



# MEMOIRE DE MAGISTER



**UNIVERSITE DJILLALI LIABES DE SIDI BEL ABBES  
FACULTE DES SCIENCES DE L'INGENIEUR  
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE**

Pour obtention du diplôme de

## **Magister**

**SPÉCIALITÉ** : Endommagement et fiabilité des structures

Par

**Mohammed CHAIB**

**Titre**

**Etude de la propagation des fissures de fatigue par la  
méthode énergétique "Application aux surcharges"**

Soutenu en mars 2013

Devant le jury composé de :

M <sup>r</sup>	<b>Mohamed BENGUEDIAB</b>	Professeur	U. SIDI BEL ABBES	Président
M <sup>r</sup>	<b>Mokhtar ZEMRI</b>	Maître de conférences A	U. SIDI BEL ABBES	Examineur
M <sup>r</sup>	<b>Benattou BOUCHOUICHA</b>	Maître de conférences A	U. SIDI BEL ABBES	Examineur
M <sup>r</sup>	<b>Elbahri OULD CHIKH</b>	Maître de conférences A	U. MASCARA	Examineur
M <sup>r</sup>	<b>Mohamed MAZARI</b>	Professeur	U. SIDI BEL ABBES	Encadreur

*« Ce n'est pas parce que les choses sont difficiles que nous n'osons pas, c'est parce que nous n'osons pas qu'elles sont difficiles. »Sénèque.*

*Ce travail a été effectué au laboratoire de Matériaux et Systèmes réactifs de l'Université Djilali Liabes de Sidi Bel Abbes.*

*Tout d'abord, j'aimerais remercier Monsieur **M. Mazari** Professeur à l'Université Djilali Liabes de Sidi Bel Abbes, de m'avoir donné l'occasion de réaliser ce travail, de m'avoir soutenu et conseillé tout au long de ce travail, grâce à son support et sa rigueur scientifique.*

*Ensuite, je tiens à remercier les membres du jury, Monsieur **M. Benguediab** Professeur à l'Université Djilali liabes de Sidi Bel Abbes pour l'honneur qu'il m'a fait en acceptant de présider le jury.*

*J'adresse mes remerciements les plus sincères à Messieurs **M. Zemri**, Maître de conférence à l'Université Djilali Liabes de Sidi Bel Abbes, **Mr B. Bouchouicha** Maître de conférence à l'Université Djilali Liabes de Sidi Bel Abbes et **Mr E. Ould Chikh** pour leur contribution d'accepter de faire partie de mon jury.*

*Je remercie tout particulièrement **Mr J. Ait** qui m'a apporté une aide considérable pour la mise au point du logiciel AFGROW et qui m'a toujours prodigué de judicieux conseils afin d'améliorer cette étude. Je n'oublie pas de remercier **Mr A. Miloudi** Docteur de l'université de Mascara.*

*Messieurs les enseignants de l'université Djilali liabes de Sidi Bel Abbes qui, durant mes études, ont contribué à enrichir mes connaissances dans de nombreux domaines, à tous ceux qui m'ont aidé, de près ou de loin, à la réalisation de ce mémoire.*

*A mes parents,*

*A mes frères et ma sœur,*

*A mes très chers amis.*

## **Résumé**

Cette étude, a pour objet une contribution à l'étude d'une approche énergétique de la propagation des fissures de fatigue conduite essentiellement sur des alliages d'aluminium (cas du 6082 T6) et son application aux surcharges (simples ou successives).

Dans le cas de chargement avec surcharge, l'énergie spécifique est plus importante après surcharge et présente deux régimes de fissuration séparés par une transition.

Cette transition pourrait être attribuée au changement de configuration de la zone plastique suite à l'application d'une surcharge.

Le travail consistera à l'application du modèle énergétique déterminé par Mr. Mazari aux différents types de surcharges obtenue expérimentalement, sera, ensuite, complété par une simulation numérique.

**Mots clés :** fatigue, zone plastique, énergie dissipée, énergie spécifique, vitesse de fissuration, énergie de plastification, énergie hystérétique, surcharge, modèle énergétique.

## SOMMAIRE

CITATION .....	I
REMERCIEMENTS.....	II
RESUME.....	IV
SOMMAIRE .....	V
Liste des figures .....	VIII
Liste des tableaux .....	X
NOTATIONS .....	XI
ABREVIATIONS .....	XIII

INTRODUCTION.....	1
-------------------	---

### CHAPITRE I ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1. Mécanique linéaire et non linéaire de la rupture.....	3
I.1.1. Modes de rupture .....	3
I.2. Approche locale .....	4
I.2.1. Zone plastique à fond de fissure.....	4
I.2.2. Taille de la zone plastique .....	5
I.3. Approche globale (ou énergétique).....	6
I.3.1. Taux de restitution d'énergie.....	7
I.3.2. Intégrales de contour .....	8
I.3.3. Ouverture en fond de fissure (CTOD).....	10
I.4. Technique de mesures de l'énergie.....	10
I.4.1. Mesure à partir des boucles d'hystérésis.....	10
I.4.2. Calcul de l'énergie spécifique U .....	11
I.5. Propagation des fissures par fatigue .....	12
I.6. Approche de Klingbeil .....	15
I.7. Effet de surcharge .....	17
I.7.1. Différents types de surcharges : .....	17
I.7.1.1. Pas d'influence .....	17
I.7.1.2. Blocage momentané .....	18
I.7.1.3. Retard immédiat .....	18
I.7.1.4. Retard différé .....	18
I.7.1.5. Retard avec accélération différée.....	18
I.7.1.6. Blocage définitif .....	18
I.7.2. Description phénoménologique de l'effet d'une surcharge .....	20
I.7.3. Facteurs mécaniques gouvernant le ralentissement .....	22
I.7.3.1. Longueur de fissure affectée par le retard ( $a_d$ ) .....	22
I.7.3.2. Vitesse minimale $\left(\frac{da}{dN}\right)_{\min}$ atteinte après surcharge et sa longueur de fissure associée $a_{\min}$ .....	23
I.7.4. Mécanismes qui peuvent expliquer le retard.....	24
I.8. Modèles expliquant l'influence des surcharges sur le retard de la propagation des fissures .....	28
I.8.1. Modèle basé sur le concept de fermeture .....	29
I.8.1.1. Modèle d'Elber .....	29
I.8.2. Modèle basé sur l'interaction de zones plastifiées .....	30
I.8.2.1. Modèle de Wheeler.....	30

I.8.2.2. Modèle de Willenborg .....	32
I.8.3. Modèles basés sur les contraintes résiduelles .....	33
I.8.3.1. Modèle de Matsuoka et Col .....	33
<b>CHAPITRE II ETUDE NUMERIQUE</b>	
II.1. Etude expérimentale et lois de comportement.....	35
II.1.1. Matériaux étudiés.....	35
II.1.2. Méthodes expérimentales.....	38
II.1.2.1. Dispositif expérimental .....	38
II.1.2.2. Suivi de la fissure: .....	39
II.1.2.3. Mesure de l'ouverture de la fissure (Méthode de la complaisance) .....	40
II.1.3. Analyse des résultats.....	41
II.1.3.2 Evolution des paramètres énergétiques pour le 2024 T351 .....	45
II.1.3.3. Essai de surcharge .....	48
II.1.3.4 Evolution des paramètres énergétiques pour le 2024 T351 .....	55
II.2. Simulation numérique.....	58
II.2.1. Mise en œuvre numérique.....	58
II.2.2. Données de l'analyse .....	60
II.2.3. Intégration de la loi de propagation .....	61
II.2.3.1. Chargement à amplitude constante.....	61
II.2.3.2. Chargement à amplitude variable.....	62
II.2.4. Hypothèses de travail .....	63
II.2.5. Type d'éprouvettes utilisées .....	64
II.2.6. Conditions de la simulation numérique .....	65
<b>CHAPITRE III RESULTATS ET INTERPRETATION</b>	
III.1. Cas d'un chargement à amplitude constante .....	66
III.1.1. Evolution des paramètres mécaniques.....	66
III.1.1.1. Evolution de la longueur de la fissure (a) en fonction du nombre de cycles (N) .....	66
III.1.1.2. Evolution de la vitesse de fissuration (da/dN) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ) pour le 2024 T351 .....	67
III.1.1.3. Evolution de la vitesse de fissuration (da/dN) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ) pour le 6082 T6 .....	69
III.1.2. Evolution des paramètres énergétiques .....	69
III.1.2.1. Relation en l'énergie hystérétique Q et $\Delta K$ .....	69
III.1.2.2. Relation entre $\frac{da}{dN}$ et Q .....	72
III.1.2.3. Relation entre l'énergie spécifique U et $\Delta K$ .....	74
III.2. Cas d'une surcharge .....	75
III.2.1. Evolution des paramètres mécaniques.....	75
III.2.1.1. Evolution de la longueur de la fissure (a) en fonction du nombre de cycles (N) .....	75
III.2.1.2. Evolution de la vitesse de fissuration (da/dN) en fonction de la longueur de fissure a .....	76
III.2.1.3. Evolution de la vitesse de fissuration (da/dN) en fonction de facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ).....	78
III.2.2. Evolution des paramètres énergétiques .....	81
III.2.2.1. Relation entre l'énergie hystérétique Q et $\Delta K$ .....	81

III.2.2.2. Relation entre $\frac{da}{dN}$ et Q.....	83
III.2.2.3. Relation entre l'énergie spécifique U et $\Delta K$ .....	84
<b>CONCLUSION</b> .....	86
<b>BIBLIOGRAPHIE</b> .....	88



## Liste des figures

Figure I.1 : les modes de rupture.....	3
Figure I.2 : Zone plastique monotone en contraintes planes et déformations planes (a), zone Plastique cyclique (b) et estimation d'Irwin de la zone plastique monotone (c) .....	6
Figure I.3 : Relation entre G et la complaisance de la structure .....	8
Figure I.4 : Contour d'intégration .....	9
Figure I.5 : Ecartement de fissure $\gamma$ (CTOD).....	10
Figure I.6 : Mesure de fermeture par la méthode différentielle .....	11
Figure I.7 : Différents régime de propagation.....	13
Figure I.8 : Sillage plastique (a) et phénomène de fermeture de la fissure par plasticité (b)...	14
Figure I.9 : Détermination du niveau d'ouverture $K_{ouv}$ par la méthode de complaisance .....	15
Figure I.10. Bilan d'énergie pendant une extension de fissure (a) de charge monotone et (b) de fatigue.....	16
Figure I.11 : Type de retard.....	19
Figure I.12 : Description phénoménologique de l'effet d'une surcharge.....	21
Figure I.13 : Définition des paramètres de retard.....	23
Figure I.14 : Description du phénomène de déviation de la fissure selon .....	27
Figure I.15 : Le comportement de propagation pour la déviation de fissure d'après Meggiolaro et al. ....	28
Figure I.16 : Description du mécanisme de fermeture de fissure basé sur l'amplitude effective du cycle de chargement .....	30
Figure I.17 : Modèle de Wheeler .....	31
Figure I.18 : Modèle de Willenborg et al 1971 .....	32
Figure I.19 : Représentation des contraintes dans la zone perturbée par la .....	34
Figure I.20 : chargement dans la zone perturbée par la surcharge.....	34
Figure II-1 : Equipement de vidéo traction, détails de l'éprouvette haltère.....	36
Figure II-2 : Essai de traction d'éprouvette haltère mesuré par l'extensomètre .....	37
Figure II-3 : Comportement en traction de l'alliage aluminium 6082 T6.....	37
Figure II.4: Schéma du dispositif expérimental .....	39
Figure II.5: Système (Loupe binoculaire- Lampe stroboscope) utilisé pour le suivie.....	40
Figure II.6 : Montage du capteur COD .....	41
Figure II.7 : Principe de mesure du point d'ouverture de fissure .....	41
Figure II.8 : Evolution de la longueur de la fissure en fonction de nombre de cycle pour différents rapport de charge (expérimental) .....	42
Figure II.9: Evolution de la vitesse de fissuration en fonction de facteur d'intensité de contrainte .....	43
Figure II.10 : effet de rapport de charge sur la vitesse de propagation de la fissure pour l'alliage 6082 T6 .....	44
Figure II.11 : Evolution de Q en fonction de $\Delta K$ .....	45
Figure II.12 : Evolution de $da/dN$ en fonction de Q .....	46
Figure II.13 : Evolution de U en fonction de $\Delta K$ .....	47
Figure II.14 : Retard immédiat.....	48
Figure II.15 : Retard différé .....	49
Figure II.16 : Blocage .....	50
Figure II.17 : Evolution de $N_d$ en fonction de $\Delta K$ pour $R=0.1$ .....	51
Figure II.18 : l'influence du facteur d'intensité de contrainte $\Delta K$ sur la propagation de fissure pour $R=0.05$ , taux de surcharge (-a- $\tau=2$ , -b- $\tau=1.5$ ) .....	52

Figure II.19 : l'effet du chargement de base R sur la propagation de la fissure.....	54
Figure II.20 : Influence des différents chargements sur les cycles de retard 6082 T6 .....	55
Figure II.21 : Evolution de Q en fonction de $\Delta K$ .....	56
Figure II.22 : Evolution de da/dN en fonction de Q .....	57
Figure II.23 : Evolution de U en fonction de $\Delta K$ .....	58
Figure II.24 : Principe de l'analyse en tolérance aux dommages .....	60
Figure II.25: Procédure de calcul de la propagation de fissure .....	61
Figure II.26 : Principe de calcul de propagation .....	62
Figure II.27: Fenêtre de paramètre de retard de Willenborg .....	63
Figure II.28 : Organigramme explicatif de la procédure de calcul .....	64
Figure II.29: Eprouvette CT selon la norme ASTM E647 - 00 .....	65
Figure III.1 : Evolution de la longueur de la fissure en fonction de nombre de cycle .....	66
Figure III.2 : Evolution de la longueur de la fissure en fonction du nombre de cycle pour le 6082 T6 .....	67
Figure III.3: Evolution de la vitesse de fissuration (da/dN) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ) pour le 2024 T351 .....	68
Figure III.4: Evolution de la vitesse de fissuration (da/dN) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ) pour le 6082 T6 .....	69
Figure III.5: Organigramme explicatif du programme de calcul .....	70
Figure III.6: Evolution de Q en fonction de ( $\Delta K$ ) pour le 2024 T351 .....	71
Figure III.7: Evolution de Q en fonction de ( $\Delta K$ ) pour le 6082 T6. ....	71
Figure III.8 : Evolution de da/dN en fonction de Q .....	73
Figure III.9: Evolution de U en fonction de $\Delta K$ .....	74
Figure III.10 : Effet de surcharge sur la durée de vie N pour le 2024 T351 .....	75
Figure III.11 : Effet de surcharge sur la durée de vie N pour le 6082 T6 .....	76
Figure III.12 : Effet de surcharge sur la vitesse de propagation de fissure pour le 2024 T351 .....	77
Figure III.13 : Effet de surcharge sur la vitesse de propagation de fissure pour le 6082 T6 ...	78
Figure III.14: Evolution de la vitesse de fissuration (da/dN) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ) pour le 2024 T351 .....	79
Figure III.15: Evolution de la vitesse de fissuration (da/dN) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ) pour le 6082 T6 .....	80
Figure III.16: Evolution de la vitesse de fissuration (da/dN) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ) .....	81
Figure III.17 : Evolution de Q en fonction de $\Delta K$ cas de 2024 T351 .....	82
Figure III.18 : Evolution de Q en fonction de $\Delta K$ cas de 6082 T6 .....	82
Figure III.19 : Evolution de Q en fonction de $\Delta K$ .....	83
Figure III.20 : Evolution de da/dN en fonction de Q .....	84
Figure III.21: Evolution de U en fonction de $\Delta K$ .....	85

## Liste des tableaux

Tableau II-1 : Composition massique de l'alliage 2024 T351 .....	35
Tableau II-2 : Propriétés mécaniques de l'alliage 2024 T351.....	35
Tableau II-3 : Composition chimique en pourcentage massique d'Al 6082-T6.....	36
Tableau II-4 : Caractéristiques mécaniques de Al 6082-T6.....	38
Tableau II.5: condition de l'essai .....	42
Tableau II.6: Conditions utilisées.....	65
Tableau III.1 : Valeurs de A et n obtenues après lissage des courbes $Q=f(\Delta K)$ .....	72
Tableau III.2 : Relation entre $\frac{da}{dN}$ et $Q$ .....	73

## NOTATIONS

$f^\alpha$	Fonctions adimensionnelles $f_{ij}$ et $g_{ij}$ dépendent du mode de sollicitation
$g^\alpha$	Etat de Contrainte et de la géométrie du corps fissuré
$K_T$	Facteur de concentration de contrainte
$Z_p$	Taille de la zone plastique monotone en pointe de fissure
$KI$	Facteur d'intensité des contraintes appliqué en mode 1
$\sigma_e$	Limite d'élasticité du matériau
$R_p$	Limite plastique du matériau
$G$	Taux de restitution d'énergie d'une fissure $\left(\frac{J}{m^2}\right)$
$W_e$	Energie de déformation élastique
$W_{ext}$	Energie potentielle des forces extérieures $\left(\frac{J}{cycle}\right)$
$f, \partial A$	Incrément de surface correspondant à l'extension de la fissure
$E$	Module d'Young (MPa)
$\mu$	Module de cisaillement (MPa)
$\frac{da}{dN}$	Vitesse de propagation de la fissure en mm/cycle
$\Delta K$	Etant la variation du facteur d'intensité des contraintes au cours d'un cycle $MPa\sqrt{m}$
$C$	Paramètre matériau définissant le niveau de la droite de Paris
$m$	Paramètre matériau définissant la pente de la droite de Paris
$K_{max}$	Facteur d'intensité des contraintes maximale
$K_{min}$	Facteur d'intensité des contraintes minimale
$\Delta K_{eff}$	Variation du facteur d'intensité des contraintes effectives
$a_d$	Longueur de fissure perturbée par la surcharge est la longueur parcourue par la fissure pendant $Nd$
$Nd$	Nombre de cycle du retard
$K_{ouv}$	Facteur d'intensité de contrainte correspondant à l'ouverture de la fissure.
$U$	Taux d'ouverture de la fissure
$U_D$	Facteur de retard différent du facteur $U_D$ d'Elber
$R_m$	Taille de la zone plastifiée monotone avant la surcharge
$R_{cs}$	Taille de la zone cyclique associée à la surcharge
$\gamma$	Energie surfacique liée à la formation d'une fissure plate
$J$	Intégrale de contour
$ds$	Elément curviligne en M du contour
$W$	Densité d'énergie de déformation
$T$	Vecteur force agissant sur $ds$ en M
$n$	Vecteur unitaire normal au contour
$u$	vecteur déplacement du point d'application de T en M
$P$	Energie potentielle et da la variation d'aire de la fissure

$R_c$	Limite d'élasticité cyclique.
$\tau$	Taux de surcharge.
$\varepsilon_e$	Déformation élastique vraie
$\varepsilon_p$	Déformation plastique vraie
$K'$	Facteur de résistance
$n$	Exposant de consolidation
$Q$	Energie hystérétique $\left(\frac{\text{Joule}}{\text{cycle}}\right)$
$U$	Energie spécifique $\left(\frac{\text{Joule}}{\text{m}^2}\right)$
$B$	Epaisseur de l'éprouvette (mm)
$E$	Module de Young (MPa)
$G$	Taux de restitution d'énergie
$G_c$	Taux de restitution d'énergie critique
$J$	Intégrale de contour
$K$	Facteur d'intensité de contrainte $MPa\sqrt{m}$
$K_I$	Facteur d'intensité de contrainte en mode 1 $MPa\sqrt{m}$
$K_c$	Facteur d'intensité de contrainte critique ou ténacité $MPa\sqrt{m}$
$N$	Nombre de cycles
$R$	Rapport de charge
$\sigma_{\max}$	Contrainte à la rupture (MPa)
$W$	Travail (J)
$W_{ext}$	Energie potentielle des forces extérieures (J/cycle)
$W_s$	Energie dissipée dans l'ouverture de la fissure
$W_{el}(\varepsilon)$	Energie de déformation élastique
$W_{pl}(\varepsilon)$	Energie de déformation plastique

$W(\varepsilon)$	Densité de l'énergie de déformation
$W_{el}(ext)$	Energie des forces extérieures élastique
$W_{pl}(ext)$	Energie des forces extérieures plastique
$\nu$	Coefficient de poisson
$\sigma$	Contrainte appliquée (MPa)
$\varepsilon$	Déformation (%)
$\varepsilon_0$	Déformation élastique
$a$	Longueur de la fissure (mm)
$dW_{elast}$	Variation de l'énergie de déformation élastique
$dW_{ext}$	Variation de l'énergie potentielle des forces extérieures
$dW_s$	Energie dissipée dans la séparation des lèvres de la fissure
$dW_i / dN$	Taux du travail irréversible (J/cycle)
$dPE / da$	Energie potentielle totale par prolongation de fissure d'unité de surface
$dW / da$	Taux du travail plastique (J/m)
$dP / da$	Variation de l'énergie potentielle par variation de la longueur de fissure (J/m)
$\left(\frac{da}{dN}\right)_{\min}$	Vitesse minimale atteinte après la surcharge.

## ABREVIATIONS

ASTM	American Society for Testing and Materials.
COD	Ouverture de la fissure (Crack Opening Displacement).
CTOD	Ouverture en fond de fissure (Crack Tip Opening Displacement).
CT	Eprouvette compacte de traction (Compact Tension).
FIC	Facteur d'intensité de contrainte.
FCG	Fatigue crack growth (la vitesse de fissuration)

---

# *INTRODUCTION*

---

L'étude du comportement des matériaux soumis à des chargements cycliques variable constitue une des préoccupations actuelles, objet de nombreuses recherches avancées, dans le contexte du développement des outils numériques et expérimentaux.

Une structure soumise à des chargements cycliques peut subir, selon la nature des sollicitations, de grandes variations dans son comportement allant de la phase de déformation plastique jusqu'à la rupture. Le caractère alterné de ces sollicitations implique l'emploi de lois de comportement et de critères d'endommagement et de rupture prenant en compte l'influence des paramètres spécifiques: vitesse de déformation, température, humidité, vitesse d'avancement de la fissure, etc... On est ainsi capable, en intégrant ces lois et critères dans des codes d'analyse numérique, de prévoir le comportement de la structure et d'identifier les zones à risque du point de vue de la sécurité.

Plusieurs défis sont toujours d'actualité pour la modélisation numérique des structures sollicitées en chargement cyclique : (lois constitutives, critères d'endommagement et rupture), trouver les valeurs numériques pour les paramètres de ces lois et critères spécifiques aux matériaux constituant la structure en disposant d'un code d'analyse numérique intégrant les lois et les critères adoptés.

Pour le premier point, les solutions sont souvent accessibles dans la littérature de spécialité, qui propose des modèles mathématiques avancés prenant en compte de nombreux facteurs. Le choix effectif est alors basé sur la nature, la fréquence et l'amplitude des sollicitations.

La grande difficulté est ensuite de trouver les valeurs numériques des paramètres constitutifs de ces lois et critères correspondant aux matériaux considérés. Les bases de données classiques ne fournissent que peu d'informations, liées principalement au comportement élastoplastique. Par ailleurs, dans les rares bases de données spécialisées, on trouve une très grande variabilité liée au traitement thermique du matériau, au procédé d'usinage .... La solution est alors d'identifier les valeurs de ces paramètres par une procédure d'identification adaptée. Une telle procédure doit comprendre un cadre expérimental pour effectuer des essais capables de reproduire le comportement souhaité, un code d'analyse numérique pour leurs modélisations et des algorithmes d'identification paramétrique.



Le présent travail est une contribution à l'étude d'une approche énergétique de la propagation des fissures de fatigue, conduite essentiellement sur des alliages d'aluminium et son application aux surcharges simples.

Il est maintenant avéré que l'application d'un cycle de surcharge lors d'une propagation de fissure de fatigue conduit à un ralentissement de la vitesse de propagation, (voir dans certains cas au blocage de cette fissure), cet effet se traduit directement par une augmentation de la durée de vie de la structure.

Cette étude sera composée de trois chapitres :

Le premier chapitre présente un résumé bibliographique de certaines approches et modélisations existantes pouvant s'appliquer à cette étude. La recherche a été orientée en direction des modèles très présents dans la littérature qui s'appliquent à des matériaux ductiles sous chargement cyclique.

Le second chapitre présente, dans un premier temps, les matériaux étudiés (2024 T351 et le 6082 T6), les procédures de chargement, les résultats expérimentaux et les paramètres de caractérisation des séquences des chargements sont ensuite définis. Afin de valider notre travail, nous avons étudié en premier lieu l'alliage d'aluminium le 2024 T351, ayant fait l'objet de recherches expérimentales, dont les caractéristiques, les conditions d'essais et les résultats se trouvaient à notre disposition, puis on appliquera les mêmes conditions de chargement sur le 6082 T6.

Dans la deuxième partie, nous nous sommes intéressés de traiter la méthodologie de travail de logiciel "AFGROW" ainsi que la démarche utilisée afin d'étudier l'évolution des paramètres énergétiques.

Les résultats numériques sont présentés et interprétés dans le dernier chapitre. Les données expérimentales provenant du chapitre II sont comparées afin de conclure sur la pertinence comme sur les limitations de la modélisation utilisée.

Enfin, une conclusion générale permettra de souligner les résultats les plus importants obtenus dans cette étude, ainsi que les perspectives de développement futur.

---

*CHAPITRE I*  
*ETUDE*  
*BIBLIOGRAPHIQUE*

---

## I.1. Mécanique linéaire et non linéaire de la rupture

La mécanique linéaire de la rupture s'applique aux matériaux ayant un comportement élastique obéissant à la loi de Hooke, même si des corrections liées à la présence d'une zone plastifiée près d'une zone de concentration de contraintes (entaille, fissure) ont été proposées. Par la suite, ces analyses reposant sur l'hypothèse que la plasticité reste confinée ne sont valables que pour des structures dont le comportement est globalement élastique.

La mécanique de la rupture propose de décrire les étapes d'amorçage et de propagation de la fissuration. Selon le comportement du matériau durant la propagation d'une fissure, on peut être confronté à deux types de rupture :

- Rupture fragile, en l'absence de déformation plastique significative (mécanique linéaire de la rupture) ;
- Rupture ductile, en présence de déformation plastique non négligeable (mécanique non linéaire de la rupture). Dans ce cas, suivant l'étendue de la zone plastique en pointe de fissure, on différencie le cas de la plasticité confinée, de celui de la plasticité étendue.

### I.1.1. Modes de rupture [1]

La fissuration se manifeste par la séparation irréversible d'un milieu continu en deux parties, appelées lèvres de la fissure, ce qui introduit une discontinuité au sens des déplacements. Les mouvements possibles des lèvres de chaque fissure sont des combinaisons de trois modes indépendants :

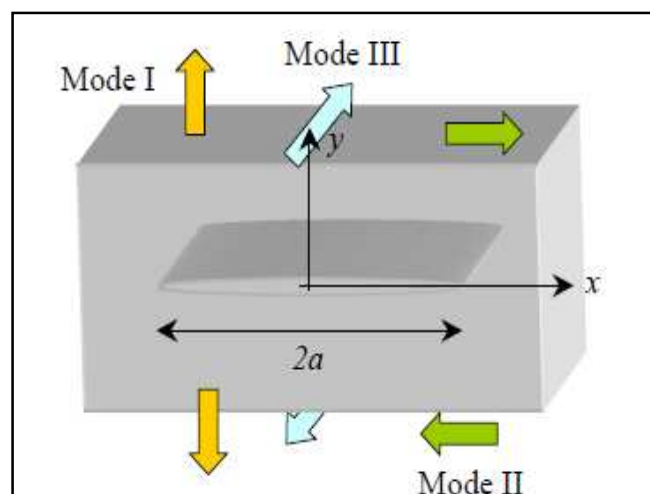


Figure I.1 : les modes de rupture

- Mode I : ouverture (ou clivage) ;
- Mode II : cisaillement plan ;
- Mode III : cisaillement anti-plan.

Le mode I est le plus dangereux pour l'extension d'une fissure ; cependant, une fois amorcée et pour des sollicitations mixtes ou des géométries complexes, la fissure a tendance à bifurquer, et reste donc rarement rectiligne (2D) ou plane (3D).

## **I.2. Approche locale**

Une approche locale, caractérisée par une étude des champs de contrainte et de déformation au voisinage du front de fissure ; certains auteurs définissent l'approche locale comme l'approche liée aux modèles d'endommagement. Dans notre cas, cette approche consiste à déterminer les paramètres de mécanique de la rupture à l'aide des champs de contraintes et de déformations locaux en pointe de fissure. Pour définir ces champs, en pointe de fissure, nous introduisons la notion de facteurs d'intensité des contraintes. Ces champs étant fortement perturbés par la singularité créée par la pointe de fissure, nous verrons qu'il est nécessaire d'utiliser des outils spécifiques afin de calculer ces facteurs d'intensité des contraintes de façon précise.

### **I.2.1. Zone plastique à fond de fissure**

La mécanique linéaire de la rupture prédit des contraintes infinies à l'extrémité d'une fissure aiguë (singularité en  $1/r$ ). Mais dans les matériaux réels, les contraintes à l'extrémité d'une fissure restent finies car le rayon à fond de fissure n'est pas nul. Ces contraintes dépassent la limite d'élasticité du matériau et la déformation plastique qui en résulte, conduit à une relaxation des contraintes à l'extrémité de la fissure.

La mécanique linéaire de la rupture devient progressivement imprécise à mesure que la taille de la zone plastifiée qui se forme à l'extrémité de la fissure, devient importante. Des corrections simples à la MLR sont proposées lorsque cette taille reste raisonnable. Au-delà d'une certaine plastification, le FIC ( $K$ ) n'est plus adapté à la description des champs des contraintes et des déplacements à l'extrémité de la fissure.

Il est important de connaître la taille de la zone plastique à fond de fissure, compte tenu des limites d'application de la MLR. Cette taille peut être estimée par deux méthodes : L'approche d'Irwin [2] et celle de Dugdale-Barenblatt [3]. Les deux approches conduisent à des corrections simples du FIC.

Le terme de zone plastique est usuellement utilisé pour les métaux. On l'utilisera par la suite, dans un sens plus général, pour caractériser une zone de déformations inélastiques (métaux, Polymères...).

### I.2.2. Taille de la zone plastique

En élasticité, les solutions asymptotiques présentent une singularité à l'extrémité de la fissure car les contraintes tendent vers une valeur infinie. En réalité le niveau de contrainte n'est pas infini ; il se développe une zone plastifiée à l'extrémité de la fissure. La forme et la dimension de cette zone plastifiée dépendent du chargement ainsi que des caractéristiques du comportement élastoplastique du matériau. C'est dans les années 1960 que les progrès en microscopie tant optique qu'électronique ont permis de révéler l'existence d'une zone plastique en fond de fissure de fatigue [4]. Cette zone joue un rôle très important dans la propagation dans les matériaux élastoplastique, elle est à l'origine de l'interaction entre cycles et du phénomène de retard observé après surcharge. On peut distinguer deux types de zone plastique, l'une appelée monotone et l'autre cyclique.

La zone plastique monotone (Figure 1-2a) apparaît lors de l'application d'un chargement monotone, sa forme ainsi que sa taille dépendent de la nature du chargement. En contraintes planes, la zone plastique est plus étendue qu'en déformations planes, par contre elle présente une forme d'ailes de papillon moins marquée. La première évaluation de la zone perturbée par la plasticité en pointe de fissure est due à l'expression proposée [5] qui donne une bonne approximation de l'étendue de la zone plastique monotone, pour un matériau supposé élastique parfaitement plastique. Cette expression est la suivante :

$$Z_p = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K_I}{Re} \right)^2 \quad \text{en contrainte plane} \quad (\text{I-1})$$

$$Z_p = \frac{1}{3\pi} \left( \frac{K_I}{Re} \right)^2 \quad \text{en déformation plane} \quad (\text{I-2})$$

Avec  $K_I$  le facteur d'intensité des contraintes appliqué et  $R_e$  la limite d'élasticité du matériau. Ces expressions sont déterminées en comparant la contrainte équivalente de Von Mises déduite des équations (I-8) et (I-9) à la limite d'élasticité du matériau. Le rayon  $r_p$  obtenu (Figure 1-2) est pris comme une première approximation de la dimension de la zone plastique monotone. Ensuite, on calcule à partir de  $r_p$ , la dimension de la zone dans laquelle les champs de contrainte sont perturbés afin de respecter l'équilibre mécanique. La taille de la zone plastique monotone ainsi que sa forme dépendent de paramètres autres que la limite d'élasticité et le facteur d'intensité des contraintes, comme la contrainte de biaxialité  $T$  et l'écroutissage du matériau fissuré (Figure I-2) [6].

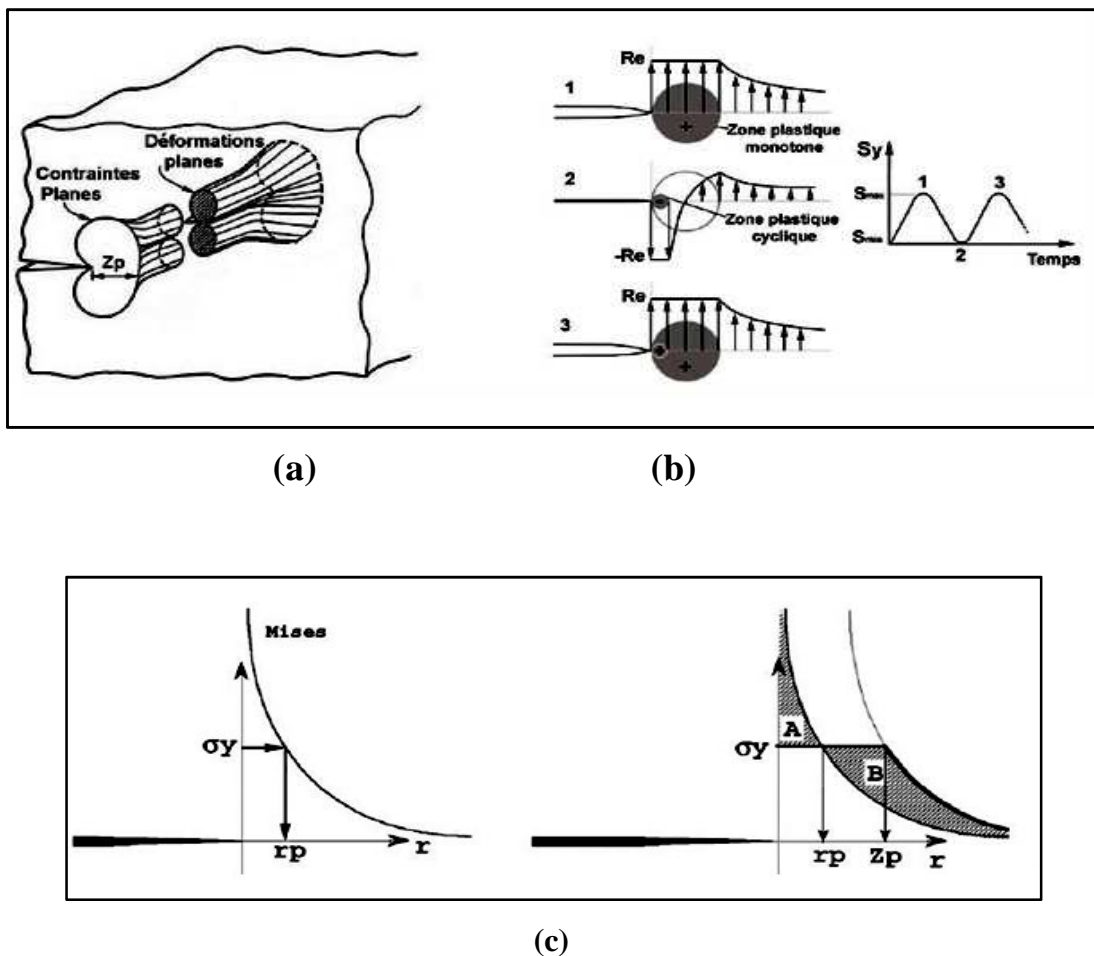


Figure I.2 : Zone plastique monotone en contraintes planes et déformations planes (a), zone Plastique cyclique (b) et estimation d'Irwin de la zone plastique monotone (c)

### I.3. Approche globale (ou énergétique)

Caractérisée par l'étude du comportement global de la structure fissurée sur le plan énergétique.

