247-311, 1967.
- I-15 R.E. JONES  
"Fatigue crack growth retardation after single cycle peak overload in Ti-6Al-4V titanium alloy".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 5, N° 5, pp. 585-604, 1973.
- I-16 L. LEGRIS, M.H. EL HADDAD, et T.H. TOPPER,  
"The effect of cold rolling on the fatigue properties of SAE 1010 steel".  
Materials, Experimentation and Design in Fatigue (Proceedings), Society of Environmental Engineers  
Conference, Eds. F. Sherratt et J.B. Sturgeon, 24-27 Mars 1981.
- I-17 D.J. SMITH, M.A.M. BOURKE, A.P. HODGSON, G.A. WEBSTER et P.J. WEBSTER,  
"Interpretation of residual stress distributions in previously loaded cracked beams"?  
Journal of strain analysis, Vol. 27, N°2, pp.77-83,1992.
- I-18 J.C. NEWMAN,  
"A finite-element analysis of fatigue crack closure",  
Mechanics of Crack Growth, ASTM STP 590, pp. 281-301, 1976.
- I-19 K. OGURA et K. OHJI,  
"FEM analysis of crack closure and delay effect in fatigue crack growth under variable amplitude  
loading",  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 9, pp. 471-480, 1977.
- I-20 D.H. CHEN et H. NISITANI  
"Analysis of the delaying effects of overloads on fatigue crack propagation"  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 39, N° 2, pp. 849-856, 1991.
- I-21 S. MATSUOKA, K. TANAKA et M. KAWAHARA,  
"The retardation phenomenon of fatigue crack growth in HT80 steel"  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 8, pp. 507-523, 1976.
- I-22 J.D. BERTEL, A. CLERIVET, et C. BATHIAS,  
"R ratio influence and overload effects on fatigue crack mechanisms".  
Advances in Fracture Research, 5<sup>th</sup> International Conference on Fracture, Cannes, France, Vol. 2,  
pp. 943-951, 1981.
- I-23 D. GAN et J. WEERTMAN,  
"Fatigue crack closure after overload".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 18, N° 1, pp. 155-160, 1983.
- I-24 R. KUMAR et S.B.L. GARG,  
"Effect of instant of single overload cycles on crack closure".  
International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 36, pp. 169-183, 1989.

- I-25 R.D. BROWN et J. WEERTMAN,  
"Effects of tensile overloads on crack closure and crack propagation rates in 7050 aluminium".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 10, pp. 867-878, 1978.
- I-26 K.K. BRAHMA, P.K. DASH et B. DATTA GURU,  
"Observation of crack closure using a crack mouth opening displacement gauge".  
International Journal of Fatigue, Vol. 11, N° 1, pp. 37-41, 1989.
- I-27 H. TSUKUDA, H. OGIYAMA et T. SHIRAISHI,  
"Transient fatigue crack growth behaviour following single overloads at high stress ratios".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 19, N° 7, pp. 879-891, 1996.
- I-28 A. IMAD,  
"Mécanismes du retard induit par l'application d'une surcharge au cours de la propagation d'une fissure de fatigue".  
Thèse soutenue le 22 Décembre 1989 à U.S.T.L., Lille.
- I-29 C. ROBIN, M. LOUAH et G. PLUVINAGE,  
"Influence of the overload on the fatigue crack growth in steels".  
Fatigue of Engineering Materials and Structures, Vol. 6, N° 1, pp. 1-13, 1983.
- I-30 Y. LU et K. LI,  
"A new model for fatigue crack growth after a single overload",  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 46, N° 5, pp. 849-856, 1993.
- I-31 S.CHAND,  
"Crack closure and propagation studies to determine the effects of simple load interaction",  
Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 114, pp. 229-236, Juillet 1992.
- I-32 S.P. NG'ANG'A et M.N. JAMES,  
"Variable amplitude loading in En8 (080M40) steel : a detailed experimental study of crack growth".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 19, N° 2/3, pp. 207-216, 1996.
- I-33 P.J. COTTERILL et J.F. KNOTT,  
"Overload retardation of fatigue crack growth in a 9%Cr 1%Mo steel at elevated temperatures".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 16, N° 1, pp. 53-70, 1993.
- I-34 E.F.J. VON EUW, R.W. HERTZBERG, et R. ROBERTS,  
"Delay effects in fatigue crack propagation".  
Stress Analysis and Growth of Cracks, ASTM STP 513, pp. 230-259, 1972.
- I-35 J. PELLAS, G. BAUDIN, et M. ROBERT,  
"Mesure et calcul du seuil de fissuration après surcharge".  
La recherche aérospatiale, N°3, pp. 191-204, Mai-Juin 1977.
- I-36 R. KUMAR et S.B. SINGH,  
"Investigation of fatigue crack growth after a single cycle peak overload in IS 1020steel".  
International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 51, pp. 25-35, 1992.

- I-37 Ö. VARDAR et N. YILDIRIM,  
"Crack growth retardation due to intermittent overloads".  
International Journal of Fatigue, Vol. 12, N° 4, pp.283-287, 1990.
- I-38 R. KUMAR,  
Note technique : "Prediction of delay cycles due to instant of single overload cycles".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 42, N° 3, pp. 563-571, 1992.
- I-39 Z. CHANGQUING, J. YUCHENG et Y. GUANGLI,  
"Effect of a single peak overload on physically short fatigue crack retardation in an axle-steel".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 19, N° 2/3, pp. 879-891, 1996.
- I-40 H.E.M. SALLAM,  
Note technique : "Discussion on the paper : Effect of a single peak overload on physically short fatigue crack retardation in an axle-steel, by Z. CHANGQING, J. YUCHENG et Y. GUANGLI".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol.19, N° 8, pp. 1055-1057.
- I-41 B.C. SHEU, P.S. SONG et S. HWANG,  
Note technique : "Shaping exponent in Wheeler model under a single overload".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 42, N° 3, pp. 563-571, 1992.
- I-42 D.M. SHUTER et W. GEARY,  
"Some aspects of fatigue crack growth retardation behaviour following tensile overloads in a structural steel".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 19, N° 2/3, pp. 185-199, 1996.
- I-43 N. RANGANATHAN, M. QUINTARD, J.PETIT et J. DE FOUQUET,  
"Environmental influence on the effect of a single overload on the fatigue crack growth behavior on a high-strength aluminium alloy".  
Environmentally assisted cracking : Science and Engineering, ASTM-STP 1049, Philadelphie, pp. 374-390, 1990.
- I-44 R.S. VECCHIO, R.W. HERTZBERG et R. JACCARD,  
"An overload induced fatigue crack propagation behaviour in aluminium and steel alloy".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 7,pp. 181-194, 1984.
- I-45 W.J. MILLS, R.W. HERTZBERG et R. ROBERTS,  
"Load interaction effects on fatigue crack growth in A514F steel Alloy".  
Cyclic stress-strain deformation aspects of fatigue crack growth, ASTM-STP 637, pp. 192-208, 1977.
- I-46 M. SKORUPA,  
"Load interaction effects during fatigue crack growth under variable amplitude loading-A literature review. Part I : Empirical trends."  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 21, N° 8, pp. 987-1006, 1998.
- I-47 C.S. SHIN et S.H. HSU,  
"On the mechanisms and behaviour of overload retardation in AISI 304 stainless steel".  
International Journal of Fatigue, Vol.15, pp. 181-192, 1993.

- I-48 C.M. WARD-CLOSE, A.F. BLOM et R.O. RITCHIE,  
"Mechanisms associated with transient fatigue crack growth under variable amplitude loading : an experimental and numerical study".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 32 , N° 4, pp. 613-638, 1989.
- I-49 C.M. WARD-CLOSE et R.O. RITCHIE,  
Données non-publiées citées en références [37] dans Engineering Fracture Mechanics, Vol. 32,  
pp. 613-638, 1985.
- I-50 S. MATSUOKA et K. TANAKA  
"Influence of stress ratio at baseline loading on delayed retardation phenomena of fatigue crack growth in A553 steel and A5083 aluminium alloy".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 11, pp. 703-715, 1979.
- I-51 J.C. RADON et J. WOODTLI,  
"Influence of microstructure on the cyclic crack growth in a low-alloy steel".  
International Journal of Fatigue, Vol. 6, N° 4, pp. 221-228, 1984.
- I-52 P.E. IRVING et C.J. BEEVERS  
"Microstructural influences on fatigue crack growth in Ti-6Al-4V".  
Materials Science and Engineering, Vol. 14, pp. 229-238, 1974.
- I-53 R.J.H. WANHILL,  
"Microstructural influences on fatigue and fracture resistance in high strength structural materials".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 10 , pp. 337-357, 1978.
- I-54 R.O. RITCHIE,  
"Influence of microstructure on near-threshold fatigue-crack propagation in ultra-high strength steel".  
Metal Science, Vol. 11, pp. 368-381, Août/Septembre 1977
- I-55 F.R. STONISEFER  
"Effect of grain size and temperature on fatigue crack propagation in A533B steel".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 10, pp. 305-314, 1978.
- I-56 A.K. ZUREK, M.R. JAMES, et W.L. MORRIS  
"The effect of grain size on fatigue growth of short cracks".  
Metallurgical Transactions A, Vol. 14A, pp. 1697-1705, Août 1983.
- I-57 J. PETIT, R. TINTILLIER, N. RANGANATHAN, M. AIT-ABDEDAIM et G. CHALANT,  
"Influence of microstructure and environment on fatigue crack propagation affected by single overload or repeated overloads in a 7075 alloy".  
Fatigue crack growth under variable amplitude loading, J. Petit, D.L. Davidson, S. Suresh et P. Rabbe (editeurs), Elsevier Science Publishers, pp. 162-179, 1988.
- I-58 J. LANKFORD et D. L. DAVIDSON,  
"The effect of overloads upon fatigue crack tip opening displacement and crack tip opening/closing loads in aluminium alloys".  
Advances in Fracture Research, 5<sup>th</sup> International Conference on Fracture, Cannes, France, Vol. 2,  
pp. 899-906, 1981.

- I-59 G.L. CHEN et R. ROBERTS,  
"Delay effects in AISI 1035 steel".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 22, pp. 201-212, 1985.
- I-60 G.S. PETRAK,  
"Strength level effects on fatigue crack growth and retardation".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 6, pp. 725-733, 1974.
- I-61 A.F. BLOM et D.K. HOLM,  
"Load interaction effects on fatigue crack propagation in steels of varying strength".  
Role of fracture mechanics in modern technology, Elseviers Science Publishers, pp. 235-249, 1987.
- I-62 S. MATSUOKA et K. TANAKA,  
"Delayed retardation phenomena of fatigue crack growth in various steels and alloys".  
Journal of Materials Science, Vol. 13, pp. 1335-1353, 1978.
- I-63 W.J. MILLS et R.W. HERTZBERG,  
"The effect of sheet thickness on fatigue crack retardation in 2024-T3 aluminium alloy".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 7, pp. 705-711, 1975.
- I-64 S. MATSUOKA et K. TANAKA,  
"The influence of sheet thickness on delayed retardation phenomena in fatigue crack growth in HT80 steel and A5083 aluminium alloy".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 13, pp. 293-306, 1980.
- I-65 A.J. McEVILY et K. MINAKAWA,  
"Crack closure and variable amplitude fatigue crack growth",  
Basic Questions in Fatigue, Vol. 1, ASTM STP 924, pp. 357-376, 1988.
- I-66 J.D. DOUGHERTY, T.S. SRIVATSAN et J. PADOVAN,  
"Fatigue crack propagation and closure behavior of modified 1070 steel : experimental results".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 56, N°2, pp. 167-187, 1997.
- I-67 C. ROBIN,  
" Comportement d'une fissure de fatigue sous l'action d'un chargement à amplitude non constante.  
Expérience et modélisation".  
Habilitation à diriger des recherches soutenue le 22 juin 1988 à l'UER Sciences Exactes et Naturelles  
de l'Université de Metz.
- I-68 R.S. VECCHIO, R.W. HERTZBERG et R. JACCARD  
"On the overload induced fatigue crack propagation behaviour in aluminium and steels alloys".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 7, pp. 181-194, 1984.
- I-69 H.R. SHERCLIFF et N.A. FLECK,  
"Effect of specimen geometry on fatigue crack growth in plane strain - overload response".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 13, N°3, pp. 297-310, 1990.
- I-70 D. DAMRI et J.F. KNOTT,  
"Transient retardations in fatigue crack growth following a single peak overload".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 14, N°7, pp. 709-719, 1991.

I-71 K. TANAKA, S. MATSUOKA, V. SCHMIDT et M. KUNA,  
"Influence of specimen geometry on delayed retardation phenomena of fatigue crack growth in HT80 steel and A5083 aluminium alloy".  
Advances in Fracture Research, 5<sup>th</sup> International Conference on Fracture, Cannes, France, Vol. 4, pp. 1789-1798, 1981.

I-72 X. SU et W.N. SHARPE Jr,  
Note technique : "The effect of location on closure measurements after overloads".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 34, N°5/6, pp. 1249-1253, 1989.

I-73 N. YILDIRIM et Ö. VARDAR,  
"Study of periodic overloads at a fixed overload-ratio".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 36, N°1, pp. 71-76, 1990.

***Chapitre II***  
***Etude expérimentale***

## II. Etude expérimentale

### II.1. Objectifs de l'étude expérimentale

Etant donné l'état actuel des connaissances qui concerne la fissuration par fatigue suite à l'application d'une surcharge, le but de cette étude expérimentale est d'analyser :

- l'influence des conditions de chargement de base ( $R$ ,  $\Delta K$ ) et de surcharge ( $R_{pic}$ ) sur le retard,
- l'influence de la limite d'élasticité  $\sigma_y$  sur le retard,
- l'évolution du facteur d'intensité de contrainte d'ouverture pour chaque condition de chargement,
- l'effet des zones plastifiées sur le retard.

### II.2. Matériau étudié

Le matériau étudié est un acier au Nickel Chrome (12NC6) livré sous forme de barres de section carrée (110 x 110 mm). Cet acier est généralement utilisé à l'état cémenté pour les arbres et engrenages. Ce matériau a été choisi tout d'abord pour son excellent comportement au traitement thermique sévère (trempe à l'eau) et aussi parce que, du fait même de son utilisation dans l'industrie, il est soumis à des chargements de fatigue. Sa composition chimique est donnée par le Tableau II-1.

Elément	C	Ni	Cr	Al	Mn	Si
%	0,12	1,6	0,85	0,76	0,60	0,32

Tableau II-1 : Composition chimique de l'acier 12NC6.

#### II.2.1. Les traitements thermiques

Quatre traitements thermiques ont été choisis en vue d'obtenir quatre comportements mécaniques différents :

chaque traitement débute par une austénitisation à 880°C pendant une heure puis :

- une trempe à l'eau suivie d'un revenu à 300 °C. Traitement nommé TR300,
- une trempe à l'eau suivie d'un revenu à 500 °C. Traitement nommé TR500,
- un refroidissement à l'air. Traitement nommé NA (Normalisation à l'air),
- un refroidissement au four. Traitement nommé NF (Normalisation au four).

#### II.2.2. Etude des microstructures

Afin de réaliser l'étude microstructurale du matériau sous ses différentes formes de traitements thermiques, des échantillons de chaque sorte ont été polis puis attaqués au réactif Nital (5% d'acide nitrique). Les observations ont été faites au microscope électronique à balayage (MEB) pour des raisons de netteté d'image et d'analyse. En effet, cette méthode permet de mieux visualiser les joints de grains que la méthode optique traditionnelle. De plus, les grossissements obtenus peuvent être beaucoup plus importants, ce qui est pas intéressant dans le cas des structures à grains fins.

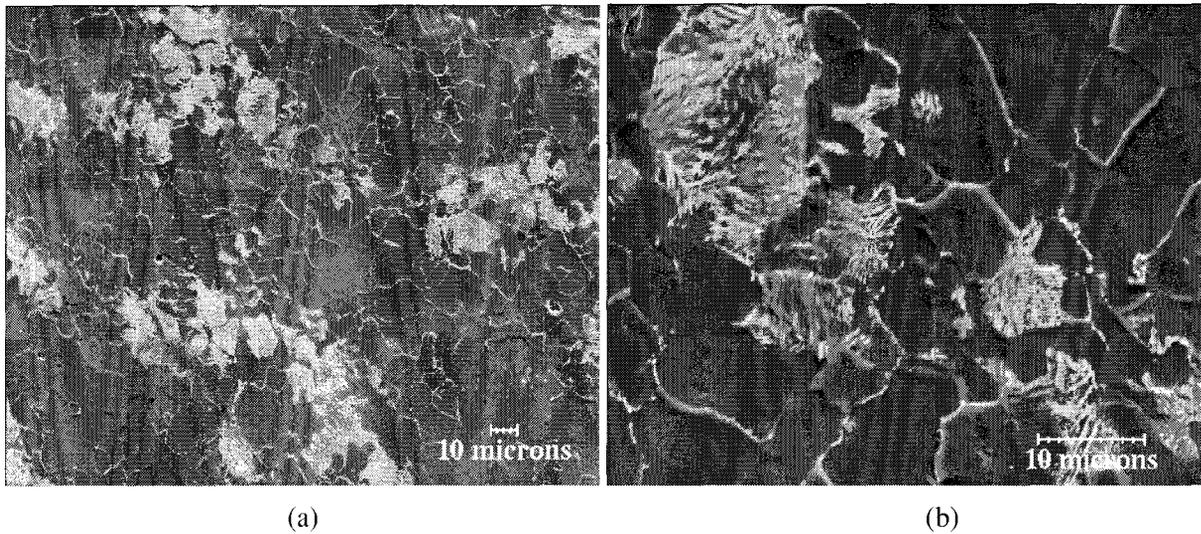


Figure II-1 : Microstructure de l'acier correspondant au traitement thermique NF observée au MEB :  
 (a) grossissement  $\times 500$ , (b) grossissement  $\times 2000$ .

La Figure II-1 révèle la microstructure de l'acier 12NC6 ayant subi le traitement thermique NF. Celle-ci présente une structure ferrite-perlitique bien définie. Les grains de perlite se présentent selon une disposition en bandes orientées selon le sens de laminage. La taille des grains est de l'ordre de 10  $\mu\text{m}$ .

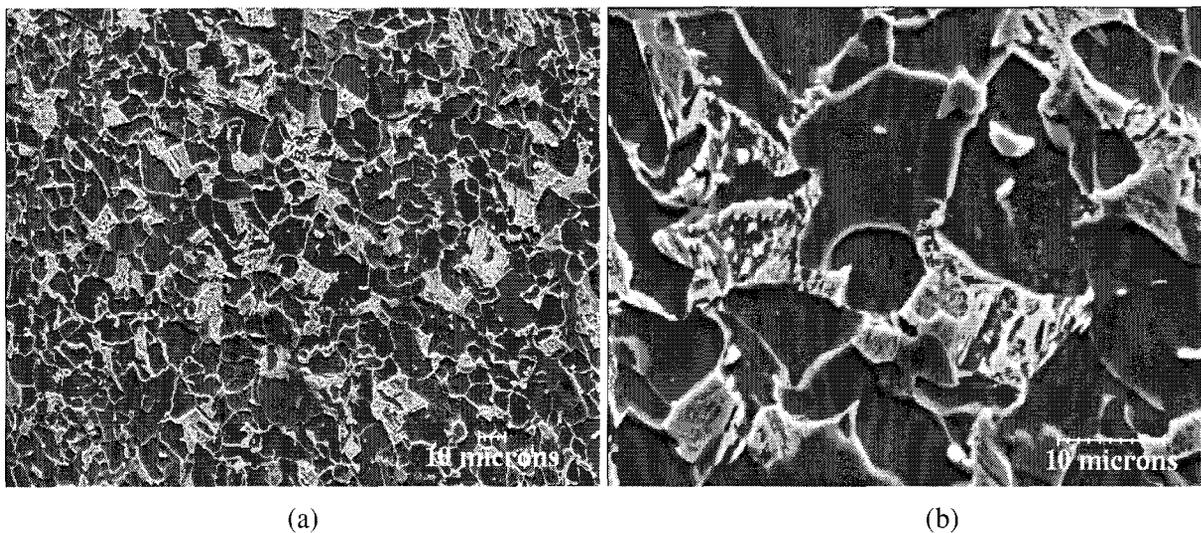


Figure II-2: Microstructure de l'acier correspondant au traitement thermique NA observée au MEB :  
 (a) grossissement  $\times 500$ , (b) grossissement  $\times 2000$ .

En ce qui concerne la structure liée au traitement thermique NA, elle est représentée par la Figure II-2. De la même façon que pour le traitement précédent, on observe ici une structure ferrite-perlitique. Néanmoins, les grains de perlite ne sont plus disposés selon des bandes de laminage. La taille des grains est légèrement supérieure à 10  $\mu\text{m}$ .

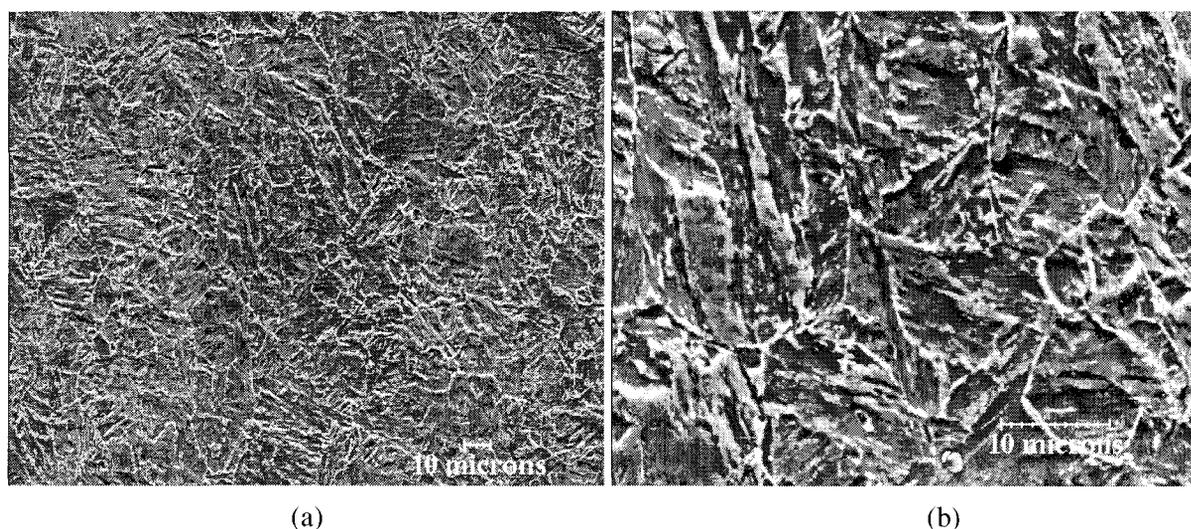


Figure II-3 : Microstructure de l'acier correspondant au traitement thermique TR500 observée au MEB : (a) grossissement  $\times 500$ , (b) grossissement  $\times 2000$ .

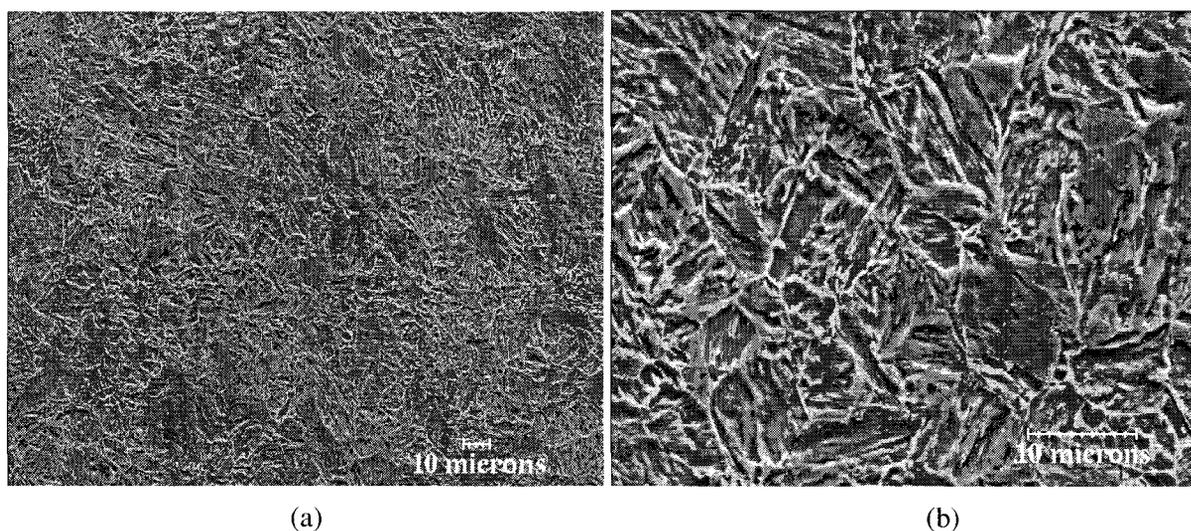


Figure II-4 : Microstructure de l'acier correspondant au traitement thermique TR300 observée au MEB : (a) grossissement  $\times 500$ , (b) grossissement  $\times 2000$ .

Les microstructures associées aux traitements thermiques TR500 et TR300 présentent, à l'intérieur des grains, des aiguilles de martensite. La direction des aiguilles montre le plan de glissement et d'accommodation de la martensite dans le grain d'austénite (Figure II-3 et Figure II-4).

### II.2.3. Les propriétés mécaniques

Les essais de traction ont été réalisés sur une machine à commande servohydraulique de type INSTRON 8500 de capacité  $\pm 100$  kN. Les éprouvettes utilisées sont cylindriques et leurs dimensions, conformes à la norme NF A 03-151 [II-1], sont données par la Figure II-5.

Les déformations ont été mesurées à l'aide d'un capteur extensométrique à lames placé sur la longueur utile de l'éprouvette. Les essais de traction ont été réalisés sur deux à trois éprouvettes pour chaque type de traitement thermique.

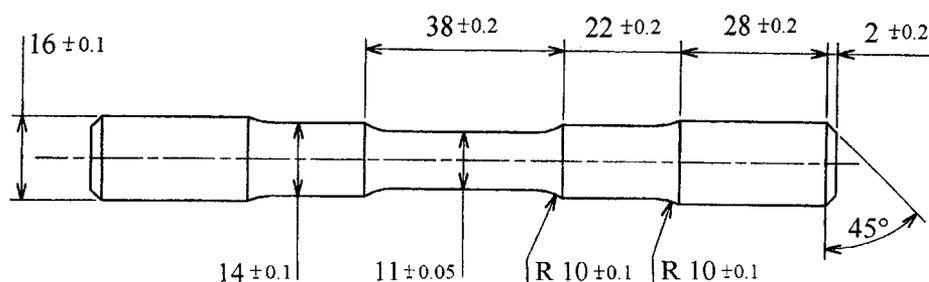


Figure II-5 : Eprouvette de traction (dimensions en mm).

Traitement thermique	$\sigma_{y\ 0.2\%}$ (MPa)	$\sigma_{ult}$ (MPa)	E (GPa)	Striction Z (%)	Allongement A (%)	K (MPa)	n	Hv <sub>(20)</sub>
NF	340	489	194	49	31.2	544	0.45	133
NA	330	710	208	62	21	1017	0.41	195
TR500	900	911	216	64	16	495	0.53	275
TR300	1005	1262	226	54	12	729	0.35	360

Tableau II-2 : Propriétés mécaniques de l'acier 12NC6.

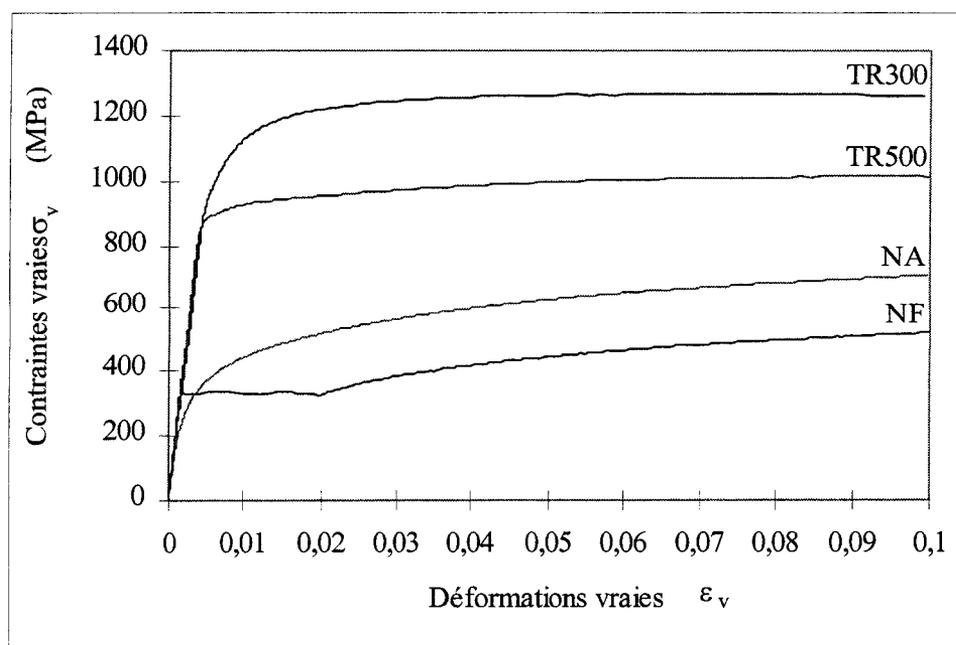


Figure II-6 : Courbes rationnelles des essais de traction monotone effectués sur l'acier 12NC6 selon les différents traitements thermiques.

Les courbes rationnelles sont données sur la Figure II-6. Ces essais ont permis de déterminer les principales caractéristiques mécaniques pour les 4 traitements thermiques regroupées dans le Tableau II-2 (la Figure II-6 procure l'ensemble des courbes rationnelles de traction monotone). Il faut noter les écarts entre les limites d'élasticité:  $\sigma_y = 1005$  MPa,  $\sigma_y = 900$  MPa,  $\sigma_y = 330$  MPa,  $\sigma_y = 340$  MPa. C'est ce résultat qui a motivé le choix de ce matériau et des différents traitements thermiques.

Le comportement du matériau dans le domaine d'érouissage a été modélisé par une relation puissance de type Ramberg-Osgood :

$$\sigma = \sigma_y + K \times (\varepsilon_p)^n \quad \text{Equation II-1}$$

avec "K" coefficient de résistance et "n" exposant d'érouissage.

### II.3. Conditions expérimentales

#### II.3.1. L'éprouvette de fissuration par fatigue

Les éprouvettes qui ont été utilisées pour les essais de fissuration sous chargement d'amplitude variable sont de géométrie type CT (Compact Tension) d'épaisseur  $B = 15$  mm, et de largeur  $W = 80$  mm. Conformément à l'usage, le prélèvement des éprouvettes dans les bruts de section carrée s'est fait dans un plan perpendiculaire au sens de laminage (sens T-L).

Les dimensions de l'éprouvette sont conformes à la norme ASTM E647 [II-2] comme l'indique la Figure II-7.

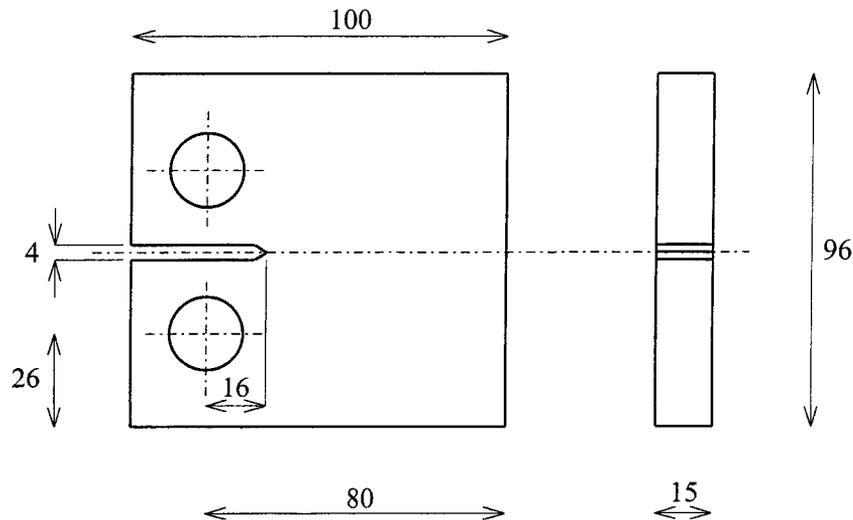


Figure II-7 : Géométrie de l'éprouvette de fissuration (en mm).

Chaque éprouvette a subi un polissage mécanique (papier et diamant) dans le but d'améliorer la mesure optique de l'avancée de fissure.

#### II.3.2. Les lois de fissuration par fatigue sous amplitude constante

Une étude précédente [II-3] a permis de déterminer, pour chacun des traitements thermiques, l'amplitude du chargement de base pour lequel la vitesse de fissuration initiale atteint la valeur de référence  $((da/dN)_{base} = 5 \times 10^{-5} \text{ mm/cycle})$  choisie pour cette étude. En effet, le travail de H. Wang [II-3] concernait l'étude de la propagation des fissures de fatigue sous chargement d'amplitude constante dans l'acier 12NC6 ayant subi les mêmes traitements thermiques. Une partie des résultats de cette étude est répertoriée dans le Tableau II-3.

Traitement thermique	R	C [II-3] (mm/cycle)/(MPa√m) <sup>m</sup>	m [II-3]	ΔK choisi (MPa√m)	(da/dN) <sub>calculé</sub> (mm/cycle)
NF	0.1	3.90 × 10 <sup>-10</sup>	3.89	19.8	4.3 × 10 <sup>-5</sup>
NA	0.1	2.14 × 10 <sup>-10</sup>	3.93	23.4	5.1 × 10 <sup>-5</sup>
TR500	0.1	1.80 × 10 <sup>-08</sup>	2.50	21.6	3.9 × 10 <sup>-5</sup>
TR300	0.1	2.29 × 10 <sup>-12</sup>	5.19	25.6	4.7 × 10 <sup>-5</sup>

Tableau II-3 : Récapitulatif des constantes de la loi de Paris selon Wang [II-3].

### II.3.3. Les conditions de chargement

Un des objectifs de cette étude expérimentale d'analyser le rôle de chacune des zones plastifiées sur le retard. Il faut souligner que les paramètres de chargement d'un essai de surcharge, tel qu'il a été défini ici, sont déterminés par trois valeurs : deux de celles-ci caractérisent le chargement initial (le rapport de charge  $R$  et l'amplitude  $\Delta K$ ), la dernière concerne l'amplitude de surcharge (au choix :  $K_{pic}$ ,  $R_{pic}$  ou  $\tau_{pic}$ ). Chacune de ces trois valeurs produit un effet sur une ou plusieurs zones plastifiées (au nombre de quatre dans le cas d'une surcharge unique) :

- $\omega_{pic}^m = \alpha \cdot (K_{pic} / \sigma_y)^2$  : zone plastifiée monotone de surcharge,
- $\omega_{pic}^c = \alpha \cdot (\Delta K_{pic} / 2\sigma_y)^2$  : zone plastifiée cyclique de surcharge,
- $\omega_{base}^m = \alpha \cdot (K_{max} / \sigma_y)^2$  : zone plastifiée monotone du chargement de base,
- $\omega_{base}^c = \alpha \cdot (\Delta K / 2\sigma_y)^2$  : zone plastifiée cyclique du chargement de base.

La plastification monotone du matériau se forme durant la première partie du cycle (chargement), alors que la plastification cyclique s'effectue lors de la seconde partie du cycle (déchargement) sur un matériau déjà plastifié (Figure I-7). Les hypothèses de calcul des zones plastifiées cycliques considèrent une loi d'érouissage cinématique linéaire.

L'étude bibliographique a montré que les contraintes résiduelles de compression enserrées à l'intérieur de ces zones ont une influence primordiale sur le retard à la propagation. Dans le souci d'isoler l'effet de chacune des zones plastifiées sur le retard à la propagation dû à un cycle de surcharge, trois séries de chargements ont été expérimentées (Figure II-8) :

- étude de l'effet de la zone plastifiée monotone de surcharge  $\omega_{pic}^m$  : l'amplitude de surcharge varie ( $K_{pic}$ ), le chargement de base ne varie pas ( $R$  et  $\Delta K$  constants),
- étude de l'effet de la zone plastifiée monotone du chargement de base  $\omega_{base}^m$  : la valeur maximale du chargement de base varie ( $K_{max}$ ), l'amplitude du chargement de base et le facteur d'intensité de contrainte de surcharge ne varient pas ( $\Delta K$  et  $K_{pic}$  constants),
- étude de l'effet de la zone plastifiée cyclique du chargement de base  $\omega_{base}^c$  : l'amplitude du chargement de base varie ( $\Delta K$ ), les facteurs d'intensité de contrainte maximum de surcharge et de base ne varient pas ( $K_{pic}$  et  $K_{max}$  constants)

Les essais de surcharge, tels qu'ils ont été définis lors de cette étude, ne permettent pas d'isoler l'effet de la zone plastifiée cyclique de surcharge  $\omega_{pic}^c$ . En effet, étant donné sa définition, sa taille dépend à la fois du chargement de base et de l'amplitude de la surcharge.

Tous les essais ont été menés à amplitude de facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  constant. L'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  est calculée par la relation suivante [II-4] :

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \cdot f(\alpha) \quad \text{Equation II-2}$$

où  $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$  (MPa $\sqrt{\text{m}}$ ) : amplitude du facteur d'intensité de contrainte,  
 $\Delta P$  (kN) : amplitude du chargement appliqué à l'éprouvette,  
 $f(\alpha)$  : fonction de calibration liée à la géométrie de l'éprouvette.

Dans le cas d'une éprouvette CT, cette fonction est donnée par [II-5] :

$$f(\alpha) = \frac{(2 + \alpha) \cdot (0.886 + 4.64\alpha - 13.32\alpha^2 + 14.72\alpha^3 - 5.6\alpha^4)}{(1 - \alpha)^{3/2}} \quad \text{Equation II-3}$$

où  $\alpha = a/W$  avec "a" longueur de fissure.

Dans le but de travailler à amplitude de facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  constant, une adaptation de l'amplitude de charge  $\Delta P$  est nécessaire avec l'accroissement de la fissure. L'erreur sur la valeur de  $\Delta K$  reste ainsi inférieure à 2%. Toutes les conditions d'essais sont répertoriées dans le Tableau II-4.

Toutes les éprouvettes ont été pré-fissurées sur 8 mm de façon à atteindre une longueur de fissure initiale  $a$  de 24mm (soit  $a/W=0.3$ ). Dans le souci d'éviter les interactions entre les surcharges, trois essais maximum ont été réalisés par éprouvette dans le cas des traitements NA, TR500 et TR300 (aux longueurs de fissure  $a_0=28$  mm,  $a_1=38$  mm et  $a_2=47$  mm), et seulement deux essais maximum par éprouvette dans le cas du traitement thermique NF (aux longueurs de fissure  $a_0=28$  mm et  $a_1=43$  mm).

### II.3.4. Mesure de la fermeture de fissure : méthode de la compliance

Dans le but d'obtenir expérimentalement les points d'ouverture ou de fermeture de fissure, des jauges de déformations ont été collées en face arrière des éprouvettes. Le principe est de mesurer la déformation du ligament de l'éprouvette. En effet, cette déformation est liée à sa rigidité. Cette rigidité faiblit quand la fissure progresse. De plus, lorsque le phénomène de fermeture de fissure se produit, la courbe charge-déformation  $P-\varepsilon$  montre un changement de pente [II-6] (Figure II-9).

Afin d'améliorer la précision de la mesure, le choix de la mesure de déformation par pont complet (deux jauges actives montées en parallèle avec deux jauges passives de même résistance nominale : 120  $\Omega$ ) s'est imposé. Un conditionneur alimente le pont de "Wheatstone" par une tension de 10 V et récupère le signal de sortie afin de l'amplifier. La Figure II-11 présente quelques courbes  $P-\varepsilon$  obtenues pour un essai de surcharge.

