



HAL
open science

Simulation de la fatigue par chocs, par la fatigue conventionnelle

Mamadou Ndiaye

► **To cite this version:**

Mamadou Ndiaye. Simulation de la fatigue par chocs, par la fatigue conventionnelle. Sciences de l'ingénieur [physics]. Université Paul Verlaine - Metz, 1994. Français. NNT : 1994METZ023S . tel-01776076

HAL Id: tel-01776076

<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01776076>

Submitted on 24 Apr 2018

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



AVERTISSEMENT

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

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

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

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

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

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

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

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

THESE

présentée à la
faculté des sciences de l'Université de Metz par :

Mamadou NDIAYE

pour obtenir le grade de :

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE METZ

Mention : Sciences de l'Ingénieur n° 7642

Intitulé : Génie Mécanique

**SIMULATION DE LA FATIGUE PAR CHOCS,
PAR LA FATIGUE CONVENTIONNELLE.**

Soutenue le 27 Mai 1994, devant la commission d'examen :

MM. G. PLUVINAGE	: Professeur à l'Université de Metz	Président
C. CUNAT	: Professeur au L.E.M.T.A., I.N.P.L. de Nancy	Rapporteur
D. D. CIOC	: Professeur à l'Université de Timisoara (Roumanie)	Rapporteur
M. LEBIEN		
C. CHEHIM		
J. L. ROBE		
A. KRASSOWSKY	: Professeur à l'I.P.S.A.S.U. de Kiev (Ukraine)	

BIBLIOTHEQUE UNIVERSITAIRE DE METZ



022 420465 7

80407

~~S/M2 94/23~~

BIBLIOTHEQUE UNIVERSITAIRE
 Section Technopole
 Rue Marconi
 57070 METZ

THESE

présentée à la
faculté des sciences de l'Université de Metz par :

Mamadou NDIAYE

pour obtenir le grade de :

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE METZ

Mention : Sciences de l'Ingénieur n° 7642

Intitulé : Génie Mécanique

BIBLIOTHEQUE UNIVERSITAIRE TECHNOPOLE - METZ -	
N° Inv	19940695
Cote	S/M2 94/23
Loc.	Mogash
Cat	OCLC

SIMULATION DE LA FATIGUE PAR CHOCS, PAR LA FATIGUE CONVENTIONNELLE.

Soutenue le 27 Mai 1994, devant la commission d'examen :

- | | | |
|-------------------------|---|------------|
| MM. G. PLUVINAGE | : Professeur à l'Université de Metz | Président |
| C. CUNAT | : Professeur au L.E.M.T.A., I.N.P.L. de Nancy | Rapporteur |
| D. D. CIOCLOV | : Professeur à l'Université Tech. de Timisoara (Roumanie) | Rapporteur |
| M. LEBIENVENU | : Professeur à l'E.N.I.M. | |
| C. CHEHIMI | : Maître de conférences à l'IUT de Longwy | |
| J. L. ROBERT | : Maître de conférences à l'I.N.S.A. de Lyon | |
| A. KRASSOWSKY | : Professeur à l'I.P.S.A.S.U. de Kiev (Ukraine). | |

*A ma mère,
A toute la famille, NDIAYE COUNDA
de Ziguinchor, pour leur confiance.*

REMERCIEMENTS

Ce travail a été réalisé au L.F.M. (Laboratoire de Fiabilité Mécanique) de l'Université de Metz, sous la direction du professeur Guy PLUVINAGE. Je tiens à lui exprimer ma gratitude pour les enseignements et le soutien qu'il m'a apportés.

Je remercie tous les membres du jury, pour l'honneur qu'ils me font d'accepter l'examen de ce travail .

Mes remerciements vont également à Messieurs P. JODIN, S. BAKOWSKY du L. F. M et à J. L. ROBERT de l'INSA de Lyon, pour leurs aides.

Je ne saurais oublier tous mes amis et collègues de laboratoire.

===== - =====

LISTES	7
Références bibliographiques	8
Figures	14
Tableaux	17
INTRODUCTION	18
<u>PREMIERE PARTIE : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE</u>	19
I.1 - FATIGUE PAR CHOCS	20
I.1.1. Introduction	20
I.1.2. Propagation d'une onde élastique dans une barre	20
I.1.3. Fissuration en Fatigue par chocs	22
I.1.3.1. Amorçage de fissures	22
I.1.3.2. Vitesse de propagation de fissures	24
I.1.4. Conclusion	28
I.2 - EXPOSE DE DIFFERENTES METHODES DE COMPTAGE	29
I.2.1. Généralités	29
I.2.2. Méthode de comptage des dépassements de niveaux	29
I.2.3. Méthode de comptage des étendues en cascade	31
I.2.4. Méthode de comptage des extremums	32
I.2.5. Méthode de comptage des étendues	33
I.2.6. Conclusion	33
I.3 - DETERMINATION DE LA VITESSE DE FISSURATION SOUS CHARGEMENT ALEATOIRE	34
I.3.1. Introduction	34
I.3.2. Méthode du chargement équivalent	34
I.3.2.1. Contrainte moyenne du chargement aléatoire	34
I.3.2.2. Contrainte moyenne quadratique du chargement aléatoire	37
I.3.3. Conclusion	39
I.4 - PREVISION D'AMORÇAGE DE FISSURES EN MODE I	40
I.4.1. Introduction	40
I.4.2. Description du champ des contraintes	40

I.4.3. Critères d'amorçage liés à la contrainte maximale	45
I.4.3.1. Coefficient de concentration de contraintes	45
I.4.3.2. Coefficient effectif de concentration de contraintes	46
I.4.4. Gradient de contrainte	48
I.4.5. Critère basé sur le facteur d'intensité de contraintes	49
I.4.6. Critère de la sollicitation critique à une distance "d"	51
I.4.7. Critère élastoplastique basé sur l'hypothèse de NEUBER	53
I.4.8. Critère basé sur l'énergie absorbée localement	55
I.4.9. Conclusion	56
<u>DEUXIEME PARTIE : METHODES EXPERIMENTALES</u>	58
II.1 - DISPOSITIF EXPERIMENTAL	58
II.1.1. Machines d'essais	58
II.1.2. Instrumentation	60
II.1.3. Eprouvettes	61
II.2 - PROCEDURE EXPERIMENTALE	63
II.2.1. Chargements	63
II.2.2. Détermination des contraintes	64
II.2.3. Préfissuration des éprouvettes d'essais de propagation	66
II.2.4. Mesure de la longueur de la fissure	66
II.2.5. Détection de l'amorçage de fissures	66
II.2.6. Relevé du nombre de cycles	67
II.2.7. Dépouillement	67
II.2.7.1. Propagation	67
II.2.7.2. Amorçage	69
<u>TROISIEME PARTIE : RESULTATS EXPERIMENTAUX</u>	70
III.1 - PROPAGATION DE FISSURES	71
III.1.1. Introduction	71
III.1.2. Matériaux	71
III.1.3. Chargements obtenus au cours des essais	73
III.1.4. Courbes de vitesse de propagation de la fissure	76

III.1.5. Constantes des matériaux (C et m)	78
III.1.6. Rapport d'ouverture de la fissure	80
III.1.7. Conclusion	83
III.2 - DECOMPOSITION DU SIGNAL DE FATIGUE PAR CHOCS	84
III.2.1. Introduction	84
III.2.2. Application des méthodes de comptage	84
III.2.2.1. Matrice des cycles extraits	84
III.2.2.2. Cumulatif de charge	87
III.2.2.3. Distribution des cycles extraits	92
III.2.3. Méthode de comptage des étendues	94
III.2.4. Conclusion	95
III.3 - INFLUENCE DES PICS SECONDAIRES SUR LA VITESSE DE FISSURATION	96
III.3.1. Introduction	96
III.3.2. Résultats basés sur le cumul des progressions de la fissure	96
III.3.3. Résultats basés sur le chargement équivalent	102
III.3.4. Conclusion	105
III.4 - AMORÇAGE DE FISSURES	106
III.4.1. Introduction	106
III.4.2. Analyse des résultats basée de la contrainte nominale	106
III.4.3. Analyse des résultats basée sur le facteur d'intensité de contraintes d'entaille	
III.4.4. Conclusion	114
CONCLUSION GENERALE	115
ANNEXES	117
RESUMES	127

LISTES

REFERENCES

- [1] H. NAKAYAMA, Y. KANAYAMA, M. SHIKIDA - On fatigue strength and fatigue crack propagation behavior under impact program load condition - Proc. of the 33th Japan Congress on Materials Research, JSME, p. 118, (1980).
- [2] H. IGUCHI, K. TANAKA, S. TAIRA - Failure mechanisms in impact fatigue of metals - Fatigue Engng. Mater. Struct., vol. 2, p. 165, (1979).
- [3] R. PERRIN - Fatigue sous chocs - Rapport ETCA 91 R 091, Décembre (1992).
- [4] P. C. PARIS - The growth of cracks due to variations in load - PhD dissertation, Lehigh University, (1962).
- [5] E. SAZAKI A. OTHA, M. KOSUGE - Fatigue crack propagation rate and stress intensity threshold level of several structural materials at varying stress ratio (-1,0,8) - Trans. of Nat. Res. Instit. For Metals, vol. 19, n° 4, p. 183, (1977).
- [6] H. NAKAYAMA, Y. KANAYAMA, T. TANAKA - Study on crack growth behavior in impact fatigue - Bulletin of the JSME, vol. 26, n° 219, p. 1453, (1983).
- [7] T. KANAYAMA, H. NAKAYAMA, K. KIMURA - On the impact fatigue crack growth behavior of metallic materials - Fatigue Engng. Mater. Struct., vol. 8, n° 1, p. 13, (1985).
- [8] H. NAKAYAMA, T. KANAYAMA, M. SHIKIDA, T. TANAKA - Study on crack growth behavior in impact fatigue - Trans. of the JSME, vol. 50, p. 560, (1984).
- [9] S. B. LEE, S. I. NOH - Crack propagation in plates under mixed-mode impact fatigue loading - Proc. of ISIE, vol. I, Sendai (Japon), p. 355, November 2 - 4 (1992).
- [10] T. TANAKA, K. KINOSHITA, H. NAKAYAMA - Fatigue crack growth and microscopique crack opening behavior under impact fatigue load - Int. Journ. Fatigue vol.11, n° 2, p. 117, (1989).
- [11] R. MURAKAMI, K. AKIZONO - The influence of cyclic impact loading and stress ratio on fatigue crack growth rate in aluminium alloy - Journ. Japan Soc. Strength Fract. Mater., vol. 16, p. 47, (1981).

- [12] H. NAKAYAMA, Y. KANAYAMA, M. SHIKIDA T. TANAKA - Study on crack growth behavior in impact fatigue - Bulletin of the JSME, vol. 27, n° 234, p. 2599, (1984).
- [13] Y. NAITO, H. OKAMURA Bulletin of the JSME, vol. 43, n° 366, p. 407, (1977).
- [14] R. MURAKANI, K. AKIZONO Bulletin of the JSME, vol. 16, n° 2, p. 47, (1981).
- [15] R. GREGOIRE - La prévision de durée de vie en service des structures travaillant en fatigue - Bulletin S. F. M., Revue Française de Mécanique, n° 1988-1, (1988).
- [16] R. GREGOIRE - Analyse des sollicitations de service - Mémoires et Etudes Scientifiques, Revue de Métallurgie, Novembre (1982).
- [17] S. D. DOWNING, D. F. SOCIE - Simple rainflow counting algorithms - Int. Journ. Fatigue, vol. 4, n° 1, p. 31, (1982).
- [18] W. D. DOVER - Variable amplitude fatigue of welded structures - in R. A. Smith (Ed.) Fract. Mech. Current Status Future Prospects Perg. Press, Cambridge, p. 125, (1979).
- [19] A. BIGNONNET, Y. SIXOU, J. M. VERSTAVEL - Fatigue crack growth under random loading, the equivalent loading approach - Proc. of the 7th Intern. Conf. on Fracture, Houston (Texas), p. 1075, March 20 - 24 (1989).
- [20] J. SOLIN - Methods for comparing fatigue lives for spectrum loading - Int. Journ. Fatigue, vol. 12, n° 1, p. 35, (1990).
- [21] N. SUZUKY, H. TAKEDA, A. OHTA, H. OHUCHIDA - Evaluation of fatigue crack propagation properties under random loading avoiding crack closure - Engng. Fract. Mech., vol. 14, n° 8, p. 815, (1991).
- [22] J. BARSOM - Fatigue-crack growth under variable-amplitude loading in ASTM A514-B steel - ASTM STP 536, p. 147, (1973).
- [23] C. HUDSON - A root-mean square approach for predicting fatigue crack growth under random loading - ASTM STP 748, p. 41 (1981).

- [24] R. G. FORMAN, V. E. KEARNEY, R. M. ENGLE - Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures - Journ. of Basic Engng., Trans. ASME, Series D, vol. 89, p. 459, (1967).
- [25] K. JERRAM - Simple formulae for estimating the fatigue behavior of component containing a crack subject to high frequency random loading amplitude fatigue cycles - CEGB Report RD/B/N 1697, (1970).
- [26] S. T. ROLFE, J. M. BARSOM - Fracture and fatigue control in structures : applications of fracture mechanics - Prentice - Hall, Englewood Cliffs, NJ (1977).
- [27] P. J. HAAGENSEN - Fatigue crack growth in steel in air and sea water under constant amplitude and random loading - Proc. of the 4th Intern. Conf. on Fracture, Waterloo (Canada), vol. 2, p. 905, June 19 - 24 (1977).
- [28] H. ALAWI, M. SHABAN - Fatigue crack growth under random loading - Engng. Fract. Mech., vol. 32, n° 5, p. 845, (1989).
- [29] N. RANGANATHAN and al. - Fatigue crack propagation under block loading analysed in terms of equivalent loading concepts - Engng. Fract. Mech., vol. 42, n° 1, p. 59, (1992).
- [30] R. D. HIBBERD, W. D. DOVER - The analysis of random load fatigue crack propagation - Proc. of the 4th Intern. Conf. on Fracture, Waterloo (Canada), vol. 2, p. 1187, June 19 - 24 (1977).
- [31] G. R. IRWIN - Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate - Journ. Appl. Mech., vol. 24, (1957).
- [32] P. C. PARIS, G. C. SIH - Stress analysis of cracks - ASTM, STM 381, p. 30
- [33] M. CREAGER - The elastic stress-field near the tip of a blunt crack - thesis, Lehigh University (USA), (1966).
- [34] D. P. ROOKE and al. - Simple methods of determining stress intensity factors - Engng. Fract. Mech. vol 14, p. 397, (1981).

- [35] C. CHEHIMI, T. TAMINE, T. BOUKHAROUBA, G. PLUVINAGE - Influence de l'acuité d'entaille sur l'amorçage des fissures de fatigue - 1^o Congrès de Mécanique, ENSEM, Rabat (Maroc), p. 255, 13 - 16 Avril (1993).
- [36] R. E. PETERSON - Stress concentration design factors - Willey, New York (1953).
- [37] R. CAZAUD, G. POMEY, P. RABBE, C. H. JANSSEN - La fatigue des métaux - Dunod - Paris, (1969).
- [38] M. TRUCHON - Application of low cycle fatigue test results to crack initiation from notches - ASTM STP 770, p. 254, (1982).
- [39] K. SAANOUNI, C. BATHIAS - Study of fatigue crack initiation in the vicinity of notches - Engng. Fract. Mech., vol. 16, n^o5, p. 695, (1972).
- [40] A. BAUS, H. P. LIEURADE, G. SANZ, M. TRUCHON - Correlation between the fatigue-crack initiation at the root of a notch and low-cycle fatigue data - ASTM STP 631, p. 96, (1977).
- [41] M. TRUCHON - L'amorçage des fissures de fatigue à partir d'entailles, application aux joints soudés - Bulletin technique du bureau Veritas, p. 283, Mai (1985).
- [42] A. BUCH - Analytical approach to the size and notch-size effect in the fatigue of aircraft materials - Mater. Sci. Engng., 19, (1974).
- [43] C. S. YEN, T. J. DOLAN - A critical review of the criteria for notch-sensitivity in the fatigue of metal - University of Illinois bulletin, vol. 49, n^o. 53, Serie 398, (1952).
- [44] R. KUGUEL - A relation between theoretical stress concentration factor and fatigue notch factor deduced from the concept of highly stressed volume - Proc., ASTM, vol. 61, p. 732, (1961).
- [45] A. BRAND, R. SUTTERLIN - Calcul des pièces à la fatigue. Méthode du gradient - publication CETIM, Senlis-France, (1980).
- [46] A. R. JACK, A.T. PRICE - Effects of thickness on fatigue crack initiation and growth in notched mild steel specimens - Acta Metallurgica, vol. 20, p. 857, Juillet (1972).

- [47] A. R. JACK, A.T. PRICE - The initiation of fatigue cracks from notches in mild steels - Int. Journ. Fatigue Mech., vol. 6, n°4, p. 401, Décembre (1970).
- [48] W. G. CLARK Jr - Evaluation of the fatigue crack initiation properties of type 403 stainless steel in air and steam environments - ASTM STP 559, p. 205, (1974).
- [49] J. M. BARSOM and R. C. McNICOL - Effect of stress concentration on fatigue-crack initiation in HY-130 steel - ASTM STP 559, p. 183, (1974).
- [50] J. G. WILLIAM, P. D. EWING - Fracture under complex stress, the angled crack problem - Int. Journ. Fatigue Mech., vol. 8, n° 4, (1971).
- [51] J. C. DEVAUX and al. - Criterion for analysing fatigue crack initiation in geometrical singularitys - Paper G.8.1, 5 th SMRIT, Berlin, (1979).
- [52] M. CABRA, C. BATHIAS - Fatigue crack initiation in aluminium alloys under programmed block loading - Fatigue Engng. Mater. Struct., vol. 7, n° 1, p. 13, (1984).
- [53] H. NEUBER - Theory of stress concentration for shear-strained prismatical Bodies with arbitrary non-linear-Linear stress-strain law - Journ. Appl. Res., vol. 28, n° . 4, p. 544, (1961).
- [54] R. M. WETZEL - Smooth-specimen simulation of fatigue behavior of notches - Journ. of Mater., JMLSA, Vol.3, n° 3, p. 646, (1968).
- [55] J. D. MORROW, R. M. WETZEL, T.H. TOPPER - Laboratory simulation of structural fatigue behavior - ASTM STP 462, p. 74, (1970).
- [56] A. CONLE, H. NOWACK - Verification of a neuber-based notch analysis by the companion-specimen method - Experimental Mech., p. 57, February. (1977).
- [57] C. BATHIAS, M. CABRA, D. ALIAGA - Low-cycle fatigue damage accumulation of aluminium alloys - ASTM STP 770, p. 23, (1982).
- [58] K. MOLSKI, G. GLINKA - A method of elastic-plastic stress and strain calculation at a notch root - Mater. Sci. Engng., vol. 50, p. 93, (1981).

- [59] A. BIGNONET, H. BUTHOD-CUAN - Amorçage en fatigue à partir d'une entaille - Proc. of 7th Intern. Conf. on the Strength of Metals and Alloys, Montreal (Canada), August 12 - 16, p. 1231, (1985).
- [60] H. TADA, Engng. Fract. Mech., n° 3, p. 345, (1971).
- [61] F. I. BARATTA, D. M. NEAL - Stress-concentration factors in U-shaped and semi-elliptical edge notches - Journ. of Strain Analysis, vol. 5, n° 2, (1970).
- [62] P. JOHNSON - Propagation des fissures en fatigue par chocs. Développement d'une méthodologie et étude expérimentale - Thèse de INPL, Octobre (1989).
- [63] H. NAKAYAMA, T. TANAKA - Int. Journ. Fract. vol. 26, R 19 -R 24, (1984).
- [64] MILES - Phénomène de fermeture à la pointe de fissure de fatigue dans le cas des aciers- Thèse de l'Université de Metz, Novembre (1979).
- [65] J. L. ROBERT - Contribution à l'étude de la fatigue multiaxiale sous sollicitations périodiques ou aléatoires - Thèse de l'INSA de Lyon, Janvier (1992).
- [66] D. F. SOCIE, P. KURATH - Cycle counting for variable-amplitude crack growth - ASTM STP 791, p. II-19, (1983).
- [67] MORROW - Correlation between fatigue crack propagation and low cycle fatigue properties - ASTM STP 559, p. 159, (1974).
- [68] T. TAMINE - Amorçage de fissures par fatigue-contact - Thèse de l'Université de Metz, Mars (1994).
- [69] M. A. MINER - Journ. of Appl. Mech., 12, Trans. ASME, 67, 12, p. A. 159-A 164 (1945).
- [70] M. T. CORTEN, T. J. DOLAN, Proc. Intern. Conf. on Fatigue. of Metals, IME - ASME, London, p. 235, (1956).
- [71] D. CIOCLOV, Rev. Roum., des Sci. techn., Série Mét., 14, 2, p. 137, (1969).

FIGURES

- Figure 1 : propagation d'une onde élastique dans une barre.
- Figure 2 : nombres de cycles d'amorçage et de rupture (acier JIS S20C) [2].
- Figure 3 : nombres de cycles d'amorçage (35 NCD 16) [3].
- Figure 4 : vitesse de fissuration en fatigue par chocs et en fatigue conventionnelle :
 a) acier SU304 [5].
 b) acier JIS S10C [6].
- Figure 5 : influence du facteur d'intensité de contraintes sur la vitesse de fissuration [9] :
 a) acier SUS316,
 b) acier HT-60.
- Figure 6 : influence du rapport de charge, R (alliage d'aluminium 2017 T3) [12].
- Figure 7 : influence de l'amplitude de contrainte, $\Delta\sigma$ (acier JIS S10C) [6].
- Figure 8 : méthode de comptage des dépassements de niveau [16].
- Figure 9 : méthode de comptage des étendues en cascade, "Rainflow" [17].
- Figure 10 : méthode de comptage des extremums [16].
- Figure 11 : méthode de comptage des étendues et des moyennes d'étendues [16].
- Figure 12 : influence de l'exposant m sur la vitesse de fissuration ($\Delta K_{eq} = \Delta K_{rm}$) [20].
- Figure 13 : distribution de Rayleigh des contraintes [22].
- Figure 14 : champ des contraintes [33] :
 au voisinage d'une fissure,
 au voisinage d'une fissure émoussée.
- Figure 15 : champ des contraintes [35] :
 au voisinage d'une entaille émoussée,
 au voisinage d'une entaille aiguë.
- Figure 16 : définition du facteur théorique des concentration contraintes [41].
- Figure 17 : définition du facteur effectif des concentration contraintes [41].
- Figure 18 : nombre de cycles d'amorçage en fonction de $\Delta\sigma_{nom}$ et de $k_t \Delta\sigma_{nom}$:
 a) acier 35 CD4 [38],
 b) aciers inox austénitiques du type 316 [39].
- Figure 19 : nombre de cycles d'amorçage en fonction de $k_f \Delta\sigma_{nom}$ [39].
 (acier inox. martensitique du type 316 L)
- Figure 20 : nombre de cycles d'amorçage en fonction de $\Delta K/\sqrt{\rho}$ [47].
 (acier à 0,02% de C)
- Figure 21 : nombre de cycles d'amorçage en fonction de $\Delta K/\sqrt{\rho}$ [48].
 (acier inox austénitique du type 403)

- Figure 22 : contraintes au voisinage d'une fissure émoussée (conventions géométriques adoptées par CREAGER) [33].
- Figure 23 : nombre de cycles d'amorçage exprimés en fonction de $\Delta\sigma_{\theta\theta}(d)$:
- a) acier inox austénitique 316 L [51],
 - b) alliage d'aluminium 2124 T351 et 2618 AT851 [52].
- Figure 24 : nombre de cycles d'amorçage en fonction de $\sqrt{E\Delta\sigma\Delta\varepsilon}$ [39].
(acier inox martensitique du type 316)
- Figure 25 : comparaison des critères d'amorçage de NEUBER et de MOLSKI-GLINKA.
(acier E36 Z35) [59]
- Figure 26a : dispositif de fatigue conventionnelle.
- Figure 26b : dispositif de fatigue par chocs.
- Figure 27 : éprouvettes utilisées pour les essais de fissuration :
- a) propagation de fissures,
 - b) amorçage de fissures.
- Figure 28 : forme du signal de chargement de fatigue par chocs (acier 30NCD 16).
- Figure 29 : chargement obtenus fatigue de fatigue par chocs :
- a) acier 30 NCD 16,
 - b) composite Al/SiC.
- Figure 30 : chargement programmé en fatigue conventionnelle.
(composite Al/SiC)
- Figure 31: : vitesse de propagation de la fissure en fonction de K_{\max} :
- a) Marval 18H,
 - b) 30 NCD 16,
 - c) Composite Al/SiC.
- Figure 32 : détermination des constantes C et m (acier 30NCD 16) :
- b) fatigue conventionnelle,
 - a) fatigue par chocs.
- Figure 33 : rapport d'ouverture (U) en fonction de K_{\max} :
- a) Marval 18H,
 - b) composite Al/SiC,
 - c) acier 30 NCD 16.
- Figure 34 : forme de la matrice des cycles extraits.
- Figure 35 : forme des cumulatifs de charge [64].
- Figure 36 : différentes modélisations du diagramme de HAIGH [65] :
- droite de GOODMAN (1) ,
 - parabole de GERBER (2) ,
 - modélisation du CETIM (3).

- Figure 37 : représentation du cumulatif de charge dans un diagramme bilinéaire.
- Figure 38 : représentation du cumulatif de charge dans un diagramme bilogarithmique.
- Figure 39 : comparaison des cumulatifs de charge.
- Figure 40 : distribution des amplitudes de contrainte cycles extraits (σ_{aeq}).
(méthode de comptage "Rainflow simplifié")
- Figure 41 : différentes méthodes de comptage des étendues.
- Figure 42 : application de la méthode de comptage "Rainflow".
- Figure 43 : influence théorique des cycles d'amplitude supérieures à 13 % de l'amplitude du cycles maximal (méthode "Rainflow simplifié").
- Figure 44 : influence théorique des cycles d'amplitude supérieures à 13 % de l'amplitude du cycles maximal (première "méthode des étendues").
- Figure 45 : rapport des vitesses de propagation de la fissure.
- Figure 46 : vitesse de propagation de la fissure en fonction de K_{eq} :
a) Méthode "Rainflow simplifié".
a) deuxième méthode des "étendues".
- Figure 47 : vitesse de propagation de la fissure en fonction de K_{eq} [19] :
- Figure 48 : partie utile des éprouvettes utilisées pour les essais d'amorçage.
- Figure 49 : nombre de cycles d'amorçage en fonction de $\Delta\sigma_{nom}$:
a) $\rho = 0,07$ mm,
b) $\rho = 0,1$ mm.
- Figure 50 : influence du type de chargement sur le nombre de cycles d'amorçage.
- Figure 51 : distribution des contraintes au voisinage de l'entaille.
- Figure 52 : nombre de cycles d'amorçage en fonction de $\Delta K_I(\rho, \psi)$. ou de ΔK_I .
(chargement huit pics, acier 30 NCD 16)

TABLEAUX

Tableau 1 : valeurs de C et m de la loi de PARIS (alliage d'aluminium ZK141F) [14].

Tableau 2 : formulation de q selon différents auteurs [41].

Tableau 3 : charges appliquées pour la préfissuration des éprouvettes.

Tableau 4 : différents niveaux de chargement appliqués aux éprouvettes :

a) $\rho = 0,1$ mm,

b) $\rho = 0,07$ mm.

Tableau 5 : propriétés mécaniques des matériaux utilisés.

Tableau 6 : composition chimique des matériaux utilisés.

Tableau 7 : valeurs relatives des pics programmés en fatigue conventionnelle.

Tableau 8 : valeurs des constantes C et m des différents matériaux utilisés.

Tableau 9 : résultats de comptage ("Rainflow simplifié").

Tableau 10 : résultats de comptage ("Rainflow INSA").

Tableau 11 : résultats de comptage ("Paires -Etendues").

Tableau 12 : valeurs de σ_{aeq} ("Rainflow simplifié").

Tableau 13 : valeurs de σ_{aeq} ("Rainflow INSA").

Tableau 14 : valeurs de σ_{aeq} ("Paires-Etendues").

Tableau 15 : valeurs des paramètres des courbes de distribution des cycles extraits.

Tableau 16 : résultats de comptage de la première méthode des étendues.

Tableau 17 : résultats de comptage de la deuxième méthode des étendues.

Tableau 18 : caractéristiques des entailles et des chargements appliqués.

I. INTRODUCTION

Dans l'industrie, de nombreuses structures mécaniques sont sollicitées au cours de leur fonctionnement, par un phénomène de fatigue. Ce phénomène intervient de façon générale dans tous les mécanismes soumis à des efforts répétés, notamment à des chargements par chocs. Il peut de ce fait, conduire à la rupture des pièces par la formation et la progression de fissures.

On distingue habituellement, deux étapes dans ce processus de fissuration : d'une part l'amorçage et d'autre part la propagation de fissures. C'est dans ces deux domaines que s'inscrit notre travail sur les matériaux suivants : l'acier 30NCD16, le Marval 18H et le composite Al/SiC. Des essais d'amorçage ont donc été menés en fatigue conventionnelle avec un chargement reproduisant les principaux pics du signal de fatigue par chocs. Quant aux essais de propagation de la fissure, ils sont réalisés dans les deux types de fatigue (fatigue conventionnelle et fatigue par chocs).

La plupart des études effectuées en fatigue par chocs ont débuté dans les années 70. Celles-ci ne prenaient en compte que le pic maximal du chargement, en ignorant les pics de faible amplitude. Nous allons dans cette étude, tenter d'établir l'effet de ces petits pics sur la fissuration, grâce à deux concepts : la méthode basée sur le chargements équivalent et celle basée sur le cumul des progressions de la fissure. Ces deux approches sont fondées sur une décomposition du signal à l'aide des techniques de comptage ("Rainflow", dépassement de niveau etc.). Notre champs d'investigation sera limité en ce qui concerne la propagation, aux vitesses comprises entre 10^{-5} et 10^{-3} mm/cycle. Pour ce qui est de l'amorçage, les résultats des essais seront analysés en fonction du facteur d'intensité de contraintes d'entaille ($K_{\rho,\psi}$).

La première partie de ce mémoire est consacrée à une étude bibliographique. Celle-ci porte sur l'exposé de quelques méthodes de comptage ainsi que des techniques de prévision de la vitesse de fissuration sous chargement aléatoire, à la présentation des principaux critères d'amorçage. Quant à la seconde partie, elle concerne la méthodologie suivie pour la réalisation des expériences. La troisième partie enfin, est réservée à l'analyse et à l'interprétation des résultats obtenus au cours des essais.

I - ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1 - FATIGUE PAR CHOCS

I.1.1 - Introduction

Dans cette étude, nous nous intéresserons plus particulièrement à la fissuration en fatigue par chocs. De nombreux chercheurs ont tenté de simuler ce type de fatigue par la fatigue conventionnelle, généralement à partir de chargements rectangulaires ou sinusoïdaux. Les résultats d'amorçage et de propagation de fissures ainsi obtenus, sont présentés dans ce chapitre. Signalons que la plupart de ces résultats proviennent d'auteurs japonais [1, 2, 5].

Tout d'abord, nous examinerons la propagation des ondes dans une barre soumise à des chocs.

I.1.2 - Propagation d'une onde élastique dans une barre

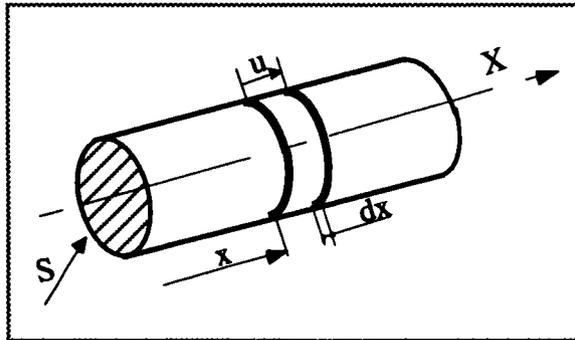


Figure 1 : propagation d'une onde élastique dans une barre

L'équation unidimensionnelle de la propagation d'une onde longitudinale le long d'une barre, provient de l'écriture de l'équilibre des forces agissant sur un élément dx de section S (figure 1). On suppose qu'une section plane reste plane, que la distribution des contraintes σ est uniforme et que l'inertie radiale peut être négligée. D'après l'équation fondamentale de la dynamique, on peut écrire :

$$m_v S_b dx \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = S_b \frac{\partial \sigma}{\partial x} dx \quad /I.1/$$

m_v : masse volumique de la barre,

u : déplacement,

σ : contrainte appliquée,

t : temps,

x : coordonnée cartésienne,

S_b : section de la barre.

Sachant que :

$$\sigma = E (\partial u / \partial x) \quad /1.2/$$

la relation précédente /1.1/ devient :

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} - (C_0)^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = 0 \quad /1.3a/$$

avec :

$$C_0 = \sqrt{E / m_v} \quad /1.3b/$$

E est le module d'élasticité de YOUNG et C_0 la célérité des ondes mécaniques.

La solution générale de l'équation /1.3a/ est de la forme :

$$u = f(x - C_0 t) + g(x + C_0 t) \quad /1.4/$$

Cette équation représente deux ondes superposées se déplaçant vers les x positifs et les x négatifs. En différenciant l'équation /1.4/ par rapport à x ou t , on obtient les expressions de la déformation (ϵ), de la contrainte (σ) et de la vitesse particulière (V) :

$$\begin{aligned} \epsilon &= \frac{\partial u}{\partial x} = f'(x - C_0 t) + g'(x + C_0 t) \\ \sigma &= E \epsilon = E (f'(x - C_0 t) + g'(x + C_0 t)) \\ V &= \frac{\partial u}{\partial t} = C_0 (-f'(x - C_0 t) + g'(x + C_0 t)) \end{aligned} \quad /1.5/$$

Si l'on considère le cas où l'onde ne se propage que dans une seule direction, ces équations montrent l'existence d'une relation linéaire entre la contrainte en un point et la vitesse particulière :

$$\sigma = m_v C_0 V \quad /1.6/$$

I.1.3 - Fissuration en fatigue par chocs

I.1.3.1 - Amorçage de fissures

NAKAYAMA [1] a réalisé des essais d'amorçage en fatigue conventionnelle avec un signal rectangulaire de même période (T) que celui utilisé en fatigue par chocs. Les résultats d'expériences sont représentés par la relation :

$$\sigma_p = f(N_i) \quad /I.7/$$

où σ_p désigne la contrainte correspondant au pic maximal du chargement et N_i , le nombre de cycles à l'amorçage. L'auteur a obtenu sur des échantillons entaillés en aciers à 0,23% de Carbone (JIS S25C), un nombre de cycles d'amorçage en fatigue par chocs inférieur à celui observé en fatigue conventionnelle. Précisons que la limite d'élasticité de ce matériau, R_e , est de 294 MPa.

En faisant varier la période de chocs de 4 à 60 secondes, il a en outre remarqué dans le domaine des contraintes élevées, l'influence négligeable sur l'amorçage des fissures en fatigue par chocs, des pics secondaires. Selon NAKAYAMA [1], l'effet pénalisant de ce type de chargement est surtout sensible dans le domaine de la propagation de la fissure.

Les essais de IGUCHI [2] révèlent également, dans le cas d'éprouvettes entaillées en acier JIS S20C avec une limite d'élasticité (R_e) de 264 MPa, un nombre de cycles d'amorçage inférieur en fatigue par chocs (Figure 2). Ses éprouvettes ont été sollicitées en fatigue conventionnelle par un signal sinusoïdal. Il note cependant sur des éprouvettes lisses, peu de différences entre les deux types de fatigue.

Les observations de PERRIN [3] sur deux nuances d'aciers (35 NCD 16, 40CDV), sont en accord avec celles des auteurs précédents, concernant les éprouvette entaillées (Figure 3). Signalons que l'auteur a utilisé en fatigue conventionnelle, un chargement sinusoïdal. Il a par ailleurs constaté dans ce type de fatigue comme en fatigue par chocs, l'influence de la contrainte maximale. Pour les fortes contraintes, la phase d'amorçage occupe un pourcentage relativement faible de la durée de vie (50 à 60 %) alors qu'au voisinage des limites d'endurance en fatigue conventionnelle des matériaux utilisés, celle-ci est plus élevée (60 à 80 %).

Les résultats provenant de ces différentes études, montrent que dans la plupart des cas, le nombre de cycles d'amorçage est plus petit en fatigue par chocs qu'en fatigue conventionnelle.

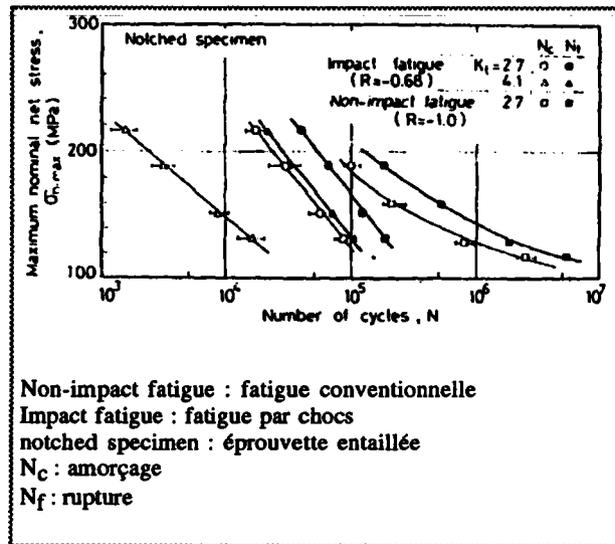


Figure 2 : nombre de cycles d'amorçage et de rupture [2].
 (acier JIS S20C)

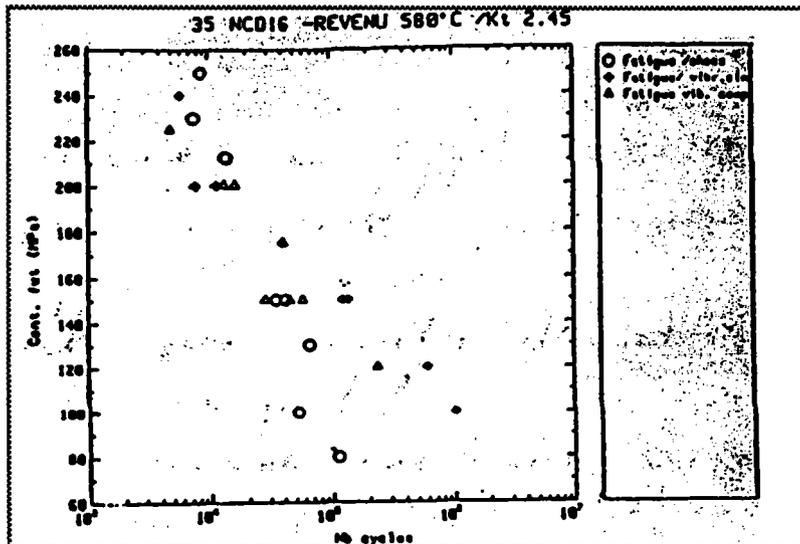


Figure 3 : nombres de cycles d'amorçage (35 NCD16) [3].

I.1.3.2 - Vitesse de propagation de fissures

La vitesse de propagation d'une fissure (da/dN) soumise à un chargement d'amplitude constante ($\Delta\sigma$) est généralement exprimée par la loi de PARIS [4] :

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^m \quad /I.8a/$$

Le coefficient C et l'exposant m , sont des constantes caractéristiques du matériau sollicité. L'amplitude du facteur d'intensité de contraintes (ΔK), est calculé par la relation :

$$\Delta K = \Delta\sigma (\pi a)^{1/2} F_{\sigma}(a/W) \quad /I.8b/$$

où a et W sont respectivement, la longueur de la fissure et la largeur de l'éprouvette. Le facteur de correction géométrique, $F_{\sigma}(a/W)$, dépend du type d'éprouvette utilisée.

L'application par SAZAKI [5] et NAKAYAMA [6] de cette loi au cas du chargement de fatigue par chocs, a été faite en assimilant celui-ci à un chargement d'amplitude constante, égale à l'amplitude du pic maximal. L'analyse des courbes de fissuration obtenues par ces deux auteurs, montre que très souvent, la vitesse de propagation des fissures est plus élevée en fatigue par chocs, qu'en fatigue conventionnelle (Figures 4a et 4b).

Si une telle tendance est également observée sur certains matériaux [7] [8] [9] : aciers JIS S10C, SM45C, alliage d'aluminium 2017-T3, il n'en est pas de même pour d'autres comme l'acier HT-60 [10]. En effet, pour cette nuance d'acier, il n'y a pas de différence notable de la vitesse de fissuration, que l'essai soit mené en fatigue par chocs ou en fatigue conventionnelle (Figure 5b).

MURAKAMI [11] a effectué des travaux sur les matériaux suivants : alliages d'aluminium ZK141F et 2014-T0. Les essais de fatigue conventionnelle ont été réalisés à l'aide d'un chargement sinusoïdal avec quatre rapports de charge : de -0,4 à 0,6 pour le premier matériau, de -0,05 à 0,5 pour le second. En fatigue par chocs, quatre vitesses d'impact différentes (de 4,6 à 6,4 m/s) ont été appliquées, en maintenant le même rapport de charge de -0,44.

Les résultats de cet auteur, indiquent d'une part que la vitesse de fissuration est largement supérieure en fatigue par chocs pour les deux matériaux, d'autre part que l'influence de la vitesse d'impact sur la propagation de la fissure est assez limitée.

A partir de ses résultats sur l'acier SUS304 (Figure 4a), SAZAKI [5] signale que la différence entre les vitesses de propagation en fatigue par chocs et en fatigue conventionnelle est plus importante pour les faibles valeurs de ΔK , précisément en dessous de $25 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. NAKAYAMA [6] et IGUCHI [2], observent également cette tendance en menant des essais de propagation, respectivement sur des échantillons en aciers JIS S10C et JIS S20C.

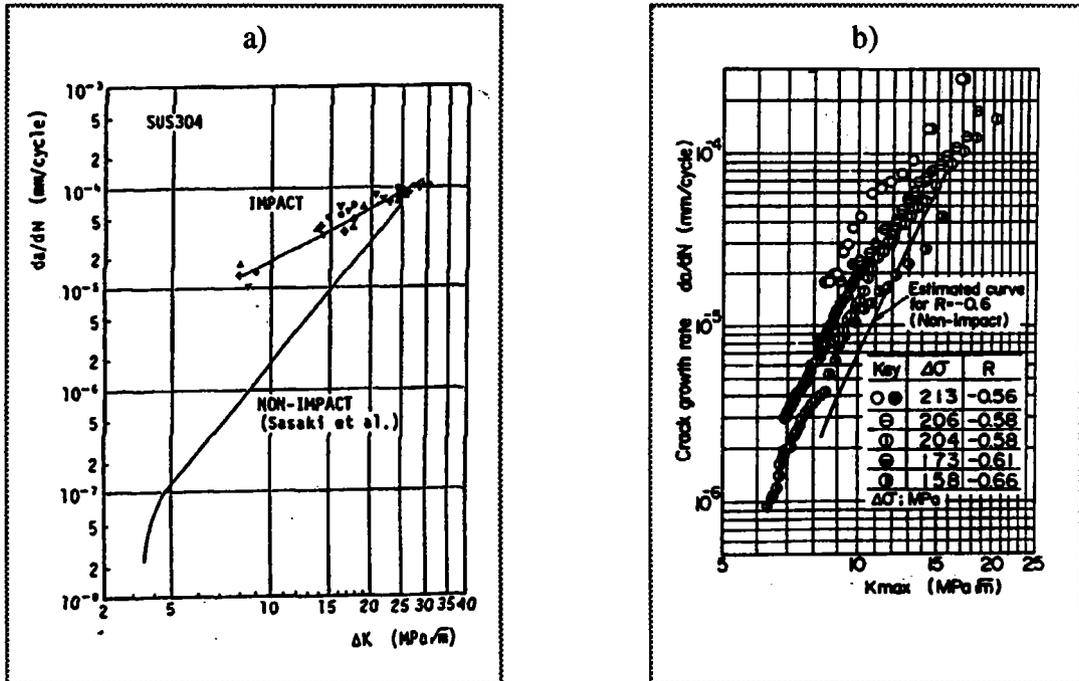


Figure 4 : vitesse de fissuration en fatigue par chocs et en fatigue conventionnelle :

- a) acier SU304 [5],
- b) acier JIS S10C [6].

Selon TANAKA [10], c'est au contraire dans la zone des facteurs d'intensité de contraintes élevés que ce phénomène est le plus sensible. Les essais réalisés sur des éprouvettes en acier SU316 ont permis de le constater (Figure 5a). Précisons que l'auteur a utilisé un chargement sinusoïdal en fatigue conventionnelle, de même rapport de charge que celui de fatigue par chocs.

Il a par ailleurs remarqué que la différence de vitesse de fissuration entre les deux types de fatigue, était liée aux propriétés mécaniques du matériau. En effet, cette différence est moins sensible pour les matériaux ayant une limite d'élasticité franche comme l'acier HT-60 (figure 5b), que ceux qui présentent une instabilité à la limite d'élasticité, tel que l'acier SU316.

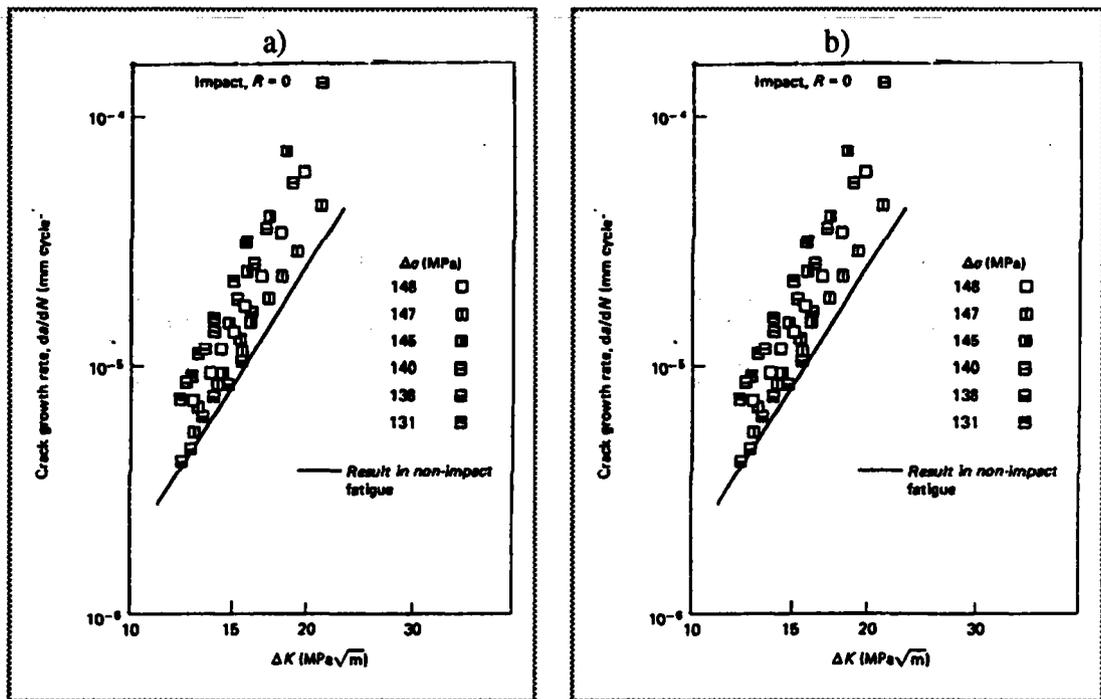


Figure 5 : influence du facteur d'intensité de contraintes sur la vitesse de fissuration [10]

a) acier SUS316,

b) acier HT-60.

I.1.3.2.1 - Influence du rapport de charge R

L'influence du rapport de charge ($R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$) sur la vitesse de fissuration a été mise en évidence par NAKAYAMA [12]. Les résultats des essais effectués par cet auteur sur des éprouvettes en alliage d'aluminium 2017 T3, sont représentés par la figure 6a. Sur cette figure on peut noter qu'en fatigue conventionnelle, la vitesse de propagation de la fissure pour un rapport de charge $R = -1$ est supérieure à celle obtenue, pour un rapport de charge $R = 0$. Cela a été corroboré par les travaux de NAITO [13] sur les aciers JIS S45C, HT-80 et ceux de MURAKAMI [14] sur l'alliage d'aluminium ZK141F.

Dans le cas de la fatigue par chocs, cet effet est plus accentué pour les faibles valeurs du facteur d'intensité de contraintes. Cependant, il diminue progressivement avec l'augmentation de celui-ci (Figure 6b). Ce qui amène NAKAYAMA [12] à conclure que l'influence des charges de compression sur la propagation de la fissure est moindre en fatigue par chocs qu'en fatigue conventionnelle.

Comme SAZAKI et ses collaborateurs [5] sur différentes éprouvettes en aciers et en alliage d'aluminium, MURAKANI [14] a vérifié que pour une valeur donnée du facteur d'intensité de contraintes, la vitesse de propagation en fatigue conventionnelle augmente avec le rapport R. La différence de vitesse dans les deux types de fatigue diminuait, quand R croît en fatigue conventionnelle. Ceci se traduit par une forte augmentation du coefficient C, alors que l'exposant m ne change pratiquement pas (Tableau 1).

MURAKANI [14] déduit de cette étude, que l'augmentation du rapport de charge en fatigue conventionnelle conduit à des vitesses de propagation de fissures identiques à celles obtenues en fatigue par chocs.

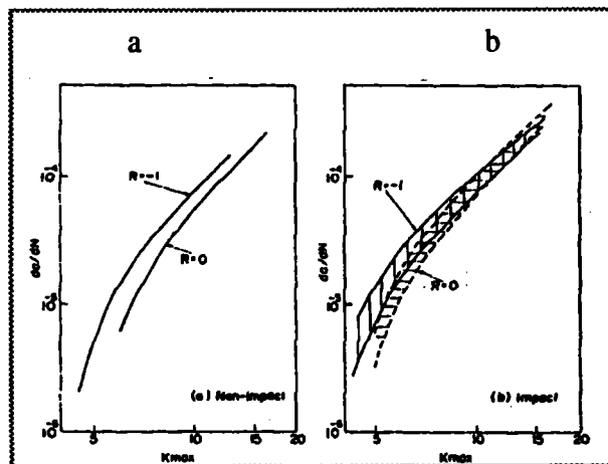


Figure 6 : influence du rapport de charge, R [12].
(alliage d'aluminium 2017 T3)

	fatigue par chocs	fatigue conventionnelle		
		(huit pics)		
R	- 0,4	0	0,3	0,6
m	3,35	3,0	3,0	3,0
C	$17 \cdot 10^{-8}$	$0,95 \cdot 10^{-8}$	$2,78 \cdot 10^{-8}$	$14,9 \cdot 10^{-8}$

Tableau 1 : valeurs du coefficient C et de l'exposant m [14].
(alliage d'aluminium ZK141F)

I.1.3.2.2 - Influence de l'amplitude de charge $\Delta\sigma$

L'influence de l'amplitude imposée $\Delta\sigma$ sur la vitesse de propagation en fatigue par chocs, est illustrée par NAKAYAMA [6] à travers la figure 7. Les résultats de ce dernier, à l'instar de ceux de TANAKA [10] sur les échantillons en aciers DP-80 et KT-80, vont également dans le même sens : pour un rapport de charge nul, la vitesse de fissuration en fatigue par chocs est d'autant plus importante que $\Delta\sigma$ l'est aussi. Par contre, dans le cas d'un rapport de charge négatif ($R = -1$), cette tendance n'est plus observée.

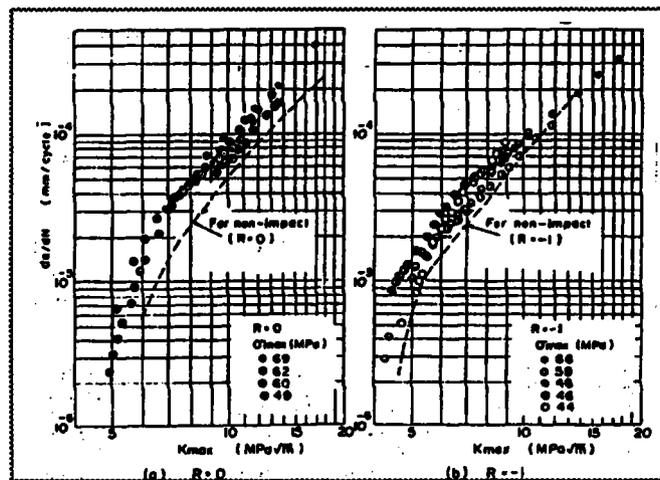


Figure 7 : influence de l'amplitude de contrainte ($\Delta\sigma$).
(acier JIS S10C) [6].

I.1.4 - Conclusion

Les résultats d'amorçage et de propagation de fissures obtenus par les différents auteurs, montrent en général, le caractère plus pénalisant de la fatigue par chocs (propagation des fissures plus rapides, baisse de la limite d'endurance) par rapport à la fatigue conventionnelle.

Cependant, seuls des chargements de forme sinusoïdale ou rectangulaire reproduisant le chargement dynamique ont été utilisés en fatigue conventionnelle. Les essais effectués dans ce dernier type de fatigue, ont donc été menés en fonction uniquement du pic le plus important du signal de fatigue par chocs. Les oscillations de faibles amplitude sont ainsi négligées.

Pour tenir compte de l'influence de ces petits pics, il existe des techniques de décomposition du signal de chargement, basées sur les méthodes de comptage.

I.2 - EXPOSE DE DIFFERENTES METHODES DE COMPTAGE

I.2.1 - Généralités

L'application des méthodes de comptage consiste à déterminer la répartition par niveau, des sollicitations en service. Les méthodes utilisées, diffèrent entre elles par le critère définissant l'événement statistique qu'elles prennent en compte. On peut par exemple considérer comme événement statistique, le fait qu'une sollicitation (contrainte, force ou moment) atteigne ou dépasse un niveau donné à l'avance.

L'utilisation de ces méthodes pour obtenir des chargements équivalents aux chargements aléatoires, impose très souvent, une épuration du signal c'est-à-dire l'élimination des chargements à priori non endommageants. Certains critères d'élimination ont été proposés en relation, soit avec le chargement (cycles d'amplitude inférieure à 5% du niveau maximal du signal), soit avec le matériau (cycles d'amplitude inférieure à 10% de la limite d'endurance alternée) [15].

On retiendra dans ce chapitre, quatre méthodes de comptage qui sont les plus utilisées :

- 1°) le comptage des dépassements de niveau,
- 2°) le comptage des étendues en cascade ("Rainflow"),
- 3°) le comptage des extremums,
- 4°) le comptage des étendues.

I.2.2 - Méthode des comptage des dépassements de niveau

Cette méthode demande que soit définies au préalable, des classes d'amplitude comme le montre la figure 8a [16]. Le comptage pour un niveau donné (α), est déclenché chaque fois que le signal de chargement franchit ce niveau avec une pente positive (d'où le nom de dépassement de niveau). Sont ainsi délaissées, des oscillations dont l'évolution reste à l'intérieur d'une classe (l'amplitude est donc inférieure à la largeur de la classe). Il importe donc de choisir la largeur des classes en conséquence.

Le partage en classes d'amplitude ne fait pas disparaître toutes les oscillations d'amplitude inférieure à la largeur d'une classe : en effet, si de telles oscillations sont traversées par une frontière entre classes, deux passage à ce seuil sont alors comptées.

Pour éviter cet inconvénient, on introduit une valeur de seuil de réarmement qui modifie le comptage (Figure 8b). Le paramètre représenté par ce seuil de réarmement s'ajoute à celui de la largeur d'une classe et les valeurs prises par ces paramètres, influent sur les résultats de cette méthode.

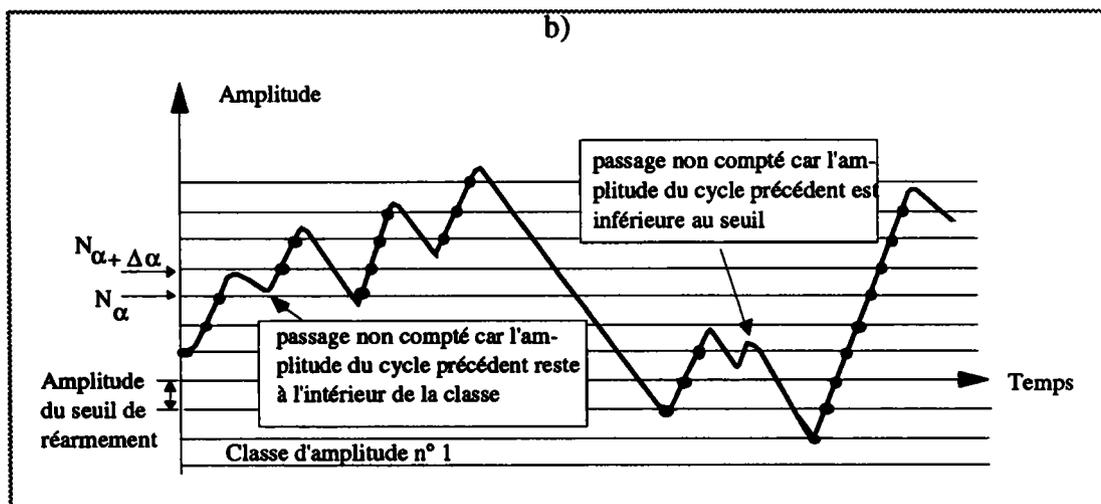
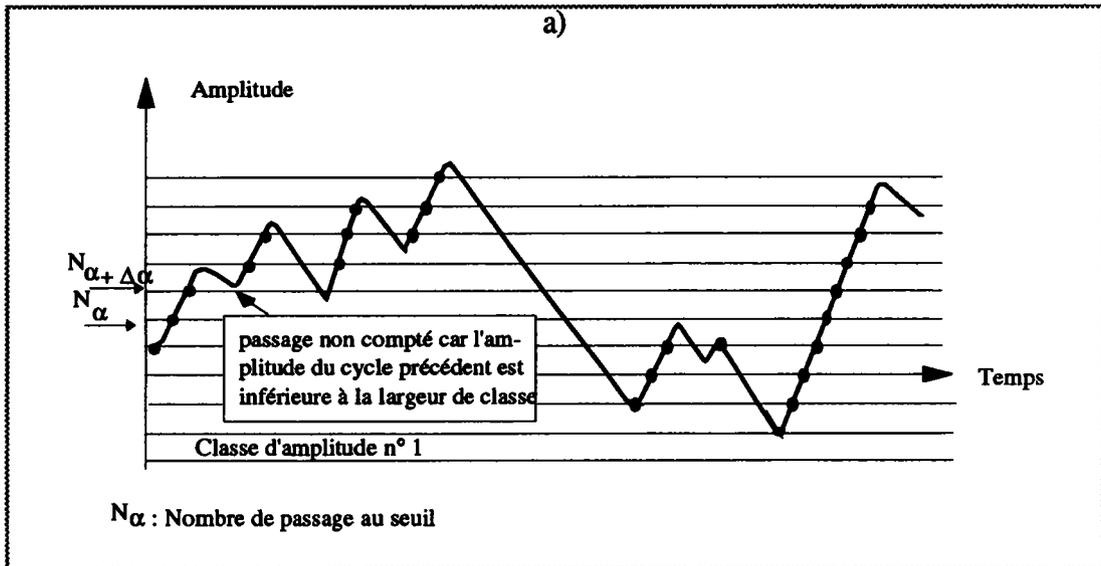


Figure 8 : méthode de comptage des dépassements de niveau [16].

I.2.3 - Méthode de comptage des étendues en cascade, "Rainflow"

De nombreuses publications et particulièrement celle de DOWNING [17], préconisent l'utilisation de la méthode "Rainflow". Appelée également méthode de comptage des étendues en cascade, cette méthode relève dans son exécution, d'un algorithme assez complexe dit de la "goutte d'eau". En effet, les cycles repérés correspondent au trajet d'une goutte d'eau sur les pics successifs du signal de chargement. Ceux-ci sont considérés comme les tuiles d'un toit ainsi que le montre la Figure 9. La description du processus d'extraction des cycles est la suivante :

Après une épuration du signal de chargement de départ (élimination des petits cycles), la méthode "Rainflow" recherche alors le pic maximum de celui-ci (8), et valide l'étendue (1-8) comme demi-cycle (Figure 9) ; à l'intérieur de demi-cycle, toutes les oscillations d'amplitude plus faible forment des cycles complets : (2-3-2'), (4-5-4'), (6-7-6').

Partant du pic maximum (8) du signal, elle identifie la vallée minimale 13 et valide l'étendue (8-13) comme demi-cycle (Figure 9). Les oscillations plus faibles incluses dans le grand demi-cycle, forment des cycles complets : (9-10-9'), (11-12-11').

Depuis la vallée 13, la méthode recherche le pic maximum suivant, et ainsi de suite, l'extraction des cycles se poursuit.