La propagation de fissure est un phénomène dissipateur d'énergie. Dans la théorie de Griffith, l'énergie consommée est la différence entre l'état énergétique du système avant et après fissuration.

Cette énergie peut s'assimiler à une énergie de surface, Griffith [7] a postulé que c'était une caractéristique intrinsèque du matériau.

### I.3.1. Taux de restitution d'énergie

Noté  $G$ , le taux de restitution d'énergie représente l'énergie nécessaire pour faire progresser la fissure d'une longueur unité. Elle correspond à la décroissance de l'énergie potentielle totale  $W_p$  pour passer d'une configuration initiale avec une longueur de fissure ( $a$ ), à une autre où la fissure s'est propagée d'une longueur  $da$  :

$$\begin{cases} G = -\frac{\delta W_p}{\partial A} \\ W_p = W_e + W_{ext} \end{cases} \quad (I.3)$$

avec

$$\begin{cases} W_e = \int_{\Omega} \sigma : \varepsilon \\ W_{ext} = \int_{\Omega} f : u \end{cases}$$

Où  $W_e$  représente l'énergie de déformation élastique,  $W_{ext}$  l'énergie potentielle des forces extérieures  $f$ , et  $\partial A$  l'incrément de surface correspondant à l'extension de la fissure.

En utilisant le champ des contraintes dans la zone singulière et la loi de comportement élastique linéaire, il est possible de relier le taux de restitution d'énergie aux facteurs d'intensités de contraintes par :

$$G = \frac{K_I^2}{E'} + \frac{K_{II}^2}{E'} + \frac{K_{III}^2}{2\mu} \quad (I.4)$$

Où :

$-E'=E$  en contrainte planes;

$$- E' = \frac{E}{1-\nu^2} \text{ en déformation planes;}$$

$$- \mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \text{ est le module de cisaillement.}$$

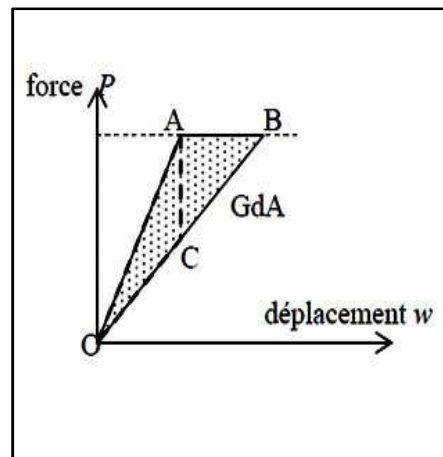
$E$  est le module d'Young et  $\nu$  le coefficient de poisson.

### Remarque

Il est également possible de relier  $G$  à la complaisance  $C$  de la structure par :

$$G = \frac{P^2}{2} \frac{\gamma C}{\gamma A} \quad (\text{I.5})$$

Sur la courbe Force/Déplacement ci-dessous, OA correspond à une fissure de longueur ( $a$ ), et OB à une Fissure de longueur  $a+\delta a$ .  $G$  représente l'aire située dans le triangle OAB, pour un essai effectué à charge imposée ou dans le triangle OAC, pour un pilotage en déplacement imposé.



**Figure I.3 : Relation entre  $G$  et la complaisance de la structure**

### I.3.2. Intégrales de contour

La singularité du champ des contraintes au voisinage de la pointe d'une fissure peut également être étudiée grâce à certaines intégrales de contour déduite de la loi de conservation de l'énergie [8]. Ces intégrales ont la particularité d'être équivalentes au taux de restitution d'énergie, et d'être indépendantes du contour d'intégration choisi. Parmi les plus connues, on peut citer l'intégrale  $J$  [9], l'intégrale duale  $I$  de Bui [10], l'intégrale hybride s'appuyant sur



le super élément [11] ou encore les intégrales  $T$  et  $A$  proposées par Proix[12], mises en œuvre et étudiées par [11]. Pour l'intégrale de Rice [9], on considère un milieu bidimensionnel fissuré, dont la fissure sera supposée rectiligne. Le contour ( $C$ ) est un contour ouvert, orienté dont les extrémités se trouvent sur les faces supérieure et inférieure de la fissure.

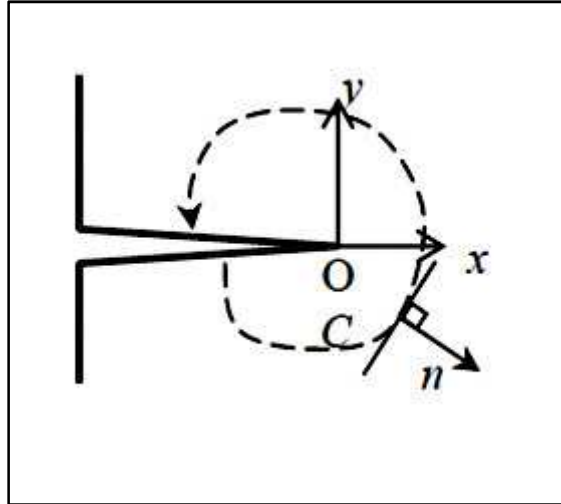


Figure I.4 : Contour d'intégration

$$J = \int_C \left( w_e(\varepsilon) n_1 - \sigma_{\sigma ij} n_j \frac{\gamma_{ui}}{\gamma_x} \right) ds \quad (I.6)$$

Où  $W_e$  est la densité d'énergie de déformation élastique telle que :

$$\sigma_{ij} = \frac{\gamma W_e}{\gamma \varepsilon_{ij}} \quad (I.7)$$

$-u$  est le vecteur déplacement en un point  $M$  du contour  $C$  avec la normale  $n$  tournée vers l'extérieur et  $\sigma$  représente le champ de contraintes.

L'intégrale  $J$  est indépendante du contour (à condition qu'il n'y ait pas de forces de surface sur les lèvres de la fissure, que l'on soit en conditions isothermes, et en quasi-statique);

l'intégrale  $J$  représente le taux de décroissance de l'énergie potentielle :

$$J = -\frac{\gamma W_p}{\gamma A} = G \quad (I.8)$$

### I.3.3. Ouverture en fond de fissure (CTOD)

En élastoplasticité, la pointe de la fissure s'é moussse et certains chercheurs ont proposé d'utiliser l'ouverture de fissure comme paramètre de mécanique de la rupture. Le CTOD, ou écartement de fissure  $\delta$ , a ainsi été défini à partir des déplacements de la pointe de fissure, mesurés à l'intersection de la frontière de la zone plastique avec les lèvres de la fissure (Figure I.5 .a). Il existe de nombreuses façons de calculer cet écartement  $\delta$  . Par exemple, Tracey a proposé de définir cet écartement à l'intersection de deux droites passant à  $45^\circ$  de l'axe et des lèvres de la fissure (Fig. I.5 .b).

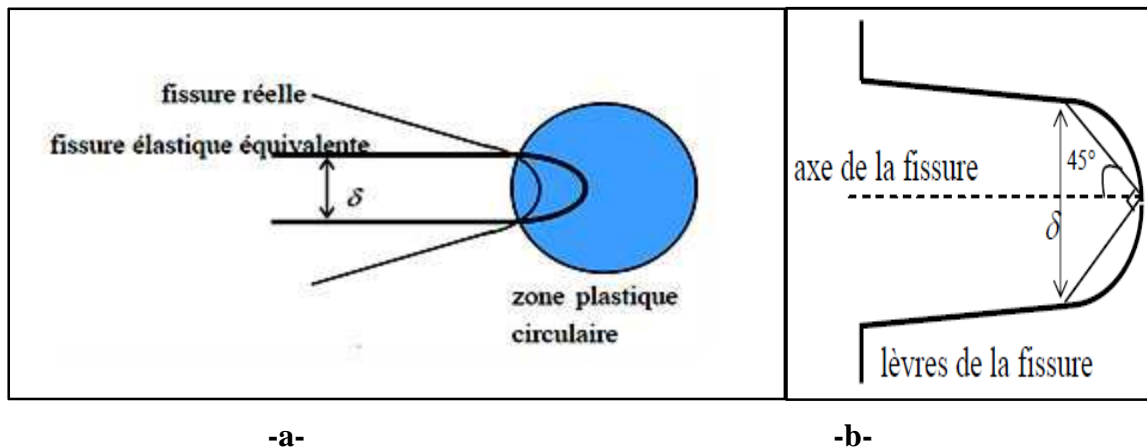


Figure I.5 : Ecartement de fissure  $\gamma$  (CTOD)

### I.4. Technique de mesures de l'énergie

La vérification et la validation du modèle de Weertman a suscité l'intérêt de plusieurs auteurs de ce fait, plusieurs techniques expérimentales ont été entreprises pour mesurer l'énergie de création de surface.

Pour cela, l'introduction d'un terme  $U$  qui représente le travail plastique nécessaire pour créer une surface libre dans le métal est devenu utile .

#### I.4.1. Mesure à partir des boucles d'hystérésis

Utilisant la technique différentielle de Kikukawa[13] (figure I.6),Ranganathan [14] obtient des boucles d'hystérésis  $(p,\delta)$  pour un cycle de chargement à très faible fréquence. Il considère que le travail hystérétique est essentiellement dissipé dans la zone plastifiée.

L'énergie hystérétique  $Q$  dissipée pendant un cycle est déterminé par l'intégration numérique des cycles  $P - \delta'$ . Pour des faibles valeurs de  $\Delta K$  l'hystérésis ne peut être observée sur les courbes  $P - \delta$ , alors qu'elle est bien mise en évidence sur les courbes  $P - \delta'$ .

L'énergie  $Q$  n'est autre que la surface de la courbe d'hystérésis, charge déplacement qu'on obtient avec la jauge COD pour mesurer la charge à l'ouverture.

#### I.4.2. Calcul de l'énergie spécifique $U$

L'énergie spécifique est déterminée par la relation suivante :

$$U = \frac{\text{Aire de la boucle}(P, \delta')}{2.B.\frac{da}{dN}} \quad (\text{I.9})$$

Ou bien :

$$U = \frac{Q}{2B\left(\frac{da}{dN}\right)} \quad (\text{I.10})$$

Où  $\frac{da}{dN}$  (mm/cycles) est la vitesse de propagation et  $B$  (mm) l'épaisseur de l'éprouvette.

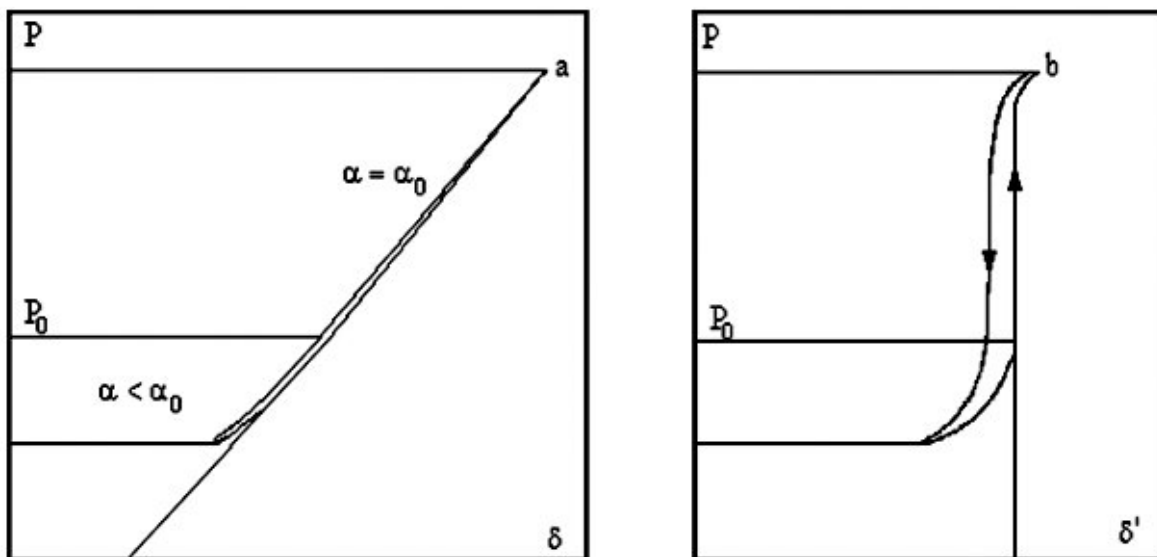


Figure I.6 : Mesure de fermeture par la méthode différentielle

Pour le 2024 T351,  $U_{cr}$  est évaluée à  $(2.6 \pm 0.6) \cdot 10^5 \text{ J/m}^2$  [15].

Cette méthode permet de décrire la propagation des fissures de fatigue dans le domaine où le taux de fissuration est assez élevé. Elle considère aussi que toute l'énergie hystérique est dissipée dans la zone plastifiée, mais dans le cas où les phénomènes de fermeture persisteraient, une partie de l'énergie  $U$  peut être dissipée dans la zone située dans le sillage plastifié le long du front de fissure surtout au voisinage du seuil.

### I.5. Propagation des fissures par fatigue

Les modèles classiques de propagation de fissure par fatigue donnent l'évolution de la vitesse de propagation en fonction du chargement appliqué en pointe de fissure par une approche empirique. Le modèle le plus utilisé est celui de Paris [16], pour ce modèle, un essai de fissuration est nécessaire pour caractériser l'évolution de la vitesse de propagation en fonction de la variation du facteur d'intensité des contraintes (Figure 1-7). Cette étude fait apparaître trois domaines de fissuration:

- Domaine A: caractérisé par les basses vitesses de fissuration ( $\frac{da}{dN} < 10^{-6} \frac{mm}{cycle}$ ) pour les alliages d'aluminium. Ce stade est caractérisé par l'existence d'un seuil de fissuration  $\Delta K_s$  en dessous duquel une fissure préexistante ne se propage plus [16].
- Domaine B : Paris [16] a montré que pour de nombreux métaux on obtenait une relation linéaire entre  $\left(\frac{da}{dN}\right)$  et  $(\Delta K)$  sur les courbes de fissuration caractérisé par un exposant ( $m$ ) qui dépend du matériau étudié.
- Domaine C: Caractérisé par l'accroissement rapide de  $\left(\frac{da}{dN}\right)$  en fonction de  $(\Delta K)$  lorsque le niveau de sollicitation approche la condition de rupture statique [16] caractérisé par  $K_{max} = K_c$ , où  $K_c$  désigne le facteur d'intensité de contrainte critique à la rupture.

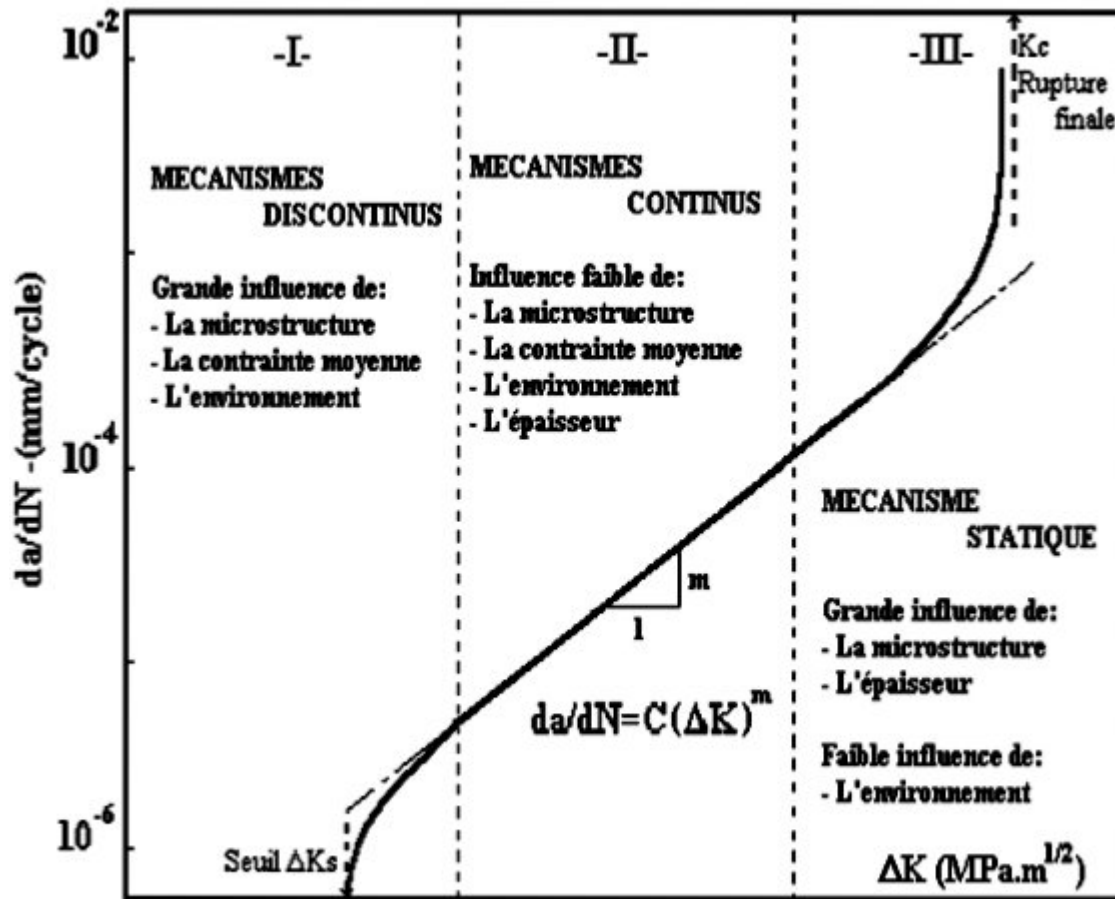


Figure I.7 : Différents régime de propagation

La relation proposée par [16] durant le régime II de propagation est la Suivante :

$$\frac{da}{dN} = C\Delta k^m \quad (I.11)$$

$\Delta K$  étant la variation du facteur d'intensité des contraintes au cours d'un cycle qui induit une avancée  $da$  de la fissure,  $C$  et  $m$  sont deux paramètres du matériau définissant respectivement la position et la pente de la droite de Paris.

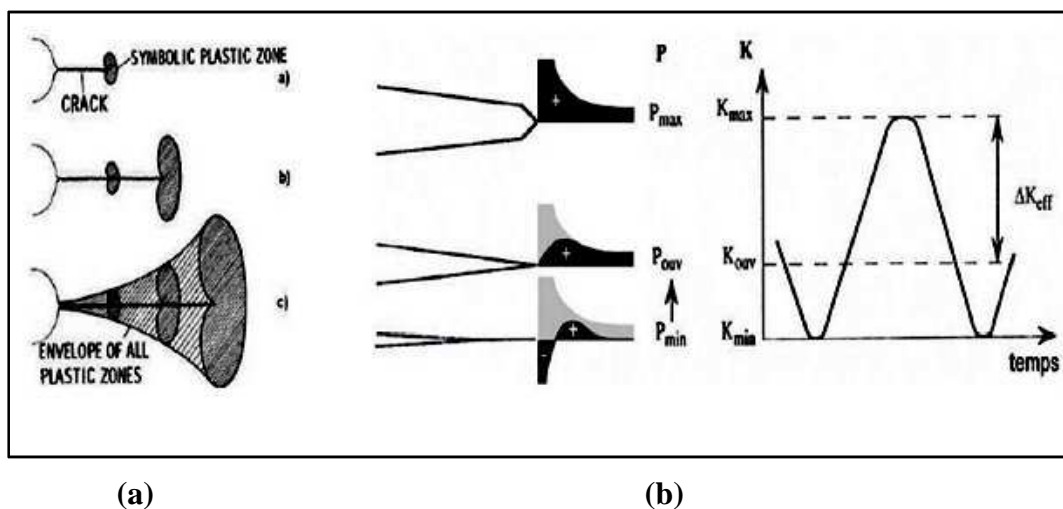
L'expérience montre que la vitesse de propagation d'une fissure n'est pas proportionnelle à la variation du facteur d'intensité des contraintes  $\Delta K$  appliquées mais plutôt au facteur d'intensité des contraintes effectif  $\Delta K_{eff}$  vu par la fissure. En effet, seule une fraction du cycle de fatigue est efficace, la fissure restant fermée pendant l'autre partie. La fermeture de la fissure peut avoir plusieurs sources comme la plasticité, la rugosité de ses

faces, l'oxydation ou une transformation de phase induite par le chargement mécanique à l'extrémité de la fissure. Nous nous intéressons ici à la fermeture induite par plasticité, qui est particulièrement sensible aux effets d'histoire du chargement. La fermeture induite par plasticité provient de deux sources différentes :

La première est le sillage plastique créé par la zone plastique le long du chemin de la fissure (Figure 1-8a).

La deuxième est l'apparition des contraintes résiduelles de compression devant la fissure qui a été mise en évidence par [17] pour la première fois (Figure 1-8b).

En réalité, ces effets ne sont pas indépendants, ils sont deux conséquences d'un même phénomène. En régime de plasticité confinée, la déformation plastique qui se développe dans la zone plastique monotone est à l'origine de contraintes résiduelles de compression devant l'extrémité de la fissure qui rend les cycles ultérieurs moins efficaces. Puis lorsque la fissure se propage les contraintes résiduelles s'exercent alors sur les faces de la fissure ce qui augmente le niveau d'ouverture de celle-ci.



**Figure I.8 : Sillage plastique (a) et phénomène de fermeture de la fissure par plasticité (b)**

Le niveau de fermeture peut être déterminé expérimentalement ou par simulation par éléments finis, connaissant le comportement élastoplastique de la structure fissurée [18]. La méthode de détermination expérimentale s'appelle la méthode de variation de la complaisance de l'éprouvette, on trace l'évolution du déplacement de deux points de part et d'autre des lèvres de la fissure en fonction du chargement appliqué. Le seuil d'ouverture correspond au

niveau de chargement à partir duquel la complaisance devient linéaire puisque la fissure est alors complètement ouverte. La difficulté réside dans la définition du critère de perte de linéarité nécessaire pour déterminer le niveau de charge à partir duquel la fissure est fermée. Ce critère doit varier en fonction de la distance entre les points de mesure et l'extrémité de la fissure [19].

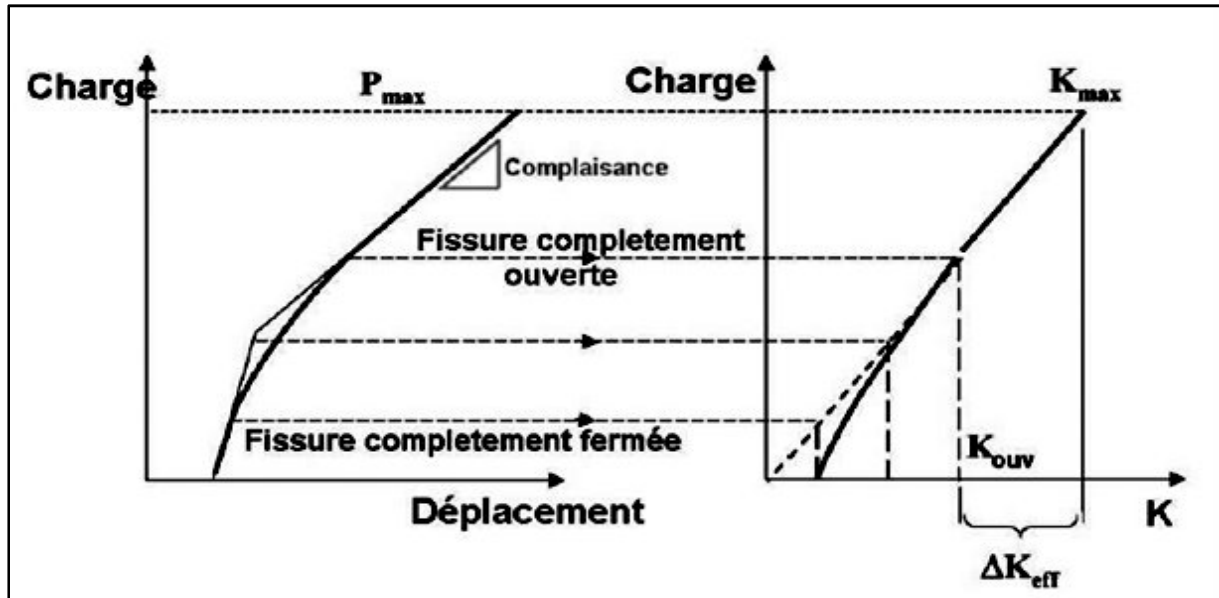


Figure I.9 : Détermination du niveau d'ouverture  $K_{ouv}$  par la méthode de complaisance

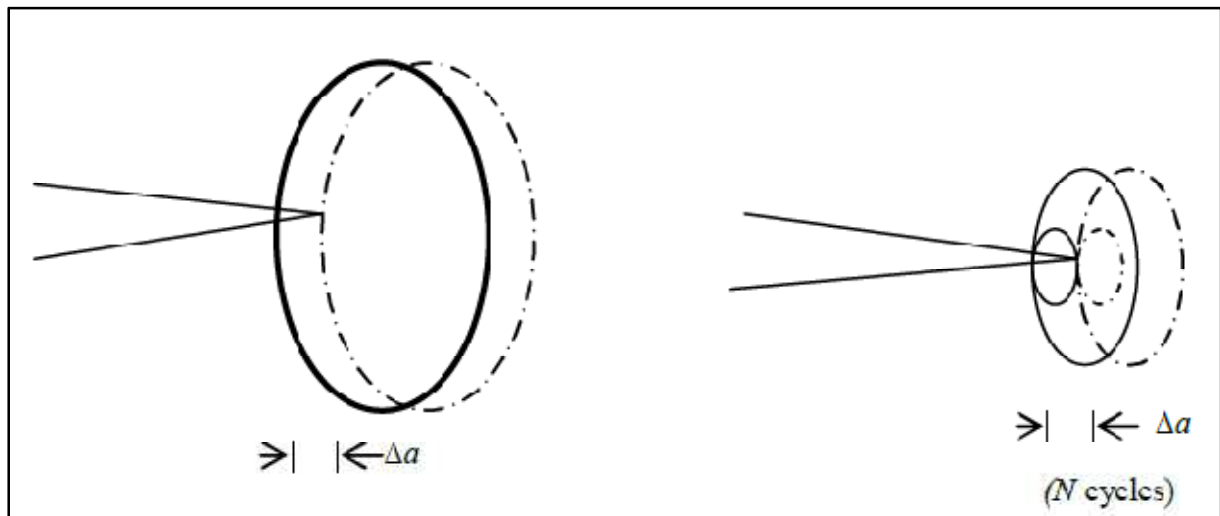
### I.6. Approche de Klingbeil

L'approche de Klingbeil [20] propose une nouvelle théorie de propagation de fissures par fatigue dans les solides ductiles, basée sur la dissipation de toute l'énergie plastique par cycle en pointe de fissure. L'hypothèse du modèle repose sur le bilan énergétique pendant une extension de fissure  $\Delta a$  dans des conditions de charge monotone et de fatigue (figure I.10). Au début de l'extension de la fissure sous le chargement monotone, le changement de l'énergie potentielle totale due à la prolongation de fissure par unité de superficie  $\frac{dPE}{da}$  doit équilibrer

le taux de travail plastique  $\frac{dW}{da}$ , qui est simplement le taux de restitution d'énergie critique du matériau.

$$\frac{dPE}{dA} = \frac{dW}{dA} \quad (\text{I.12})$$

Et 
$$\frac{dW}{dA} = G_c \quad (\text{I.13})$$



charge monotone (a)

charge de fatigue (b)

**Figure I.10. Bilan d'énergie pendant une extension de fissure (a) de charge monotone et (b) de fatigue**

Ceci suppose que l'énergie de fissuration liée à la séparation des surfaces de fissure est négligeable, ce qui est généralement appropriée pour les solides ductiles. Pendant la prolongation de fissure par fatigue, le changement de l'énergie potentielle totale par cycle

$\frac{dE_p}{dN}$  doit équilibrer le travail plastique par cycle  $\frac{dW}{dN}$  :

$$\frac{dE_p}{dN} = \frac{dW}{dN} = \frac{dW}{da} \frac{da}{dN} = Q_p \quad (\text{I.14})$$

La théorie courante propose que  $\frac{dW}{da}$  n'est autre que le taux de restitution d'énergie critique du matériau.

Par conséquent, égalisons  $\frac{dW}{da}$  à  $G_c$  dans l'équation (I.27), le taux de propagation de fissure

par fatigue  $\frac{da}{dN}$ , peut être écrit en termes de dissipation totale plastique par cycle  $Q_p$  comme

suit :



$$\frac{da}{dN} = \frac{1}{G_c} \cdot Q_p \cdot B \quad (\text{I.15})$$

où  $G_c$  est le taux de restitution d'énergie critique:

$$G_c = \frac{K_I^2}{E_T} \quad (\text{I.16})$$

avec:  $E_T = E$  en contrainte plane

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

La loi de propagation de la fissure (équation I.28) suggère que pour un mode donné de chargement, toute l'énergie requise pour prolonger une fissure d'une distance  $\Delta a$  est indépendante de la manière dans laquelle l'énergie est absorbée.

Il convient de noter que l'équivalence de  $\frac{dW}{da}$  sous des conditions de chargement monotone et de fatigue est proposée malgré les différences de tailles de la zone plastique, de sorte que seulement la dissipation plastique totale au bout de fissure soit importante.

## I.7. Effet de surcharge

Au cours d'un essai de fissuration par fatigue, l'application d'une ou plusieurs surcharges se caractérise, après avoir retrouvé les conditions de chargement initial, par un ralentissement ou un blocage (arrêt total) de la progression de la fissure.

### I.7.1. Différents types de surcharges :

#### I.7.1.1. Pas d'influence

Dans le cas de petites surcharges, la fissure ne subit aucune influence à la suite de l'application d'une surcharge. Pour la plupart des alliages, aucun effet n'est observé pour un taux de surcharge inférieur ou égale à 1,5 [21].

#### I.7.1.2. Blocage momentané

On observe après l'application d'une surcharge un blocage de la fissure, suivi d'un réamorçage de la fissure à la vitesse correspondante aux conditions initiales de chargement.

Pour un taux de surcharge donné, ce phénomène est observé pour les valeurs de  $\Delta K$  voisines de seuil de non fissuration [22].

#### **I.7.1.3. Retard immédiat**

Ce retard est suivi d'une prise progressive de la vitesse de fissuration.

#### **I.7.1.4. Retard différé**

Dans ce cas, l'effet de la surcharge n'intervient qu'après quelques centaines de cycles et se manifeste par une accélération de la vitesse de fissuration, puis une décélération jusqu'à une vitesse minimale. On observe ensuite, une accélération progressive de la vitesse de fissuration jusqu'à ce qu'elle atteigne la vitesse initiale avant la surcharge [23].

#### **I.7.1.5. Retard avec accélération différée**

Dans ce cas, après la phase de ralentissement, la fissure s'accélère pour atteindre une vitesse de fissuration plus grande que celle avant la surcharge. Après cela, elle retrouve son régime stabilisé.

#### **I.7.1.6. Blocage définitif**

Pour les taux de surcharge élevés, la fissure peut être complètement bloquée, tous ces effets sont schématisés sur la figure I.11.

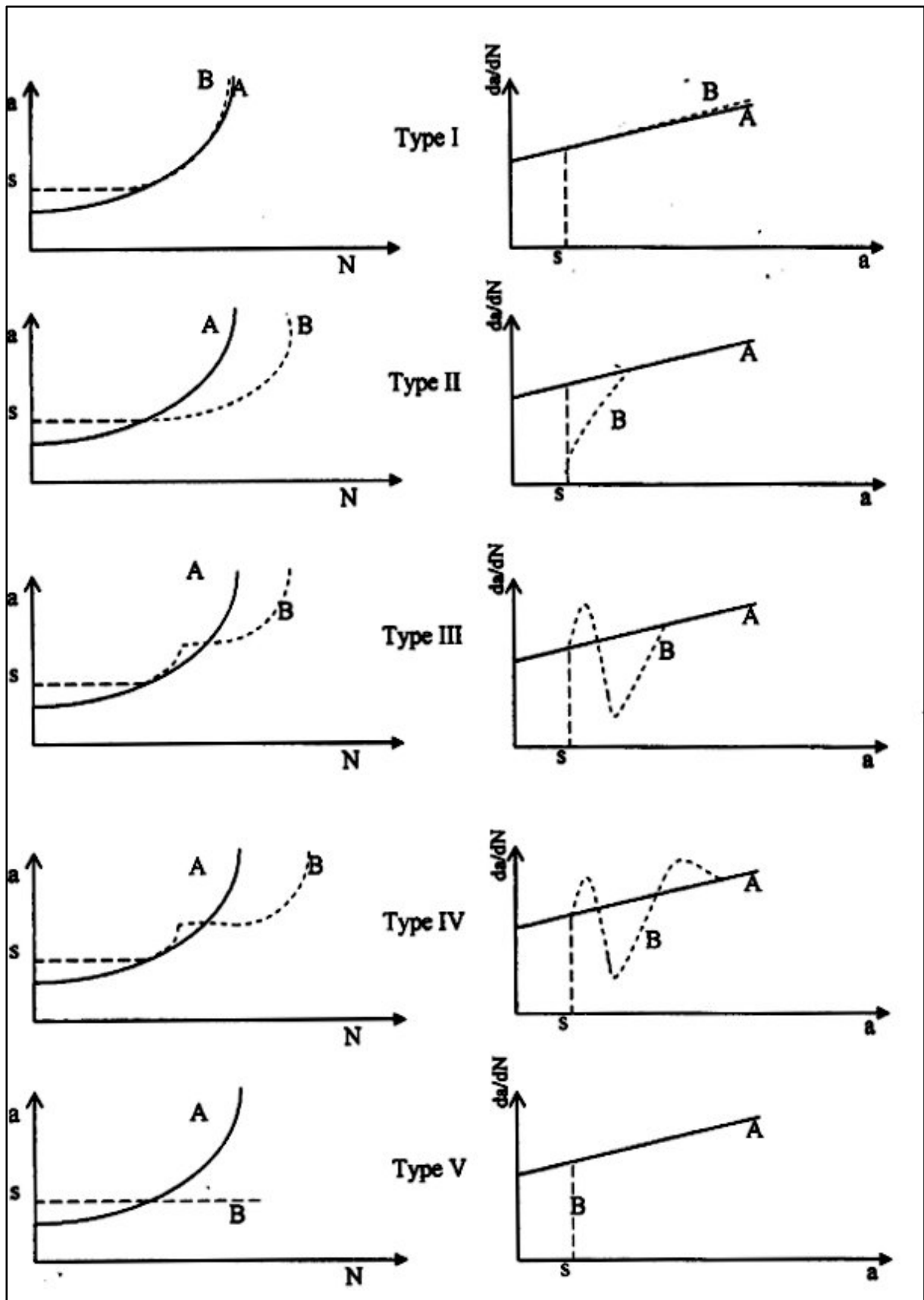


Figure I.11 : Type de retard

### I.7.2. Description phénoménologique de l'effet d'une surcharge

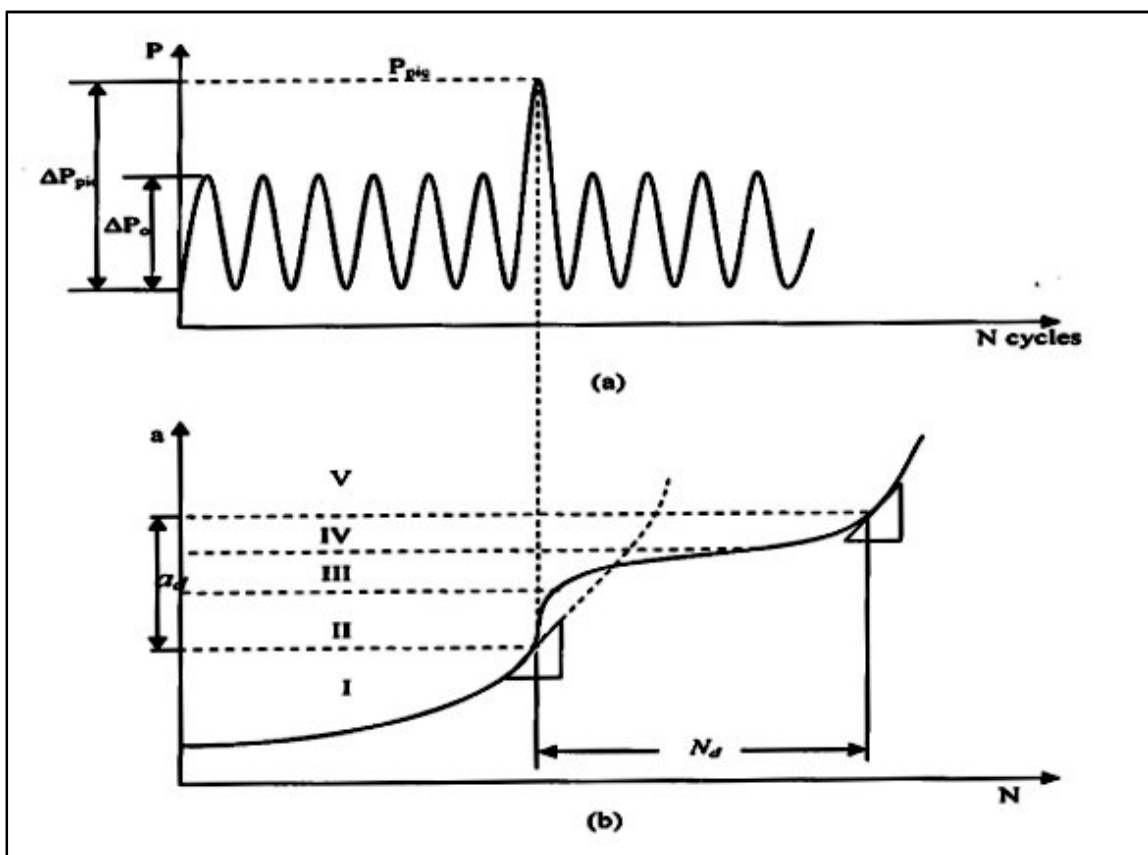
Schijve [24] est l'un des premiers chercheurs à avoir montré l'effet de surcharge sur le comportement d'une fissure de fatigue, préalablement à amplitude de charge  $\Delta p$  constante .