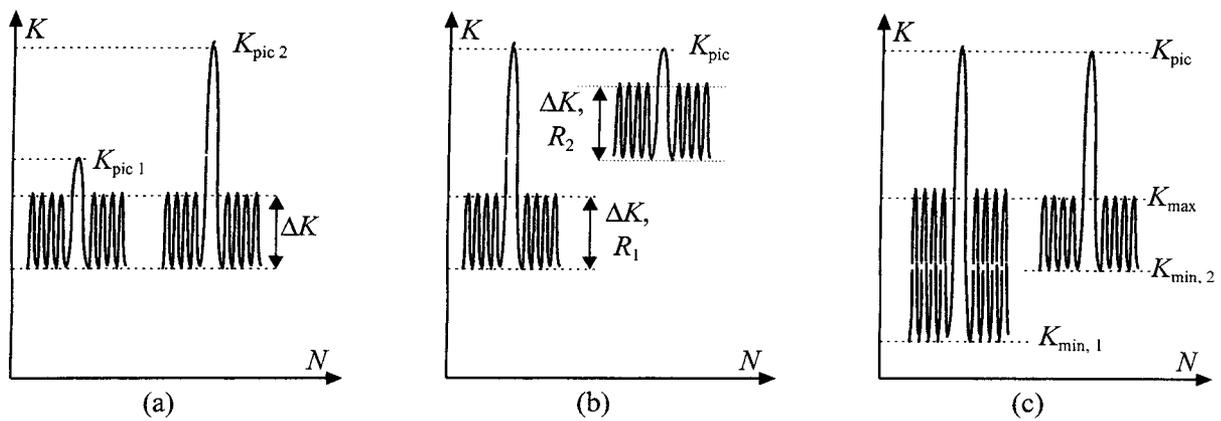


Figure II-8 : Les trois types de chargements appliqués aux éprouvettes CT.

(a) la zone plastifiée monotone de surcharge varie ( $\omega_{pic}^m = \gamma \cdot (K_{pic}/\sigma_y)^2$ ),

(b) la zone plastifiée monotone du chargement de base varie ( $\omega_{base}^m = \gamma \cdot (K_{max}/\sigma_y)^2$ ),

(c) la zone plastifiée cyclique du chargement de base varie ( $\omega_{base}^c = \gamma \cdot (\Delta K/2\sigma_y)^2$ ).

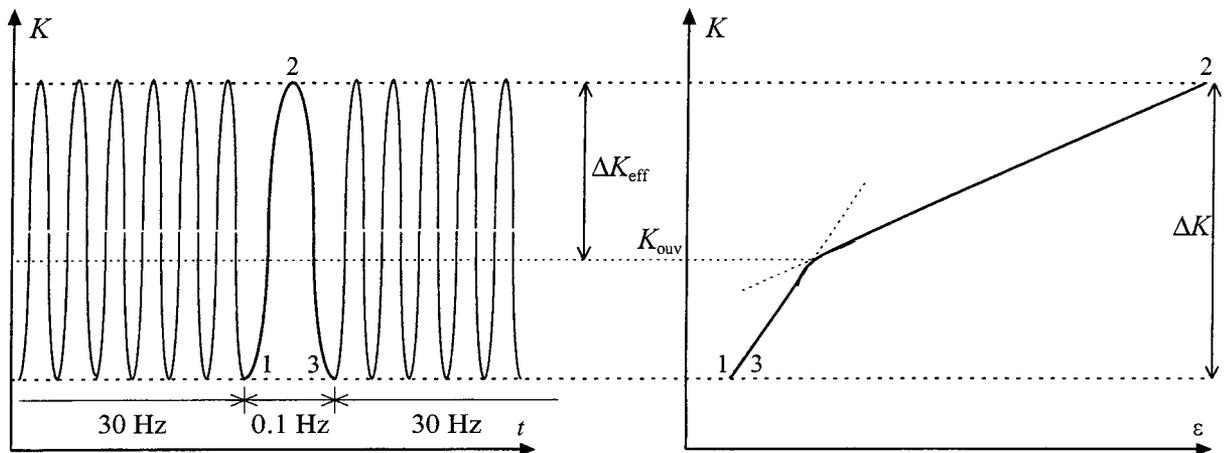


Figure II-9 : Principe de mesure du point d'ouverture de fissure par la méthode de la compliance.

la zone plastifiée monotone de surcharge varie ( $\omega_{pic}^m = \gamma \cdot (K_{pic} / \sigma_y)^2$ )															
NF				NA				TR500				TR300			
$R_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R$	$R_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R$	$R_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R$	$R_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R$
1.5	33.0	19.8	0.1	1.5	39.0	23.4	0.1	1.5	36.0	21.6	0.1	1.5	42.7	25.6	0.1
1.8	39.6	19.8	0.1	1.8	46.8	23.4	0.1	1.8	43.2	21.6	0.1	1.8	51.3	25.6	0.1
2.0	44.0	19.8	0.1	2.0	52.0	23.4	0.1	2.0	48.0	21.6	0.1	2.0	57.0	25.6	0.1
2.2	48.4	19.8	0.1	2.2	57.2	23.4	0.1	2.2	52.8	21.6	0.1	2.2	62.7	25.6	0.1
-	-	-	-	2.5	65.0	23.4	0.1	2.5	60.0	21.6	0.1	2.5	71.2	25.6	0.1

la zone plastifiée monotone du chargement de base varie ( $\omega_{base}^m = \gamma \cdot (K_{max} / \sigma_y)^2$ )															
NF				NA				TR500				TR300			
$R_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R$	$R_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R$	$R_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R$	$R_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R$
1.5	44.0	19.8	0.33	1.5	65.0	23.4	0.46	1.5	60.0	21.6	0.46	1.5	71.2	25.6	0.46
1.8	44.0	19.8	0.19	1.8	65.0	23.4	0.35	1.8	60.0	21.6	0.35	1.8	71.2	25.6	0.35
-	-	-	-	2.0	65.0	23.4	0.28	2.0	60.0	21.6	0.28	2.0	71.2	25.6	0.28
-	-	-	-	2.2	65.0	23.4	0.21	2.2	60.0	21.6	0.21	2.2	71.2	25.6	0.21

la zone plastifiée cyclique du chargement de base varie ( $\omega_{base}^c = \gamma \cdot (\Delta K / 2\sigma_y)^2$ )															
NF				NA				TR500				TR300			
$R_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R$	$R_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R$	$R_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R$	$R_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R$
2.0	44.0	20.9	0.05	2.5	65.0	24.7	0.05	2.5	60.0	22.8	0.05	2.5	71.2	27.1	0.05
2.0	44.0	18.7	0.15	2.5	65.0	22.1	0.15	2.5	60.0	20.4	0.15	2.5	71.2	24.2	0.15
2.0	44.0	15.4	0.30	2.5	65.0	18.2	0.30	2.5	60.0	16.8	0.30	2.5	71.2	19.9	0.30
2.0	44.0	11.0	0.50	2.5	65.0	13.0	0.50	2.5	60.0	12.0	0.50	2.5	71.2	14.2	0.50

Tableau II-4 : Conditions de chargement des essais de surcharge.

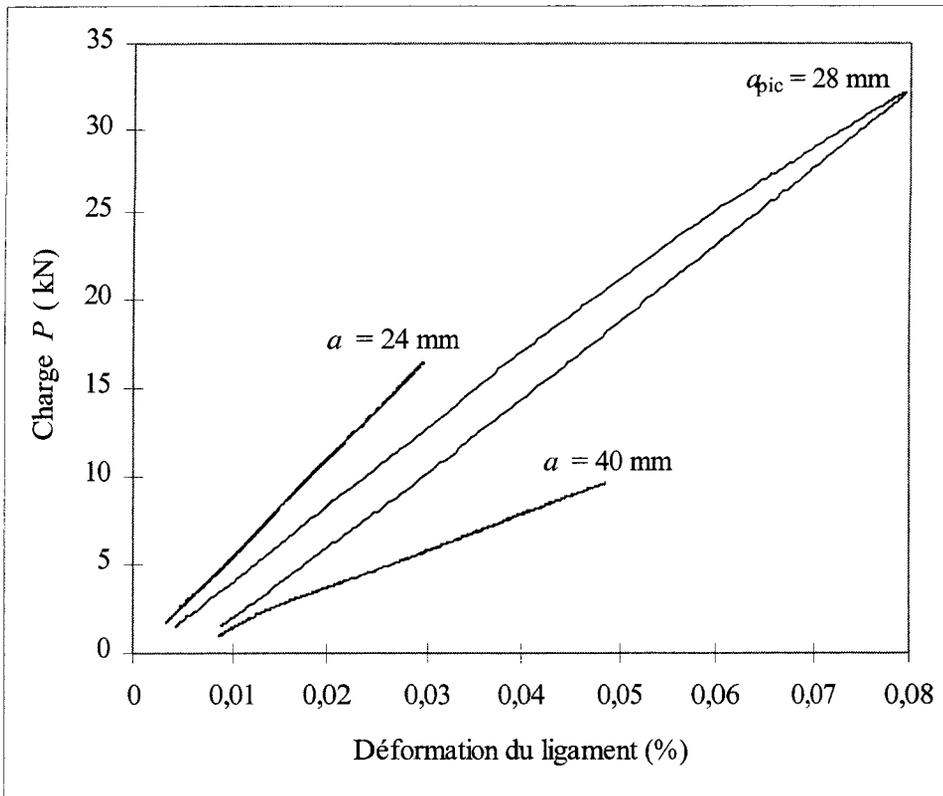


Figure II-10 : Evolution de la courbe P-ε lors d'un essai de surcharge unique (NF,  $\Delta K=19.8MPa\sqrt{m}$ ,  $R=0.1$ ,  $R_{pic}=2.0$ ).

## II.4. Le dispositif expérimental

Les essais de fissuration (amplitude constante et de surcharge) ont été réalisés à l'aide d'une machine à commande servo-hydraulique de type INSTRON 8500 de capacité  $\pm 100$  kN, la fréquence maximale étant de 50 Hz. Le schéma global du dispositif d'essai est représenté sur la Figure II-11.

Ces essais se sont déroulés à l'air et à température ambiante. La fréquence d'essai était de 30 Hz. La mesure de l'avancée de fissure a été réalisée, sur la face avant de l'éprouvette, à l'aide d'une loupe binoculaire de grossissement 20x, fixée sur une table micrométrique (course de 50 mm) de précision 0.005 mm. Une caméra visualisait l'autre face et permet ainsi de surveiller la propagation de la longueur de fissure dans l'épaisseur de l'éprouvette. L'emploi d'une lampe stroboscopique réglée sur la fréquence d'essai (30 Hz) permet la mesure de la longueur de fissure pendant l'essai.

La mesure de la fermeture de fissure se fait sur un cycle de fréquence 0.1 Hz. Une acquisition est faite à chaque adaptation de la charge ainsi que lors des cycles avant, pendant et après surcharge.

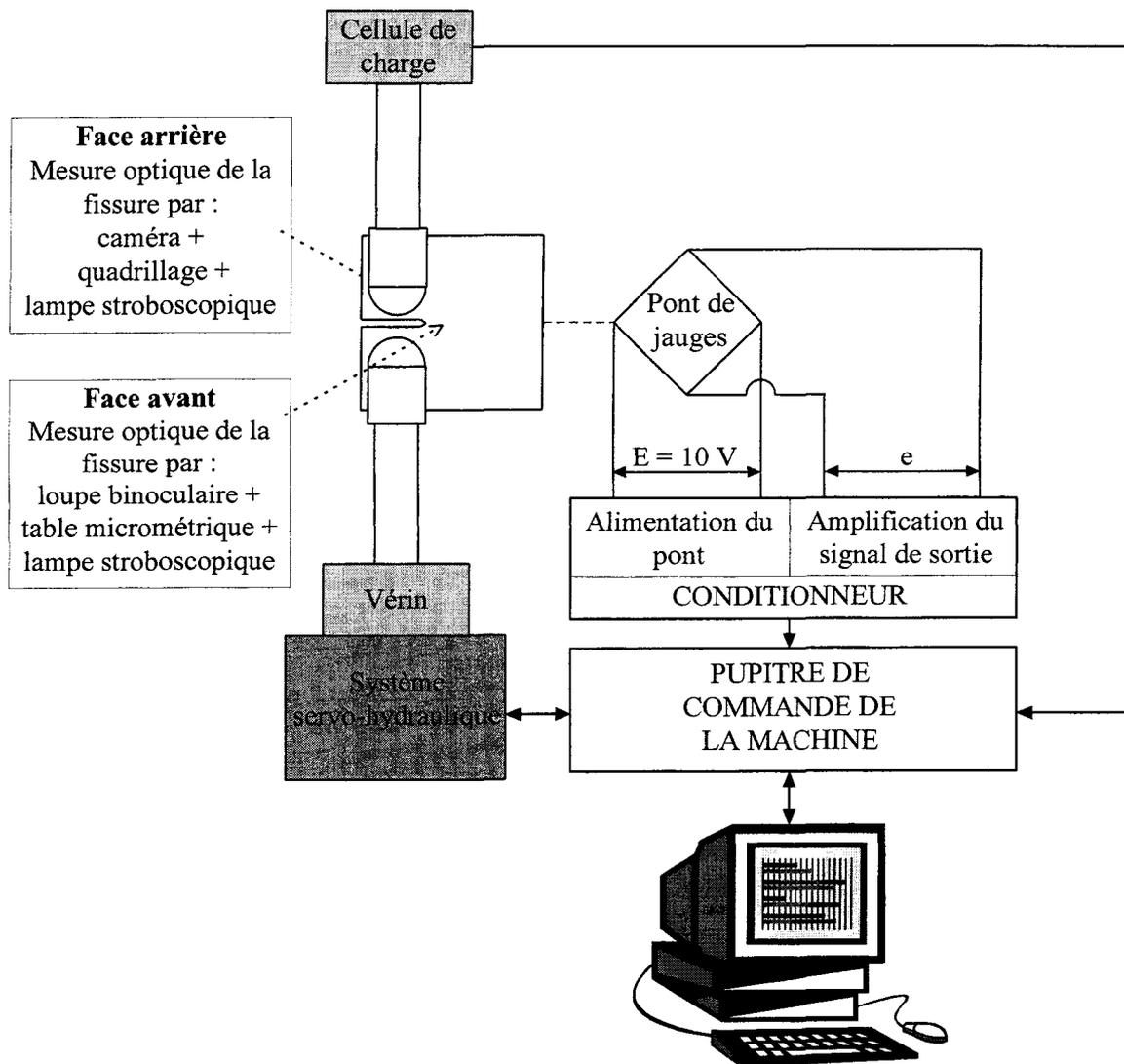


Figure II-11 : Schéma global du dispositif d'essai.

II-1 "Normes aciers, bulletin d'informations techniques", publié par le BNS et l'OTUA en liaison avec l'AFNOR, pp 1-8, (1973).

II-2 "Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates".  
ASTM Designation E 647-88a, pp.646-666, 1988.

II-3 H. WANG,  
"Contribution à l'étude de l'influence des paramètres de chargement sur la modélisation de la propagation de fissure par fatigue sous amplitude de chargement constant".  
Thèse soutenue le 09 Avril 1997 à U.S.T.L., Lille.

II-4 H.P. LIEURADE  
"La pratique des essais de fatigue".  
PYC édition, pp. 228-230, 1981.

II-5 "Standard method of test for plain strain fracture toughness of metallic materials".  
ASTM Designation E 399-78, Part 10, 1978.

II-6 W.F. DEANS et C.E. RICHARDS,  
"A simple and sensitive method of monitoring crack and load in compact fracture mechanics specimens using strain gages".  
Journal of Testing and Evaluation, Vol. 7, N°3, pp. 147-154, 1979.

***Chapitre III***  
***Discussion des résultats***  
***expérimentaux***

### III. Discussions des résultats expérimentaux

Cette partie concerne la présentation des principaux résultats obtenus à partir de l'étude expérimentale qui porte sur l'analyse des effets des conditions de chargement et des caractéristiques mécaniques. La discussion portera sur l'influence du taux de surcharge, du rapport de charge  $R$  et de son amplitude  $\Delta K$  pour les quatre traitements thermiques en ce qui concerne les paramètres décrivant le retard : la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$ , le rapport de retard  $D_r$ , le coefficient de sévérité  $S_r$  et la longueur de fissure associée à la vitesse minimale atteinte après surcharge  $a_{min}$ .

Trois types de configurations seront analysés :

- (a) étude de l'effet de la zone plastifiée monotone de surcharge  $\omega_{pic}^m$  : le rapport de surcharge varie ( $R_{pic}$ ), le chargement de base ne varie pas ( $R$  et  $\Delta K$  constants),
- (b) étude de l'effet de la zone plastifiée monotone du chargement de base  $\omega_{base}^m$  : la valeur du rapport de charge  $R$  varie, l'amplitude du chargement de base et le facteur d'intensité de contrainte de surcharge ne varient pas ( $\Delta K$  et  $K_{pic}$  constants),
- (c) étude de l'effet de la zone plastifiée cyclique du chargement de base  $\omega_{base}^c$  : l'amplitude du chargement de base varie ( $\Delta K$ ), les facteurs d'intensité de contrainte maximum de surcharge et de base ne varient pas ( $K_{pic}$  et  $K_{max}$  constants)

#### III.1. Influence de l'amplitude de surcharge $R_{pic}$ ou $\tau_{pic}$

Afin d'étudier l'influence de l'amplitude de surcharge, le chargement de base est maintenu constant durant cette série d'essais. L'amplitude du facteur d'intensité de contrainte du chargement de base  $\Delta K$  est choisie constante pour chaque type de traitement de façon à produire une vitesse de propagation de la fissure d'environ  $5 \times 10^{-5}$  mm/cycle, ce qui conduit à écrire la relation de Paris de la manière suivante :

$$\frac{da}{dN} = 5 \cdot 10^{-5} \times \left( \frac{\Delta K}{\Delta K_0} \right)^m \quad \text{Equation III-1}$$

Avec  $\Delta K_0$ , valeur de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte du chargement de base correspondant à une vitesse de propagation  $(da/dN)_0$  valant  $5 \times 10^{-5}$  mm/cycle :  $\Delta K_0 = 19.8, 23.4, 21.6,$  et  $25.6$  MPa $\sqrt{m}$  pour NF, NA, TR500, et TR300 respectivement (Ces conditions ont été exposées au chapitre II).

Le Tableau III-1 présente les différentes configurations testées en vue d'évaluer les effets de l'amplitude de surcharge. Cinq valeurs du rapport de surcharge ont été fixées (1.5, 1.8, 2.0, 2.2, et 2.5) donnant lieu à différents taux de surcharge. Pour cette partie, le rapport de charge  $R$  a été fixé à 0.1.

NF				NA				TR500				TR300			
$\Delta K$	$R_{pic}$	$\tau_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R_{pic}$	$\tau_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R_{pic}$	$\tau_{pic}$	$K_{pic}$	$\Delta K$	$R_{pic}$	$\tau_{pic}$	$K_{pic}$
19.8	1.5	156	33.0	23.4	1.5	156	39.0	21.6	1.5	156	36.0	25.6	1.5	156	42.7
19.8	1.8	189	39.6	23.4	1.8	189	46.8	21.6	1.8	189	43.2	25.6	1.8	189	51.3
19.8	2.0	211	44.0	23.4	2.0	211	52.0	21.6	2.0	211	48.0	25.6	2.0	211	57.0
19.8	2.2	233	48.4	23.4	2.2	233	57.2	21.6	2.2	233	52.8	25.6	2.2	233	62.7
-	-	-	-	23.4	2.5	267	65.0	21.6	2.5	267	60.0	25.6	2.5	267	71.2

Tableau III-1 : Les conditions d'essai pour l'étude de l'influence de l'amplitude de surcharge pour les quatre traitements thermiques.

La Figure III-1 fournit les différents résultats obtenus sous la forme de courbes donnant l'évolution de la longueur de fissure  $a$  en fonction du nombre de cycles  $N$  avant et après l'application de la surcharge ( $a_{pic}$  correspond à la longueur de fissure à laquelle la surcharge a été appliquée et  $N_{pic}$  étant le nombre de cycles correspondant).

Ces courbes montrent que le phénomène de retard se manifeste plus dans le cas des traitements thermiques NF et NA, ceci quel que soit le taux de surcharge : leurs limites d'élasticité étant voisines, elles ne peuvent expliquer à elles seules cette différence, mais il faut remarquer une différence au niveau de leurs valeurs de contrainte ultime qui sont respectivement de 489 et 710 MPa. Par contre, pour les deux traitements TR500 et TR300, le retard est moins marqué pour des taux de surcharge variant entre 156 et 233 %. Ces deux matériaux possèdent de hautes limites d'élasticité (900 et 1005 MPa respectivement).

Toutes les courbes montrent que le retard augmente avec le taux de surcharge  $\tau_{pic}$  ce qui confirme tous les résultats obtenus dans la littérature.

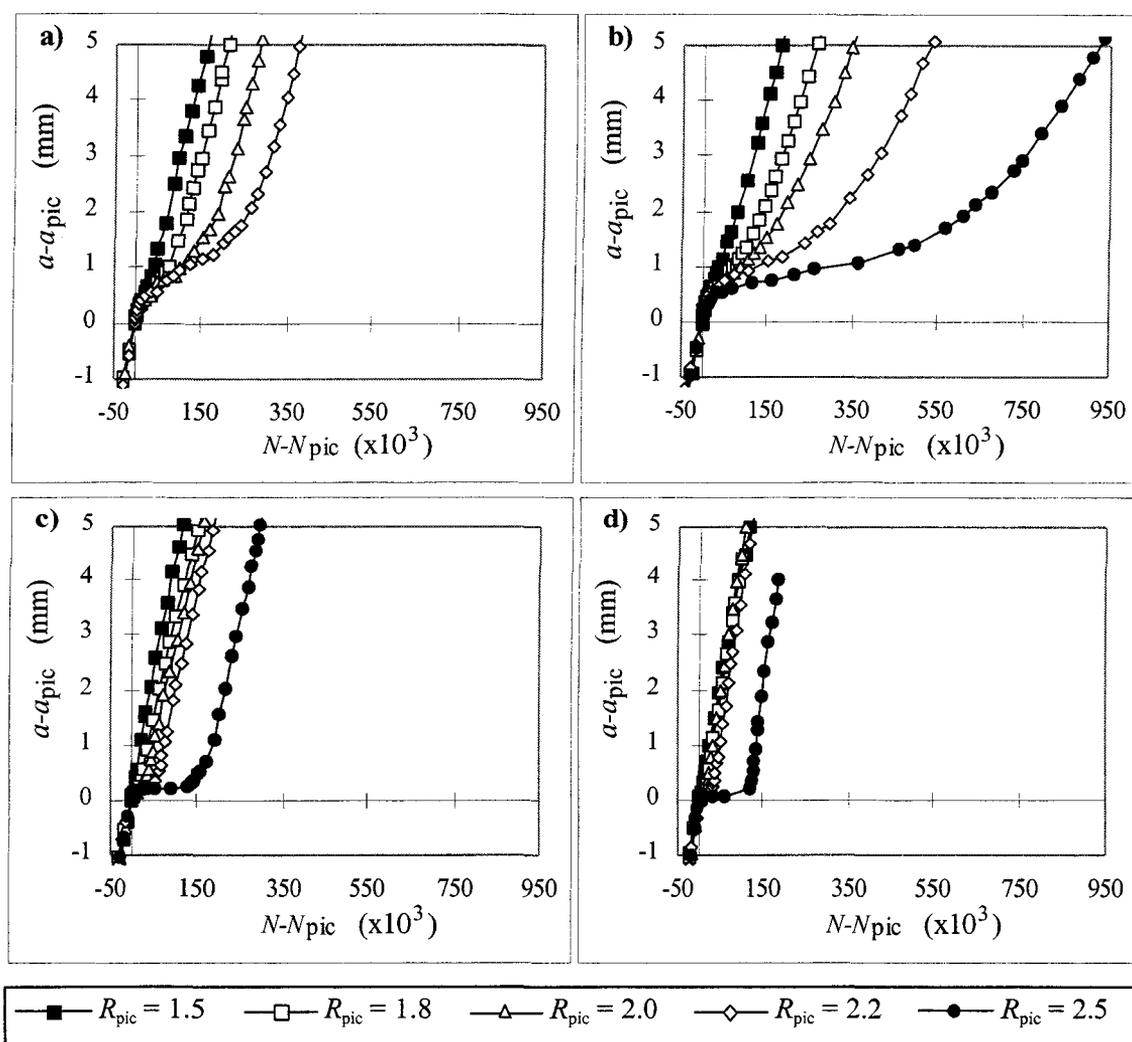


Figure III-1: Courbe représentant la longueur de fissure  $a-a_{pic}$  en fonction du nombre de cycle  $N-N_{pic}$  :  
 a) NF, b) NA, c) TR500, et d) TR300.

La Figure III-2 illustre l'évolution de la vitesse de propagation de fissure  $da/dN$  en fonction de la longueur de fissure ( $a-a_{pic}$ ) avant et après surcharge. Ces courbes montrent que plus le rapport de

surcharge  $R_{pic}$  augmente plus la vitesse de fissuration est fortement perturbée. Il apparaît que, pour les faibles limites d'élasticité (NF et NA), l'étendue de la perturbation est plus importante que dans les cas de limites d'élasticité élevées (TR500 et TR300). Cela se traduit concrètement par des valeurs de longueurs de fissure  $a_d$  et  $a_{min}$  plus importantes.

Par contre, au niveau de la vitesse minimale  $(da/dN)_{min}$  atteinte après surcharge, il faut constater que l'intensité de celle-ci est plus faible dans le cas de hautes limites d'élasticité.

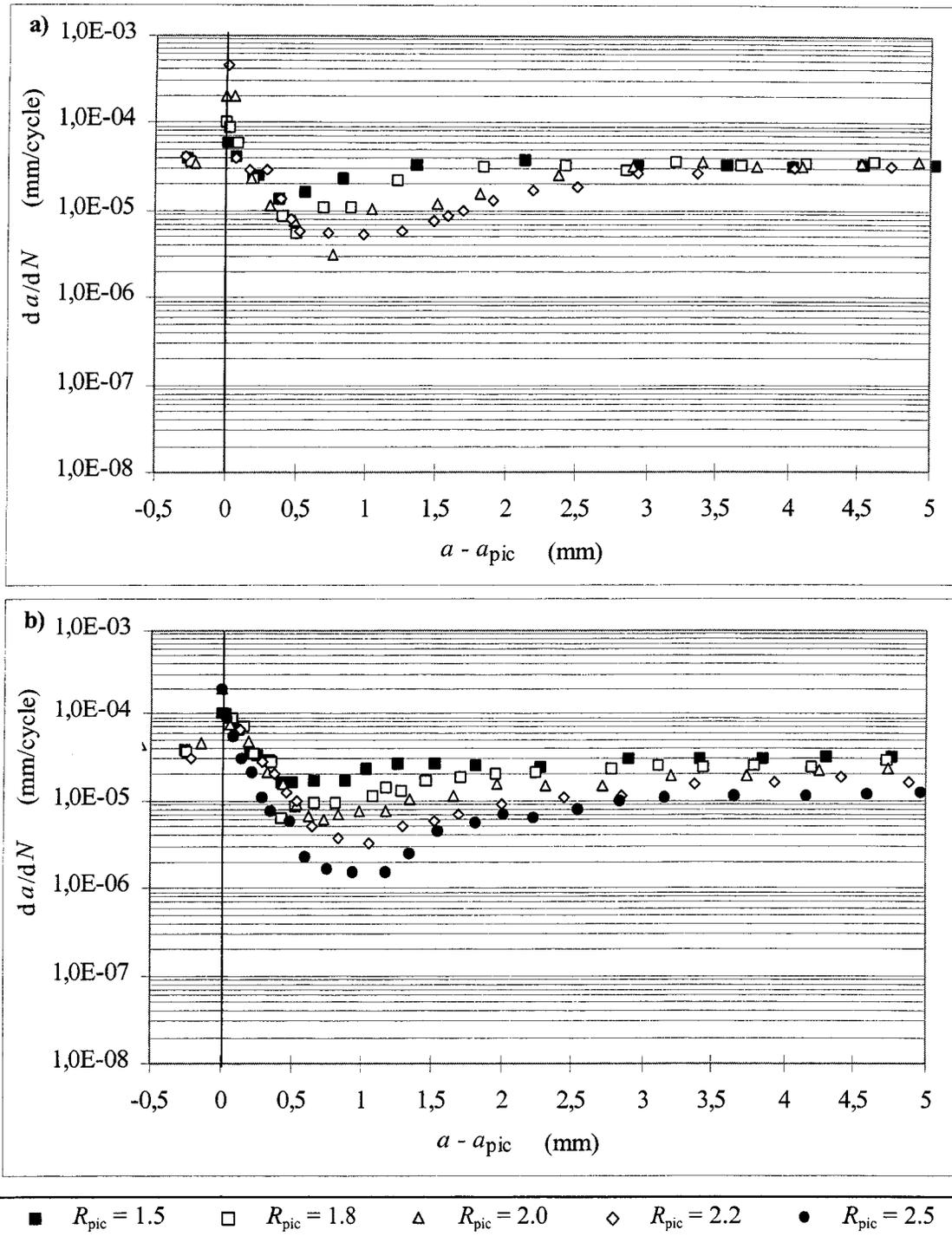


Figure III-2 : Evolution de la vitesse de fissuration  $da/dN$  en fonction de la longueur de fissure  $a - a_{pic}$  :  
a) NF, b) NA.

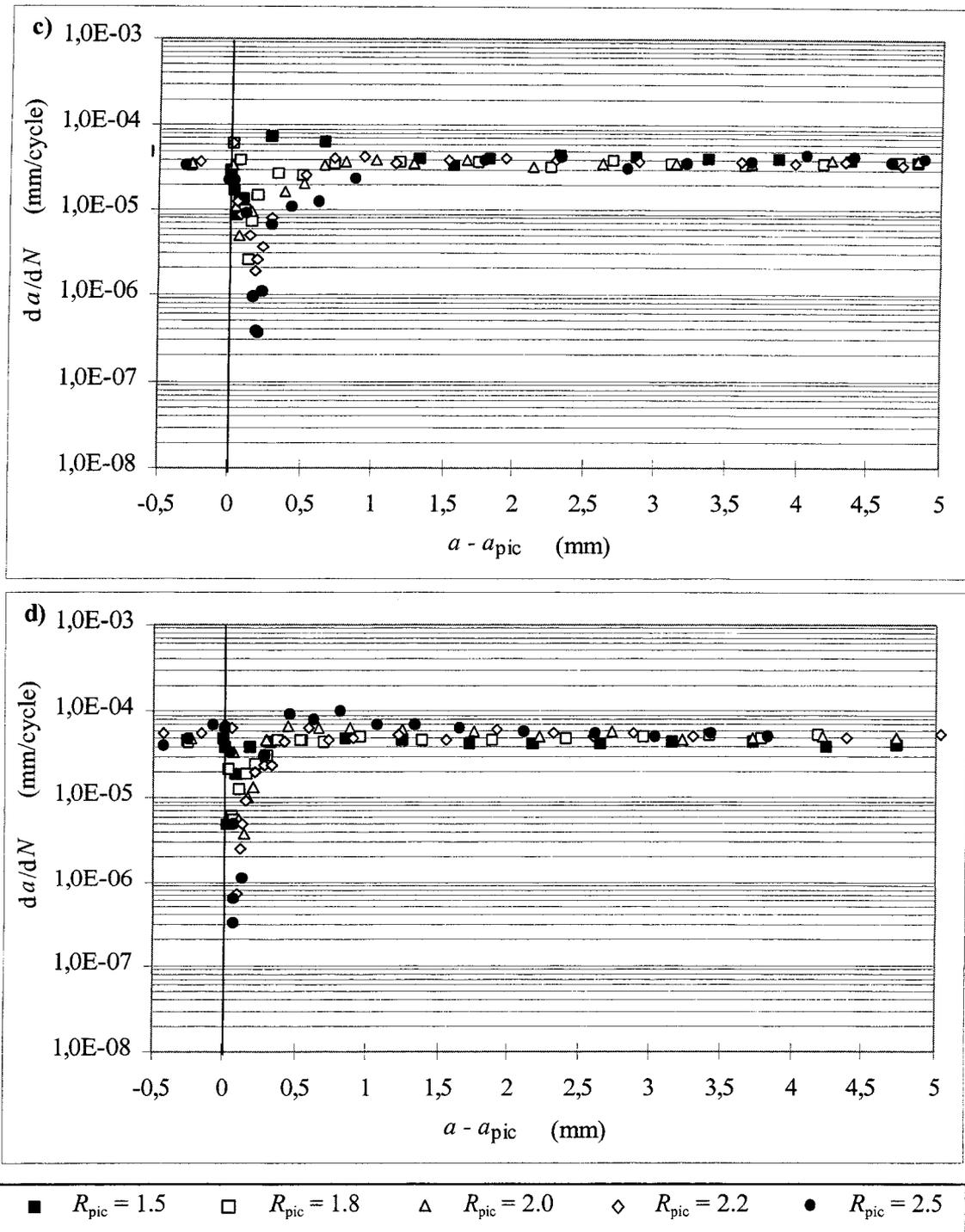


Figure III-2 : Evolution de la vitesse de fissuration  $da/dN$  en fonction de la longueur de fissure  $a - a_{pic}$  :  
c) TR500, et d) TR300.

Au vu de ces courbes, il faut noter une nette différence au niveau du retour à la vitesse initiale de propagation dans le cas de NA : dans tous les cas, la vitesse initiale retrouvée est la même après surcharge alors que dans le cas du traitement thermique NA, le retour à la vitesse initiale est très progressif. Le niveau de cette vitesse dépend du rapport de surcharge. Ce phénomène peut être attribué au mécanisme de fermeture de fissure qui sera discuté plus loin. Celui-ci pose un problème au niveau de l'appréciation de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$ .

Dans les différentes parties qui suivent, l'influence de l'amplitude de surcharge sur les paramètres caractéristiques du retard sera discutée.

### III.1.1. Evolution de la longueur de fissure affectée par la surcharge $a_d$

Les courbes de la Figure III-3 montrent l'évolution de la longueur de fissure affectée par la surcharge  $a_d$  en fonction du taux de surcharge  $\tau_{pic}$  (et du rapport de surcharge  $R_{pic}$ ). Ces courbes mettent en évidence l'influence majeure de l'amplitude de surcharge sur la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$ . En effet, plus le taux de surcharge  $\tau_{pic}$  augmente plus  $a_d$  augmente. Ce résultat est en bon accord avec ceux issus de la littérature.

Globalement, ces résultats soulignent les effets primordiaux de la limite d'élasticité du matériau  $\sigma_y$  sur l'évolution de  $a_d$ . En effet, la Figure III-3 montre que l'ordre de grandeur de  $a_d$  est lié à la limite d'élasticité. Pour les matériaux à limite d'élasticité élevée (900 et 1005 MPa), les valeurs de  $a_d$  sont faibles et n'excèdent pas 1.4 mm pour un rapport de charge  $R_{pic}$  de 2.5. Ces deux traitements thermiques donnent une évolution identique de  $a_d$  pour les faibles valeurs du rapport de surcharge  $R_{pic}$ . Une légère différence est constatée au-delà de  $R_{pic}=2$ . Ceci peut être dû à la différence des limites d'élasticité et des contraintes ultimes.

Pour les traitements NF et NA, l'effet du taux de surcharge sur  $a_d$  est nettement plus marqué. La différence qui subsiste entre les deux traitements thermiques provient probablement de la contrainte ultime  $\sigma_{ult}$  qui est plus faible dans le cas de NF. Il y a lieu de noter aussi que le coefficient de résistance "K" est plus faible dans le cas du traitement thermique NF ( $K=544$  MPa pour NF et  $K=1017$  MPa pour NA), alors que les coefficients d'écroutissage "n" sont voisins.

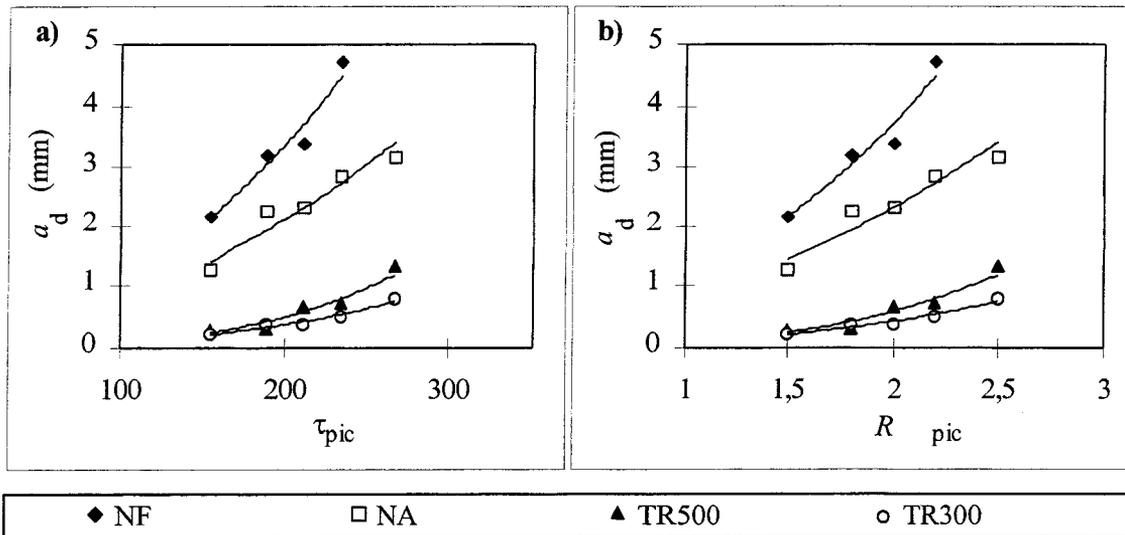


Figure III-3 : Evolution de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  en fonction :  
 a) du taux de surcharge  $\tau_{pic}$   
 b) du rapport de surcharge  $R_{pic}$ .

L'analyse des différentes courbes de la Figure III-3 montre que l'évolution de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  en fonction du rapport de surcharge  $R_{pic}$  se fait selon une fonction puissance qui peut s'écrire sous la forme suivante :

$$a_d = \gamma \times (R_{pic}^2 - 1) \quad \text{Equation III-2}$$

Avec  $a_d$  valant zéro quand le rapport de surcharge  $R_{pic}$  vaut 1 (pas de surcharge). Ce qui se traduit pour les différents traitements thermiques par les expressions suivantes :

$$a_d = 1.26 \times (R_{pic}^2 - 1) \text{ pour NF} \quad \text{Equation III-3}$$

$$a_d = 0.71 \times (R_{pic}^2 - 1) \text{ pour NA} \quad \text{Equation III-4}$$

$$a_d = 0.22 \times (R_{pic}^2 - 1) \text{ pour TR500} \quad \text{Equation III-5}$$

$$a_d = 0.15 \times (R_{pic}^2 - 1) \text{ pour TR300} \quad \text{Equation III-6}$$

Toutes ces constatations montrent que la valeur de la longueur affectée par le retard  $a_d$  est étroitement liée à l'évolution des zones plastifiées, qui sont inversement proportionnelles au carré de la limite d'élasticité  $\sigma_y$ .

En se basant sur l'hypothèse de Wheeler selon laquelle la longueur  $a_d$  peut être comparée à la différence entre les zones plastifiées monotones de surcharge et de base ( $\omega_{pic}^m - \omega_{base}^m$ ), nous aboutissons à l'expression suivante :

$$a_d = \alpha \cdot \left[ \left( \frac{K_{pic}}{\sigma_y} \right)^2 - \left( \frac{K_{max}}{\sigma_y} \right)^2 \right] = \alpha \cdot \left( \frac{K_{max}}{\sigma_y} \right)^2 \cdot \left[ \left( \frac{K_{pic}}{K_{max}} \right)^2 - 1 \right] = \alpha \cdot \left( \frac{K_{max}}{\sigma_y} \right)^2 \cdot [(R_{pic})^2 - 1] \quad \text{Equation III-7}$$

Avec  $\alpha$  coefficient dépendant de l'état de contrainte.

La Figure III-4 montre la comparaison entre la valeur de  $a_d$  déterminée expérimentalement et celle calculée à partir de la relation III-7 avec un coefficient  $\alpha = 1/2\pi$ , qui est le coefficient d'Irwin utilisé pour les cas de déformations planes. Globalement, les valeurs de  $a_d$  s'approchent de cette hypothèse.

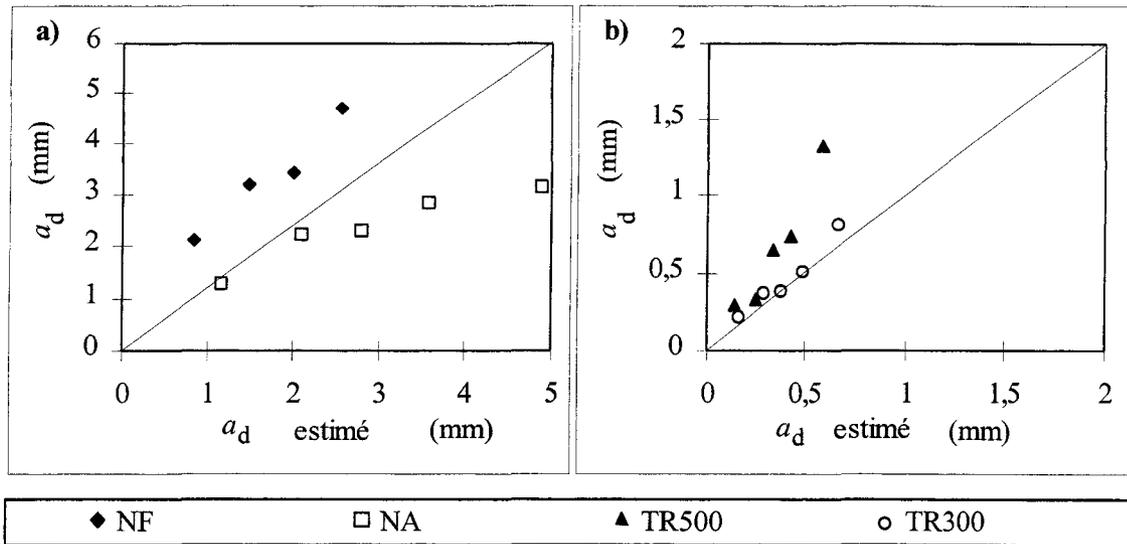


Figure III-4 : Comparaison entre  $a_d$  expérimental et  $a_d$  estimé.