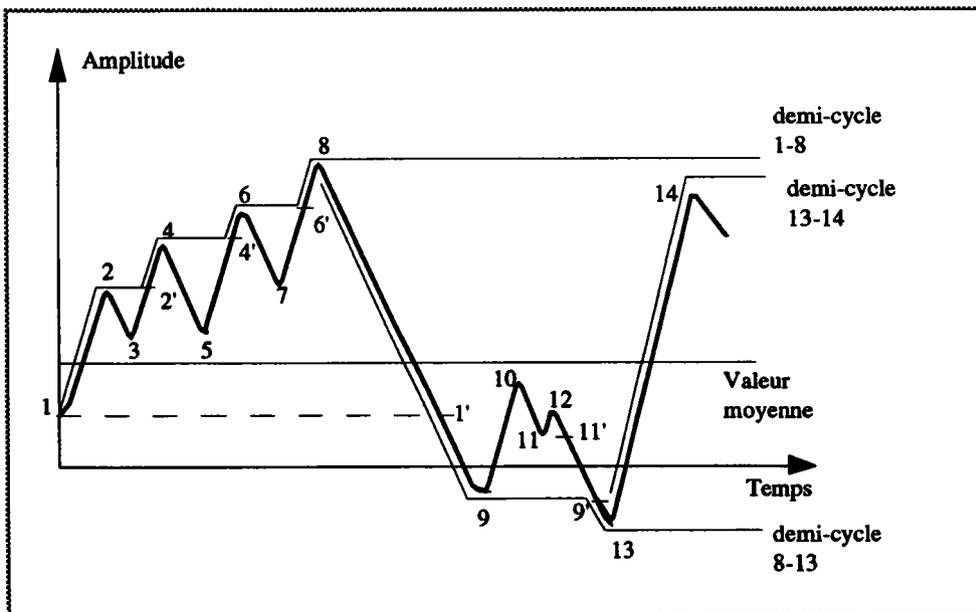


Figure 9 : méthode de comptage des étendues en cascade, "Rainflow" [17].

I.2.4 - Méthode de comptage des extremums

La méthode de comptage des extremums décrite à la figure 10a, consiste à repérer tous les maximums et les minimums au dessus et en dessous d'une valeur de référence (valeur moyenne) et à en garder l'amplitude [16].

Une autre variante de cette méthode (Figure 10b), ne retient que les extremums absolus tels que 1, 8, et 13 entre deux passages par la valeur moyenne. Ainsi sont totalement perdus, les extremums secondaires tels que 2, 3, 4, 5, 6, 7, 9, 10, 11 et 12.

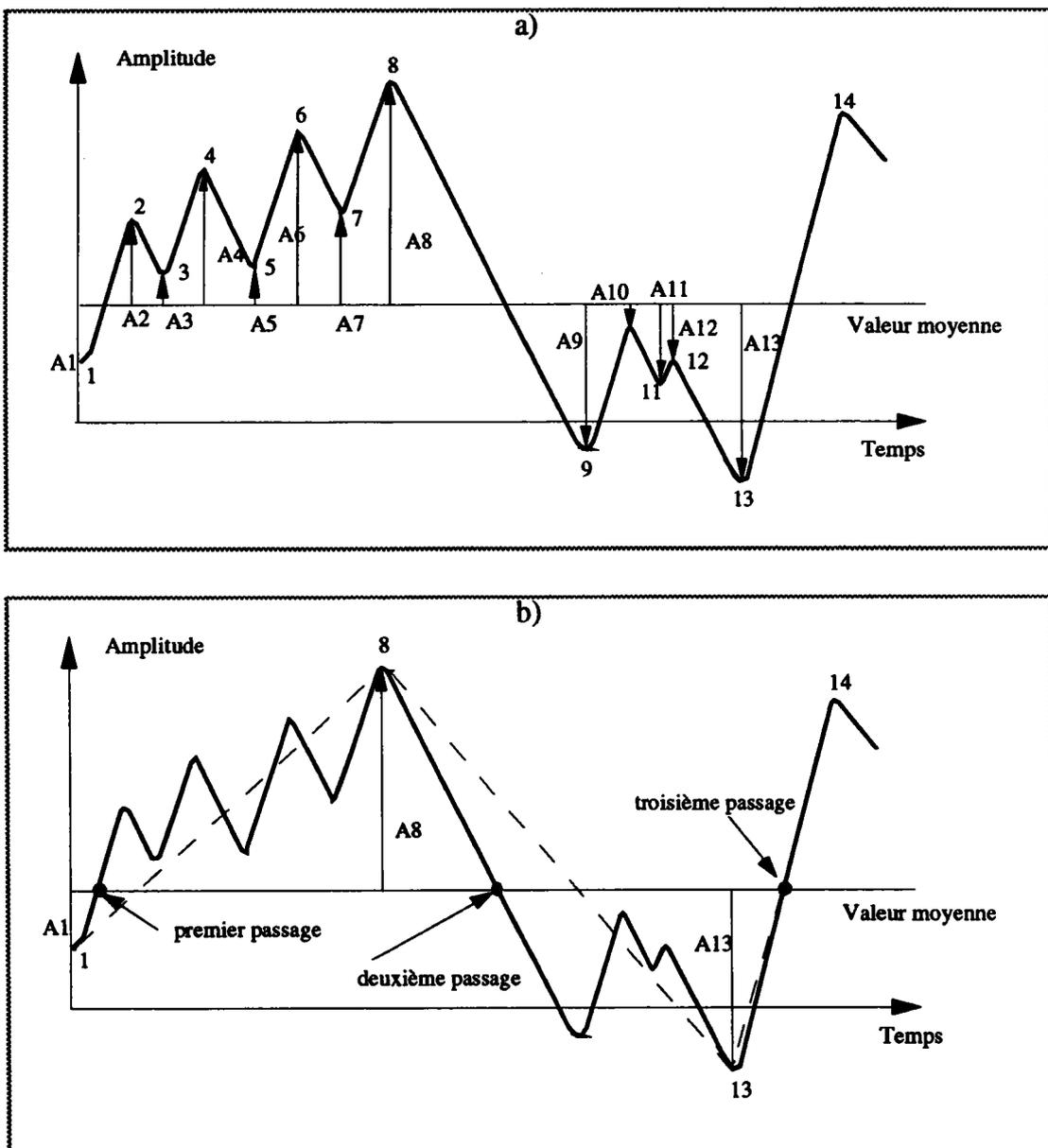


Figure 10 : méthode de comptage des extremums [16].

I.2.5 - Méthode des comptage des étendues

Dans la méthode de comptage des étendues illustrée par la figure 11a, on définit l'étendue comme l'amplitude entre deux extremums successifs du signal de chargement. L'étendue (e_i) est positive lorsque la vallée est immédiatement suivie d'un sommet. Elle est négative dans le cas contraire. Chaque étendue ainsi considérée, est comptée comme un cycle [16].

Une autre particularité de cette méthode est d'associer à chaque étendue sa valeur moyenne (m_i), comme le montre la figure 11b. Si $\sigma_{j(\max)}$ et $\sigma_{i(\min)}$ sont les amplitudes maximale et minimale d'une oscillation i , ce comptage retient alors le couple (e_i, m_i) suivant l'ordre dans lequel se présente le maximum et le minimum tel que :

$$e_i = \pm (\sigma_{j(\max)} - \sigma_{i(\min)}) \quad /1.9/$$

$$m_i = (\sigma_{j(\max)} + \sigma_{i(\min)}) / 2 \quad /1.10/$$

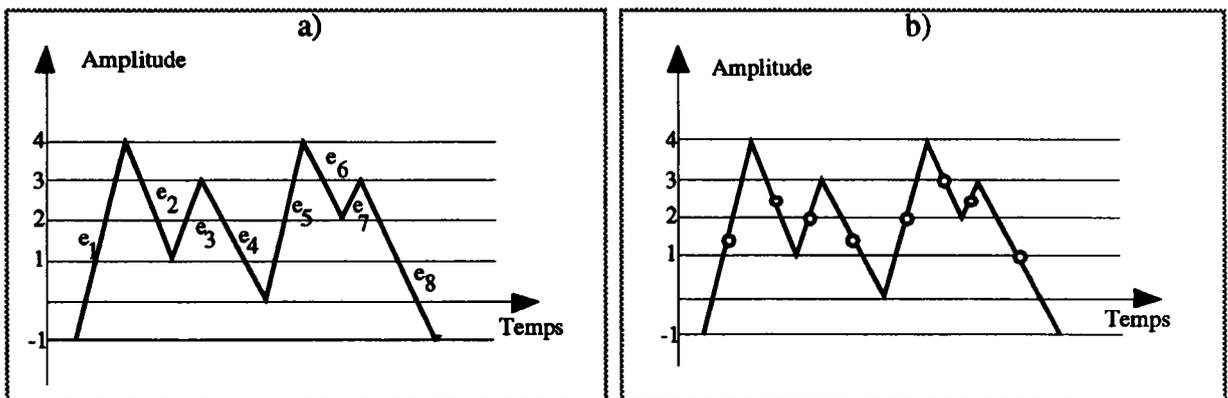


Figure 11 : méthode de comptage des étendues et des moyennes d'étendues [16].

I.2.6 - CONCLUSION

Contrairement aux chargements à amplitude constante, la définition d'un cycle est moins aisée dans le cas des chargements aléatoires. L'examen des différentes méthodes de comptage, révèle que cette définition peut varier d'une méthode à l'autre. Cela impose alors un choix judicieux de la méthode de comptage, suivant la technique de prévision à envisager. Pour les chargements aléatoires, le concept de chargement équivalent est en général utilisé.

I.3 - DETERMINATION DE LA VITESSE DE FISSURATION SOUS CHARGEMENT ALEATOIRE

I.3.1 - Introduction

Ainsi que nous l'avons montré précédemment, la mise en oeuvre des méthodes de comptage fait appel à une analyse des extremums qui constituent le spectre de chargement. L'application des méthodes de comptage pour déterminer la vitesse de fissuration sous un chargement aléatoire, peut se faire grâce aux méthodes basées sur :

- 1°) la contrainte moyenne du chargement (σ_{rm}),
- 2°) la contrainte moyenne quadratique du chargement (σ_{rms}).

I.3.2 - Méthode du chargement équivalent

I.3.2.1 - Contrainte moyenne ("Root mean")

Selon DOVER [18], la prédiction de la vitesse de fissuration sous chargement aléatoire peut être effectuée en remplaçant celui-ci par un chargement équivalent plus simple. Cet auteur considère que ce chargement appliqué à amplitude constante, conduirait au même dommage ou par analogie, au même accroissement de la fissure. L'utilisation de ce concept, repose essentiellement sur l'hypothèse suivante : les interactions entre les contraintes élevées et les contraintes faibles sont globalement négligeables.

Sous un chargement d'amplitude constante, la vitesse de propagation des fissures est généralement calculée à partir de la relation /I.8a/. Dans le cas d'un chargement aléatoire, BIGNONNET [19] a d'abord déterminé l'accroissement de fissure (Δa_i) correspondant à un niveau donné de contrainte ($\Delta \sigma_i$).

$$\Delta a_i = C \left(\Delta K_i \right)^m = C \left(\Delta \sigma_i (\pi a)^{1/2} F_\sigma(a/w) \right)^m \quad /I.11a/$$

Afin d'obtenir la même valeur de ΔK d'un niveau i à un niveau j du chargement, il a introduit un facteur correctif, α , défini ainsi :

$$\alpha = \frac{a_0^{1/2} F_\sigma(a_0/w)}{a^{1/2} F_\sigma(a/w)} \quad /I.12/$$

En considérant que la charge appliquée vaut $\alpha\Delta\sigma$, et que le terme $(a_0)^{1/2} f(a_0/W)$ est constant, la relation /I.11a/ devient :

$$\Delta a_i = C (C^{te} \Delta\sigma_i)^m \quad /I.13a/$$

Si la répartition des cycles d'amplitude $\Delta\sigma_i$ du chargement aléatoire extraits par la méthode de comptage est de n_i , l'accroissement total de la fissure est égal à :

$$C (C^{te})^m \sum n_i (\Delta\sigma_i)^m \quad /I.13b/$$

La vitesse moyenne de propagation de la fissure est alors donnée par l'expression :

$$\frac{da}{dN} = C (C^{te})^m \left(\frac{1}{N} \sum n_i (\Delta\sigma_i)^m \right) \quad /I.14/$$

A partir de l'équation /I.14/, BIGNONNET [19] a défini l'amplitude du chargement équivalent basé sur la contrainte moyenne (d'ordre m), $\Delta\sigma_{rm}$, par :

$$\Delta\sigma_{rm} = \left(\frac{1}{N} \sum (n_i \Delta\sigma_i^m) \right)^{1/m} \quad /I.15/$$

d'où :

$$\frac{da}{dN} = C (C^{te})^m (\Delta\sigma_{rm})^m \quad /I.16/$$

BIGNONNET [19] a vérifié la validité de ce concept, en réalisant des essais de propagation de fissures. La loi de fissuration du matériau (acier E/460) avait pour formulation :

$$\frac{da}{dN} = 8,392 \cdot 10^{-12} (\Delta K_{rm})^{2,8} \quad /I.17a/$$

avec :

$$\Delta K_{rm} = \left(\frac{1}{N} \sum n_i (\Delta K_i)^m \right)^{1/m} \quad /I.17b/$$

ΔK_{rm} : valeur moyenne (d'ordre m) des amplitudes du facteur d'intensité de contraintes.

En exprimant les résultats obtenus en fonction de valeur moyenne (d'ordre m) des amplitudes du facteur d'intensité de contraintes du chargement aléatoire (ΔK_{rm}), l'auteur a ainsi obtenu une bonne approximation de la vitesse de fissuration. Il a constaté d'autre part que les prédictions effectuées par ce concept, sont surtout valables dans le domaine des faibles vitesses de fissuration.

Cependant, comme le signale SOLIN [20] dans une étude réalisée sur des aciers ST 52.3, l'influence de l'exposant m de la loi de Paris est déterminante dans l'utilisation du concept de chargement équivalent. Pour deux valeurs différentes de m (2 et 5), il a tracé les courbes de la vitesse de fissuration sous chargement aléatoire, en fonction de ΔK_{rm} : Comme on peut le constater sur la figure 12, il existe un écart significatif entre les deux configurations, surtout quand ΔK_{rm} devient élevée.

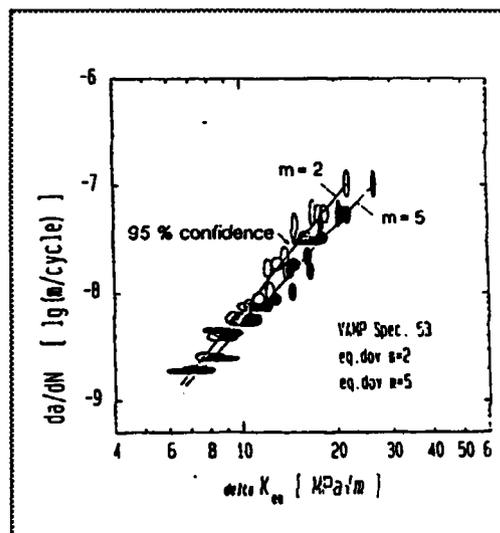


Figure 12 : influence de l'exposant m sur la vitesse de fissuration [20].

$$(\Delta K_{eq} = \Delta K_{rm})$$

SUZUKI [21] a de son côté, montré que l'effet du seuil de fissuration (ΔK_{th}) du matériau utilisé (acier HT 80), était importante dans l'utilisation de ce concept. Pour prendre en compte l'influence de ce paramètre, il a supprimé de l'expression /I.17b/, tous les cycles de niveau d'amplitude ΔK_i inférieure à ΔK_{th} .

$$n_i = 0 \text{ pour } \Delta K_i \leq \Delta K_{th}$$

/I.18a/

Cet auteur a trouvé que la vitesse de propagation de la fissure sous un chargement aléatoire, peut alors être correctement estimée à partir de la relation suivante :

$$\frac{da}{dN} = C \left((\Delta K_{rm})^m - (\Delta K_{tb})^m \right) \quad /I.18b/$$

I.3.2.2 - Contrainte moyenne quadratique ("root mean square")

Pour certains matériaux, l'exposant de la loi de Paris (m) est égal à 2. Le chargement équivalent définie par la relation /I.15/ est alors appelé, valeur quadratique moyenne des contraintes ($\Delta\sigma_{rms}$). Son expression est [19] :

$$\Delta\sigma_{rms} = \left(\frac{1}{N} \sum n_i (\Delta\sigma_i)^2 \right)^{1/2} \quad /I.19/$$

A la suite d'essais effectués sur un acier ASTM A514-B, BARSOM [22] a relié la prédiction de la vitesse de fissuration sous chargement aléatoire à des données obtenues à partir d'essais à amplitude constante. En effet, il a montré que si les amplitudes du facteur d'intensité de contraintes ΔK_i du spectre de chargement peuvent être représentées par une distribution de Rayleigh (Figure 13), la vitesse moyenne de propagation d'une fissure sous amplitude variable est la même que celle obtenue au cours d'un essai effectué sous une amplitude constante et égale à $\Delta\sigma_{rms}$.

La vitesse moyenne de propagation au cours d'un essai sous amplitude variable peut alors s'écrire en fonction de la valeur quadratique moyenne des amplitudes du facteur d'intensité de contraintes (ΔK_{rms}) :

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K_{rms})^m \quad /I.20a/$$

avec :

$$\Delta K_{rms} = \left(\frac{1}{N} \sum (n_i \Delta K_i^2) \right)^{1/2} \quad /I.20b/$$

BARSOM [22] pense que ces résultats peuvent être étendus à des fonctions de distribution autres que celle de Rayleigh, à condition que celles-ci soient continues.

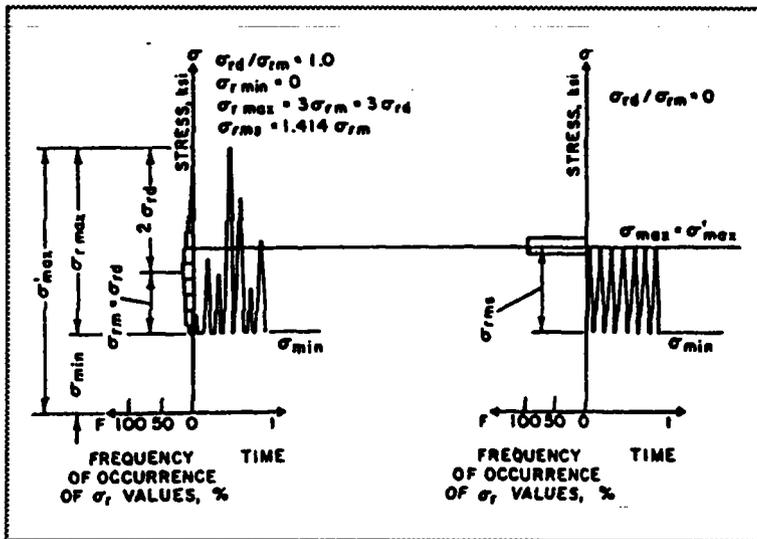


Figure 13 : distribution de Rayleigh des contraintes [22].

S'appuyant sur les conclusions du précédent auteur, HUDSON [23] a quant à lui, suggéré l'utilisation de la loi de FORMAN [24] :

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K)^m}{(1 - R) K_{Ic} - \Delta K} \quad /I.21a/$$

K_{Ic} : ténacité du matériau.

En substituant ΔK_{rms} à ΔK dans cette expression, il a déterminé la vitesse de propagation de la fissure par la relation suivante :

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K_{rms})^m}{(1 - R_{rms}) K_{Ic} - \Delta K_{rms}} \quad /I.21b/$$

où :

$$R_{rms} = \left(\sigma_{(min)rms} / \sigma_{(max)rms} \right) \quad /I.21c/$$

et

$$\sigma_{max(rms)} = \left(\frac{1}{M} \sum n_i (\sigma_i (pic))^2 \right)^{1/2} \quad /I.21d/$$

$$\sigma_{min(rms)} = \left(\frac{1}{M} \sum n_i (\sigma_i (vallée))^2 \right)^{1/2} \quad /I.21e/$$

$\sigma_{\min (rms)}$: valeur quadratique moyenne des contraintes minimales (vallées) du chargement,
 $\sigma_{\max (rms)}$: valeur quadratique moyenne des contraintes maximales (pics) du chargement,
 R_{rms} : rapport des valeurs moyennes quadratiques maximales et minimales.

Des prédictions ont été réalisées pour onze échantillons en alliage d'aluminium 2219 T851. Le rapport entre les durées de propagation (nombre de cycles) calculées par l'équation /I.21b/ et celles obtenues expérimentalement sous chargements aléatoires, varie de 0,83 à 2,13. Considérant que dans des conditions identiques de chargement, la dispersion des résultats de la vitesse de propagation de fissures se situe dans un rapport de 2 à 4, HUDSON [23] estime que ses prévisions sont correctes.

Comme SUZUKY [21] dans le cas de la méthode de la contrainte moyenne, la relation proposée par JERRAM [25] prend en compte l'influence du seuil de fissuration du matériau (aciers En35A). Considérant une fissure soumise à un chargement aléatoire dont la distribution des amplitudes de contrainte est celle de Rayleigh, il a déterminé de façon convenable la vitesse de propagation par l'expression :

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K_{th})^m \left[1 + m \left\{ \frac{2\Delta K_{rms}}{\Delta K_{th}} \right\}^m \right] \exp \left[-0,5 \left\{ \frac{\Delta K_{th}}{2\Delta K_{rms}} \right\}^2 \right] \quad /I.22/$$

D'autres auteurs ont également utilisé avec succès, la valeur quadratique moyenne des amplitudes du facteur d'intensité de contraintes, pour calculer la vitesse de fissuration [26, 27, 28, 29]. Ceci n'est pas le cas de HIBBERD [30] qui trouve que ce paramètre est dépendant de la forme du chargement considéré.

I.3.3 - Conclusion

La détermination de la vitesse de fissuration sous chargement aléatoire basées sur le concept de chargement équivalent, a permis de mettre en évidence la nécessité de prendre en compte, aussi bien le type de chargement [29] que le matériau (m) [20].

Par exemple, dans le cas de l'acier EH36, le choix de σ_{rm} au lieu de σ_{rms} pour la prédiction de la vitesse de fissuration, paraît plus judicieux [20].

I.4 - PREVISION D'AMORCAGE DE FISSURE EN MODE I

I.4.1 - Introduction

lorsqu'une pièce comportant une entaille aiguë due à sa conception, ou un défaut de fabrication, est soumise à une sollicitation cyclique, elle ne supporte qu'un nombre fini de cycles avant qu'apparaisse un dommage macroscopique. Ce dernier est matérialisé par l'apparition d'une petite fissure à la pointe de l'entaille ou par un accroissement de la taille du défaut. Nous appelons amorçage, la phase précédant l'apparition du dommage macroscopique et (N_i), le nombre de cycles correspondant à la propagation d'une fissure de longueur conventionnelle et faible. Dans de nombreux cas pratiques, le stade d'amorçage peut être très important (jusqu'à 90% de la vie d'une pièce).

Au cours de cette étude, les principaux critères utilisés pour la prédiction d'amorçage de fissure en mode I seront examinés : tout d'abord les critères basés sur une approche élastique, ensuite les critères fondés sur une approche élastoplastique. Auparavant, l'analyse des contraintes en fond de fissures et d'entailles sera  voqu e.

I.4.2 - Description du champs des contraintes

I.4.2.1 - Au voisinage d'une fissure

Diverses méthodes d'analyse ont permis d'étudier le champ des contraintes et des déformations au voisinage de l'extrémité d'une fissure [31, 32]. Les résultats issus de la théorie de l'élasticité permettent d'écrire qu'en un point de coordonnées polaires r et θ , les contraintes σ_{ij} au voisinage d'une fissure sollicit e par ouverture (Figure 14a), sont données par la relation :

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad /I.23/$$

f_{ij} : fonction de l'angle θ ,

K_I : facteur d'intensité de contraintes.

Le facteur d'intensité de contraintes K_I , est une constante indépendante de r et θ . Il est fonction de la contrainte globale et de la géométrie de la fissure. Signalons que l'indice I correspond au fait que l'on considère le mode I (ouverture) de sollicitation.

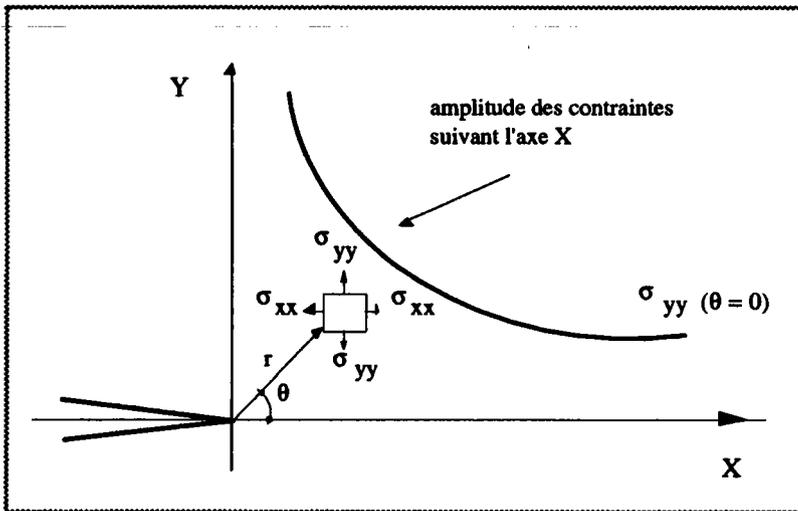


Figure 14 a: champs des contraintes au voisinage d'une fissure [33].

Comme le montre CREAGER [33] dans le cas d'une fissure émoussée (Figure 14b), le champ des contraintes se trouve modifié par l'influence du rayon à fond d'entaille (ρ). L'équation /I.23/ devient :

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}\left(\frac{\rho}{r}, \theta\right) \quad /I.24/$$

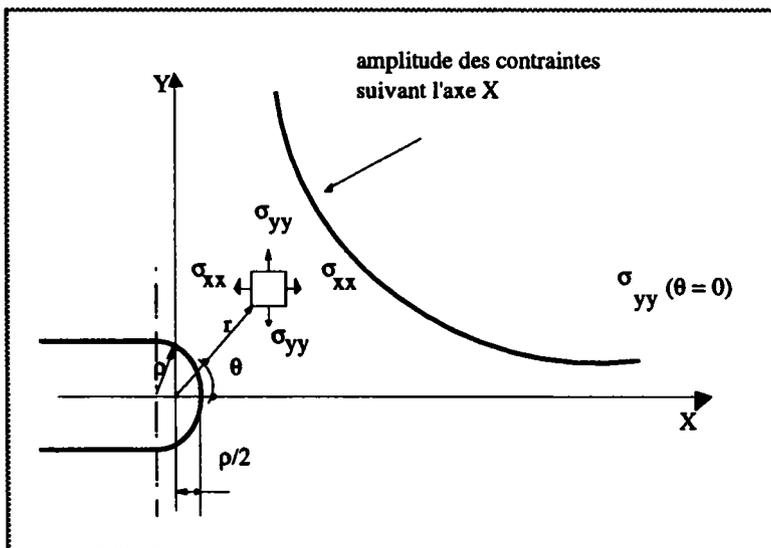


Figure 14b : champs des contraintes au voisinage d'une fissure émoussée [33].

Lorsque ρ tend vers zéro, le facteur d'intensité de contraintes est relié à la contrainte maximale (σ_{\max}) par la relation suivante [34] :

$$K_I = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \lim_{\rho \rightarrow 0} \left\{ \sigma_{\max} \sqrt{\rho} \right\} \quad /I.25/$$

I.4.2.2 - Au voisinage d'une entaille

Pour une entaille éoussée (Figure 15a) sollicitée en mode d'ouverture, la distribution des contraintes est surtout liée au facteur d'intensité de contrainte d'entaille, $K_{\rho,\psi}$. La contrainte normale au plan de l'entaille (σ_{yy}) est donnée par l'expression [35] :

$$\sigma_{yy} = \frac{K_{\rho,\psi}}{\sqrt{2\pi} r^\alpha} \quad /I.26a/$$

avec :

$$\alpha = 0,5 - 0,089 (\psi/\pi) + 0,442 (\psi/\pi)^2 - 0,853 (\psi/\pi)^3 \quad /I.26b/$$

ψ : angle en fond d'entaille,

α : pente de la partie linéaire de la distribution des contraintes en fond d'entaille.

Le facteur d'intensité de contraintes d'entaille est défini en fonction de l'angle (ψ) et du rayon à fond d'entaille (ρ).

$$K_{\rho,\psi} = \sqrt{2\pi} \lim_{\rho \rightarrow 0} \left(r^{\alpha(\psi)} \sigma_{yy}(r) \right) \quad /I.27/$$

Comme on peut le remarquer sur le diagramme de la figure 15a, le champs des contraintes est composé de trois zones :

- Zone I : la contrainte maximale (σ_{\max}) est sensiblement constante sur une distance caractéristique (x_c).

- Zone II : la distribution des contraintes est décrite par la relation /I.26a/, caractérisée par le coefficient directeur (α) et le facteur d'intensité de contraintes d'entaille ($K_{\rho,\psi}$).

- Zone III : la contrainte rejoint de façon asymptotique la valeur de la contrainte nominale .

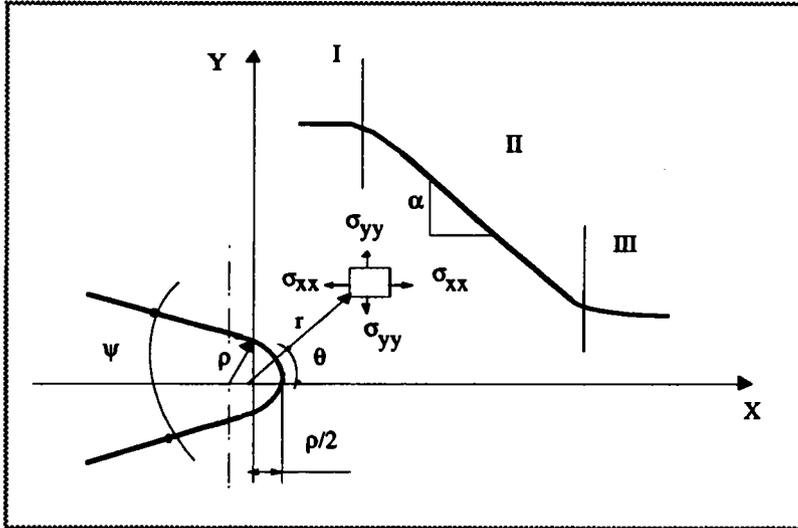


Figure 15a : champ des contraintes au voisinage d'une entaille aiguë [35].