Depuis les études de Von Euw et Col [25], Corbey et Packman [26], Wel et Col [27] ainsi que Bathias [28] ont aidé à comprendre et quantifier ce phénomène.

La figure I.12 illustre le comportement d'une fissure soumise à une surcharge, la courbe en pointillés Figure I.12 (a) décrit le croisement de la fissure en l'absence de surcharge, celle-ci provoquant un ralentissement globale (train plein).

La figure Fig. I.12 (b) montre l'évolution correspondante de la vitesse de fissuration  $\frac{da}{dN}$  Mesurée à la surface de l'éprouvette en fonction de la longueur de fissure (a).

En étudiant les figures (I.12 (a) et (b)), on peut distinguer cinq stades successifs de fissuration.



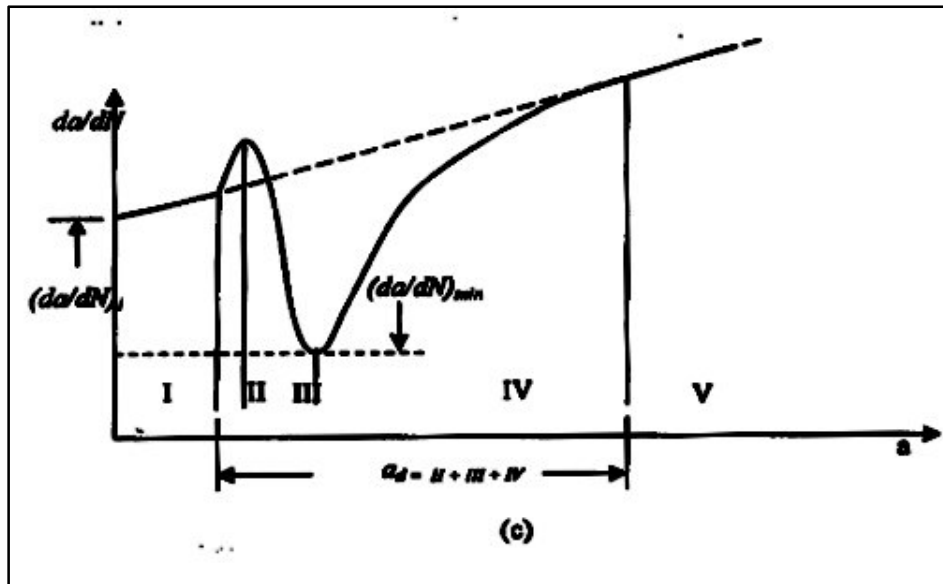


Figure I.12 : Description phénoménologique de l'effet d'une surcharge

- 1) Propagation à vitesse croissante à  $\Delta P_0$  ( $\Delta K_0$  croissante).
- 2) La vitesse de fissuration croît très vite au moment de l'application de la surcharge pendant quelques cycles.
- 3) Fissuration à vitesse décroissante, la fissuration atteint une vitesse minimale,  $\left(\frac{da}{dN}\right)_{\min}$
- 4) Retour progressif à la vitesse initiale.
- 5) Fin de l'effet de ralentissement, la courbe  $(a-N)$  reprend sa forme initiale existant avant la surcharge.

L'effet de ralentissement de la surcharge est donc caractérisé par :

- 1) Le nombre de cycles de retard  $N_d$ , défini comme le nombre de cycles nécessaires pour que la fissure reprenne sa vitesse initiale.  $N_d$  est obtenu en traçant une tangente à la courbe  $(a-N)$  dans le stade IV parallèle à la tangente de cette même courbe en fin de stade I Figure I.12 (a).
- 2)  $a_d$ , la longueur de fissure perturbée par la surcharge est la longueur parcourue par la fissure pendant  $N_d$  Fig. I.12 (a).
- 3)  $\left(\frac{da}{dN}\right)_{\min}$  est la vitesse minimale de la fissuration en fin de stade III Fig. I.12 (b).
- 4)  $a_r$ , la longueur de fissure après application de la surcharge jusqu'au point de vitesse minimale Fig. I.12 (b).

D'autres paramètres mineurs sont parfois utilisés :

- a) les longueurs parcourues dans les stades II, III, IV;
- b) le rapport des vitesses  $\left(\frac{da}{dN}\right)_i / \left(\frac{da}{dN}\right)_{\min}$ .

### I.7.3. Facteurs mécaniques gouvernant le ralentissement

Le nombre de cycles affectés par la surcharge est désigné par  $N_d$ , le comptage du nombre de cycles de retard 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  $\left(\frac{da}{dN}\right)_{base}$ , le nombre de cycles de retard  $N_d$  se détermine sur les courbes représentant la

longueur de fissure ( $a$ ), ou la vitesse de propagation  $\left(\frac{da}{dN}\right)$  en fonction du nombre cycles appliqués  $N$  certains auteurs décomposent ce nombre à la somme de deux termes  $N_b$  et  $N_{base}$

$$N_d = N_b + N_{base} \quad (I.17)$$

Où ( $N_d$ ) représente le bénéfice de durée de vie occasionné par la surcharge, ( $N_{base}$ ) 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  $D_r$ , ce dernier représente le facteur de durée de vie bénéfique.

#### I.7.3.1. Longueur de fissure affectée par le retard ( $a_d$ )

La longueur de fissure affectée par le retard ( $a_d$ ) se mesure à partir 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  $r_{pic}^m$ .

**I.7.3.2. Vitesse minimale  $\left(\frac{da}{dN}\right)_{\min}$  atteinte après surcharge et sa longueur de fissure associée  $a_{\min}$**

Comme la figure Fig. I.13 le décrit, la vitesse de propagation de la fissure atteinte 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  $r_{pic}^m$ .

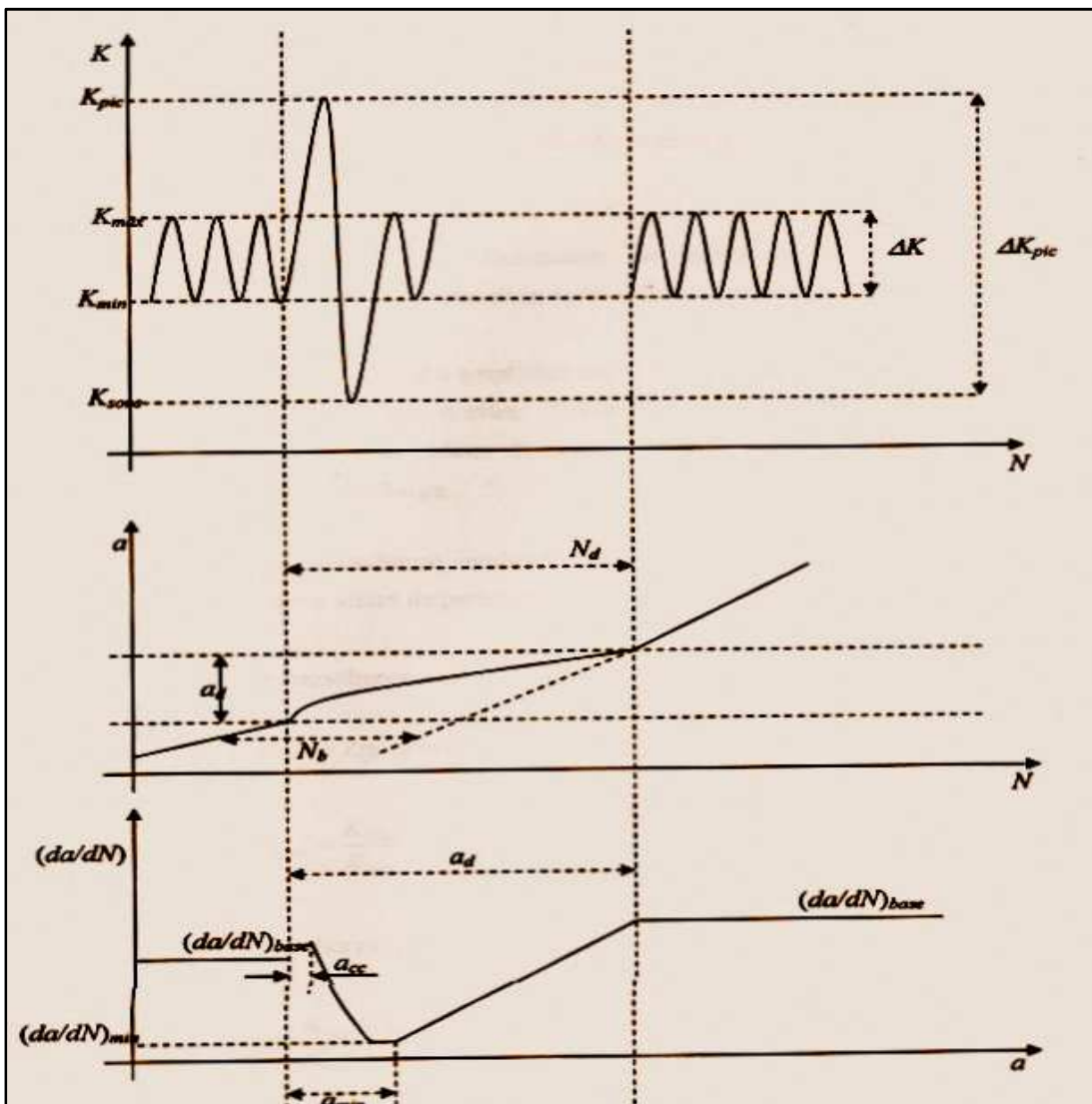


Figure I.13 : Définition des paramètres de retard

#### **I.7.4. Mécanismes qui peuvent expliquer le retard**

Dans la littérature, plusieurs mécanismes ont été proposés, pour prendre en compte le retard à la propagation d'une fissure, suite à l'application d'une surcharge, on peut les grouper en deux classes :

##### ***Phénomène primaire***

##### ***Contraintes résiduelles***

Les contraintes résiduelles sont la cause du ralentissement ou bien blocage de la fissure [29].

Le durcissement cyclique à la pointe de la fissure affecte les conditions d'amorçage de la fissure par l'augmentation de la contrainte d'écoulement [30]. La zone plastique formée pendant la surcharge induit une résistance complémentaire, écrouissage local et contraintes résiduelles, à la pointe de la fissure, il en résulte que la propagation est plus difficile, donc ralentie dans toute la zone plastique de surcharge.

Fleck [31] a soulevé plusieurs critiques additionnelles aux contraintes résiduelles à l'extrémité de la fissure.

a- le retard devrait se produire juste après la surcharge, quand les contraintes résiduelles sont maximales, alors expérimentalement, le retard est observé plus tardivement.

b- le retard se poursuit au-delà de la zone plastique, c'est-à-dire où on a les contraintes résiduelles de compression.

##### ***Calcul des contraintes résiduelles***

Deux cas de distributions sont habituellement considérés :

##### ***Cas d'une fissure idéale***

Les calculs sont effectués en supposant que la fissure n'avance pas, qu'elle n'a pas accompagnée de sillage plastique. Dans ce cas, toutes les contraintes résiduelles sont localisées à la pointe de la fissure.



Rice [9] a montré l'existence de deux zones plastiques à la pointe de la fissure de fatigue, soumise à un chargement cyclique à amplitude constante dans les conditions d'état de contrainte plane :

Une zone monotone plastique dont la taille est donnée par la formule suivante :

$$w_0^N = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K \max}{Re} \right)^2 \quad (\text{I.18})$$

Où  $Re$  est la limite élastique pour un chargement à amplitude constante.

Une zone plastique cyclique dont la taille est quatre fois plus petite qu'une zone monotone plastique, donnée par la relation :

$$w_0^C = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K}{2Re} \right)^2 \quad (\text{I.19})$$

Où  $\Delta K$  est amplitude du facteur d'intensité de contrainte, ceci provient du fait que l'amplitude de variation de la contrainte passe de (+ $Re$ ) pendant le chargement à (- $Re$ ) après le déchargement, soit une amplitude de  $2Re$ .

Dugdale [32] a considéré que le matériau est rigide parfaitement plastique, la zone plastique est confiné dans une bande étroite parallèle à la fissure. Il a proposé une formulation différente des relations donnée par Rice [33] (I-21 et 22) et qui s'énonce (état de contrainte plane) :

$$w_0^C = \frac{\pi}{2} \left( \frac{K \max}{Re} \right)^2 \quad (\text{I-20})$$

$$w_0^C = \frac{\pi}{32} \left( \frac{\Delta K}{Re} \right)^2 \quad (\text{I.21})$$

### ***Cas d'une fissure réelle***

La tendance actuelle est de faire intervenir dans les calculs, l'histoire de la fissure par le biais du sillage enserrant le trajet de fissuration, de tenir compte du fait que la fissure avance.

Plusieurs auteurs ont étudié la distribution des contraintes et des déformations résiduelles, dans le cas d'un chargement aléatoire par exemple Mastuoka [34] et Fuhring [35], ces auteurs ont pris comme base modèle de Dugdale [32].

### *Phénomène secondaire*

#### *Concept de fermeture*

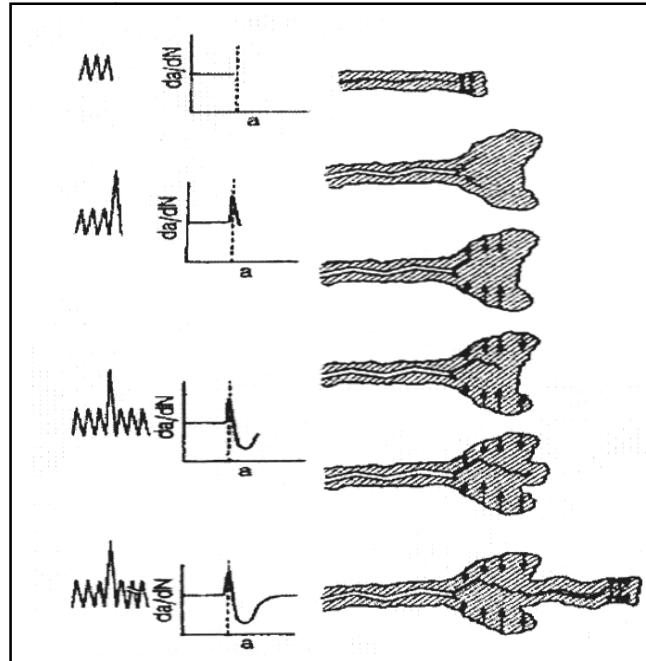
La fermeture de fissure induite par plasticité [36], la surcharge créée en avant du front de fissure une zone où la matière a été étirée puis comprimée durant la décharge. Quand la fissure avance à l'intérieure de cette région, les surfaces de la fissure relâchent cette matière comprimée pouvant occasionner ainsi un contact même sous contrainte positive. Ceci réduit donc le facteur d'intensité de contrainte initiale. Ce phénomène se produit aussi sous chargement d'amplitude constante.

#### *Déviations de la fissure et/ou le branchement de fissure*

Plusieurs facteurs sont susceptibles de dévier le chemin de propagation de la fissure (Figure I.14), principalement, on aura :

- les hétérogénéités structurelles ;
- l'environnement ;

-le taux de surcharge et le facteur d'intensité de contrainte de base qui restent les facteurs les plus importants.

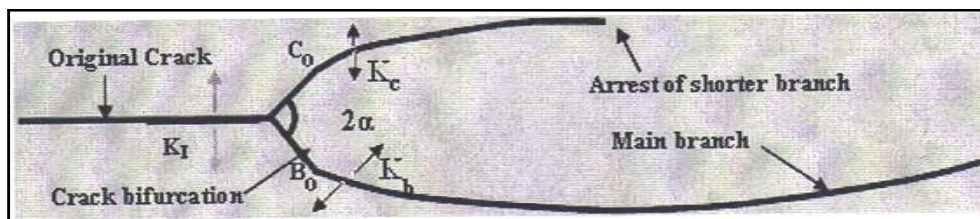


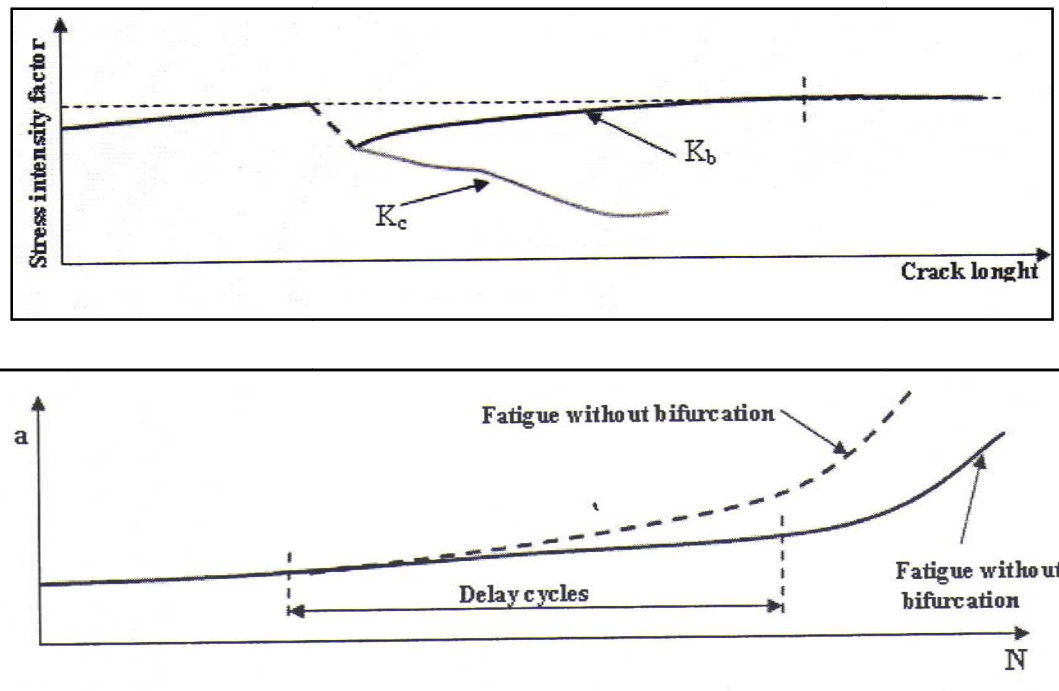
**Figure I.14 : Description du phénomène de déviation de la fissure selon Venkateswara et al [37]**

Pavlou et al [38] ont établi un facteur de ralentissement pour les fissures déviées qu'ils ont comparé avec les résultats expérimentaux.

Ils ont montré que le retard est influencé par l'angle de bifurcation et par les constantes de la loi de Paris.

Meggiolaro et al. [39] ont déterminé numériquement (éléments finis) la trajectoire des fissures en fonction du facteur d'intensité de contraintes associé. Ils ont déduit que la déviation de la fissure n'est pas la cause principale de retard, lorsque l'angle entre les fissures initiale et déviée est inférieur à  $45^\circ$ , mais elle peut réduire de 37% la valeur du facteur d'intensité de contrainte local pour un angle de bifurcation proche de  $90^\circ$  (la Figure I.15) illustre un cas de bifurcation.





**Figure I.15 : Le comportement de propagation pour la déviation de fissure d'après Meggiolaro et al. [39]**

### I.8. Modèles expliquant l'influence des surcharges sur le retard de la propagation des fissures

La propagation d'une fissure est influencée par de nombreux paramètres que l'on peut classer en deux catégories :

Les paramètres intrinsèques qui dépendent de la nature du matériau, tels module d'Young, la limite d'élasticité, les propriétés mécaniques cycliques et l'état microstructural.

Les paramètres extrinsèques qui dépendent des conditions d'essai, tels le nombre de pics de surcharge ( $N_p$ ), le taux de surcharge ( $R_{pic}$ ), le rapport de charge  $R$ , l'environnement, les dimensions de l'éprouvette, etc...

Compte tenu de la multiplicité de ces paramètres, il n'est pas possible de les considérer en totalité au cours d'une modélisation certaine.

Paramètres intrinsèques sont plus difficile à introduire (propriétés mécanique cycliques, état microstructural) etc...

Dans le cas de la représentation de la progression d'une fissure en fonction d'un chargement d'amplitude variable, on fait généralement appel au concept de fermeture par Elber [36] ; qui constitue directement les fondements de nombreux modèles, au concept de fermeture de fissure associé aux contraintes résiduelles, le phénomène d'émoussement de la fissure est souvent invoqué pour le blocage mais aussi parfois par les paramètres de propagation.

### I.8.1. Modèle basé sur le concept de fermeture

#### I.8.1.1. Modèle d'Elber

La plus grande partie des modèles est basée sur le concept de fermeture de fissure [40] qui fut introduit par Elber [36], que nous rappelons brièvement. Cet auteur a postulé qu'une fissure ne pouvait se propager que lorsqu'elle était ouverte; il a mis en évidence ,que les contraintes résiduelles voisines de la fissure, notamment, celles dans la zone plastifiée ,ont pour effet de maintenir la fissure fermée durant une fraction du chargement .La fraction du chargement durant laquelle la fissure est ouverte, est considérée comme la partie durant laquelle se produit la progression de la fissure, il lui correspond une amplitude efficace du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K_{eff}$  .

Elber a proposé une loi de propagation des fissures dérivée de la loi de Paris:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K_{eff}^m \quad (I.22)$$

Où  $C'$  et  $m'$  sont des constantes qui dépendent du matériau avec :

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{ouv} \quad (I.23)$$

Où  $K_{ouv}$  est le facteur d'intensité de contrainte correspondant à l'ouverture de la fissure.

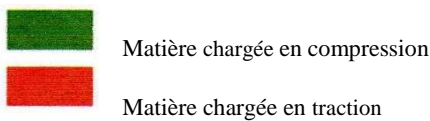
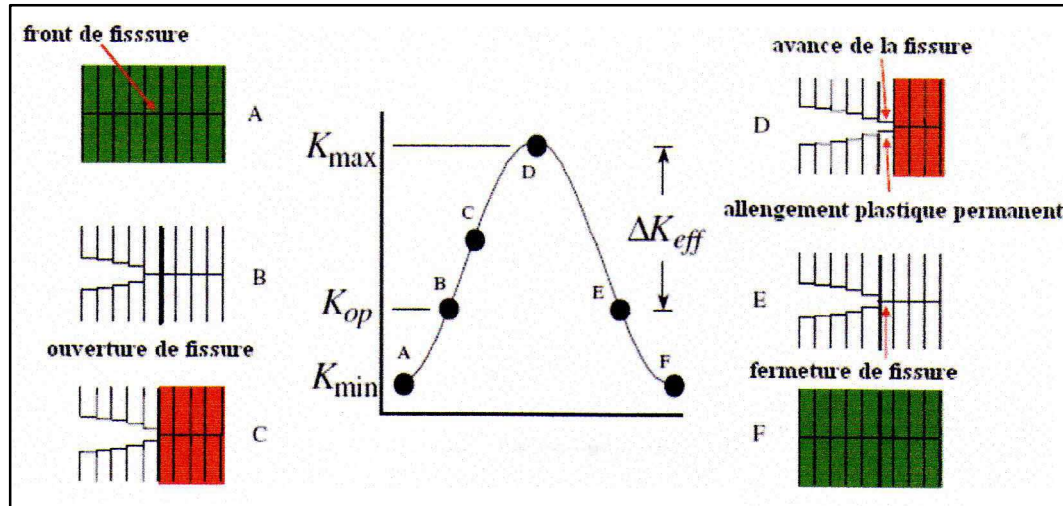
Il est coutumier de caractériser l'évolution du facteur d'intensité de contrainte efficace ( $\Delta K_{eff}$ ) à l'aide d'une normalisation par rapport au facteur d'intensité de contrainte appliqué et introduisant le rapport  $U$  (ou  $U$  est le taux d'ouverture de la fissure).

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} \quad (I.24)$$

D'après ses résultats expérimentaux sur les alliages d'aluminium, Elber montre que :

$$U = 0.5 + 0.4R \quad (I.25)$$

Cependant, cette relation n'est pas généralisable à d'autres matériaux et d'autres conditions d'essais, de nombreux auteurs ont montré en particulier que  $U$  dépend fortement de la valeur de  $K_{max}$  [41] et [42].



**Figure I.16 : Description du mécanisme de fermeture de fissure basé sur l'amplitude effective du cycle de chargement**

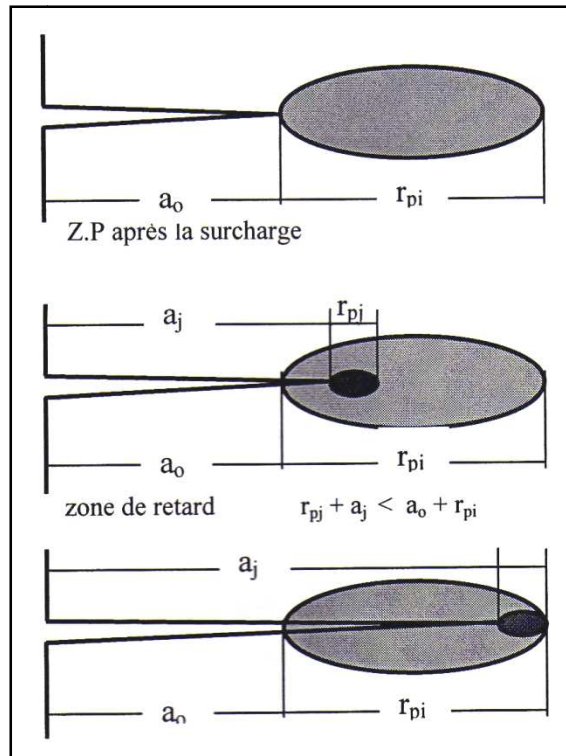
## I.8.2. Modèle basé sur l'interaction de zones plastifiées

### I.8.2.1. Modèle de Wheeler

Wheeler [43] a proposé un modèle empirique qui consiste à introduire dans la loi de fissuration, le rapport de deux zones plastiques (Figure I.17).

-la zone plastique monotone de surcharge  $W_s^m$  qui existe en fond de fissure;

-la zone plastique monotone créée par le chargement initial pour une longueur de fissure  $a_0$ ,  $W_o^m$  (qui aurait été créé si le chargement avait été d'amplitude constante).



**Figure I.17 : Modèle de Wheeler**

La loi de fissuration s'exprime par la relation suivante :

$$\frac{da}{dN} = C_p \left( \frac{da}{dN} \right)_0 \tag{I.26}$$

Où  $C_p$  est un coefficient de retard avec:

$$C_p = \left( \frac{w}{w-x} \right)^\alpha \quad \text{quand } X + W_0^m < W_0^m \tag{I.27}$$

Et

$$C_p = 1 \quad \text{quand } X + W_0^m > W_s^m \tag{I-28}$$

Où  $\alpha'$  est un coefficient déterminé expérimentalement,

$$\left( \frac{da}{dN} \right)_0, \text{ est la valeur de la vitesse initiale avant la surcharge, dont } \left( \frac{da}{dN} \right) \text{ est la valeur}$$

de vitesse après la surcharge.

Notons que l'effet d'histoire s'évanouit pour  $C_p=1$ , lorsque les deux zones plastiques deviennent tangentes (Figure I.17).

Ce modèle est caractérisé par :

- le rapport des vitesses de fissuration avant et après la surcharge ne dépend pas uniquement du rapport  $C_p$  des zones plastiques, il dépend également des conditions d'essais, la loi proposée n'est donc pas intrinsèque.

- le paramètre  $C_p$  ne tient compte que de l'histoire du chargement après la surcharge;

- le modèle n'explique pas le retard différé;

- enfin, un tel modèle ne traduit pas l'existence du phénomène de blocage des fissures.

### I.8.2.2. Modèle de Willenborg

Ce modèle [44] s'inspire de celui de Wheeler et se propose de calculer non seulement un facteur de ralentissement, mais une valeur effective du rapport de charge en pointe de fissure

$R_{eff}$ .

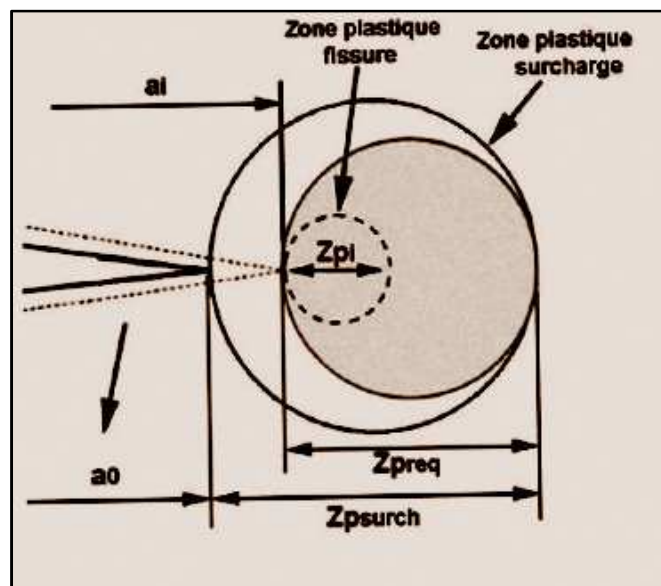


Figure I.18 : Modèle de Willenborg et al 1971 [44]

Il considère une loi de type:

$$\frac{da}{dN} = C'(\Delta K_{eff})^{m'} \quad (I.29)$$



avec:

$$\Delta K_{eff} = K_{max\,eff} - K_{min\,eff}$$

$$\text{Où : } (K_{max})_{eff} = K_{max} - K_R$$

$$(K_{min})_{eff} = K_{min} - K_R$$

$K_R$  est un facteur de réduction traduisant les effets d'interactions qui modifient localement l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte nécessaire pour créer une zone plastifiée de taille  $R_{eq}$  venant tangente la zone plastifiée liée à la surcharge (figure I.18).

$$R_{eq} = a_0 + R_{pic} - a_i \quad (I.30)$$

$$\text{d'où: } K_R = \sqrt{\alpha\pi} \times \sigma_y \times \sqrt{(a_0 + R_{pic} - a_i)} \quad (I.31)$$

Finalement, hors de la zone plastique de la surcharge  $\Delta K_{eff}$  est égal à  $\Delta K$ .

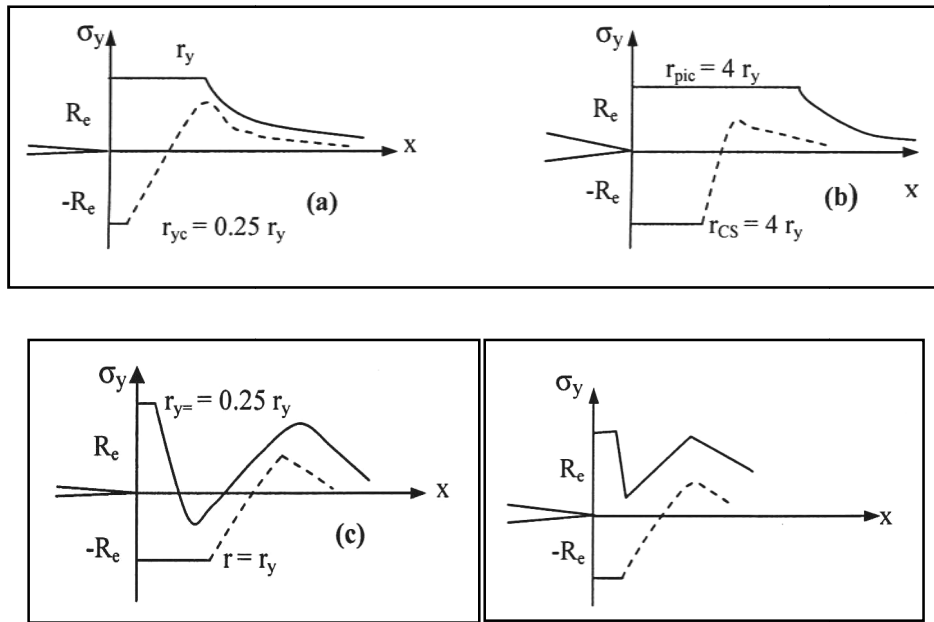
### I.8.3. Modèles basés sur les contraintes résiduelles

#### I.8.3.1. Modèle de Matsuoka et Col [45]

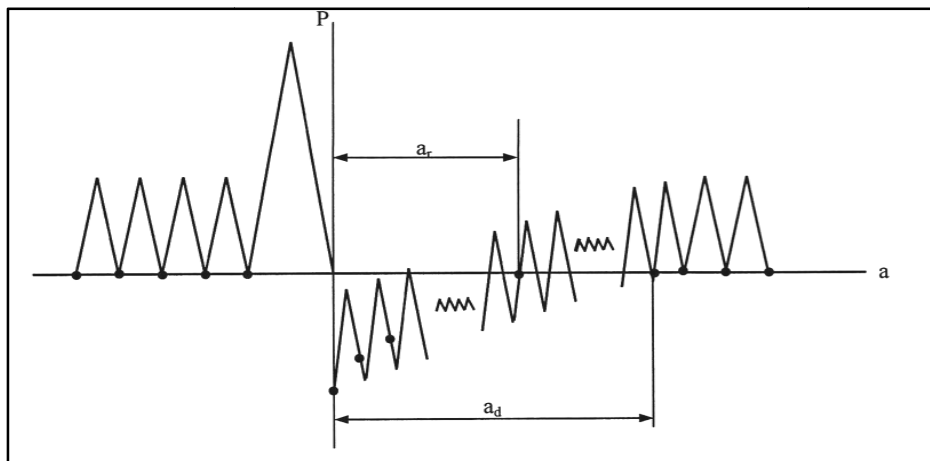
Ce modèle est basé sur la répartition des contraintes dans la zone plastifiée par la surcharge qui modifie les conditions de fissuration dans la zone perturbée.