Par ailleurs, l'identification entre les relations III-3, III-4, III-5, III-6, et l'équation III-7 conduit à la corrélation suivante entre  $\gamma$  et  $\alpha$  :

$$\gamma = \alpha \cdot \left( \frac{K_{max}}{\sigma_y} \right)^2 \quad \text{Equation III-8}$$

Ceci montre que le coefficient  $\gamma$  a la dimension de la zone plastifiée monotone du chargement de base qui dépend du facteur d'intensité de contrainte maximum du chargement de base  $K_{\max}$  et de la limite d'élasticité  $\sigma_y$ . Ce qui explique la variation de  $\gamma$  dans les équations III-3, III-4, III-5, III-6 :  $\gamma = 1.26, 0.71, 0.22$  et  $0.15$ .

### III.1.2. Evolution du nombre de cycle affectés par le retard $N_d$ et du taux de retard $D_r$

La valeur du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  constitue la caractéristique essentielle du retard après surcharge. Celui-ci indique l'effet bénéfique sur la durée de vie dont la prédiction est nécessaire au calcul de structures soumises à des chargements cycliques.

La Figure III-5 montre que  $N_d$  est une fonction croissante de l'amplitude de surcharge. Ce constat est en bon accord avec toutes les études effectuées sur les effets de la surcharge. Par ailleurs, ces graphes mettent en évidence l'influence prépondérante de la limite d'élasticité.

En effet, plus la limite d'élasticité est faible, plus la durée de vie est importante pour un rapport de surcharge donné. Il faut encore noter que les résultats peuvent être classés en deux familles : les limites d'élasticité faibles et élevées. Les évolutions de  $N_d$  en fonction de  $R_{\text{pic}}$  dans le cas des traitements NF et NA sont presque identiques. Cette remarque est aussi valable pour les traitements thermiques TR500 et TR300.

Ces différentes évolutions se présentent sous la forme d'une fonction puissance que l'on peut écrire sous la forme suivante :

$$N_d = N_0 \cdot (R_{\text{pic}} - 1)^2 \quad \text{Equation III-9}$$

avec  $N_d = 0$  quand le rapport de surcharge  $R_{\text{pic}}$  vaut 1 et  $N_d = N_0$  quand le rapport  $R_{\text{pic}}$  vaut 2. Dans notre cas, deux familles de relations sont proposées (basses et hautes limites d'élasticité  $\sigma_y$ )

- $N_d = 286600 \times (R_{\text{pic}} - 1)^2$  pour NF et NA Equation III-10

- $N_d = 58100 \times (R_{\text{pic}} - 1)^2$  pour TR500 et TR300 Equation III-11

De façon à relativiser les résultats, il est commode de les présenter sous la forme d'un rapport de retard  $D_r$  défini par  $N_d/N_{\text{base}}$ , où  $N_{\text{base}}$  est la valeur du nombre de cycle nécessaire pour propager une fissure de longueur  $a_d$  sans surcharge. Ce type de représentation présente l'avantage d'indiquer le gain en durée de vie rapporté au nombre de cycles en l'absence de surcharge.

Comme on peut le voir sur la Figure III-6, la normalisation par le rapport de retard  $D_r$  permet de minimiser l'effet de la limite d'élasticité. Cette évolution du rapport de retard  $D_r$  en fonction du rapport de surcharge  $R_{\text{pic}}$  peut s'écrire sous la forme suivante :

$$D_r = 3.26 \times (R_{\text{pic}} - 1)^2 \quad \text{Equation III-12}$$

Le Tableau I-3 (Chapitre I) fournit quelques types de formulation indiquant l'évolution du rapport de retard  $D_r$  en fonction du rapport de surcharge  $R_{\text{pic}}$ . La comparaison entre les différents résultats est illustrée par la Figure III-7 qui montre que le rapport de retard  $D_r$  augmente avec le rapport de surcharge  $R_{\text{pic}}$  et que la valeur de  $D_r$  est comprise entre 3 et 4 pour un rapport de surcharge  $R_{\text{pic}}$  valant 2 dans les différents cas. Toutes ces relations sont valables pour des valeurs du rapport de

surcharge  $R_{pic}$  inférieures à 2. Il faut noter que ce type de relation a fait l'objet d'une note technique critique de Sallam [I-30].

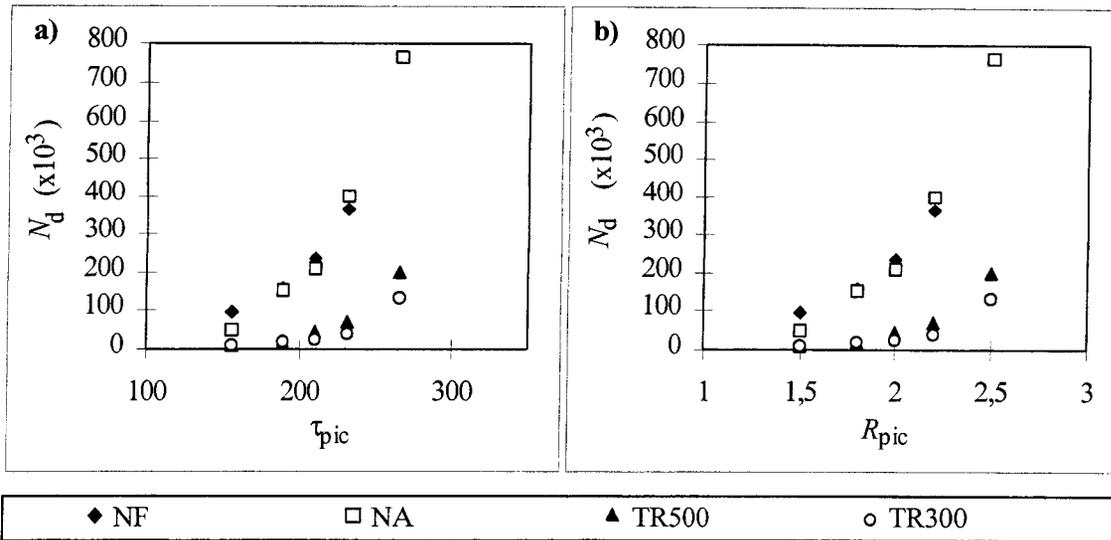


Figure III-5 : Evolution du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  en fonction :  
 a) du taux de surcharge  $\tau_{pic}$   
 b) du rapport de surcharge  $R_{pic}$ .

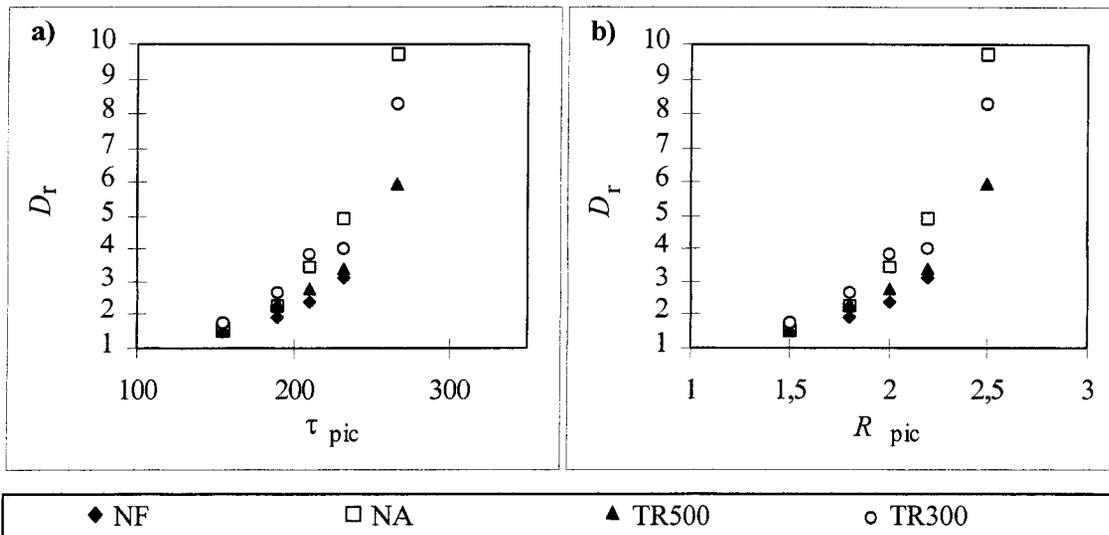


Figure III-6 : Evolution du rapport de retard  $D_r$  en fonction :  
 a) du taux de surcharge  $\tau_{pic}$   
 b) du rapport de surcharge  $R_{pic}$ .

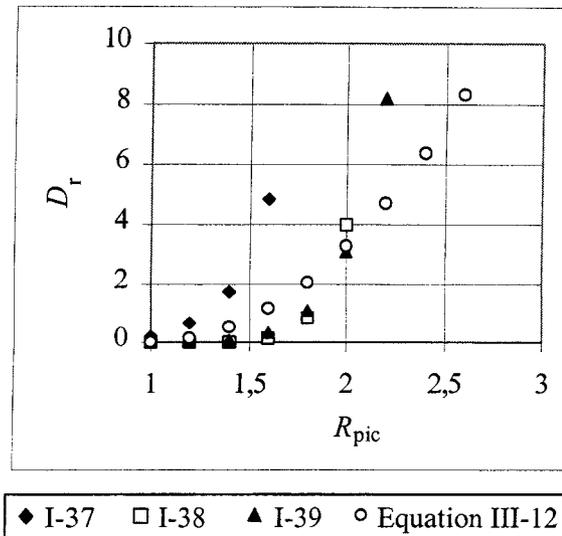


Figure III-7 : Comparaison de l'évolution du rapport de retard  $D_r$  en fonction du rapport de surcharge  $R_{pic}$  selon la littérature et l'équation III-12.

### III.1.3. Evolution de la vitesse minimale $(da/dN)_{min}$ et de ses paramètres associés : $a_{min}$ et le coefficient de sévérité $S_r$

D'une façon générale, la Figure III-8 montre que la vitesse minimale  $(da/dN)_{min}$  diminue quand le taux de surcharge  $\tau_{pic}$  augmente et ce quel que soit le traitement thermique. Ce résultat est en conformité avec ceux déterminés dans la littérature. Ce phénomène peut s'expliquer par le fait qu'une augmentation du taux de surcharge  $\tau_{pic}$  engendre un accroissement de l'intensité des contraintes résiduelles en fond de fissure ce qui diminue considérablement la force motrice de propagation.

Il faut rappeler ici que l'intensité de cette vitesse minimale atteint des valeurs très faibles dans le cas de hautes limites d'élasticité. Pour un rapport de surcharge  $R_{pic}$  de 2.2 la vitesse minimale est de  $5.6 \times 10^{-6}$  mm/cycle pour le traitement thermique NF, tandis qu'elle est de  $7.1 \times 10^{-7}$  mm/cycle pour TR300. Il existe un seuil du taux de surcharge  $\tau_{pic}$  à partir duquel la vitesse minimale tend vers zéro : situation de blocage de la fissure.

Pour mieux évaluer l'effet de l'amplitude de surcharge sur la vitesse minimale, on peut présenter l'évolution du coefficient de sévérité  $S_r$  en fonction du taux de surcharge  $\tau_{pic}$  (Figure III-9). Le coefficient  $S_r$  représente le rapport entre la vitesse minimale atteinte après surcharge  $(da/dN)_{min}$  et la vitesse de propagation de la fissure sous le chargement de base  $(da/dN)_{base}$  avant surcharge. De ce fait, il indique la sévérité du retard en termes de chute de vitesse de propagation. Sous un taux de surcharge  $\tau_{pic}$  faible (150 %), la valeur du coefficient de sévérité  $S_r$  passe de 45.5 % pour le traitement thermique NA à 12.5 % pour TR300.

En ce qui concerne les hautes limites d'élasticité, le coefficient de sévérité  $S_r$  est faible. Il est de l'ordre de 12.5 % pour  $\tau_{pic}$  valant 156 %. Cela signifie que la vitesse minimale est très faible. Ceci dit, il faut noter que pour les taux de surcharge  $\tau_{pic}$  élevés, la différence entre les valeurs du coefficient de sévérité  $S_r$  s'atténue entre les quatre traitements thermiques.

Les valeurs les plus faibles du coefficient de sévérité  $S_r$  correspondent à une situation proche du blocage. Cependant, les faibles valeurs du coefficient de sévérité  $S_r$  ne signifient pas forcément une plus grande durée de vie.

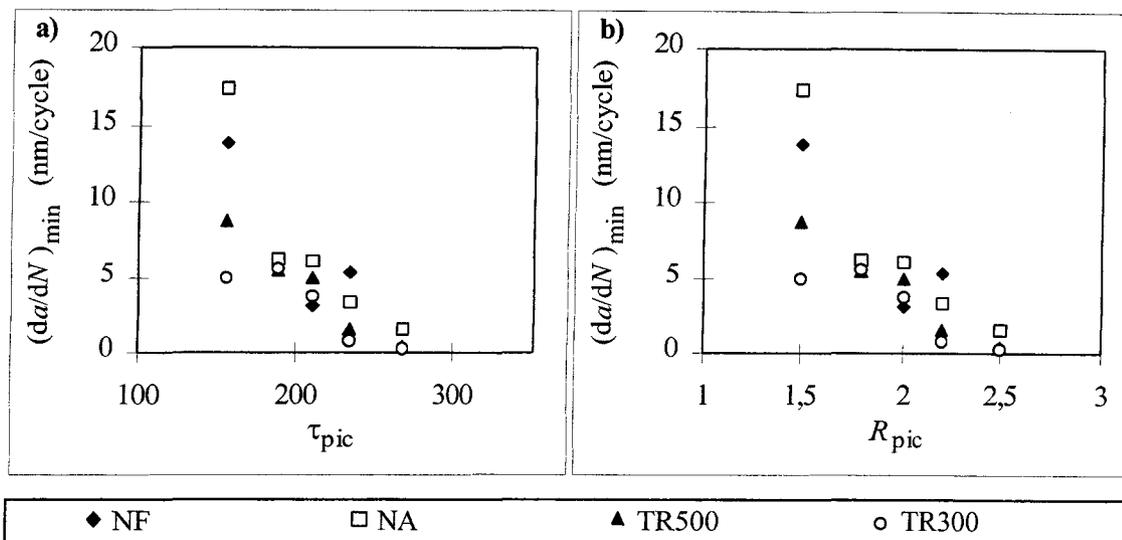


Figure III-8 : Evolution de la vitesse minimale atteinte après surcharge  $(da/dN)_{min}$  en fonction :  
 a) du taux de surcharge  $\tau_{pic}$   
 b) du rapport de surcharge  $R_{pic}$ .

Par ailleurs, la valeur de la longueur de fissure  $a_{min}$  correspond à la distance à laquelle la vitesse atteint sa valeur minimale juste après surcharge. Pour les hautes limites d'élasticité, la vitesse minimale  $(da/dN)_{min}$  est atteinte à une distance  $a_{min}$  très faible de l'ordre de 0.1 mm en moyenne. Pour un taux de surcharge  $\tau_{pic}$  faible, cette même vitesse est atteinte presque immédiatement après surcharge. Cette valeur augmente légèrement avec le taux de surcharge  $\tau_{pic}$ . Il faut noter ici le peu de dispersion dans la détermination de cette caractéristique puisque le point où la vitesse minimale est atteinte est nettement marqué (voir Figure III-2 c et d).

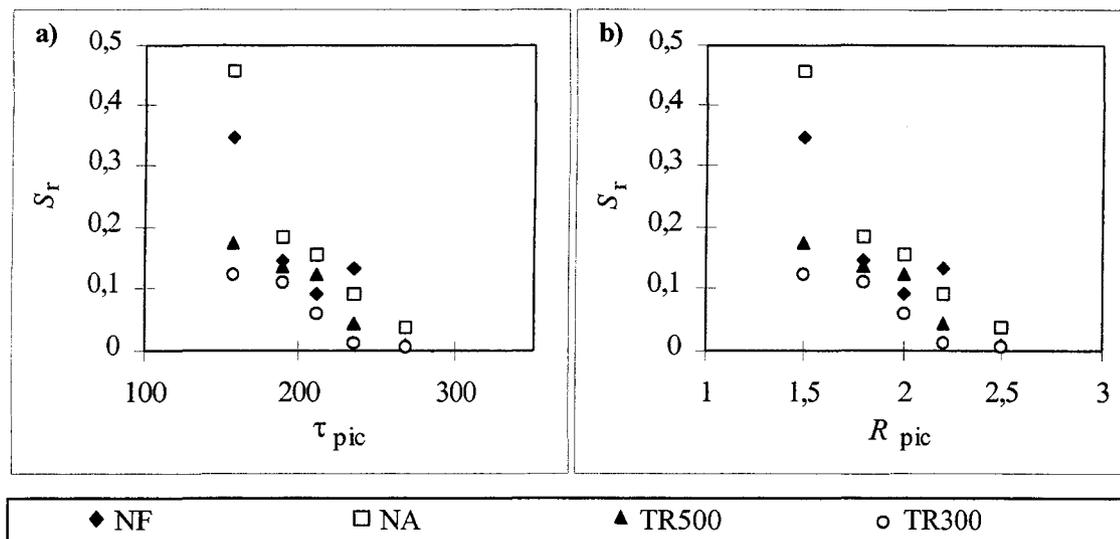


Figure III-9 : Evolution du coefficient de sévérité  $S_r$  en fonction :  
 a) du taux de surcharge  $\tau_{pic}$   
 b) du rapport de surcharge  $R_{pic}$ .

Par contre, une forte dispersion est enregistrée au niveau de la distinction de la valeur de  $a_{min}$  pour les faibles limites d'élasticité : dans ce cas la zone correspondant aux vitesses minimales de fissuration est plus large. Néanmoins, on constate aussi que la longueur  $a_{min}$  augmente avec  $R_{pic}$ . Cette

variation se fait entre 0.4 et 1 mm. Ceci peut être dû au phénomène d'érousement qui est prépondérant dans le cas des limites d'élasticité faibles. Ce phénomène est plus marqué pour les forts taux de surcharge  $\tau_{pic}$ . Dans la littérature, les conclusions sont contradictoires au vu des faibles valeurs de  $a_{min}$  et des conditions expérimentales. Plusieurs travaux ont considéré que la longueur  $a_{min}$  peut être comparée à la zone plastifiée cyclique de surcharge. (Figure III-10).

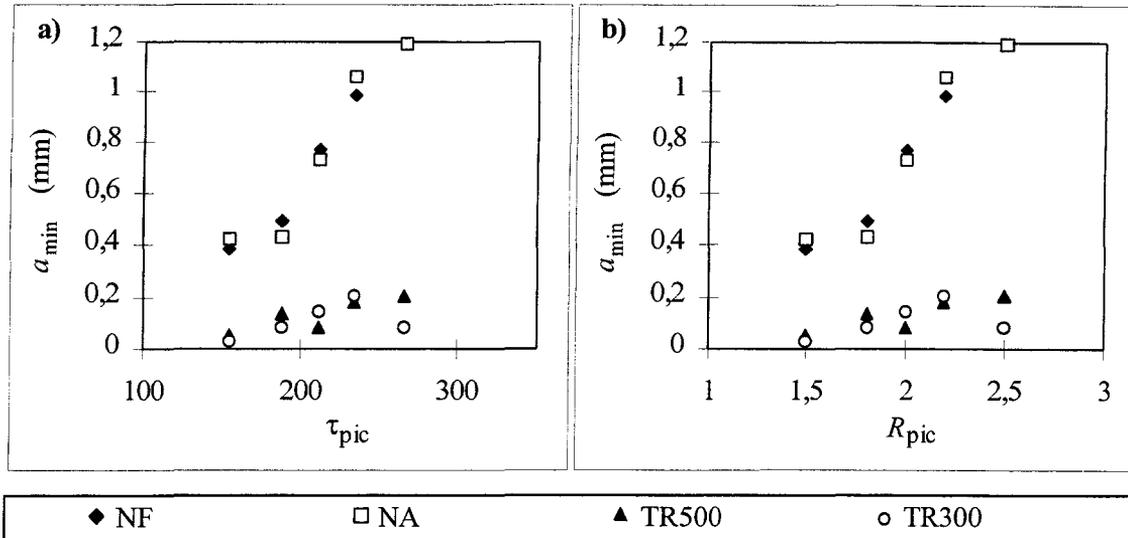


Figure III-10 : Evolution de la longueur de fissure associée à la vitesse minimale atteinte après surcharge  $a_{min}$  en fonction :  
 a) du taux de surcharge  $\tau_{pic}$   
 b) du rapport de surcharge  $R_{pic}$ .

### III.1.4. Evolution de la fermeture de fissure

Dans cette partie, nous suivons l'évolution de la fermeture de fissure en utilisant la technique des jauges de déformation collées en face arrière d'éprouvettes (voir chapitre II). Les conditions de chargement choisies sont telles que les valeurs minimales du facteur d'intensité de contrainte  $K_{min}$  sont comprises entre 2 et 3  $MPa\sqrt{m}$ . Au vu des courbes représentatives de l'évolution du facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  en fonction de la longueur de fissure, seul le traitement TR300 présente le phénomène de fermeture de fissure avant surcharge. En effet, dans le cas des trois autres traitements thermiques, le facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  est inférieur au facteur d'intensité de contrainte minimum  $K_{min}$  (Figure III-11 a, b, et c), c'est à dire que la fissure est entièrement ouverte sur la totalité d'un cycle. Ce constat n'est pas le même dans le cas du traitement TR300. En effet, dans ce cas, le facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  est supérieur au facteur d'intensité de contrainte minimum  $K_{min}$  et vaut environ  $6MPa\sqrt{m}$  (Figure III-11 d).

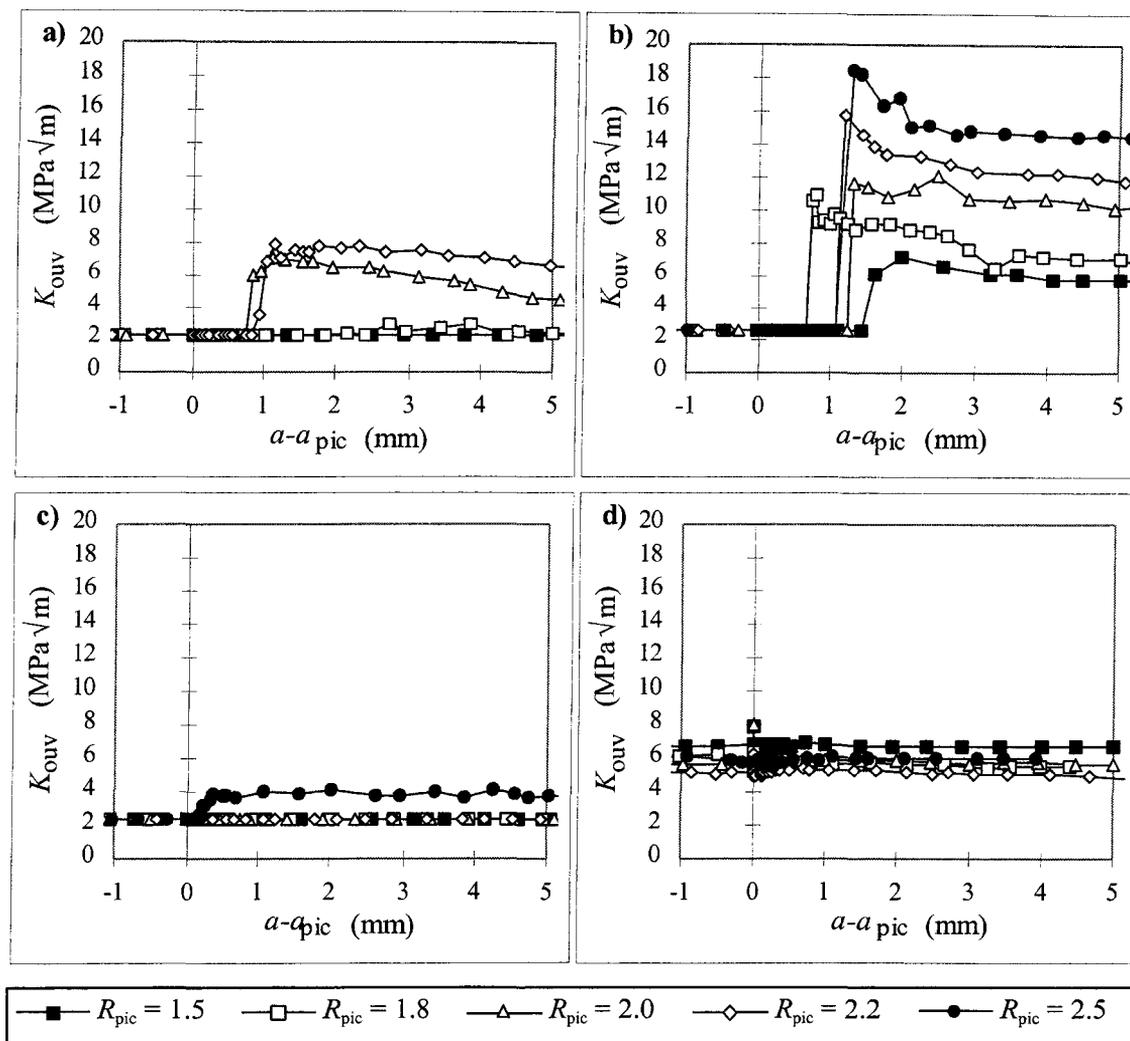


Figure III-11 : Evolution du facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  en fonction de la longueur de fissure  $a-a_{pic}$  :

a) NF, b) NA, c) TR500, et d) TR300.

Après surcharge, le facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  reste constant et égal à  $6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  dans le cas du traitement thermique TR300. Ceci montre qu'il n'y a aucune incidence de la surcharge sur la fermeture de fissure dans le cas où la limite d'élasticité  $\sigma_y$  est élevée. Le traitement thermique TR500 présente une légère fermeture de fissure dans le cas du rapport de surcharge élevé ( $R_{pic}=2.5$ ) et le facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  vaut environ  $4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ . Cette valeur reste constante jusqu'à une distance de propagation de fissure dépassant les 5 mm au delà du point d'application de la surcharge. Ces deux cas montrent que la fermeture de fissure n'est pas du tout une explication possible du retard après surcharge pour les aciers à haute limite d'élasticité  $\sigma_y$ .

Par ailleurs, dans le cas des traitements thermiques NF et NA, la fermeture de fissure ne s'est pas manifestée juste après l'application de la surcharge. Celle-ci a lieu à une distance moyenne de 1 mm après surcharge. Cette distance est due certainement au phénomène de l'émoussement de la fissure et peut aussi être comparable à la valeur moyenne de la longueur de fissure associée à la vitesse minimale de propagation après surcharge  $a_{min}$ .

Dans le cas du traitement thermique NA, la fermeture de fissure a été observée pour toutes les valeurs du rapport de surcharge  $R_{pic}$  : plus ce rapport  $R_{pic}$  augmente, plus la valeur moyenne du

facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  est élevée. A une distance de propagation de 5 mm après surcharge, ces valeurs sont encore comprises entre 6 et 15 MPa $\sqrt{m}$  quand le rapport de surcharge  $R_{pic}$  évolue entre 1.5 et 2.5 (Figure III-11 b).

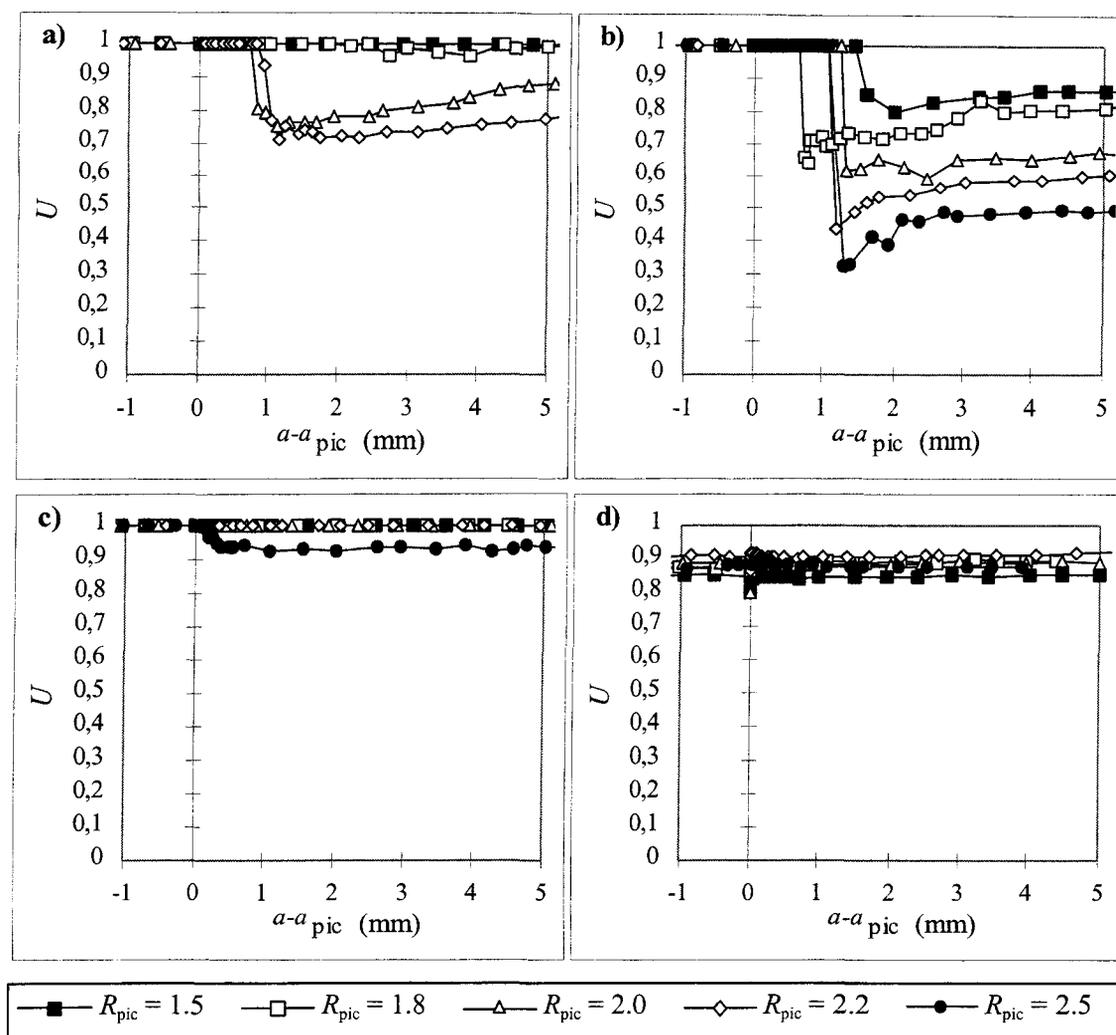


Figure III-12 : Evolution du rapport de fermeture de fissure  $U$  en fonction de la longueur de fissure  $a-a_{pic}$  :  
 a) NF, b) NA, c) TR500, et d) TR300.

Par contre, dans le cas du traitement thermique NF, seuls les rapports de surcharge  $R_{pic}$  de 2.0 et 2.2 engendrent de la fermeture de fissure après surcharge, produisant des facteurs d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  d'environ 6 et 8 MPa $\sqrt{m}$  respectivement. Dans les deux cas de figures, le facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  diminue progressivement sans pour autant atteindre sa valeur initiale (qui est inférieure au facteur d'intensité de contrainte minimum  $K_{min}=2.2$  MPa $\sqrt{m}$  du chargement de base). Cette constatation montre que quand la fermeture de fissure se manifeste après surcharge, son étendue est beaucoup plus importante que celle du retard. Cela signifie qu'une fermeture résiduelle persiste. Dans notre cas, à une distance de propagation de fissure égale à 5 mm après surcharge, la vitesse de fissuration a déjà retrouvé sa valeur initiale. Ce qui n'est pas le cas du facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$ . Ce constat est en concordance avec quelques travaux de la littérature. Sur ce point, il est possible de souligner les différentes contradictions qui peuvent exister sur le rôle joué par la fermeture de fissure pour expliquer le retard après surcharge. A ce stade, les travaux présentés ici permettent de confirmer que la fermeture de fissure peut, soit se manifester, soit être perturbée par la surcharge, mais ne peut en aucun cas expliquer le retard. Il s'agit

plutôt d'une conséquence de la plastification qui induit des contraintes résiduelles de compression en fond de fissure.

La Figure III-12 montre les évolutions du rapport de fermeture  $U$  en fonction de la longueur de fissure  $a$ . La valeur de ce rapport  $U$  permet de déduire l'amplitude efficace du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K_{\text{eff}}$  et donc de prédire la vitesse de fissuration en utilisant une relation de type Elber. Or, les graphes où la fermeture de fissure est mise en évidence permettent de constater que le rapport de fermeture  $U$  reste constant égal à 1 sur une distance d'environ 1 mm après surcharge, ce qui ne représente pas l'évolution de la vitesse de fissuration sur cette longueur de fissure (voir Figure III-2 a et b). Ce constat montre qu'il n'est pas possible dans notre cas de modéliser le retard en utilisant les concepts de la fermeture de fissure.

### III.2. Influence du chargement de base

Afin d'effectuer une étude complète des effets du chargement de base sur le retard induit par la surcharge, deux paramètres sont choisis : le rapport de charge  $R$  (ou la charge moyenne) et l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$ .

#### III.2.1. Influence du rapport de charge $R$

Les différentes courbes expérimentales présentant les évolutions de la longueur de fissure  $a-a_{\text{pic}}$  en fonction du nombre de cycles  $N-N_{\text{pic}}$  sont données dans l'annexe B.

Dans le but d'étudier l'influence du rapport de charge  $R$  sur le retard après surcharge, la valeur du facteur d'intensité de contrainte  $K_{\text{pic}}$  est maintenue constante pour chaque type de traitement thermique. Dans le cas des traitements thermiques NA, TR500 et TR300, le choix de cette valeur s'est porté sur la surcharge de plus grande amplitude étudiée dans la partie précédente, c'est à dire les cas pour lesquels le rapport de surcharge vaut 2.5. En ce qui concerne le traitement thermique NF, le choix s'est porté sur le rapport de surcharge  $R_{\text{pic}}$  égal à 2.0, ceci afin de préserver les conditions de zones plastifiées confinées en fond de fissure.

Pour chaque traitement thermique, l'amplitude du chargement de base est maintenue constante, et le rapport de charge  $R$  varie entre 0.10 et 0.46 (voir Tableau III-2), et l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  est la même que celle utilisée pour la partie précédente c'est à dire  $\Delta K$  valant : 19.8, 23.4, 21.6 et 25.6 MPa $\sqrt{\text{m}}$  pour les traitements thermiques NF, NA, TR500 et TR300 respectivement.

NF				NA				TR500				TR300			
$R_{\text{pic}}$	$\tau_{\text{pic}}$	$K_{\text{pic}}$	$R$												
1.5	174	44.0	0.33	1.5	193	65.0	0.46	1.5	193	60.0	0.46	1.5	193	71.2	0.46
1.8	199	44.0	0.19	1.8	223	65.0	0.35	1.8	223	60.0	0.35	1.8	223	71.2	0.35
2.0	233	44.0	0.10	2.0	239	65.0	0.28	2.0	239	60.0	0.28	2.0	239	71.2	0.28
-	-	-	-	2.2	251	65.0	0.21	2.2	251	60.0	0.21	2.2	251	71.2	0.21
-	-	-	-	2.5	267	65.0	0.10	2.5	267	60.0	0.10	2.5	267	71.2	0.10

Tableau III-2 : Récapitulatif des conditions d'essai pour l'étude de l'influence du rapport de charge  $R$  pour les quatre traitements thermiques.

### III.2.1.a. Evolution de la longueur de fissure affectée par la surcharge $a_d$

La Figure III-13 représente l'évolution de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  en fonction du rapport de charge  $R$ . Nous distinguons deux familles de résultats : les hautes et basses limites d'élasticité. Ceci montre encore une fois la forte relation liant la longueur de fissure affectée par la surcharge  $a_d$  et la limite d'élasticité  $\sigma_y$ . Globalement, les valeurs associées aux traitements thermiques NF et NA sont supérieures à celles obtenues pour les traitements TR500 et TR300.

L'évolution générale de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  en fonction du rapport de charge  $R$  est décroissante. Ceci montre bien que ce paramètre de retard ne dépend pas uniquement de la zone plastifiée monotone de surcharge  $\omega_{pic}^m$ , mais aussi de la zone plastifiée monotone du chargement de base  $\omega_{base}^m$ . En effet, la seule zone plastifiée variant dans cette partie est la zone plastifiée monotone du chargement de base  $\omega_{base}^m$  : quand le rapport de charge  $R$  croît, le facteur d'intensité de contrainte maximum du chargement de base  $K_{max}$  grandit et, par voie de conséquence, (selon sa définition) la zone plastifiée monotone du chargement de base  $\omega_{base}^m$  aussi. Ainsi, quand le rapport de charge  $R$  augmente, la différence entre les zones plastifiées monotones de surcharge et de base diminue. Cette constatation vient renforcer la relation existant entre la longueur de fissure affectée par la surcharge  $a_d$  et la différence entre les zones plastifiées monotones de surcharge et de base  $\omega_{pic}^m - \omega_{base}^m$  définie par la relation III-7. Ce résultat semble évident puisque, quand le rapport de charge  $R$  augmente, le rapport de surcharge  $R_{pic}$  diminue dans cette configuration de chargement. Cela montre la nécessité de prendre en considération la valeur du rapport de charge  $R$  dans la définition de la surcharge : le taux de surcharge  $\tau_{pic}$  (ou le rapport de surcharge  $R_{pic}$ ) et le rapport du chargement de base  $R$ .

Peu de travaux dans la littérature ont vérifié l'influence du rapport de charge  $R$  sur le retard. Mais, les conclusions ne permettent pas de donner une seule tendance : l'influence du rapport de charge  $R$  dépend donc du type de configuration du chargement choisi. Si la variation du rapport de charge  $R$  entraîne un accroissement du rapport de surcharge  $R_{pic}$  (ou du taux de surcharge  $\tau_{pic}$ ) alors la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  grandit avec  $R$ .

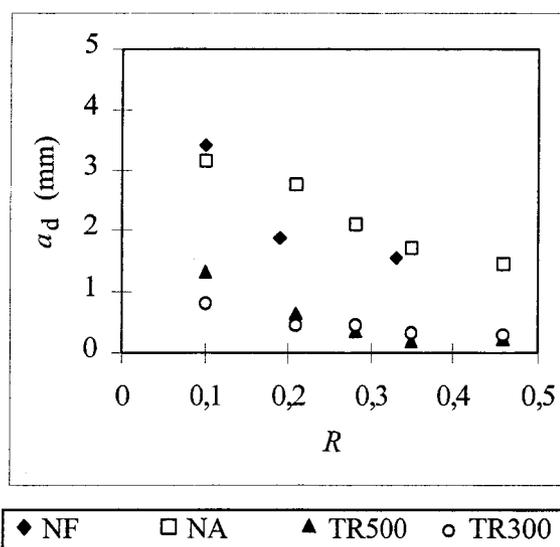


Figure III-13 : Evolution de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  en fonction du rapport de charge  $R$ .

### III.2.1.b. Evolution du nombre de cycle affectés par le retard $N_d$

La Figure III-14, qui représente l'évolution du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  en fonction du rapport de charge  $R$ , montre que  $N_d$  diminue quand le rapport de charge  $R$  augmente. Dans notre configuration de chargement, ce résultat est évident puisque l'augmentation du rapport de charge s'accompagne d'une diminution du rapport de surcharge  $R_{pic}$ . De plus, il faut souligner qu'à chaque fois que la valeur du rapport de charge  $R$  augmente au cours des essais, la vitesse de propagation du chargement de base augmente de fait.