Dans le cas d'une entaille aiguë schématisée par la figure 15b, la distribution des contraintes est caractérisée par le facteur d'intensité de contraintes d'entaille d'acuité nulle, $K_{\rho=0,\psi}$. La relation /I.26a/ s'écrit alors :

$$\sigma_{yy} = \frac{K_{\rho=0,\psi}}{\sqrt{2\pi r}} r^\alpha \tag{I.28/}$$

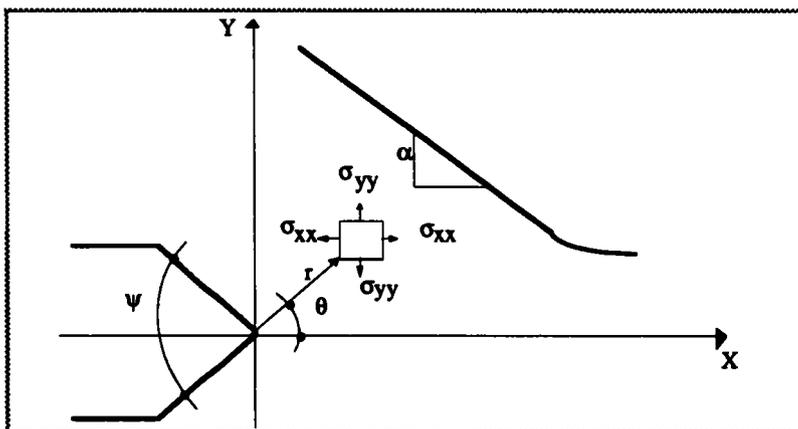


Figure 15b : champ des contraintes au voisinage d'une entaille émoussé [35].

I.4.2.2.1 - Facteur de concentration de contrainte

L'effet d'une entaille géométrique située dans une structure sollicitée par un chargement, est d'intensifier la valeur de la contrainte nominale au voisinage de l'entaille (Figure 16). Le facteur de concentration de contrainte (K_t), est défini par :

$$K_t = \sigma_{\max} / \sigma_{\text{nom}} \quad /I.29a/$$

ou bien par :

$$K_t = \sigma_{\max} / \sigma_g \quad /I.29b/$$

σ_{\max} : contrainte maximale à fond d'entaille,

σ_{nom} : contrainte nominale,

σ_g : contrainte globale.

La valeur de K_t dépend uniquement de la géométrie locale de la structure et du type de sollicitation. La contrainte σ_{\max} est généralement calculée par la méthode des éléments finis en faisant l'hypothèse que le matériau est élastique. Elle peut aussi être déterminée expérimentalement par jauges. Les contraintes σ_{nom} , σ_g sont obtenues respectivement, en divisant la force transmise par la section du ligament et par la section sans entaille (Figure 16).

De nombreuses valeurs de K_t pour différentes configurations (géométrie et sollicitation), ont été rassemblées par PETERSON [36].

I.4.2.2.2 - Facteur effectif de concentration de contrainte

Le facteur effectif de concentration de contrainte (K_f), est défini comme étant le rapport de la limite d'endurance d'un échantillon lisse, σ_D (lisse), à la limite d'endurance d'un échantillon de même section possédant des foyers de concentration de contraintes, σ_D (entaillée) (Figure 17) :

$$K_f = \sigma_{D(\text{lisse})} / \sigma_{D(\text{entaillée})} \quad /I.30/$$

La détermination de K_f est purement expérimentale. Elle est réalisée à partir d'essais de fatigue sur des échantillons lisses et entaillés. Ce facteur dépend donc du matériau. De nombreuses données expérimentales montrent qu'en général, K_f est inférieur à K_t [37].

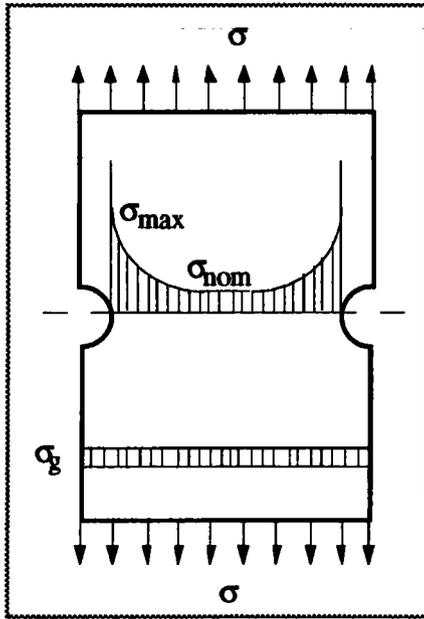


Figure 16 :
définition du facteur théorique
de concentration contrainte [41].

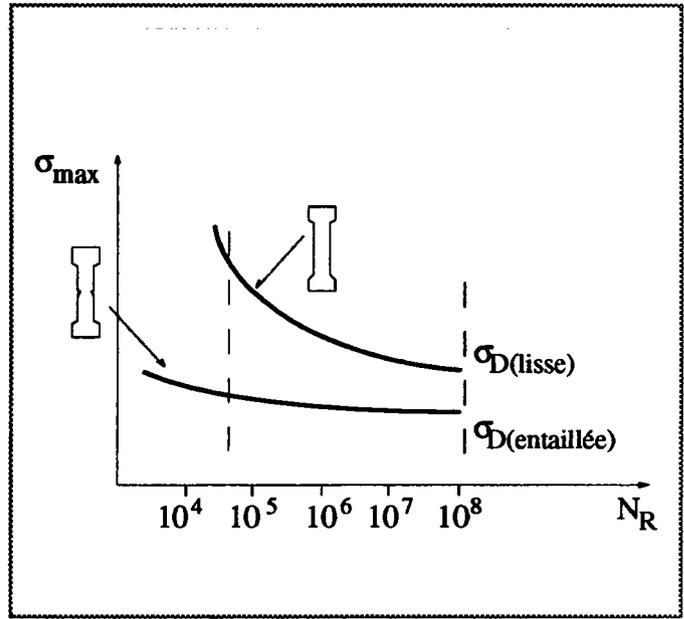


Figure 17 :
définition du facteur effectif de
concentration contrainte [41].

I.4.3 - Critères d'amorçage liés à la contrainte maximale

La prédiction précise du comportement en fatigue des pièces mécaniques, demande de pouvoir apprécier le nombre de cycles précédant l'amorçage de fissures. Du point de vue pratique, il s'agit de relier le nombre de cycles nécessaires à un amorçage macroscopique, aux charges appliquées. L'utilisation à cet effet, des critères d'amorçage liés à la contrainte maximale, suppose que localement le régime des contraintes et des déformations reste élastique. La déformation plastique confinée autour de la pointe de l'entaille est par conséquent négligée.

I.4.3.1 - Coefficient de concentration de contrainte

TRUCHON [38] et SAANOUNI [39] et ont mené des essais d'amorçage sur des éprouvettes entaillées. Le nombre de cycles d'amorçage a été exprimé en fonction de l'amplitude de la contrainte nominale ($\Delta\sigma_{nom}$) :

$$\Delta\sigma_{nom} = f(N_i) \quad //I.31/$$

Les résultats port es sur la figure 18a, indiquent clairement une forte dépendance de l'amorçage par rapport au rayon à fond d'entaille (ρ). Pour rendre compte de l'effet de l'entaille, ils ont appliqué un autre critère lié cette fois à l'amplitude de la contrainte maximale ($\Delta\sigma_{\max}$) :

$$\Delta\sigma_{\max} = K_t \Delta\sigma_{\text{nom}} = f(N_i) \tag{I.32/}$$

Une dispersion importante des résultats expérimentaux a cependant été observ e, surtout pour les faibles rayons d'entaille (Figure 18b).

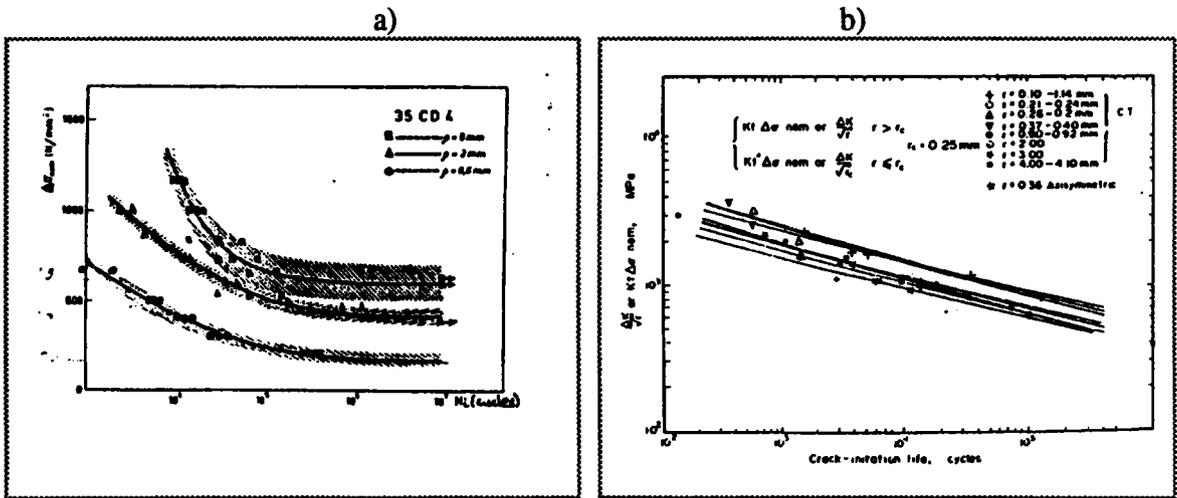


Figure 18 : nombre de cycles d'amorçage en fonction de $\Delta\sigma_{\text{nom}}$ et de $K_t \Delta\sigma_{\text{nom}}$:

- a) acier 35 CD4 [38],
- b) aciers inox austénitiques du type 316 L [39].

I.4.3.2 - Coefficient effectif de concentration de contrainte

Afin de réduire la dispersion, l'utilisation du coefficient effectif de concentration de contrainte (K_f)  t  préconisé par BAUS [40]. Des essais réalisés par ce dernier sur des aciers 35 NCD 16 et 35 CD4 avec différents rayons d'entaille ($0,07 \leq \rho \leq 1$ mm), ont été dépouillés avec le critère de la contrainte maximal basé sur K_f :

$$\Delta\sigma_{\max} = K_f \Delta\sigma_{\text{nom}} = f(N_i) \tag{I.33/}$$

Les résultats obtenus par cet auteur, montrent que l'influence de l'entaille est mieux prise en compte. En effet, Les point expérimentaux sont plus regroup es que dans le cas de l'utilisation de K_t .

SAANOUNI [39] utilise également ce critère, pour analyser les résultats d'amorçage obtenus sur des aciers inoxydables austénitiques du type 316 L (Figure 19). Ses observations sont en accord avec celles de BAUS [40].

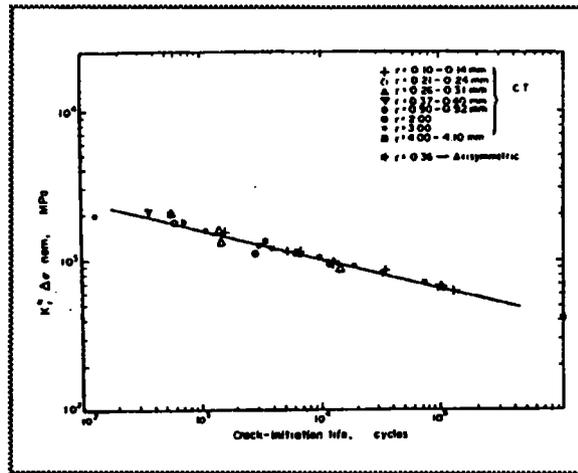


Figure 19 : nombre de cycles d'amorçage en fonction de $K_f \Delta\sigma_{nom}$ [39].
(aciers inox austénitiques du type 316 L)

I.4.3.2.1 - Indice de sensibilité de l'entaille

C'est un fait d'expérience que certains matériaux sont plus sensibles que d'autres, à la présence d'une entaille. Cette caractéristique peut être quantifi e par l'utilisation d'un coefficient de sensibilité à l'entaille (q). PETERSON [36] a défini ce coefficient par la relation :

$$q = \frac{k_f - 1}{k_t - 1} \tag{I.34/}$$

Il est cependant difficile de classer les matériaux selon le paramètre q car ce dernier dépend de plusieurs facteurs, particulièrement du rayon à fond d'entaille (ρ). Diverses formulations reliant q   ρ , ont été propos es. Le tableau 2 rassemble les plus connues [41].

auteur	formule	paramètre caractéristique
PETERSON	$q = \frac{1}{1 + (a/\rho)}$	$a = f(R_m)$
NEUBER	$q = \frac{1}{1 + \sqrt{a/\rho}}$	$a = f(R_m)$
HARRIS	$q = 1 - \exp\left(\frac{-\rho}{a}\right)$	$a = 1077 / (R_m)^2$
a (mm)	ρ (mm)	R_m (hbar), résistance � la rupture

Tableau 2 : formulations de q selon différents auteurs [41].

I.4.3.2.2 - Coefficient d'adaptation dynamique

Pour mieux tenir compte de l'effet de l'entaille, BUCH [42] a suggéré l'utilisation du coefficient d'adaptation dynamique δ_f ,   la place de q. Il a alors exprimé δ_f par le rapport :

$$\delta_f = \frac{K_t}{K_f} \quad /I.35/$$

La substitution de $\delta_f = f(\rho)$ à $q = f(\rho)$ pour l'analyse des résultats recueillis sur différents alliages d'aluminium (2024-T3, 2014-T6, 7075-T6), a permis à BUCH [42] de diminuer la dispersion dans des proportions importantes. Des effets similaires ont également été obtenus par YEN et DOLAN [43] sur des aciers.

I.4.4 - Gradient de contrainte

Le phénomène de fatigue n'est pas seulement sensible à la contrainte maximale en un point mais aussi au gradient. Pour tenter de cerner ce phénomène, KUGUEL [44] propose de prendre en compte non seulement la contrainte maximale superficielle, mais également le volume de métal sous-jacent soumis à une contrainte égale à 95% de la contrainte superficielle.

BRAND [45] définit le gradient de contrainte à fond d'entaille (χ), par la relation :

$$\chi = \lim_{x \rightarrow 0} \frac{1}{\sigma_{\max}} \frac{d\sigma}{dx} \quad /I.36/$$

L'application de la méthode du gradient de contrainte intégrant la géométrie et la nature de la sollicitation se fait en substituant la relation $\delta_f = f(\rho)$ par celle : $\delta_f = f(\chi)$. Cette approche a permis à BUCH [42] de réduire d'avantage, la dispersion des points expérimentaux.

I.4.5 - Critère basé le facteur d'intensité de contraintes

JACK et PRICE [46, 47] ont appliqu e les concepts de la mécanique de la rupture pour décrire l'amorçage de fissure en fatigue sur un acier doux à 0,23% de carbone. Ils ont pour cela propos e de relier le nombre de cycles d'amorçage à l'amplitude du facteur d'intensité de contraintes par la relation :

$$\Delta K / \sqrt{\rho} = f(N_i) \quad (1.37)$$

Dans cette expression, ΔK est calcul e à partir de la longueur de l'entaille mécanique. Comme dans les cas précédents, l'utilisation du paramètre $\Delta K / \sqrt{\rho}$ consid er e comme critère d'amorçage, suppose que localement, le régime des contraintes et des déformations reste élastique.

Les résultats des essais effectu es par ces auteurs sur des aciers doux à 0,02% de carbone avec différents rayons à fond d'entaille sont repr esent es sur la figure 20. On remarque une assez bonne corrélation entre le paramètre $\Delta K / \sqrt{\rho}$ et le nombre de cycles d'amorçage.

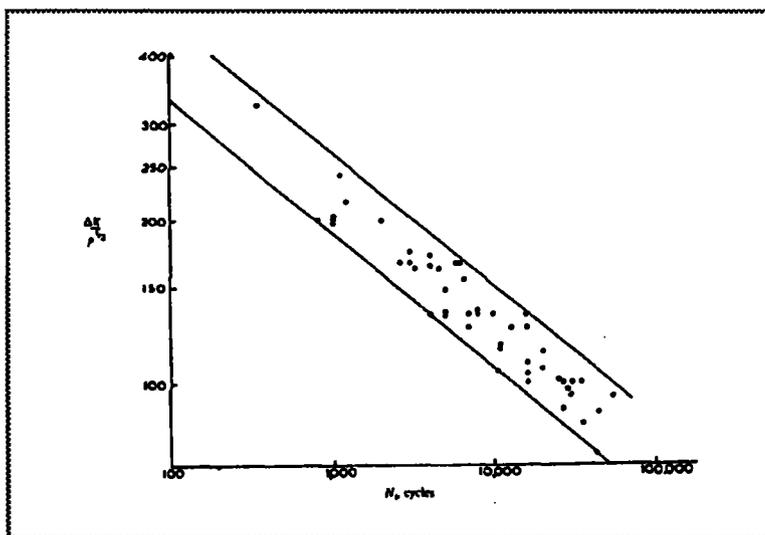


Figure 20 : nombre de cycles d'amorçage en fonction de $\Delta K / \sqrt{\rho}$ [47].
(aciers doux à 0,02% C)

D'autre part, ils constatent qu'à sollicitation égale, le nombre de cycles à l'amorçage dépend de la largeur de l'éprouvette. Néanmoins, il existe un seuil de 20 mm au dessus duquel, la largeur n'a plus d'influence.

CLARK [48] a pour sa part, déterminé la valeur critique du paramètre $\Delta K/\sqrt{\rho}$ en dessous de laquelle il n'y a pas d'amorçage de fissure. Pour l'acier inoxydable martensitique du type 403 qu'il a utilisé au cours de ses essais, cette valeur est de $655 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ (Figure 21).

Dans le cas de l'acier HY-130, BARSOM et Mc NICOL [49] ont plutôt trouvé $586 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. A Noter que ces deux matériaux ont respectivement, des limites d'élasticité de 645 et 1006 MPa.

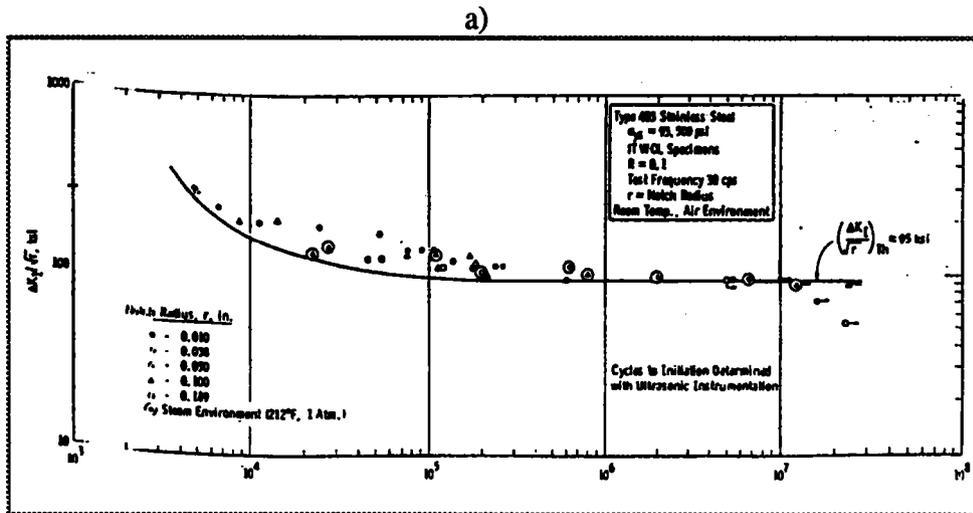


Figure 21 : Nombre de cycles d'amorçage en fonction de $\Delta K/\sqrt{\rho}$ [48].
(acier inox martensitique du type 403)

A travers ces différents résultats il apparaît que le paramètre $\Delta K/\sqrt{\rho}$ décrit de façon satisfaisante l'amorçage de fissures. En effet, les résultats expérimentaux couvrant en général une gamme étendue de rayons à fond d'entaille, se placent dans une bande de dispersion relativement étroite. Toutefois BARSOM et Mc NICOL [49], observent que la relation reliant ce paramètre à nombre de cycle à l'amorçage, est sensible à la variation du rayon à fond d'entaille surtout pour les faibles valeurs de N_i (Figure 21b).

I.4.6 - Critère de la sollicitation critique à une distance "d"

WILLIAMS et EWING [50] considèrent l'amplitude de la contrainte normale maximale $\Delta\sigma_{\theta\theta}(d)$ à une distance caractéristique "d", comme critère d'amorçage en fatigue. Cette contrainte est obtenue à partir des formules analytiques de CREAGER [33] sur le champ des contraintes au voisinage d'une entaille de rayon, ρ (Figure 22). Dans le cas où la sollicitation est essentiellement en mode I, on peut écrire :

$$\Delta\sigma_{\theta\theta}(d) = \frac{\Delta K_I}{\sqrt{\pi d}} \frac{2(1 + \rho/d)}{(2 + \rho/d)^{3/2}} \quad \text{I.38/}$$

La distance caractéristique "d", est déterminée de la façon suivante : à chaque expérience, $\Delta\sigma_{\theta\theta}(d)$ est calculée pour différentes valeurs de "d". On recherche ensuite s'il existe, une valeur de cette distance qui permet de regrouper l'ensemble des résultats expérimentaux en une bande étroite dans le diagramme $\Delta\sigma_{\theta\theta}(d) = f(N_f)$, en minimisant la dispersion.

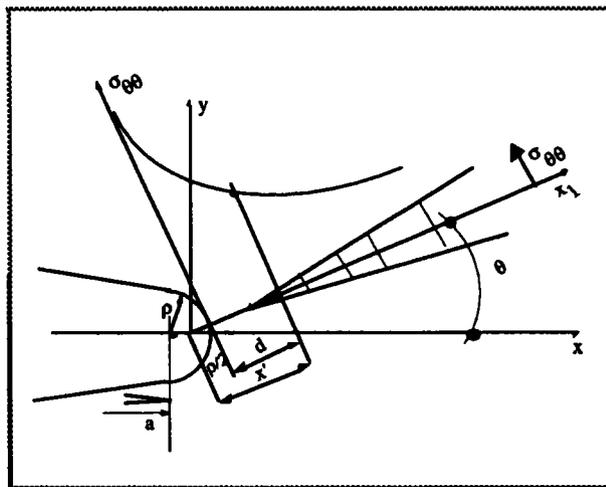


Figure 22 : conventions géométriques adoptées par CREAGER pour le calcul des contraintes au voisinage d'une fissure émoussée [33].

Pour éprouver la validité de ce critère DEVAUX et ses collaborateurs [51] ont réalisé des essais d'amorçage en fatigue sur des éprouvettes aciers inoxydables austénitiques 316 L. L'amplitude de la contrainte normale maximale, $\Delta\sigma_{\theta\theta}(d)$, a été déterminée à la distance caractéristique "d" = 0,053 mm pour chaque chargement nominal appliqué. Les valeurs

respectives des couples $\Delta\sigma_{\theta\theta}(d) - N_i$ sont repr esent es sur la figure 23a. Comme on peut le constater, celles-ci sont bien regroup es le long d'une droite.

Des mesures faites par ces mêmes auteurs sur des éléments soud es soumis à un chargement en mode d'ouverture ou en cisaillement, ont également permis de vérifier la validité de ce critère ainsi qu'on peut le voir sur la même figure.

Quant   GABRA et BATHIAS [52], ils ont calculé la valeur maximale de $\Delta\sigma_{\theta\theta}(d)$ pour une distance caractéristique " d " = 150 μm correspondant à la taille de grain des matériaux utilisés (alliages d'aluminium 2124 T351 et 2618 AT851). Les résultats des essais (Figure 23b) montrent l'existence d'une relation linéaire entre l'amplitude de la contrainte normale maximale à la distance " d " = 150 μm et le nombre de cycles d'amorçage. Ce qui confirme la valeur pratique du critère établi par WILLIAMS et EWING [50].

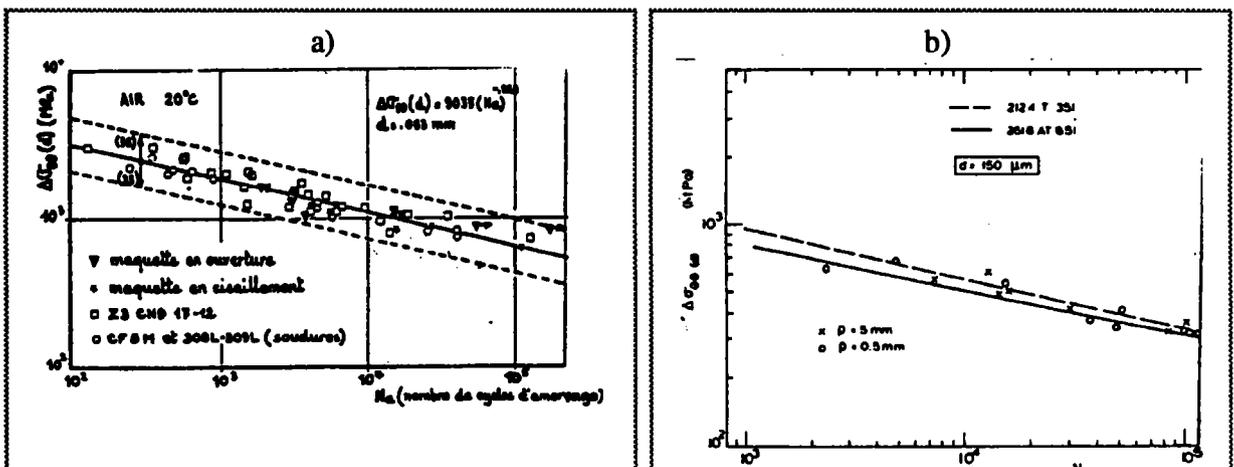


Figure 23 : Nombre de cycles d'amorçage en fonction de $\Delta\sigma_{\theta\theta}(d)$:

a) acier inox austénitique 316 L [51],

b) alliages d'aluminium 2124 T351 et 2618 AT851 [52].

I.4.7 - Critère basé sur l'amplitude locale de la déformation.....

Dans le cas de l'étude de l'amorçage en conditions de plasticité localis e en fond d'entaille, le critère basé sur l'amplitude locale de la déformation, est très souvent utilisé. A la base de ce critère se trouve la règle de NEUBER [53] :

$$K_{\sigma} K_{\epsilon} = K_t^2 \quad /I.39/$$

Dans cette expression, K_{σ} et K_{ϵ} représentent respectivement le facteur de concentration de contrainte en régime élastoplastique et le facteur de concentration de déformation en régime élastoplastique.

$$k_{\sigma} = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_{nom}} \quad \text{et} \quad k_{\epsilon} = \frac{\Delta\epsilon}{\Delta\epsilon_{nom}} \quad /I.40a/$$

$\Delta\sigma, \Delta\epsilon$: respectivement amplitude de la contrainte locale et amplitude de la déformation locale,
 $\Delta\epsilon_{nom}$: amplitude de la déformation nominale.

Si le chargement nominal est élastique, on obtient :

$$\Delta\epsilon_{nom} = \frac{\Delta\sigma_{nom}}{E} \quad /I.40b/$$

De nombreux auteurs [54, 55, 56] ont substitué k_f à k_t dans cette formule. La règle de NEUBER modifi e devient donc :

$$K_{\sigma} K_{\epsilon} = K_f^2 \quad /I.41/$$

En récrivant cette équation en fonction des amplitudes des contraintes et des déformations locales ($\Delta\sigma, \Delta\epsilon$), c'est à dire en fond d'entaille, on obtient :

$$\sqrt{E \Delta\sigma \Delta\epsilon} = k_f \Delta\sigma_{nom} \quad /I.42/$$

D'autre part, connaissant la loi de résistance à la fatigue du matériau, $\Delta\epsilon = f(N)$, et sa loi de comportement cyclique, $\Delta\sigma = f(\Delta\epsilon)$, on peut déduire la relation qui existe entre la fonction $\sqrt{E\Delta\sigma\Delta\epsilon}$ et le nombre de cycles à l'amorçage soit :

$$\sqrt{E \Delta\sigma \Delta\epsilon} = f(N) \tag{I.43/}$$

La résolution du système d'équations I.42/ et I.43/, permet de déterminer le nombre de cycles à l'amorçage correspondant à un chargement nominal donné.

SAANOUNI [39] a utilisé ce critère pour dépouiller ses résultats. Comme on peut le remarquer sur la figure 24, l'écart entre les points expérimentaux est très faible, quelque soit le rayon à fond d'entaille considéré. Ceux-ci sont pratiquement situés sur la droite d'équation :

$$\log(\sqrt{E \Delta\sigma \Delta\epsilon}) = 3,89 - 0,22 \log(N_i) \tag{I.44/}$$

BATHIAS et ses collaborateurs [57] ont de leur côté, mené une étude comparative des méthodes d'évaluation de l'amorçage de fissures basées sur les paramètres suivants : $\Delta\sigma_{nom}$, $\Delta K/\sqrt{\rho}$, $K_f \Delta\sigma_{nom}$ et $\sqrt{E\Delta\sigma\Delta\epsilon}$. Les résultats obtenus sur les alliages d'aluminium (2124 T351, 2618 AT6) ont été dépouillés à partir des paramètres évoqués ci dessus.

Ces auteurs considèrent que l'analyse basée sur le critère $\sqrt{E\Delta\sigma\Delta\epsilon}$, rend mieux compte de l'effet de l'entaille ($0,1 \leq \rho \leq 10$ mm). En effet, avec l'utilisation de ce critère, les dispersions observées sont plus faibles, d'où une meilleure prévision de l'amorçage.

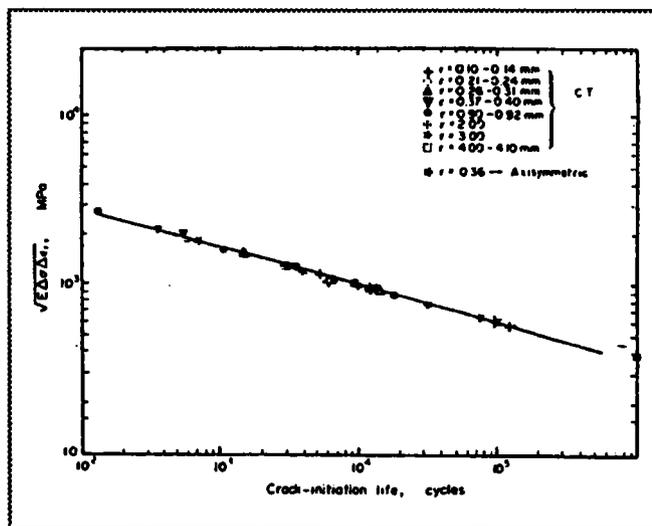


Figure 24 : nombre de cycles d'amorçage en fonction de $\sqrt{E\Delta\sigma\Delta\epsilon}$ [39].
(acier inox martensitique du type 316 L)

I.4.8 - Critère basé sur l'énergie absorbée localement

La méthode énergétique de prédiction de l'amorçage de fissure introduite par MOLSKY et GLINKA [58] s'appuie sur des concepts voisins de ceux qu'a développés NEUBER [50]. Ces deux auteurs proposent pour un état de contrainte uniaxial à fond d'entaille, la règle suivante :

$$k_t^2 = W_\sigma^* / W_{\sigma_{nom}}^* \quad /I.45a/$$

avec

$$W_\sigma^* = \int_0^\varepsilon \sigma(\varepsilon) d\varepsilon \quad \text{et} \quad W_{\sigma_{nom}}^* = \int_0^{\varepsilon_{nom}} \sigma_{nom}(\varepsilon_{nom}) d\varepsilon_{nom} \quad /I.45b/$$

W_σ^* : énergie de déformation due à la contrainte à fond d'entaille,

$W_{\sigma_{nom}}^*$: énergie de déformation due à la contrainte nominale.