Dans la figure (I.19.a), la répartition est celle donnée par le modèle de Rice, la zone plastifiée centrale étant 4 fois plus petite que la zone plastifiée périphérique.

L'application de la surcharge se traduit par la variation des zones plastiques plus étendues et la répartition des contraintes en compression après application de la surcharge seraient celle schématisée par la figure (I.19.b).



**Figure I.19 : Représentation des contraintes dans la zone perturbée par la Surcharge**



Selon cette analyse, l'effet retard subsiste tant que la contrainte appliquée ne parvient pas à surmonter les contraintes résiduelles en compression dues à la surcharge. Ainsi, le chargement en pointe de fissure serait celui présenté dans la figure ci-dessous (I.20).

**Figure I.20 : chargement dans la zone perturbée par la surcharge**

La vitesse de propagation est déterminée à l'aide d'une loi de Paris:

$$\frac{da}{dN} = C (U_D \cdot \Delta K)^m \tag{I.32}$$

Où:

$U_D$  représente le facteur de retard différent du facteur  $U$  d'Elber.

---

*CHAPITRE II*  
*ETUDE*  
*NUMERIQUE*

---

## II.1. Etude expérimentale et lois de comportement

### II.1.1. Matériaux étudiés

Cette étude a été conduite sur des alliages d'aluminium du type 6082T6 et 2024 T351. Les résultats expérimentaux pour le 2024 T351 nous ont été fournis à titre comparatif grâce aux travaux de M. Mazari [15] et de M. Benguediab [46], les essais ont été effectués au laboratoire de mécanique et physique des matériaux de l'ENSMA Poitiers.

L'alliage d'aluminium 2024 T351. Le précipité présent en majorité dans cet alliage est le composé  $Al_2CuMg$ . Ces propriétés mécaniques sont renforcées à l'aide d'un traitement de Type trempe et revenu. Les contraintes internes sont éliminées par traction. Les compositions massiques ainsi que les propriétés mécaniques sont données respectivement aux tableaux (II-1 et 2):

Elément	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
pourcentage	0.9	0.22	4.46	0.66	1.5	0.01	0.04	0.02	reste

**Tableau II-1 : Composition massique de l'alliage 2024 T351**

Propriétés mécaniques :

E (MPa)	$\sigma_e$ (MPa)	$\sigma_{max}$ (MPa)	$\varepsilon_{rupture}$ (%)	$K'$ (MPa)	n	$K_{1c} MPa\sqrt{m}$
74000	318	524	12.8	652	0,104	36

**Tableau II-2 : Propriétés mécaniques de l'alliage 2024 T351**

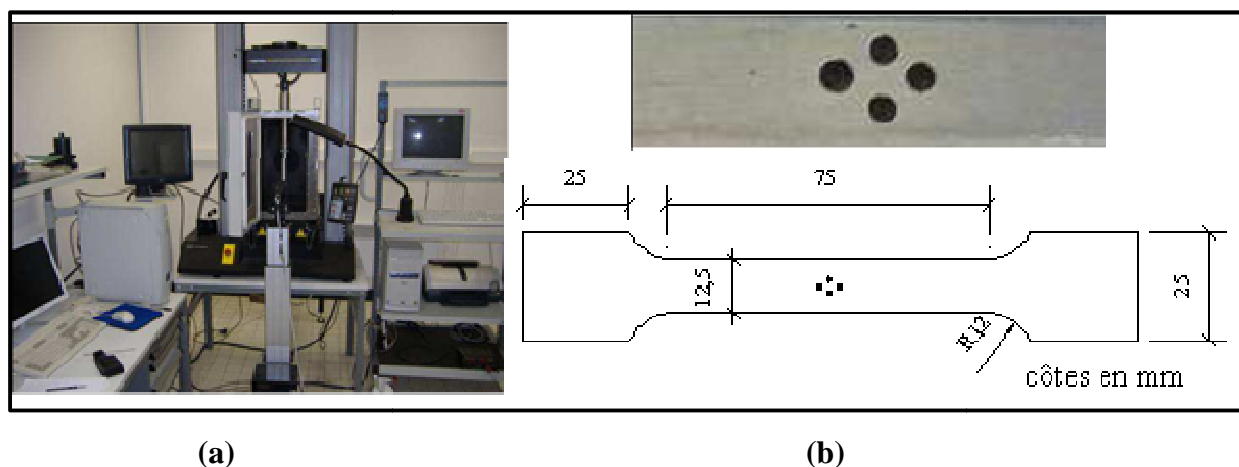
Les compositions massiques de l'alliage d'aluminium 6082 T6, ainsi que les propriétés mécaniques (loi de comportement) ont été déterminées au laboratoire de mécanique de Lille (LML).

Les éléments prépondérants de cet alliage d'aluminium sont le magnésium(Mg) et le silicium (Si). La composition chimique est donnée par le tableau II-3:

	Si	Mg	Fe	Cu	Mn	Cr	Zn	Ti	Autre chaque	Autre total	Al
Min	0,7	0,6	/	/	0,4	/	/	/	/	/	95,2
Max	1,3	1,2	0,5	0,1	1,0	0,25	0,2	0,1	0,05	0,15	98,3

**Tableau II-3 : Composition chimique en pourcentage massique d'Al 6082-T6**

Pour déterminer les caractéristiques mécaniques globales de ce matériau, ils ont effectué des essais de traction sur des éprouvettes haltères usinées dans des tôles d'aluminium (sens long) série 6082T6. La géométrie des éprouvettes est décrite dans la figure II-1. La machine d'essais a été pilotée en déplacement imposé avec une vitesse de déplacement de la traverse fixée à 1 mm/min. Pour vérifier la reproductibilité des essais, quatre éprouvettes sont testées jusqu'à rupture. Les essais de traction monotone ont été effectués à l'aide d'une machine de traction électromécanique de type INSTRON 5500 de capacité 10 KN. Deux techniques ont été utilisées pour suivre les déplacements locaux sur les éprouvettes : une technique sans contact (dispositif de vidéo-traction) et une technique avec contact (extensomètre). Les figures II-1 et II-2 montrent les détails des deux techniques ainsi que le dispositif expérimental. Le dispositif de vidéo-traction utilise quatre marqueurs situés sur la partie centrale de l'éprouvette comme indiquée sur la figure II-1 (b) afin de mesurer les déformations longitudinales et transversales.



**Figure II-1 : Equipement de vidéo traction, détails de l'éprouvette haltère**

Pour le dispositif d'extensomètre, le capteur à lames est disposé au niveau de la longueur utile ( $L_u = 50$  mm) de l'éprouvette haltère, comme indiqué dans la figure II-2.



Figure II-2 : Essai de traction d'éprouvette haltère mesuré par l'extensomètre

La figure II-3 donne la courbe contrainte vraie – déformation vraie qui présente un comportement élastoplastique du matériau.

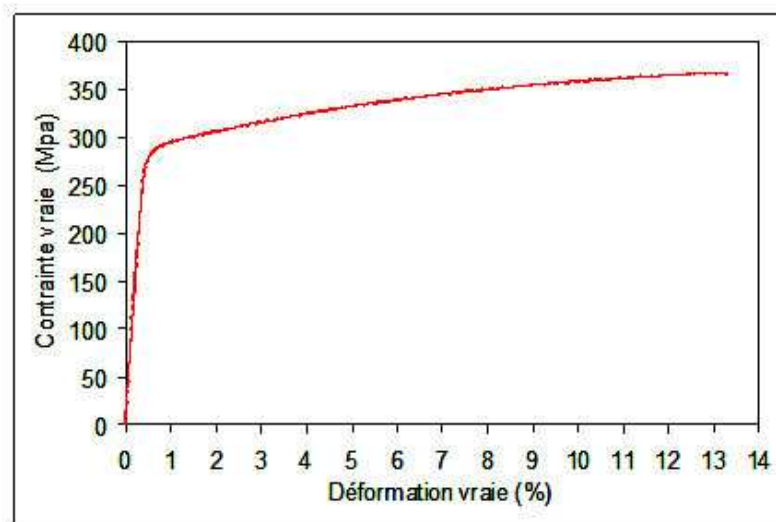


Figure II-3 : Comportement en traction de l'alliage aluminium 6082 T6

Le comportement de matériau est modélisé par une loi puissance du type Ramberg-Osgood sous la forme suivante :

$$\left\{ \begin{array}{ll} \varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p & \\ \sigma = E \cdot \varepsilon_e & \text{pour } \sigma \leq \sigma_e \\ \sigma = \sigma_e + K\varepsilon_p^2 & \text{pour } \sigma > \sigma_e \end{array} \right. \quad (\text{I.1})$$

Les caractéristiques mécaniques usuelles du matériau sont données dans le tableau II-4 :

E (MPa)	$\sigma_e$ (MPa)	$\sigma_{\max}$ (MPa)	$K_{Ic} \text{ MPa}\sqrt{m}$	$\varepsilon_{\text{rupture}}(\%)$	K' (MPa)	n
69000	260	366	22	13,3	455	0,10

**Tableau II-4 : Caractéristiques mécaniques de Al 6082-T6**

## II.1.2. Méthodes expérimentales

### II.1.2.1. Dispositif expérimental

Le schéma général du dispositif expérimental est donné par la figure II.4.

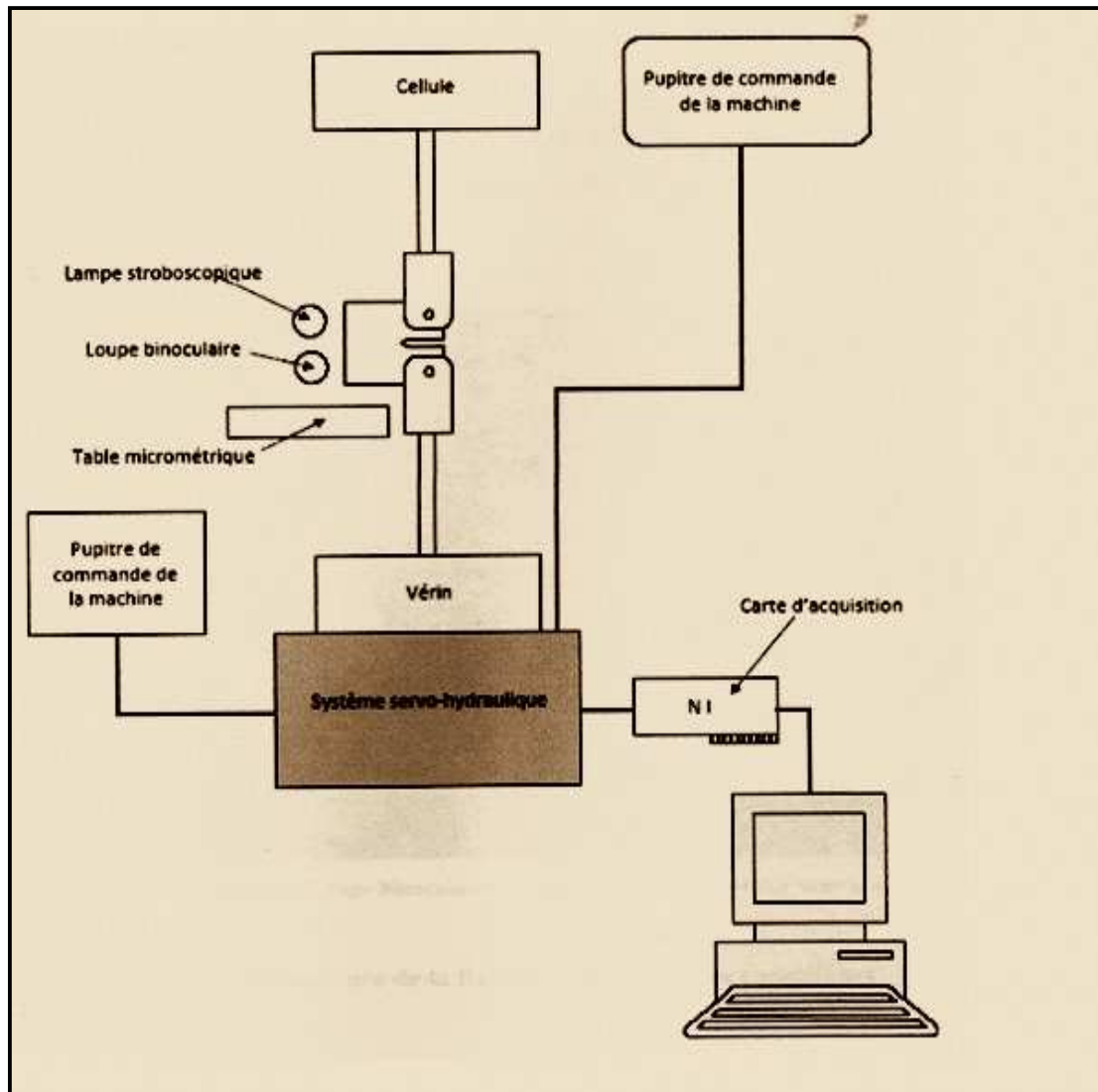
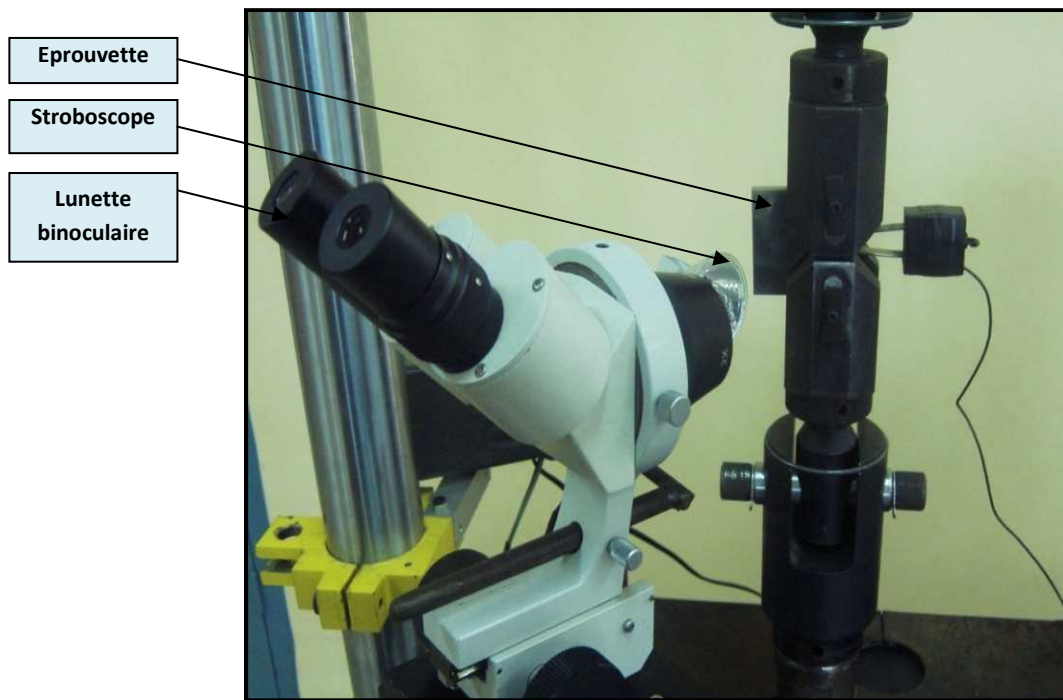


Figure II.4: Schéma du dispositif expérimental

#### II.1.2.2. Suivi de la fissure:

La mesure de la longueur de fissure a été effectuée à l'aide d'une lunette binoculaire optique grossissante (X 40) et un stroboscope montés sur un dispositif solidaire de la machine (figure II.5).





**Figure II.5: Système (Loupe binoculaire- Lampe stroboscope) utilisé pour le suivi de fissure**

### **II.1.2.3. Mesure de l'ouverture de la fissure (Méthode de la complaisance)**

Dans le but d'obtenir expérimentalement les points d'ouverture ou de fermeture de fissure, nous avons utilisé un capteur à lames schématisé par la figure (II.6). Le principe est de mesurer la déformation du ligament de l'éprouvette. En effet, cette déformation est liée à sa rigidité. Cette rigidité s'affaiblit quand la fissure progresse. De plus, lorsque le phénomène de fermeture de fissure se produit, la courbe charge-déformation montre un changement de pente (figure II.7).



Figure II.6 : Montage du capteur COD

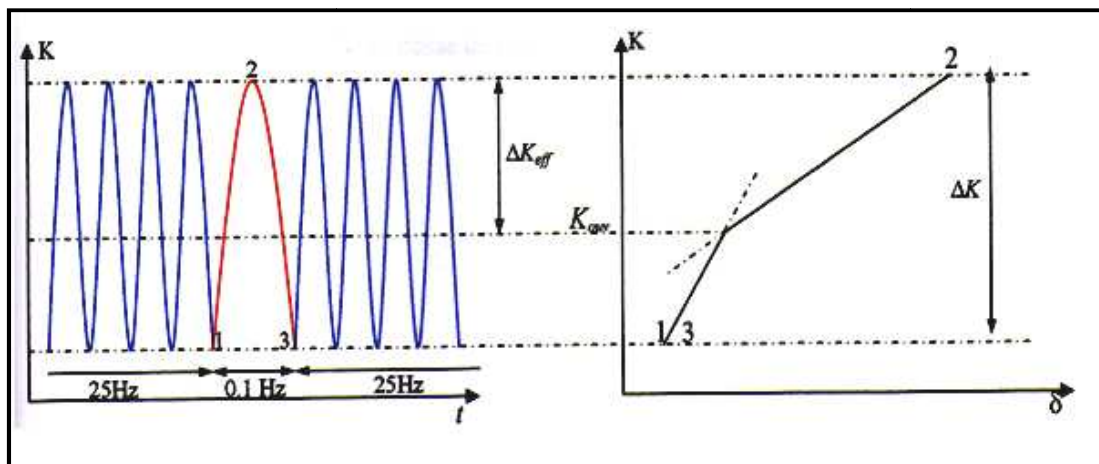


Figure II.7 : Principe de mesure du point d'ouverture de fissure

### II.1.3. Analyse des résultats

#### II.1.3.1.1. Condition d'essai pour chargement à amplitude constante (2024 T351)

Dans cette partie, nous nous intéressons particulièrement à l'étude de l'effet de rapport de charge ainsi que la charge maximale appliquée, les conditions d'essais sont regroupées dans le tableau II.5.

Alliage	P max (KN)	P min (KN)	Rapport de charge
2024 T351	8.33	5.83	0.7
2024 T351	4.8	1.58	0.33
2024 T351	4	0.4	0.1

Tableau II.5: condition de l'essai

### II.1.3.1.2. Evolution de la longueur de la fissure (a) en fonction du nombre de cycle (N) pour une amplitude constante

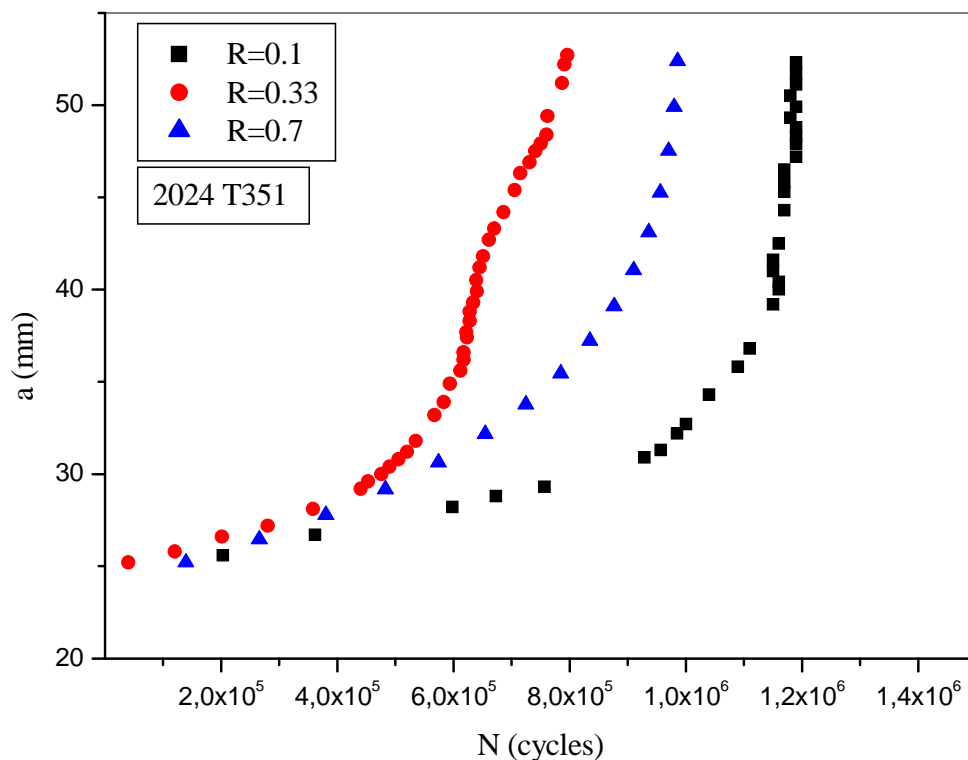
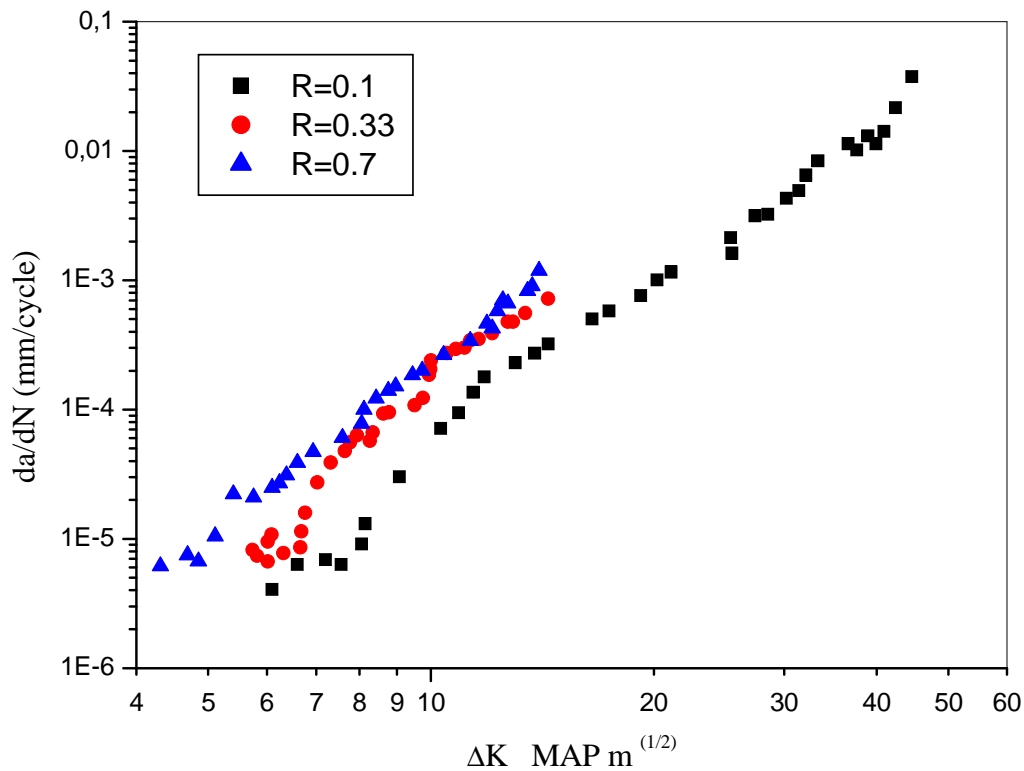


Figure II.8 : Evolution de la longueur de la fissure en fonction de nombre de cycle pour différents rapport de charge (expérimental) [46]

Ces résultats nous montrent que la durée de vie change pour différents rapport de charge, entre R=0.1 par rapport aux autres rapports on peut justifier cet écart par la charge maximale appliquée, lorsque la charge maximal croit la durée de vie diminue, et pour R=0.7 par rapport R=0.33 le nombre de cycles augmente avec le rapport de charge, c'est-à-dire que

la résistance à la fissuration est d'autant plus grande lorsque le rapport de charge est plus élevé.

### II.1.3.1.3. Evolution de la vitesse de fissuration ( $da/dN$ ) en fonction de facteur d'intensité ( $\Delta K$ ) pour une amplitude constante 2024 T351



**Figure II.9:** Evolution de la vitesse de fissuration en fonction de facteur d'intensité de contrainte [46]

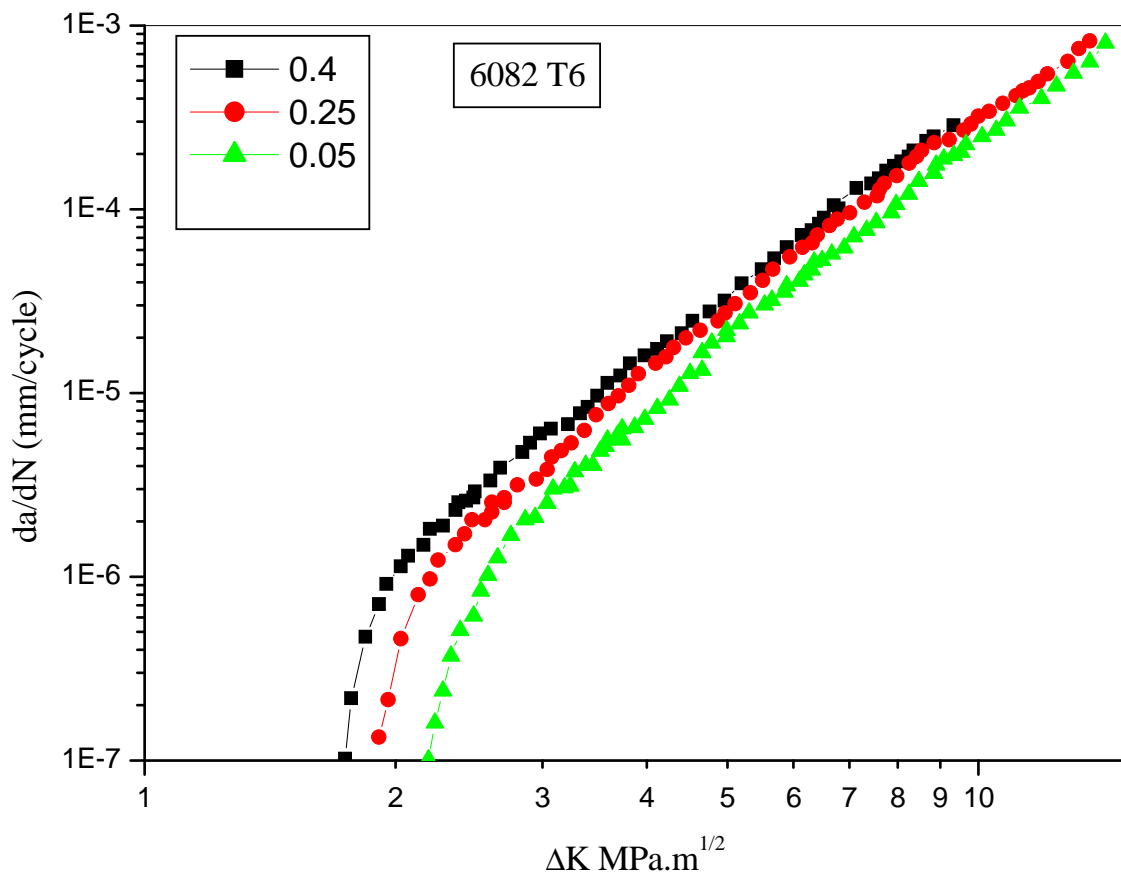
Lorsque le rapport de charge  $R$  augmente, la vitesse de fissuration croît pour un même  $\Delta K$ , mais ces courbes possèdent la même allure [47], [48], [49]. Autrement dit, quand un matériau est sollicité à  $R$  plus élevé, sa résistance à la fissuration est plus faible ; par contre, ceci a un effet bénéfique sur la durée de vie exprimée en fonction de la contrainte maximale.

Toutes les valeurs obtenues de  $\left[ \left( \frac{da}{dN} \right) f(\Delta K) \right]$  pour  $8 < \Delta K < 35 \text{ MPa}\sqrt{m}$  se trouvent

comprises entre deux droites parallèles de pente 3,2 et 3,82.

#### II.1.3.1.4. Evolution de la vitesse de fissuration ( $da/dN$ ) en fonction de facteur d'intensité ( $\Delta K$ ) pour une amplitude constante 6082 T6 [50]

Figure II.16 présente l'influence du rapport de charge sur vitesse de propagation de fissure de l'alliage 6082-T6, vu quatre valeurs de R : 0.05, 0.25 et 0.4.



**Figure II.10 : effet de rapport de charge sur la vitesse de propagation de la fissure pour l'alliage 6082 T6 [50].**

La figure II.10 montre que lorsque le rapport de charge augmente, la vitesse de fissuration croît pour un même  $\Delta K$ , cela on peut le constater clairement entre le rapport de (0.05 et 0.25), cette différence est moins marquée entre le (0.25 et 0.4).

A partir du domaine  $2.8 < \Delta K < 3.6 \text{ MP}\sqrt{m}$  (amplitude de facteur d'intensité de contrainte seuil), une transition marquée par un changement des pentes pour tous les rapports de charges.

### II.1.3.2 Evolution des paramètres énergétiques pour le 2024 T351

#### II.1.3.2.1. Relation entre l'énergie hystérétique Q et $\Delta K$

La figure représente l'évolution de l'énergie hystérétique par cycle Q en fonction de  $\Delta K$  à R=0.1.

L'évolution suit une loi du type :

$$Q = A.(\Delta K)^n \quad (\text{II.2})$$

Avec  $A=1.26.10^{-6}$  et  $n=2.44$  (ces valeurs sont obtenus après lissage des courbes  $Q=f(\Delta K)$ ).

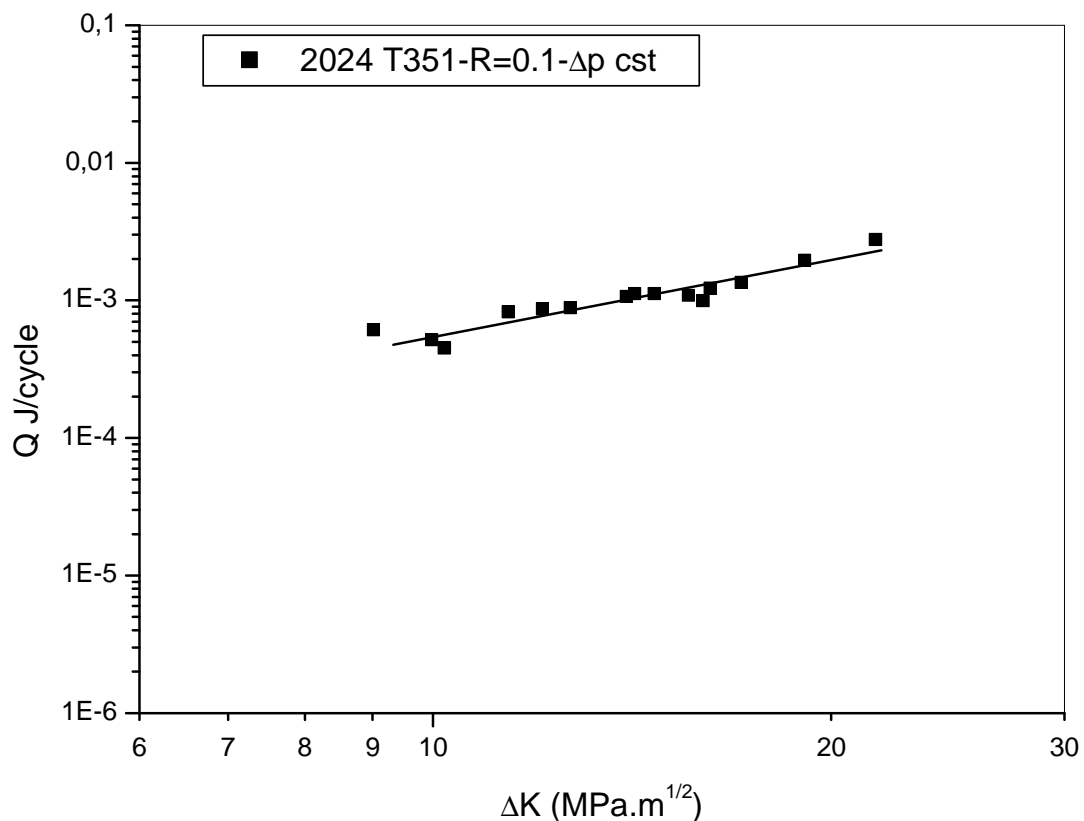


Figure II.11 : Evolution de Q en fonction de  $\Delta K$  [15]

Une évolution similaire a été observée par Ranganathan [22], Jendoubi [51] et Benguediab [46].

Pour le 2024 T351, les deux premiers auteurs ont trouvé des valeurs de  $n$  plus élevées. Notre valeur est plus proche que celle obtenue par Benguediab ( $n \approx 2$ ).

Cette différence est probablement due aux techniques de mesures utilisées par l'un ou l'autre.

### II.1.3.2.2. Relation entre $\frac{da}{dN}$ et $Q$

La figure représente l'évolution de la vitesse de propagation  $da/dN$  en fonction de l'énergie dissipée par cycle  $Q$  de l'alliage 2024 T351, respectivement pour des essais sous chargement d'amplitude constante pour un rapport de charge de 0.1 [15].