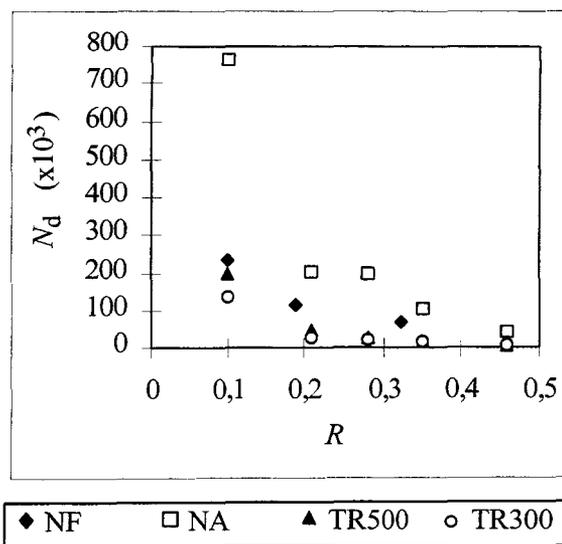


Figure III-14 : Evolution du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  en fonction du rapport de charge  $R$ .

### III.2.1.c. Evolution de la vitesse minimale $(da/dN)_{min}$ et de sa longueur de fissure associée $a_{min}$

Quand le rapport de charge  $R$  augmente, la vitesse de base augmente aussi, ce qui explique que la vitesse minimale atteinte après surcharge  $(da/dN)_{min}$  augmente avec  $R$ . Cette évolution croissante de  $(da/dN)_{min}$  est confirmée par la diminution du rapport de surcharge  $R_{pic}$ . En effet, c'est une constatation qui avait déjà été faite dans la partie précédente.

Cette dernière remarque est aussi valable pour l'explication de l'évolution de la longueur de fissure associée à la vitesse minimale de propagation après surcharge  $a_{min}$  en fonction du rapport de charge  $R$  (voir Figure III-16) :  $a_{min}$  diminue quand le rapport de charge  $R$  augmente.

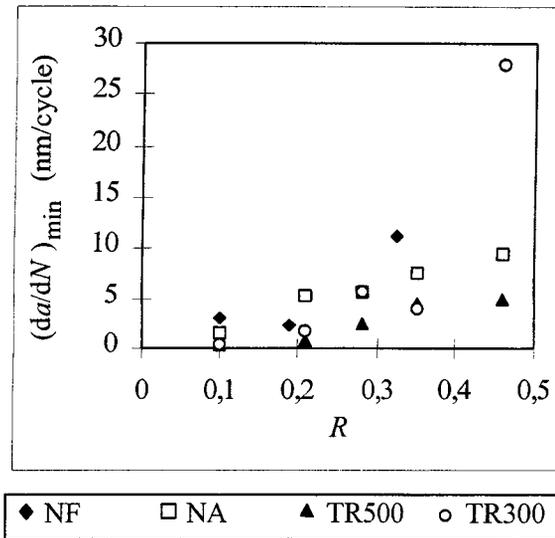


Figure III-15 : Evolution de la vitesse minimale atteinte après surcharge  $(da/dN)_{min}$  en fonction du rapport de charge  $R$ .

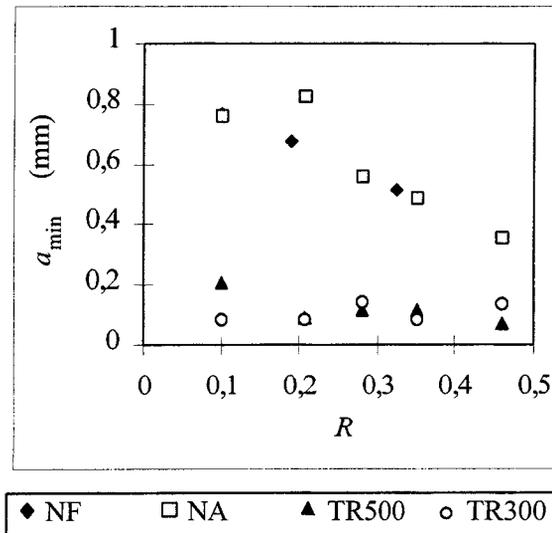


Figure III-16 : Evolution de la longueur de fissure associée à la vitesse minimale atteinte après surcharge  $a_{min}$  en fonction du rapport de charge  $R$ .

### III.2.1.d. Evolution de la fermeture de fissure

Il est bien connu que le rapport de charge  $R$  a une influence sur la fermeture de fissure dans le cas de la propagation des fissures sous chargement d'amplitude constante. Ce travail tente ici de vérifier cet effet du rapport de charge  $R$  sur le retard après surcharge en étudiant l'évolution du facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  et du rapport de fermeture  $U$ .

Au vu des différentes courbes, on peut constater l'existence du phénomène de fermeture avant surcharge, uniquement dans une seule configuration de chargement et dans le cas du traitement thermique TR300 ( $R = 0.1$ ). Ce constat est confirmé par les résultats présentés précédemment. Dans les autres cas, le facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  est inférieur au facteur d'intensité de contrainte minimal  $K_{min}$ .

Après surcharge, la fermeture de fissure est observée uniquement dans le cas du rapport de charge  $R = 0.1$  pour NF et TR500 (Figure III-17 a et c). Cette constatation a déjà été faite précédemment. Pour les autres rapports de charge  $R$ , ce phénomène disparaît.

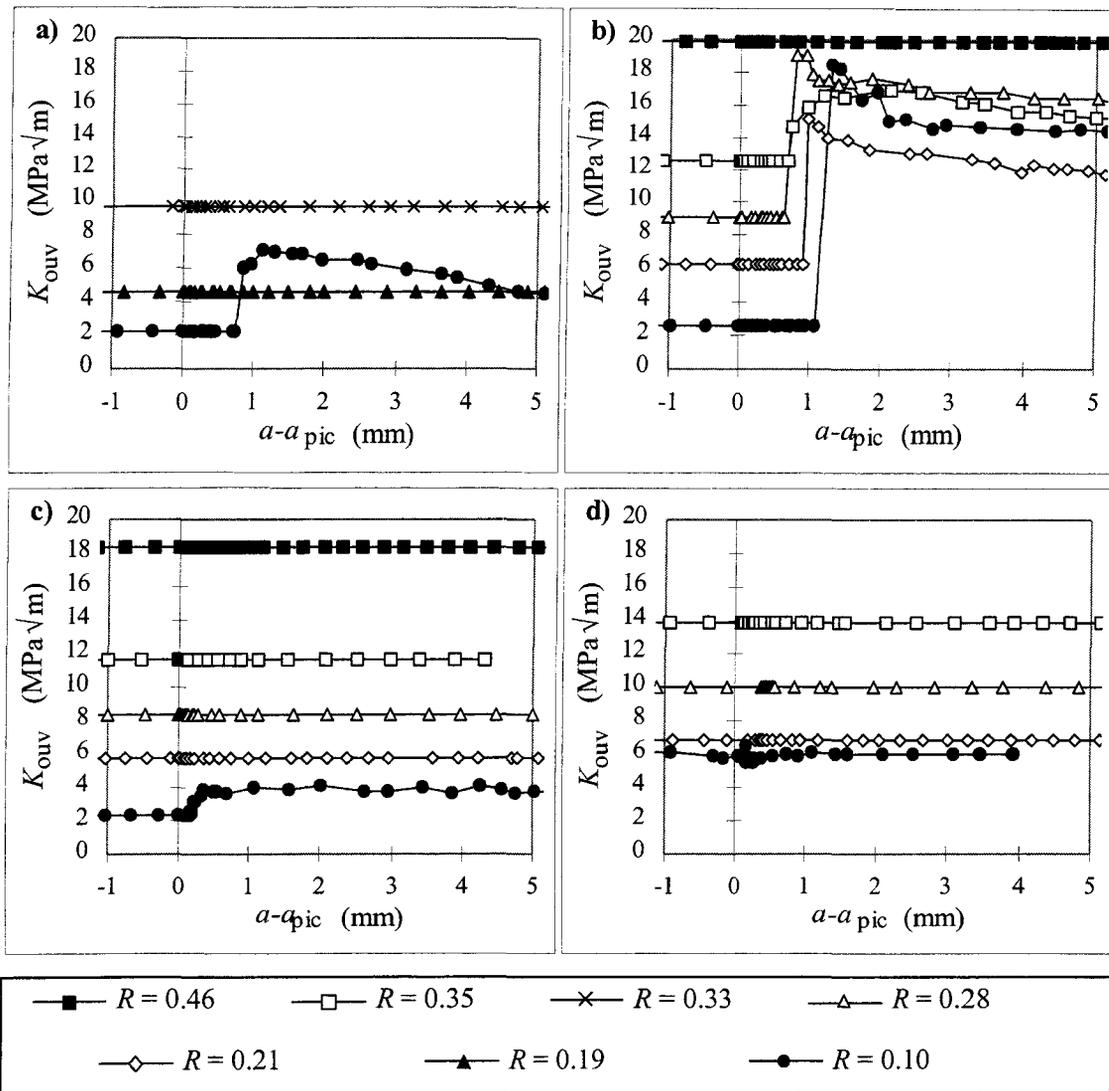


Figure III-17 : Evolution du facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  en fonction de la longueur de fissure  $a-a_{pic}$  :  
 a) NF, b) NA, c) TR500, et d) TR300.

Par contre, dans le cas du traitement thermique NA, nous retrouvons le phénomène de fermeture de fissure qui se manifeste à une distance d'environ 1 mm à partir du point d'application de la surcharge. La valeur du facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  évolue en fonction de la longueur de fissure  $a$  pour différents rapports de charge  $R$  sauf pour le cas où  $R$  vaut 0.46. En effet, dans ce cas de chargement, la valeur du facteur d'intensité de contrainte minimum du chargement de base  $K_{min}$  est égale à 20 MPa√m, valeur nettement supérieure à toutes les autres valeurs de facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$ . Cela signifie que pour ce rapport  $R$ , la fissure reste entièrement ouverte. Cette constatation montre que le phénomène de fermeture de fissure peut apparaître après surcharge et que celui-ci dépend du rapport de charge  $R$ .

Ces observations se traduisent sur la Figure III-18 qui représente l'évolution du rapport de fermeture  $U$  en fonction de la longueur de fissure. Globalement, le rapport  $U$  augmente quand le rapport de charge  $R$  augmente. Il tend vers 1 en l'absence de fermeture de fissure (Figure III-18 b).

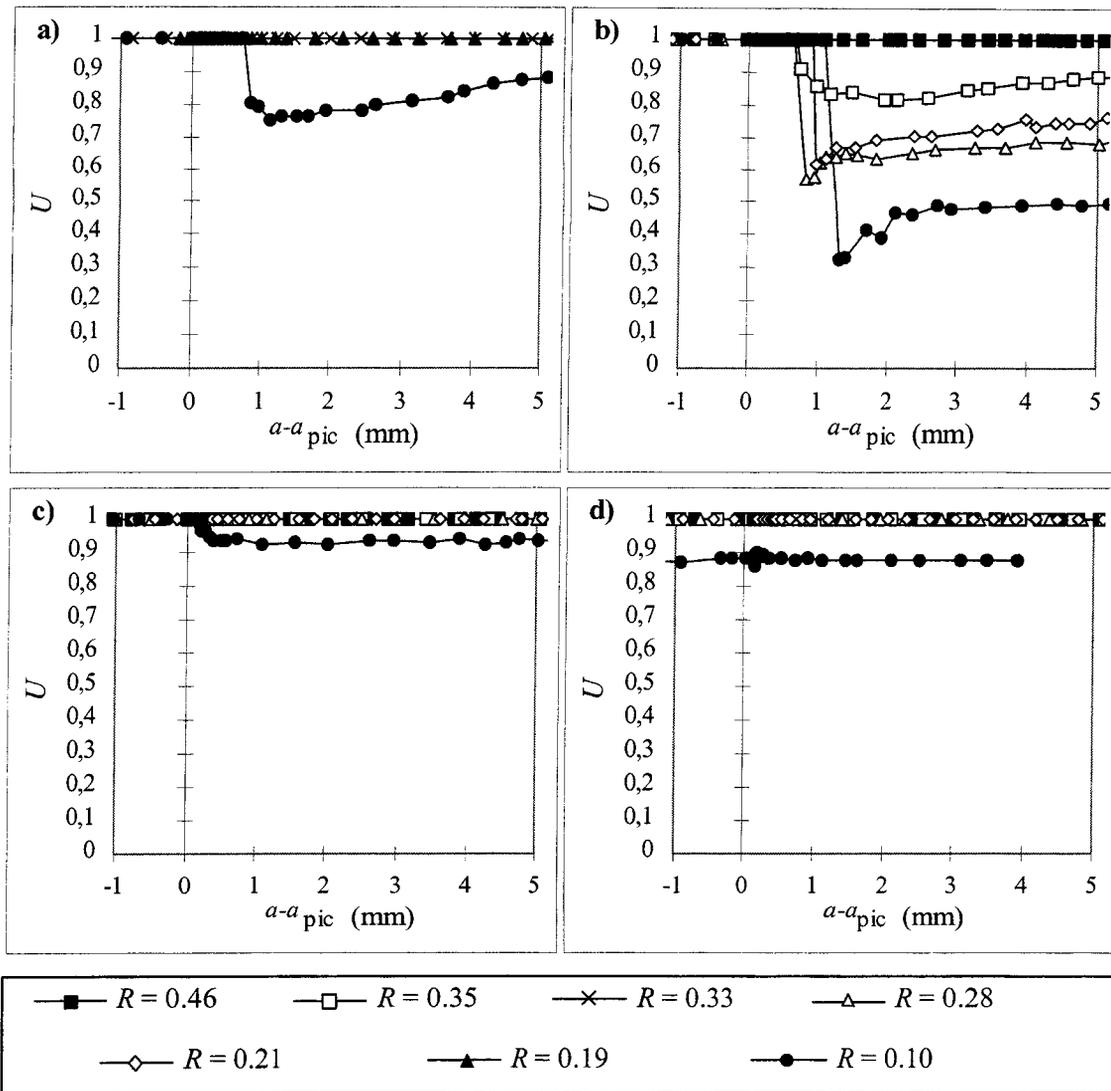


Figure III-18 : Evolution du rapport de fermeture de fissure  $U$  en fonction de la longueur de fissure  $a-a_{pic}$  :  
a) NF, b) NA, c) TR500, et d) TR300.

### III.2.2. Influence du facteur d'intensité de contrainte $\Delta K$

Pour évaluer l'influence du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  sur le retard, plusieurs configurations de chargement sont possibles. Selon le type de chargement, les conclusions peuvent diverger.

Dans le cas présent, les conditions suivantes ont été choisies : le facteur d'intensité de contrainte de surcharge  $K_{pic}$  a été maintenu constant pour les différents essais et égal à 44, 65; 60 et 71.2  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$  pour les traitements thermiques NF, NA, TR500 et TR300 respectivement. De même, le facteur d'intensité de contrainte maximal du chargement de base  $K_{max}$  est maintenu constant pour chaque essai de telle sorte que le rapport de surcharge  $R_{pic}$  reste lui aussi constant :

- $R_{pic} = 2.0$  dans le cas du traitement thermique NF,
- $R_{pic} = 2.5$  dans le cas des traitements thermiques NA, TR500 et TR300.

Le Tableau III-3 donne la configuration de chargement qui a été adoptée pour cette investigation. La variation de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  s'est faite en faisant varier la valeur du facteur d'intensité de contrainte minimum  $K_{min}$  du chargement de base impliquant ainsi une élévation du rapport de charge  $R$  et par voie de conséquence une augmentation du taux de surcharge  $\tau_{pic}$ .

NF				NA				TR500				TR300			
$R_{pic}$	$\tau_{pic}$	$\Delta K$	$R$	$R_{pic}$	$\tau_{pic}$	$\Delta K$	$R$	$R_{pic}$	$\tau_{pic}$	$\Delta K$	$R$	$R_{pic}$	$\tau_{pic}$	$\Delta K$	$R$
2.0	205	20.9	0.05	2.5	258	24.7	0.05	2.5	258	22.8	0.05	2.5	258	27.1	0.05
2.0	211	19.6	0.10	2.5	267	23.4	0.10	2.5	267	21.6	0.10	2.5	267	25.7	0.10
2.0	218	18.7	0.15	2.5	276	22.1	0.15	2.5	276	20.4	0.15	2.5	276	24.2	0.15
2.0	243	15.4	0.30	2.5	314	18.2	0.30	2.5	314	16.8	0.30	2.5	314	19.9	0.30
-	-	-	-	2.5	400	13.0	0.50	2.5	400	12.0	0.50	2.5	400	14.2	0.50

Tableau III-3 : Récapitulatif des conditions d'essai pour l'étude de l'influence de l'amplitude du chargement de base  $\Delta K$  pour les quatre traitements thermiques.

Cette configuration de chargement nous conduit à des valeurs du taux de surcharge  $\tau_{pic}$  très élevées provoquant dans certains cas une situation de blocage comme le montre la Figure III-19 représentant les évolutions de la longueur de fissure  $a-a_{pic}$  en fonction du nombre de cycles  $N-N_{pic}$ . Le complément des courbes expérimentales est donné en annexe B.

### III.2.2.a. Valeurs caractéristiques du retard $a_d$ et $N_d$

Les différentes valeurs caractéristiques du retard ( $a_d$  et  $N_d$ ) sont données dans le Tableau III-4. L'analyse de la valeur de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  montre que pour chaque traitement thermique, il existe une valeur moyenne. Cette valeur est en accord avec celle déterminée à partir des relations III-3 à III-6. La valeur de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  est invariable avec l'évolution de l'amplitude du chargement de base  $\Delta K$  dans ce type de configuration de chargement dans lequel les valeurs des facteurs d'intensité de contrainte de surcharge  $K_{pic}$  et maximum du chargement de base  $K_{max}$  sont maintenues constantes au cours de chaque série d'essais. Cela signifie que les zones plastifiées monotones de surcharge et de base sont constantes aussi. Le fait que la valeur de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  reste constante dans ce cas de figure, confirme une fois de plus que la longueur de fissure affectée par le retard dépend essentiellement de la différence de ces deux zones  $\omega_{pic}^m - \omega_{base}^m$ , comme nous l'avons souligné auparavant.

En ce qui concerne le nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$ , une tendance générale se confirme, selon laquelle l'augmentation de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  se traduit par une dépréciation de cette valeur. Ce résultat paraît évident puisque la diminution de l'amplitude du chargement de base  $\Delta K$  se traduit par une augmentation de la valeur du taux de surcharge  $\tau_{pic}$ .

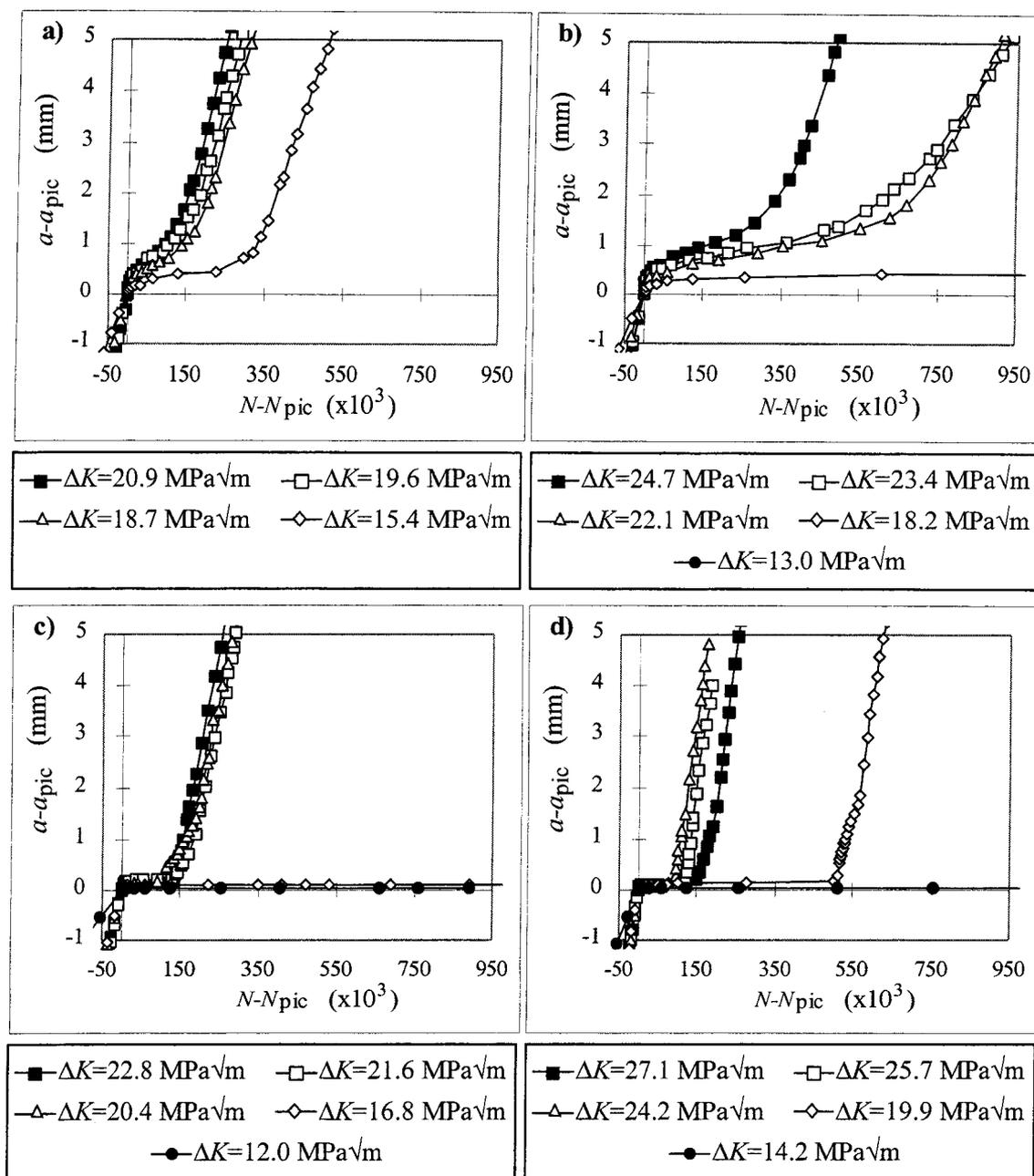


Figure III-19 : Courbe représentant la longueur de fissure  $a-a_{pic}$  en fonction du nombre de cycle  $N-N_{pic}$  :  
a) NF, b) NA, c) TR500, et d) TR300.

	NF				NA			TR500			TR300				
$\Delta K$ (MPa $\sqrt{m}$ )	30.9	19.8	18.7	15.4	24.7	23.4	22.1	22.8	21.6	20.4	27.1	25.7	24.2	29.9	
$a_d$ exp. (mm)	3.02	4.72	2.85	1.56	2.82	3.16	2.48	0.72	1.32	1.72	0.73	0.81	0.66	0.35	
$a_d$ moyen (mm)	3.04				2.82			1.25			0.64				
$a_d$ estimé (mm)	3.78				3.73			1.15			0.79				
$N_d$ ( $\times 10^3$ )	192	365	241	364	402	766	699	151	196	201	173	133	98	515	

Tableau III-4 : Valeurs caractéristiques du retard.

**III.2.2.b. Evolution de la vitesse minimale  $(da/dN)_{min}$  et de sa longueur de fissure associées :  $a_{min}$**

La Figure III-20 représente l'évolution de la vitesse minimale de propagation après surcharge  $(da/dN)_{min}$  en fonction de l'amplitude  $\Delta K$ . Globalement, cette vitesse minimale  $(da/dN)_{min}$  est accrue par une élévation de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte du chargement de base  $\Delta K$ . Cette constatation peut s'expliquer de la même façon que pour l'influence du rapport de charge  $R$  qui a été développée auparavant. En effet, quand l'amplitude du chargement de base  $\Delta K$  grandit, la vitesse de propagation initiale croît aussi, ce qui explique que la vitesse minimale atteinte après surcharge augmente avec  $\Delta K$ . Cette augmentation est confirmée par une diminution du taux de surcharge  $\tau_{pic}$ .

Par ailleurs, l'augmentation de l'amplitude de la surcharge  $\Delta K_{pic}$  se traduit par un accroissement de la zone plastifiée cyclique de surcharge  $\omega_{pic}^c$ . Ceci permet d'expliquer l'augmentation de la valeur de la longueur de fissure associée à la vitesse minimale après surcharge  $a_{min}$ , avec l'amplitude de la surcharge  $\Delta K_{pic}$  pour tous les traitements thermiques (Figure III-21). Cette constatation confirme l'hypothèse selon laquelle la distance  $a_{min}$ , correspondant à la distance à laquelle la vitesse de propagation atteint sa valeur minimale, est comparée à la zone plastifiée  $\omega_{pic}^c$ . Le Tableau III-5 montre que le rapport  $[a_{min}/(\Delta K_{pic}/2\sigma_y)^2]$  est presque constant pour chaque traitement thermique. Cette valeur donne une indication sur celle du coefficient  $\alpha$  permettant de déterminer la taille de la zone plastifiée cyclique de surcharge  $\omega_{pic}^c$ . Il faut rappeler ici que ces valeurs sont proches de  $(1/2\pi)$ , coefficient préconisé par Rice dans les cas de déformations planes.

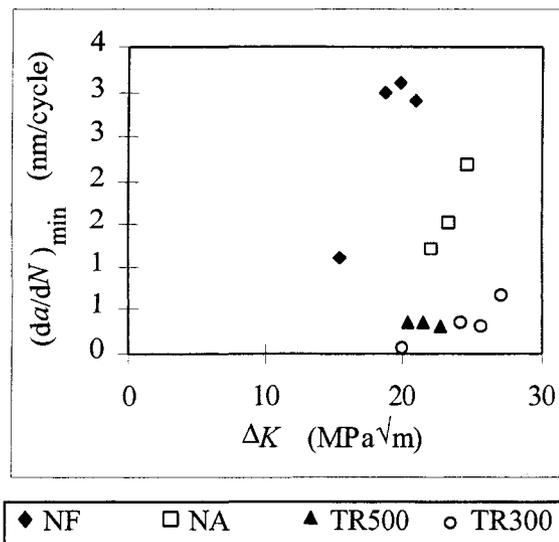


Figure III-20 : Evolution de la vitesse minimale atteinte après surcharge  $(da/dN)_{min}$  en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$ .

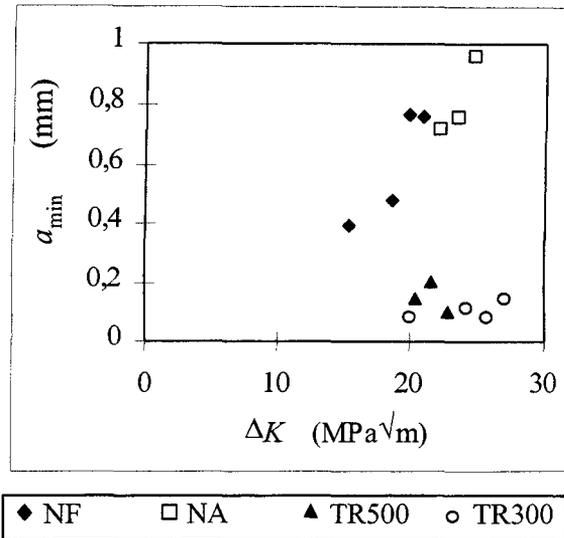


Figure III-21 : Evolution de la longueur de fissure associée à la vitesse minimale atteinte après surcharge  $a_{\min}$  en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$ .

	NF				NA			TR500			TR300			
$\Delta K$ (MPa√m)	20.9	19.8	18.7	15.4	24.7	23.4	22.1	22.8	21.6	20.4	27.1	25.7	24.2	19.9
$a_{\min}$ exp. (mm)	0.76	0.76	0.48	0.39	0.96	1.19	0.72	0.10	0.20	0.15	0.15	0.08	0.12	0.08
$\left(\frac{\Delta K_{pic}}{2\sigma_y}\right)^2$ (mm)	3.98	3.77	3.58	3.03	9.31	8.94	8.57	1.07	1.02	0.98	1.20	1.16	1.11	0.97
$\frac{a_{\min}}{\left(\frac{\Delta K_{pic}}{2\sigma_y}\right)^2}$	0.19	0.20	0.13	0.13	0.10	0.13	0.08	0.09	0.20	0.15	0.12	0.07	0.11	0.08
valeur moyenne de ce rapport	0.16				0.10			0.15			0.10			

Tableau III-5 : Comparaison entre la longueur associée à la vitesse minimale de propagation après surcharge et la zone plastifiée cyclique de surcharge.

### III.2.2.c. Evolution de la fermeture de fissure

Les différentes courbes représentant l'évolution de la fermeture de fissure sont représentées par la Figure III-22 (Evolution du facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  en fonction de la longueur de fissure  $a-a_{pic}$ ) et la Figure III-23 (Evolution du rapport de fermeture  $U$  en fonction de la longueur de fissure  $a-a_{pic}$ ).

Les mêmes types de comportement que précédemment sont observés pour chacun des traitements thermiques, à savoir :

- pas de fermeture de fissure avant surcharge, et fermeture de fissure modérée après surcharge pour le traitement thermique NF,
- pas de fermeture de fissure avant surcharge, et forte fermeture de fissure après surcharge pour le traitement thermique NA,

- peu ou pas de fermeture de fissure avant surcharge pour les traitements thermiques TR500 et TR300. Légère fermeture de fissure après surcharge pour les deux plus grandes amplitudes du chargement de base dans le cas du traitement thermique TR500. Pas d'influence de la surcharge sur la fermeture de fissure après surcharge dans le cas du traitement thermique TR300.

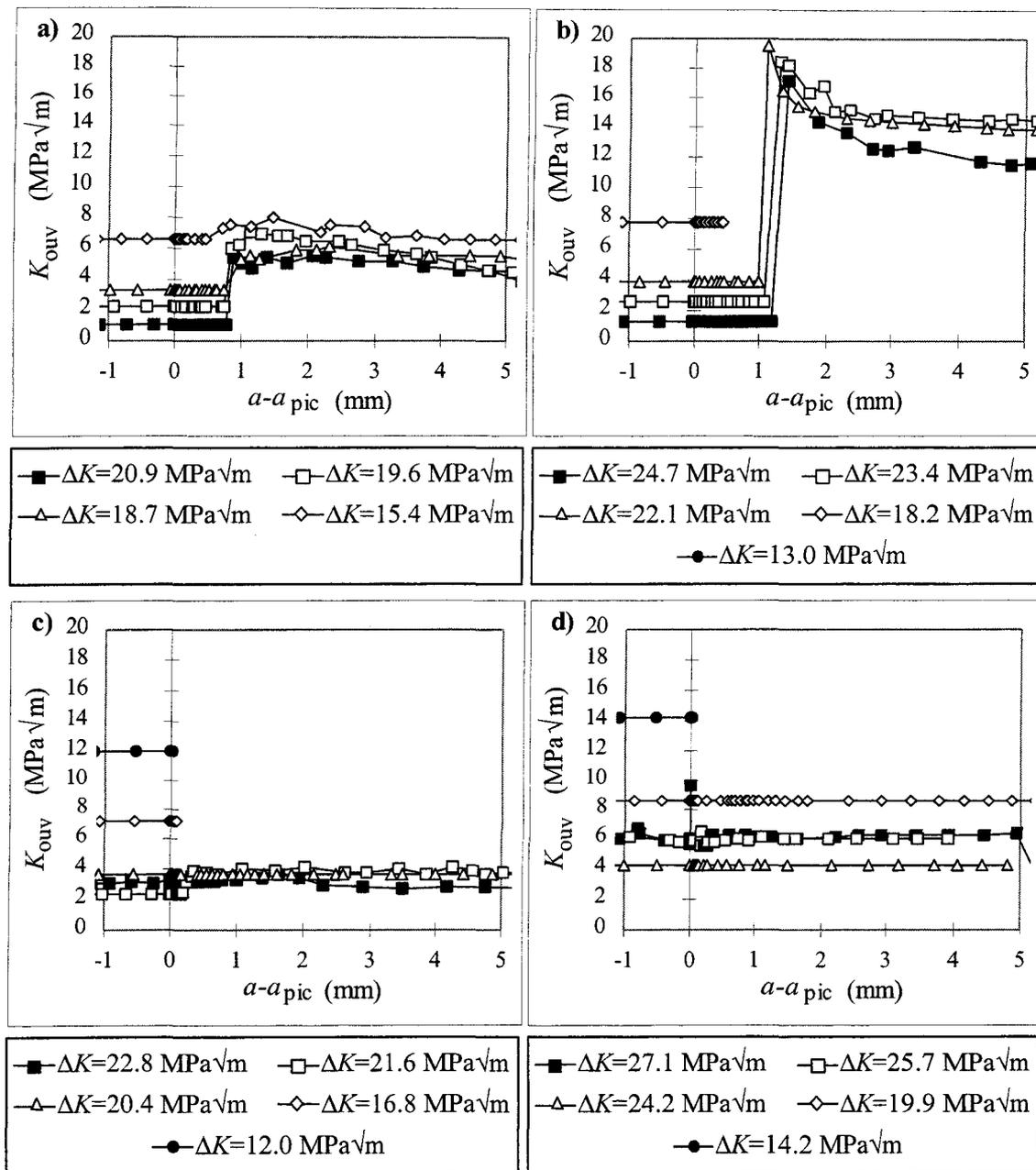


Figure III-22 : Evolution du facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture  $K_{ouv}$  en fonction de la longueur de fissure  $a-a_{pic}$  :  
 a) NF, b) NA, c) TR500, et d) TR300.

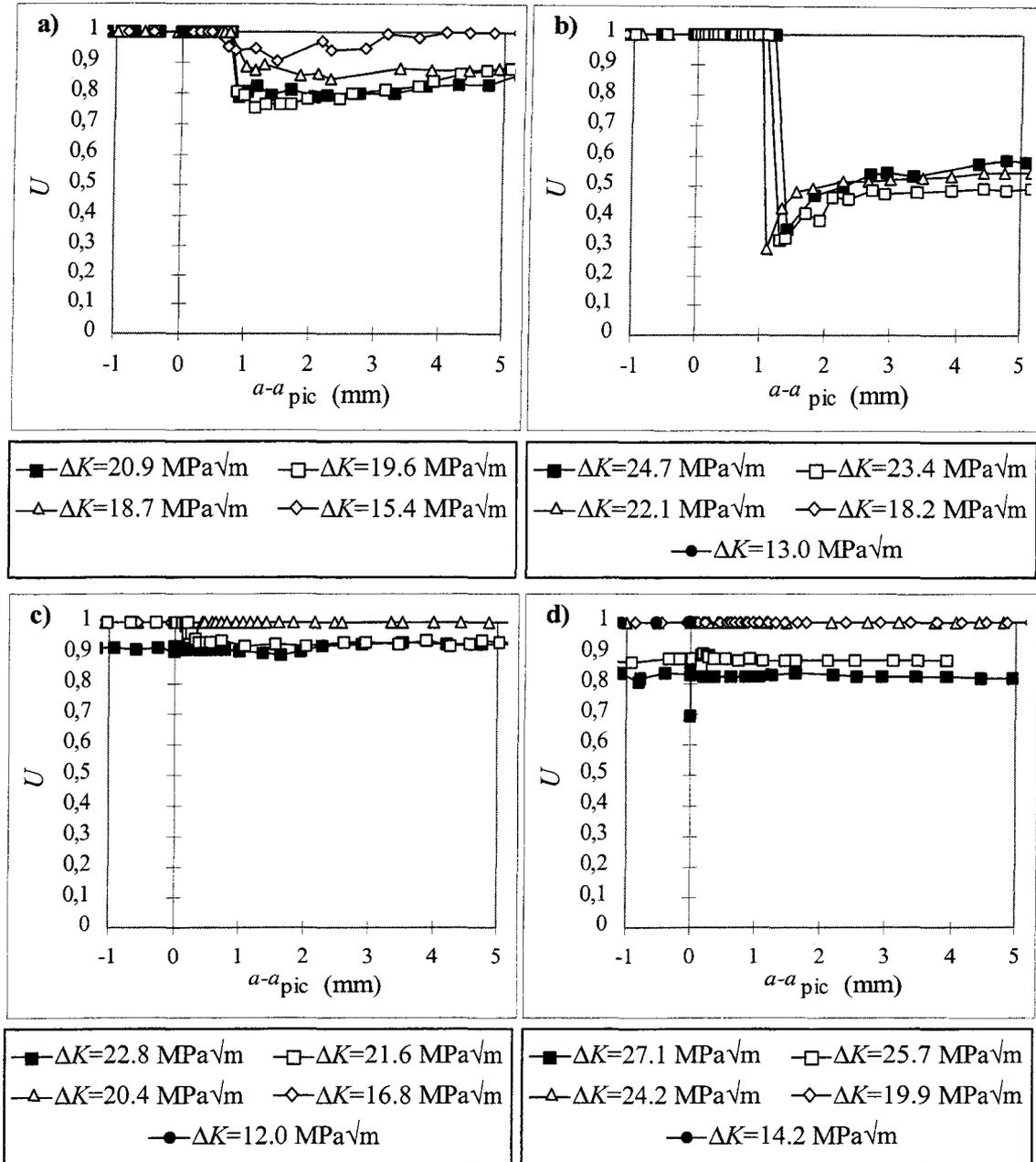


Figure III-23 : Evolution du rapport de fermeture de fissure  $U$  en fonction de la longueur de fissure  $a-a_{pic}$  :  
a) NF, b) NA, c) TR500, et d) TR300.

### III.3. Fractographie des surcharges

Dans cette partie, nous avons observé les chemins de fissuration en surface après surcharge, de même que les différents faciès de rupture.

#### III.3.1. Etude des chemins de fissuration

Les photos, illustrées par les figures III-24 à III-26, montrent des exemples des différents chemins de fissuration en surface après l'application d'une surcharge.

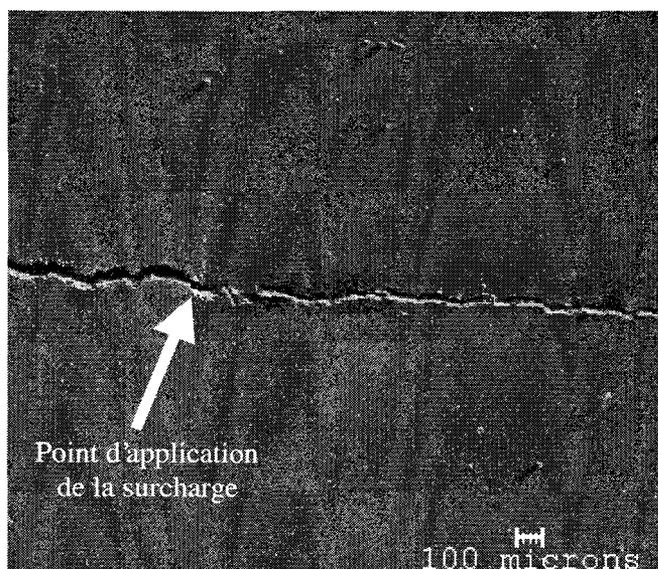


Figure III-24 : Chemin de fissuration pour l'essai sur le traitement thermique NA :  
 $R = 0.10$  et  $R_{pic}=2.5$ .

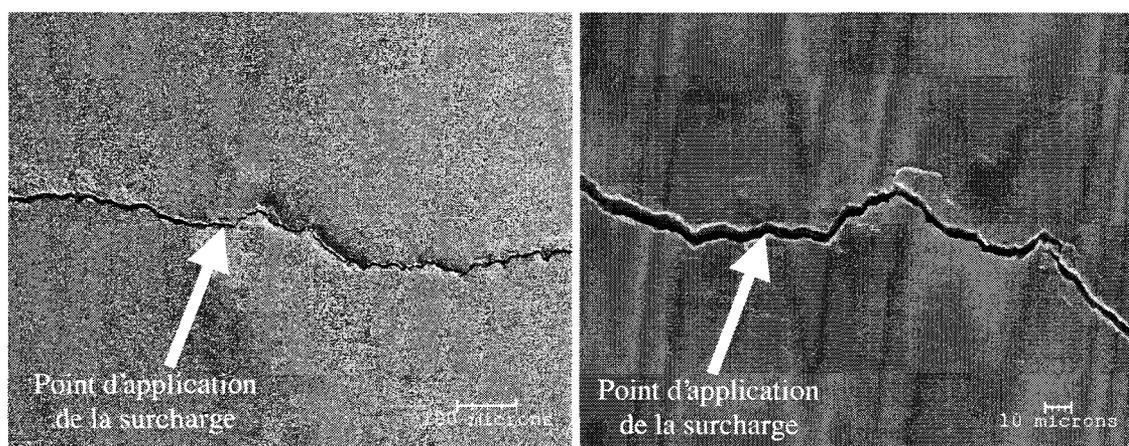


Figure III-25 : Chemin de fissuration pour l'essai sur le traitement thermique TR500 :  
 $R = 0.10$  et  $R_{pic}=2.2$ .