La relation /I.53a/ est surtout exacte lorsque le comportement du matériau est entièrement élastique. Cependant, MOLSKY et GLINKA [58] considèrent qu'elle est encore valide tant que la plasticité à fond d'entaille reste confinée dans un environnement élastique.

Connaissant la loi de traction du matériau, on peut alors calculer W_σ et $W_{\sigma_{nom}}$:

$$W_\sigma = \frac{\sigma^2}{2E} + \frac{\sigma}{n'+1} \left(\frac{\sigma}{K'} \right)^{1/n'} \quad /I.46/$$

où n' est le coefficient d'érouissage du matériau, K' une constante caractéristique du matériau.

$$W_{\sigma_{nom}}^* = (\sigma_{nom})^2 / 2E \quad /I.47/$$

(si le chargement nominal est élastique)

L'application de cette approche à la fatigue, se fait en remplaçant les contraintes (σ , σ_{nom}) par l'amplitude de variation des contraintes ($\Delta\sigma$, $\Delta\sigma_{nom}$). On obtient alors :

$$W_{\Delta\sigma}^* = \frac{\Delta\sigma^2}{2E} + \frac{2\Delta\sigma}{n'+1} \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{1/n'} \quad \text{et} \quad W_{\Delta\sigma_{nom}}^* = \frac{(\Delta\sigma_{nom})^2}{2E} \quad /I.48/$$

Pour le critère d'amorçage, on partira de l'équation /I.53/ que l'on peut écrire sous la forme :

$$k_t \Delta \sigma_{\text{nom}} = \sqrt{4E \left[\frac{\Delta \sigma^2}{4E} + \frac{\Delta \sigma}{n'+1} \left(\frac{\Delta \sigma}{2K'} \right)^{1/n'} \right]} \quad /I.49/$$

Les essais de BIGNONNET [59] effectués sur des aciers E36 Z35, lui ont permis de confronter les deux précédents critères d'amorçage fondés sur une approche locale. Les résultats présentés sur la figure 25, révèlent que les prévisions réalisées à partir du modèle énergétique sont plus proches des points expérimentaux.

L'auteur attribue cela, au fait que la méthode énergétique ne surestime pas les contraintes et les déformations locales, contrairement à celle de NEUBER. BIGNONNET [59] en conclut que le critère de MOLSKI-GLINKA [58] est plus fiable pour la prévision de l'amorçage que celui de NEUBER.

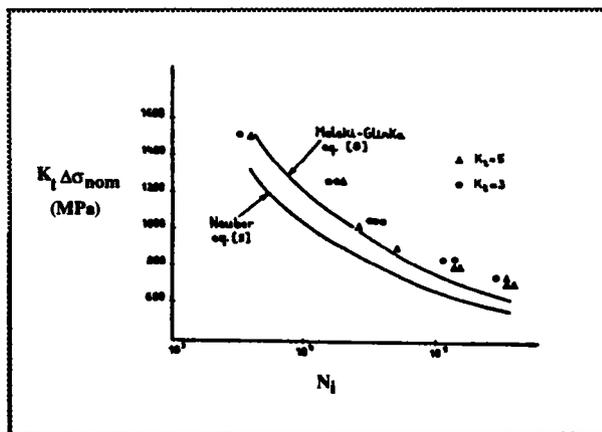


Figure 25 : comparaison des critères d'amorçage de NEUBER et de MOLSKI-GLINKA (aciers E36 Z35) [59]

I.4.9 - CONCLUSION

Plusieurs approches ont été utilisées pour définir et étudier l'amorçage de fissures de fatigue à partir d'une entaille dans ce chapitre. On note toutefois une différence importante entre les résultats obtenus suivant les critères. D'une façon générale, les méthodes d'évaluation basées sur les critères élastoplastiques, rendent mieux compte du comportement des matériaux étudiés à l'amorçage de fissures.

II - METHODES EXPERIMENTALES

II.1 - DISPOSITIFS EXPERIMENTAUX

II.1.1 - Machines d'essais

II.1.1.1 - Dispositif de fatigue conventionnelle

Les essais de fatigue conventionnelle se sont déroulés à charge contrôlée, sur une machine servo-hydraulique, "SERVOTEST". Cette machine dispose d'un générateur de fonction, capable de produire trois formes de signaux périodiques : sinusoïde, carré ou triangle d'amplitude constante. En dehors de ces trois cycles de chargement déjà définis, ce générateur ne peut pas être programmé.

Les caractéristiques techniques du dispositif de fatigue conventionnelle sont :

- charge : de 0 à 50 KN,
- déplacement : de 0 à 100 mm,
- fréquence : de 0 à 1KHz.

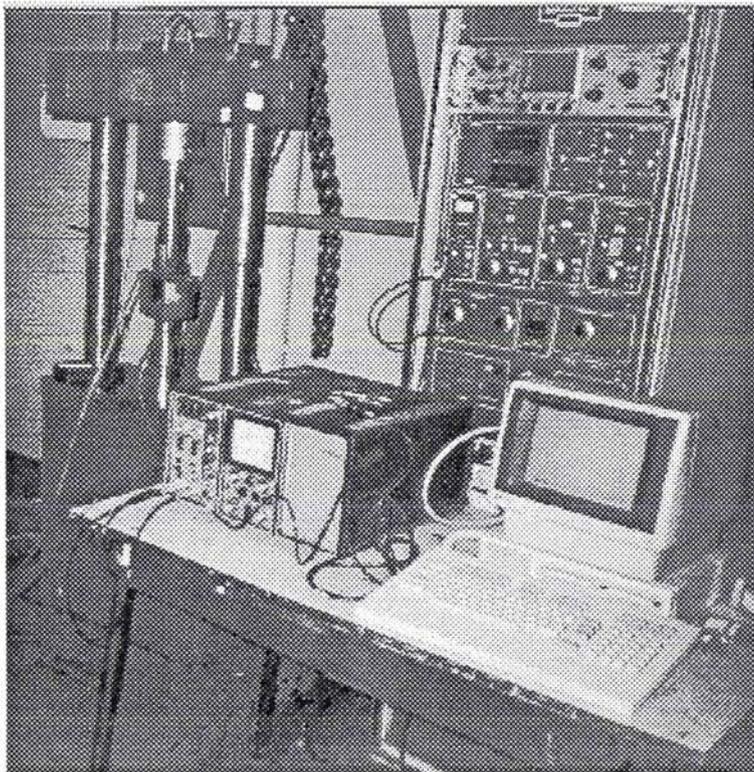


Figure 26 : dispositif de fatigue conventionnelle.

II.1.1.2 - Dispositif de fatigue par chocs

Les essais de fatigue conventionnelle sur des machines servo-hydrauliques classiques ne pouvant caractériser convenablement les matériaux soumis à des chocs répétés, il a fallu recourir à de nouveaux dispositifs. Basés en général sur le principe des barres d'Hopkinson, ceux-ci présentent l'avantage de mettre les échantillons dans des conditions proches de celles de leur utilisation réelle.

La figure 26 illustre le principe du dispositif utilisé en fatigue par chocs. Une fourchette (repère 1) animée d'un mouvement de translation alternatif par un système bielle-manivelle (repères 2 et 3), lance puis ramène un projectile tubulaire (repère 4). Ce projectile, frappe une butée (repère 5) liée à la barre incidente (repère 6). L'onde de compression créée par l'impact, se réfléchit en onde de traction sur l'extrémité de la butée et se transmet à l'éprouvette (repère 7), par l'intermédiaire de la barre. L'éprouvette est vissée entre les deux barres, incidente et transmettrice (repère 14). Le système bielle-manivelle est entraîné par un moteur asynchrone (repère 11) commandé par un convertisseur de fréquence.

L'ensemble du dispositif, mis à part les deux bagues en Téflon (repère 9) permettant de positionner la barre, est construit en acier. La butée, les barres et le projectile sont en acier à haute limite d'élasticité. La vitesse du projectile tubulaire, et par conséquent le niveau de la contrainte générée dans la barre, peut être modifiée de deux manières :

- Soit en faisant varier la vitesse de rotation du mécanisme (de 0 à 10 Hz),
- Soit en ajustant le rayon de la manivelle (de 35 mm à 85 mm), si l'on désire maintenir la fréquence constante.

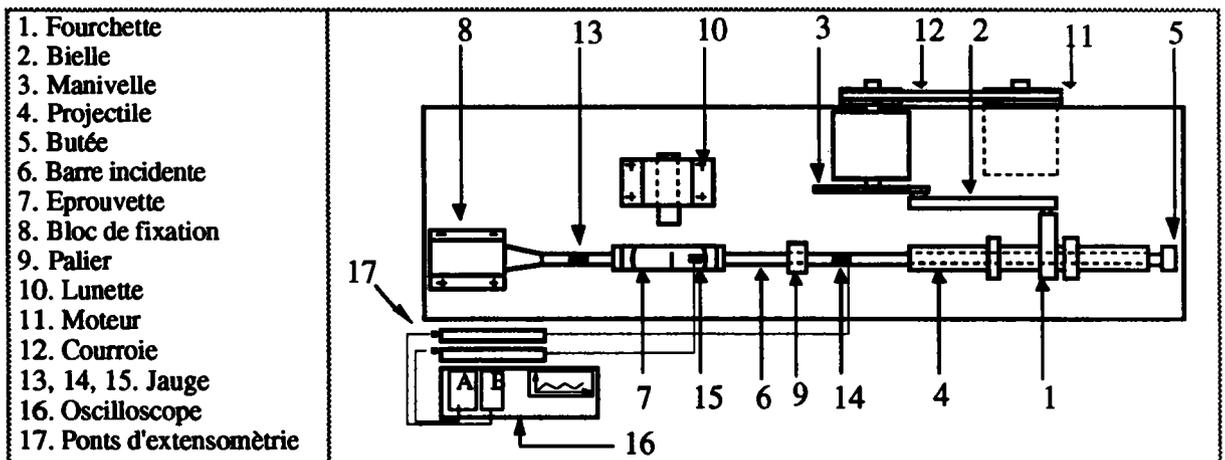


Figure 27 : dispositif de fatigue par chocs.

II.1.2 - Instrumentation

Pour l'acquisition et le traitement des données des expériences, notre instrumentation se compose comme suit :

1°) Deux ponts d'extensométrie

Ils sont destinés à recueillir les signaux provenant des jauges, à les amplifier avant de les transmettre à l'oscilloscope numérique à mémoire. Les caractéristiques de ces appareils sont :

- alimentation des amplificateurs : ± 15 V,
- 1 à 4 éléments actifs montés en pont de Wheastone,
- gain réglable : de 0 à 2000,
- fréquence de coupure : 10 Hz, 1KHz, 100 KHz.

2°) Un oscilloscope numérique à mémoire

Il permet de visualiser les signaux issus des deux dispositifs d'essai par l'intermédiaire des ponts d'extensométrie. Ces signaux représentent la charge et le déplacement en fonction du temps, mesurés sur la face de l'éprouvette. Au cours des essais, Ils sont simultanément enregistrés, dans la mémoire du "NICOLET 440" dont les caractéristiques sont les suivantes :

- base de temps : de 100 ns à 10 s,
- échelle de mesure : de 30 mV à 120 V.

3°) Un micro-ordinateur

Situé en aval des ponts d'extensométrie et du "NICOLET 440", il est utilisé pour l'acquisition et l'exploitation des données stockées dans l'oscilloscope.

4°) Une lunette de grossissement 50

Le suivi de la fissure est fait à l'aide d'une lunette de grossissement 50, montée sur une table micrométrique. Nous avons ainsi mesuré la longueur de la fissure, au moyen d'un micromètre qui déplace la table en translation.

5°) Une lampe stroboscopique

Pour mieux distinguer l'évolution de la fissure, l'éclairage de la fissure est assuré par une lampe stroboscopique, synchronisée à la fréquence des machines d'essai.

II.1.3 - Eprouvettes

II.1.3.1 - Propagation

Les essais de propagation de fissures, ont été réalisés sur des éprouvettes prélevées dans l'acier 30 NCD 16, le Marval 18H et le composite Al/SiC. Les dimensions des éprouvettes sont indiquées sur la Figure 27a. Le choix de cette géométrie répond aux exigences suivantes :

- 1°) permettre un meilleur passage de l'onde de choc grâce à un pas de filetage fin,
- 2°) obtenir une propagation de la fissure sur une longueur assez importante, pour que la mesure de la vitesse de fissuration puisse être significative,
- 3°) réaliser une fixation avec les barres (incidente et transmettrice), résistant aux chocs.

Pour ce type d'éprouvette, le facteur d'intensité de contraintes est calculé par la formule proposée par TADA [60] :

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \left[(1 - 0.025 (2a/w)^2 + 0.06 (2a/w)^4 \left(1/\cos (\pi a/w) \right)^{1/2} \right] \quad /II.1/$$

II.1.3.2 - Amorçage

Au cours des essais d'amorçage de fissures, seules les éprouvettes en aciers 30 NCD 16 ont été utilisées. La position des entailles mécaniques ($\rho = 0,01$ mm et $\rho = 0,25$ mm) a été modifiée. Pour des raisons de commodité, elles ont cette fois été usinées sur les faces latérales de l'éprouvette (Figure 27b). Le facteur d'intensité de contraintes de ces échantillons est donné par la relation suivante [61] :

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \left[1,122 + 0,20(2a/w) - 1,20(2a/w)^2 + 1,93(2a/w)^3 \right] \quad /II.2/$$

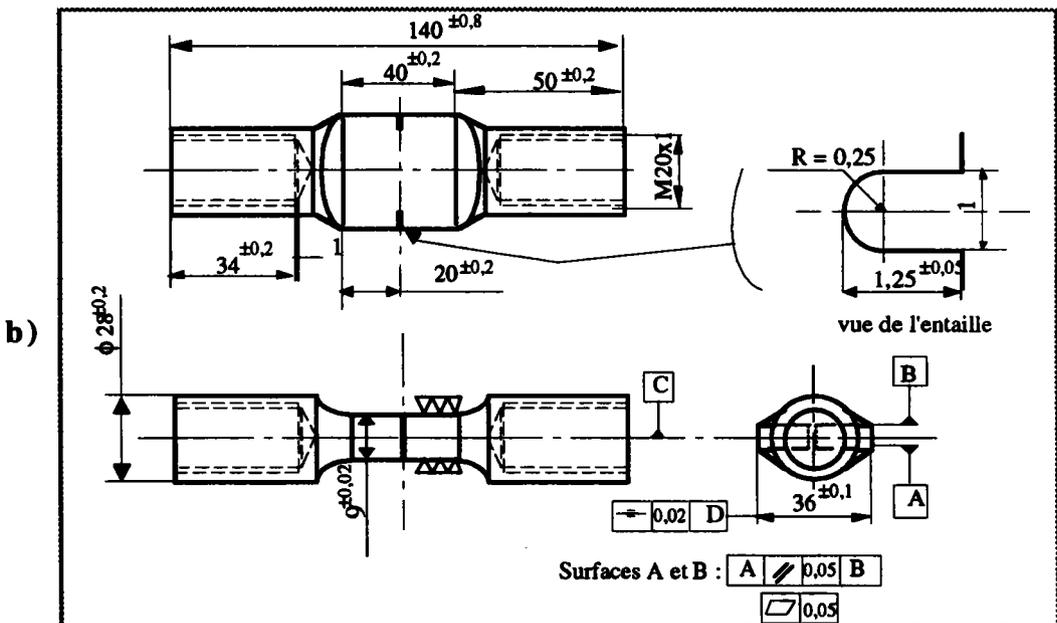
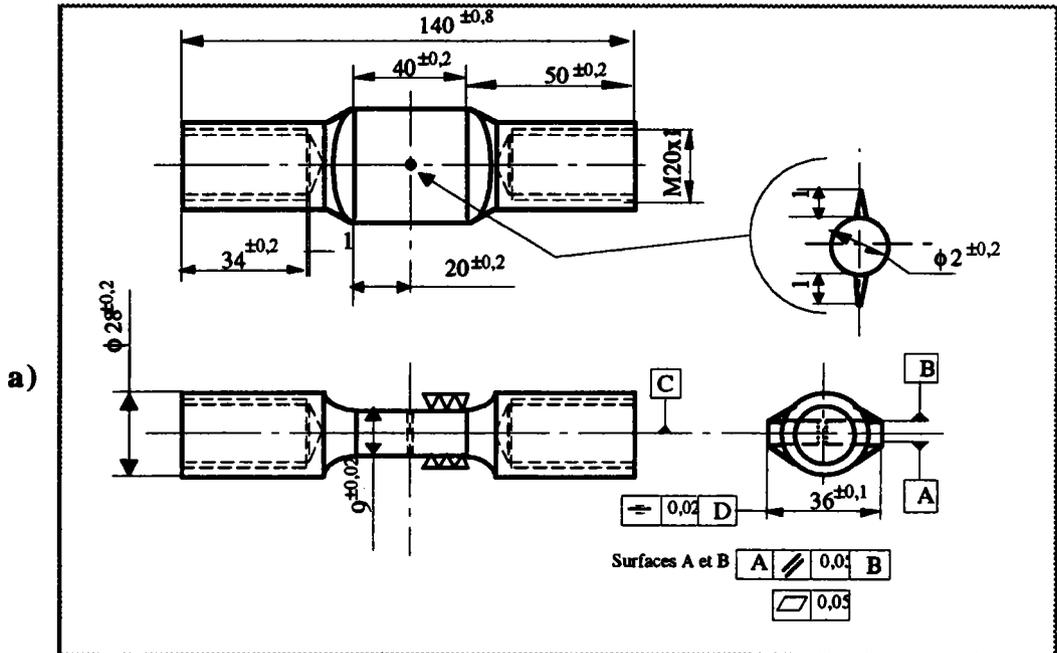


Figure 27 : éprouvettes utilisées pour les essais de fissuration :
 a) propagation,
 b) amorçage.

II.2 - PROCEDURE EXPERIMENTALE

II.2.1 - Chargements

II.2.1.1 - Fatigue par chocs

La figure 28 rend compte de l'allure du chargement obtenu en fatigue par chocs, à partir de la jauge collée sur une éprouvette en acier 30 NCD 16. Ainsi qu'on peut le remarquer, il est composé d'un premier pic d'amplitude très importante. Celui-ci est suivi par de nombreux autres petits pics, dus à des réflexions de l'onde à chaque interface ou changement de section du dispositif. Le rapport des contraintes (R) est égal à 0,48.

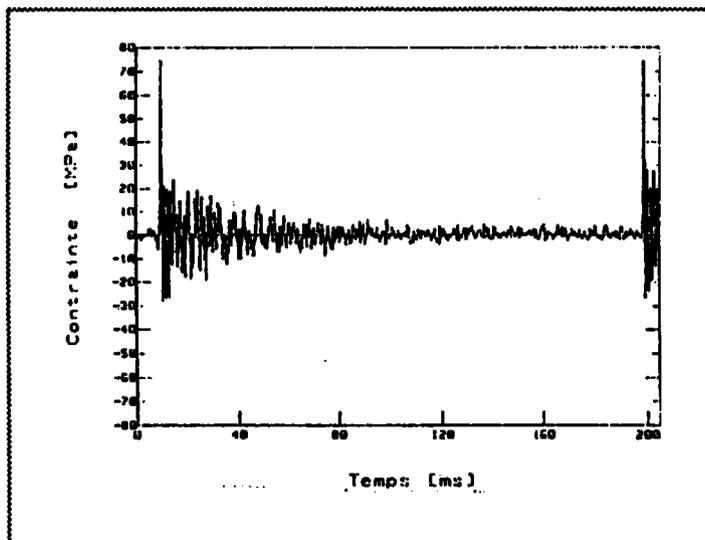


Figure 28 : forme du signal du chargement de fatigue par chocs.
(acier 30 NCD16)

II.2.1.2 - Fatigue conventionnelle

Le chargement fourni par le dispositif de fatigue par chocs est complexe. Comme on peut le voir sur la figure 35, un cycle comporte plusieurs chargements d'amplitude différentes. Il ne paraissait pas donc convenable de comparer directement les résultats des essais effectués en fatigue par chocs, avec ceux provenant de la machine servo-hydraulique. Les divergences que nous aurions pu observer, pouvaient alors être attribuées aussi bien à la différence de forme du chargement, qu'à l'augmentation de la vitesse de déformation.

Nous avons en conséquence, substitué au générateur de fonction de la machine de fatigue conventionnelle, un micro-ordinateur sur lequel le cycle de chargement désiré est programmé. Ce cycle se présente sous la forme de rampes successivement ascendantes et descendantes. Il reproduit ainsi les huit principaux pics de contraintes (traction et compression) du signal dynamique (figure 36).

Les valeurs de ces pics (tableau 5) sont fournies au micro-ordinateur qui les stocke en mémoire. Il existe environ, 1000 points par rampe. Une fois l'essai lancé, un programme écrit en langage assembleur pour des raisons de rapidité d'exécution, lit chaque valeur implantée en mémoire. Celle-ci est transférée vers une carte de conversion numérique-analogique dont la tension de sortie pilote la machine hydraulique. Ce programme boucle sur lui-même jusqu'à ce qu'une touche réservée du clavier soit enfoncée.

Nous obtenons ainsi deux chargements comparables entre lesquels, si l'on suppose les faibles chargements résiduels négligeables dans le processus de propagation dynamique, seule la vitesse de déformation diffère. La vitesse "statique" ainsi obtenue, est inférieure à 10^{-2} s^{-1} , soit un rapport de 10^4 entre les deux dispositifs.

II.2.2 - Détermination des contraintes

II.2.2.1 - Fatigue par chocs

En faisant appel aux lois issues de la théorie de propagation des ondes unidimensionnelles, il est possible d'estimer le niveau de contrainte (σ) créée par l'impact :

$$\sigma = m_v C_0 \frac{V_p}{2} \quad /II.3/$$

où V_p est la vitesse du projectile.

Si on considère que l'onde incidente se transmet intégralement, (pas de réflexion au niveau de la fixation barre-éprouvette), on peut déduire la contrainte dans l'éprouvette (σ_{ep}).

$$\sigma_{ep} = \frac{1}{2} m_v C_0 V_p \frac{S_p}{S_{ep}} \quad /II.4a/$$

S_{ep} : section de l'éprouvette,

S_p : section du projectile.

En admettant de plus que le projectile est heurté par la fourchette quand celle-ci est à sa vitesse maximale, nous avons :

$$V_p = V_{\text{fourch}} = \omega \cdot R \quad \text{/II.4b/}$$

ainsi :

$$\sigma_{ep} = \frac{1}{2} m_v C_0 \omega R \frac{S_{ep}}{S_p} = m_v C_0 f \pi R \frac{S_p}{S_{ep}} \quad \text{/II.4c/}$$

ω : vitesse de rotation de la manivelle,

R : rayon de la manivelle,

V_{fourch} : vitesse de la fourchette,

f : fréquence des chocs.

Cette valeur n'est qu'approximative (par excès), compte tenu des conditions posées au départ. Pour être plus proche de la réalité, nous avons déduit la déformation de l'éprouvette à partir de celle d'une jauge de contrainte de 120 Ω , collée sur une de ses faces. En se plaçant dans l'hypothèse où l'éprouvette est en régime élastique de déformation (ϵ), nous avons calculé la contrainte à laquelle elle est soumise par la relation :

$$\sigma = E \cdot \epsilon \quad \text{/II.5/}$$

Le temps nécessaire pour atteindre la contrainte maximale est de 0,12 s. Cela correspond dans notre cas, à une vitesse de déformation de l'ordre de 100 s^{-1} .

II.2.2.2 - Fatigue conventionnelle

En fatigue conventionnelle, les premières mesures ont montré que la charge relevée sur l'éprouvette était identique à celle indiquée par la cellule de charge de la "SERVOTEST". Nous nous sommes donc dispensés de coller des jauges sur les éprouvettes d'essais.

II.2.3 - Préfissuration des éprouvettes d'essais de propagation

Avant les essais de propagation en fatigue par chocs, nous avons fissuré les éprouvettes sur une longueur d'un millimètre prolongeant les entailles mécaniques. Les éprouvettes ont été sollicitées sur la machine servo-hydraulique par un chargement sinusoïdal ($R = 0,1$). Les différentes charges qui ont été appliquées, sont reportées dans le tableau ci-dessous :

	MATERIAUX		
	Al/SiC	30 NCD 16	Marval 18H
P_{\max} (KN)	18	26	30
P_{\min} (KN)	1,8	2,6	3,0

Tableau 3 : charges appliquées aux éprouvettes pour la préfissuration.

II.2.4 - Mesure de la longueur de la fissure

Les mesures de la longueur de la fissure pendant les essais de propagation étant faites sur la surface des éprouvettes, nous avons au préalable réalisé un polissage mécanique avec des papiers abrasifs. Pour rendre les surfaces plus lisses, nous les avons ensuite polies à la pâte de diamant. Cette opération a permis de mieux distinguer l'évolution de la fissure, tout au long de sa trajectoire.

Au cours des essais, une mesure est faite tous les 0,20 mm environ d'avancement de la fissure.

II.2.5 - Détection de l'amorçage de fissures

La détection de l'amorçage a été effectuée par la méthode optique. Le cyclage est arrêté lorsqu'une amorce de fissure d'environ 0,15 mm de longueur a été observée.

II.2.6 - Relevé du nombre de cycles

Un relevé du nombre de cycles de chargement correspondant à l'amorçage et à la propagation de fissure, est également effectué pendant les essais :

- en fatigue par chocs, le nombre de cycles est déterminé à partir de la fréquence d'apparition sur l'oscilloscope (NICOLET 440), des signaux provenant des jauges,
- dans le cas de la fatigue conventionnelle, il est directement affiché par le compteur de la machine servo-hydraulique (SERVOTEST).

II.2.7 - Dépouillement

II.2.7.1 - Propagation de fissures

1°) Le calcul de la vitesse de propagation de la fissure (da/dN) en fatigue par chocs et en fatigue conventionnelle, a été fait par la méthode de la sécante :

$$\frac{da}{dN} = \frac{a_{p+1} - a_p}{N_{p+1} - N_p} \quad /II.6/$$

(a_p, N_p) et (a_{p+1}, N_{p+1}) sont des couples de mesure de la longueur de la fissure et du nombre de cycles correspondant. Cette mesure donne une valeur moyenne de la vitesse de fissuration entre deux points consécutifs, situés sur sa trajectoire.

L'essai de propagation de la fissure est mené jusqu'à la rupture de l'éprouvette, en maintenant une amplitude de charge maximale constante. Quand au facteur d'intensité de contraintes (K), il croit progressivement lorsque la fissure avance.

Avec les données acquises au cours des expériences (nombres de cycles, longueur de la fissure, amplitude de charge), un programme informatique écrit en Basic 4.0 a été utilisé pour tracer les relations suivantes :

- en coordonnées logarithmiques :

$$\frac{da}{dN} = C (K_{max})^m \quad /II.7a/$$

- en coordonnées linéaires :

$$\ln \left(\frac{da}{dN} \right) = \ln C + m \ln (K_{max}) \quad /II.7b/$$

La relation /II.10/ ainsi écrite, représente l'expression d'une droite :

$$y = ax + b \quad /II.8a/$$

En procédant par identification des équations /II.7b/ et /II.8a/, nous avons déduit la valeur du coefficient (C) et de l'exposant (m) de la loi de Paris de chaque matériau testé : l'acier 30 NCD 16, le Marval 18H et le composite Al/SiC. Ces deux constantes représentent respectivement, la pente (a) et l'ordonnée à l'origine (b) de la droite :

$$a = m \quad /II.8b/$$

$$C = \exp (b) \quad /II.8c/$$

2°) Pour établir l'effet des pics de faible amplitude sur la vitesse de fissuration en fatigue par chocs (uniquement pour le cas de l'acier 30 NCD 16), celle-ci a été calculée à partir des résultats obtenus par la décomposition du signal considéré dans son ensemble, comme un bloc de chargement. La vitesse de propagation de la fissure exprimée par bloc (da/dB), est alors donnée par la relation :

$$\frac{da}{dB} = \sum_{i=1}^N C (\Delta K_i)^m \quad /II.9/$$

Les méthodes de comptage "Rainflow" et les méthodes de comptage des "étendues" ont servi pour la décomposition du signal de chargement de fatigue par chocs. Trois cas de figure ont été examinés en ignorant :

- a) les cycles d'amplitude inférieures à 13% de l'amplitude du cycle maximal,
- b) les cycles d'amplitude inférieures à 20% de l'amplitude du cycle maximal,
- c) les cycles d'amplitude inférieures à 30% de l'amplitude du cycle maximal.

Précisons que tous les cycles d'amplitude plus faible que le seuil de propagation de la fissure de ce matériau ($K_{th} = 5 \text{ MPa } \sqrt{m}$), ont été éliminés.

3°) En utilisant le concept de chargement équivalent, nous avons exprimé la vitesse de propagation de la fissure en fatigue par chocs (acier 30 NCD 16), en fonction de la valeur moyenne quadratique et de la valeur moyenne du facteur d'intensité de contraintes :

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K_{rms})^m \quad /II.10a/$$

et

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K_{rm})^m \quad /II.10b/$$

II.2.7.2 - Amorçage de fissures

Les essais d'amorçage de fissures ont été réalisés uniquement sur des échantillons en acier 30 NCD 16. Au cours des expériences, sept niveaux de charge (chargement programmé huit pics) furent appliqués aux éprouvettes possédant des rayons à fond d'entaille de 0,07 mm et six niveaux de charge, à celles ayant des rayons à fond d'entaille de 0,1 mm.

Afin d'avoir une sollicitation de forme identique à chaque palier, nous avons calculé de façon homothétique, les extremums du chargement. Les valeurs des pics sont reportées dans le tableau 4 (ANNEXE I).