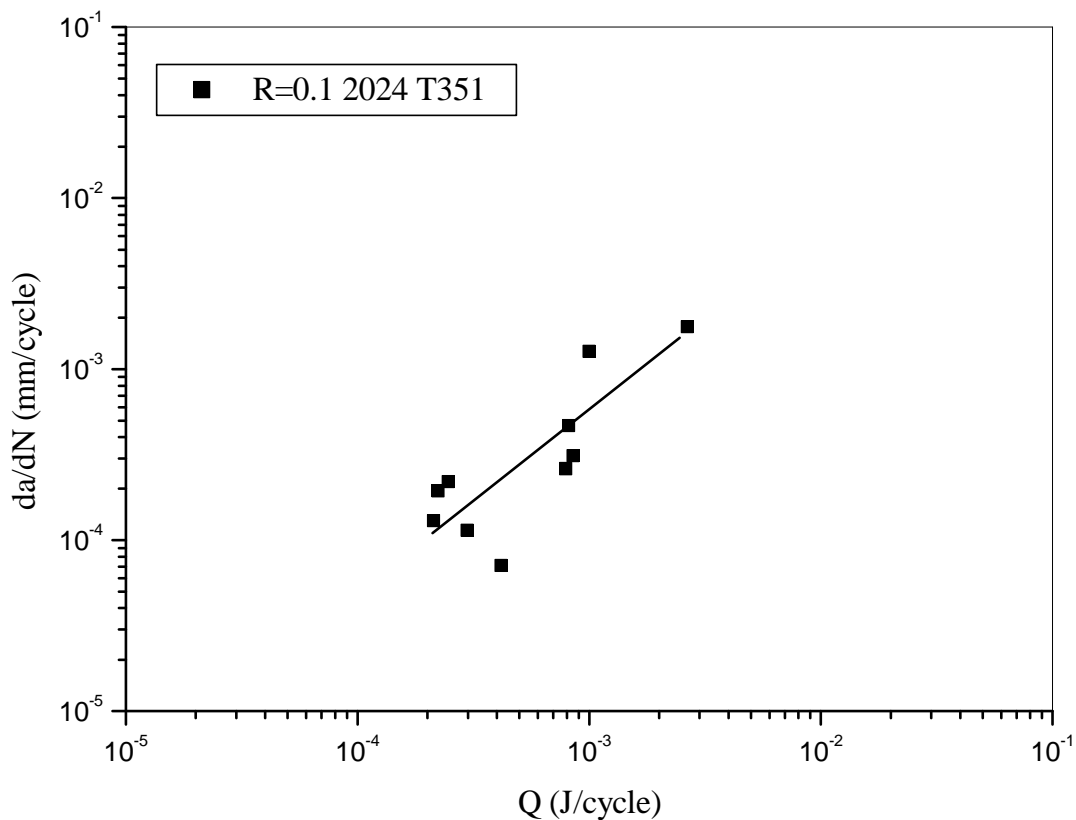


Figure II.12 : Evolution de  $da/dN$  en fonction de  $Q$  [15]

On note que , pour une vitesse supérieure à  $4.10^{-5}$  mm/cycle, les deux paramètres sont reliés par une relation simple de la forme:

$$\frac{da}{dN} = A.Q \quad (\text{II.3})$$

Ce type de comportement a été observé auparavant sur d'autres alliages et a été associé à un mécanisme de fissuration cycle à cycle par formation de stries à haute vitesse de fissuration [15].

### II.1.3.2.3. Relation entre l'énergie spécifique U et $\Delta K$

L'évolution de l'énergie spécifique U en fonction de  $\Delta K$  pour les essais à l'air et pour R=0.1 est reportée sur la figure.

On remarque que :

-U décroît quand  $\Delta K$  augmente. A partir de  $\Delta K \approx 14 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ , U atteint une valeur minimale  $U_{cr} \approx 3.6 \cdot 10^5 \text{ J/m}^2$ .

Cette valeur est supérieure à celle obtenue par ailleurs [ $\approx (2.6 \pm 1) \cdot 10^5 \text{ J/m}^2$ ] [22] et [ $\approx (1.98 \pm 0.94) \cdot 10^5 \text{ J/m}^2$ ] [52] pour le même matériau.

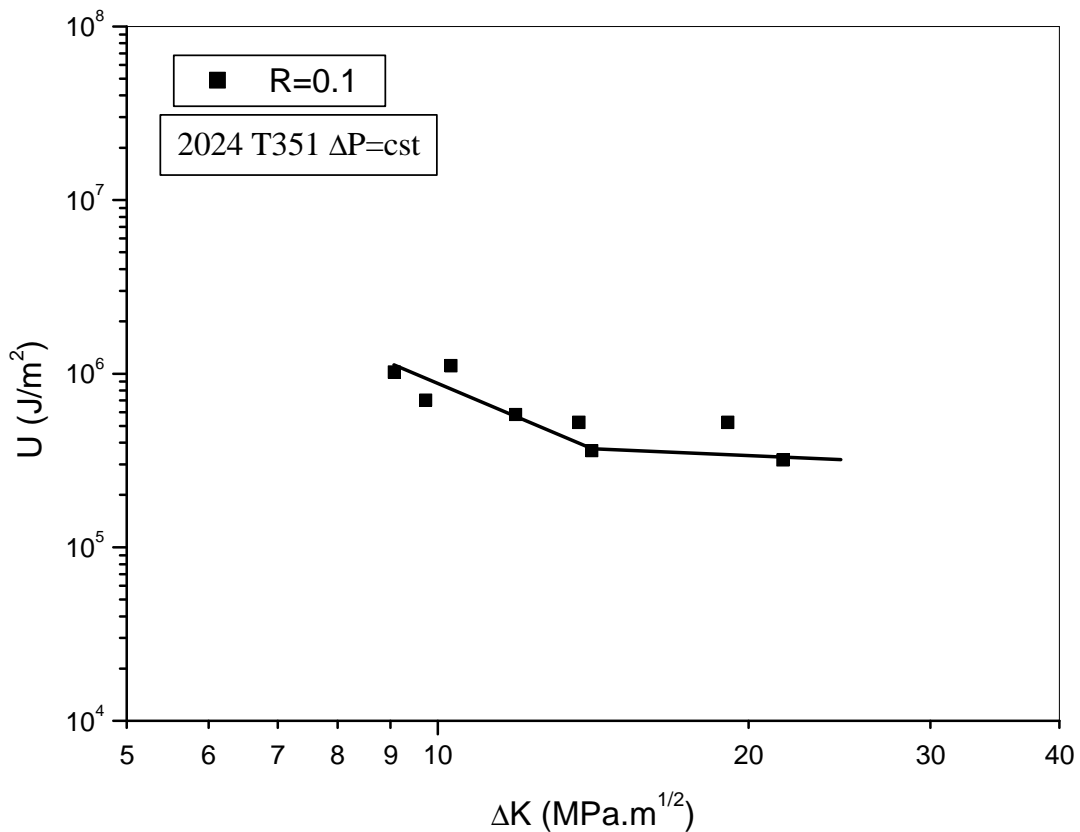


Figure II.13 : Evolution de U en fonction de  $\Delta K$



### II.1.3.3. Essai de surcharge

#### II.1.3.3.1. Retard immédiat

La figure II.14 nous montre un exemple de retard, après l'application de la surcharge, un blocage a été observé suivi d'une accélération progressive de la vitesse de fissuration.

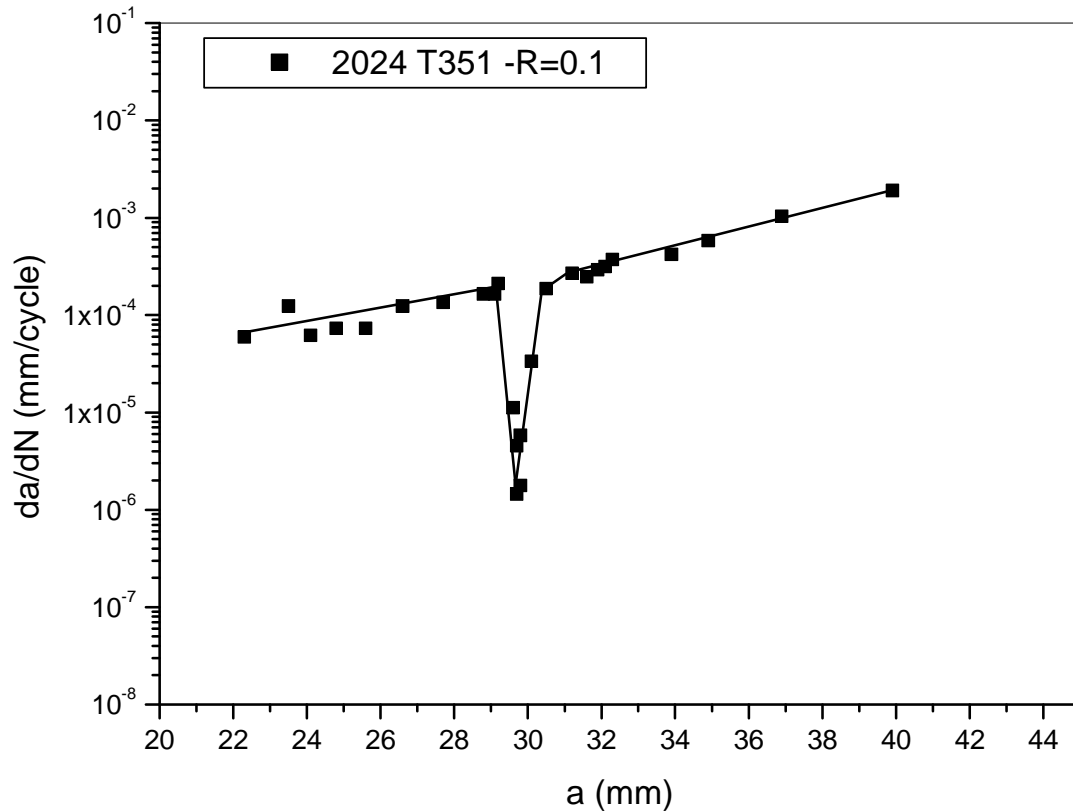


Figure II.14 : Retard immédiat [15]

#### II.1.3.3.2. Retard différé

L'effet de la surcharge est marqué par une accélération immédiate et brutale de la fissure suivie par une décélération progressive jusqu'à la vitesse minimale, ensuite, une accélération progressive la ramenant à la vitesse initiale.

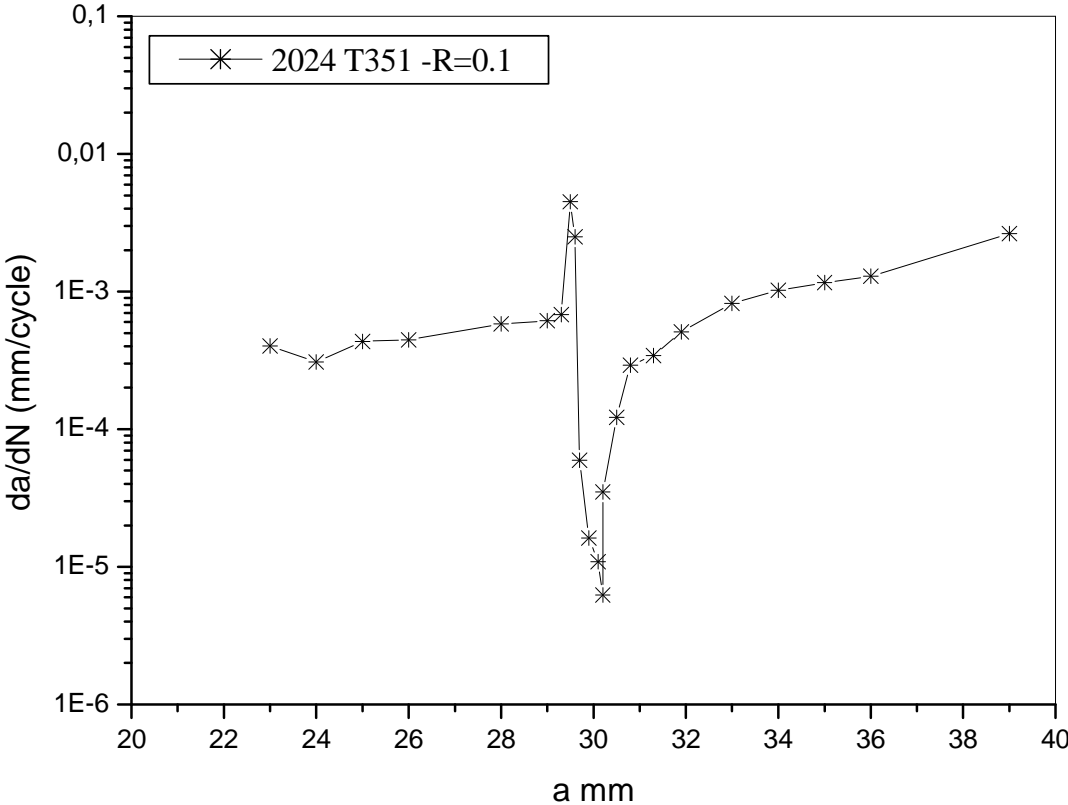


Figure II.15 : Retard différé [15]

II.1.3.3.3. Blocage

Ce cas rarement observé est caractérisé par l'absence de la phase d'accélération.

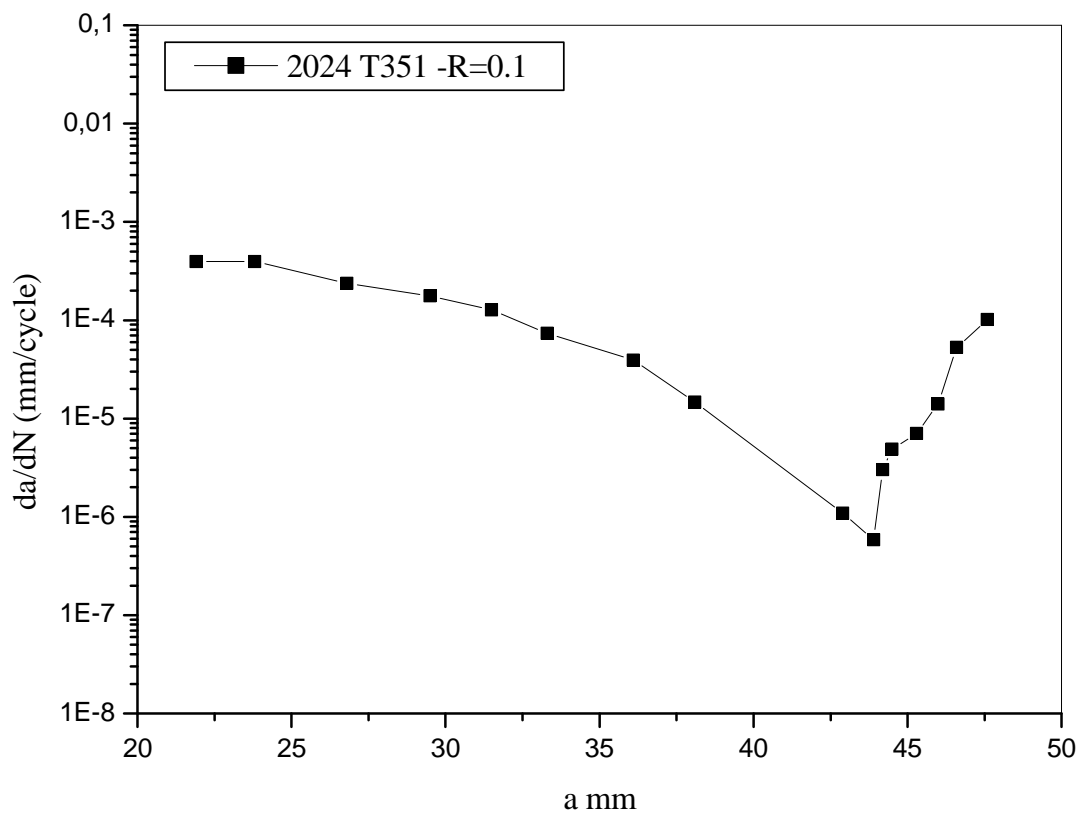


Figure II.16 : Blocage [15]

#### II.1.3.3.4. Evolution du nombre de cycles de retard $N_d$

Dans cette partie, nous présentons l'évolution du nombre de cycle affectés par la surcharge en fonction de  $\Delta K$ .

On constate que les courbes  $N_d=f(\Delta K)$  ont une allure en forme de U caractéristique telle qu'elle a été observée par Vecchio , Col [53] , Ranganathan et Col [22] .

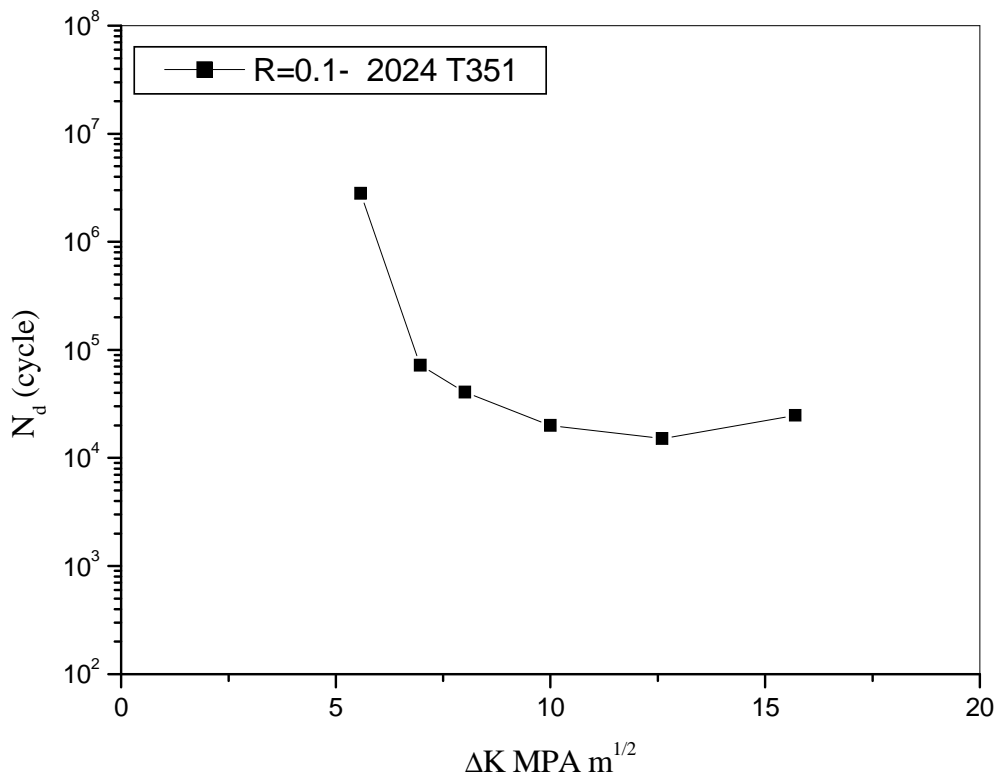


Figure II.17 : Evolution de  $N_d$  en fonction de  $\Delta K$  pour  $R=0.1$  [15]

#### II.1.3.3.5. Influence de facteur d'intensité de contraintes $\Delta K$

Borrego et al. [54] ont étudié l'effet du facteur d'intensité  $\Delta K$  sur la propagation d'une fissure pour différents taux de surcharge. Ils ont conclu que l'effet de retard introduit par la surcharge, augmente avec l'augmentation du  $\Delta K$  (même rapport  $R$ ).

La figure suivante (a et b) montre que le facteur d'intensité de contraintes  $\Delta K$ , a une influence sur la vitesse minimale  $(da/dN)_{min}$  et sur  $a_{min}$ . Les auteurs [54] ont observé qu'une augmentation du  $\Delta K$  diminuait  $(da/dN)_{min}$  et augmentait  $a_{min}$ .

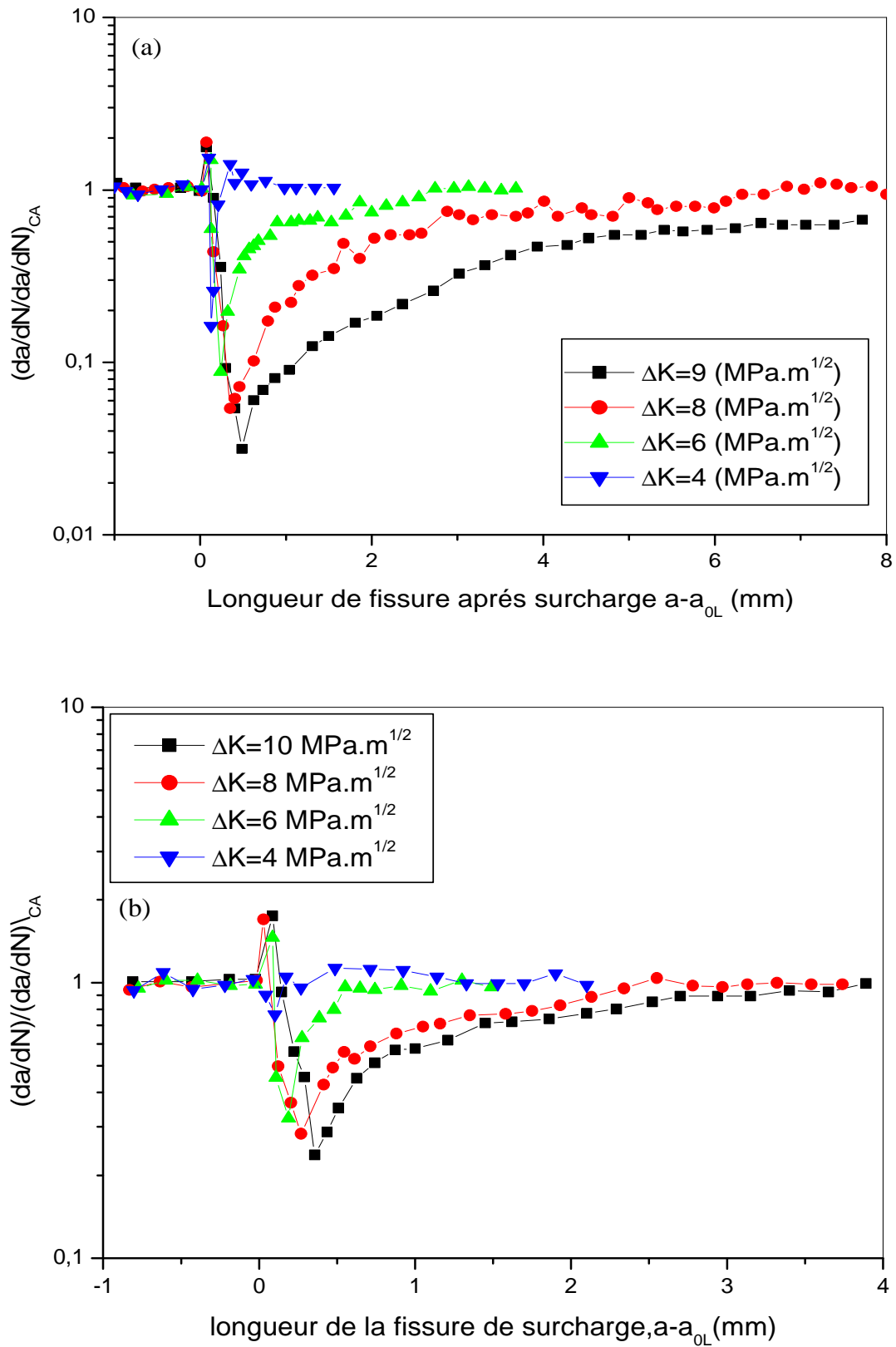


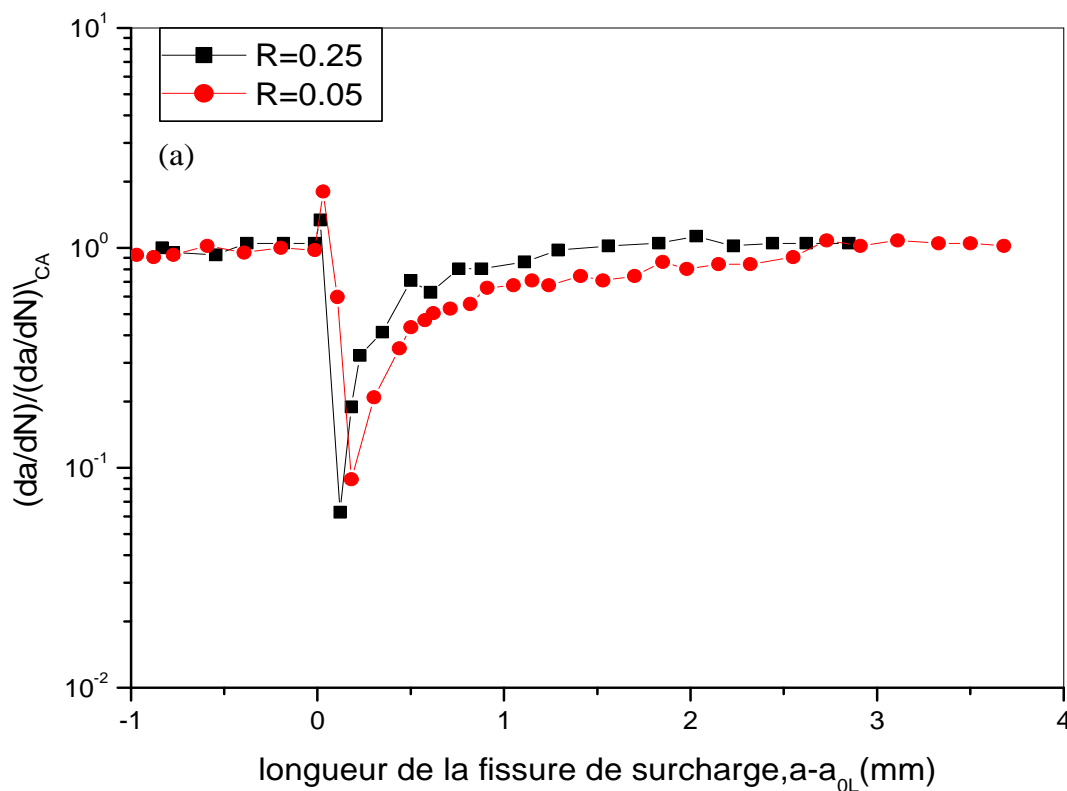
Figure II.18 :l'influence du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  sur la propagation de fissure pour  $R=0.05$ , taux de surcharge (-a-  $\tau=2$ , -b- $\tau=1.5$ ) [54]

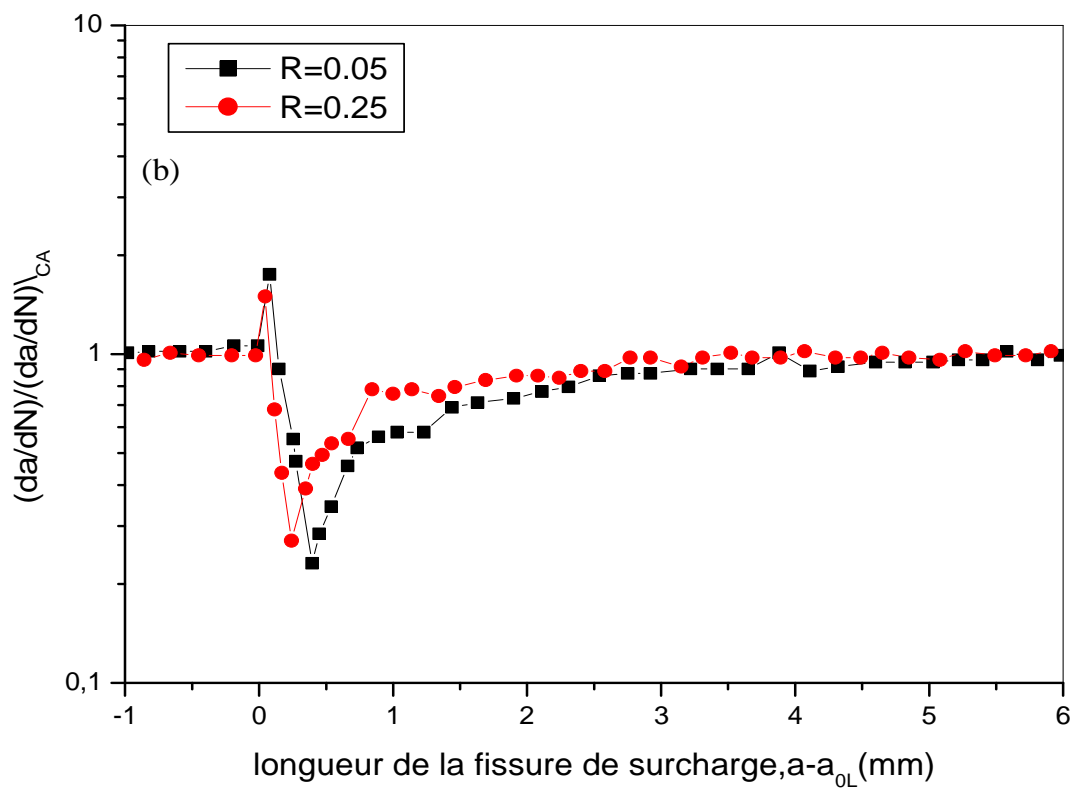
### II.1.3.3.6. Influence de rapport de charge

Dans tous les paramètres extrinsèques, le rapport de charge  $R$  est celui qui a le plus d'effets aux très faibles vitesses de fissuration, sur le seuil de la propagation, l'augmentation du rapport de charge décale les courbes de fissuration vers la gauche ( $K$  plus élevé) à partir d'une certaine valeur de  $R$ , aucune influence n'est observée ; cette valeur correspond au rapport de charge à partir duquel la fissure reste toujours fermée.

Cette augmentation de la vitesse de propagation avec l'augmentation du rapport de charge  $R$  a été confirmée par plusieurs auteurs [55], [56], [57], [58], [59], [60] pour les rapports de charges négatifs et positifs.

Borrego et al [54] ont montré (figure a et b) que la phase d'accélération initiale après un cycle de surcharge diminue, lorsque le rapport de charge  $R$  augmente. La longueur de la fissure ou la vitesse minimale est atteinte,  $a_{\min}$  décroît avec l'augmentation du rapport de charge  $R$ .

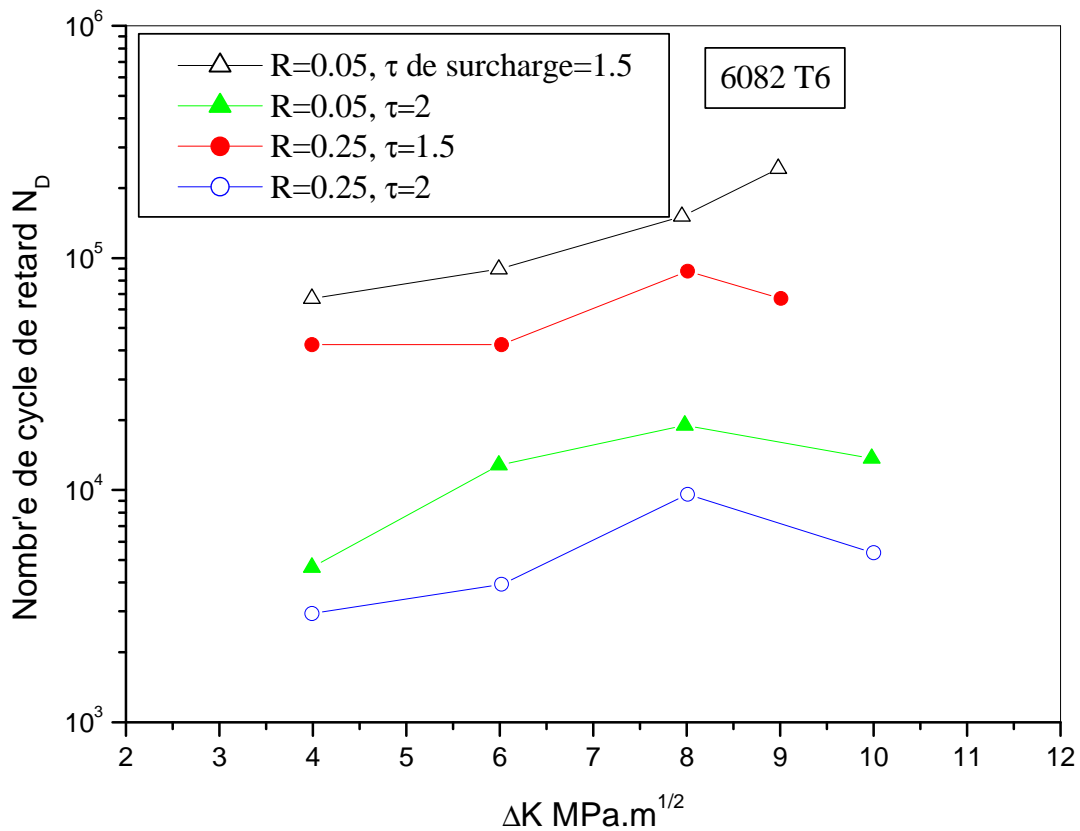




**Figure II.19 : l'effet du chargement de base R sur la propagation de la fissure**  
 a)  $\tau=2$  et  $\Delta K=6$  MPa m<sup>1/2</sup>, b)  $\tau=1.5$  et  $\Delta K=10$  MPa m<sup>1/2</sup> selon [54]

### II.1.3.3.7. Evolution du nombre de cycle de retard en fonction de facteur d'intensité de contrainte $\Delta K$

figure II.20 présente l'évolution de cycle de retard en fonction de facteur d'intensité de contrainte pour différents rapports de charge et taux de surcharges.



**Figure II.20 : Influence des différents chargements sur les cycles de retard 6082 T6 [54]**

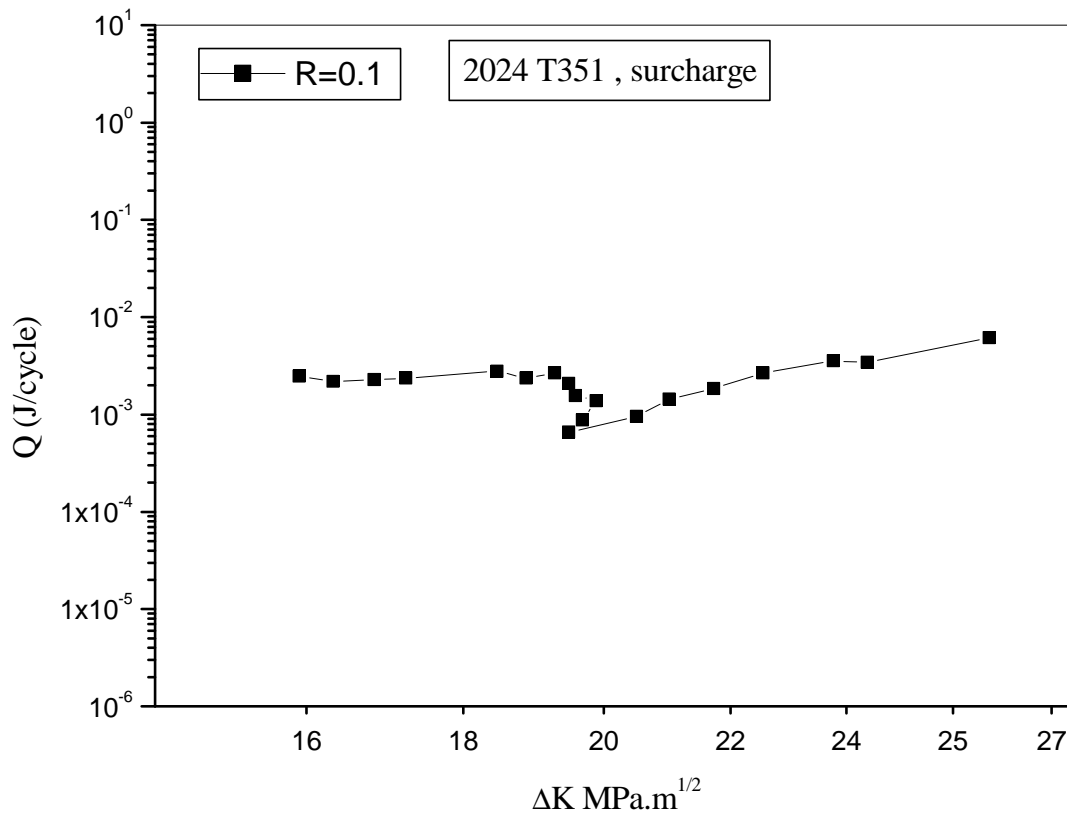
Ce résultat montre que  $N_d$  augmente avec l'augmentation de  $R$  ou bien le taux de surcharge, ceci explique par le fait que l'augmentation de  $R$  se traduit par une augmentation de taux de surcharge.