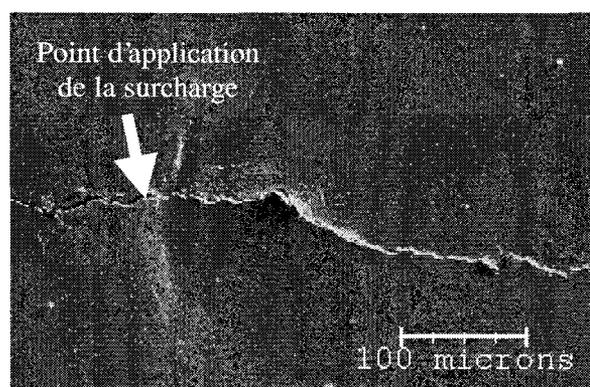


Figure III-26 : Chemin de fissuration pour l'essai sur le traitement thermique TR300 :  
 $R = 0.10$  et  $R_{pic}=2.2$ .

Deux types de comportement de la fissure sont observés : dans le cas des traitements thermiques NF et NA, on n'observe pas de bifurcation de la fissure en surface de l'éprouvette, ce qui n'est pas le cas pour les traitements thermiques TR500 et TR300.

### III.3.2. Etude des faciès de rupture

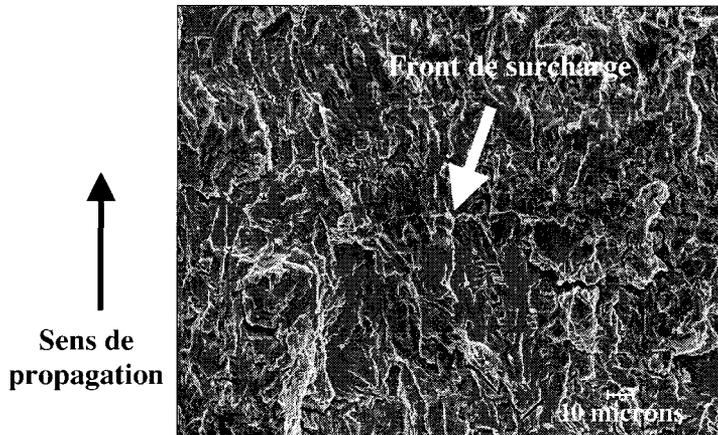


Figure III-27 : Faciès de rupture d'une éprouvette ayant subi le traitement thermique NF :  $R = 0.10$  et  $R_{pic}=2.0$ .

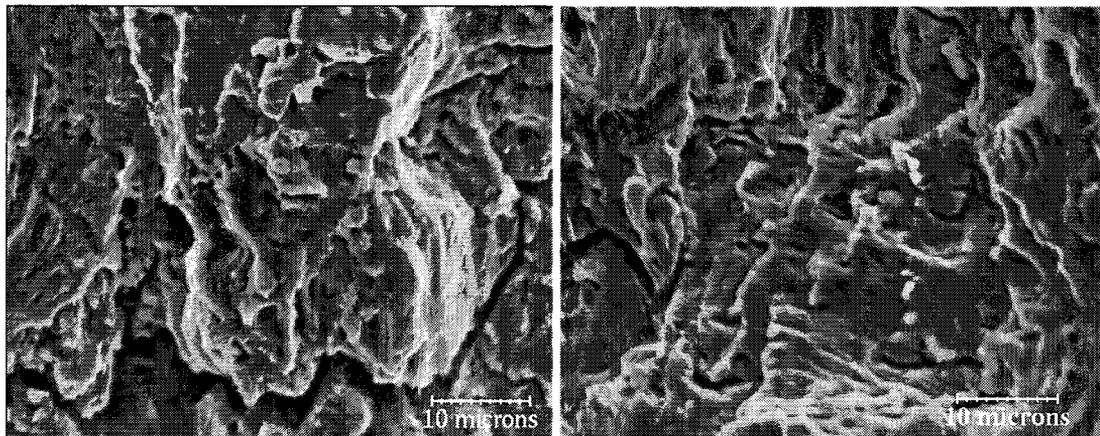


Figure III-28 : Faciès de rupture d'une éprouvette ayant subi le traitement thermique NF :  $R = 0.10$  et  $R_{pic}=2.0$   
(a) avant surcharge, (b) après surcharge.

Dans le cas du traitement thermique NF, il est difficile de repérer à faible grossissement la zone d'application de la surcharge (Figure III-27). En effet, cette marque n'est pas visible dans toute l'épaisseur de l'échantillon. Néanmoins, on peut apercevoir à fort grossissement des fissures secondaires intergranulaires avant et après surcharge (Figure III-28). Celles-ci sont caractéristiques de l'endommagement subi par le matériau en fond de fissure.

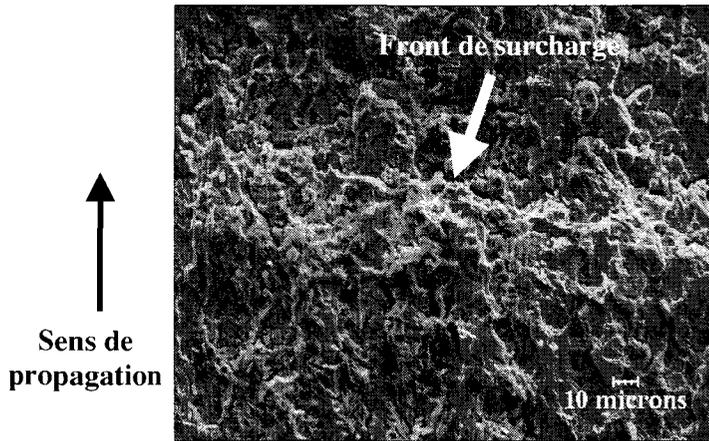


Figure III-29 : Faciès de rupture d'une éprouvette ayant subi le traitement thermique NA :  
 $R = 0.10$  et  $R_{pic}=2.5$ .

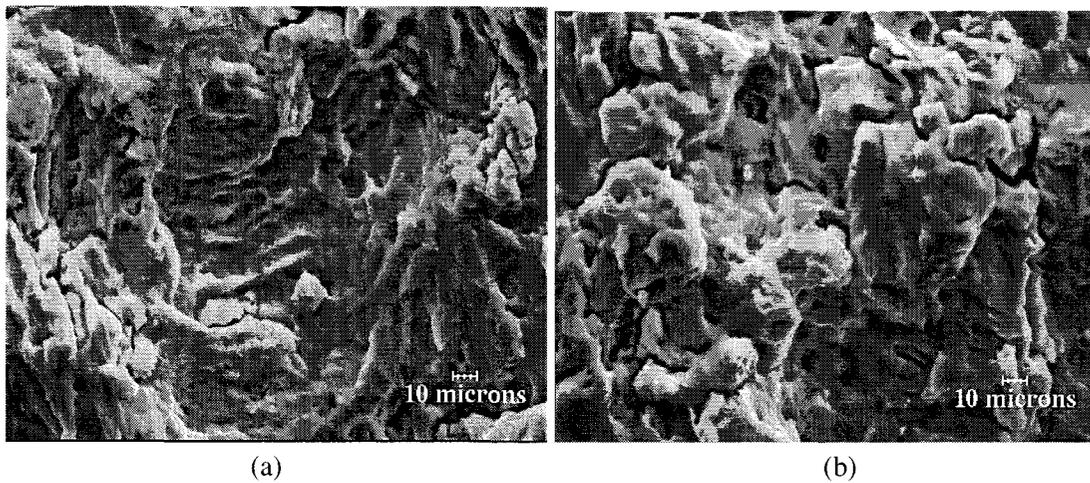


Figure III-30 : Faciès de rupture d'une éprouvette ayant subi le traitement thermique NA :  
 $R = 0.10$  et  $R_{pic}=2.5$   
 (a) avant surcharge, (b) après surcharge.

Dans le cas du traitement NA, on peut repérer très facilement la zone d'application de la surcharge à faible grossissement. Les faciès de rupture avant et après surcharge sont sensiblement différents :

- avant surcharge, il est possible d'observer un mode de rupture ductile,
- après surcharge, on peut voir des fissures secondaires.

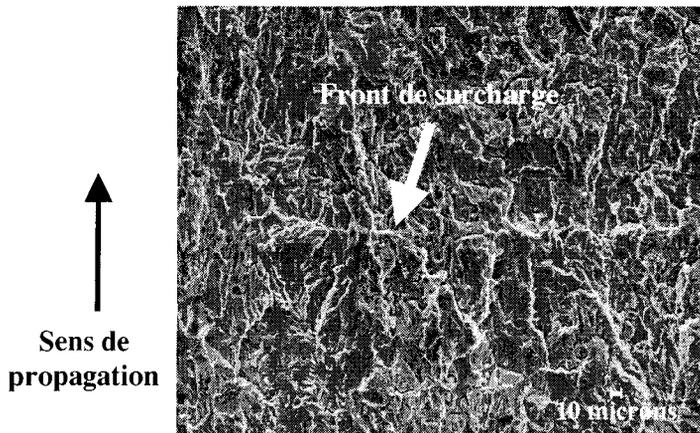


Figure III-31 : Faciès de rupture d'une éprouvette ayant subi le traitement thermique TR500 :  $R = 0.10$  et  $R_{pic} = 2.5$ .

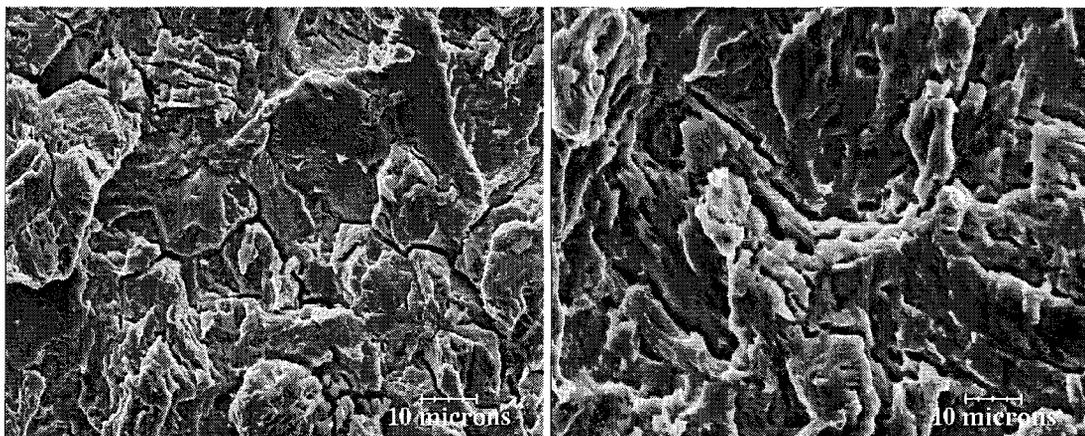


Figure III-32 : Faciès de rupture d'une éprouvette ayant subi le traitement thermique TR500 :  $R = 0.10$  et  $R_{pic} = 2.5$   
(a) avant surcharge, (b) après surcharge.

Dans le cas du traitement thermique TR500, à faible grossissement, la ligne d'application de la surcharge est nettement marquée sur toute l'épaisseur de l'échantillon. A cœur, le phénomène de bifurcation de la fissure est absent. Dans ce cas, la bifurcation de la fissure est liée à l'état de contraintes planes de surface.

A nouveau, on peut observer deux modes de rupture différents avant et après surcharge :

- avant surcharge, on peut observer un mode de propagation transgranulaire de la fissure. On peut aussi apercevoir des fissures secondaires intergranulaires.
- après surcharge, on observe des zones de matage laissant supposer qu'il y a eu fermeture de fissure.

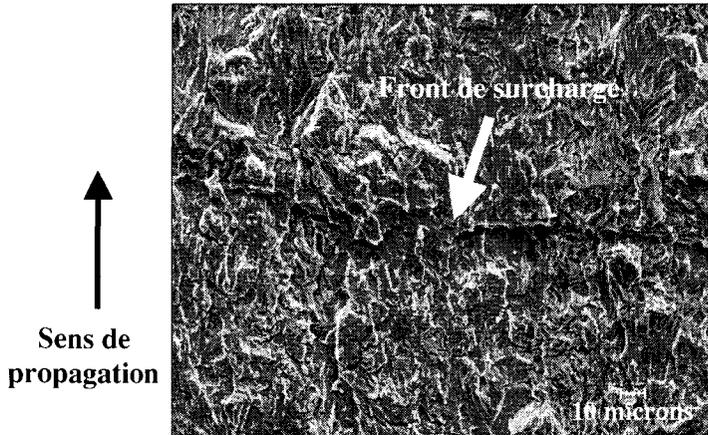


Figure III-33 : Faciès de rupture d'une éprouvette ayant subi le traitement thermique TR300 :  $R = 0.10$  et  $R_{pic}=2.5$ .

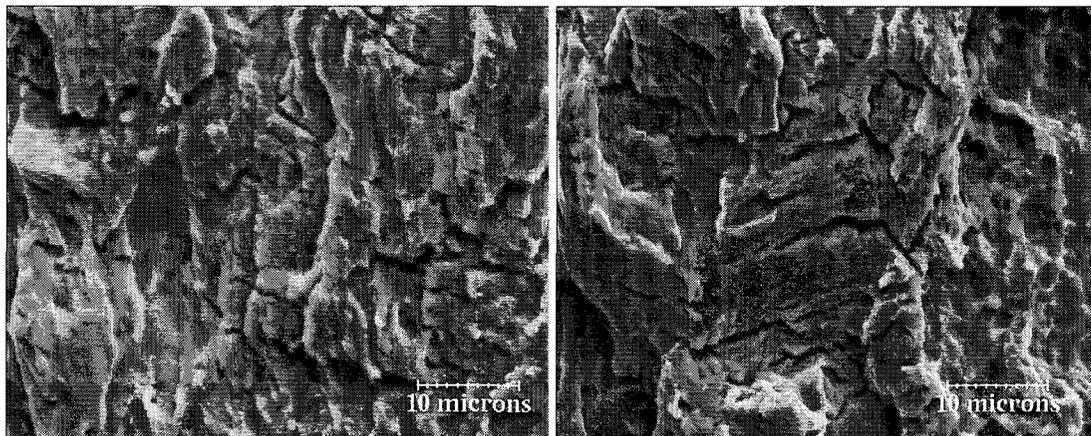


Figure III-34 : Faciès de rupture d'une éprouvette ayant subi le traitement thermique TR300 :  $R = 0.10$  et  $R_{pic}=2.5$   
(a) avant surcharge, (b) après surcharge.

Dans le cas du traitement thermique TR300, à faible grossissement, la ligne d'application de la surcharge est nettement marquée sur toute l'épaisseur de l'échantillon (pour des rapports de surcharge  $R_{pic}$  élevés). A cœur, le phénomène de bifurcation de la fissure est absent. Dans ce cas, la bifurcation de la fissure est aussi liée à l'état de contraintes planes de surface.

Un seul mode de rupture est observé avant et après surcharge (existence de fissures secondaires). Néanmoins, des coalescences de microvides existent après application de la surcharge. La propagation de la fissure est transgranulaire.

#### III.4. Synthèse des résultats expérimentaux

Dans cette partie, nous présentons tous les résultats des différentes configurations de chargements étudiées au cours de cette investigation expérimentale. Les résultats sont donnés essentiellement par deux paramètres qui nous semblent les plus importants pour décrire le retard après surcharge : le rapport de retard  $D_r$  et le coefficient de sévérité  $S_r$ .

La Figure III-35 montre l'évolution du rapport de retard  $D_r$  en fonction du taux de surcharge  $\tau_{pic}$ . Pour toutes les configurations, ce rapport est une fonction croissante du taux de surcharge  $\tau_{pic}$  qui peut être décrite par la relation unique qui s'écrit sous la forme :

$$D_r = 5.10^{-7} \times (\tau_{pic})^{2.9}$$

Equation III-13

Cette représentation indique clairement l'effet bénéfique du retard puisqu'il exprime le nombre de cycles relatif affectés par le retard.

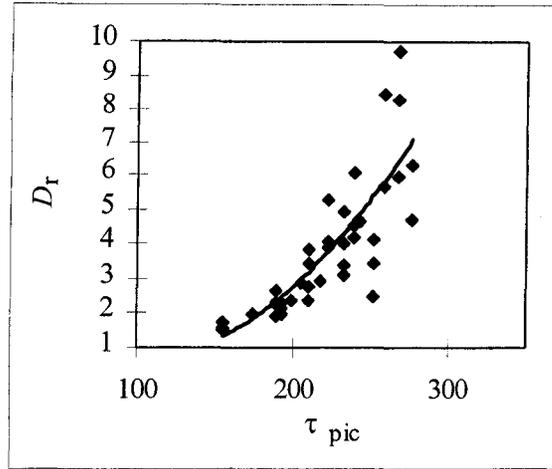


Figure III-35 : Evolution du rapport de retard  $D_r$  en fonction du taux de surcharge  $\tau_{pic}$  pour tous les cas de figures étudiés.

La Figure III-36, illustrant l'évolution du coefficient de sévérité  $S_r$  en fonction du taux de surcharge  $\tau_{pic}$  montre que  $S_r$  décroît quand  $\tau_{pic}$  augmente. Le coefficient de sévérité  $S_r$  constitue un bon indicateur de l'effet immédiat de la surcharge sur la vitesse de propagation. Pour les cas de figures étudiés, nous pouvons dégager en première approximation une relation globale de la forme suivante :

$$S_r = 7 \cdot 10^{12} \times (\tau_{pic})^{-6}$$

Equation III-14

Cette expression est utilisée ultérieurement pour la modélisation phénoménologique de la propagation de fissure après retard.

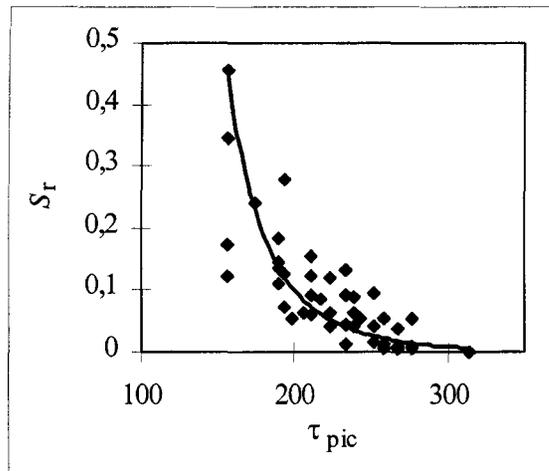


Figure III-36 : Evolution du coefficient de sévérité  $S_r$  en fonction du taux de surcharge  $\tau_{pic}$  pour tous les cas de figures étudiés.

*Chapitre IV*  
*Modélisation du retard*

## IV. Modélisation du retard

Les différents travaux antérieurs relatifs au retard après surcharge ont tenté de proposer des modèles en vue de simuler la propagation de fissure pendant le retard. Nous pouvons différencier entre les modèles basés sur :

- l'interaction des zones plastifiées (modèle de Wheeler,...),
- la fermeture de la fissure (modèle de Matsuoka,...),
- le cumul de dommage (modèle Glinka,...).

Tous ces modèles, qui sont basés essentiellement sur des éléments physiques ou phénoménologiques, permettent la prédiction de la vitesse de propagation après surcharge et, par intégration des vitesses de propagation, la durée de vie  $N_d$ . Mais, ces tentatives de modélisation se limitent à l'étude de cas particuliers, elles ne peuvent être généralisées : chaque modèle est un cas unique. Actuellement, il n'existe pas de modèle prédictif qui puisse être appliqué dans le cas de surcharges.

Dans cette partie, nous présentons et discutons deux types de modélisation :

- modélisation phénoménologique,
- modélisation numérique.

### IV.1. Modélisation phénoménologique

Dans cette catégorie de modèles, la perturbation de la vitesse de propagation après surcharge est décrite souvent à partir d'une formulation introduisant un coefficient de ralentissement  $C_r$ . L'expression générale peut s'écrire sous la forme suivante :

$$(da/dN)_r = C_r \cdot (da/dN)_{base} \quad \text{Equation IV-1}$$

où

- $(da/dN)_r$  correspond à l'évolution de la vitesse de propagation pendant le retard, c'est à dire sur une distance de propagation après la surcharge égale à la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$ ,
- $(da/dN)_{base}$  correspond à l'évolution de la vitesse de fissuration sur cette même longueur mais en l'absence de surcharge. Celle-ci peut être déterminée à partir de la relation de Paris,  $(da/dN)_{base} = C \cdot (\Delta K)^m$ ,
- $C_r$  est un coefficient de ralentissement qui est égal à :
  - $\Rightarrow 1$  avant la surcharge,
  - $\Rightarrow (C_r)_{min}$  à la distance  $a_{min}$ ,
  - $\Rightarrow 1$  après le retard (c'est à dire quand la longueur de fissure  $a$  est supérieure ou égale à la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$ ).

Ce coefficient est caractérisé aussi par deux stades d'évolution :

- il décroît de la valeur 1 à sa valeur minimale,
- puis, il croît de sa valeur minimale pour atteindre à nouveau la valeur 1.

Selon le type de modèle choisi, le coefficient de ralentissement  $C_r$  peut être attribué à un phénomène physique se produisant pendant le retard : fermeture de fissure, zones plastifiées, ... Dans notre étude, nous allons privilégier le second phénomène, étant donné que l'étude expérimentale a

montré clairement que le phénomène de fermeture est un phénomène secondaire qui ne se manifeste pas dans tous les cas.

### IV.1.1. Hypothèses du modèle

Le modèle est basé sur les hypothèses suivantes qui ont été confirmées lors de notre étude expérimentale :

- le retard se produit sur une distance après surcharge égale à la valeur de  $a_d$  qui est estimée à partir des tailles de zones plastifiées monotones de surcharge et de base, et donnée par l'expression suivante :

$$a_d = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_{\max}}{\sigma_y} \right)^2 (R_{\text{pic}}^2 - 1) \quad \text{Equation IV-2}$$

- la vitesse minimale est atteinte à une distance  $a_{\min}$  qui peut être comparée à la zone plastifiée cyclique de surcharge :

$$a_{\min} = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{\Delta K_{\text{pic}}}{2\sigma_y} \right)^2 \quad \text{Equation IV-3}$$

- la valeur de la vitesse minimale  $(da/dN)_{\min}$  peut être déduite à partir du coefficient de sévérité  $S_r$ , qui fait intervenir aussi la vitesse initiale  $(da/dN)_{\text{base}}$ . Dans cette étude, le coefficient est donné par la relation suivante :  $S_r = 7.10^{12} \times (\tau_{\text{pic}})^{-6}$ .

La Figure IV-1 donne une indication schématique sur les différentes hypothèses du modèle proposé qui suppose connues :

- ⇒ la vitesse de propagation initiale  $(da/dN)_{\text{base}}$  atteinte avant l'application de la surcharge :  $(da/dN)_{\text{base}} = C.(\Delta K)^m$ ,
- ⇒ les conditions de chargement :  $R, K_{\max}, K_{\text{pic}}, R_{\text{pic}}$ ,
- ⇒ la limite d'élasticité du matériau  $\sigma_y$ ,
- ⇒ les dimensions et la géométrie de la pièce.

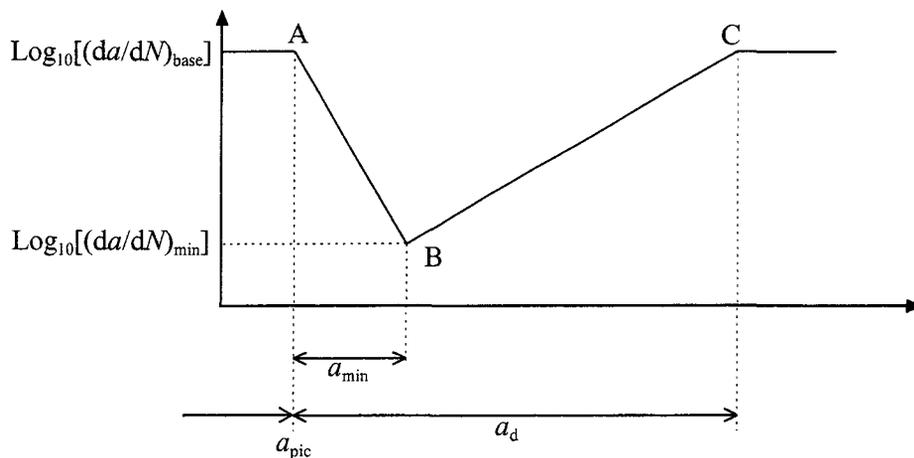


Figure IV-1: Schématisation du modèle de retard.

On se propose donc de modéliser ce type de courbe de retard en faisant une approximation linéaire sur les évolutions du logarithme en base dix de la vitesse de propagation  $(da/dN)$  sur les segments AB et BC.

### IV.1.2. Détermination du coefficient de ralentissement $C_r$

Dans cette partie, on se propose de déterminer le coefficient de ralentissement  $C_r$  en fonction de la longueur de fissure. Pour cela, il faut considérer deux intervalles de longueur de fissures : le premier pour une longueur de fissure comprise dans l'intervalle  $[a_{pic} ; a_{pic} + a_{min}]$  et le second pour une longueur de fissure comprise dans l'intervalle  $[a_{pic} + a_{min} ; a_{pic} + a_d]$ .

#### IV.1.2.a. Etude sur le premier intervalle $[a_{pic} ; a_{pic} + a_{min}]$

L'équation de la droite de fissuration [AB] peut s'écrire de la manière suivante :

$$\log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right) = E \times (a - a_{pic}) + F \quad \text{Equation IV-4}$$

avec  $E$  et  $F$  étant respectivement le coefficient directeur et l'ordonnée à l'origine de la droite [AB]. Les conditions pour déterminer ces deux paramètres sont obtenues par les couples de points  $(a_{pic} ; (da/dN)_{base})$  et  $(a_{pic} + a_{min} ; (da/dN)_{min})$ . Ainsi, en écrivant les deux relations suivantes, il est possible de déterminer  $E$  et  $F$  :

$$\log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right)_{base} = F \quad \text{Equation IV-5}$$

$$\log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right)_{min} = E \times (a_{min}) + F \quad \text{Equation IV-6}$$

d'où :

$$E = \frac{\log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right)_{min} - \log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right)_{base}}{a_{min}} = \frac{\log_{10}(S_r)}{a_{min}} \quad \text{Equation IV-7}$$

Ainsi, on détermine entièrement les paramètres  $E$  et  $F$ , ce qui conduit à réécrire l'équation IV-4 sous la forme suivante :

$$\log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right) = \frac{\log_{10}(S_r)}{a_{min}} \times (a - a_{pic}) + \log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right)_{base} \quad \text{Equation IV-8}$$

ou encore :

$$\left( \frac{da}{dN} \right) = (S_r)^{\left( \frac{a - a_{pic}}{a_{min}} \right)} \left( \frac{da}{dN} \right)_{base} \quad \text{Equation IV-9}$$

En identifiant les relations IV-1 et IV-9, on peut déterminer le coefficient de ralentissement  $C_r$ , pour une longueur de fissure comprise dans l'intervalle  $[a_{pic} ; a_{pic} + a_{min}]$  :

$$C_r = (S_r)^{\left( \frac{a - a_{pic}}{a_{min}} \right)} \quad \text{Equation IV-10}$$

#### IV.1.2.b. Etude sur le second intervalle $[a_{pic} + a_{min} ; a_{pic} + a_d]$

L'équation de la droite de fissuration [BC] peut s'écrire de la manière suivante :

$$\log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right) = G \times (a - a_{pic}) + H \quad \text{Equation IV-11}$$

avec  $G$  et  $H$  étant respectivement le coefficient directeur et l'ordonnée à l'origine de la droite [BC]. Les conditions pour déterminer ces deux paramètres sont obtenues par les couples de points

$(a_{pic} + a_{min} ; (da/dN)_{min})$  et  $(a_{pic} + a_d ; (da/dN)_{base})$ . En écrivant les deux relations suivantes, on détermine  $G$  et  $H$  :

$$\log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right)_{min} = G \times a_{min} + H \quad \text{Equation IV-12}$$

$$\log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right)_{base} = G \times (a_d) + H \quad \text{Equation IV-13}$$

d'où :

$$G = \frac{\log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right)_{base} - \log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right)_{min}}{a_d - a_{min}} = \frac{\log_{10} (S_r)}{a_{min} - a_d} \quad \text{Equation IV-14}$$

et

$$H = \frac{\log_{10} (S_r)}{a_d - a_{min}} \times a_d + \log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right)_{base} \quad \text{Equation IV-15}$$

Les paramètres  $G$  et  $H$  sont déterminés, ce qui conduit à la relation suivante :

$$\log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right) = \frac{\log_{10} (S_r)}{a_{min} - a_d} \times (a - a_{pic}) + \log_{10} \left( \frac{da}{dN} \right)_{base} + \log_{10} (S_r) \times \frac{a_d}{a_d - a_{min}} \quad \text{Equation IV-16}$$

ou encore :

$$\left( \frac{da}{dN} \right) = (S_r)^{\left( \frac{a_d + a_{pic} - a}{a_d - a_{min}} \right)} \times \left( \frac{da}{dN} \right)_{base} \quad \text{Equation IV-17}$$

Le coefficient de ralentissement  $C_r$ , pour une longueur de fissure comprise dans l'intervalle  $[a_{pic} + a_{min} ; a_{pic} + a_d]$ , est donné par :

$$C_r = (S_r)^{\left( \frac{a_d + a_{pic} - a}{a_d - a_{min}} \right)} \quad \text{Equation IV-18}$$

On peut remarquer que, dans les relations IV-9 et IV-17, la valeur de la vitesse initiale de propagation peut être remplacée par la relation de Paris :

$$\left( \frac{da}{dN} \right)_{base} = C \times (\Delta K)^m \quad \text{Equation IV-19}$$

Ceci veut dire que ce modèle s'adapte aussi bien aux essais menés à amplitude de charge  $\Delta P$  constante qu'aux essais menés à amplitude de facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  constante.

### IV.1.3. Modélisation de la vitesse de fissuration

La Figure IV-2 montre pour les quatre essais de référence (un essai par traitement thermique :  $R = 0.1$  pour tous les traitements thermiques,  $R_{pic} = 2.0$  pour le traitement NF et  $R_{pic} = 2.5$  pour NA, TR500 et TR300), la comparaison entre les vitesses de propagation mesurées expérimentalement et les vitesses calculées à partir du modèle en utilisant les équations IV-9 et IV-17.

Dans un premier temps, on peut remarquer que l'allure générale des courbes déterminées par notre modèle s'approchent relativement bien des résultats expérimentaux.

Pour les traitements thermiques NF, NA et TR500, le modèle sous-estime la valeur de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$ . Dans le cas du traitement TR300, cette valeur est légèrement surestimée.

En ce qui concerne la vitesse minimale atteinte après surcharge, elle est presque toujours surestimée sauf pour le traitement thermique NA pour lequel elle est légèrement sous-estimée. Sa longueur de fissure associée  $a_{min}$  révèle une bonne estimation du modèle.

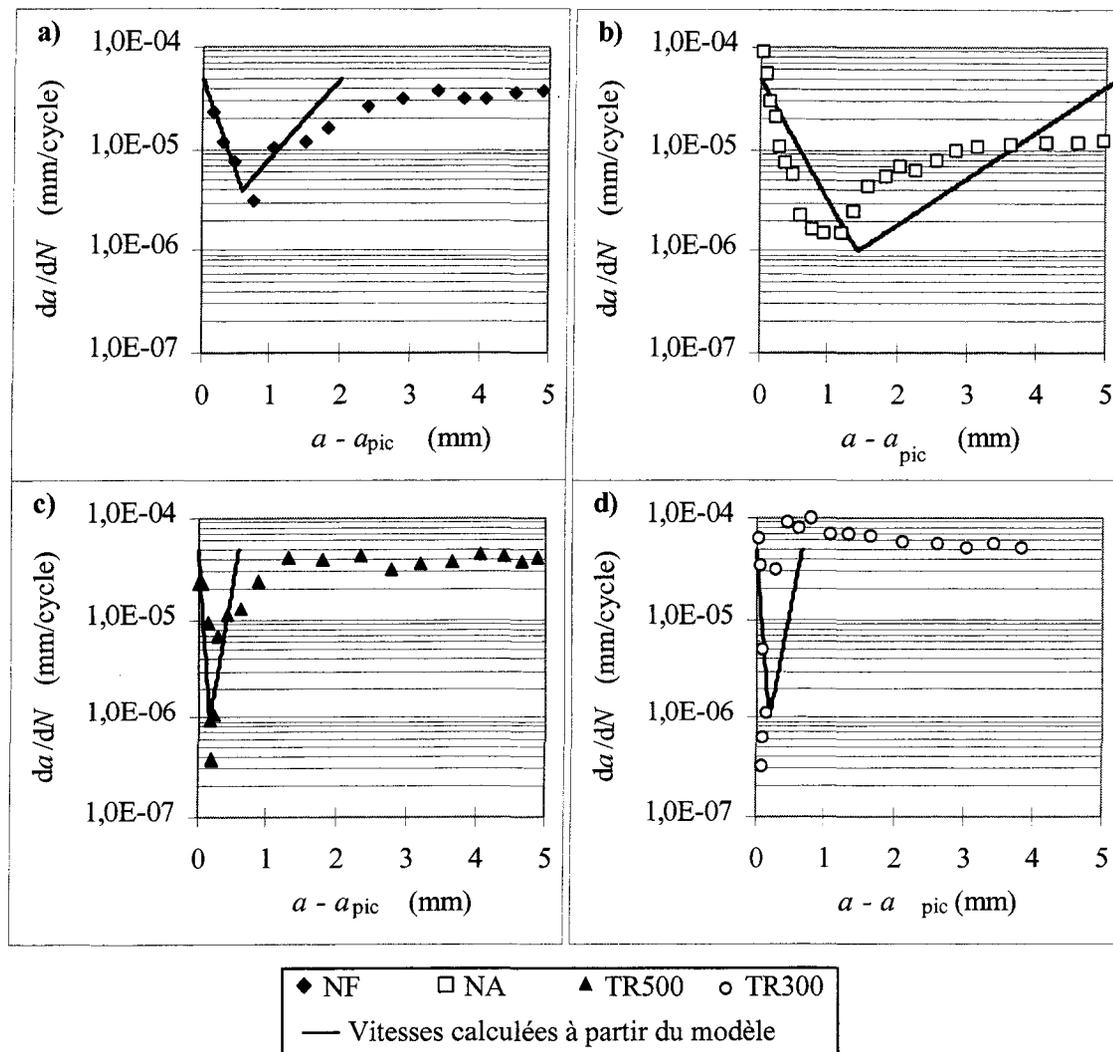


Figure IV-2 : Comparaison entre les courbes de fissuration expérimentales et celles issues de la modélisation proposée.

Toutes ces constatations tendent à montrer que l'évaluation du retard, donc du nombre de cycles affectés  $N_d$ , doit être légèrement sous-estimée. Ceci doit être vérifié. En effet, il est préférable que la prédiction de la durée de vie soit inférieure à la durée de vie réelle pour des raisons de sécurité au dimensionnement. Cette vérification fait l'objet de la partie suivante.

#### IV.1.4. Calcul du nombre de cycles affectés par le retard

Un des intérêts de cette méthode réside dans le fait qu'elle permet d'accéder assez rapidement au calcul du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$ . En effet, il suffit d'une simple intégration de la loi de fissuration pour obtenir ce paramètre caractéristique et essentiel du retard :

$$N_d = \int_{a_{pic}}^{a_{pic}+a_{min}} \left( \frac{da}{(S_r)^{\frac{a-a_{pic}}{a_{min}}} \times C(\Delta K)^m} \right) + \int_{a_{pic}+a_{min}}^{a_{pic}+a_d} \left( \frac{da}{(S_r)^{\frac{a_d+a_{pic}-a}{a_d-a_{min}}} \times C(\Delta K)^m} \right) \quad \text{Equation IV-20}$$

#### IV.1.5. Validation du modèle

La Figure IV-3 représente la comparaison entre les valeurs expérimentales du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  et les courbes obtenues à partir du modèle et ce pour chacun des traitements thermiques. Cette Figure représente le cas où l'amplitude de la surcharge varie.

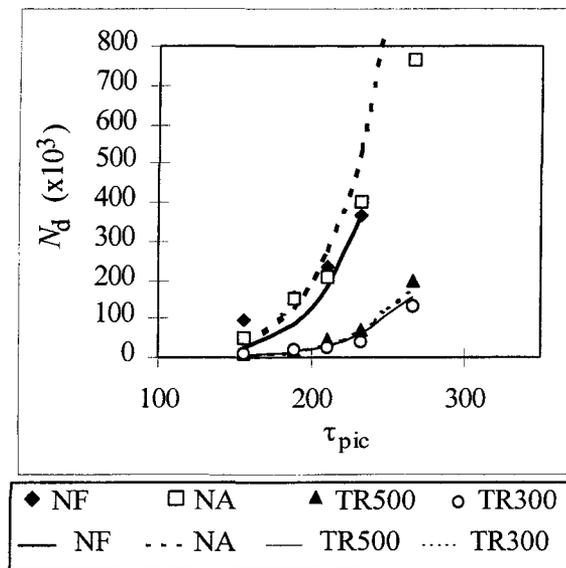


Figure IV-3 : Comparaison entre les valeurs expérimentales de  $N_d$  (points) et celles obtenues pour la modélisation (courbes).  
Cas où l'amplitude de surcharge  $\tau_{pic}$  varie.

Globalement, on peut remarquer une assez bonne corrélation entre les courbes du modèle et les valeurs expérimentales. On retrouve ici les deux familles de comportement comme lors de notre analyse expérimentale. Ces deux familles représentent les hautes et basses limites d'élasticité.

La Figure IV-4 représente la même comparaison que la Figure IV-3 dans le cas où l'on étudie l'influence du rapport de charge  $R$  sur le retard  $N_d$ . Dans ce cas, on peut dire que, globalement, notre modèle surestime la durée de vie. Il faut néanmoins apporter 2 précisions qui permettent de justifier en partie l'écart entre la durée de vie estimée et la durée de vie expérimentale :

- 1) Pour le calcul des courbes modélisées, nous nous sommes basés sur une vitesse de propagation initiale de  $5 \times 10^{-5}$  mm/cycle. Or, la valeur réelle de cette vitesse de propagation est supérieure quand  $R$  augmente. Ceci explique donc en partie pourquoi on surestime le retard dans ce cas.

2) Dans le cas du traitement thermique NA, on peut noter la forte dispersion entre les valeurs estimées de la durée de vie et les valeurs expérimentales. Il faut rappeler la difficulté d'évaluer le nombre de cycles de retard  $N_d$  à cause de l'étendue de la fermeture de fissure. Il est très probable que nous ayons sous-évalué le retard expérimental dans ce cas.

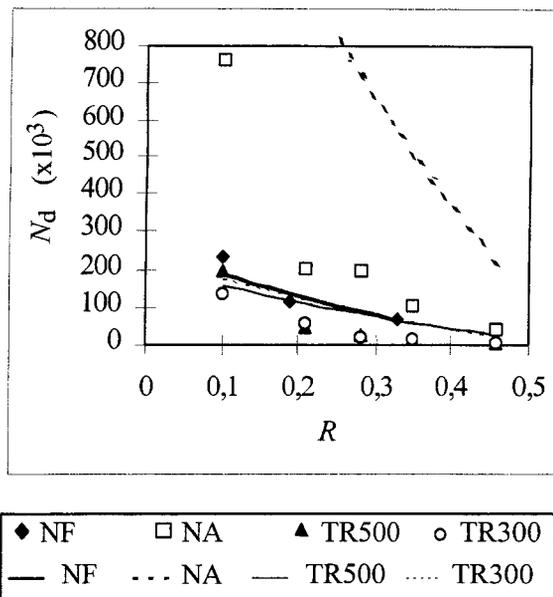


Figure IV-4 : Comparaison entre les valeurs expérimentales de  $N_d$  (points) et celles obtenues pour la modélisation (courbes). Cas où le rapport de charge  $R$  varie.

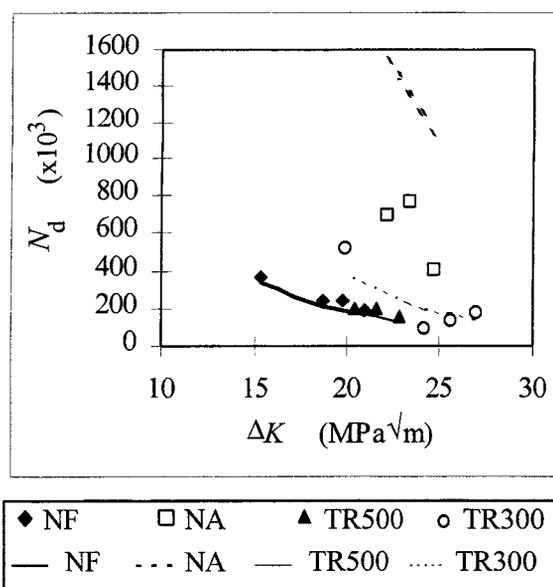


Figure IV-5 : Comparaison entre les valeurs expérimentales de  $N_d$  (points) et celles obtenues pour la modélisation (courbes). Cas où l'amplitude du chargement de base  $\Delta K$  varie.