Les mêmes types d'essais avec un chargement à amplitude constante égale à $\Delta\sigma_{rm}$ ont également été menés sur les deux types d'éprouvettes. La détermination de cette contrainte dans le cas du chargement programmé (huit pics), a été faite par la méthode de comptage des étendues décrite au Chapitre II.2.

Le nombre de cycles recueillis, a été porté dans des diagrammes semi-logarithmiques :

$$\Delta\sigma_{nom} = f(N_i) \quad /II.11a/$$

$$\Delta K_I = f(N_i) \quad /II.11b/$$

$$\Delta K_{I\rho,\psi} = f(N_i) \quad /II.11c/$$

Les paramètres ($\Delta\sigma_{nom}$, ΔK_I , $\Delta K_{I\rho,\psi}$), ont été déterminés à partir de la valeur moyenne (d'ordre m) des contraintes des chargements utilisés.

III - RESULTATS EXPERIMENTAUX

III.1 - RESULTATS DES ESSAIS DE PROPAGATION DE FISSURE

III.1.1 - Objectifs de l'étude

Comme nous l'avions signalé, seul le pic le plus important du spectre de fatigue par chocs a été considéré par différents auteurs dans leurs études [1, 2, 5]. Nous tenterons ici, d'établir l'importance des pics de faible amplitude de ce type de chargement, sur la vitesse de fissuration. Quant aux résultats des essais d'amorçage, ils seront dépouillés et analysés en fonction du critère basé sur la distribution réelle des contraintes près de l'entaille.

Dans cette partie du mémoire consacrée à la propagation de fissure, nous présentons :

- tout d'abord, les résultats expérimentaux de la vitesse de fissuration obtenue en fonction du pic maximal du chargement (fatigue par choc et fatigue conventionnelle),
- ensuite, les résultats de la décomposition du signal de fatigue par chocs par les méthodes de comptage,
- enfin, les résultats de la vitesse de fissuration, en tenant compte des pics de faible amplitude extraits par ces méthodes.

L'amorçage sera abordée par la suite, en dernière partie.

III.1.2 - Matériaux

Nos essais ont été réalisés sur deux aciers à très haute limite d'élasticité (30 NCD 16, Marval 18H) et sur le composite Al/SiC. Signalons que ces matériaux ont été choisis dans le cadre du contrat de recherche, entre le LFM et l'ETCA (Etablissement Technique Central de l'Armement).

III.1.2.1 - Traitements thermiques

L'acier 30 NCD 16 a subi une austénisation à 850° C pendant 30 minutes, un revenu à 580° C pendant 1 heure. Le Marval 18H a subi une austénisation à 820° C pendant 1 heure, une trempe à l'air pendant 4 heures. Quant au composite Al/SiC, il a été obtenu par la métallurgie des poudres.

III.1.2.2 - Propriétés mécaniques

Les propriétés mécaniques des matériaux utilisés sont les suivantes (Tableaux 5) :

Matériaux	R _m (MPa)	R _e (MPa)	A %
Al/SiC	427	237	3,4
30 NCD 16	1212	1015	15,2
Marval 18 H	2165	2045	8,5

Tableau 5 : propriétés mécaniques des matériaux utilisés.

III.1.2.3 - Composition chimique

La composition chimique des matériaux est donnée dans les tableaux ci-dessous.

a) Composite Al/SiC

Eléments	Si	Fe	Cu	Zn	Mg	O	Al
Poids (%)	0,25	0,05	3,2 à 4,4	0,1	1 à 1,6	0,6	reste

b) Acier 30 NCD 16

Eléments	C	Si	Mn	S	P	Ni	Mo	Cr
Poids (%)	0,294	0,39	0,48	0,003	0,009	3,41	0,44	1,30

c) Marval 18H

Eléments	C	Si	Mn	S	P	Ni	Mo	Ti	Al	Cc
Poids (%)	< 0,01	0,03	< 0,02	< 0,002	0,005	18,57	4,72	0,80	0,11	9,14

Tableau 6 : composition chimique des matériaux utilisés.

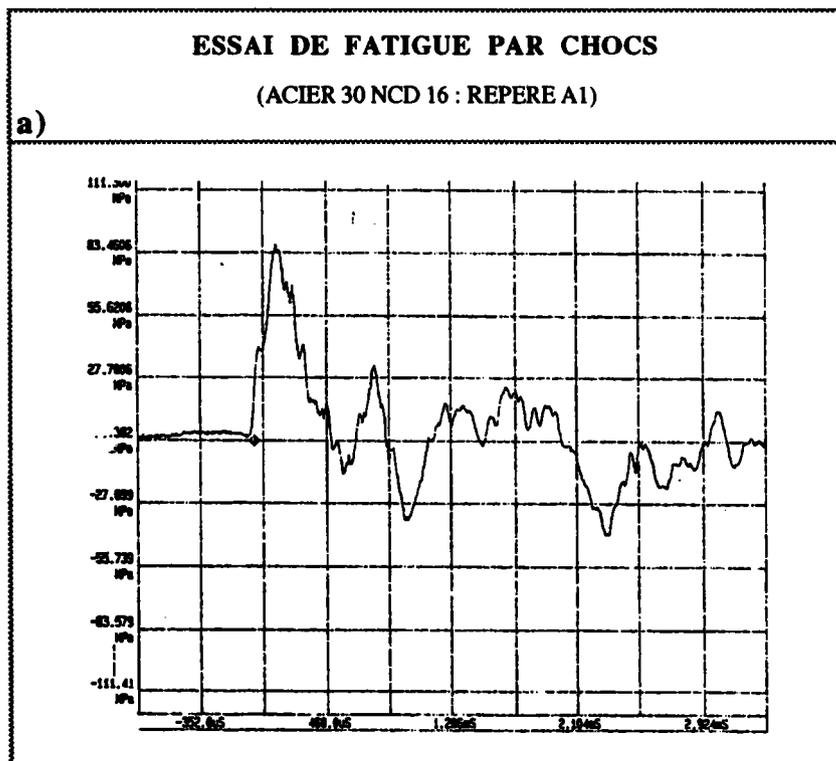
III.1.3 - Chargements obtenus au cours des essais

III.1.3.1 - Fatigue par chocs

Ainsi qu'on peut le voir sur les figures 29a et 29b, les chargements obtenus au cours des essais de fatigue par chocs sont légèrement différents suivant les matériaux utilisés.

En effet, compte tenu de la différence d'impédance acoustique de ces derniers, les réflexions dues aux chocs sont plus régulières dans le cas des aciers (30 NCD 16, Marval 18 H) que dans le cas du composite Al/SiC (Figure 29b).

L'observation des différents spectres recueillis pendant les essais (figure 29a, 29b), montre que le temps d'analyse est plus réduit pour le chargement relatif au composite Al/SiC. En effet l'amortissement du signal de ce matériau, est plus rapide que celui constaté sur les deux autres matériaux.



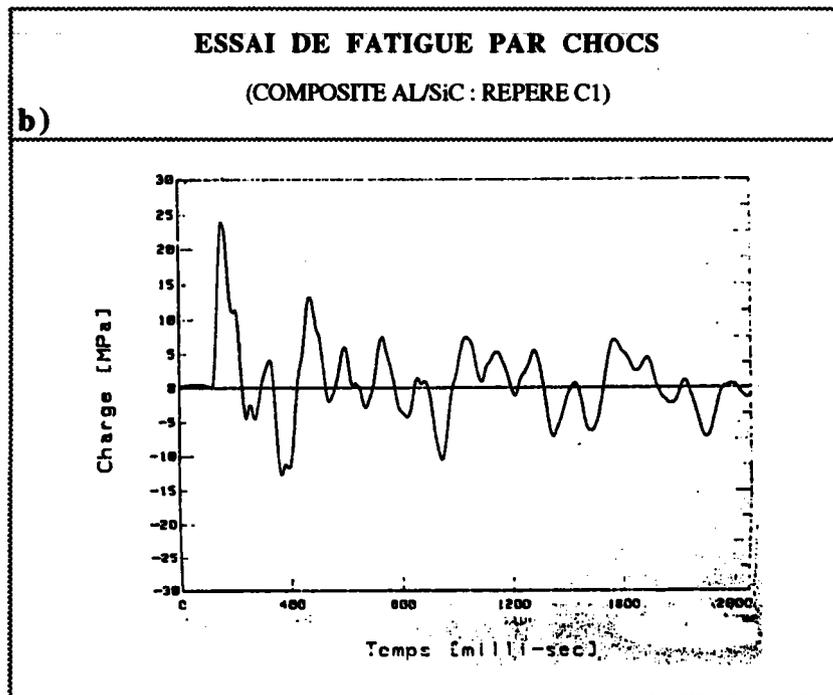


Figure 29 : chargements obtenus en fatigue par chocs :

- a) acier 30 NCD 16,
- b) composite Al/SiC.

III.1.3.2 - Fatigue conventionnelle

Le tableau 7 rassemble les principaux pics (huit) programmés en fatigue conventionnelle. La vitesse "statique" obtenue pendant les essais est inférieure à 10^{-2} s^{-1} . Sachant que la vitesse de déformation en fatigue par chocs est de l'ordre de 100 s^{-1} , nous avons alors, un rapport de 10^4 entre les deux modes de sollicitation.

Le signal de fatigue conventionnelle correspondant au cas du composite Al/SiC est montré sur la figure 30. Par sa forme, il est comparable à celui recueilli en fatigue par chocs (figure 29b). Seule la vitesse de déformation diffère entre les deux modes de sollicitation.

VALEURS DES PICS PROGRAMMES (Amplitudes relatives par rapport au pic maximal)			
Numéro du pic	30 NCD 16	Al/SiC	Marval 18H
1	1	1	1
2	- 0,167	- 0,53	- 0,031
3	+ 0,383	+ 0,56	+ 0,389
4	- 0,400	- 0,42	- 0,274
5	+ 0,267	+ 0,31	+ 0,631
6	- 0,483	- 0,28	- 0,171
7	+ 0,150	+ 0,3	- 0,086
8	- 0,133	- 0,27	+ 0,591

Tableau 7 : valeurs relatives des pics programmés en fatigue conventionnelle.

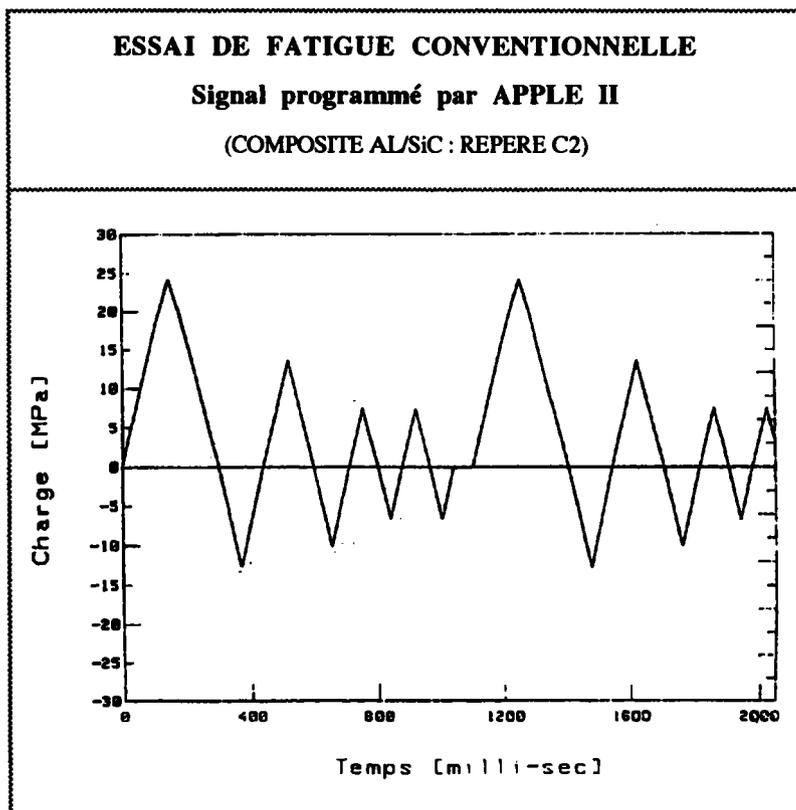


Figure 30 : chargement programmé en fatigue conventionnelle (composite Al/SiC).

III.1.4 - Courbes de vitesse de propagation de la fissure

Dans ce paragraphe, nous avons exprimé les résultats de la propagation de la fissure en fonction du facteur d'intensité de contraintes maximal (K_{max}). Il faut préciser que ce paramètre a été calculé, à partir du pic le plus important des chargements.

L'évolution de la longueur de la fissure et le nombre de cycles correspondant, a permis de déterminer la vitesse de propagation. Les courbes obtenues en fatigue conventionnelle et en fatigue par chocs, sont tracées dans un diagramme bilogarithmique (Figures 31a, 31b et 31c).

On observe à travers ces résultats, que la vitesse de propagation de la fissure est légèrement supérieure en fatigue conventionnelle pour le matériau dont les caractéristiques mécaniques sont les plus élevées, c'est à dire le Marval 18 H (Figure 31a).

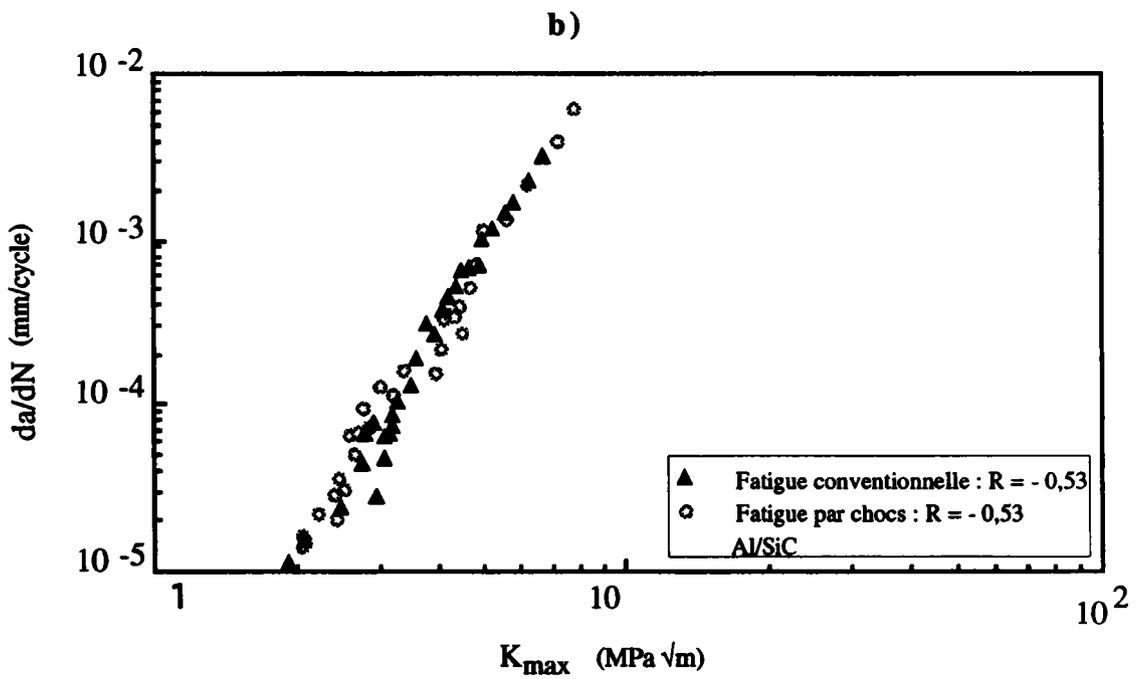
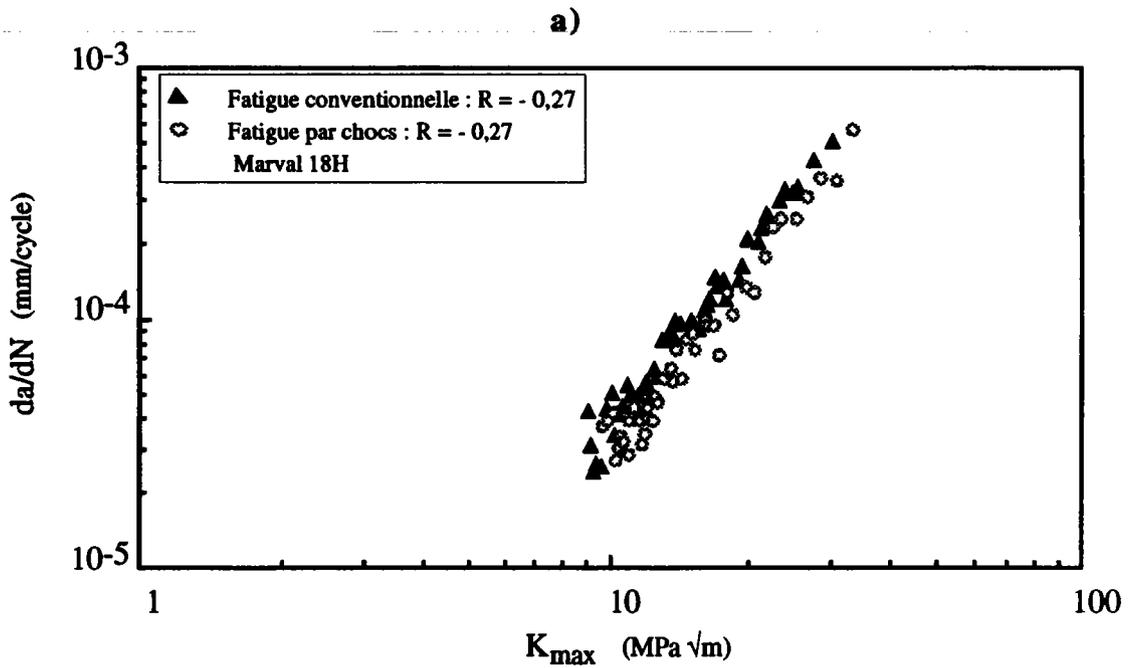
SAZAKY [5] et NAKAYAMA [6] ont constaté un comportement analogue, respectivement sur les aciers SU 304 et JIS S10C.

Dans les cas de l'acier 30 NCD 16 présentant des caractéristiques mécaniques plus faibles, la tendance est légèrement inversée. La vitesse de propagation en fatigue par chocs est un peu plus élevée, que celle obtenue en fatigue conventionnelle (Figure 31c).

S'agissant du composite Al/SiC, ce phénomène est moins marqué. Les courbes de la vitesse de propagation de la fissure sont pratiquement superposées (Figure 31b).

D'une façon générale, on constate que la vitesse de déformation n'a pas une forte influence sur la vitesse de propagation de la fissure. En effet, comme on peut le remarquer à travers ces différents résultats, l'écart de la vitesses de fissuration entre le deux types de fatigue n'est pas très importante.

Suite à des essais effectués par JOHNSON [62] sur l'alliage 7075 T6, les aciers E36 et 35 NCD 16 et par TANAKA [63] sur des aciers HT 80, les conclusions de ces auteurs vont également dans le même sens.



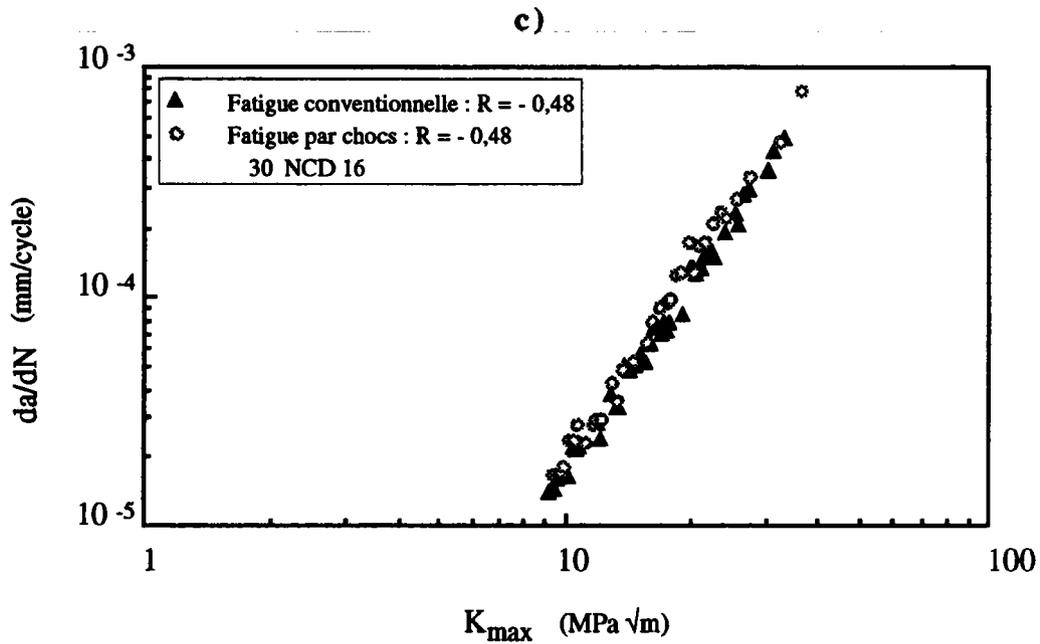


Figure 31 : vitesse de propagation de la fissure en fonction de K_{max} :

- a) Marval 18H,
- b) Composite Al/SiC,
- c) 30 NCD 16.

III.1.5 - Constantes (C et m) des matériaux

En exprimant le logarithme de la vitesse de propagation de la fissure (da/dN) en fonction du logarithme du facteur d'intensité de contraintes maximal (K_{max}), nous avons effectué le lissage des points expérimentaux. Le cas de l'acier 30 NCD 16 est présenté sur les figures 32a et 32b.

Le coefficient C et l'exposant m obtenus ainsi pour chaque matériau, sont rassemblés dans le tableau 8. Ces constantes ont été déterminées suivant les deux types de sollicitation utilisés (fatigue par chocs et fatigue conventionnelle).

En examinant ce tableau, nous remarquons que le Marval 18H ayant une limite d'élasticité plus élevée ($R_e = 2045$ MPa), présente un exposant m de la loi de PARIS plus faible que celui des deux autres matériaux. Ce qui se traduit par une vitesse de propagation de la fissure moins élevée, comparativement à l'acier 30NCD 16 et au composite Al/SiC.

L'analyse des résultats recueillis au cours de cette étude, révèle une diminution de la valeur de m quand la limite d'élasticité du matériau augmentation (Tableau 8). Quelque soit le mode de chargement considéré (fatigue par chocs ou fatigue conventionnelle), la même tendance est observée.

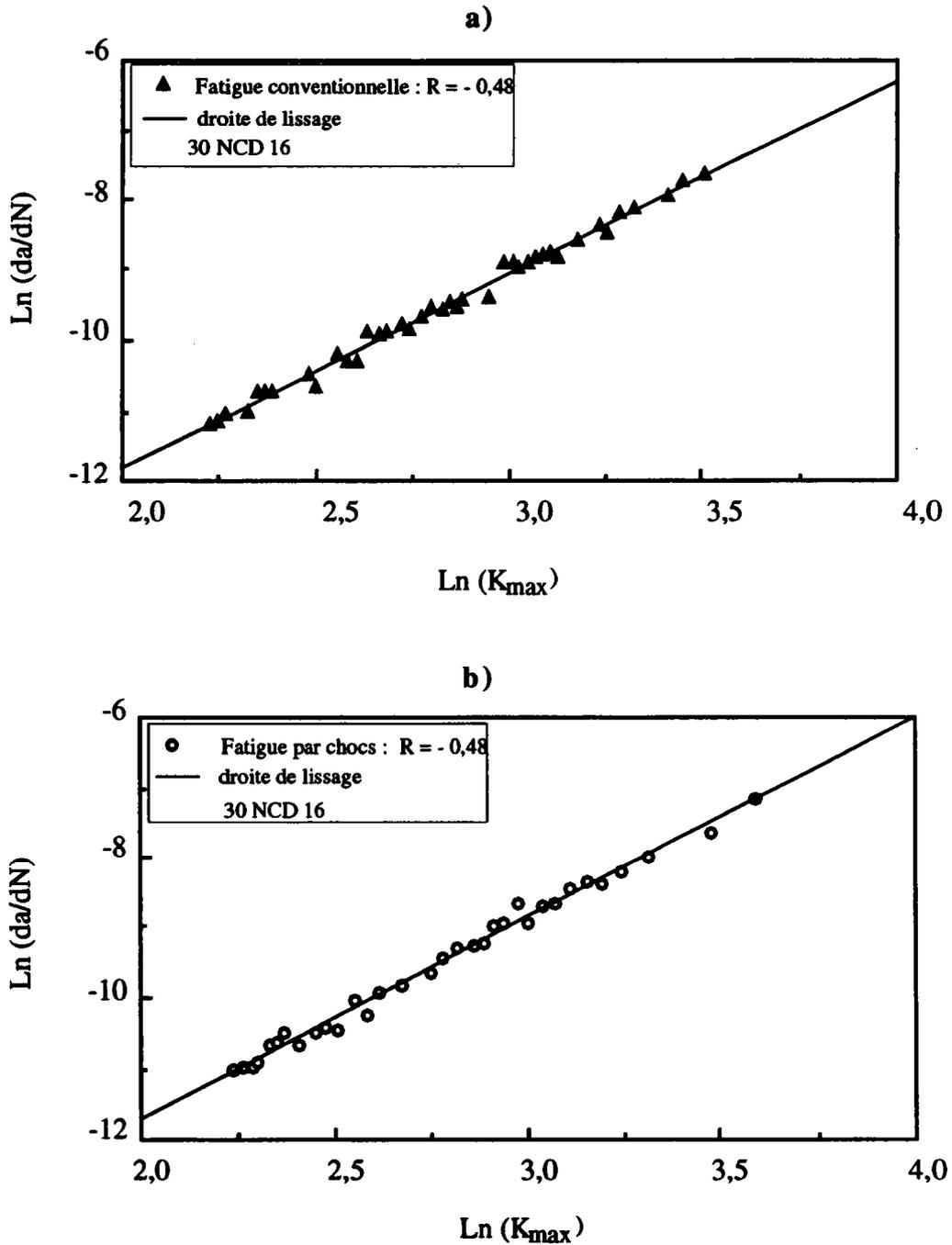


Figure 32 : détermination des constantes C et m (acier 30NCD 16) :

a) fatigue conventionnelle,

b) fatigue par chocs.

MATERIAUX	FATIGUE PAR CHOCS		FATIGUE CONVENTIONNELLE	
	C	m	C	m
Al/SiC	66,5 10 ⁻⁸	4,38	31,7 10 ⁻⁸	4,88
30 NCD 16	2,75 10 ⁻⁸	2,848	2,95 10 ⁻⁸	2,755
Marval 18 H	12,9 10 ⁻⁸	2,36	12,3 10 ⁻⁸	2,43

Tableau 8 : valeurs des constantes C et m des différents matériaux utilisés.
(da/dN en mm/cycle et K_{max} en MPa√m)

III.1.6 - Rapport d'ouverture de la fissure

Nous avons également examiné l'évolution du rapport d'ouverture (U) de la fissure, en fonction du facteur d'intensité de contraintes maximale (K_{max}) :

$$U = f(K_{max}) \quad /III.1/$$

Dans notre cas, U est défini par :

$$U = (\sigma_{max} - \sigma_{ouv}) / \Delta\sigma \quad /III.2/$$

La valeur de U à été calculée à partir de la contrainte d'ouverture de la fissure (σ_{ouv}) du premier pic du cycle de chargement, en fatigue par chocs comme en fatigue conventionnelle.

Dans tous les cas, les courbes recueillies ont la même allure pour les trois matériaux (Figures 33a, 33b et 33c). U est toujours une fonction croissante de K_{max}

Les courbes sont constituées d'une branche linéaire qui tend vers 1 pour les valeurs du facteur d'intensité de contraintes maximal élevées et d'une branche d'allure parabolique pour les faibles valeurs de celui-ci.

On remarque sur ces mêmes figures, que le raccordement des deux branches se situe à environ K_{max} = 18 MPa √m pour les aciers (Marval 18H et 30 NCD 16) et à K_{max} = 4 MPa √m pour le composite Al/SiC.

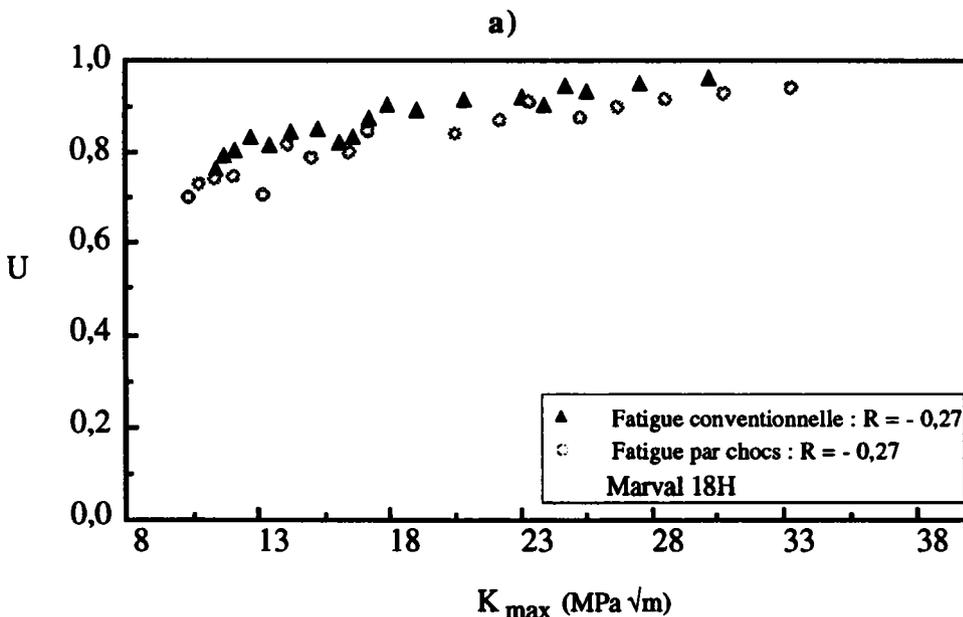
Les résultats obtenus montrent que le phénomène de fermeture de fissure est d'autant plus accentué que la limite d'élasticité est faible. Ainsi pour le Marval 18H à haute limite élastique (Figures 33a), la fissure ne se ferme pas en traction ($U \approx 1$), alors que pour le composite Al/SiC (Figures 33b), le niveau d'ouverture est beaucoup plus faible ($U \approx 0,4$).

Ces résultats sont en accord avec ceux de MILES [64] relatives aux aciers 35 NCD 15 (deux nuances) et 35 CD 4 utilisés au cours de ses essais.

Les matériaux se classent alors par ordre de limite d'élasticité. le composite Al/SiC développant une plus forte plasticité en raison de sa faible limite élastique est celui qui possède une meilleure résistance à l'ouverture de la fissure (U faible).