#### II.1.3.4 Evolution des paramètres énergétiques pour le 2024 T351

##### II.1.3.4.1. Relation entre l'énergie hystérétique $Q$ et $\Delta K$

La figure (II.21) montre l'évolution de l'énergie hystérétique dissipée par cycle en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte.





**Figure II.21 : Evolution de Q en fonction de  $\Delta K$**

Ce résultat indique une dissipation d'énergie plus forte quand  $\Delta K$  augmente. On peut effectivement s'attendre à ça que, dans le cas où les forces de fermeture soient plus élevées dans le sillage plastique, en conséquence une énergie plus importante soit dissipée dans la partie située en amont de la fissure.

#### II.1.3.4.2. Relation entre $\frac{da}{dN}$ et Q

La figure (II.22) représente l'évolution de la vitesse de fissuration  $\frac{da}{dN}$  en fonction de l'énergie hystérétique par cycle Q.

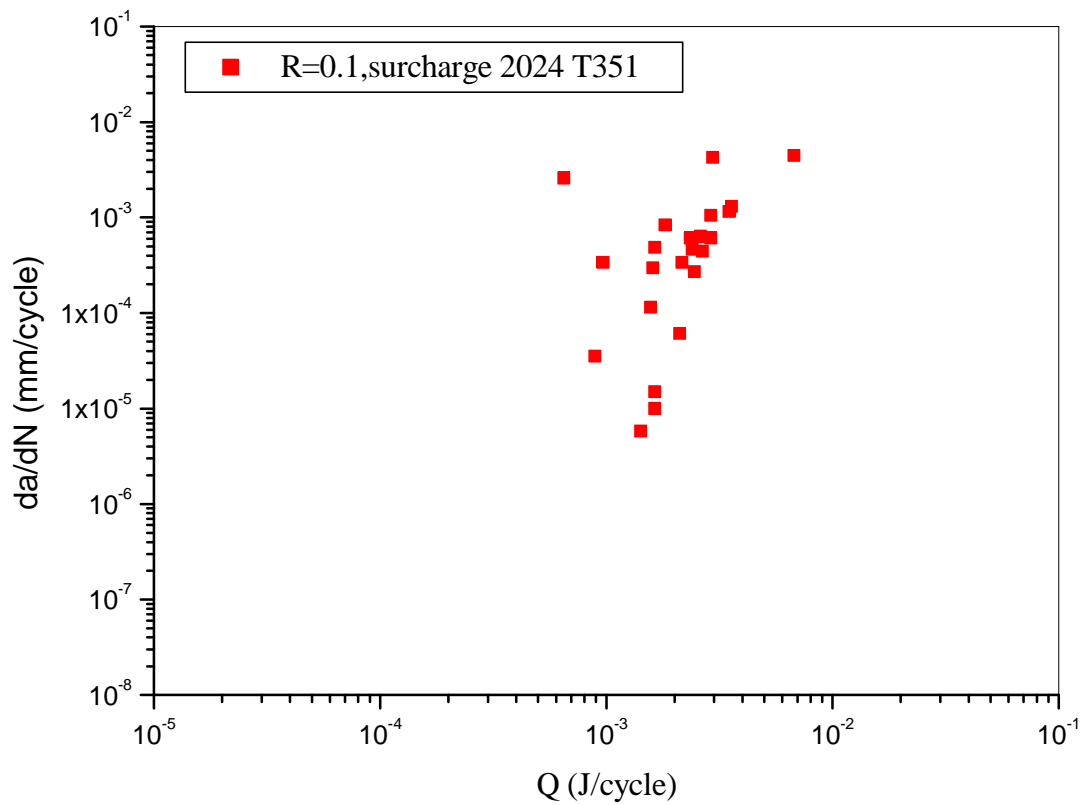


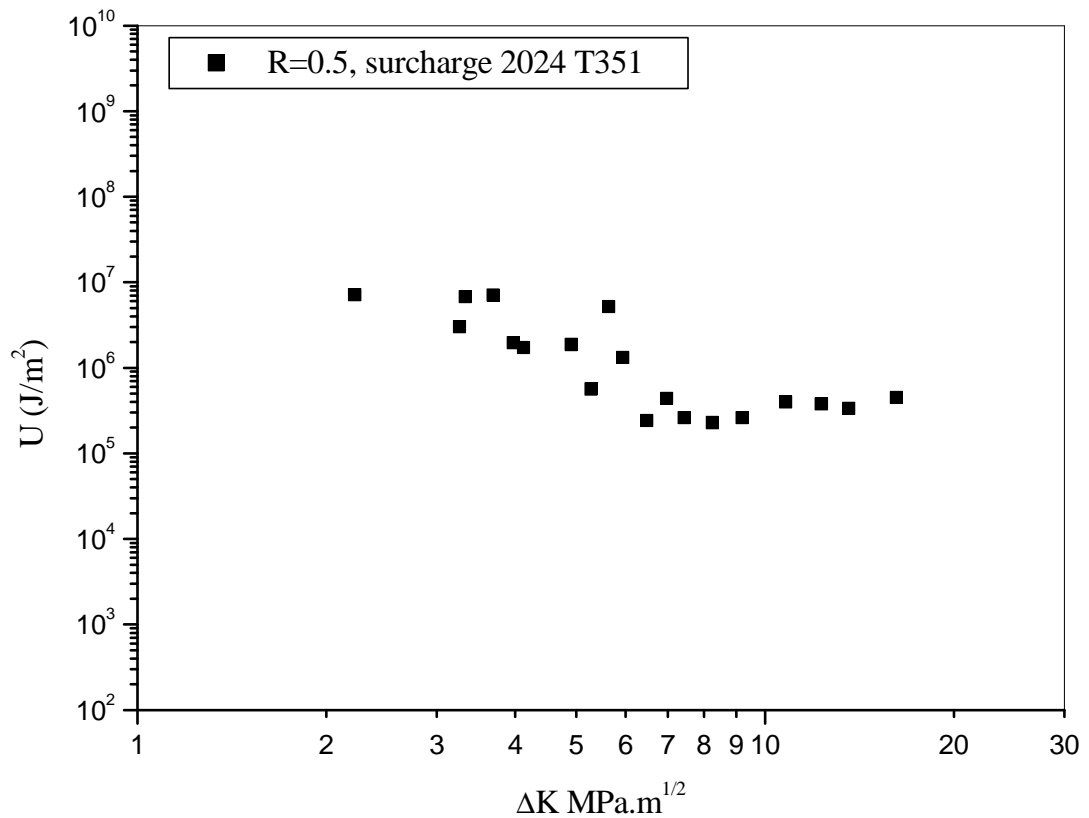
Figure II.22 : Evolution de  $da/dN$  en fonction de  $Q$  [61]

On déduit que les deux paramètres sont reliés par une relation linéaire simple de la forme:

$$\frac{da}{dN} = A.Q \quad (\text{II.4})$$

#### II.1.3.4.3. Relation entre l'énergie spécifique $U$ et $\Delta K$

L'évolution de l'énergie spécifique  $U$  en fonction du facteur d'intensité de contrainte est représentée sur la figure (II.23).



**Figure II.23 :Evolution de U en fonction de  $\Delta K$**

Nous constatons que l'énergie  $U$  est constante par rapport à  $\Delta K$ , elle atteint une valeur moyenne de  $U=(1,6\pm 1)10^6$  J/m<sup>2</sup>. On peut déduire que l'énergie  $U$  est plus importante dans le cas d'une surcharge que dans le cas d'amplitude constante.

## II.2. Simulation numérique

### II.2.1. Mise en œuvre numérique

Les simulations des essais de fatigue mises en œuvre expérimentalement ont été réalisées à l'aide du code de calcul « **AFGROW V.4.0012.15** », c'est un logiciel qui calcule la durée de vie des structures ; il a été développé par James A. Harter et services d'analyses et de matériaux au laboratoire de recherche d'armée de l'air des états unis.

L'analyse en tolérance aux dommages doit fournir les informations pour mettre en œuvre les inspections, ce n'est donc qu'une étape du processus de prévention de la rupture, la justification en tolérance aux dommages consiste à démontrer que les exigences de tolérance

aux dommages peuvent être satisfaites [62]. Pour répondre à cet objectif, on utilise essentiellement des approches analytiques. Des essais, notamment en grandeur nature, sont nécessaires pour valider cette analyse.

L'analyse se déroule généralement suivant le schéma suivant :

- Identification des zones critiques à partir d'une analyse structurale;
- Détermination des FIC en fonction de la géométrie des fissures et des chargements appliqués pour les zones précédemment identifiées;
- Calcul de la durée de vie en propagation cycle par cycle en utilisant des données en chargement à amplitude constante;
- Si un modèle d'interaction est utilisé, il doit être validé par des essais (modèles conservatifs);
- Détermination des résistances résiduelles sous charges limitées;
- Essais sur pièces pour tester la capacité de prédiction du modèle au cas de structures complexes;
- Définition des intervalles d'inspection.

La validation finale est le retour d'expérience sur la détection de fissures et les spectres de chargement relevés. Les calculs sont ensuite remis à jour et les intervalles d'inspection sont réévalués.

Généralement, l'analyse de la résistance résiduelle est conduite dans le cadre de la mécanique élastique linéaire de la rupture en utilisant le facteur d'intensité de contrainte  $K$ .

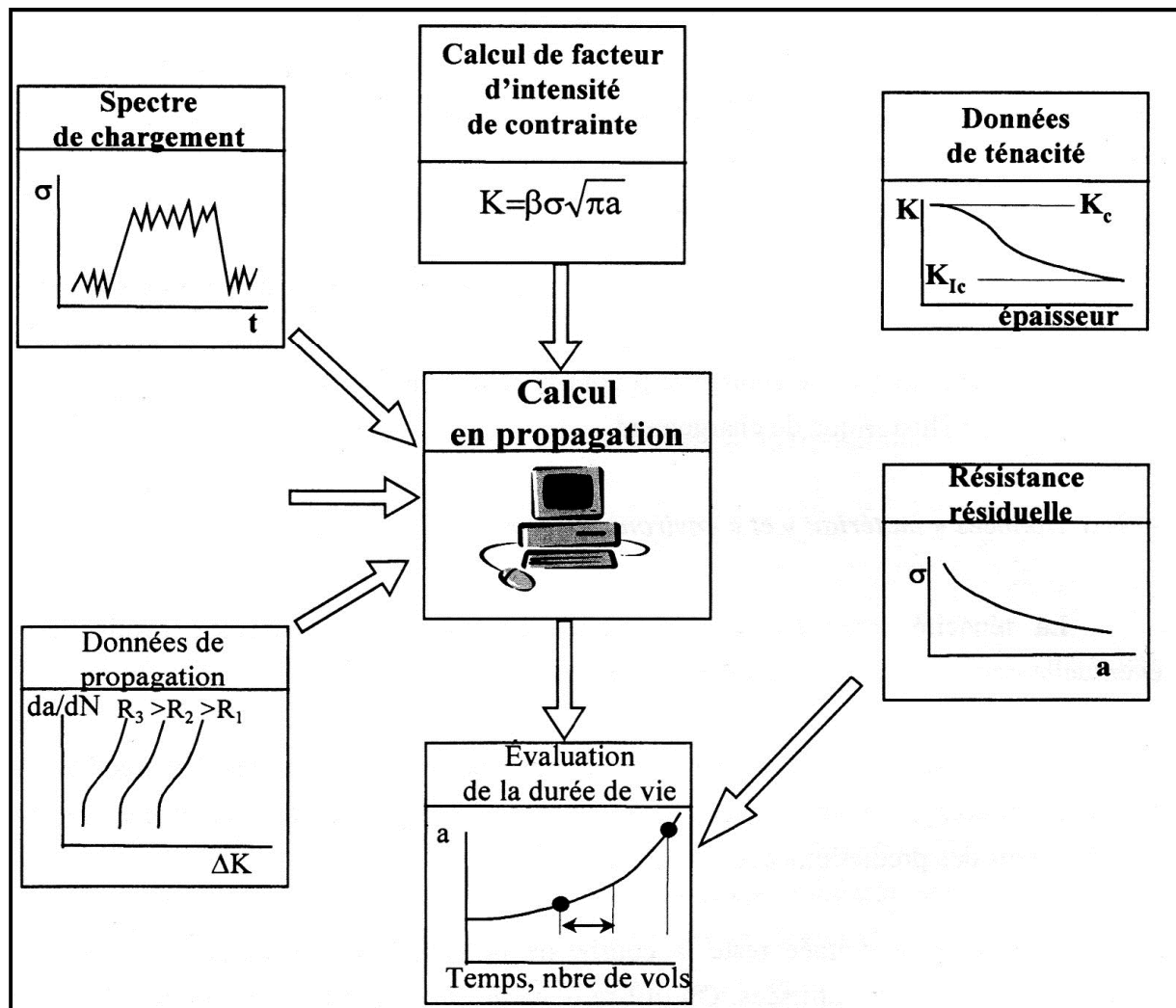


Figure II.24 : Principe de l'analyse en tolérance aux dommages

On suppose, en outre que la propagation se fait essentiellement par fatigue (et non par fluage ou corrosion sous contrainte par exemple), sans toutefois exclure des formes d'interactions entre ces différents modes d'endommagement.

### II.2.2. Données de l'analyse

L'analyse de résistance résiduelle repose généralement sur un critère lié à la ténacité  $K_{Ic}$ . La résistance résiduelle est obtenue par:

$$\sigma_f = K_{Ic}(\text{ou } K) / \beta(a) \sqrt{\pi a} \quad (\text{II.5})$$

En fatigue, la loi de propagation est exprimée en fonction de l'amplitude du FIC et éventuellement d'autres paramètres tels que le rapport de charge:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, R, \dots)$$

(II.6)

Par conséquent les données nécessaires sont:

- Les données "Matériau"  $K_{Ic}$ , loi de propagation, charge limite d'élasticité;
- Le facteur de géométrie  $\beta$  pour la pièce considérée;
- L'historique de chargement.

### II.2.3. Intégration de la loi de propagation

#### II.2.3.1. Chargement à amplitude constante

La courbe de propagation est obtenue par intégration de la loi de propagation:

$$N = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{f(\Delta K, R, \dots)} \quad (\text{II.7})$$

Une procédure de calcul typique est présentée dans les figures (II.25 et 26).

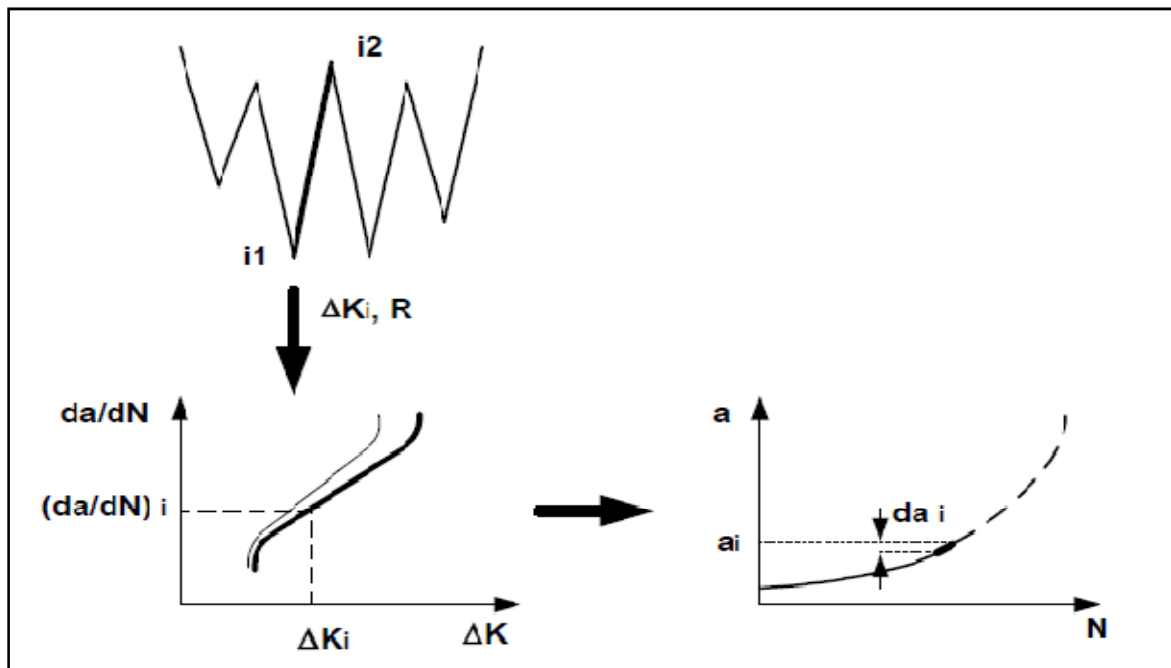


Figure II.25: Procédure de calcul de la propagation de fissure

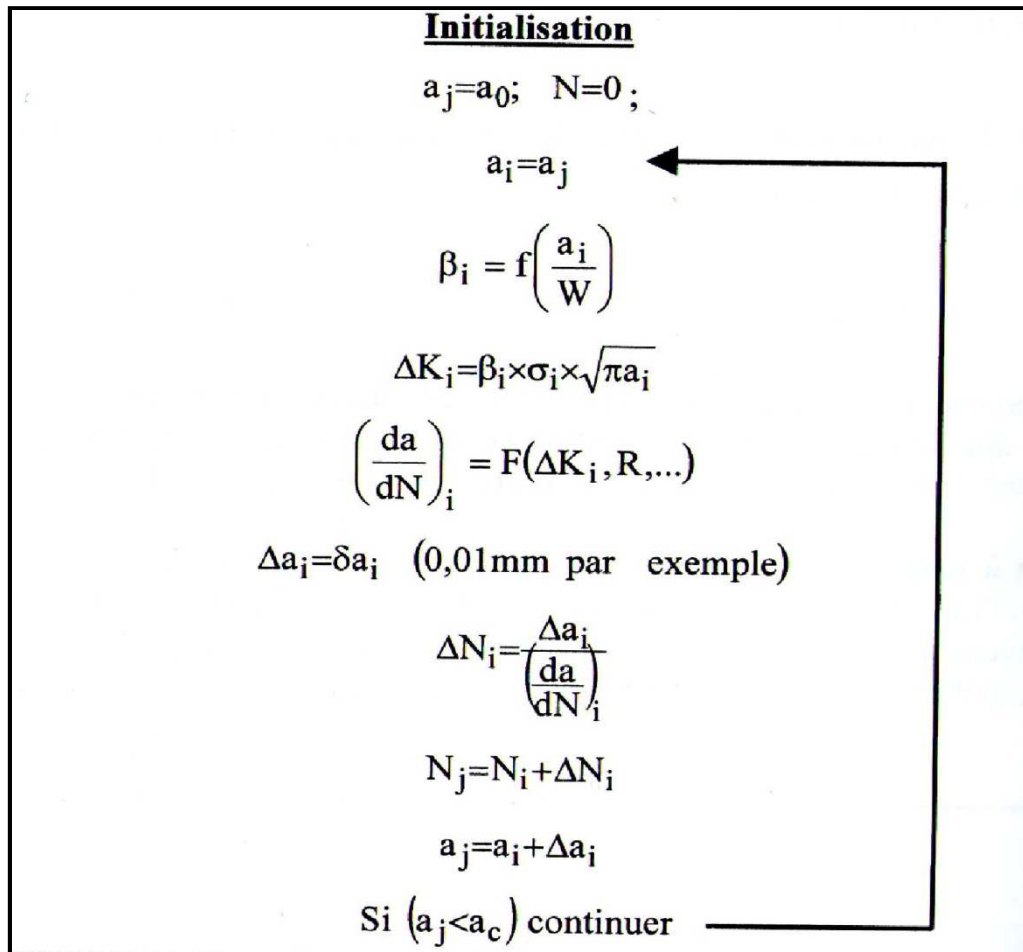


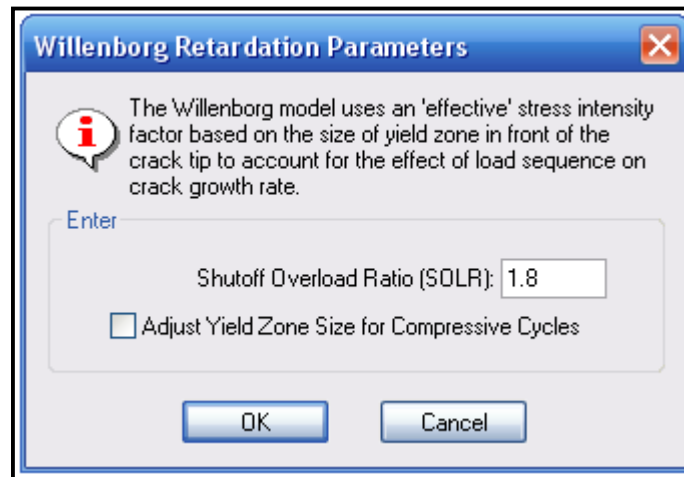
Figure II.26 : Principe de calcul de propagation

### II.2.3.2. Chargement à amplitude variable

Comme dans ce cas, l'amplitude de charge change à chaque cycle, l'intégration décrite ci-dessus doit être réalisée cycle par cycle, non par paquet de cycles. Il convient également de prendre en compte les éventuels effets d'interaction, notamment l'effet "Retard", à l'aide des modèles de retard.

AFGROW propose une panoplie de quatre modèles de retard , (Wheeler, Willenborg, Fastran, et le modèle d'Elber), dans notre présente étude, on a utilisé le modèle de Willenborg [43], car il présente des avantages considérables:

- Apparition d'un retard maximal juste après la surcharge, ce qui est rarement observé expérimentalement;
- Introduction d'un seul paramètre (le taux de surcharge); figure II.27.



**Figure II.27: Fenêtre de paramètre de retard de Willenborg**

On peut aussi sélectionner une deuxième option (Adjust Yield Zone Size for Compressive Cycles), dans le cas où, on veut étudier l'effet de plusieurs surcharges.

#### **II.2.4. Hypothèses de travail**

La simulation numérique de la propagation de fissure de fatigue conduite dans le cadre de la mécanique élastique linéaire de la rupture utilise le facteur d'intensité de contrainte  $K$ , l'analyse est faite en contrainte planes, nous avons choisi des paramètres pour mener cette étude sur une configuration réaliste afin de se rapprocher le plus vers l'environnement expérimental.

Nous proposons ensuite, un organigramme explicatif de la méthodologie de la simulation numérique, y compris la procédure de calcul figure (II.28).



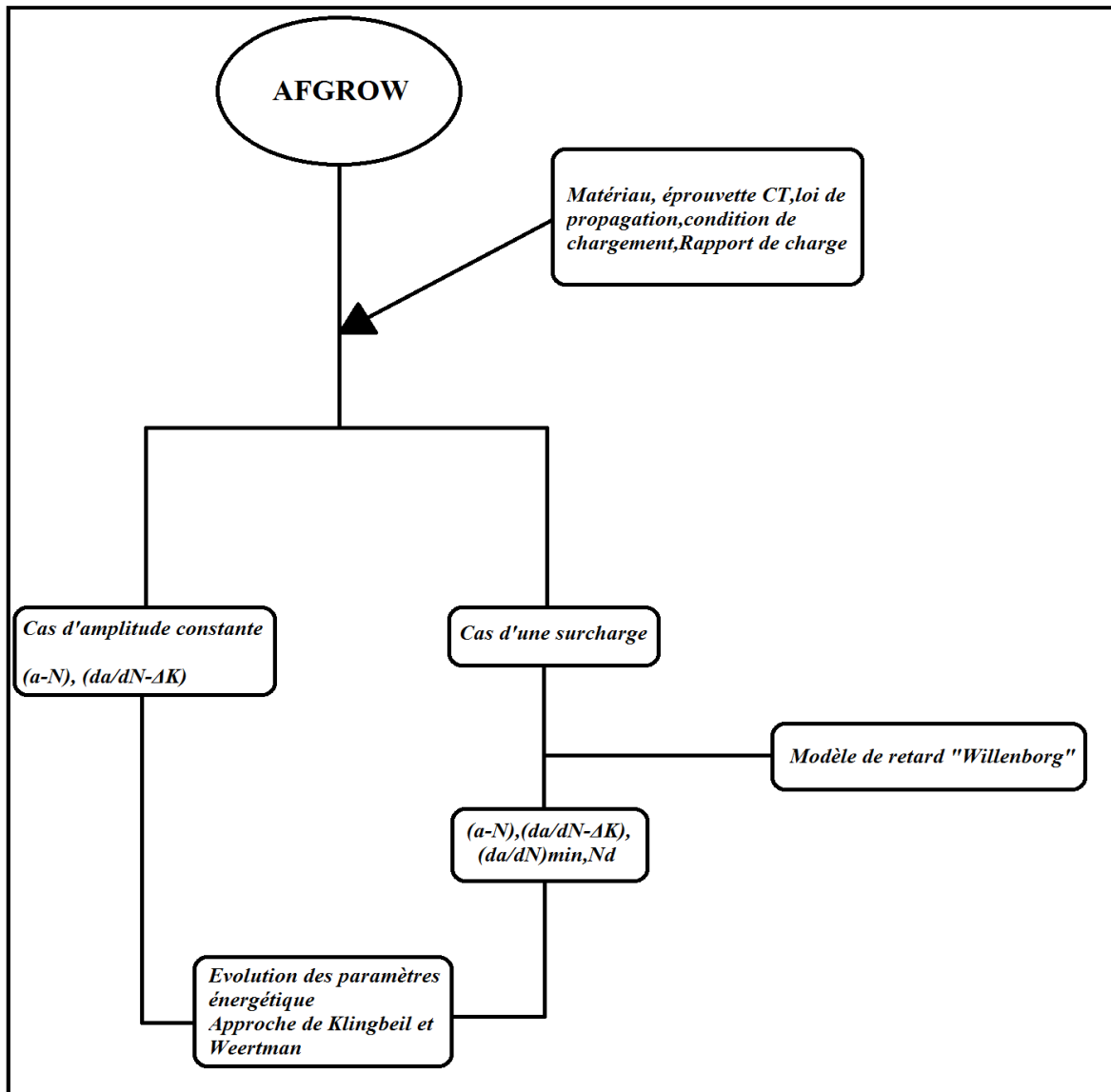


Figure II.28 : Organigramme explicatif de la procédure de calcul

### II.2.5. Type d'éprouvettes utilisées

Selon la norme ASTM 647-00 [63], les dimensions d'une éprouvette CT 75 (Compact Tension) devraient être dans les conditions représentées sur la figure (II.29).

Conformément à cette norme, la valeur minimum suggérée de W est de 75 millimètres pour une éprouvette CT 75, l'épaisseur recommandée B de l'éprouvette est donnée par le critère :

$$\frac{W}{20} \leq B \leq \frac{W}{4} \quad (\text{II.8})$$

$$\frac{50}{20} \leq B \leq \frac{50}{4}$$

$$2,5 \text{ mm} \leq B \leq 12,5 \text{ mm}$$

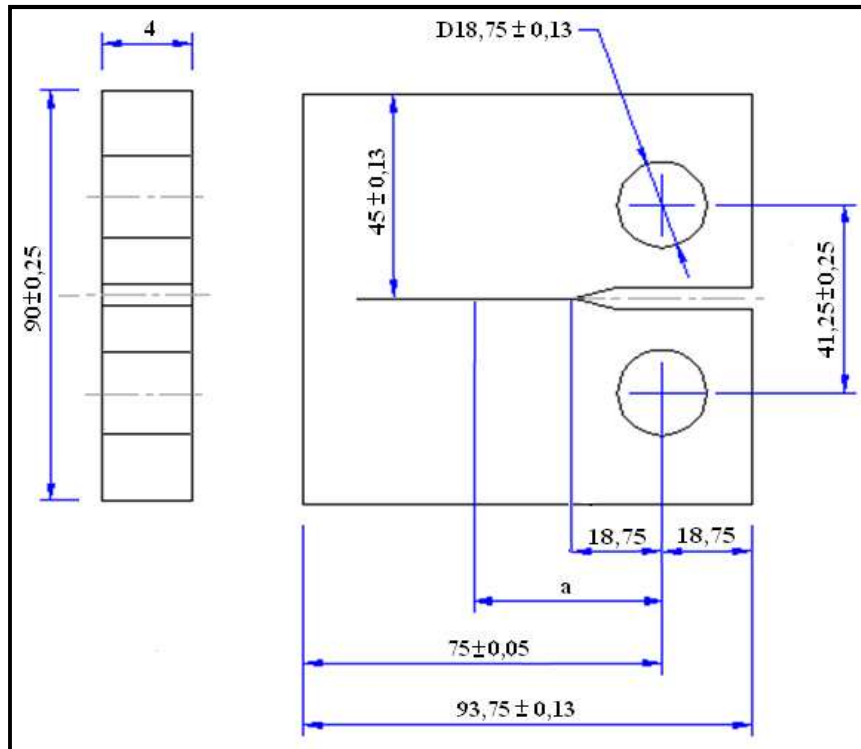


Figure II.29: Eprouvette CT selon la norme ASTM E647 - 00 [64]

### II.2.6. Conditions de la simulation numérique

Toutes les conditions utilisées dans notre travail sont regroupées dans le tableau II.6.

Matériau	Nature de l'essai	Rapport de charge	Taux de surcharge	But
2024 T351	$\Delta P = \text{Cte}$	0.1	1.8	$R, Q, U.$
6082 T6		0.33	1.8	
		0.7	1.8	
2024 T351	Simple surcharge	0.1	1.8	$R, N_d, Q, U$
6082 T6		0.33	1.8	
		0.7	1.8	

Tableau II.6: Conditions utilisées

---

*CHAPITRE III*  
*RESULTATS*  
*ET*  
*INTERPRETATIONS*

---

### III. Résultats et discussions

#### III.1. Cas d'un chargement à amplitude constante

Dans cette partie, nous nous sommes intéressés à l'étude de l'effet du rapport de charge (R), sur la propagation d'une fissure de fatigue. pour cela, trois rapport de charge différents ont été étudiés, pour les deux matériaux.

##### III.1.1. Evolution des paramètres mécaniques

###### III.1.1.1. Evolution de la longueur de la fissure (a) en fonction du nombre de cycles (N)

la figure (III.1) montre les différents résultats obtenus sous forme des courbes, donnant l'évolution de la longueur de fissure en fonction de nombre de cycles N, pour différents rapport de charge pour le 2024 T351, la durée de vie a été calculée pour une longueur de fissure comprise entre  $a_0=24$  mm et  $a_f=55$ mm.

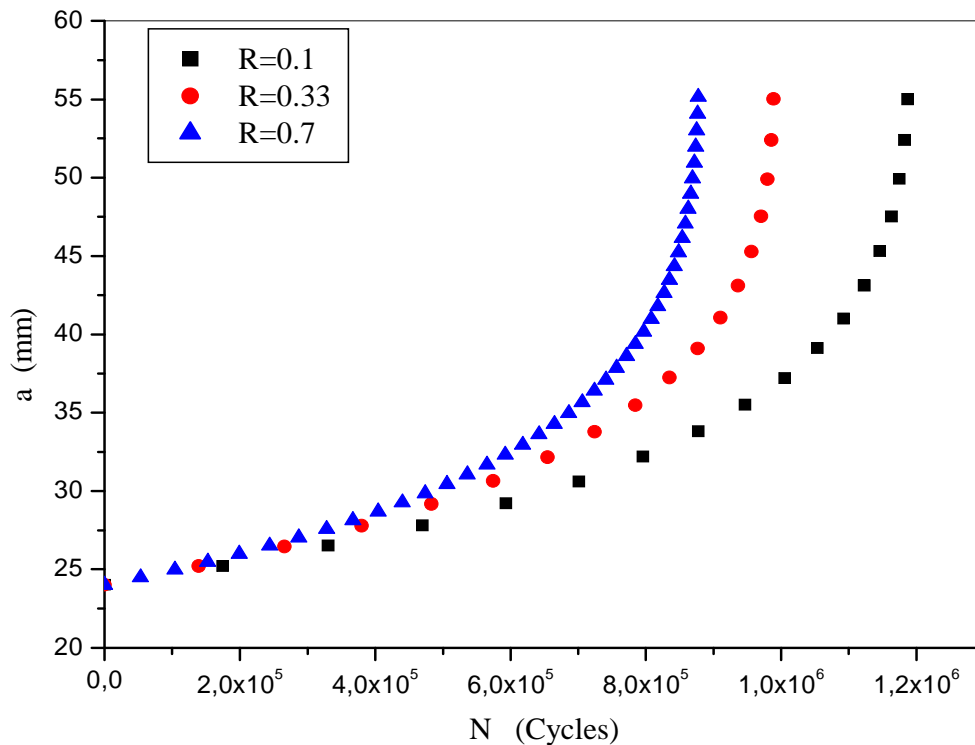
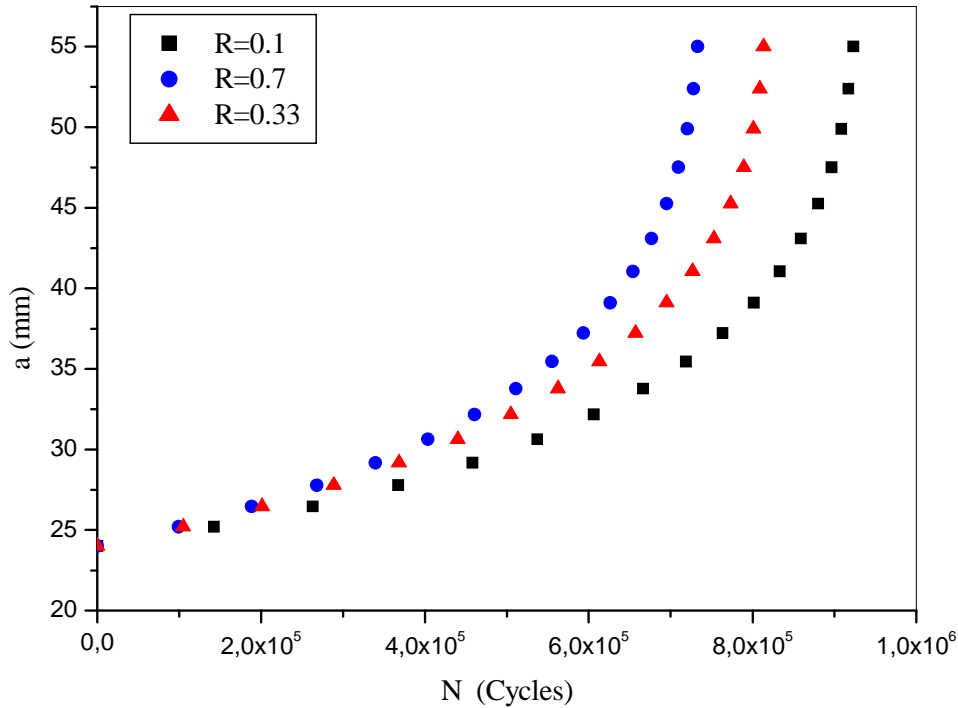


Figure III.1 : Evolution de la longueur de la fissure en fonction de nombre de cycle pour le 2024 T351

la figure III.2 montre l'évolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles  $N$ , pour différents rapport de charge pour le 6082 T6, pour une longueur de fissure comprise entre  $a_0=24$  mm et  $a_f=55$ mm.