Enfin, la Figure IV-5 fournit les résultats dans le cas du troisième chargement (quand l'amplitude du chargement de base  $\Delta K$  varie) :

- 1) Dans le cas des traitements thermiques NF, TR500 et TR300, on note une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et notre modèle.
- 2) Dans le cas du traitement thermique NA, à nouveau il semble que le modèle surestime le retard. On peut refaire ici la remarque précédente concernant la fermeture de fissure qui empêche une bonne évaluation du retard dans ce cas.

## IV.2. Modélisation numérique

### IV.2.1. Objet

Cette partie de l'étude a été consacrée à la simulation numérique de l'avancée de la fissure soumise à chargement à amplitude constante avec l'application d'un cycle de surcharge instantané. Les calculs numériques ont été réalisés sur une éprouvette CT en vue d'évaluer :

- la distribution des contraintes au voisinage de la pointe de la fissure correspondant à plusieurs longueurs de fissure,
- l'étendue des zones plastifiées avant et après l'application de la surcharge,
- les conditions pour lesquelles le phénomène de fermeture de la fissure est présent.

### IV.2.2. Conditions de modélisation

Les dimensions de l'éprouvette sont identiques à celles utilisées dans l'étude expérimentale ( $W = 80$  mm,  $B = 15$  mm). Les calculs ont été effectués selon les conditions de chargement suivantes :

- rapport de charge  $R = 0.1$ ,
- $\Delta K_{\text{base}} = 25.6$  MPa. $\sqrt{\text{m}}$  correspondant à une vitesse de propagation  $(da/dN)_{\text{base}} = 5.5 \times 10^{-5}$  mm/cycle, dans le cas du traitement thermique TR300,
- $\Delta K_{\text{base}} = 19.8$  MPa. $\sqrt{\text{m}}$  correspondant à une vitesse de propagation  $(da/dN)_{\text{base}} = 5.5 \times 10^{-5}$  mm/cycle, dans le cas du traitement thermique NF,
- la longueur de la fissure initiale est de  $a_0 = 43.95$  mm,
- la longueur de la fissure à la surcharge  $a_{\text{pic}} = 44$  mm,
- le rapport de surcharge  $R_{\text{pic}}$  a été choisi égal à 2.

Deux types de comportements mécaniques ont été testés, correspondant aux traitements thermiques NF et TR300. Le comportement des matériaux a été déterminé à l'aide d'un essai de traction monotone. Les résultats ont été exposés au chapitre II sous la forme des courbes "contrainte vraie - déformation vraie".

Pour des raisons de symétrie géométrique et d'homogénéité du matériau, le maillage a été réalisé sur une moitié d'éprouvette. Les mailles du fond de fissure sont des mailles quadratiques à 8 noeuds avec 4 points de Gauss (Figure IV-6). Ce type de mailles est adapté dans le cas des calculs élastoplastiques.



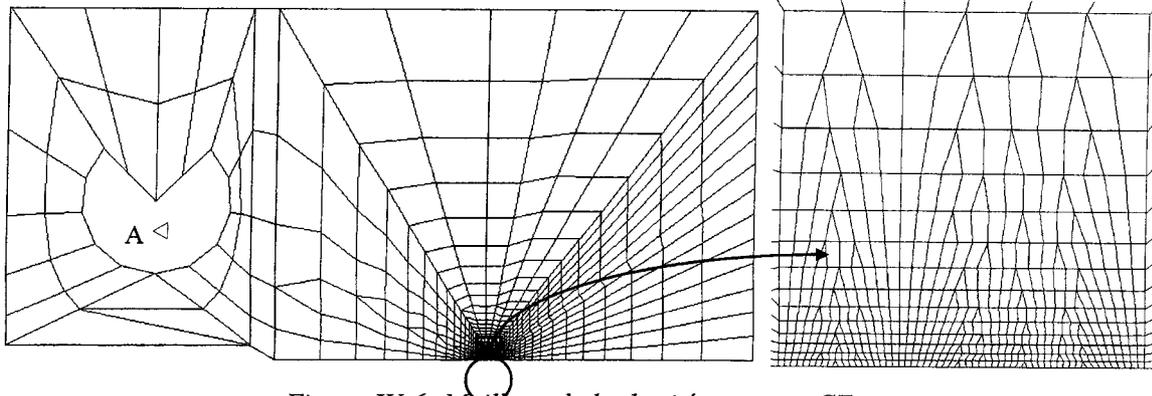


Figure IV-6: Maillage de la demi éprouvette CT. 

La taille des éléments se trouvant au fond et sur le trajet de la fissure est de dimension égale à  $50\mu\text{m}$ . Cette taille a été choisie en se basant sur les recommandations proposées par Dai Heng Chen et Nisitani [IV-1] qui est de l'ordre de  $1/50$  de la taille de la zone plastifiée maximale.

La pointe de la fissure initiale est située à  $0,05\text{ mm}$  (Figure IV-6). Les conditions aux limites sont les suivantes :

- le déplacement " $U_x$ " du point d'application de la charge (A) est bloqué,
- les déplacements " $U_y$ " des nœuds situés en amont du front de la fissure sont bloqués,
- en vue d'évaluer la fermeture de fissure, une surface de contact est modélisée le long du trajet de la fissure.

Les calculs numériques ont été réalisés à l'aide du code par éléments finis Systus [IV-2] en utilisant l'option "bidimensionnelle". Les calculs ont été menés sous les conditions de déformations planes (DP) et de contraintes planes (CP). L'écroutissage est supposé cinématique.

L'avancée de la fissure, simulée par la technique de relâchement des nœuds, est effectuée arbitrairement quand la charge atteint sa valeur maximale  $P_{\text{max}}$  : les réactions au niveau des nœuds relâchés de l'élément sont amenées à zéro. Cette étape sert uniquement à faire varier la longueur de la fissure. La Figure IV-7 représente le chargement ayant servi de base pour les calculs, les relâchements sont repérés par des maintiens de charge à la valeur maximale. Ces maintiens servent à annuler les réactions sur les nœuds relâchés. Sur la Figure IV-7, les chiffres indiquent le nombre d'incrément "temps" nécessaire pour arriver à ce point du calcul. Après surcharge, le calcul permet de faire progresser la fissure sur  $1\text{ mm}$ .

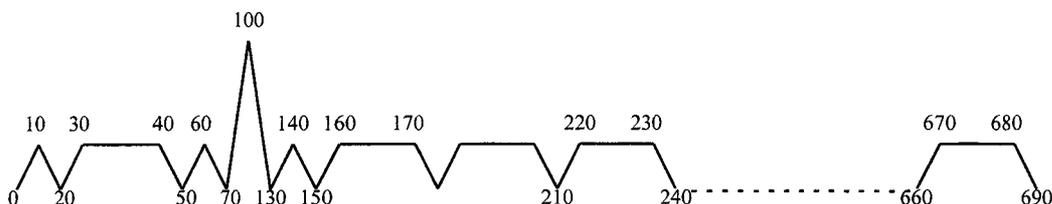


Figure IV-7: Etapes de chargement appliquées à la modélisation numérique.

Tous les résultats sont donnés pour le cas du traitement thermique TR300 en Déformations Planes. Les autres résultats sont proposés en annexe C.

### IV.2.3. Evolution des zones plastifiées calculées

#### IV.2.3.a. Les zones plastifiées du chargement de base avant surcharge

Les zones plastifiées avant surcharge sont représentées sur la Figure IV-8. On peut remarquer que la zone plastifiée monotone du chargement de base est environ 2 fois plus étendue que la zone plastifiée cyclique. Selon l'axe de propagation, la zone plastifiée monotone s'étend sur 0.03 mm en aval du front de fissure.

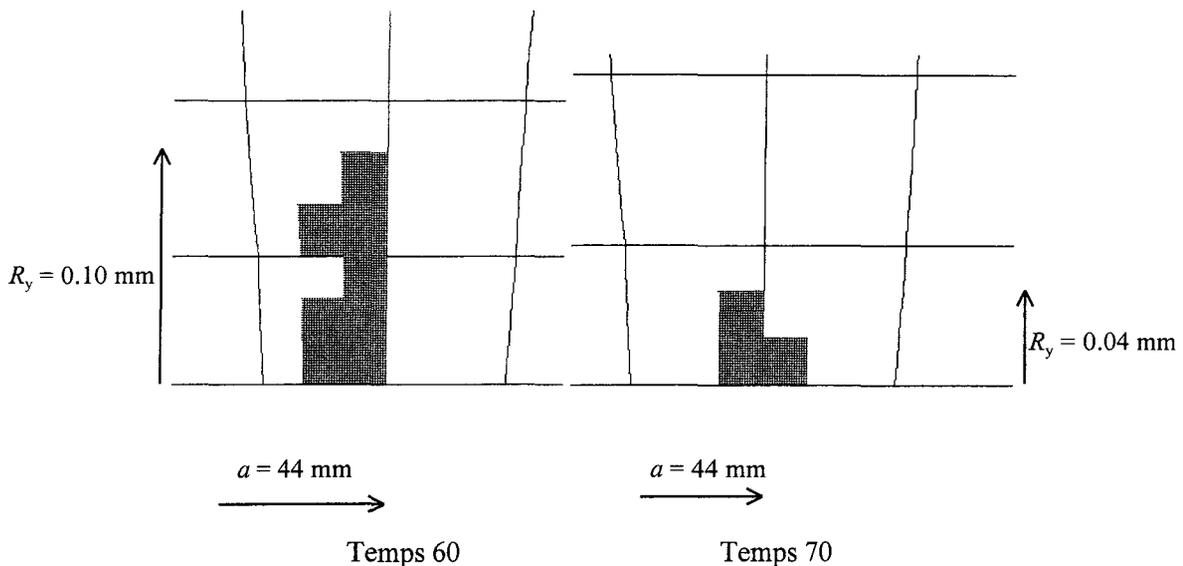


Figure IV-8 : Zones plastifiées monotone et cyclique du chargement de base juste avant surcharge (TR300, calcul en Déformations Planes).

#### IV.2.3.b. Les zones plastifiées de surcharge

Les zones plastifiées de la surcharge sont représentées sur la Figure IV-9. On peut remarquer ici que la zone plastifiée monotone est environ 4 fois plus étendue que la zone plastifiée cyclique. Selon l'axe des  $x$ , la zone plastifiée monotone de surcharge s'étend sur 0.15 mm environ en amont du front de fissure. La différence entre les zones plastifiées monotones de surcharge et du chargement de base vaut donc environ 0.12 mm (0.15 mm - 0.03 mm) dans la direction de propagation de la fissure.

On vérifiera plus loin que la distribution des contraintes en fond de fissure a retrouvé en bonne partie son profil initial quand la fissure aura progressé de 0.15 mm après surcharge.

#### IV.2.3.c. Evolution des zones plastifiées du chargement de base après surcharge

La Figure IV-10 représente les zones plastifiées monotone et cyclique du chargement de base après surcharge. On peut remarquer que l'étendue de la zone plastifiée monotone du chargement de base est nettement inférieure à celle d'avant surcharge. Par contre, la zone plastifiée cyclique du chargement de base s'est fortement amplifiée et équivaut presque à la zone plastifiée cyclique de surcharge. Le rapport entre ces deux zones vaut environ 0.24.

La Figure IV-11 représente les zones plastifiées monotone et cyclique du chargement de base suite à une propagation d'environ 0.90 mm après surcharge. On peut remarquer que l'étendue de la zone plastifiée monotone retrouve peu à peu sa valeur initiale.

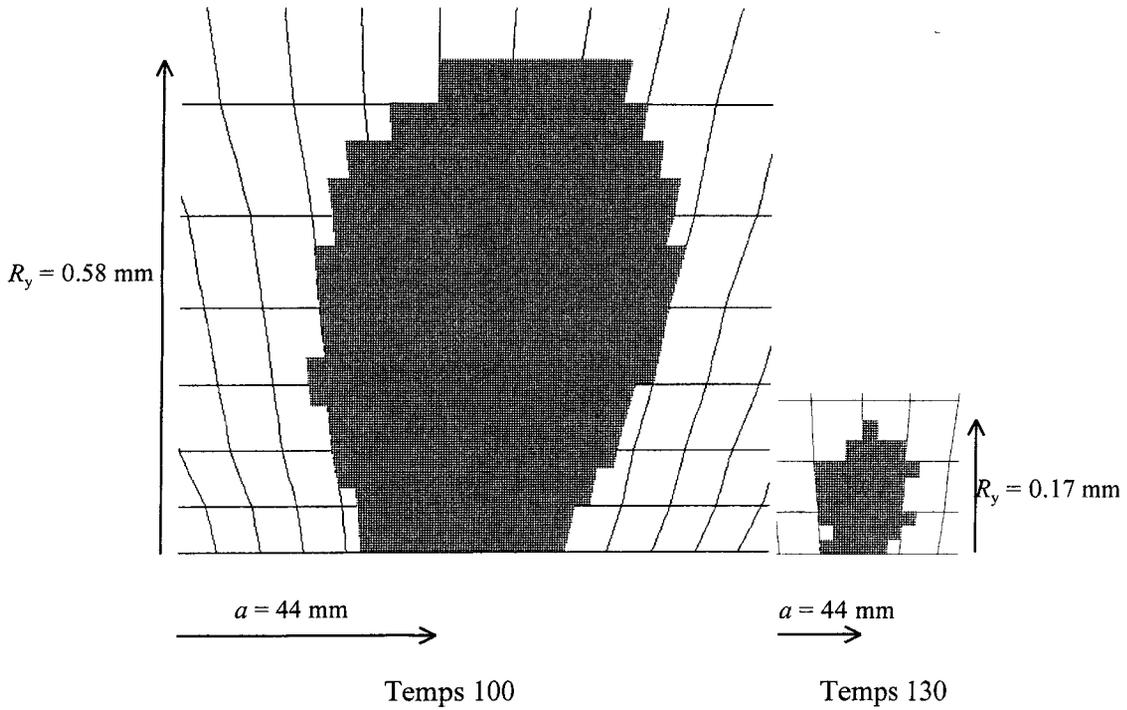


Figure IV-9 : Zones plastifiées monotone et cyclique de surcharge (TR300, calcul en Déformations Planes).

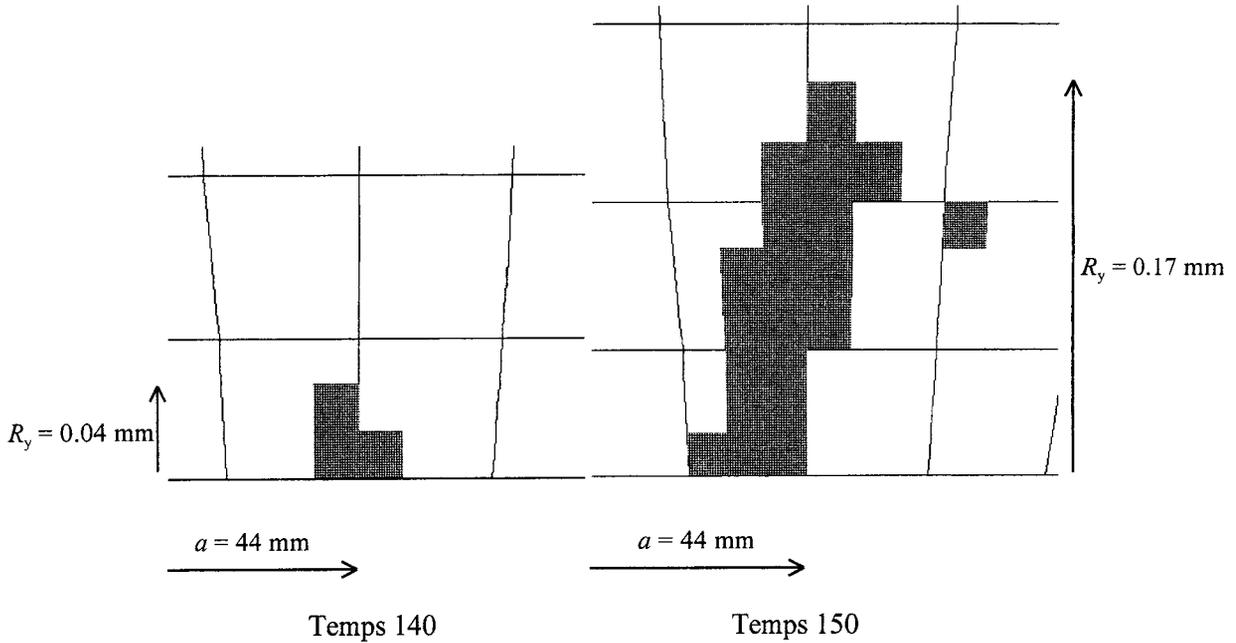


Figure IV-10 : Zones plastifiées monotone et cyclique du chargement de base juste après surcharge (TR300, calcul en Déformations Planes).

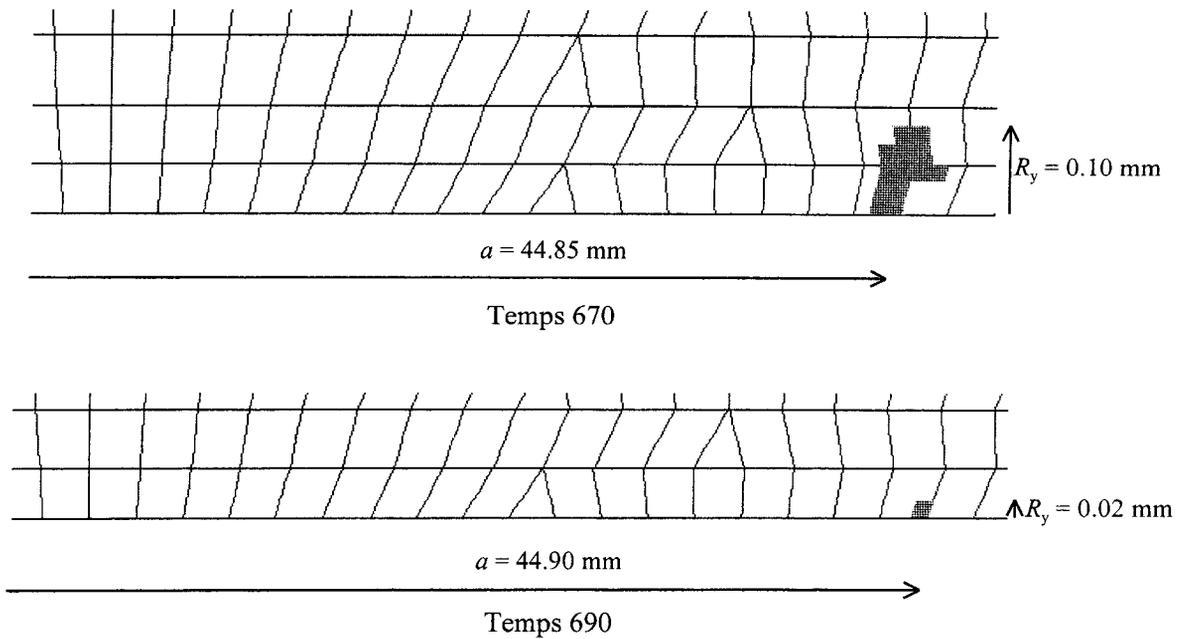


Figure IV-11 : Zones plastifiées monotone et cyclique du chargement de base suite à 0.9 mm de propagation de la fissure après surcharge (TR300, calcul en Déformations Planes).

#### IV.2.4. Distribution des contraintes au fond de la fissure

L'évolution des contraintes  $\sigma_{yy}$  aux alentours du fond de la fissure a été analysée, et ce, à chaque relâchement de nœuds, avant, pendant, et après surcharge. Les résultats sont donnés par la Figure IV-12 pour différents temps de calcul en condition de déformations planes pour TR300.

Sur cette figure, on observe le profil habituel des contraintes  $\sigma_{yy}$  avant surcharge. A la surcharge, on assiste à leur amplification. On notera la forte intensification des contraintes de compression à la fin de la surcharge. Ces contraintes résiduelles de compression réduisent l'amplitude des contraintes en fond de fissure au retour du chargement initial. Suite à une propagation de 0.15 mm après surcharge, les contraintes en fond de fissure retrouve leur profil initial. A ce stade, on note encore des contraintes résiduelles de compression au niveau du point d'application de la surcharge, ce qui laisse supposer qu'il y a contact de la lèvre de la fissure au point d'application de la surcharge. On vérifiera ceci au paragraphe suivant.

#### IV.2.5. Profil d'ouverture de fissure

La Figure IV-13 représente l'évolution du profil d'ouverture de fissure à charge minimale pour différentes longueurs de fissure. Avant surcharge, on peut remarquer qu'il y a contact entre les lèvres de la fissure en aval du front de fissure et non sur le front de fissure lui-même. Après surcharge, ce contact disparaît et on n'observe plus de fermeture de fissure. Après une propagation de 0.2 mm, on observe un contact des lèvres de la fissure au niveau du point d'application de la surcharge, alors que ce phénomène ne se présente pas au voisinage du front de fissure. On observe le même type de comportement après une propagation de 0.9 mm.

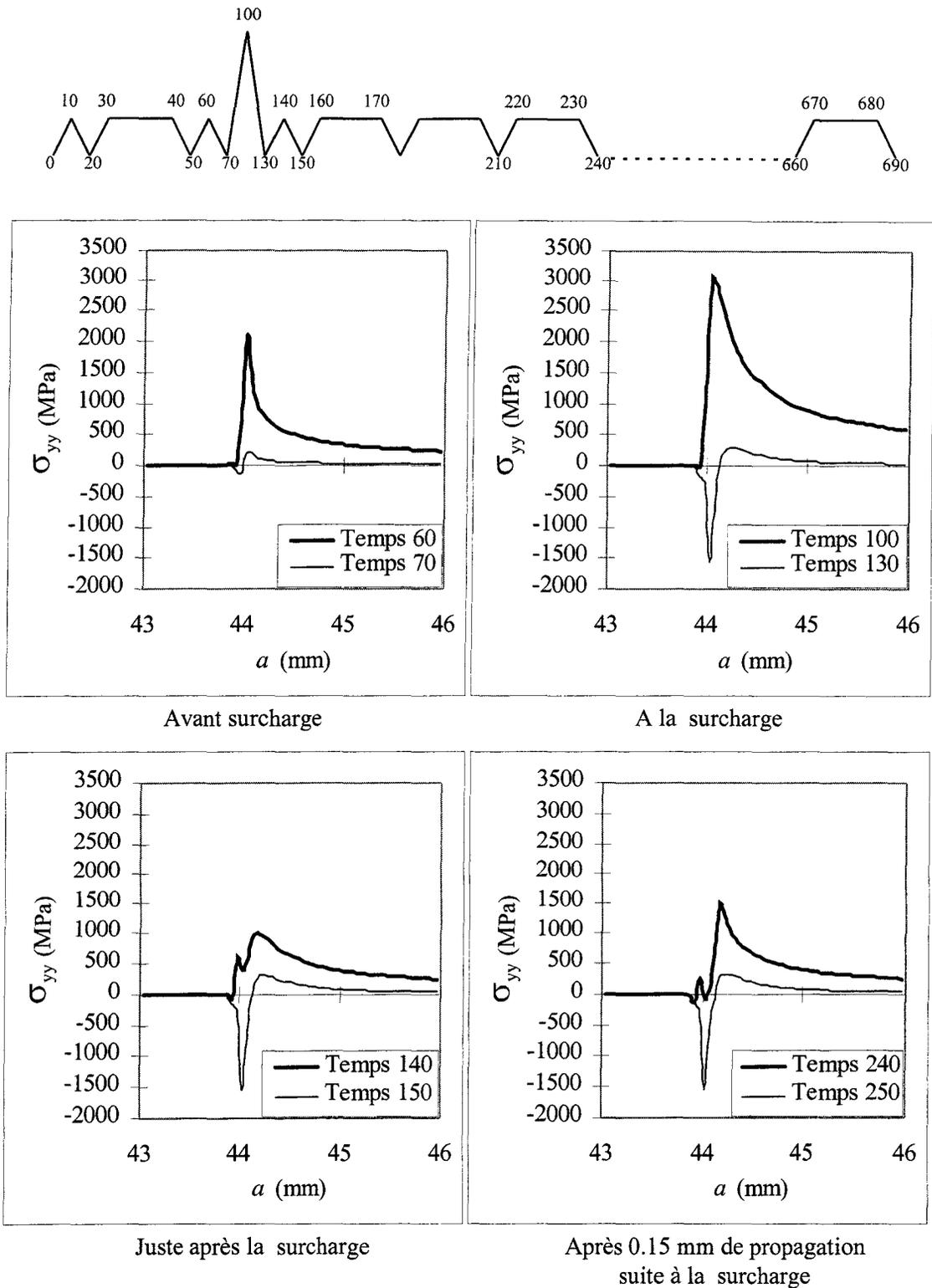


Figure IV-12 : Evolution des profils de contraintes  $\sigma_{yy}$  en fonction de la longueur de fissure (TR300, calcul en Déformations Planes).

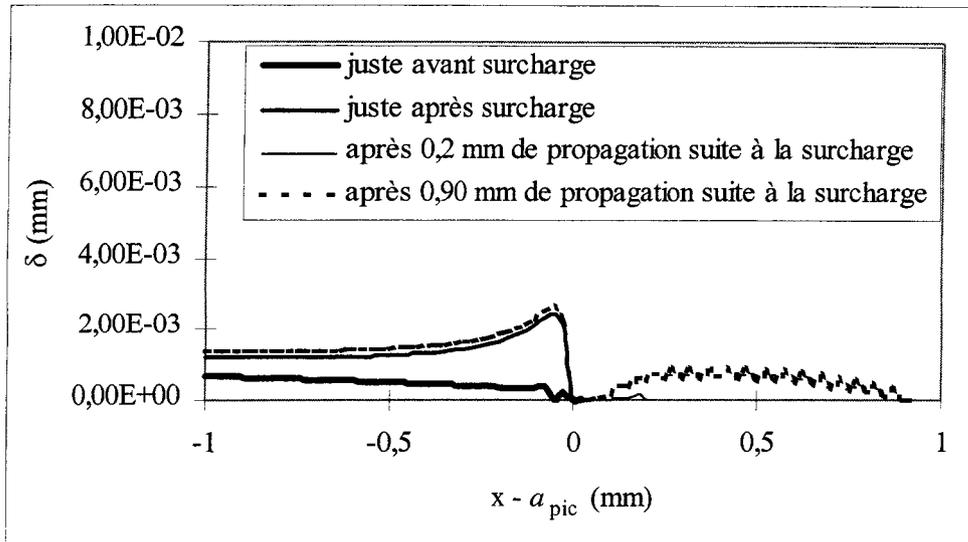


Figure IV-13 : Evolution du profil d'ouverture de fissure en fonction de sa longueur à charge minimale ( $P = P_{\min}$ ) dans le cas du traitement TR300.

#### IV.2.6. Modélisation de la vitesse de propagation à partir des résultats numériques

L'amplitude de la contrainte en fond de fissure  $\Delta\sigma_{MEF}$  a été obtenue pour toutes les différentes longueurs de fissure avant et après surcharge. Il est possible de déterminer approximativement un facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K_{MEF}$  en utilisant la relation suivante :

$$\Delta K_{MEF} = \beta \times \Delta\sigma_{MEF} \times \sqrt{\pi a} \quad \text{Equation IV-21}$$

Avec  $\beta$  : un facteur de calibration,  
 $a$  : la longueur de fissure.

De façon à pouvoir comparer les vitesses de propagation expérimentales et celles issues du calcul par éléments finis, on utilise les relations de Paris données au chapitre II, pour chacun des traitements thermiques NF et TR300. Le facteur de calibration  $\beta$  est déterminé à partir de l'amplitude de contrainte en fond de fissure  $\Delta\sigma_{MEF}$  obtenue par le calcul numérique juste avant l'application de la surcharge.

La Figure IV-14 présente les résultats des vitesses de propagation issues du calcul numérique et les vitesses de propagation expérimentales. Ce type de modèle produit une corrélation acceptable pour le cas d'une limite d'élasticité élevée (TR300). De plus, on peut constater que la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  est approximativement équivalente à la différence entre les zones plastifiées monotones de surcharge et du chargement de base  $\omega_{pic}^m - \omega_{base}^m$  calculées par éléments finis.

D'un autre côté, la comparaison de ces résultats n'est pas probante dans le cas du traitement NF. Ceci est probablement dû au fait que les calculs ayant servi à cette modélisation utilisaient comme hypothèse un état de déformations planes.

Cette vérification montre qu'il est possible de simuler la propagation de fissure après surcharge, donc de prédire la durée de vie bénéfique à partir de la connaissance des contraintes au

fond de la fissure déterminées numériquement. Ce modèle doit être élaboré en ajustant le facteur  $\beta$  pour évaluer au mieux  $\Delta K_{MEF}$ .

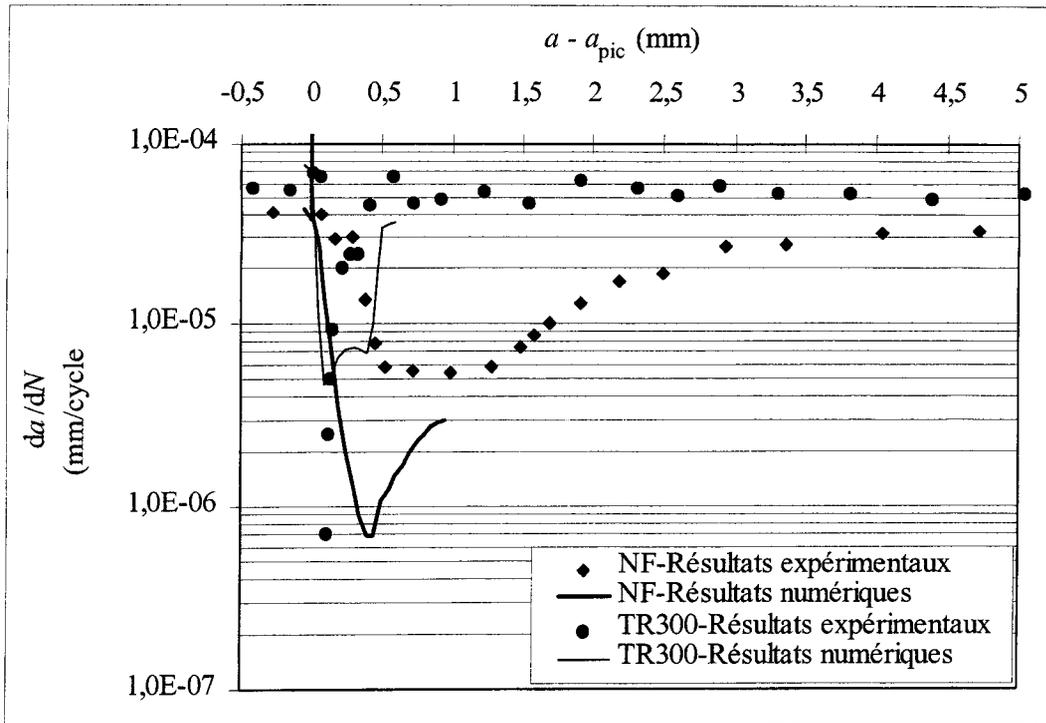


Figure IV-14 : Comparaison entre les vitesses de propagation issues de l'expérience et du calcul numérique

---

IV-1 D.H. CHEN et H. NISITANI

"Analysis of the delaying effects of overloads on fatigue crack propagation"  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 39, N°2, pp. 287-298, 1991.

IV-2 FRAMASOFT+CSI

SYSTUS

Manuel d'utilisation, Révision B, Juin 1994.

# *Conclusion générale*

## CONCLUSION GENERALE

Ce travail a porté sur une approche expérimentale portant sur les effets de l'application d'un pic de surcharge sur la propagation d'une fissure de fatigue sous amplitude de charge constante. Cette étude a été axée principalement sur l'influence des conditions de charge de base et de surcharge ainsi que celle des caractéristiques mécaniques. Trois familles de configurations de chargement ont été testées permettant de faire varier les différentes zones plastifiées de base et de surcharge. Les essais ont été réalisés sur un acier du type 12NC6 ayant subi quatre traitements thermiques conduisant à quatre comportements mécaniques différents.

A l'issue de cette investigation expérimentale, nous pouvons tirer les conclusions suivantes :

- ◆ l'augmentation de l'amplitude de surcharge se traduit par une augmentation de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  selon une fonction du type :

$$a_d = \gamma \times (R_{pic}^2 - 1) \quad (1)$$

avec  $\gamma$  un coefficient qui dépend du facteur d'intensité de contrainte maximum du chargement de base  $K_{max}$  et de la limite d'élasticité  $\sigma_y$  puisque la valeur de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  est comparée à la différence des zones plastifiées monotones de surcharge et de base  $a_d = \omega_{pic}^m - \omega_{base}^m$ . Cette hypothèse conduit à une équation montrant que la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  dépend essentiellement du facteur d'intensité de contrainte maximum du chargement de base  $K_{max}$ , de la limite d'élasticité  $\sigma_y$  et du rapport de surcharge  $R_{pic}$  et qui s'écrit sous la forme suivante :

$$a_d = \alpha \cdot \left( \frac{K_{max}}{\sigma_y} \right)^2 \cdot [(R_{pic})^2 - 1] \quad (2)$$

- ◆ le nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  est une fonction croissante de type puissance du rapport de surcharge  $R_{pic}$  et qui peut être formulée de la façon suivante :

$$N_d = N_0 \cdot (R_{pic} - 1)^2 \quad (3)$$

avec  $N_d = 0$  quand le rapport de surcharge  $R_{pic}$  vaut 1 et  $N_d = N_0$  quand le rapport  $R_{pic}$  vaut 2. La valeur de  $N_0$  est égale à 286600 cycles pour les basses limites d'élasticité et 58100 pour les hautes limites d'élasticité.

Par ailleurs, la présentation des résultats en utilisant le rapport de retard  $D_r$ , défini par le rapport entre le nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  et  $N_{base}$  nombre de cycles correspondant à une avancée de fissure équivalente à  $a_d$  sous chargement constant, montre que nous aboutissons approximativement à une courbe unique pour les différents traitements qui est décrite par une courbe maîtresse de la forme :

$$D_r = 3.26 \times (R_{pic} - 1)^2 \quad (4)$$

Cette expression montre que le gain relatif en durée de vie évolue, en fonction de l'amplitude de surcharge, de la même façon pour les quatre traitements thermiques. Il n'est pas question ici de généraliser cette expression vues les différentes relations

proposées dans la littérature mais il est intéressant de souligner l'avantage de ce type d'équations pour prédire la durée de vie bénéfique.

- ◆ Les taux élevés de surcharge conduisent à la situation de blocage de propagation de la fissure.
- ◆ Le coefficient de sévérité  $S_r$ , défini par le rapport entre la vitesse minimale atteinte après la surcharge  $(da/dN)_{\min}$  et la vitesse initiale  $(da/dN)_{\text{base}}$ , décroît en fonction de l'amplitude de la surcharge pour les différentes configurations étudiées. Cette évolution peut être décrite dans une première approximation par la relation suivante :

$$S_r = 7 \cdot 10^{12} \times (\tau_{\text{pic}})^{-6} \quad (5)$$

- ◆ La longueur de fissure associée à la vitesse minimale de propagation  $a_{\min}$  peut être décrite par la zone plastifiée cyclique de surcharge selon la relation suivante :

$$a_{\min} = \alpha \times \left( \frac{\Delta K_{\text{pic}}}{2\sigma_y} \right)^2 \quad (6)$$

- ◆ La longueur  $a_d$  et le nombre de cycles  $N_d$  diminuent quand le rapport de charge de base  $R$  augmente de 0.1 à 0.46. Dans cette configuration de chargement, l'augmentation du rapport de charge  $R$  s'accompagne d'une diminution de l'amplitude de surcharge. Ce constat montre l'intérêt de prendre en considération la valeur de  $R$  dans la définition de la surcharge. De ce point de vue, le taux de surcharge, fonction de  $R_{\text{pic}}$  et  $R$ , décrit correctement la surcharge.
- ◆ Le nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  augmente quand la valeur de l'amplitude de l'intensité de contrainte  $\Delta K$  diminue. Ce constat est en accord avec quelques résultats issus de la littérature. L'influence de  $\Delta K$  sur  $N_d$  pose surtout la question de la localisation de la surcharge : plus la surcharge intervient tôt dans la propagation d'une fissure, plus le retard est conséquent et pour les valeurs élevées de  $\Delta K$  le retard est faible.
- ◆ La fermeture de la fissure ne se manifeste pas dans tous les cas de figures. Quand celle-ci est détectée, son étendue est largement plus grande par rapport à la longueur affectée par le retard  $a_d$ . Ces constats montrent que, dans notre cas, la fermeture de fissure ne peut pas être évoquée pour expliquer et modéliser le retard.

Par ailleurs, la partie consacrée à la modélisation a été scindée en deux parties : une modélisation phénoménologique et une simulation numérique du retard. La modélisation phénoménologique a permis de développer un « modèle simplifié » du retard basé sur des hypothèses déduites des constatations expérimentales qui s'écrit sous la forme suivante :

$$(da/dN)_r = C_r \cdot (da/dN)_{\text{base}} \quad (7)$$

Le coefficient de ralentissement  $C_r$  est une fonction définie par deux expressions correspondant aux deux stades de propagation après surcharge. Dans notre cas, ce coefficient est décrit par :

$$C_r = (S_r)^{\left( \frac{a - a_{\text{pic}}}{a_{\min}} \right)} \text{ pour une longueur de fissure comprise dans l'intervalle } [a_{\text{pic}} ; a_{\text{pic}} + a_{\min}] \quad (8)$$

$$C_r = (S_r)^{\left( \frac{a_d + a_{\text{pic}} - a}{a_d - a_{\min}} \right)} \text{ pour une longueur de fissure comprise dans l'intervalle } [a_{\text{pic}} + a_{\min} ; a_{\text{pic}} + a_d] \quad (9)$$

Avec  $S_r$  exprimé par la relation (5),  $a_{\min}$  égal à la taille de la zone plastifiée cyclique de surcharge calculée par la relation (6) (avec  $\alpha = 1/2\pi$ ) et  $a_d$  égal à la différence des tailles des zones plastifiées monotones de surcharge et de base calculée par la relation (2) (avec  $\alpha = 1/2\pi$ ).

Ce modèle simple permet de décrire globalement l'évolution de la vitesse de propagation de fissure après surcharge et de prédire approximativement la durée de vie  $N_d$ . Il convient d'affiner les différentes hypothèses en vue d'améliorer la capacité de ce modèle.

La modélisation numérique a permis de mettre en évidence l'évolution des contraintes résiduelles de compression développées après surcharge, de même que le profil d'ouverture de la fissure. L'évaluation des contraintes en fond de fissure permet de déterminer l'amplitude efficace du facteur d'intensité de contrainte, ce qui permet de simuler la vitesse de propagation de fissure après surcharge, donc de prédire la durée de vie bénéfique.

*Annexe A*  
*Complément bibliographique*

## A. Complément bibliographique

### A.1. Le nombre de cycles de surcharge

Plusieurs études différentes ont eu pour objet d'observer comment le nombre de pics de surcharge intervenait dans le calcul du retard. Il existe deux types de chargements pour étudier ce paramètre de chargement : les blocs de surcharge ou la (les) surcharge(s) récurrente(s).

#### A.1.1. Les blocs de surcharges

Plusieurs expérimentateurs [A-1, A-2, A-3, A-4, A-5] ont étudié l'influence du nombre de pics de surcharge sur le retard. La Figure A-1 montre que le nombre de cycles de retard  $N_d$  est une fonction croissante du nombre de cycles de surcharges  $N_{pic}$ . De plus, cet effet est plus prononcé dans le cas des charges initiales moyennes plus faibles. Robin [A-4] a observé l'évolution de la zone plastifiée de surcharge en fonction du nombre de cycles de surcharge. Bien que cette zone soit presque totalement édiflée à l'issue du premier cycle, elle continue de se construire peu à peu lors des surcharges suivantes. De plus, cet auteur observe que le nombre de cycles affecté par le retard  $N_d$  atteint un palier au-delà d'un certain nombre de cycles de surcharges (environ 1000 cycles). De plus, il est nécessaire de limiter le nombre de pics de surcharge car les vitesses de propagation sont plus élevées pour de grandes amplitudes de chargement, l'effet est donc contraire au bénéfice de durée de vie dû à une surcharge unique.