Par ailleurs, le niveau d'ouverture mesuré sur le premier pic en fatigue par chocs semble légèrement supérieur dans le cas du Marval 18H, à celui relevé en fatigue conventionnelle (Figures 33a). Cependant la différence entre les deux types de fatigue reste faible.

Il en est de même pour l'acier 30 NCD 16 et le composite Al/SiC. La vitesse de déformation ne semble pas affecter le rapport d'ouverture de la fissure, ce qui tend à confirmer les résultats obtenus sur la vitesse de propagation de la fissure.



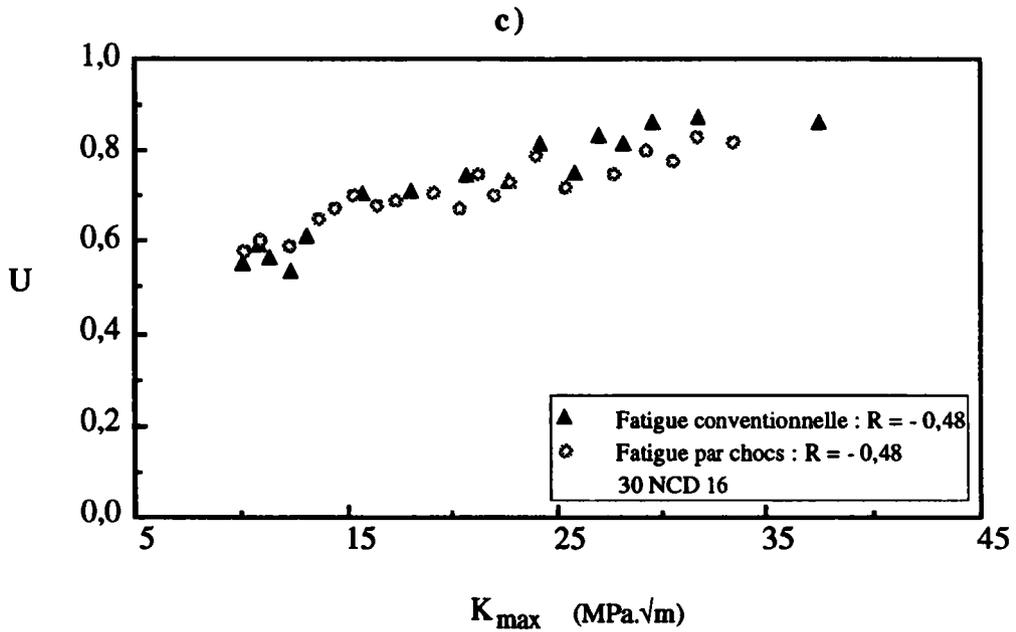
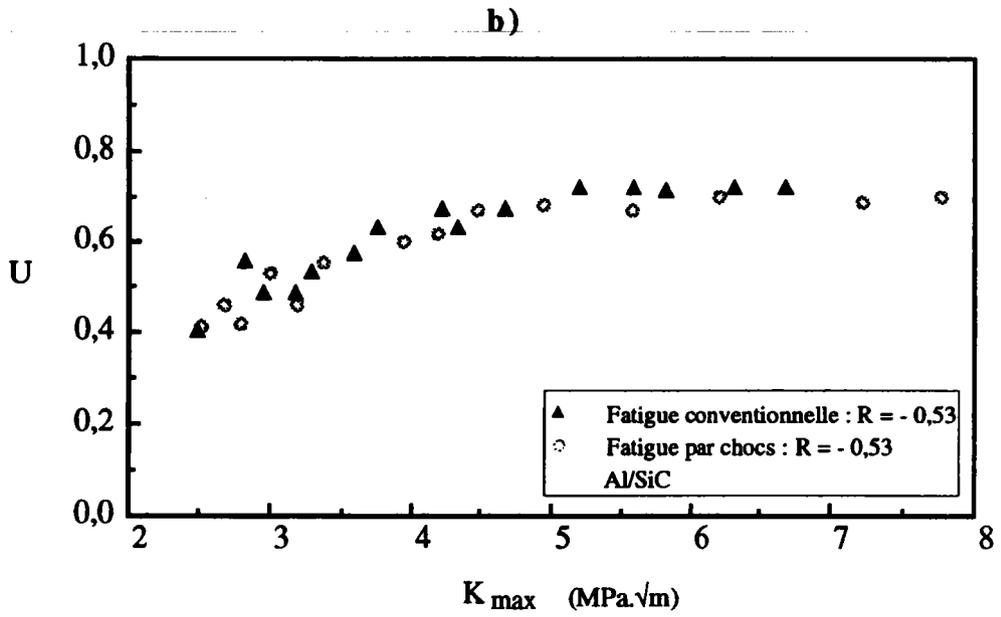


Figure 33 : rapport d'ouverture (U) en fonction de K_{max} :

- a) Marval 18H,
- b) composite Al/SiC,
- c) acier 30 NCD 16.

III.1.7 - Conclusion

Nous venons d'étudier dans ce paragraphe, l'évolution de la vitesse de fissuration en fatigue par chocs et en fatigue conventionnelle sur trois matériaux (30 NCD 16, Marval 18H et composite Al/SiC).

Il apparaît suivant les résultats obtenus, que la différence des vitesses dans les deux cas était relativement faible. En conséquence, on peut dire que l'influence de la vitesse déformation liée à ces deux modes de sollicitation n'est pas très importante. Rappelons que notre démarche était basée essentiellement, sur le pic maximal des chargements utilisés.

Nous allons maintenant voir si l'approche qui consiste à considérer les pics de faible amplitude du chargement fatigue par chocs, ne modifie pas de façon significative les résultats de la vitesse de propagation de la fissure. Cette analyse passe par la décomposition du signal de chargement à l'aide des méthodes de comptage.

===== - =====

III.2 - RESULTATS DE LA DECOMPOSITION DU SPECTRE DE FATIGUE PAR CHOCS

III.2.1 - Introduction

Compte tenu de la forme des spectres obtenus au cours des essais de fatigue par chocs (Figure 35a et 35b), nous avons assimilé ceux-ci à des chargements aléatoires. Le dénombrement des cycles de faible amplitude de ce type de sollicitation, a nécessité l'utilisation des méthodes de comptage. La mise en oeuvre de différentes méthodes, nous a conduit :

- dans un premier temps, à l'extraction des cycles de contrainte qui constituent le spectre de fatigue par chocs,
- puis à l'établissement du cumulatif de charge,
- enfin, à la recherche d'une loi de probabilité statistique, représentant de façon correcte la distribution des cycles.

A noter que dans la suite, nous nous sommes intéressés particulièrement au spectre du chargement de l'acier 30 NCD 16.

III.2.2 - Application des méthodes de comptage

III.2.2.1 - Matrice des cycles extraits

Vu le nombre important de points (2048) composant le chargement de fatigue par chocs, la décomposition de celui-ci a été réalisée en collaboration avec le Laboratoire de Mécanique des Solides (INSA de Lyon). Trois méthodes de comptages ont à cet effet, été utilisées :

- "Rainflow INSA",
- "Rainflow simplifié",
- "Paires-Etendues".

La procédure d'extraction des cycles de contrainte par ces différentes méthodes, est exposée par ROBERT dans ses travaux [65].

Le spectre de fatigue par chocs a été tout d'abord divisé en 64 classes. Pour conserver au signal ses valeurs, minimale et maximale "originelles", les classes extrêmes du signal sont choisies de telle sorte que les valeurs moyennes soient respectivement la contrainte minimale (σ_{MIN}) et la contrainte maximale (σ_{MAX}) du chargement. Pour ce faire, on a défini un pas de classe égale à :

$$\text{pas} = \frac{\sigma_{MAX} - \sigma_{MIN}}{N_{cl} - 1} \quad /III.3/$$

où N_{cl} est le nombre de classes.

Un cycle extrait est représenté par les classes i et j de ses points extrêmes. Il est ensuite stocké dans une matrice $[A]$ 64×64 , appelée "matrice des cycles extraits". La classe i correspond au point minimal du cycle et la classe j au point maximal du cycle. Le terme d'indice de ligne A_i et d'indice de colonne A_j , représentera respectivement le rang de la contrainte minimale et le rang de la contrainte maximale. La composante a_{ij} de la matrice, indique le nombre de cycles identiques extraits du signal de chargement (Figure 34).

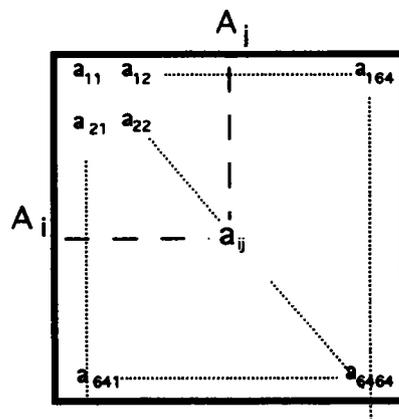


Figure 34 : forme de la matrice des cycles extraits.

Connaissant les valeurs de A_i et de A_j , les caractéristiques de chaque cycle extrait, sont calculées par les relations suivantes :

$$\sigma_{min} = (A_i - 1) * \text{pas} + \sigma_{MIN} \quad /III.4/$$

$$\sigma_{max} = (A_j - 1) * \text{pas} + \sigma_{MIN} \quad /III.5/$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \quad /III.6/$$

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \quad /III.7/$$

où σ_{\max} est la contrainte maximale du cycle extrait, σ_{\min} la contrainte minimale, σ_m la contrainte moyenne du cycle extrait et σ_a la contrainte alternée.

Eu égard à la convention adoptée, la matrice obtenue à partir de la décomposition du chargement de fatigue par chocs est triangulaire supérieure. Cela, quelque soit la méthode de comptage utilisée ("Rainflow INSA", "Rainflow simplifié" et "Paires-Étendues"). Nous avons, en conséquence, représenté exclusivement celle relative à la méthode "Rainflow simplifié".

Au total, 126 cycles de contrainte rassemblés dans les matrices [A], ont été identifiés par chaque méthode de comptage. D'autre part, on dénombre dans ces matrices 55 composantes non nulles dans le cas du comptage des "Paires-Étendues", 56 composantes non nulles pour le comptage "Rainflow simplifié" et 57 composantes non nulles pour le comptage "Rainflow INSA".

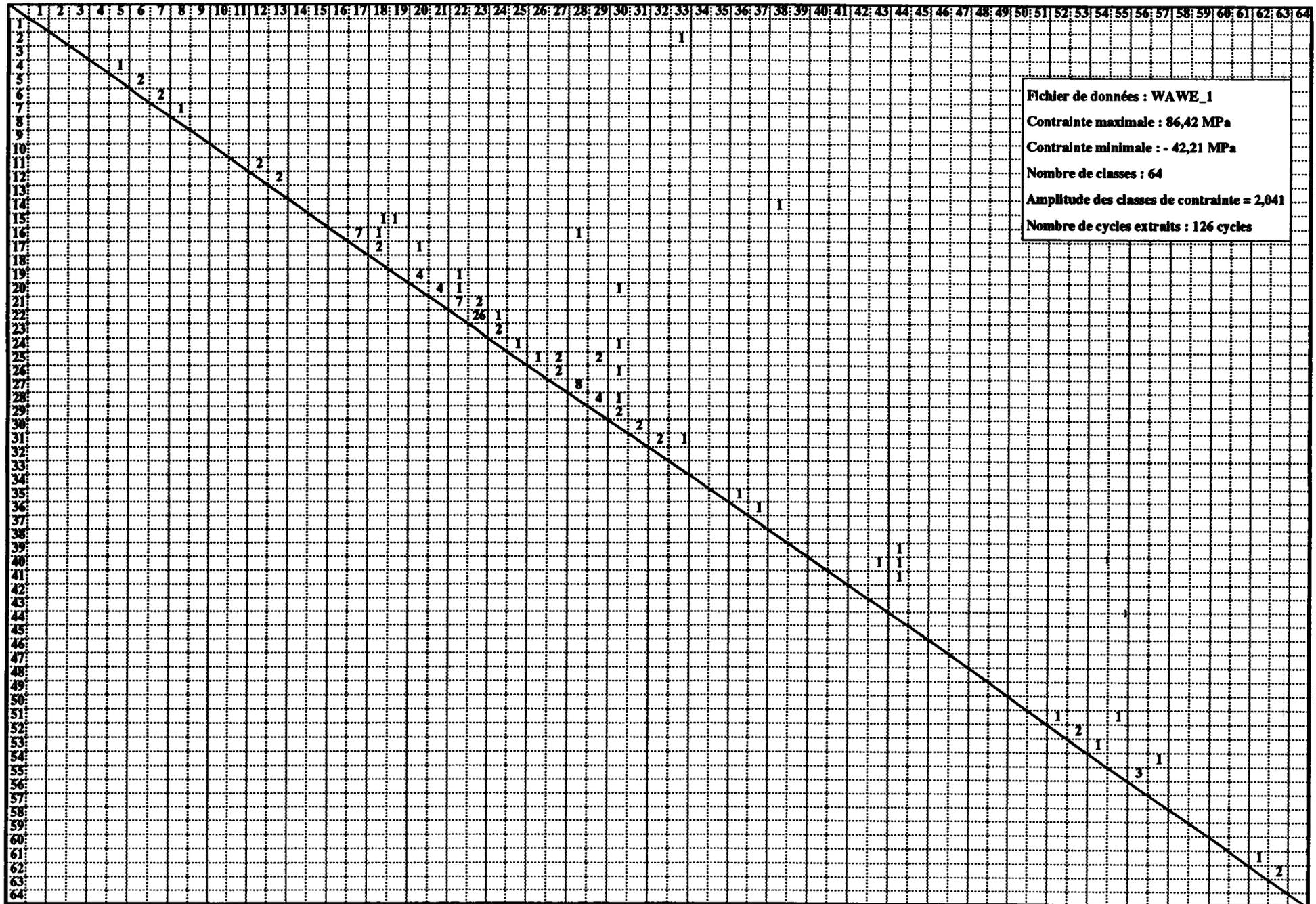
L'examen des tableaux 9, 10 et 11 (ANNEXE II) regroupant les caractéristiques de cycles extraits, révèle dans tous les cas, un grand nombre de cycles d'amplitude très faible (environ 85 % du nombre total) et peu de cycles d'amplitude élevée. Ce chiffre atteint parfois 90 %, si l'on se réfère aux résultats de comptage obtenus par GREGOIRE [15].

Nous entendons par cycle d'amplitude faible, les cycles de contrainte dont l'amplitude est en dessous du seuil de non fissuration de notre matériau (acier 30 NCD 16).

Il faut signaler que les trois méthodes de comptage utilisées, conduisent à des résultats pratiquement identiques pour les cycles de faible amplitude. En revanche, s'agissant des cycles d'amplitude élevée, il existe une différence significative au niveau des résultats.

Nous avons également constaté que les cycles extraits ont des valeurs moyennes et des amplitudes variables. La comparaison de leurs amplitudes, met en évidence l'influence des méthodes de comptage respectifs. Ainsi, après analyse du tableaux 9, il apparaît que :

MATRICE DES CYCLES EXTRAITS (méthode de comptage "Rainflow simplifié")



- la méthode des "Paires-Étendues" ne compte aucun cycle de contrainte, supérieur à 59,21 MPa. Rappelons que la contrainte maximale et la contrainte minimale du chargement de fatigue par chocs, sont respectivement de 86,41 MPa et - 42,23 MPa.

- la méthode "Rainflow INSA" transforme le cycle maximal précédent en un cycle plus important, c'est à dire qu'il passe d'une amplitude de 59, 21 MPa à une amplitude de 87,80 MPa.

- la méthode "Rainflow simplifié" a tendance à identifier des cycles d'amplitude plus élevée que dans le cas des deux méthodes précédentes. En effet, le plus grand cycle extrait, possède une amplitude de 128, 64 MPa.

III.2.2.2 - Cumulatif de charge

L'idée de base qui avait conduit à construire le cumulatif de charge, c'était d'établir une méthodologie pour remplacer un signal aléatoire par une succession de groupes de cycles périodiques [15]. Ce genre de diagramme est traditionnellement obtenu à partir de la méthode de comptage des dépassements de niveaux (Figure 35). Son principe est de comptabiliser les dépassements à de multiples niveaux, d'une part au dessus de la valeur moyenne du signal dans le sens croissant et d'autre part dans le sens décroissant en dessous de cette valeur moyenne.

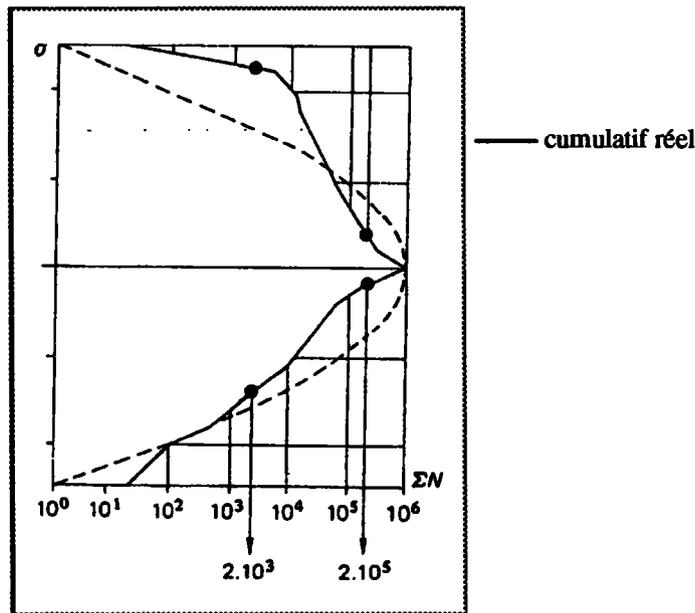


Figure 35 : forme des cumulatifs de charge [15].

Il est cependant possible d'adapter ce type de cumulatif à d'autres techniques de comptage comme celles que nous venons d'évoquer, ("Rainflow INSA", "Rainflow simplifié", "Paires-Étendues").

Au cours de la décomposition du chargement de fatigue par chocs à l'aide de ces méthodes, nous avons obtenu des cycles dont les amplitudes et les valeurs moyennes sont différentes les uns des autres (voir tableaux 9, 10 et 11 dans l'ANNEXE II). La nécessité première est donc de se ramener à une valeur moyenne commune (σ_m). Toutefois, l'influence du cycle à transformer doit être gardée du point de vue de la fatigue.

Nous considérerons alors, qu'un cycle défini par les contraintes (σ_{a1} et σ_{m1}) est équivalent au cycle défini par les contraintes (σ_{a2} et σ_{m2}) pour un matériau donné, si les durées de vie qui leur sont rattachées sont les mêmes.

Le diagramme de HAIGH nous fournira la relation d'équivalence entre le cycle extrait par la méthode de comptage et le cycle équivalent à déterminer. La contrainte moyenne (σ_m) à laquelle seront ramenée tous les cycles équivalents, est prise égale à zéro.

Nous devons donc calculer la contrainte alternée équivalente (σ_{aeq}), telle que le cycle extrait (σ_a , σ_m), soit équivalent au cycle défini par (σ_{aeq} , 0). Comme on peut le voir sur la figure 36, trois modélisations du diagramme de HAIGH sont proposées : droite de GOODMAN, parabole de GERBER et modélisation du CETIM [65].

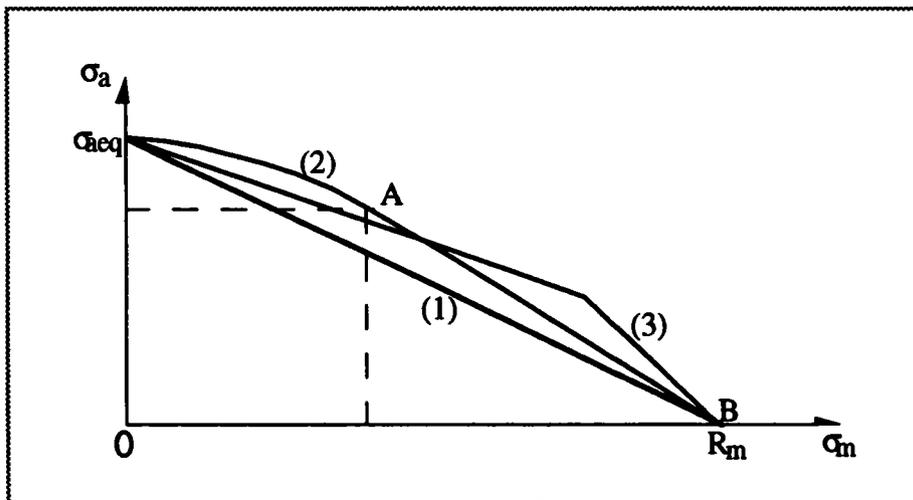


Figure 36 : différentes modélisations du diagramme de HAIGH [65] :

- droite de GOODMAN (1),
- parabole de GERBER (2),
- modélisation du CETIM (3).

Il s'agit pour chaque modélisation, de déterminer la contrainte alternée équivalente (σ_{aeq}) en fonction des caractéristiques du cycle (σ_a , σ_m) et du matériau (R_m). L'hypothèse qui est faite est que, quelque soit le nombre de cycles à la rupture, tous les diagrammes de HAIGH passent toujours par la valeur (R_m) et gardent la même forme.

Exemple de la parabole de GERBER

Dans le cas de la parabole de GERBER (figure 36), la contrainte alternée équivalente (σ_{aeq}) est le sommet de la parabole passant par les points A (σ_m , σ_a) et B (R_m , 0) et ayant pour axe de symétrie, celui des ordonnées. Après calcul, on obtient la relation :

$$\sigma_{aeq} = \frac{\sigma_a}{1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_m}\right)^2} \quad /III.8/$$

Les trois modélisations du diagramme de HAIGH, ont également été appliquées. Dans l'ANNEXE III, figurent les valeurs de (σ_{aeq}) correspondant à chaque méthode de décomposition du chargement de fatigue par chocs (Tableaux 12, 13, 14).

- les résultats découlant de l'utilisation de la méthode de comptage "Rainflow INSA", sont pratiquement identiques. En effet, L'écart maximal entre les valeurs de la contrainte alternée équivalente calculées avec les trois modélisations reste très faible.

- On observe quasiment la même tendance, concernant le comptage "Rainflow simplifié". Nous n'avons noté, pour cette méthode aussi, qu'une petite variation de la contrainte, σ_{aeq} .

- Il en est de même pour la méthode des "Paires-Etendues". Là également, la différence entre les valeurs de la contrainte alternée équivalente obtenues à partir des trois modélisation du diagramme de HAIGH, est insignifiante.

Au vu de ces résultats, on constate que le choix du type de modélisation du diagramme de HAIGH, n'a pas une grande influence sur les valeurs de σ_{aeq} et cela, quelque soit la méthode de décomposition du signal de chargement de fatigue par chocs considérée.

Seule la modélisation de GERBER a alors été choisie pour représenter sur le cumulatif de charge correspondant à ces trois méthodes de comptage. En rapportant les points obtenus dans un diagramme bilinéaire, nous avons remarqué que ce type de graduation écrase la partie des hauts niveaux de charge. D'autre part, il distend la partie des bas niveaux de charge (figure 37). Ce qui ne facilite pas l'interprétation des résultats recueillis.

Pour palier cet inconvénient, la représentation des résultats a été effectuée dans un diagramme bilogarithmique (Figure 38). Précisons que le nombre de cycles extraits, est ramené de façon homothétique à 10^6 cycles. Comme on peut s'en apercevoir, cela donne une meilleure vision des courbes.

Afin de comparer les trois cumulatifs de charge obtenus à partir des méthodes de comptage ("Rainflow INSA", "Rainflow simplifié", "Paires-Étendues"), ceux-ci ont été portés sur le même diagramme (Figure 39). L'analyse de cette figure confirme les observations faites auparavant, en examinant la matrice des cycles extraits : à savoir que c'est au niveau de cycles de grande amplitudes que la différence entre les méthodes de comptage est plus accentuée.

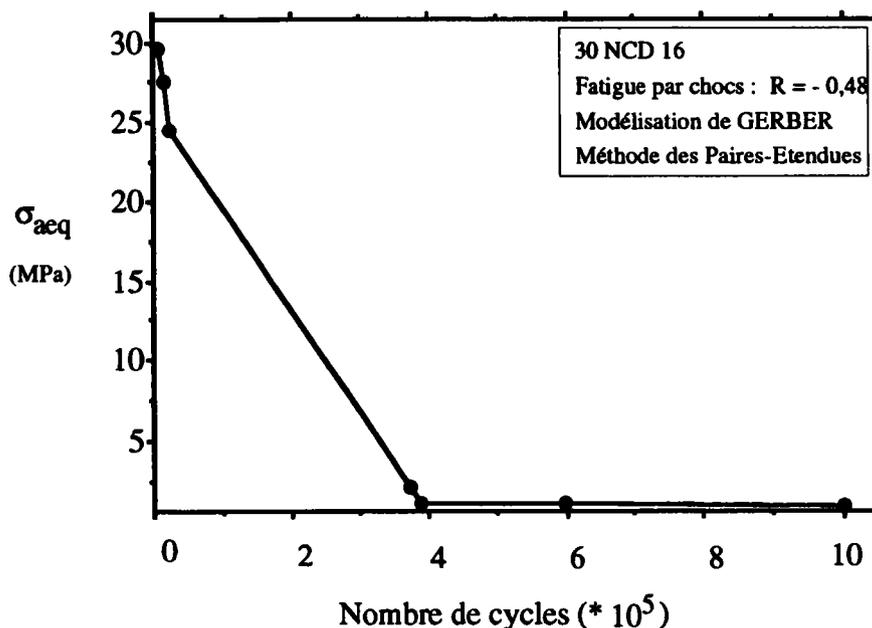


Figure 37 : représentation du cumulatif de charge dans un diagramme bilinéaire.

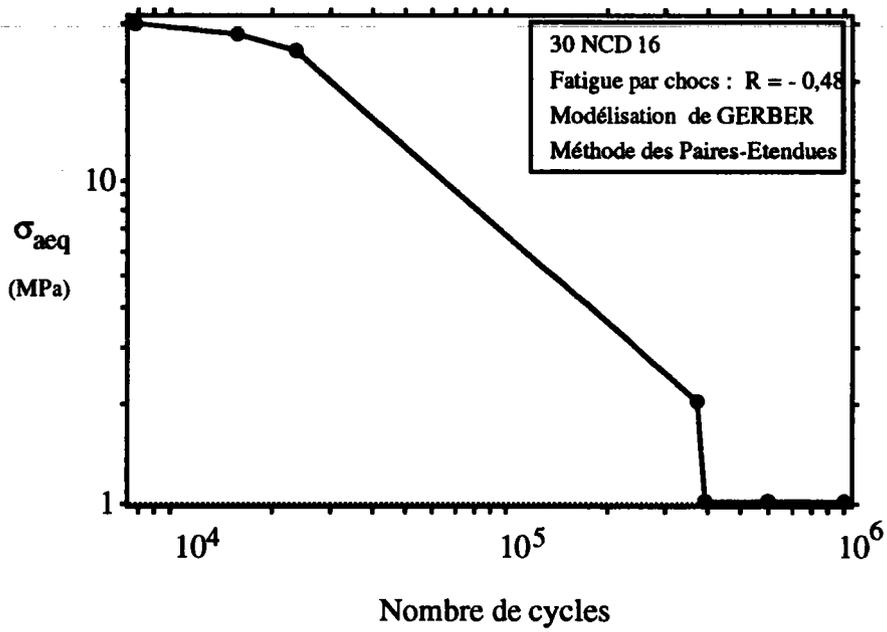


Figure 38 : représentation du cumulatif de charge dans un diagramme bilogarithmique.

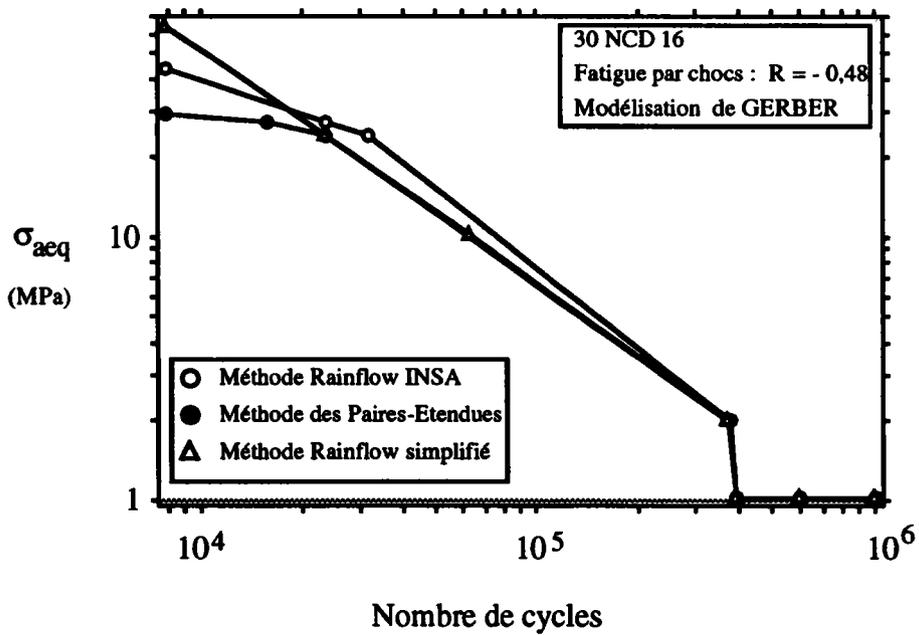


Figure 39 : comparaison des différents cumulatifs de charge obtenus.

III.2.2.3 - Distribution des cycles extraits

Une autre méthode de comparaison des différentes techniques de comptage réside dans l'utilisation de la densité de probabilité des amplitudes des cycles extraits. A la suite de plusieurs essais réalisés avec différents types de signaux, le laboratoire allemand (L.B.F.) a effectué une classification des cumulatifs de charge [66]. Compte tenu de la forme des cumulatifs obtenus précédemment (Figure 39), il s'avère qu'une loi de probabilité à deux paramètres du type (Loi Bêta), conviendrait mieux pour décrire la distribution des amplitudes des cycles extraits [65]. Celle-ci est de la forme :

$$y = f(x) = k x^{p-1} (1-x)^{q-1} \quad /III.9/$$

où k , p et q sont des constantes de la loi. Le calcul de p et q est basé sur les moments centrés d'ordre 1 et 2 :

$$m_k = \int_0^1 x^k f(x) dx \quad (k = 1,2) \quad /III.10/$$

La moyenne (m_1) et la variance (m_2) des variables considérées, sont liées à ces paramètres, par les relations :

$$p = \frac{m_2 - m_1}{m_1 - \frac{m_2}{m_1}} \quad /III.11a/$$

et

$$q = \frac{p(1 - m_1)}{m_1} \quad /III.11b/$$

La distribution des amplitudes de contrainte des cycles extraits est donnée par la densité de probabilité de la contrainte alternée équivalente (σ_{aeq}). Nous avons utilisé des coordonnées réduites y_i et x_i , définies par les relations /III.12/ et /III.13/ :

$$y_i = \frac{N_c(i)}{N_c(max)} \quad /III.12/$$

$$x_i = \frac{\sigma_{aeq}(i)}{\sigma_{aeq}(max)} \quad /III.13/$$

où $N_c(i)$ désigne le nombre de cycles et $\sigma_{aeq(i)}$ la valeur alternée équivalente représentative de, l'intervalle considérée des valeurs de σ_{aeq} .