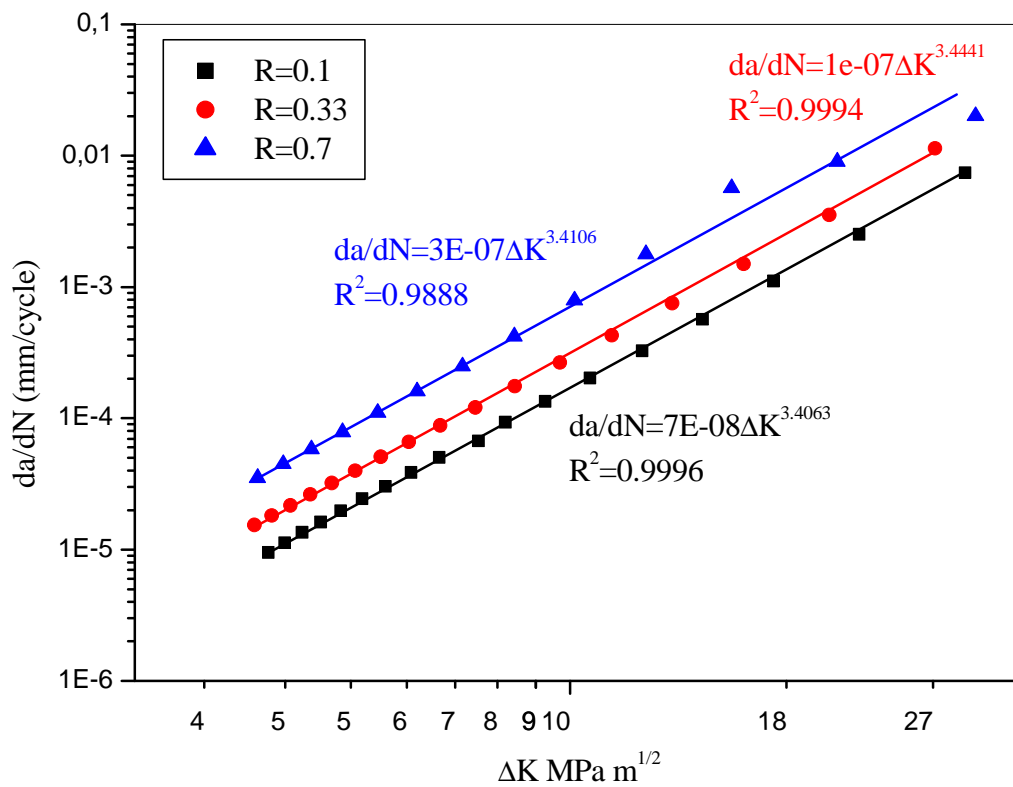
**Figure III.2 : Evolution de la longueur de la fissure en fonction du nombre de cycle pour le 6082 T6**

Nous constatons que le nombre de cycles diminue considérablement chaque fois que nous augmentons le rapport de charge, donc, nous notons que le nombre de cycles augmente de plus en plus lorsque le rapport de charge diminue.

Ces résultats confirment l'influence du rapport de charge sur la durée de vie des structures.

### III.1.1.2. Evolution de la vitesse de fissuration ( $da/dN$ ) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ) pour le 2024 T351

Les figures III.3 et III.4 montrent l'évolution de la vitesse de fissuration ( $da/dN$ ) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ) pour les deux alliages et pour différents rapports de charge.



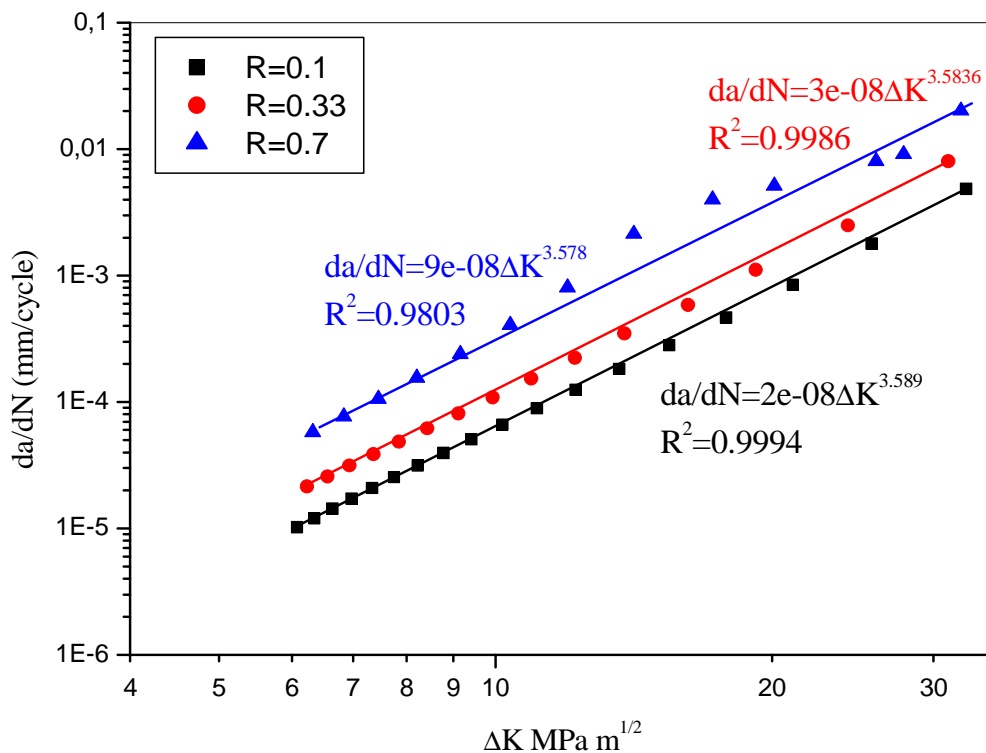
**Figure III.3: Evolution de la vitesse de fissuration ( $da/dN$ ) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ) pour le 2024 T351**

Les courbes obtenues ont la même allure et présentent une progression quasiment linéaire dans le domaine des  $\Delta K$  étudiés, ceci correspond au domaine de Paris où :

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (\text{III.1})$$

Avec un coefficient  $m \sim 3.4$ , valeur proche de celle trouvée par ailleurs [46] expérimentalement.

### III.1.1.3. Evolution de la vitesse de fissuration (da/dN) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ) pour le 6082 T6



**Figure III.4: Evolution de la vitesse de fissuration (da/dN) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ) pour le 6082 T6**

Nous constatons une évolution similaire à celle de l'Al 2024 T351.

L'effet de rapport de charge est très important, en effet la vitesse de propagation à  $R=0.7$  est nettement plus importante qu'à  $R=0.33$  et  $R=0.1$ . Ceci est concordant avec les travaux trouvés par ailleurs [55-60], [58].

### III.1.2. Evolution des paramètres énergétiques

#### III.1.2.1. Relation en l'énergie hystérétique Q et $\Delta K$

L'énergie Q a été déterminée par un calcul analytique sous MATLAB, en utilisant le modèle énergétique de Klingbeil comme suit :

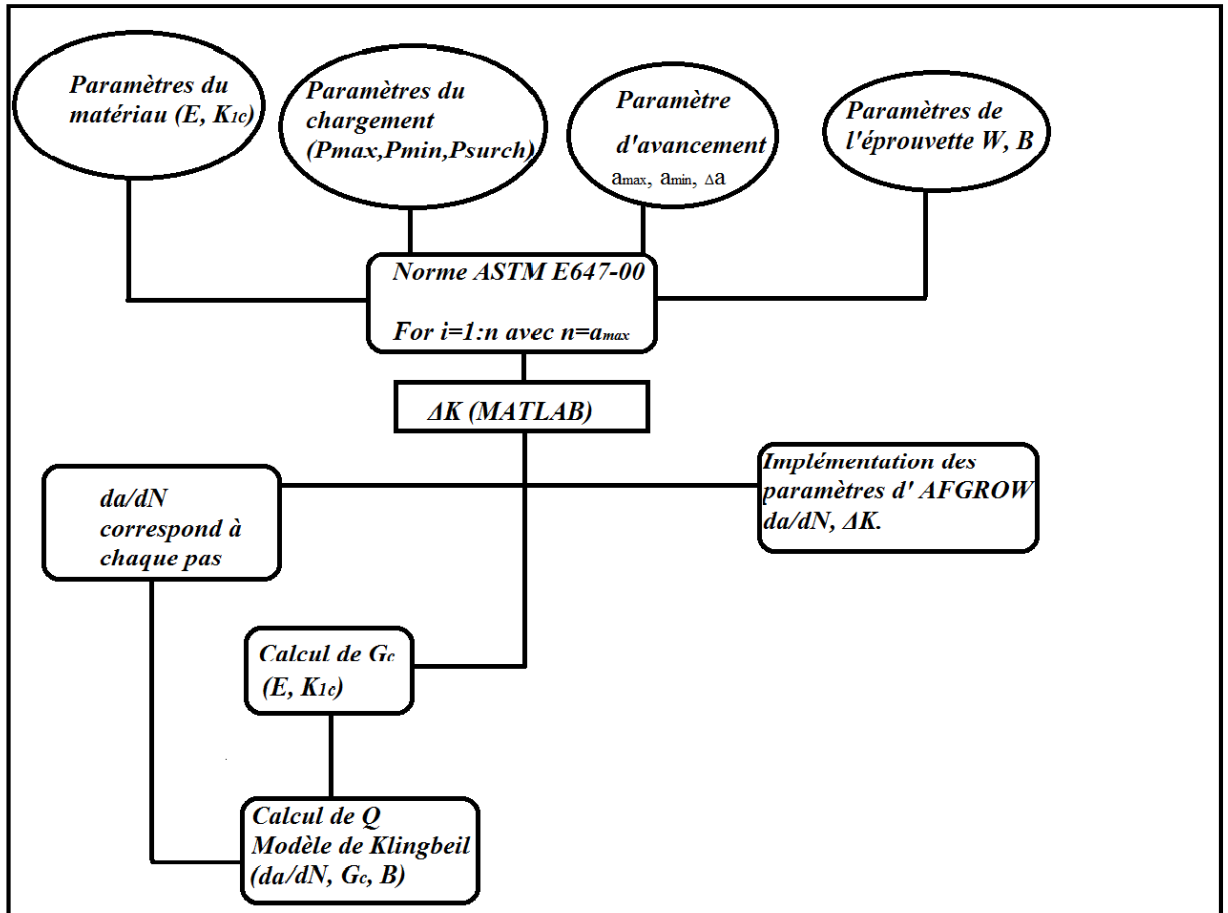


Figure III.5: Organigramme explicatif du programme de calcul

Les figures III.6 et 7 montrent l'évolution de l'énergie hystérétique dissipée par cycle en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$ .



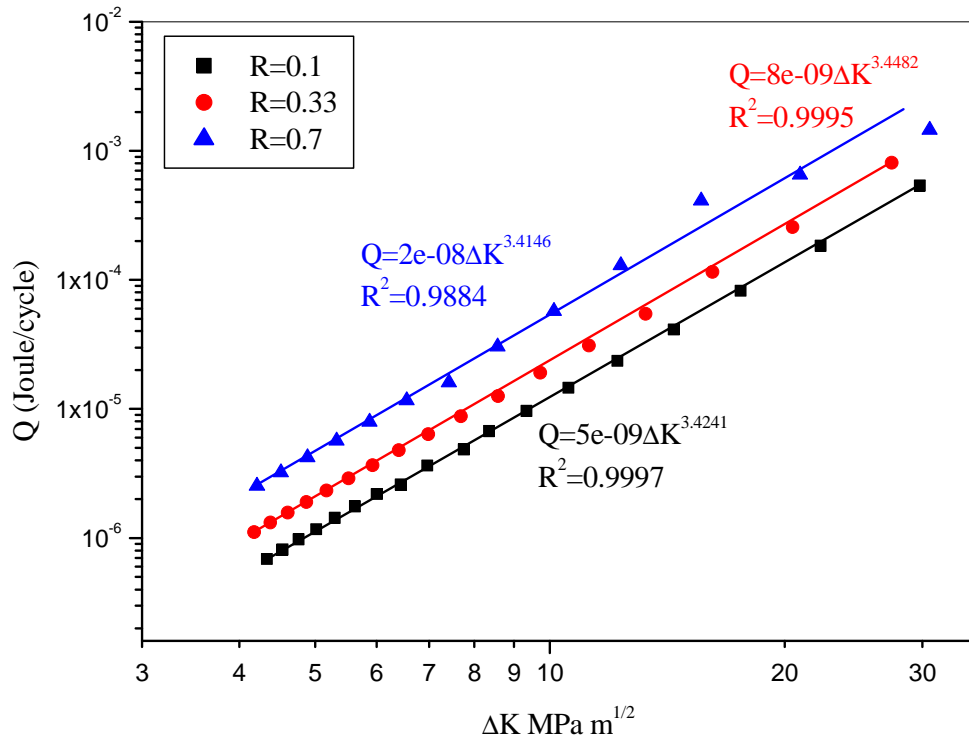


Figure III.6: Evolution de Q en fonction de ( $\Delta K$ ) pour le 2024 T351

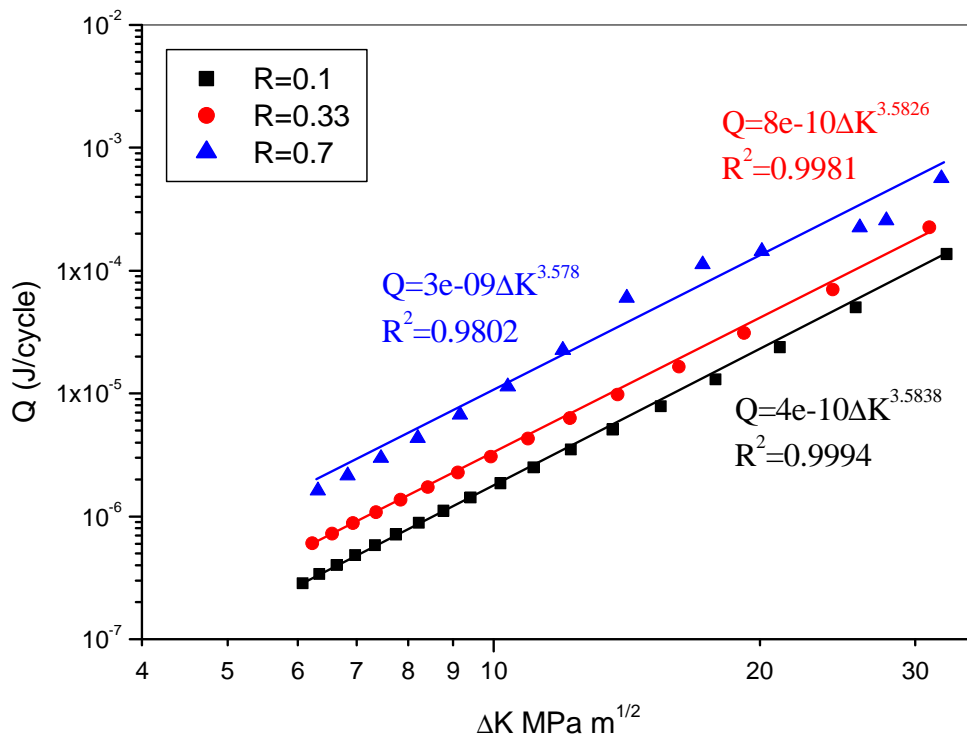


Figure III.7: Evolution de Q en fonction de ( $\Delta K$ ) pour le 6082 T6.

L'allure des courbes est en accord avec la littérature, en effet, les résultats obtenus indiquent une dissipation d'énergie plus forte quand  $\Delta K$  augmente.

On constate que cette évolution suit une loi du type :

$$Q = A.(\Delta K)^n \quad (\text{III.2})$$

Les valeurs du coefficient A et de l'exposant n de la relation (III.2) sont données dans le tableau III.1 :

Matériaux	R	A	n
2024 T351	0.1	$5 \cdot 10^{-10}$	3.4241
	0.33	$8 \cdot 10^{-9}$	3.4482
	0.7	$2 \cdot 10^{-8}$	3.4146
6082 T6	0.1	$4 \cdot 10^{-10}$	3.5838
	0.33	$8 \cdot 10^{-10}$	3.5826
	0.7	$3 \cdot 10^{-9}$	3.578

**Tableau III.1 : Valeurs de A et n obtenues après lissage des courbes  $Q=f(\Delta K)$**

### III.1.2.2. Relation entre $\frac{da}{dN}$ et Q

La figure III.8 représente l'évolution de la vitesse de fissuration  $da/dN$  en fonction de l'énergie hystérétique par cycle Q pour les deux matériaux :

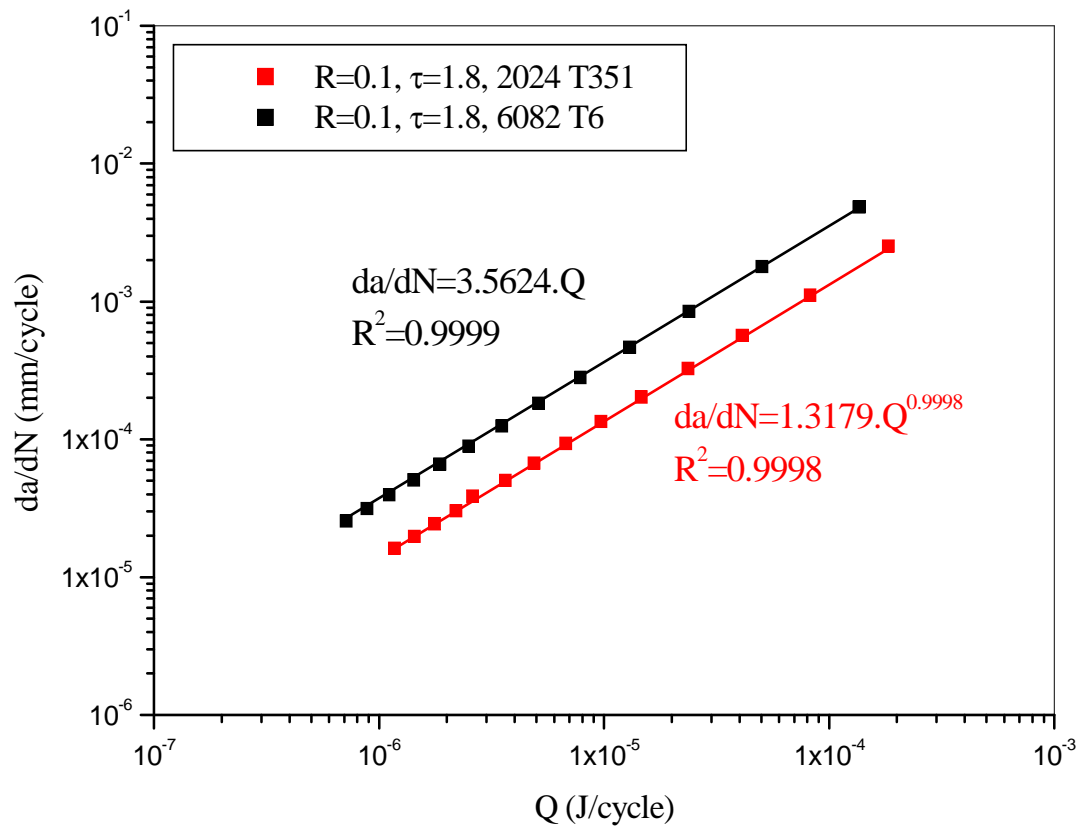


Figure III.8 : Evolution de da/dN en fonction de Q

Nous constatons que la relation obtenue est linéaire, elle est de la forme suivante:

$$\frac{da}{dN} = A.Q \tag{III.3}$$

Et que l’alliage 2024T351 présente une meilleure résistance à la fissuration que l’alliage 6083T6. Le tableau III.2 donne l’ensemble des relations pour les différents cas de chargement.

Matériaux	Chargement	Relation entre $\frac{da}{dN}$ et Q
2024 T351	Cst, R=0.1	$\frac{da}{dN} = 0.736.Q^{1.091}$
6082 T6	Cst, R=0.1	$\frac{da}{dN} = 0.0736.Q^{1.0021}$

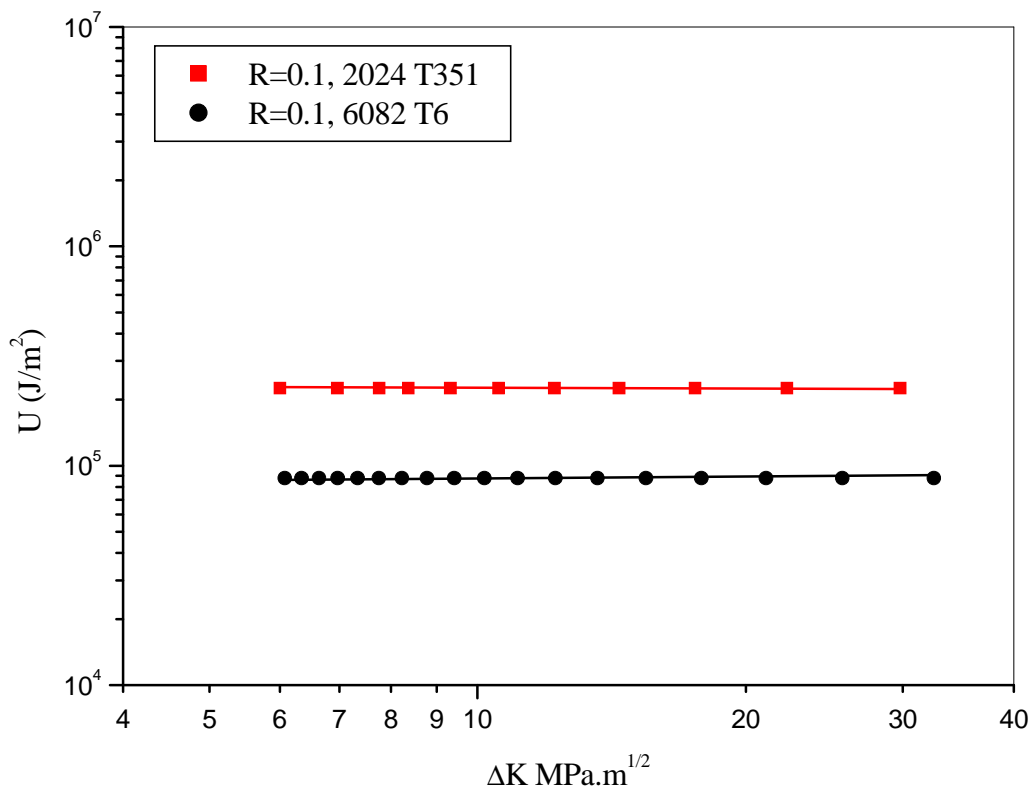
Tableau III.2 : Relation entre  $\frac{da}{dN}$  et Q

### III.1.2.3. Relation entre l'énergie spécifique U et $\Delta K$

Cette énergie est donnée par la relation suivante:

$$U = \frac{Q}{2.B. \frac{da}{dN}} \quad (\text{III.4})$$

L'évolution de l'énergie spécifique U en fonction de  $\Delta K$  pour les deux matériaux (2024 T351 et 6082 T6), pour R=0.1 est reportée sur la figure III.9.



**Figure III.9: Evolution de U en fonction de  $\Delta K$**

Nous constatons, pour les deux matériaux, que l'énergie U est constante par rapport à  $\Delta K$  étudiés, elle atteint une valeur de  $0.8775 \cdot 10^5 \text{ J/m}^2$  pour le 6082 T6,  $2.26 \cdot 10^5 \text{ J/m}^2$  pour le 2024 T351.

### III.2. Cas d'une surcharge

Dans la présente étude, nous nous sommes limités à l'effet du rapport de charge d'une simple surcharge sur la propagation d'une fissure de fatigue. Pour cela, trois rapports de charge ont été étudiés pour un taux de surcharge invariable  $\tau = 1.8$ .

#### III.2.1. Evolution des paramètres mécaniques

##### III.2.1.1. Evolution de la longueur de la fissure (a) en fonction du nombre de cycles (N)

Les figures III.10 et III.11 montrent simultanément l'évolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycle N avant et après l'application de la surcharge. La durée de vie a été calculée pour une longueur de fissure comprise entre  $a_0=24$  mm et  $a_f=55$ mm.

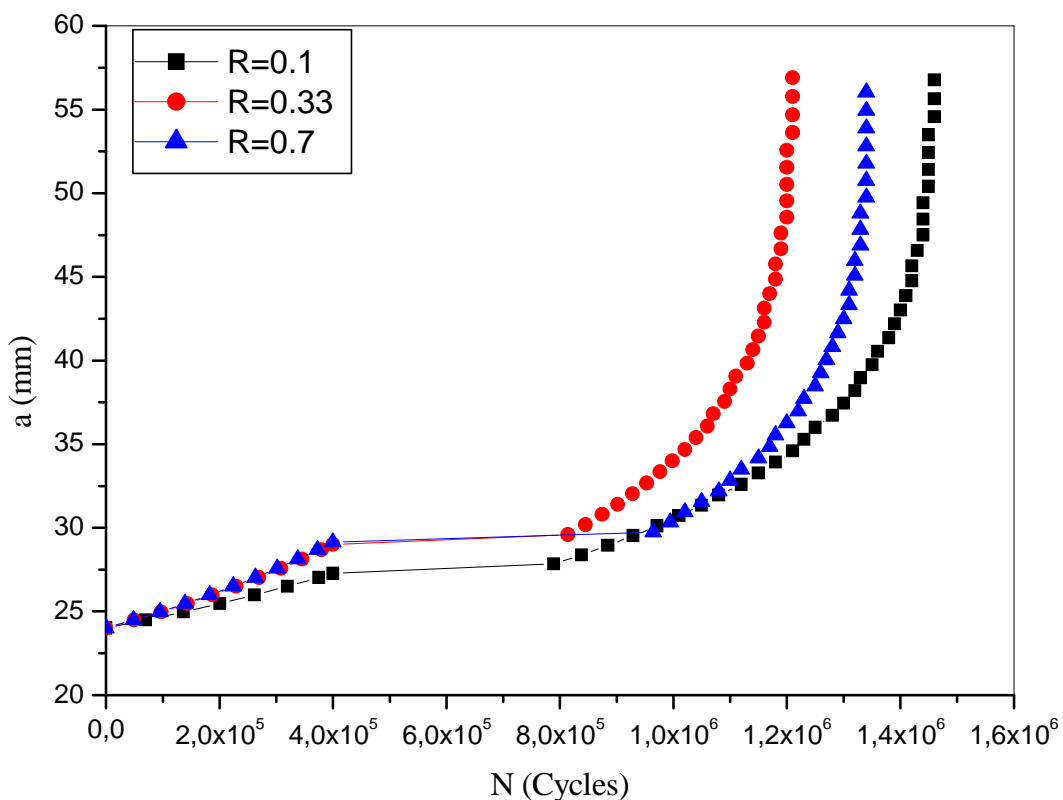
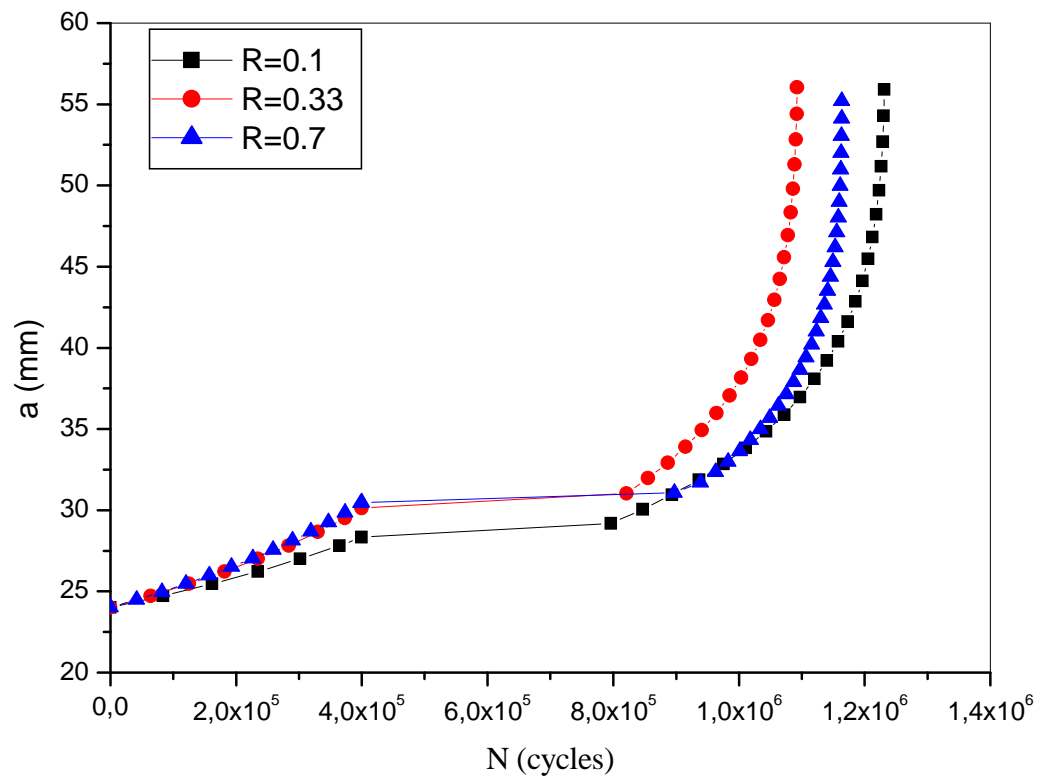


Figure III.10 : Effet de surcharge sur la durée de vie N pour le 2024 T351



**Figure III.11 : Effet de surcharge sur la durée de vie N pour le 6082 T6**

Ces courbes montrent que le nombre de cycles de retard augmente avec l'augmentation du rapport de charge, résultats obtenus par ailleurs [65] et [23].

### III.2.1.2. Evolution de la vitesse de fissuration ( $da/dN$ ) en fonction de la longueur de fissure $a$

Dans cette partie, nous nous proposons d'étudier la phase de propagation de la fissure avant et après l'application de la surcharge.

Les figures III.12 et 13 illustrent l'évolution de la vitesse de fissuration ( $da/dN$ ) en fonction de la longueur de fissure  $a$ .

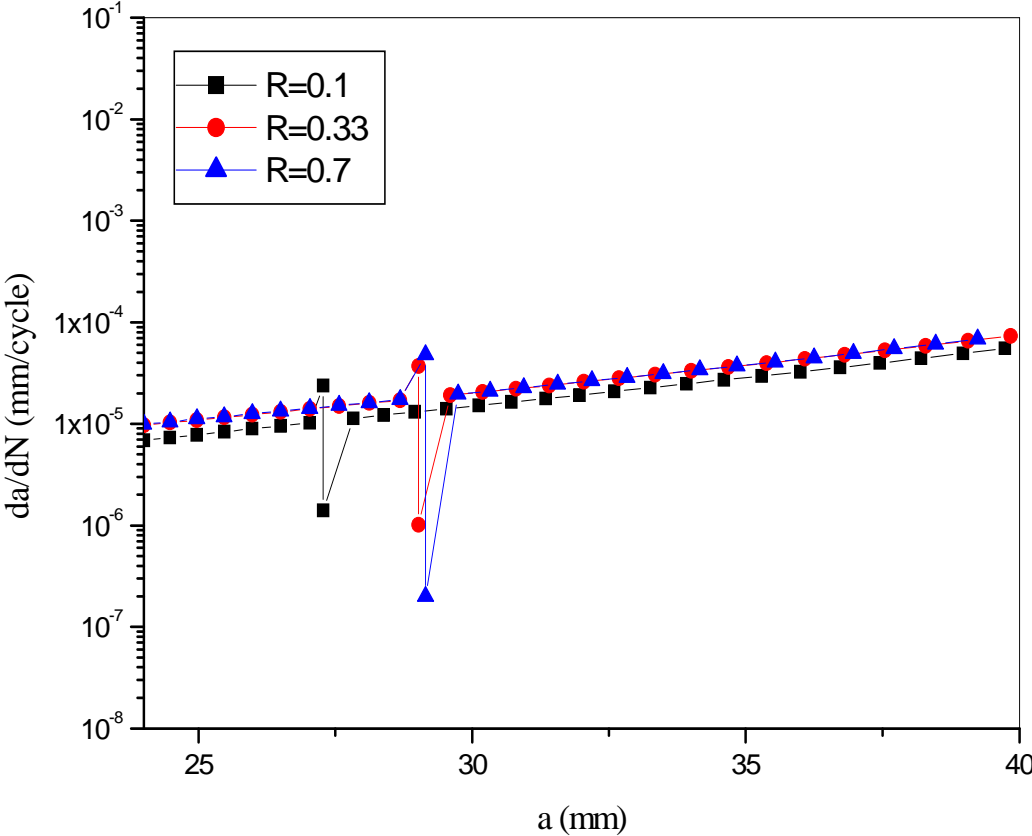
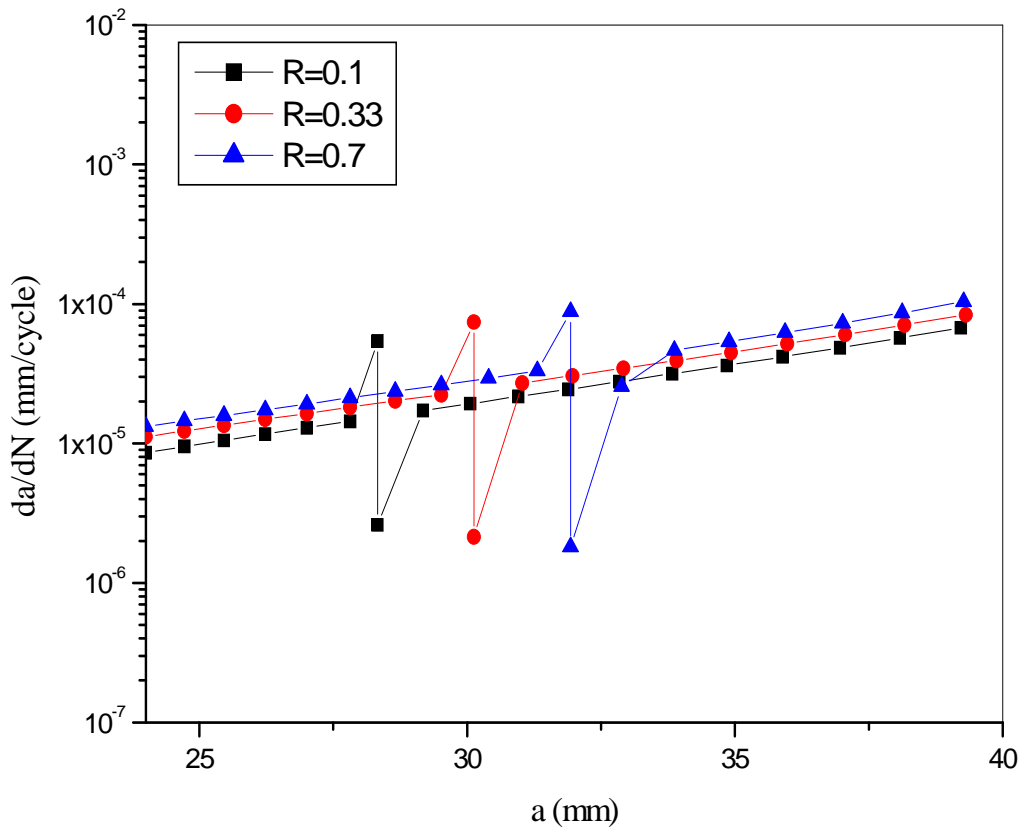


Figure III.12 : Effet de surcharge sur la vitesse de propagation de fissure pour le 2024 T351



**Figure III.13 : Effet de surcharge sur la vitesse de propagation de fissure pour le 6082 T6**

Nous constatons que la vitesse minimale  $\left(\frac{da}{dN}\right)_{\min}$  atteinte après l'application de la surcharge est sensible à la valeur de rapport de charge. Plus le rapport de charge est élevé, plus la vitesse minimale est faible. Ce résultat concorde avec les travaux de [54].