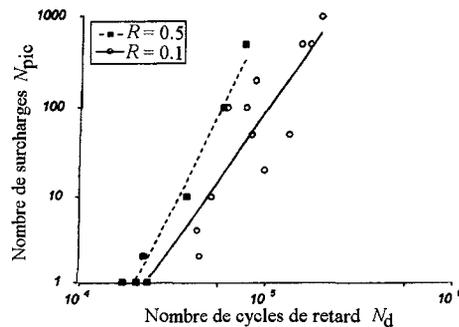


Figure A-1 : Effet de surcharges multiples et de la contrainte moyenne sur les cycles de retard selon [A-5].

#### A.1.2. La (les) surcharge(s) récurrente(s)

Au lieu d'appliquer les surcharges par blocs, certains auteurs [A-6, A-7, A-8, A-9, A-10] les appliquent périodiquement. Leur but est d'étudier l'interaction entre les surcharges, afin d'obtenir un retard maximal. Vardar et al. [A-6, A-7] ont travaillé sur un alliage d'aluminium 7075. Leur taux de surcharge  $\tau_{pic}$  est compris entre 139 et 177 %. Ils ont défini le paramètre de fréquence de surcharges :

$$TFR = \frac{N_{pic}}{N_{base}} \quad \text{Equation A-1}$$

La Figure A-2 décrit l'évolution du retard en fonction de la fréquence d'application des surcharges (pour différents taux de surcharge). Toutes ces courbes passent par un maximum quand la fréquence des surcharges diminue. Ce maximum est atteint quand les surcharges se répètent à intervalle de  $1/2 N_d$  (moitié du nombre de cycles affectés par une surcharge unique de même

amplitude). Ensuite, le retard diminue de façon hyperbolique vers l'asymptote équivalente à l'effet produit par une surcharge unique. Le retard disparaît pour laisser place à l'accélération de la propagation quand la fréquence d'application des surcharges est supérieure à une surcharge pour 3 cycles du chargement de base.

Par contre, d'autres auteurs [A-8] ayant travaillé sur les aciers estiment que les surcharges répétées peuvent être classées comme interactives, c'est à dire qu'elles produisent un effet bénéfique sur la durée de vie quand  $TFR^{-1}$  est supérieur à 100.

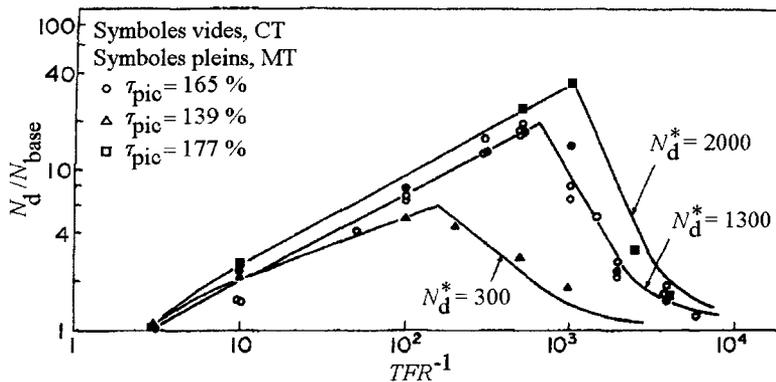


Figure A-2 : Evolution du retard en fonction de la fréquence d'application et du taux des surcharges selon Vardar et al. [A-6].

## A.2. La "sous-charge" combinée avec la surcharge

Des études récentes [A-5, A-11, A-12, A-13, A-14, A-15, A-16, A-17] ont eu pour objet d'observer l'influence d'une sous-charge combinée avec une surcharge. Dans ce cas, tous les résultats des essais menés montrent que l'histoire des événements subie par la fissure est primordiale. En effet, il semble que la sous-charge qui précède la surcharge n'a aucun effet sur le retard. En revanche, si elle lui succède, alors elle contribue à une diminution du nombre de cycles affectés  $N_d$  (Figure A-3).

M.C. Jeng et al. [A-16] concluent, après une série d'essais à amplitude de charge variable, que la contrainte d'ouverture atteint un niveau maximum à une certaine distance après l'application de la surcharge. Ils ajoutent que cet effet peut être en partie ou totalement annulé si une contrainte de compression est appliquée après la surcharge.

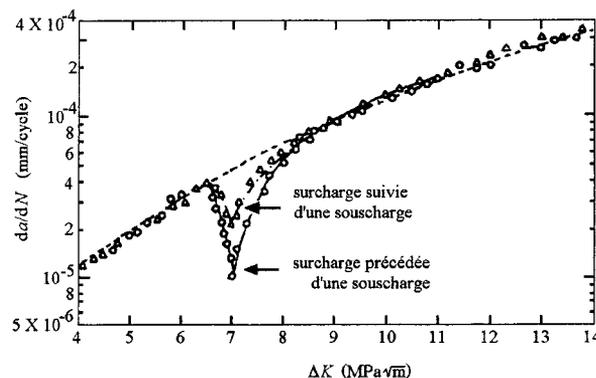


Figure A-3 : Evolution de la vitesse de propagation de la fissure  $da/dN$  en fonction de  $\Delta K$  pour deux combinaisons différentes de sous-charge-surcharge [A-11].

### A.3. L'environnement

L'environnement dans lequel s'effectue l'essai est aussi un des facteurs essentiels pouvant influencer sur le retard occasionné par des chargements d'amplitude variable. Il est important de différencier ici les essais faits dans différents milieux extérieurs et ceux réalisés à différentes températures. En effet, les mécanismes entrant en jeu sont bien souvent différents.

#### A.3.1. Le milieu extérieur

L'air ambiant sec ou humide, l'azote, le vide, les solutions de chlorure de sodium constituent à peu près les différents milieux dans lesquels peuvent se propager des fissures d'un point de vue industriel. Certains auteurs [A-18, A-19, A-20] ont tenté de classer les milieux extérieurs quant à leurs effets sur la propagation des fissures par fatigue. Shulte et al. [A-18] ont réalisé des essais de fissuration sous amplitude constante  $\Delta P$ . La Figure A-4 montre que la vitesse de propagation est la plus faible dans le vide, suivie par l'air ambiant du laboratoire et enfin la solution salée à 3.5%. Ceci est confirmé par d'autres travaux portant sur des aciers notamment [A-10]. Ces auteurs montrent aussi que l'effet de l'environnement sur le retard peut être principalement attribué à plusieurs facteurs :

- L'influence de l'hydrogène sur le glissement plan à l'intérieur de la zone plastifiée : un environnement agressif favorise la décohésion par traction alors que dans le vide, la décohésion par glissement plan domine.
- La ductilité du matériau au voisinage du front de fissure est diminuée à cause de la fragilisation par l'hydrogène. Ceci joue sur les contraintes et déformations résiduelles et, par conséquent, sur le niveau de fermeture de fissure et le comportement au retard.
- Enfin, le faciès de rupture est fortement irrégulier pour une propagation dans le vide, favorisant ainsi la fermeture de fissure. Dans une solution de NaCl à 3.5%, on peut observer de la fissuration secondaire sur les faciès de rupture ce qui diminue ainsi les effets de la fermeture de fissure.

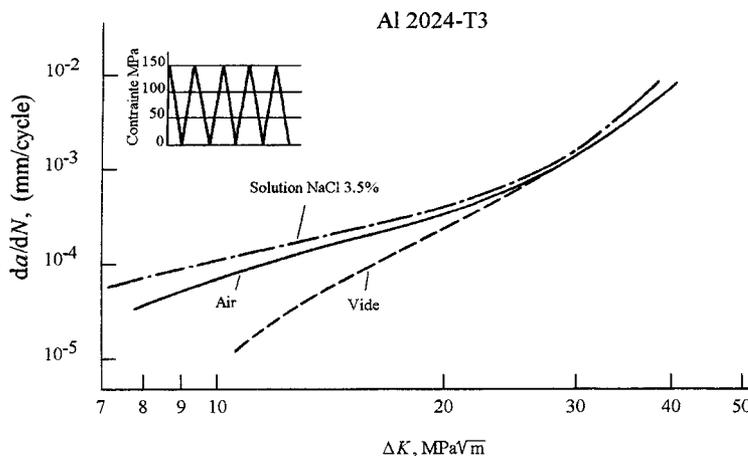


Figure A-4 : Influence du milieu extérieur sur la propagation d'une fissure par fatigue sous chargement d'amplitude constante selon Shulte et al. [A-18].

N. Ranganathan et al. [A-19] ont étudié les effets de l'environnement sur le retard occasionné par une surcharge dans un alliage d'aluminium 2024-T351. Ces essais ont été effectués dans l'air ambiant, dans le vide et dans l'azote ( $\text{N}_2$ ) de grande pureté. Leurs résultats montrent que si la taille de la zone plastique de surcharge n'est pas affectée par l'environnement, le nombre de cycles de retard  $N_d$  pour un rapport de charge  $R$  de 0.5 dans le vide peut être environ dix fois plus grand que celui obtenu dans les deux autres conditions. Pour un rapport de charge  $R$  de 0.1, à de faibles niveaux de  $\Delta K$ , les effets de retard sont similaires dans le vide et l'air ambiant.

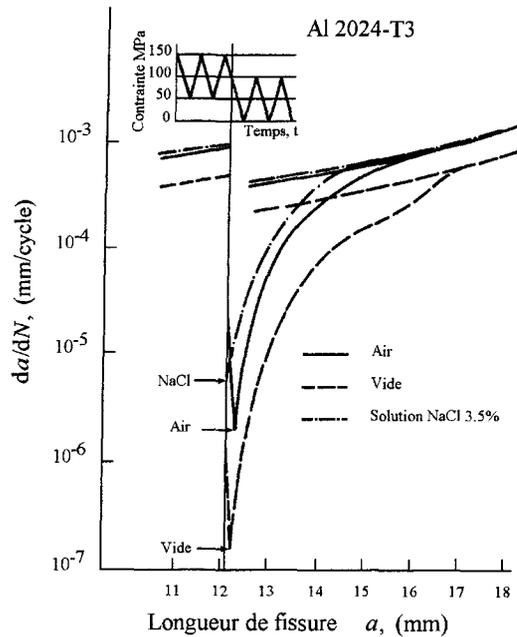


Figure A-5 : Evolution de la vitesse de propagation de fissure sur un alliage d'aluminium 2024-T3 dans le vide, l'air et une solution à 3.5% NaCl pour un chargement haut-bas selon [A-18].

### A.3.2. La température

La température d'essai influence aussi fortement la propagation de la fissure par fatigue sous amplitude constante ou variable. En effet, la température d'essai est toujours un paramètre important pour les essais mécaniques concernant les métaux : les essais de traction, les essais de fatigue thermique [A-21]. Une des principales explications réside dans le fait que les paramètres (la limite d'élasticité monotone  $\sigma_y$  et cyclique  $\sigma_{yc}$ , le module de Young  $E$ , les coefficients et exposants d'écrouissage monotones et cycliques  $K$ ,  $K'$ ,  $n$ ,  $n'$ , ...) caractérisant un métal sont des variables thermomécaniques. Il est donc évident que les paramètres thermiques modifient aussi les propriétés d'un matériau en ce qui concerne la propagation d'une fissure par fatigue.

D.E. Macha [A-22] a réalisé en 1979 des essais de surcharge unique sur un superalliage à base de Nickel (IN-100). Ceux-ci furent réalisés à température ambiante, 649°C et 732°C. Le Tableau A-1 donne les caractéristiques de traction obtenues pour ce superalliage.

Température	Limite d'élasticité MPa	Contrainte ultime MPa	Allongement %	Striction %
T° ambiante	970	1583	24	24
649 °C	977	1273	24	25
732 °C	943	1101	19	23

Tableau A-1 : Propriétés moyenne de traction pour l'alliage de Nickel IN-100 [A-22]

Pour les essais à amplitude de charge constante  $\Delta P$ , Macha a montré que, pour les faibles niveaux de charge  $\Delta K$ , la vitesse de propagation croît très sensiblement avec la température. Mais ce phénomène serait principalement dû à la formation d'oxydes sur les faciès de rupture selon l'auteur. Les essais de surcharges réalisés montrent que le retard diminue quand la température augmente. Ce

constat fut également fait par Cotterill et Knott [A-23]. Néanmoins, cette affirmation est en partie contredite par Stephens et al. [A-24] qui ont travaillé sur deux alliages de titane (Figure A-6).

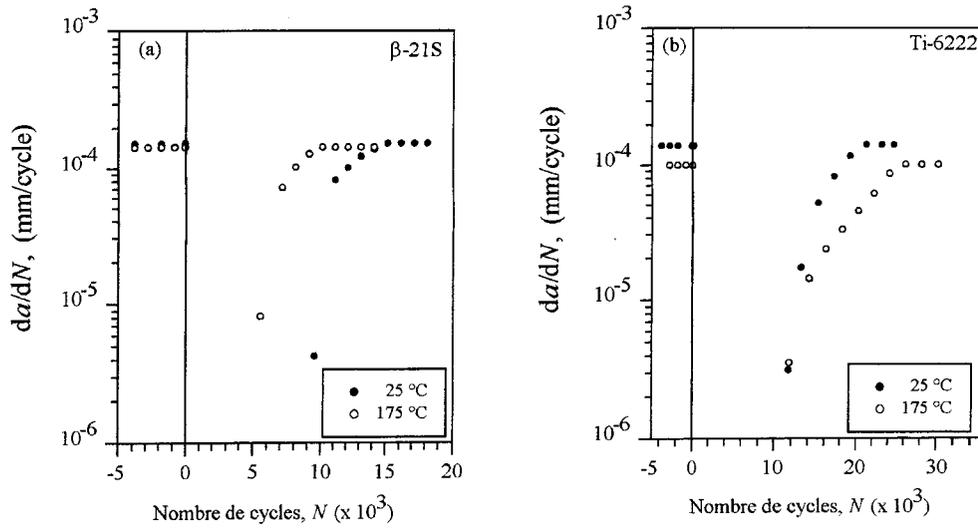


Figure A-6 : Comportement de la propagation de fissure après un cycle de surcharge. (a) alliage de titane  $\beta$ -21S. (b) alliage de titane Ti-6222 [A-24].

- A-1 J.F. KNOTT et A.C. PICKARD,  
"Effects of overloads on fatigue-crack propagation : aluminium alloys".  
Metal Science, Vol. 11, pp. 399-404, Août/Septembre 1977.
- A-2 M. LOUAH,  
"Mécanismes de retard pour la progression de fissure après surcharge dans le cas des aciers".  
Thèse soutenue le 18 septembre 1980 à l'Université de Technologie de Compiègne.
- A-3 C. CHEHIMI,  
"Etude et modélisation du comportement des fissures de fatigue sous chargement d'amplitude variable dans le cas des aciers de construction".  
Thèse soutenue le 09 mars 1984 à l'Institut National Polytechnique de Lorraine.
- A-4 C. ROBIN,  
"Comportement d'une fissure de fatigue sous l'action d'un chargement à amplitude non constante. Expérience et modélisation".  
Habilitation à diriger des recherches soutenue le 22 juin 1988 à l'UER Sciences Exactes et Naturelles de l'Université de Metz.
- A-5 D.M. SHUTER et W. GEARY,  
"Some aspects of fatigue crack growth retardation behaviour following tensile overloads in a structural steel".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 19, N° 2/3, pp. 185-199, 1996.
- A-6 Ö. VARDAR et N. YILDIRIM,  
"Crack growth retardation due to intermittent overloads".  
International Journal of Fatigue, Vol. 12, N° 4, pp.283-287, 1990.
- A-7 N. YILDIRIM et Ö. VARDAR,  
"Study of periodic overloads at a fixed overload-ratio".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 36, N°1, pp. 71-76, 1990.
- A-8 SHUILONG YANG et HUA LI,  
"Interaction of overload on fatigue crack growth for 40CrNi steel".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 14, N°9, pp. 907-913, 1991.
- A-9 RYOCHI KOTERAZAWA et TAKAYOSHI NOSHO,  
"Acceleration of crack growth under intermittent overloading at elevated temperature".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 15, N°5, pp. 507-518, 1992.
- A-10 RYOCHI KOTERAZAWA et TAKAYOSHI NOSHO,  
"Acceleration of crack growth under intermittent overstressing in different environments".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 15, N°1, pp. 103-113, 1992.
- A-11 S.CHAND,  
"Crack closure and propagation studies to determine the effects of simple load interaction",  
Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 114, pp. 229-236, Juillet 1992.
- A-12 W.J. MILLS et R.W. HERTZBERG,  
"Load interaction effects on fatigue crack propagation in 2024-T3 aluminium alloy".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 8, pp. 657-667, 1976.

- A-13 R.J. DEXTER, S.J. HUDAK et D.L. DAVIDSON,  
"Modelling and measurement of crack closure and crack growth following overloads and underloads".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 33, N°6, pp. 855-870, 1989.
- A-14 W. GEARY,  
"A review of some aspects of fatigue crack growth under variable amplitude loading".  
International Journal of Fatigue, Vol. 14, N° 6, pp. 377-386, 1992.
- A-15 R. KUMAR,  
"A review on crack closure for single overload, programmed and block loadings".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 42, N°1, pp. 151-158, 1992.
- A-16 M.C. JENG, J.L. DOONG et W.C. LIU,  
"Finite element analysis of crack growth life prediction under complex load history".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 46, N°4, pp. 607-616, 1993.
- A-17 D.L. DAVIDSON, S.J. HUDAK Jr. Et R.J. DEXTER,  
"Fatigue crack growth with single overload : measurement and modeling".  
Effects of load and thermal histories on mechanical behavior of materials, édité par P.K Liaw et T. Nicholas, The Metallurgical Society, Warrendale, PA, 15086, pp. 63-79, 1987.
- A-18 K. SCHULTE, H. NOWACK et G. LÜTJERING,  
"Environmentally induced fatigue crack propagation under variations in the loading conditions".  
Environmentally assisted cracking : Science and Engineering, ASTM-STP 1049, Philadelphie, pp. 347-373, 1990.
- A-19 N. RANGANATHAN, M. QUINTARD, J.PETIT et J. DE FOUQUET,  
"Environmental influence on the effect of a single overload on the fatigue crack growth behavior on a high-strength aluminium alloy".  
Environmentally assisted cracking : Science and Engineering, ASTM-STP 1049, Philadelphie, pp. 374-390, 1990.
- A-20 W. XUEJUN, L. JIN et K. WEI  
"Crack growth retardation of single overload for A537 steel in a 3.5% NaCl solution under cathodic potential and free corrosion condition".  
International Journal of Fatigue, Vol. 20, N° 3, pp. 225-231, 1998.
- A-21 G. DEGALLAIX, G. KORN et G. PLUVINAGE,  
"Lifetime prediction on Cr-Mo-V and 316L steels under thermal and mechanical cycling".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 13, N°5, pp. 473-485, 1990.
- A-22 D.E. MACHA,  
"Fatigue crack growth retardation behavior of IN-100 at elevated temperature".  
Engineering Fracture Mechanics, Vol. 12, pp. 1-12, 1979.
- A-23 P.J. COTTERILL et J.F. KNOTT,  
"Overload retardation of fatigue crack growth in a 9%Cr 1%Mo steel at elevated temperatures".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 16, N° 1, pp. 53-70, 1993.

---

A-24 R.R. STEPHENS, R.I. STEPHENS, T.P. ALBERTSON et A.L. VEIT,  
"Fatigue crack growth in two advanced titanium alloys under constant and variable amplitude loading  
at 25 and 175 °C".  
Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 21, N°7, pp. 819-834, 1998.

*Annexe B*  
*Résultats expérimentaux*

## B. Résultats expérimentaux

### B.1. Influence du rapport de charge $R$

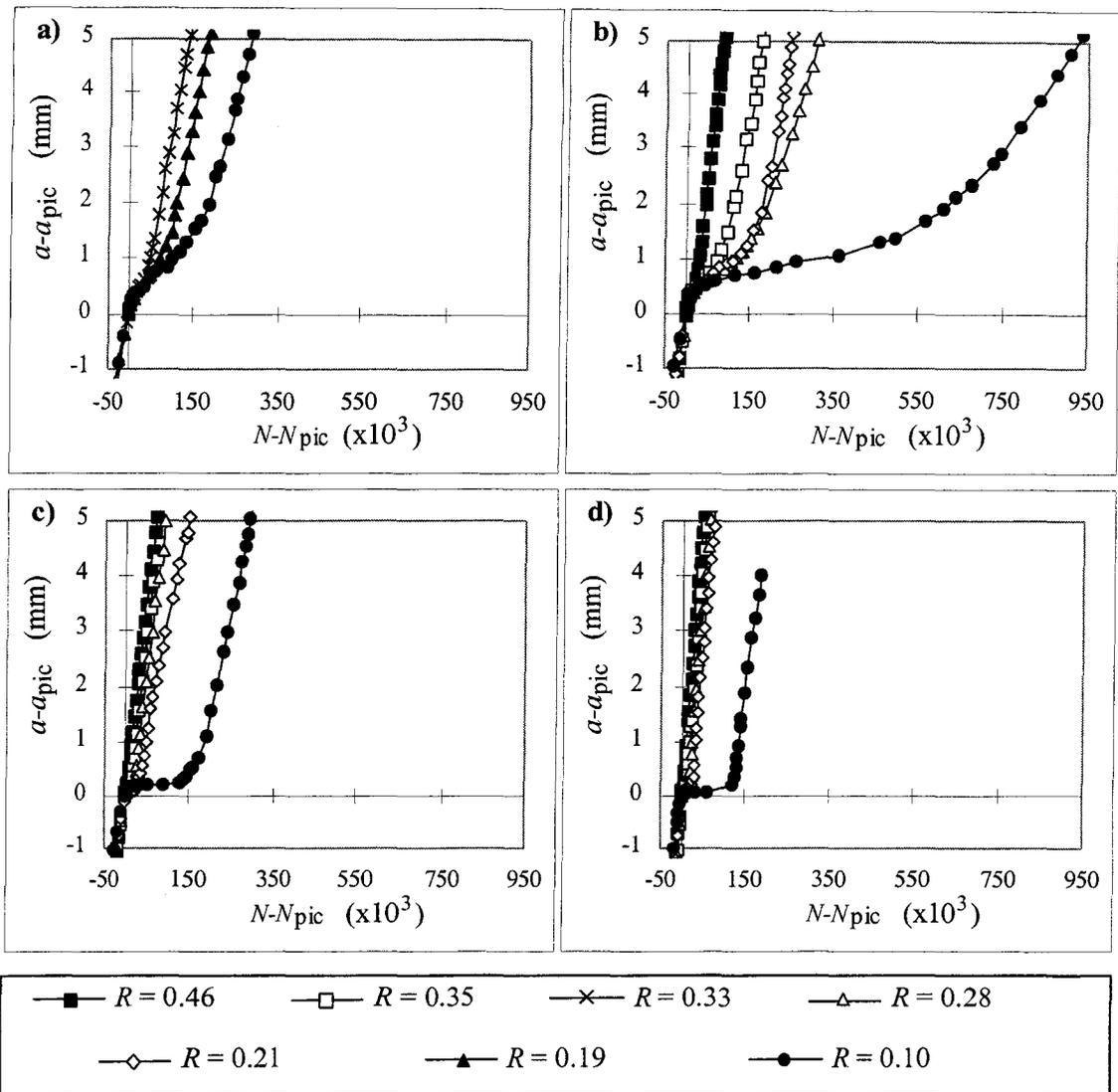


Figure B-1 : Courbe représentant la longueur de fissure  $a-a_{pic}$  en fonction du nombre de cycle  $N-N_{pic}$  :

a) NF, b) NA, c) TR500, et d) TR300.

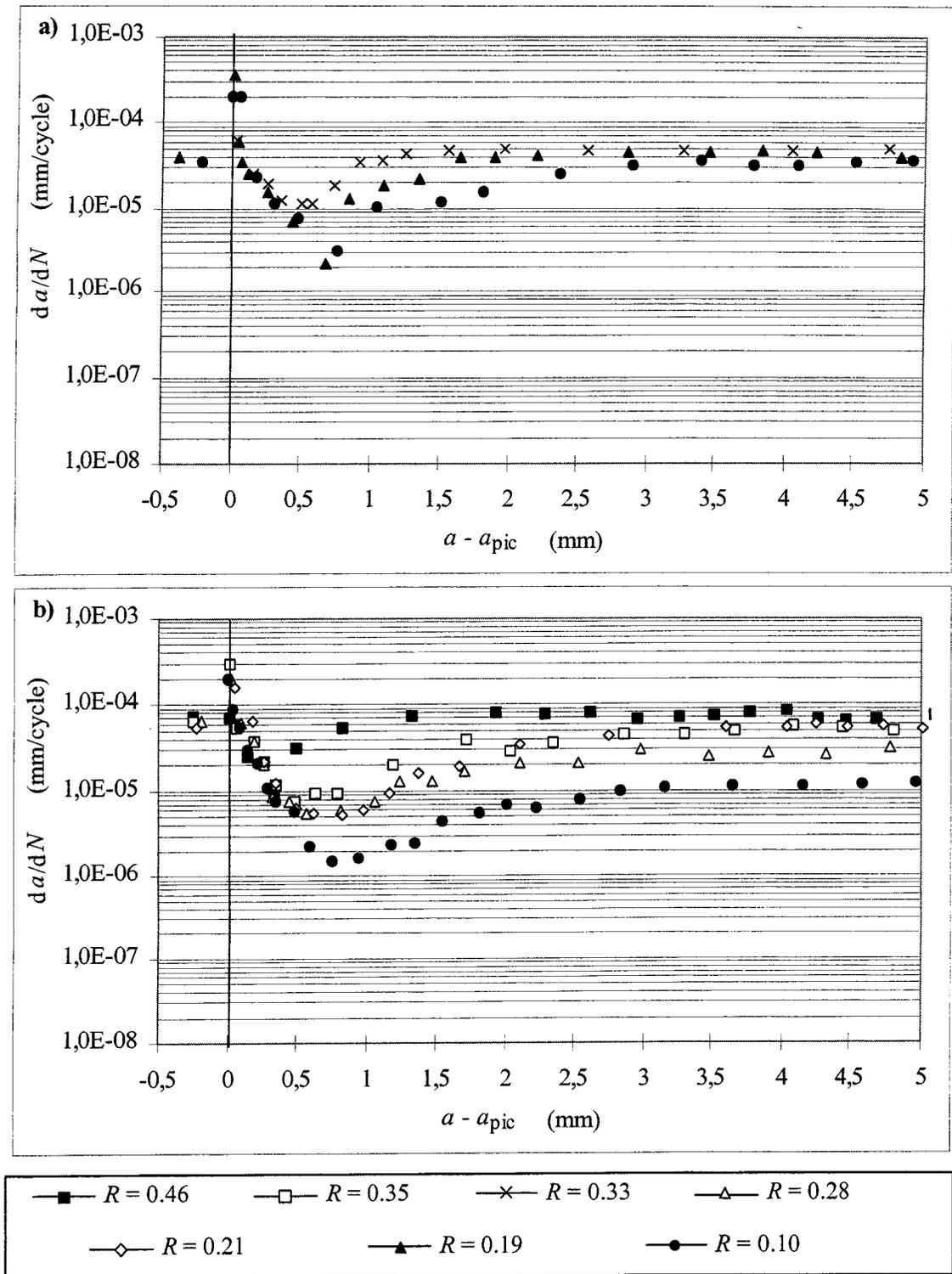


Figure B-2 : Evolution de la vitesse de fissuration  $da/dN$  en fonction de la longueur de fissure  $a - a_{pic}$  :  
a) NF, b) NA.

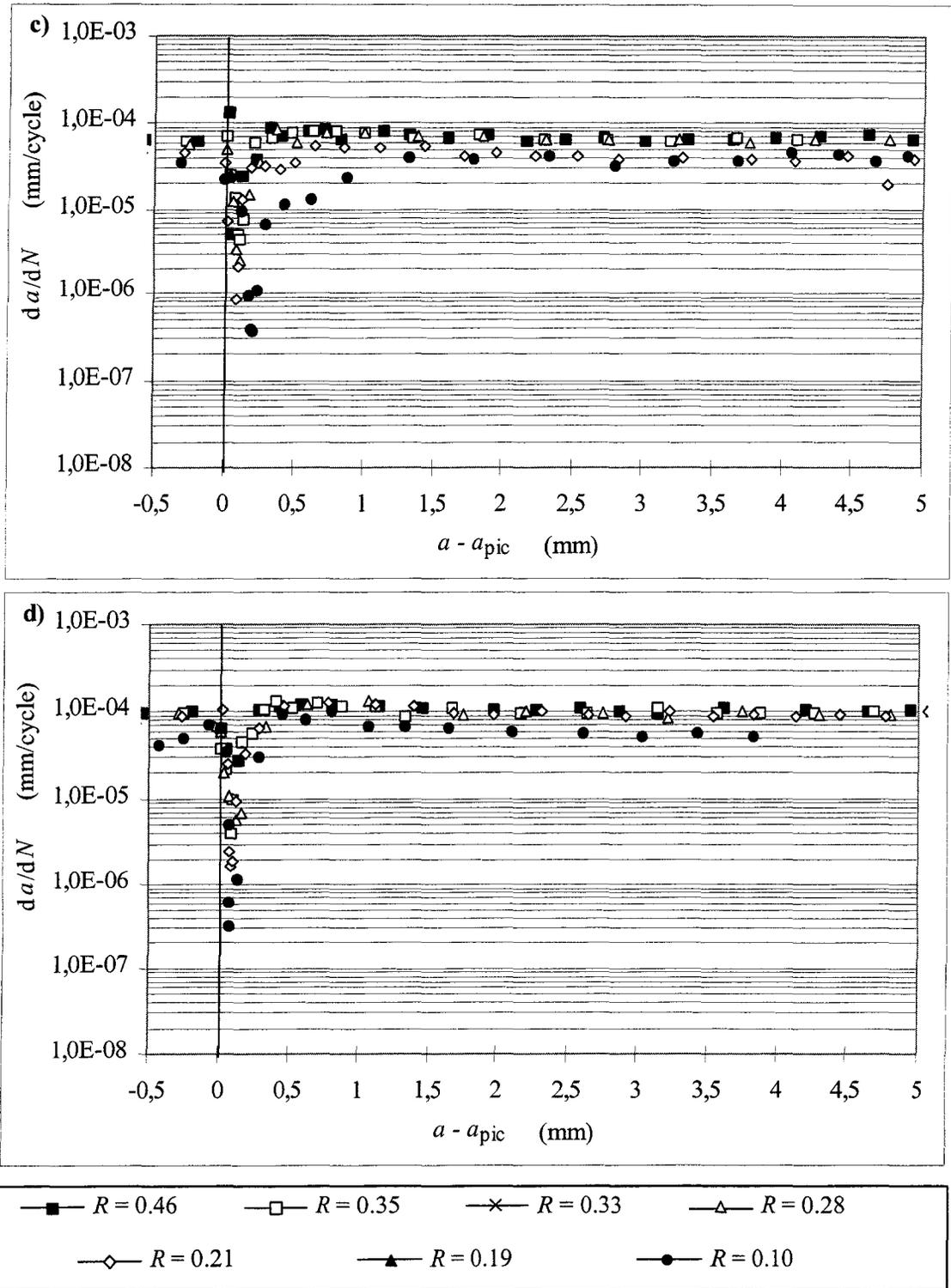


Figure B-2 Evolution de la vitesse de fissuration  $da/dN$  en fonction de la longueur de fissure  $a - a_{pic}$  :  
 c) TR500, et d) TR300.

**B.1.1. Evolution de la longueur de fissure affectée par la surcharge  $a_d$**

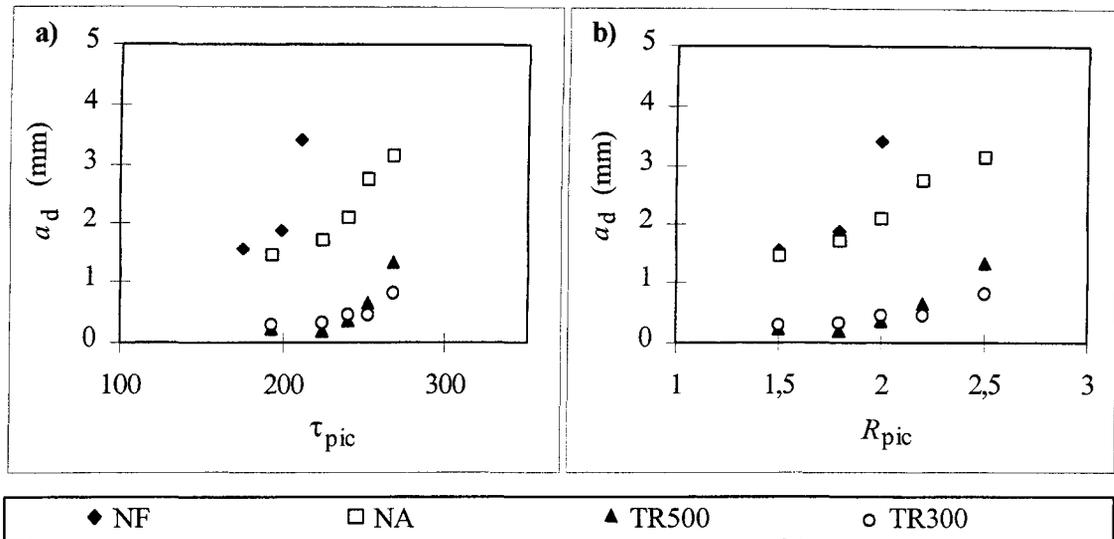


Figure B-3 : Evolution de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  en fonction :  
 a) du taux de surcharge  $\tau_{pic}$   
 b) du rapport de surcharge  $R_{pic}$ .

**B.1.2. Evolution du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  et du taux de retard  $D_r$**

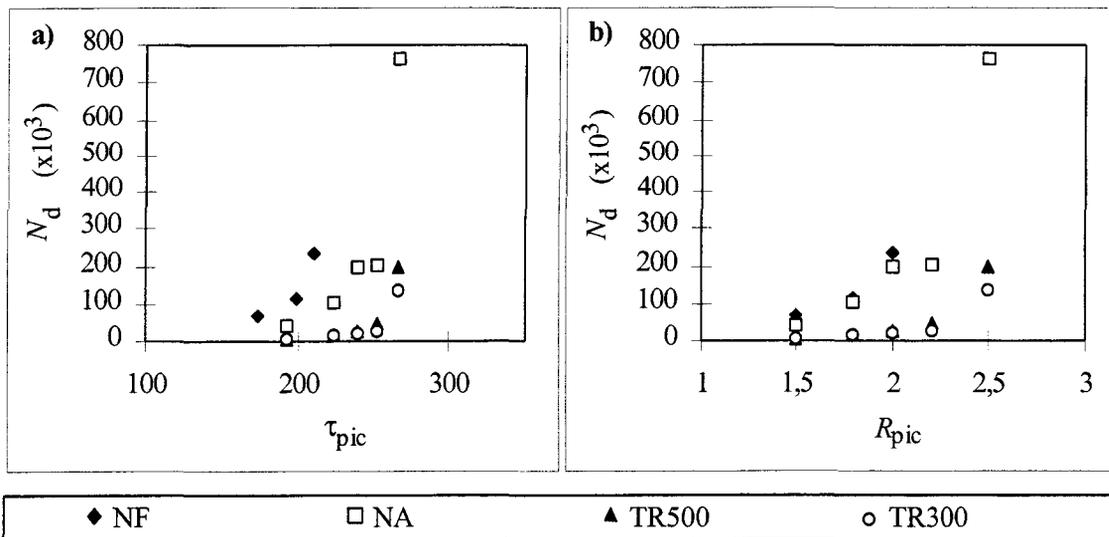


Figure B-4 : Evolution du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  en fonction :  
 a) du taux de surcharge  $\tau_{pic}$   
 b) du rapport de surcharge  $R_{pic}$ .

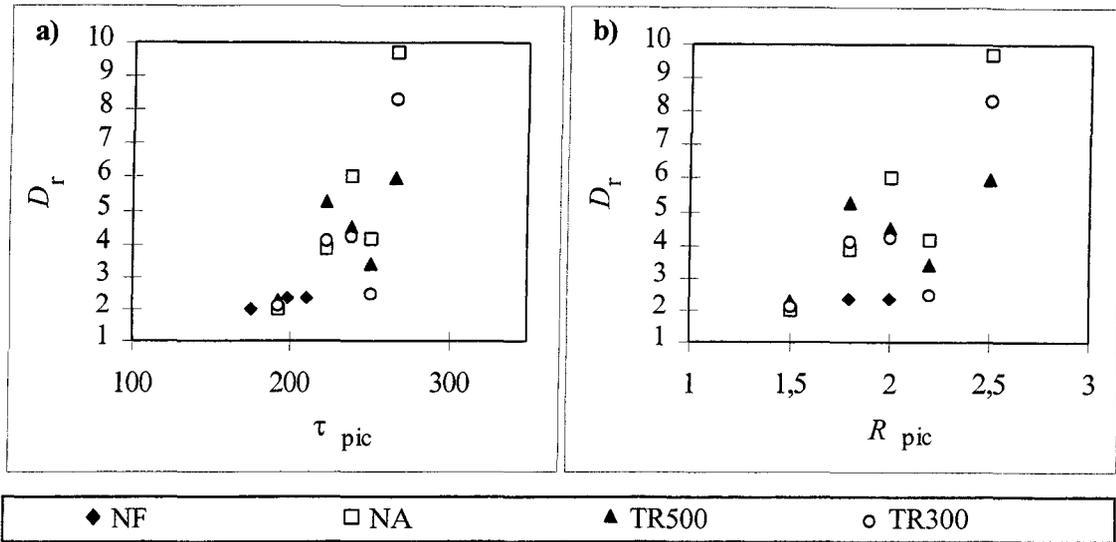


Figure B-5 : Evolution du taux de retard  $D_r$  en fonction :  
 a) du taux de surcharge  $\tau_{pic}$   
 b) du rapport de surcharge  $R_{pic}$ .

**B.1.3. Evolution de la vitesse minimale  $(da/dN)_{min}$  et de ses paramètres associés :  $a_{min}$  et le coefficient de sévérité  $S_r$**

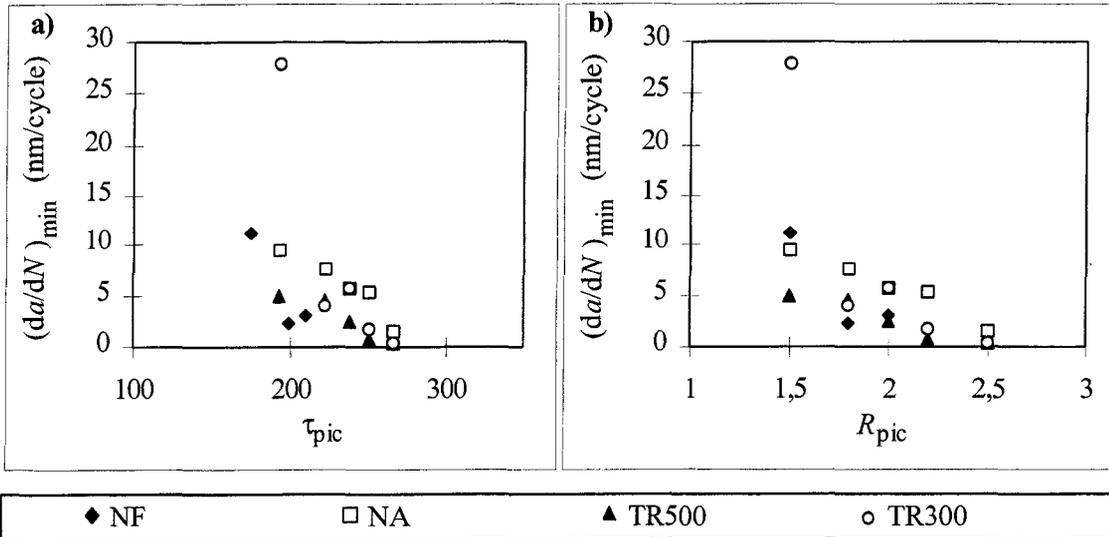


Figure B-6 : Evolution de la vitesse minimale atteinte après surcharge  $(da/dN)_{min}$  en fonction :  
 a) du taux de surcharge  $\tau_{pic}$   
 b) du rapport de surcharge  $R_{pic}$ .