### III.2.1.3. Evolution de la vitesse de fissuration ( $da/dN$ ) en fonction de facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ )

Les figures III.14, 15 et 16 montrent cette évolution pour  $4 < \Delta K < 22$  MPa relative aux deux matériaux étudiés.



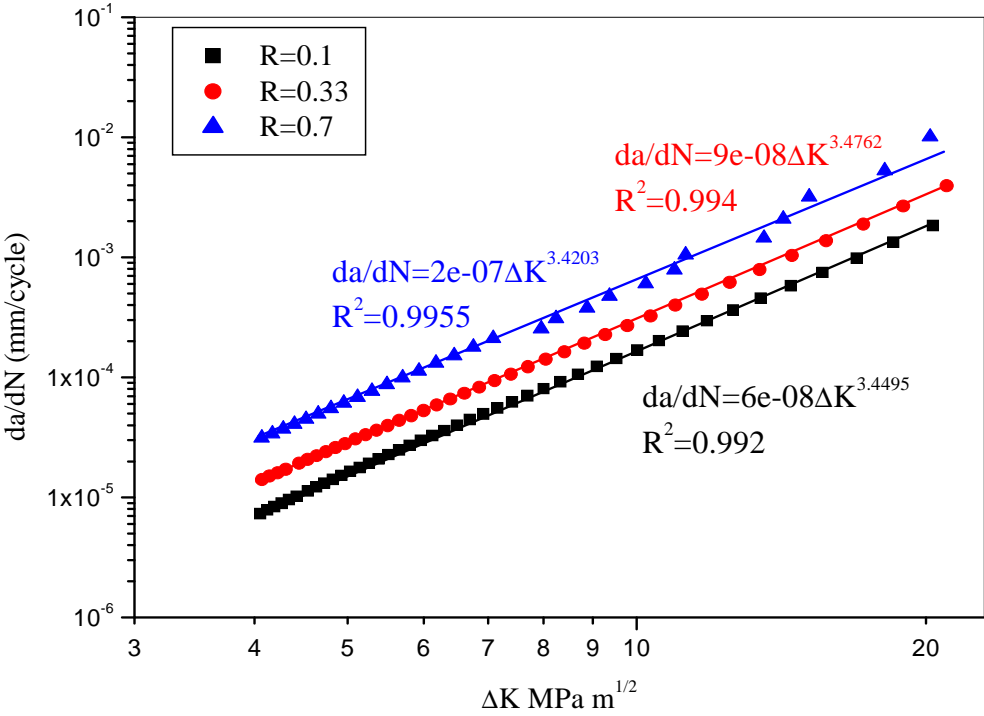
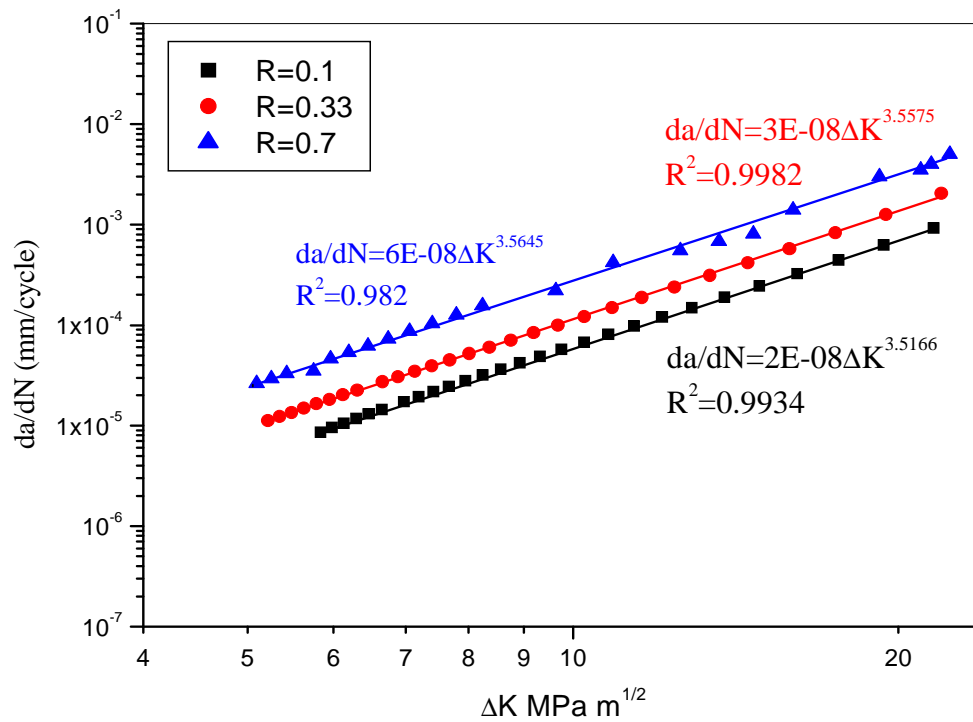
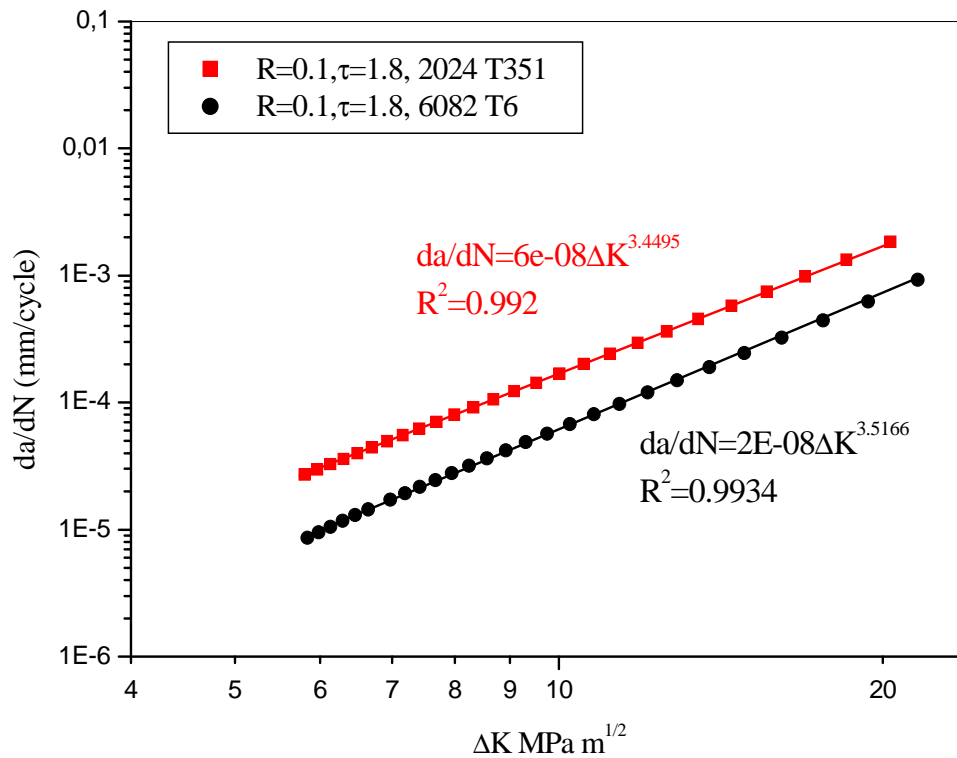


Figure III.14: Evolution de la vitesse de fissuration (da/dN) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ) pour le 2024 T351



**Figure III.15: Evolution de la vitesse de fissuration ( $da/dN$ ) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ ) pour le 6082 T6**

On constate que, pour les deux matériaux, la vitesse de fissuration est proportionnelle au rapport de charge pour un même  $\Delta K$ , que les courbes possèdent la même allure avec un exposant  $m$  de Paris identique à celui trouvé pour un chargement à amplitude constante.



**Figure III.16: Evolution de la vitesse de fissuration ( $da/dN$ ) en fonction du facteur d'intensité de contrainte ( $\Delta K$ )**

Nous constatons que les vitesses de fissuration du 2024 T351 sont plus élevées que celles de 6082 T6 pour les mêmes  $\Delta K$ , donc, on peut déduire que le 2024 T351 est plus résistant à la fissuration.

### III.2.2. Evolution des paramètres énergétiques

#### III.2.2.1. Relation entre l'énergie hystérétique Q et $\Delta K$

Les figures III.17 et 18 montrent l'évolution de l'énergie hystérétique par cycle en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$ .

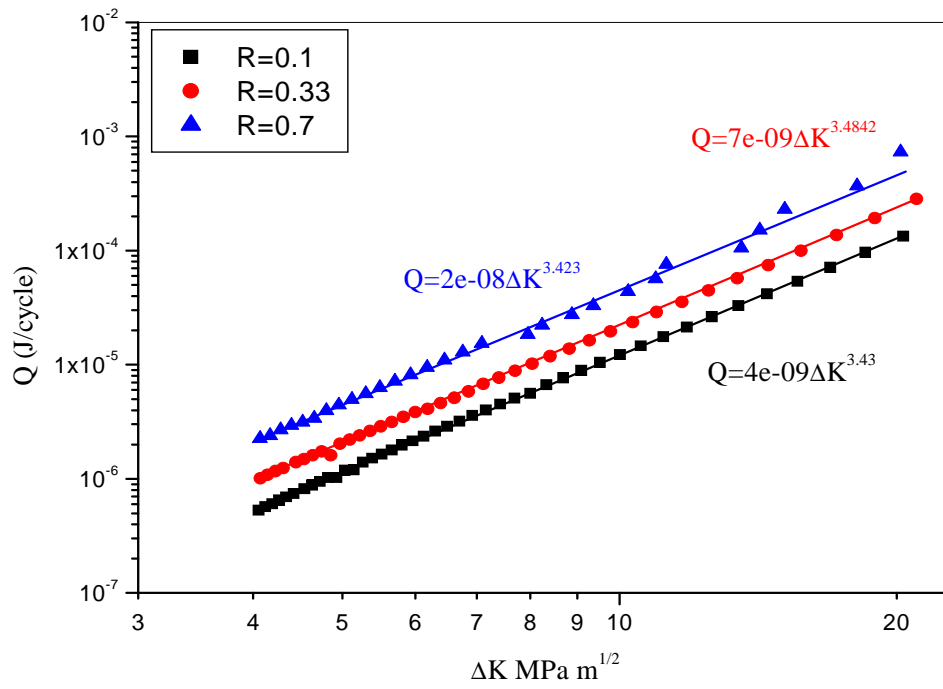


Figure III.17 : Evolution de Q en fonction de  $\Delta K$  cas de 2024 T351

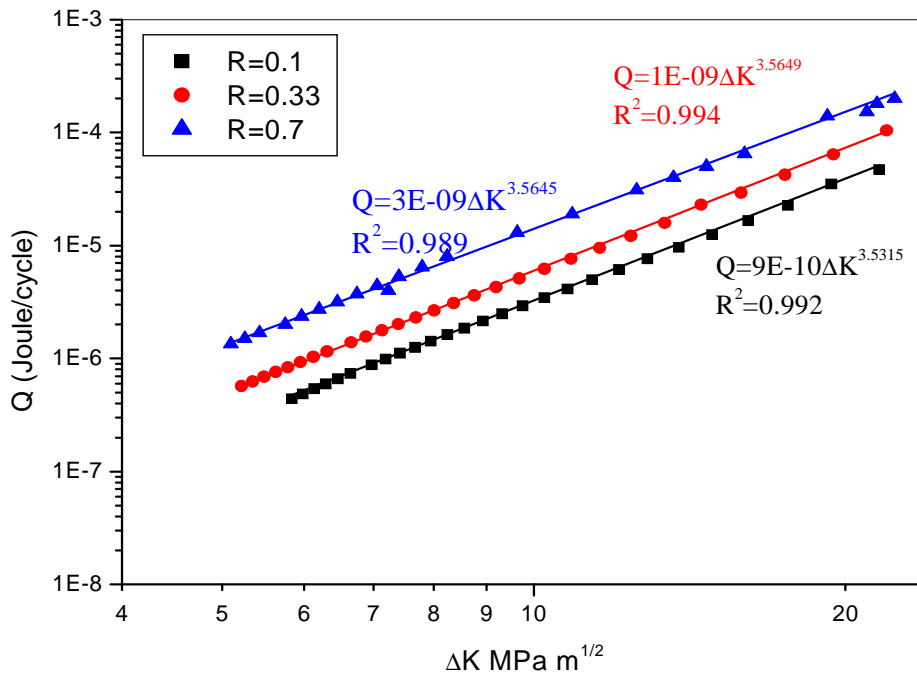


Figure III.18 : Evolution de Q en fonction de  $\Delta K$  cas de 6082 T6

L'allure des courbes est en accord avec la littérature, en effet, les résultats obtenus indiquent une dissipation d'énergie plus forte quand  $\Delta K$  augmente.

La figure III.19 montre l'évolution de l'énergie hystérétique par cycle en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte  $\Delta K$  pour les deux alliages avec  $R=0.1$ .

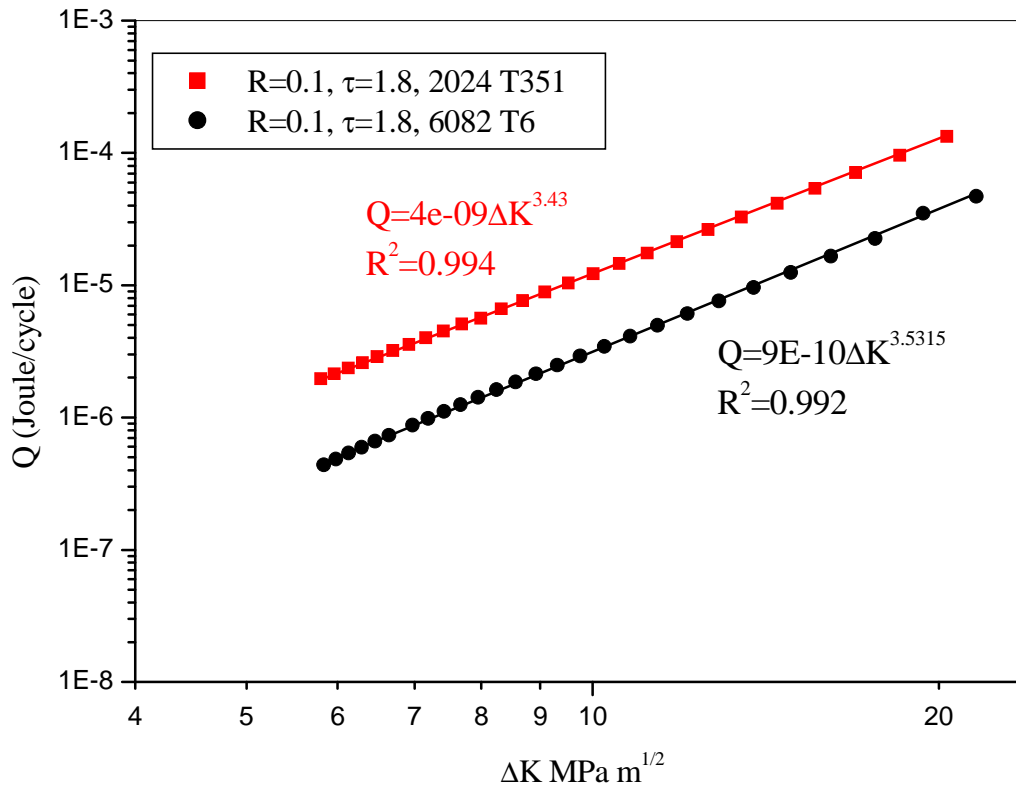
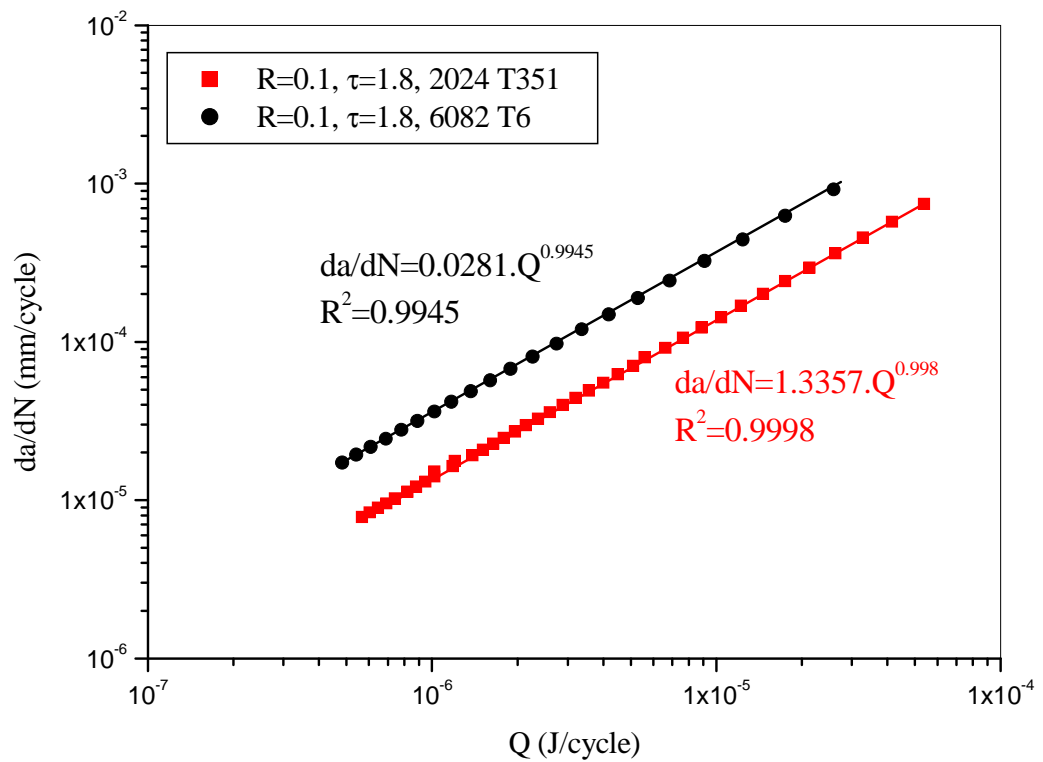


Figure III.19 : Evolution de Q en fonction de  $\Delta K$

On constate que pour un même  $\Delta K$ , l'énergie dissipée par cycle du 2024 T351 est supérieure à celle du 6082 T6.

### III.2.2.2. Relation entre $\frac{da}{dN}$ et Q

L'évolution de la vitesse de fissuration  $da/dN$  en fonction de l'énergie hystérétique par cycle Q est représentée sur la figure III.18:



**Figure III.20 : Evolution de  $da/dN$  en fonction de  $Q$**

Nous remarquons que les paramètres sont liés par une relation linéaire de la même forme ce qui a été trouvé auparavant, pour les chargements à amplitude constante avec un exposant proche de 1.

### III.2.2.3. Relation entre l'énergie spécifique $U$ et $\Delta K$

La figure III.21 montre l'évolution de l'énergie spécifique en fonction de  $\Delta K$  pour les deux alliages d'aluminium 2024 T351 et le 6082 T6:

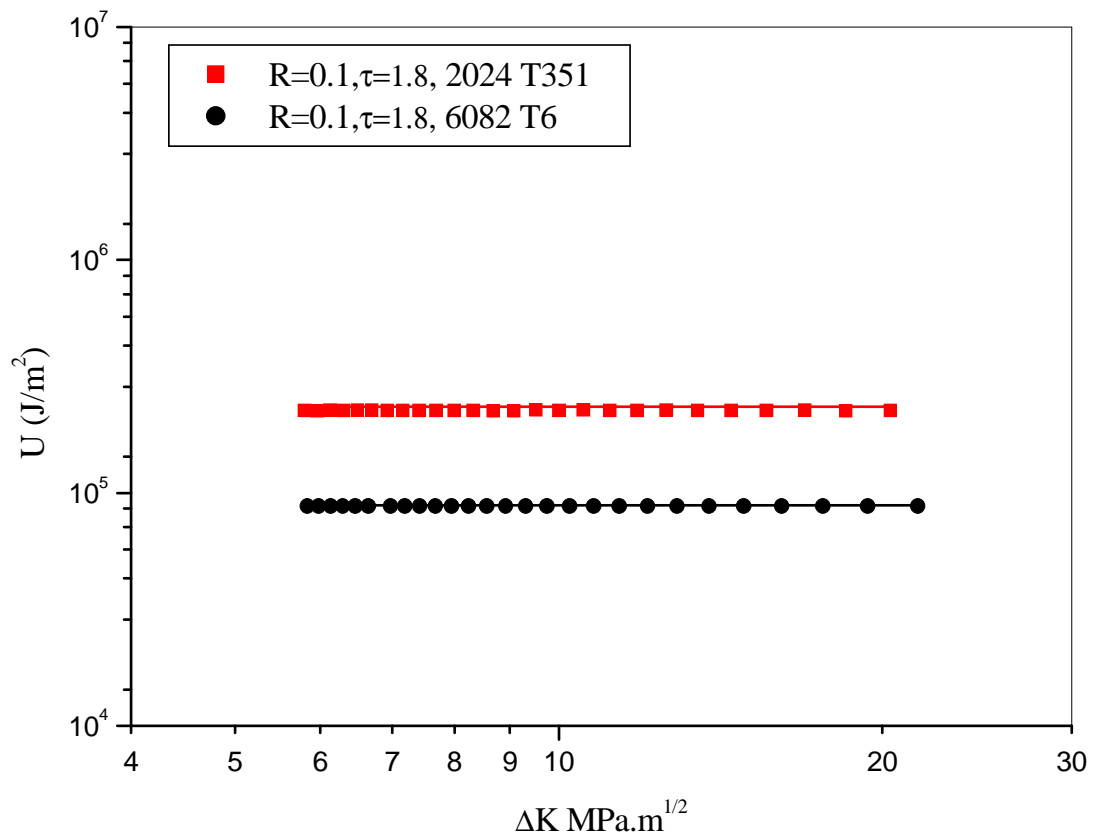


Figure III.21: Evolution de  $U$  en fonction de  $\Delta K$

Nous constatons que  $U$  est indépendant de  $\Delta K$ , elle est plus importante pour le 2024 T351 à celle de 6082 T6. Ce résultat est comparable à celui trouvé expérimentalement [22], [15], [46].

---

# *CONCLUSION*

---



## CONCLUSION

---

Le travail présenté dans ce mémoire a été consacré à l'étude de la propagation des fissures de fatigue par la méthode énergétique sur certains alliages d'aluminium (2024 T351 et le 6082 T6), sous différents types de chargement.

Nous nous sommes intéressé, dans un premier temps, à la simulation de propagation de fissures de fatigue sous chargement à amplitude constante, cette partie nous a permis de dégager les conclusions suivantes:

- ❖ L'évolution des différents paramètres gouvernant la propagation de fissure de fatigue converge dans le même sens que celle observée expérimentalement [15], [49, ] (l'exposant de paris de 2024 T351  $m \sim 3.4$ );
- ❖ Plus le rapport de charge est élevé plus la durée de vie est moins importante.
- ❖ En outre, la vitesse de propagation de fissure est plus marquée quand le rapport de charge augmente pour le même  $\Delta K$ ;
- ❖ L'évolution de la vitesse de fissuration est proportionnelle à l'énergie dissipé par cycle  $Q$ ;
- ❖ Une dissipation d'énergie plus forte quand  $\Delta K$  augmente, elle est moins importante pour l'Al 6082 T6;
- ❖ L'énergie spécifique  $U$  est indépendante de  $\Delta K$  pour les deux matériaux.

Dans un second temps, nous avons étudié l'effet d'une simple surcharge sur la propagation des fissures de fatigue pour les deux matériaux. Il en ressort ce qui suit :

- ❖ Une surcharge appliquée lors d'un chargement d'amplitude constante provoque un retard du type différé sur la propagation de fissure de fatigue ;
- ❖ Le nombre de cycle de retard  $N_d$  augmente avec l'augmentation du rapport de charge ;

- ❖ Une évolution des paramètres mécaniques  $\left(\frac{da}{dN}, \Delta K\right)$  et paramètres énergétiques  $(Q, \Delta K)$  caractérisée par des exposants similaires que ceux obtenus pour les chargements d'amplitude constante (pour le 2024 T351:  $m \sim n \sim 3.4$ , le 6082 T6  $m \sim n \sim 3.5$ );
- ❖ Pour des vitesses de propagation, l'énergie dissipée par cycle est plus importante après l'application d'une surcharge;
- ❖ La surcharge n'a aucun effet sur l'énergie spécifique  $U$ , elle présente la même allure que celui de chargement d'amplitude constante.

Nos résultats sont comparables avec ceux obtenus expérimentalement [15], [49].

A l'avenir, il serait intéressant d'approfondir cette étude en appliquant d'autres modèles de retard tel que celui de Matsuoka qui est basé sur les contraintes résiduelles.

Par ailleurs, il est important d'étudier aussi l'influence de taux de surcharge, l'effet de plusieurs surcharges, voir aussi l'influence de souscharge, par la suite l'étude de propagation en chargement aléatoire plus complexe.

---

# *BIBLIOGRAPHIE*

---

- [1] J. LEMAITRE et J. LOUIS CHABOCHE, “Mécanique des matériaux solides”, Bordas, Paris, 1988, édition Donod, 1985.
- [2] G.R. IRWIN, “Analysis of stresses and strains near the end of crack traversing a plate”, J. of App. Mechanic, 1957.
- [3] D. S DUGDALE, “Yielding of steels containing slits .journal of mechanic and physic of sol”, p 100-105.1960.
- [4] BATHIAS et BAÏLON, “La fatigue des matériaux et des structures”, Hermes, 1997.
- [5] IRWIN, “Plastic zone near a crack and fracture toughness”, the Seventh Saga more Ordnance Materials Conference, vol. 4 pp. 63-78, New-york, Syracuse University, 1960.
- [6] S.POMMIER, “Plane strain crack closure and cyclic hardening Engineering Fracture Mechanics”, vol. 69, pp. 25-44, 2002.
- [7] A. GRIFFITH, “The phenomena of rupture and flow in solids. Phil. Trans”, Royal Soc. Of London, A221, pp. 163-197, 1920.
- [8] J. D. ESHELBY, “The continuum theory of lattice defects”, Solid Stat, Physics, Vol. II, pp. 79-144, 1968.
- [9] J. R. RICE, “A path independent integral and the approximate analysis of strain concentrations by notches and cracks”, J. of Appl. Mech., Vol. 35, pp. 379-386, 1968.
- [10] H. D. BUI, “Dualité entre les intégrales de contour”, Compte Rendu Acad. Sciences, T. 276, Paris, Mai 1973.
- [11] X.B. ZHANG, “Etude numérique de la propagation de fissures par la mécanique de La rupture”, Thèse de Doctorat de l’Université de Clermont-Ferrand II, Juin 1992.
- [12] H.D. BUI, J.M. PROIX, “Découplage des modes mixtes de rupture en thermo-élasticité par des intégrales indépendantes du contour”, Actes du troisième colloque Tendances Actuelles en Calcul de Structures, Bastia, pp. 631-643, novembre 1985.
- [13] KIKUKAWA et COL, “Journal of Mat. Science 26”, , p. 1964, (1977).
- [14] N.RANGANATHAN , “Thèse de docteur des sciences ”, Université de Poitiers 1979.

- [15] M .MAZARI, “Contribution à l’étude d’une approche énergétique de la propagation des fissures de fatigue”, Thèse de docteur d’état de l’université de sidi bel abbés 2003.pp.
- [16] C .PARIS et F .ERDOGAN, “A critical analysis of crack propagation laws”, Trans .ASME series D .J .of Bas, Eng. 85, p 528, 1963.
- [17] W. ELBER, “The Significance of fatigue crack closure”, ASTM STP 486, pp. 230-242, 1971.
- [18] R.C. MC CLUNG, “Finite elements perspectives on the mechanics of fatigue crack closure”, proc. Fatigue 96, 6th International Fatigue Congress, Berlin FRG, 6-10 May1996.
- [19] RAMI HAMAM, “Simulation de la propagation des fissures par fatigue dans les toiles des roues de train sous chargement à amplitude variable”, Cachan le 6 octobre 2006.
- [20] KLINGBEIL N. W, “A total dissipated energy theory of fatigue crack growth in ductile solids”, Int. J. Fracture, 25, 2003, pages 117-128.
- [21] O .JONAS and R .P .Wei int. Journal of fracture, 7, p.116, 1971.
- [22] N.RANGANATHAN, “Contribution au développement d'une approche énergétique à la propagation d'une fissure de fatigue Thèse ”, de docteur des sciences , Poitiers 1985.
- [23] A. MILOUDI, “Contribution à l’étude de la fissuration sous chargement variable et aléatoire”, Thèse de docteur d’état de l’université de sidi bel abbés 2008.
- [24] J. SCHIJVE, “ASTM STP 700, p3, (1980).
- [25] V. EUW and COL, “Met .Trans”, 11 A, p. 151, 1980.
- [26] D .M CORBLY and P .F PACKMAN “International J. of fracture Mechanic”, 10,p. 284 , 1984.
- [27] R.P. WET et COL, “Métal Transat”, Vol. 22, p.1155, 1974.

- [28] C.BATHIAS, PV “n° 14320 160, 1976.
- [29] J.SCHIJVE, “Engineering Fracture Mechanic”, Vol 11,167-221, 1979.
- [30] VIGGOTVERGAARD, “on fatigue crack growth in ductile materials by crack-tip blunting”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 52 pp.2149-2166, 2004.
- [31] N .A .FLECK, “Influence of stress state fatigue crack growth”, Questions in fatigue, ASTM-STP 924, Philadelphia, vol.1, pp .157-183, 1988.
- [32] D.S DUGDALE, “J .Mechanic .and Physic .Solid”, Vol .8, 100-104, 1960.
- [33] J.C.RICE ,1967 ,ASTM-STP 415 ,247-308.
- [34] S. MASTUOKA and K. TANAKA ,1979 ,Eng. Fract .Mech .,Vol 11,703-15.
- [35] H. FUHRING and T. SEEGER, 1979, ASTM-STP 677, 144-167.
- [36] W. ELBER, “The significance of fatigue crack Closure Damage Tolerance in Aircraft structures”, ASTM-STP 486, pp.230-242, 1971.
- [37] R .VENKATESWARA et R.O. RITCHIE, “Micro mechanisms of transient fatigue crack growth behaviour in aluminum alloys following single overloads”, Elsevier’s Science pp.134-145, 1988.
- [38] M. G. PAVLOU, V. N. VLACHAKIS, “Estimation of fatigue crack growth retardation due to crack branching”, Computational Materials Science 29, pp.446-452, 2004.
- [39] M.A. MEGGIOLAR et CASTRO, L. MARTHA, “Crack retardation equations for the propagation of branched fatigue cracks”, Intern journal of fatigue 27,pp. 1397-1407,2005.
- [40] M. Truchon, “La fermeture à la pointe des fissures de fatigue”, Mécanique,- Matériaux-Electricité, n°328, pp. 121-130, 1977.
- [41] C.ROBIN M. LOUAH et G. PLUVINAGE, “influence of overload on the fatigue crack growth in steels”, Engineering Fracture Mechanics, Vol .46, n°1,pp. 1-13,1983.

- [42] J.D. BERTEL, A .CLERVIET, et C. BATHIAS, “R ratio influence and overload effects on fatigue crack mechanisms”, Advance in Fracture research, 5th international conference on fracture, canes, France, Vol.2, pp. 943-951, 1981.
- [43] O.E. WHEELER, “Spectrum loading and crack growth”, journal of basic Engineering, Vol.4, pp.181-186, 1972.
- [44] J. WILLENBORG, R. M. ENGLE et H. A. Wood, “Crack retardation model using an effective stress concept”, AFFDL-TM 71-1-FBR, 1971.
- [45] S. MASTUOKA et K. TANAKA, Engineering .Fracture Mechanic .Vol.10, p.501, 1978.
- [46] M. BENGUEDIAB, “Etude de la propagation des fissures de fatigue sous spectres de chargement réduits”, Université de Poitiers 1989.
- [47] J. PETIT and J. MENDEZ, “some aspects of the influence of microstructure on fatigue”, Pergamon, l, p. 327-341, 1996.
- [48] O. ONI, “Contribution à l’étude des fissures courtes se propageant en fatigue dans les aciers”, Université de technologie de Compiègne 1986.
- [49] ZHU, L.M. PENG, T. Moriya, Y. Mutoh, “Effect of stress ratio on fatigue crack growth in Ti-Al intermetallic at room and elevated temperatures”, Materials Science and Engineering A290, p.198-206, 2000.
- [50] BORREGO LP, FERREIRA JM, COSTA JM, “Fatigue Crack Growth and Crack Closure in an AlMgSi Alloy”, Fatigue Fracture Engng Mater Struct 2001,24:255-266.
- [51] K. JENDOUBI, N. RANGANATHAN, “Mesures locales et globales des paramètres mécaniques gouvernant la fissuration par fatigue”, Université de Poitiers, doctorat d'état : sciences appliquées : Poitiers : 1987.
- [52] STANDARDS, A-ABOA, “Metals test methods and analytical procedures”, 1993.
- [53] VIGGO TVERGAARD, “On fatigue crack growth in ductile materials by crack tip blunting”, Journal of the mechanics and physics of solids 52 pp.2149-2166, 2004.

- [54] L.P. BORREGO, J.M. Ferreira, J.M. PINHO DA CRUZ, J.M. COSTA, “Evaluation of overload effects on fatigue crack growth and closure”, University of Coimbra, Portugal, pp. 1385, 2002.
- [55] P. C. PARIS, H. TADA, J. K. DONALD, “Service load fatigue damage a historical perspective”, International Journal of Fatigue 21, pp.35-46, 1999.
- [56] X.HUANG, T.MOAN, “Improved modeling of the effect of R ratio on crack growth rate”, International Journal of Fatigue 2006.
- [57] C. Y. HUO, H.L. GAO, “Strain induced martensitic transformation in fatigue crack tip zone for a high strength steel”, Materials characterization 55,pp. 12-18, 2005.
- [58] V.ZITOUNIS, P.E.IRVING, “Fatigue crack acceleration effects during tensile under loads in 77010 and 8090 alloys”, International Journal of Fatigue 2006.
- [59] S. STYCHEV, D. KUJAWSKI, “Analysis of crack propagation using  $\Delta K$  and  $K_{max}$ ”, International Journal of Fatigue 27, pp.1425-1431, 2005.
- [60] D. KUJAWASKI, “ $\Delta K_{eff}$  paramètre Under re-examination”, International Journal of Fatigue 25, pp.793-800, 2003.
- [61] M. BENGUEDIAB, B. BOUCHOUICHA, M. ZEMRI, M. MAZARI, “Crack Propagation Under Constant Amplitude Loading Based on an Energetic Parameters and Fractographic Analysis”, Journal of SCIELO, Laboratory and Reactive Systems, Department of Mechanical Engineering, University of SIDI BEL ABBES, Algeria. 2012
- [62] G. HENAFF, “Fatigue des structures, endurance, critères de dimensionnement, propagation des fissures, rupture”, Bague 75740, Paris, édition Ellipses 2005.
- [63] ASTM, “Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, Determination of Fracture Toughness”, E399-90, 1990.
- [64] ASTM, “Standard Test, Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates”, E647-00, 2000.
- [65] A. Imad, “Mécanisme du retard induit par l'application d'une surcharge au cours de propagation d'une fissure de fatigue”, thèse soutenue le 22 décembre 1989 à USTL, Lille.