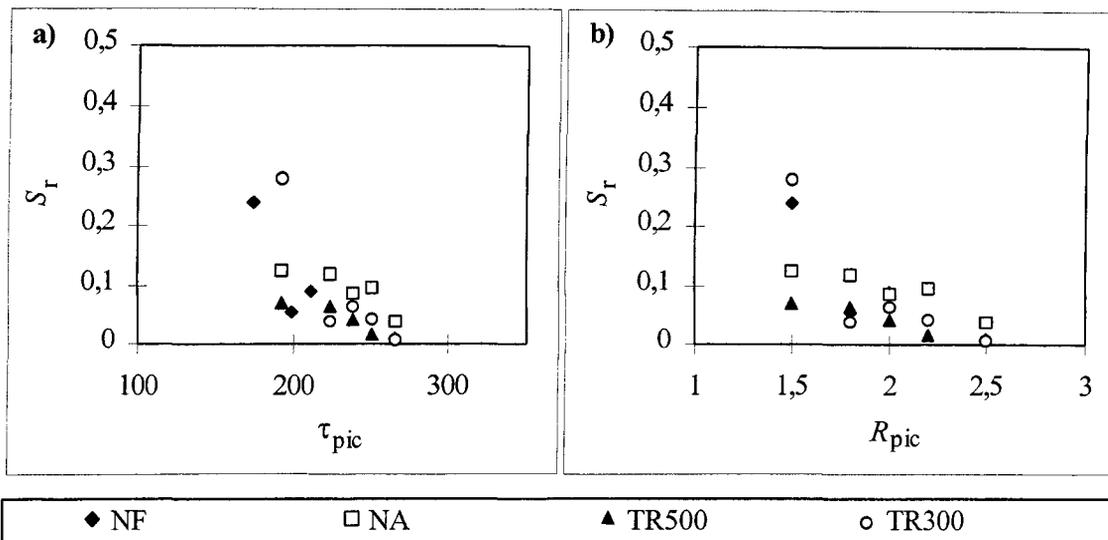


Figure B-7 : Evolution du coefficient de sévérité  $S_r$  en fonction :  
 a) du taux de surcharge  $\tau_{pic}$   
 b) du rapport de surcharge  $R_{pic}$ .

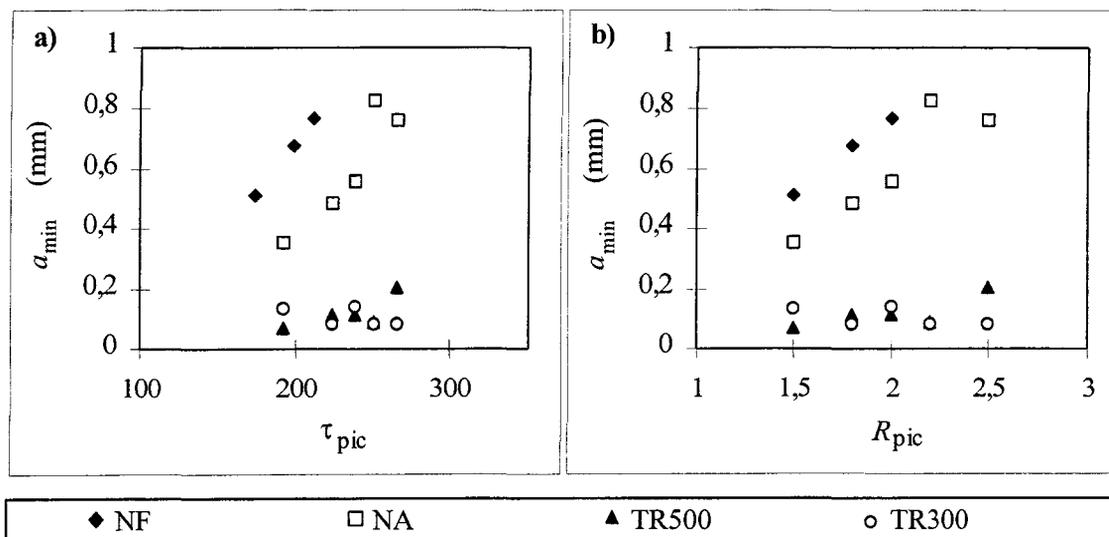


Figure B-8 : Evolution de la longueur de fissure associée à la vitesse minimale atteinte après surcharge  $a_{min}$  en fonction :  
 a) du taux de surcharge  $\tau_{pic}$   
 b) du rapport de surcharge  $R_{pic}$ .

**B.2. Influence du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$**

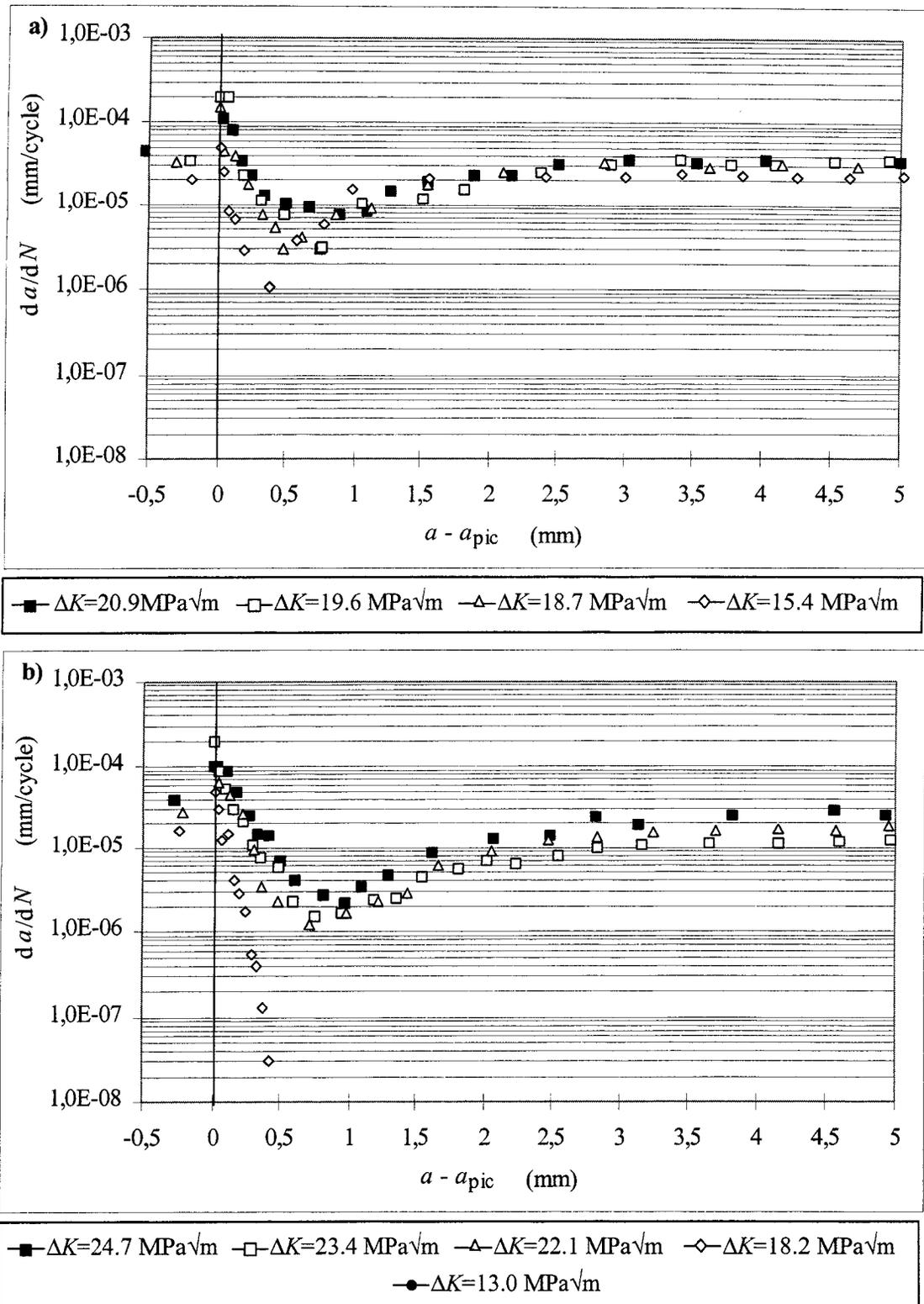


Figure B-9 : Evolution de la vitesse de fissuration  $da/dN$  en fonction de la longueur de fissure  $a - a_{pic}$  :  
a) NF, b) NA.

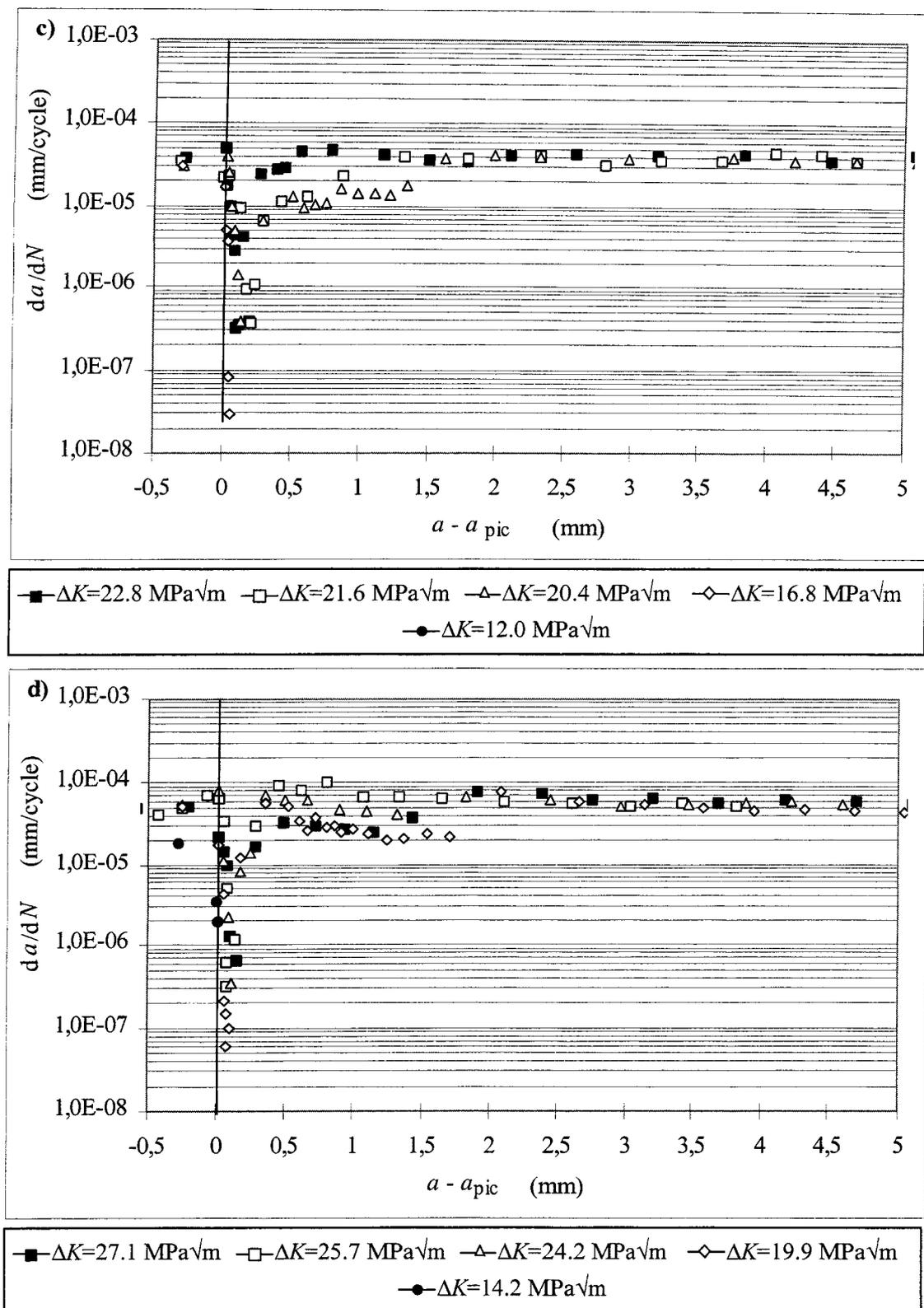


Figure B-9 : Evolution de la vitesse de fissuration  $da/dN$  en fonction de la longueur de fissure  $a - a_{pic}$  :  
c) TR500, et d) TR300.

**B.2.1. Evolution de la longueur de fissure affectée par la surcharge  $a_d$**

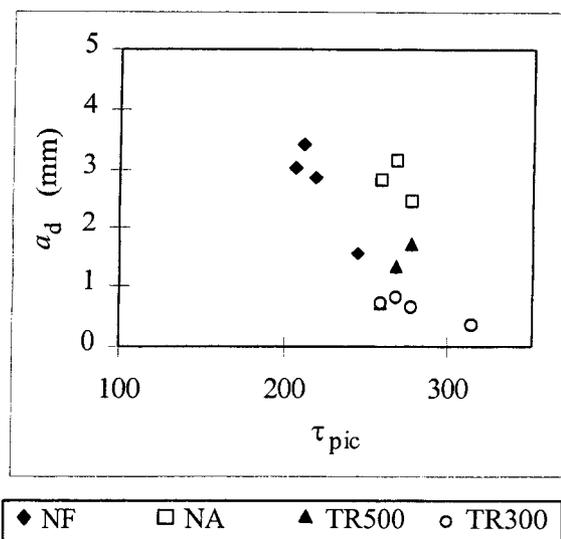


Figure B-10 : Evolution de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  en fonction du taux de surcharge  $\tau_{pic}$ .

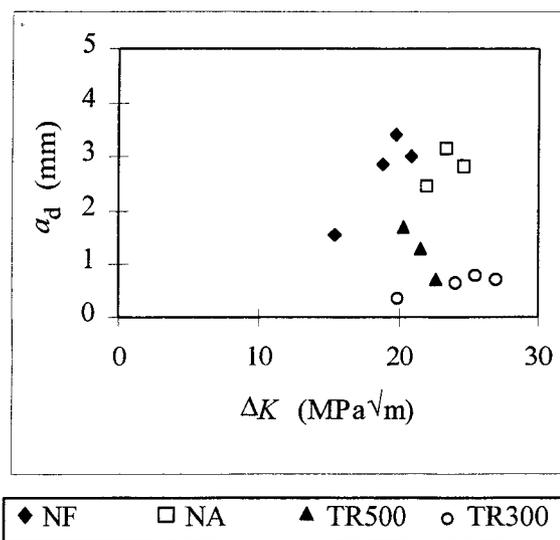


Figure B-11 : Evolution de la longueur de fissure affectée par le retard  $a_d$  en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$ .

### B.2.2. Evolution du nombre de cycles affectés par le retard $N_d$ et du taux de retard $D_r$

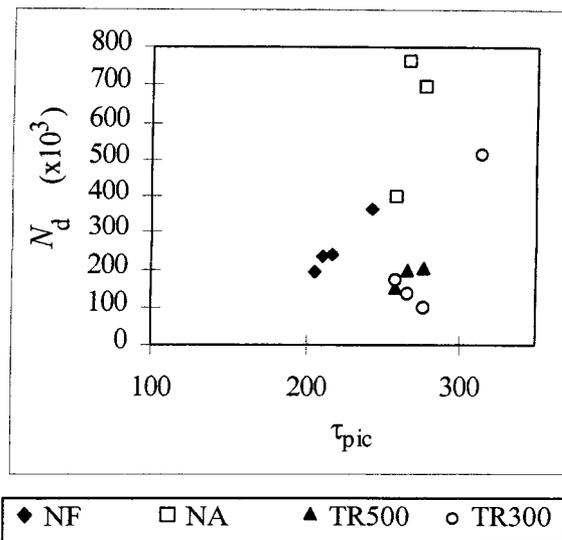


Figure B-12 : Evolution du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  en fonction du taux de surcharge  $\tau_{pic}$ .

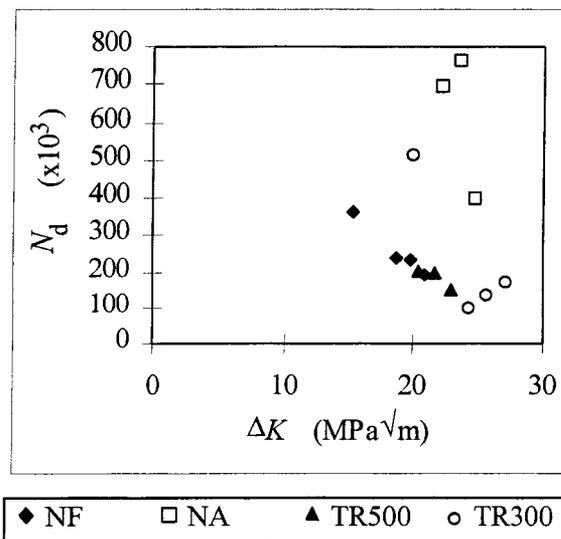


Figure B-13 : Evolution du nombre de cycles affectés par le retard  $N_d$  en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$ .

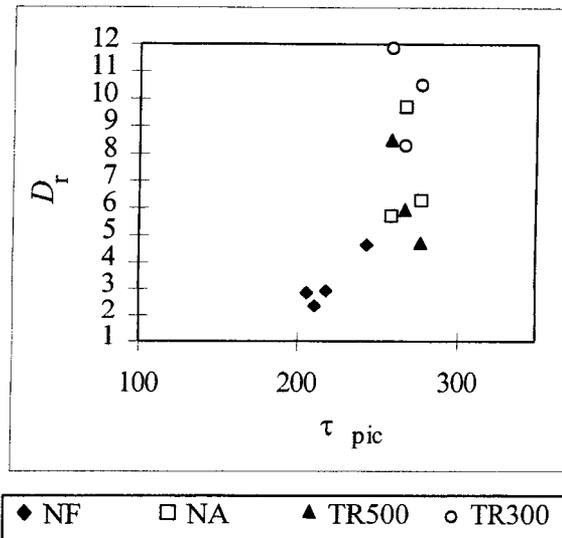


Figure B-14 : Evolution du taux de retard  $D_r$  en fonction du taux de surcharge  $\tau_{pic}$ .

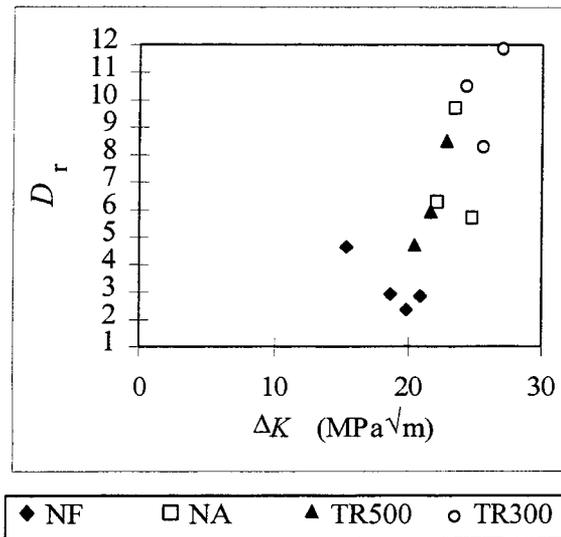


Figure B-15 : Evolution du taux de retard  $D_r$  en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$ .

### B.2.3. Evolution de la vitesse minimale $(da/dN)_{\min}$ et de ses paramètres associés : $a_{\min}$ et le coefficient de sévérité $S_r$

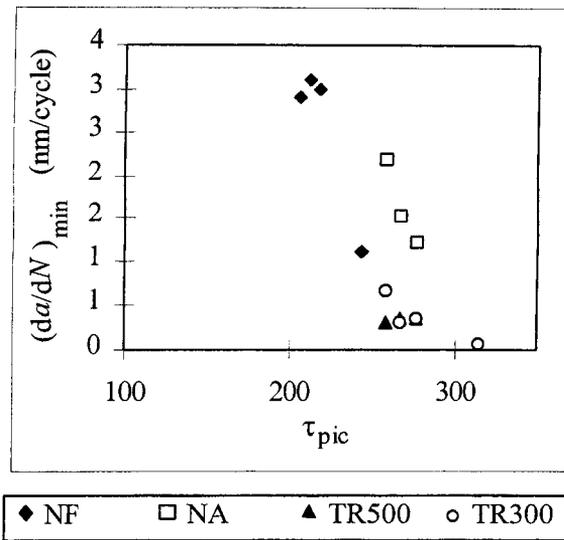


Figure B-16 : Evolution de la vitesse minimale atteinte après surcharge  $(da/dN)_{\min}$  en fonction du taux de surcharge  $\tau_{pic}$ .

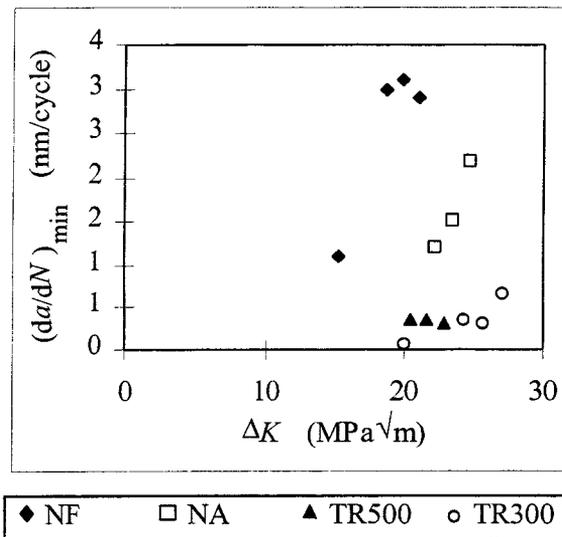


Figure B-17 : Evolution de la vitesse minimale atteinte après surcharge  $(da/dN)_{\min}$  en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$ .

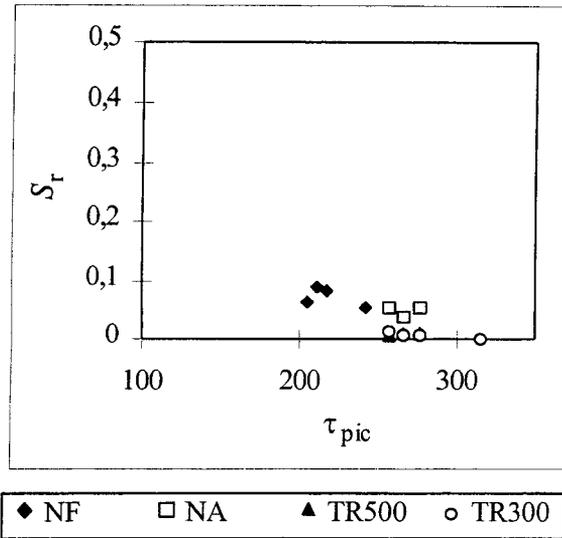


Figure B-18 : Evolution du coefficient de sévérité  $S_r$  en fonction du taux de surcharge  $\tau_{pic}$ .

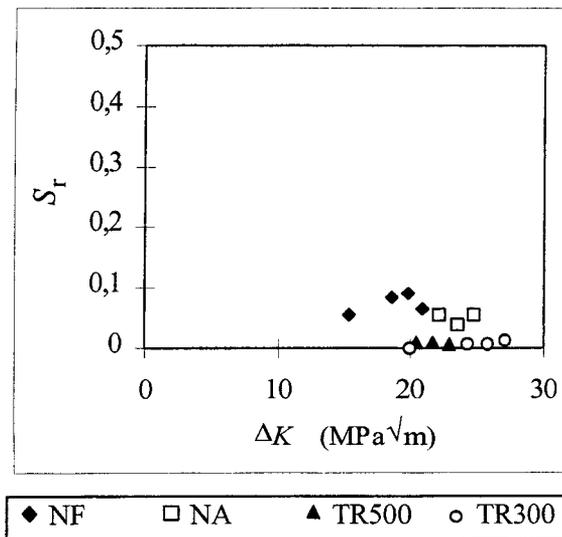


Figure B-19 : Evolution du coefficient de sévérité  $S_r$  en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$ .

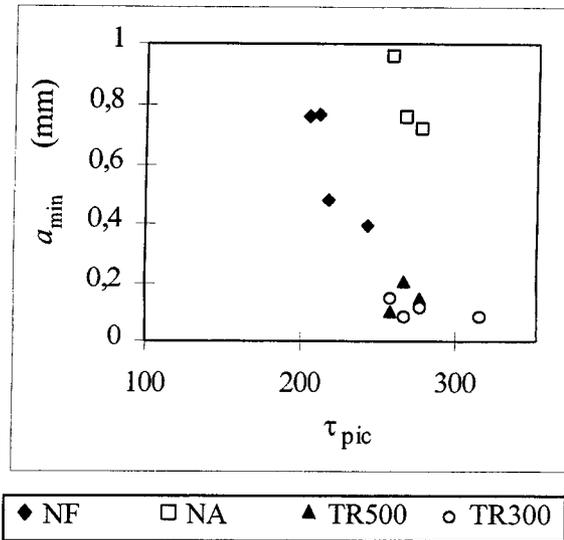


Figure B-20 : Evolution de la longueur de fissure associée à la vitesse minimale atteinte après surcharge  $a_{\min}$  en fonction du taux de surcharge  $\tau_{pic}$ .

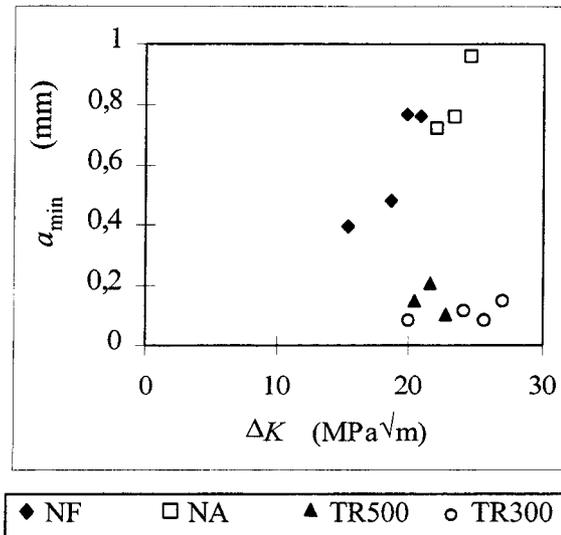


Figure B-21 : Evolution de la longueur de fissure associée à la vitesse minimale atteinte après surcharge  $a_{\min}$  en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$ .

*Annexe C*  
*Modélisation du retard*

## C. Modélisation numérique

### C.1. Les zones plastifiées de surcharge

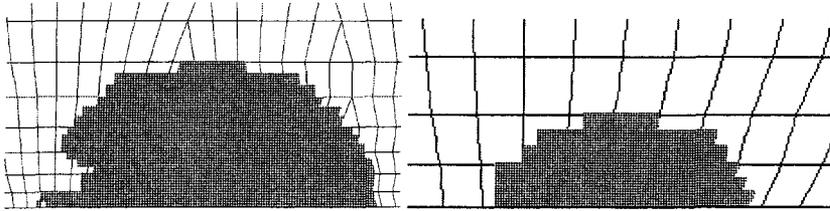


Figure C-1: Zones plastifiées monotone et cyclique de surcharge (TR300, calcul en Contraintes Planes).

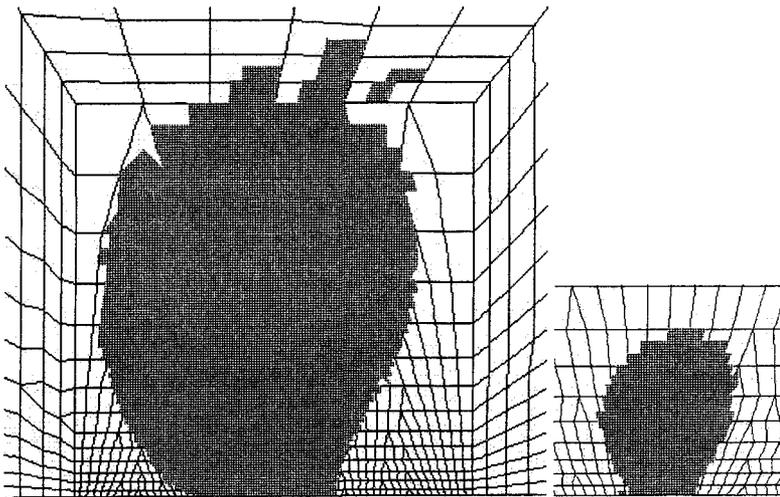


Figure C-2 : Zones plastifiées monotone et cyclique de surcharge (NF, calcul en Déformations Planes).

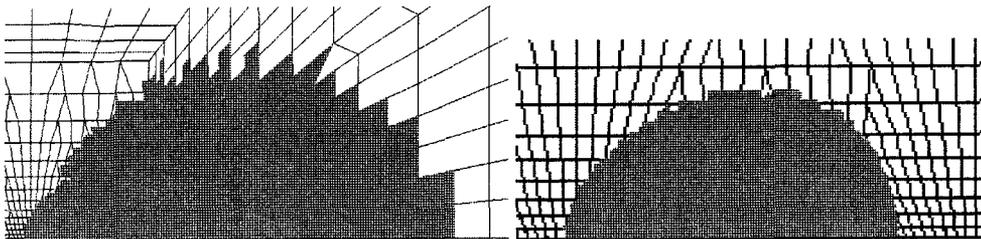


Figure C-3 : Zones plastifiées monotone et cyclique de surcharge (NF, calcul en Contraintes Planes).

## C.2. Distribution des contraintes au fond de la fissure

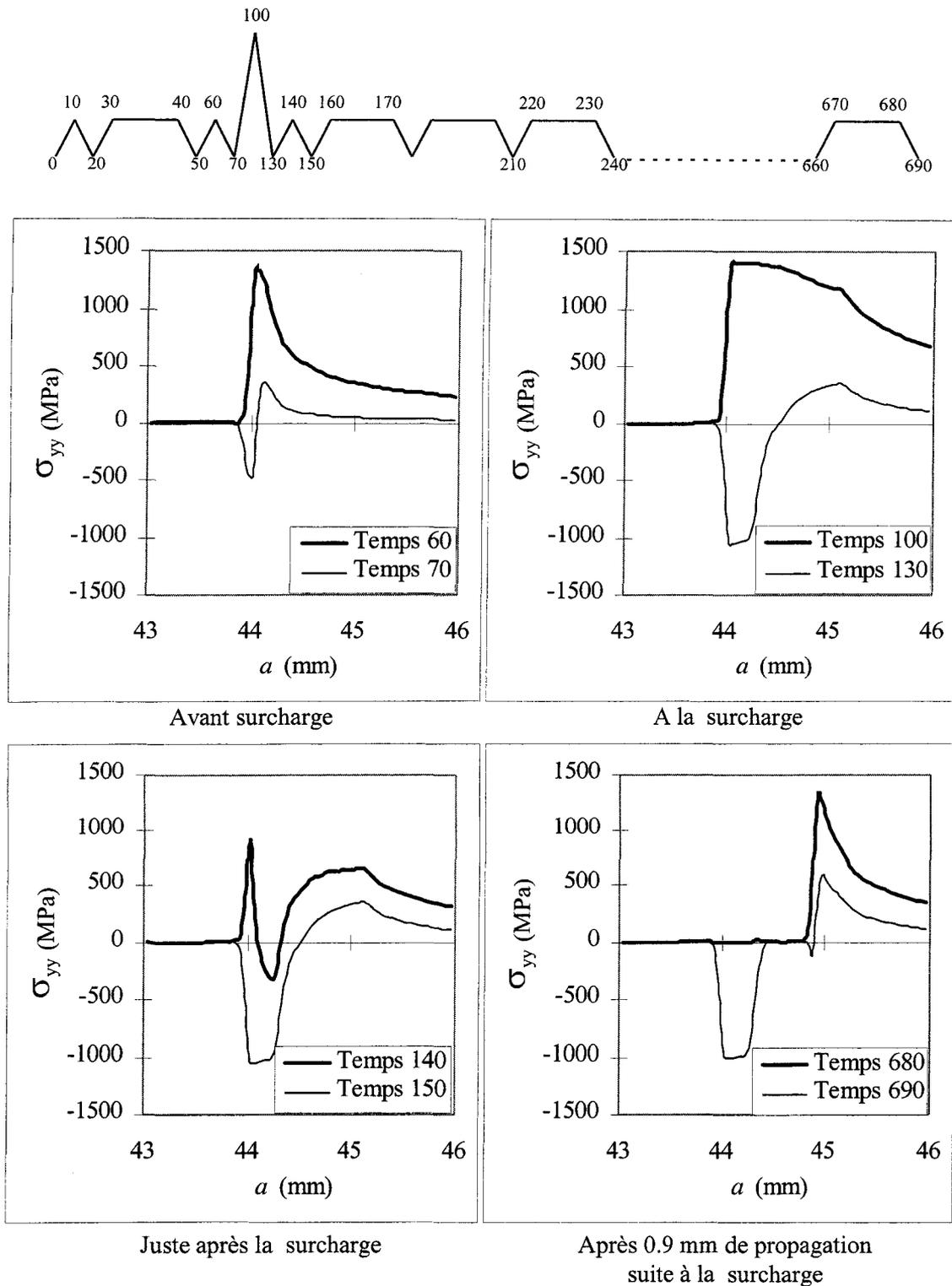


Figure C-4 : Evolution des profils de contraintes  $\sigma_{yy}$  en fonction de la longueur de fissure (TR300, calcul en Contraintes Planes).

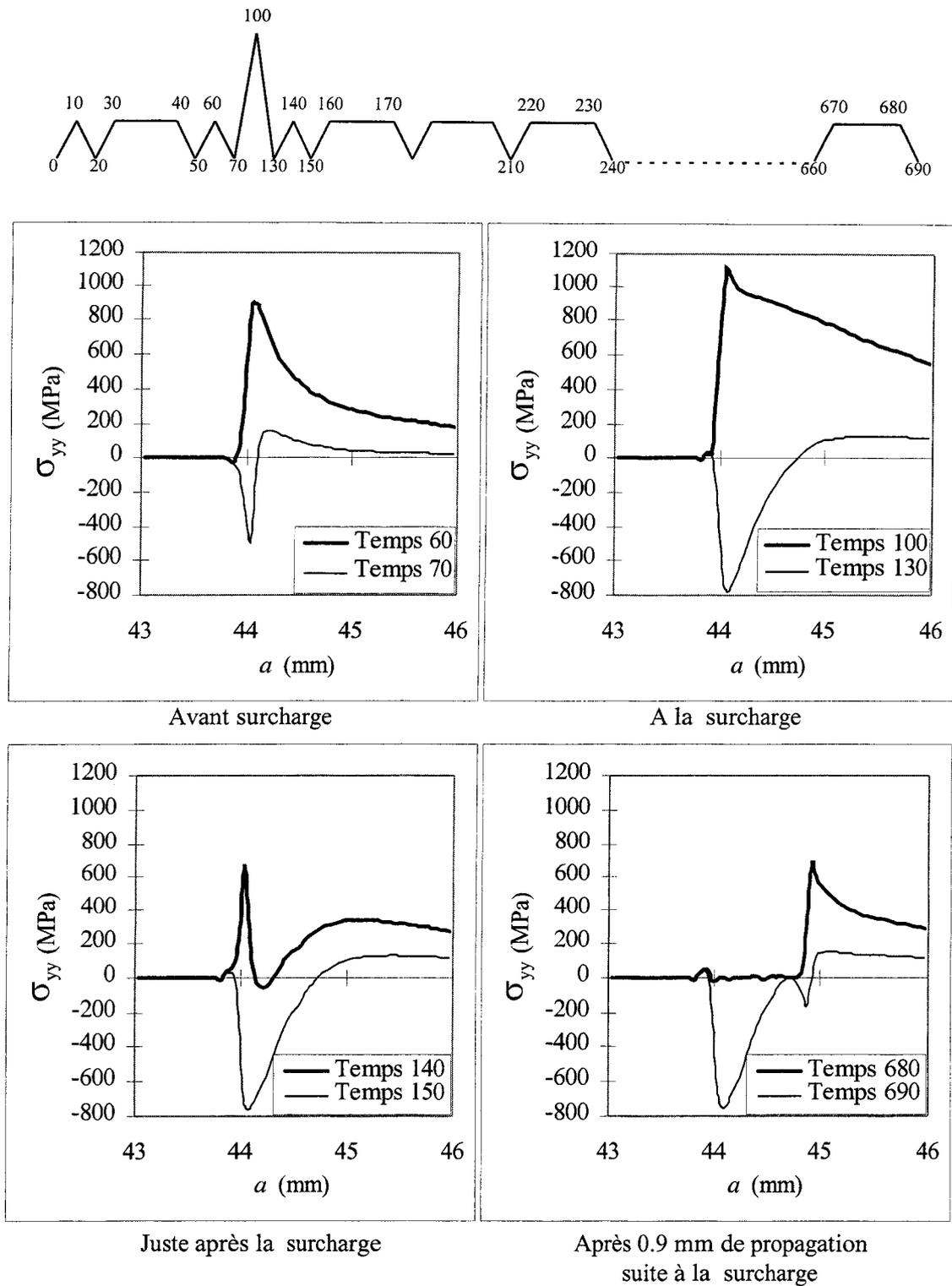


Figure C-5 : Evolution des profils de contraintes  $\sigma_{yy}$  en fonction de la longueur de fissure (NF, calcul en Déformations Planes).



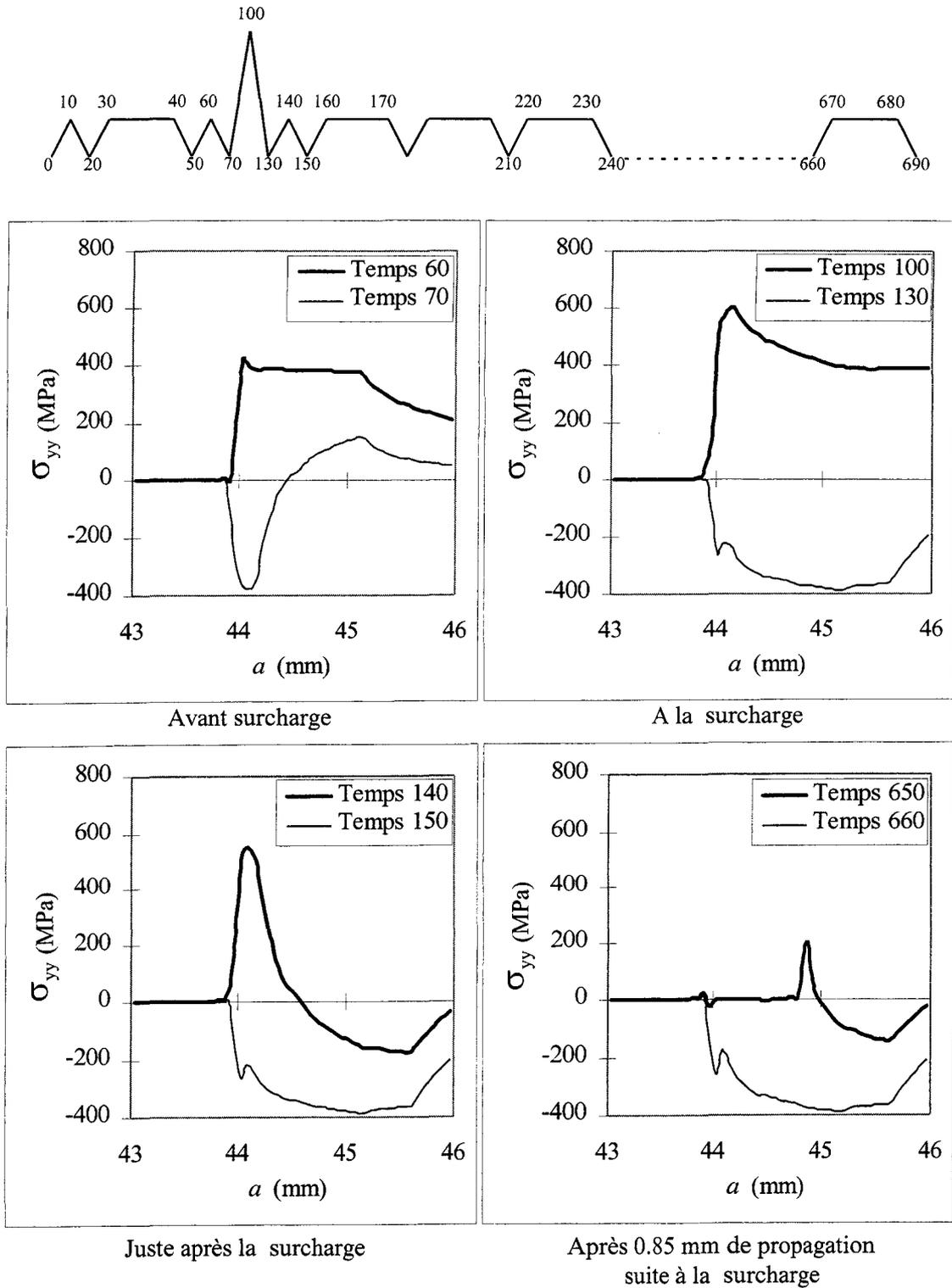


Figure C-6 : Evolution des profils de contraintes  $\sigma_{yy}$  en fonction de la longueur de fissure (NF, calcul en Contraintes Planes).