Les paramètres p et q étant définis, la valeur de k peut être déterminée en plaçant les points (y_i, x_i) dans le repère $(\text{Ln } y, \text{Ln } [x^{p-1} (1-x)^{q-1}])$. L'expression de la loi β s'écrit dans ce plan :

$$\text{Ln}(y) = \text{Ln}(k) + \text{Ln} \left[x^{p-1} (1-x)^{q-1} \right] \quad /III.14/$$

Une corrélation linéaire de l'ensemble des points obtenus, a permis de calculer l'ordonnée à l'origine de cette droite. Celle-ci étant égale à $\text{Ln}(k)$.

Comme on peut le voir sur la figure 40, la répartition des amplitudes des cycles extraits, peut être décrite de façon convenable par la loi statistique (Loi Bêta). Signalons que, sur cette figure représentant le cas de la méthode de comptage "Rainflow simplifié", nous avons porté en abscisse les valeurs de y_i et en ordonnée les valeurs de x_i . la fonction de répartition est sensiblement modifiée, selon que l'on applique l'une ou l'autre méthode de comptage.

Dans le tableau 15 sont rassemblées les caractéristiques des courbes. On remarquera que ceux-ci sont dépendant des méthodes de décomposition du signal de chargement utilisé ("Rainflow INSA", "Rainflow simplifié", "Paires-Etendues"). Compte tenu des remarques précédentes (proportion des cycles d'amplitude faible par rapport aux cycles d'amplitude élevée) la fonction de répartition est sensiblement modifiée selon que l'on applique une méthode ou une autre. Cela s'est traduit par une légère variation des paramètres (p, q) de la loi Bêta.

	"Paires-Etendues"	"Rainflow INSA"	"Rainflow simplifié"
m_1	0,117	0,097	0,064
m_2	0,040	0,032	0,020
p	0,346	0,289	0,188
q	2,621	2,681	2,726
k	0,1058	0,0610	0,0123

Tableau 15 : valeurs des paramètres des courbes de distribution des cycles extraits.

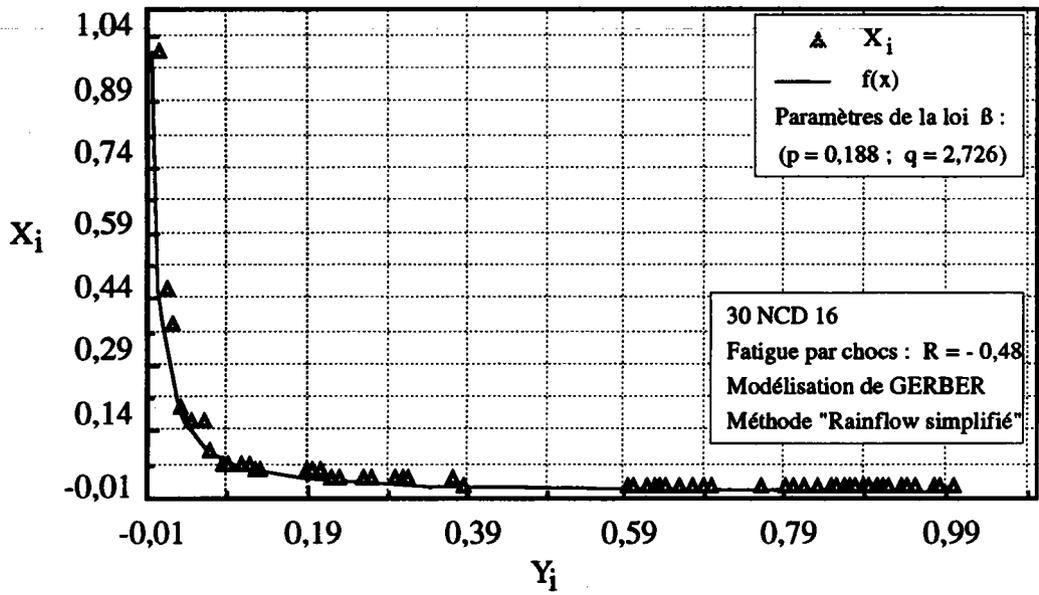


Figure 40 : distribution des amplitudes de contrainte des cycles extraits (σ_{aeq}).
("Rainflow simplifié")

III.2.3 - Méthode de comptage des "Etendues"

Une autre approche utilisée au cours de cette étude pour décomposer le signal de chargement de fatigue par chocs, est la méthode de comptage des "Etendues". Elle a été abordée de deux façons différentes, illustrées par les figures 41a et 41b.

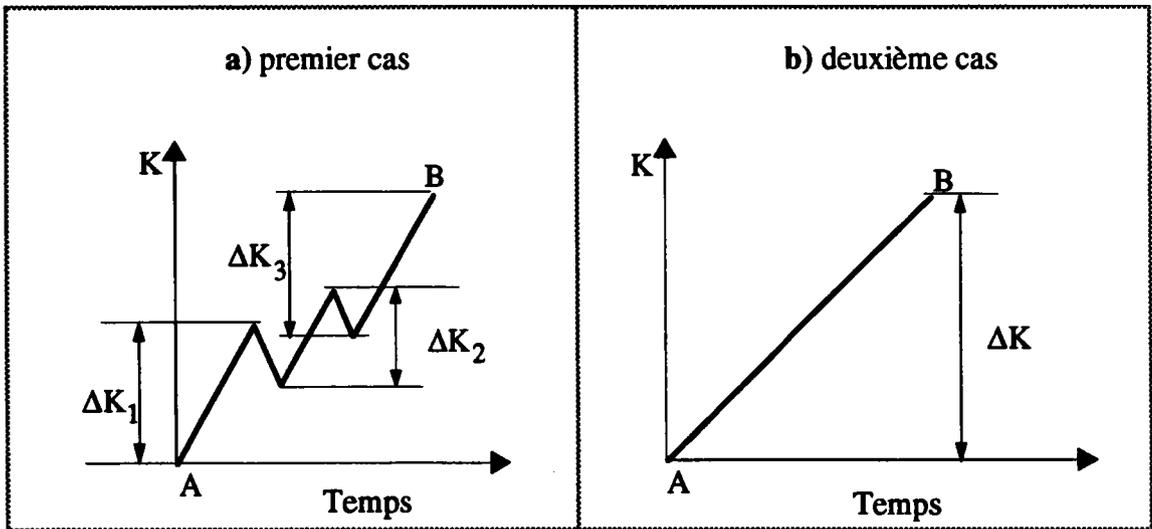


Figure 41 : différentes méthodes de comptage des "Etendues".

Dans le premier cas (figure 41a), nous avons considéré chaque pic intermédiaire de l'étendue (A-B) pour le calcul de l'amplitude du facteur d'intensité de contraintes (ΔK). Comme pour les autres méthodes de comptage précédentes, la décomposition de signal de fatigue par choc par cette approche a abouti au dénombrement de nombreux cycles de contrainte d'amplitude très faible et seulement quelques cycles d'amplitude élevée (Tableau 16, ANNEXE II).

D'autre part, cette méthode de comptage ne restitue pas l'amplitude du pic le plus important du chargement de fatigue par chocs, puisque celle-ci se trouve scindée en deux ($\Delta\sigma_1 = 41,76$ MPa et $\Delta\sigma_2 = 46,9$ MPa).

Dans le deuxième cas, on a pris en compte dans le calcul de (ΔK), l'étendue globale (A-B) schématisée par la figure 41b. L'effet des pics de faibles amplitudes est de ce fait totalement négligé.

Contrairement à la première configuration, cette approche conserve la valeur de la contrainte maximale du chargement, c'est à dire $\Delta\sigma_{\max} = 86,41$ MPa. D'autre part, nous avons obtenu peu de cycles de contrainte mais ceux-ci ont des amplitudes plus fortes. Les résultats de comptage sont regroupés dans le tableau 17.

III.2.4 - Conclusion

On peut dire, en synthèse de cette analyse portant sur la décomposition du signal de fatigue par chocs, qu'elle apporte une connaissance qualitative et quantitative des différentes méthodes de comptage utilisées.

L'observation de la matrice des cycles extraits, du cumulatif de charge, de la loi de distribution des amplitude ainsi que des tableaux 9, 10 et 11 (ANNEXE II), montre l'influence de chaque technique de décomposition sur l'amplitude des cycles extraits.

Les résultats obtenus à partir des différentes méthodes de comptage, révèlent un nombre importants de cycles extraits ayant des amplitudes en dessous du seuil de non fissuration (ΔK_{th}) de notre matériau. Vraisemblablement, ces cycles de contrainte ne participent pas à l'accroissement de la fissure.

Nous ne considérerons en conséquence, que ceux dont l'amplitude est supérieure à ΔK_{th} . Cette étude sera effectuée par le biais des concepts du cumul des progressions de la fissure et du chargement équivalent.

III.3 - INFLUENCE THEORIQUE DES PICS SECONDAIRES SUR LA VITESSE DE FISSURATION

III.3.1 - Introduction

A la suite de la décomposition du signal de chargement de fatigue par chocs, nous allons tenter de déterminer l'influence théorique des pics secondaires sur la vitesse de propagation de la fissure.

Nous examinerons ensuite, la possibilité d'exprimer cette vitesse en fonction de la valeur quadratique moyenne (ΔK_{rms}) ou de la valeur moyenne (ΔK_{rm}) du facteur d'intensité de contraintes. Il est clair que par ces deux approches, les effets d'interaction entre contraintes fortes et contraintes faibles sont négligés.

III.3.2 - Résultats basés sur le cumul des progressions de la fissure

L'exemple ci-dessous est une illustration de cette approche. A partir des séquences de chargement A et B (Figure 42), les cycles suivants sont extraits à l'aide de la méthode de comptage "Rainflow" :

- pour le chargement A : les cycles (1-2-1') et (0-3-4)
- pour le chargement B : les cycles (7-8-7') et (5-6-9)

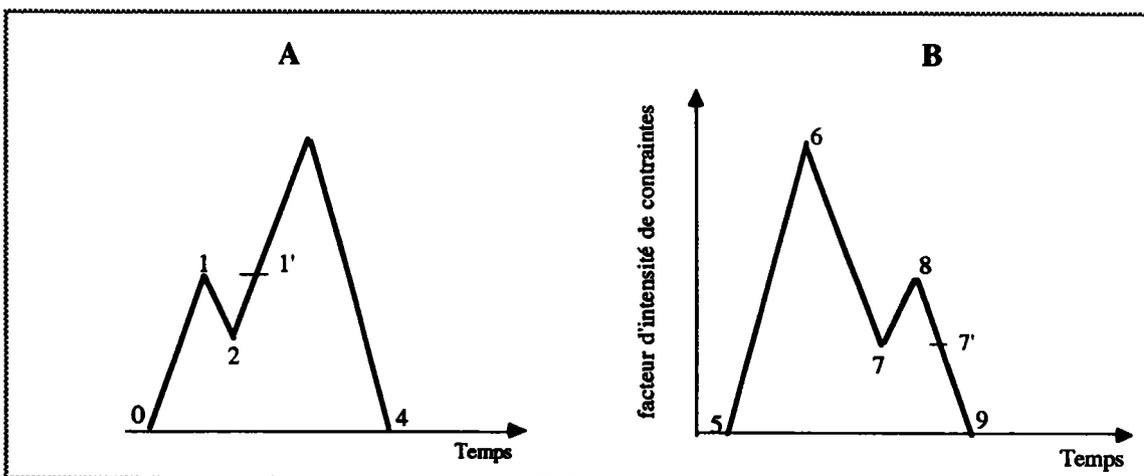


Figure 42 : application de la méthode "Rainflow".

En supposant que la progression de la fissure résulte uniquement des charges de traction, on a calculé les accroissements $\Delta a_{(0-4)}$ et $\Delta a_{(5-9)}$, relatifs aux deux séquences :

$$\begin{aligned}\Delta a_{(0-4)} &= C \left[(K_1 - K_2)^m + (K_3 - K_0)^m \right] \\ \Delta a_{(5-9)} &= C \left[(K_6 - K_5)^m + (K_8 - K_7)^m \right]\end{aligned}\quad /III.15/$$

Suivant la méthode "Rainflow", on remarque que les deux chargements (A et B) conduisent au même résultat.

Pour appliquer cette méthode, nous avons d'abord attribué à chaque cycle extrait, un coefficient (α_i), représentant son amplitude :

$$\alpha_i = \frac{\Delta\sigma_i}{\Delta\sigma_{\max}} \quad /III.16/$$

L'amplitude du facteur d'intensité de contraintes correspondant, est égale à :

$$\Delta K_i = \alpha_i \Delta K_{\max} \quad /III.17/$$

Les constantes caractéristiques du matériau (C et m) étant déterminées, la progression de la fissure par cycle est calculée à partir de l'expression :

$$\Delta a_i = C \left(\alpha_i \Delta K_{\max} \right)^m \quad /III.18/$$

De plus ΔK_{th} étant le seuil de fissuration de notre matériau (acier 30 NCD 16), nous avons éliminé tous les cycles extraits d'amplitude inférieure à cette valeur, c'est à dire :

$$\text{si } \Delta K_i \leq \Delta K_{th} \Rightarrow \Delta a_i = 0 \quad /III.19/$$

La vitesse de propagation de la fissure par bloc (da/dB), due à l'ensemble de ces cycles, est alors obtenue par sommation :

$$\frac{da}{dB} = \sum_{i=1}^N \Delta a_i \quad /III.20a/$$

soit :

$$\frac{da}{dB} = \sum_{i=1}^N \left[C (\alpha_i \Delta K_{\max})^m \right] \quad /III.20b/$$

Trois configurations ont été envisagées pour le calcul de (da/dB) . C'est ainsi que nous avons considéré :

- au début, tous les cycles extraits d'amplitude supérieure à 13% de l'amplitude du pic maximal du chargement. En dessous de cette valeur, les cycles n'atteignent pas le seuil de fissuration de notre matériau.

- ensuite, tous les cycles extraits d'amplitude supérieure à 20% de l'amplitude du pic maximal du chargement,

- enfin, uniquement les cycles extraits d'amplitude supérieure à 30% de l'amplitude du pic maximal du chargement.

La représentation des résultats obtenus suivant ces trois cas de figure, a été effectuée en portant :

- en abscisse, la vitesse de propagation de la fissure calculée à partir du pic maximal du chargement (da/dN) ,

- en ordonnée, la vitesse de propagation de la fissure obtenue à partir des cycles extraits (da/dB) .

D'autre part, la détermination du rapport entre ces deux vitesses, $[(da/dB) / (da/dN)]$, a permis de quantifier l'influence des pics secondaires.

En calculant la vitesse (da/dB) correspondant aux techniques de comptage "Rainflow simplifié" et "Rainflow INSA", on s'aperçoit qu'elle est presque identique dans les deux cas. On observe également la même chose, pour les techniques de comptage des "Etendues" et des "Paires-Etendues". En conséquence, nous avons choisi la méthode "Rainflow simplifié" et la méthode des "Etendues", pour illustrer les résultats recueillis au cours de cette étude.

Résultats relatifs à l'utilisation de la méthode de comptage "Rainflow simplifié" :

Les courbes de la vitesse de fissuration sont portées dans des diagrammes bilogarithmiques. L'allure de ces dernières étant semblables, seul le cas des cycles d'amplitude supérieure à 13% de l'amplitude du pic maximal a été représentée sur la figures 43.

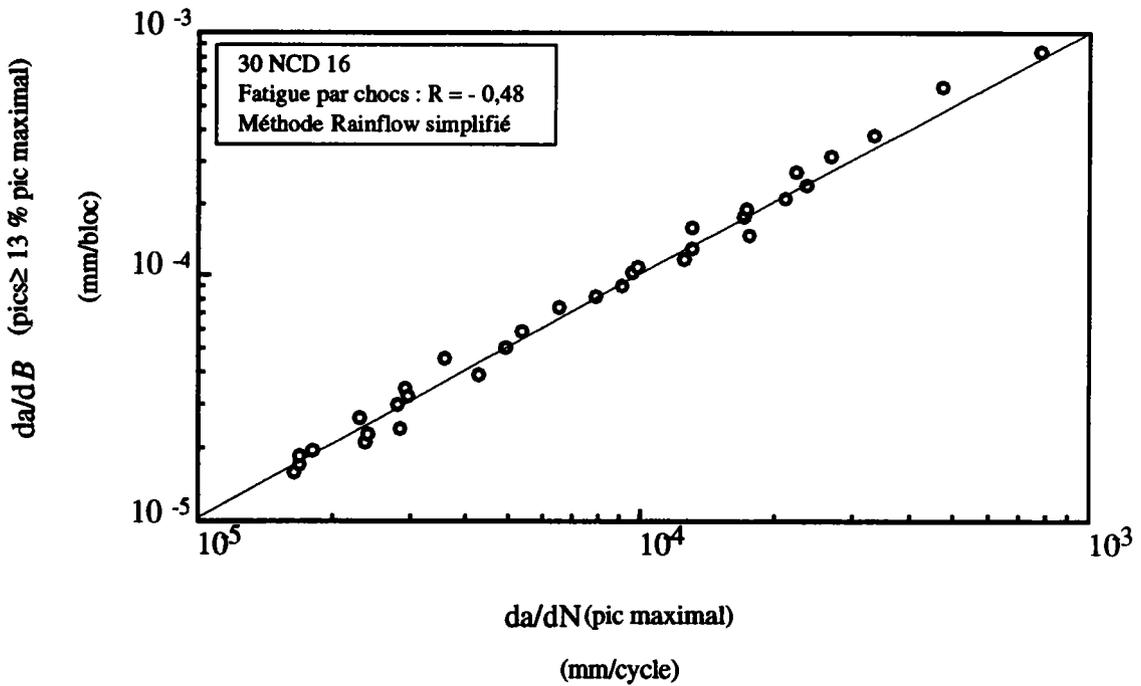


Figure 43 : influence théorique des cycles d'amplitude supérieure à 13 % de l'amplitude du cycle maximal du chargement ("Rainflow simplifié").

L'analyse des résultats obtenus (Figure 43), révèle que la vitesse de propagation de la fissure (da/dB) est légèrement supérieure à celle déterminée en fonction du pic maximal du chargement (da/dN). D'une manière générale, les points de la courbe sont situés au dessus de la droite à 45° représentant le rapport unitaire entre les deux vitesses.

En considérant tous les cycles du chargement, d'amplitude supérieure à 13% de l'amplitude du pic maximal pour le calcul de (da/dB), la valeur moyenne du rapport (da/dB) / (da/dN), n'est que de 1,081 (Figure 45).

Quand on prend en compte que les cycles d'amplitude supérieure à 20% puis à 30% de l'amplitude du cycle maximal, ce rapport ne change pas de façon significative (Figure 45). Dans le premier cas, il est égal à 1,079 et dans le second cas, à 1,06.

Ceci nous amène à la conclusion suivante : l'influence sur la vitesse de propagation de la fissure des pics considérés du chargement de fatigue par chocs n'est pas très sensible, surtout dans le domaine des faibles vitesses de fissuration (en dessous de $2 \cdot 10^{-4}$ mm/cycle). Dans cette zone, la vitesse de propagation de la fissure par bloc (da/dB) est pratiquement la même que celle obtenue à partir du pic maximal du chargement.

Résultats relatifs à l'utilisation de la méthode de comptage des "Etendues" :

Les résultats liés à l'application de la méthode des "Etendues" sont pratiquement les mêmes que ceux obtenus dans le cas de la méthode de comptage "Rainflow simplifié". Comme dans l'étude précédente, nous avons considéré respectivement les cycles extraits d'amplitude supérieure à 13%, 20% et 30% de l'amplitude du cycle maximal.

Là également, l'effet des pics secondaires du chargement de fatigue par chocs sur la vitesse de fissuration n'est pas visible. La valeur moyenne du rapport entre les vitesses (da/dB) et (da/dN) est de ce fait du même ordre de grandeur.

En revanche, dans le cas de la première méthode des "étendues", le rôle des pics secondaires du chargement de fatigue par chocs est sous estimé. La courbe issue de cette approche et représentée sur la figure 44, le montre assez clairement. En effet, la vitesse de propagation de la fissure (da/dB) est beaucoup moins élevée que celle calculée à partir du pic maximal du chargement (da/dN). Ce qui se traduit par une valeur moyenne du rapport entre ces deux vitesses, trop faible (0,31).

On observe exactement, la même la même tendance dans le cas où on considère uniquement, les cycles d'amplitude supérieure à 20% et à 30% de l'amplitude du cycle maximal du chargement. La valeur moyenne du rapport entre (da/dB) et (da/dN) dans ces deux cas, n'est guère très différente du précédent.

De toute évidence, l'influence des cycles d'amplitude supérieur au seuil de non fissuration du matériau (ce qui est le cas des cycles considérés), devrait contribuer à augmenter la valeur de la vitesse (da/dB). Les résultats obtenus vont dans le sens contraire. Cela démontre l'inadéquation de la deuxième méthode des "Etendues" pour le calcul de cette vitesse.

SOCIE [66] a mené une étude similaire avec différents chargements aléatoires. Les valeurs moyennes du rapport entre les vitesses (da/dB) et (da/dN) qu'il a obtenues, varient dans les mêmes proportions que les nôtres. Pour la méthode "Rainflow simplifié" celles-ci sont comprises entre 1 et 1,09 alors que pour la deuxième méthode des "Etendues", elle se situent entre 0,20 et 1.

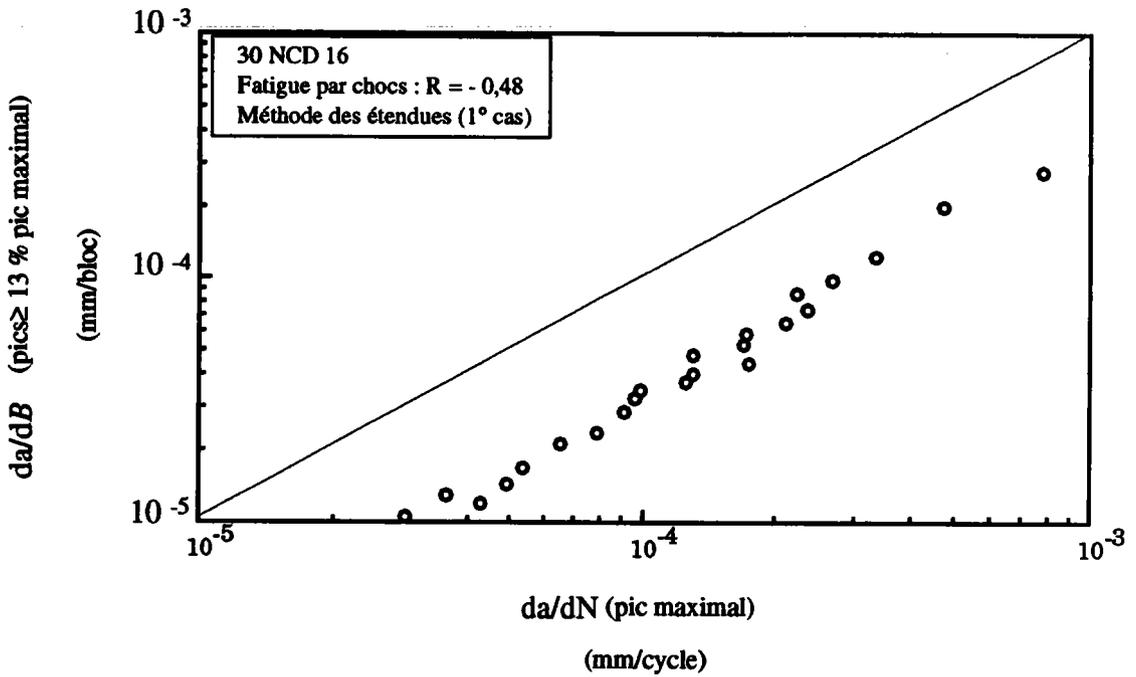


Figure 44 : influence théorique des cycles d'amplitude supérieures à 13 % de l'amplitude du cycle maximal du chargement (première méthode des "Etendues").

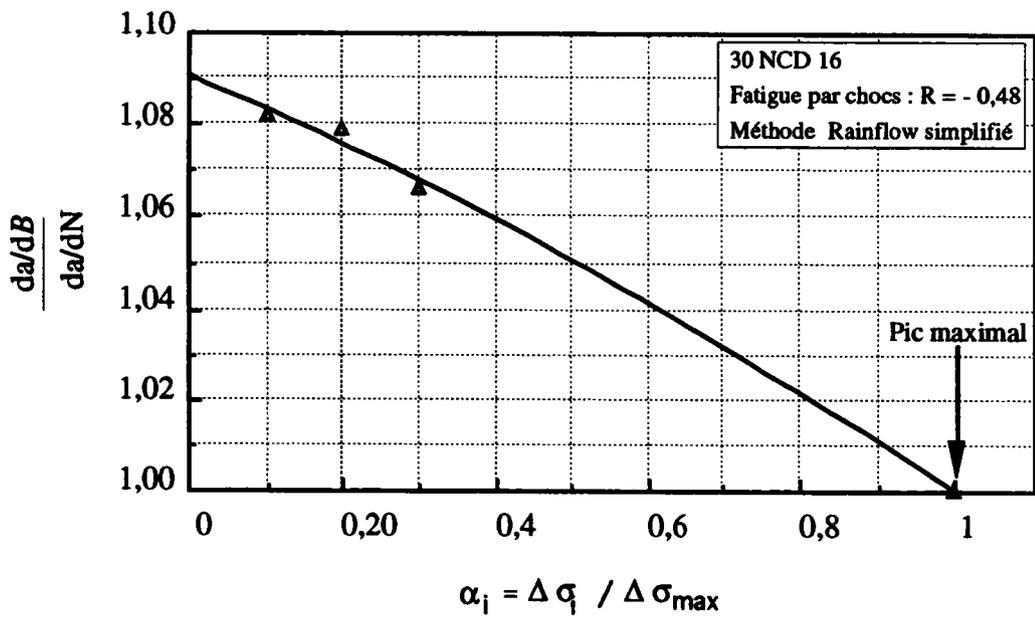


Figure 45 : rapport des vitesses de propagation de la fissure.

III.3.3 - Résultats basés sur le chargement équivalent

Selon BARSOM [22], si la répartition des amplitudes des cycles de contrainte d'un chargement aléatoire peut être représentée par une fonction (statistique) continue, il est possible de remplacer celui-ci par un chargement d'amplitude constante qui lui est équivalent.

Compte tenu d'une part de la forme du cumulatif de charge, d'autre part du type de distribution des cycles extraits du chargement de fatigue par chocs (chapitre III.2), nous avons exprimé, conformément à la proposition de cet auteur, la vitesse de propagation de la fissure en fonction du facteur d'intensité de contraintes équivalent (ΔK_{eq}) :

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K_{eq}) \quad /III.21/$$

La détermination de (ΔK_{eq}) a été faite à partir des relations basées respectivement sur :

1°) la valeur quadratique moyenne du facteur d'intensité de contraintes (ΔK_{rms}).

$$\Delta K_{eq} = \left(\frac{1}{N} \sum (n_i \Delta K_i^2) \right)^{1/2} \quad /III.22a/$$

2°) la valeur moyenne (d'ordre m) du facteur d'intensité de contraintes (ΔK_{rm})

$$\Delta K_{eq} = \left(\frac{1}{N} \sum n_i (\Delta K_i)^m \right)^{1/m} \quad /II.22b/$$

Résultats obtenus

La remarque faite précédemment (inadéquation de la première méthode des "Etendues"), nous a conduit à utiliser que la méthode "Rainflow simplifié" et la deuxième méthode des "Etendues", pour le calcul de (ΔK_{rms}) et (ΔK_{rm}). Il faut dire que tous les cycles extraits d'amplitude inférieure à ΔK_{th} , ont été ignorés.

Connaissant la courbe de référence du matériau, nous avons porté sur les mêmes figures, la vitesse de propagation de la fissure en fonction de ΔK_{rms} et de ΔK_{rm} (Figure 46a, 46b). L'examen des résultats nous conduit à ces observation :

- d'une manière générale, le concept de chargement équivalent basé sur ces deux paramètres, peut être appliqué avec succès au signal de fatigue par chocs. Il se dégage

- Dans le cas des deux méthodes de comptage utilisées, les courbes de la vitesse de propagation de la fissure obtenues, ne sont pas éloignées de la courbe de référence du matériau (Figures 46a, 46b). En effet, elles sont situées à l'intérieur d'une bande de dispersion de facteur 3 environ.

Toutefois, les résultats correspondant à l'utilisation de la deuxième méthode des "Etendues", sont légèrement décalées à droite, ce qui les rend assez proches de la courbe de référence (Figure 46b). La bande de dispersion est cette fois un peu plus rétrécie. Le facteur de dispersion est de l'ordre de 2,3.

Nous pouvons expliquer cela par le fait que les paramètres ΔK_{rms} , ΔK_{rm} sont sensibles à la taille des amplitudes des cycles extraits. La deuxième méthode des "Etendues" ayant la particularité d'extraire des cycles d'amplitude forte par rapport à la méthode "Rainflow simplifié", elle a tendance à élever les valeurs de ces paramètres au lieu de les abaisser .

- La comparaison des résultats expérimentaux, révèle que l'utilisation du concept de chargement équivalent est plus satisfaisant dans le cas de la valeur moyenne (d'ordre m) du facteur d'intensité de contraintes (ΔK_{rms}) que dans le cas de la valeur quadratique moyenne (ΔK_{rms}) du chargement de fatigue par chocs.

Comme on peut le remarquer sur les figures 46a, 46b, l'écart avec la courbe de référence du matériau est chaque fois plus faible dans le premier cas que dans le second. La raison est surtout liée à la valeur de l'exposant (m) de la loi de Paris de notre matériau. En effet, celle-ci étant supérieure à deux, il est évident que dans notre cas, la relation /III.22b/ convient mieux que la relation / III.22a/, pour le calcul du chargement équivalent.

Ce constat va tout à fait dans le sens de celui effectué par BIGNONNET [19] sur des aciers E40. Les courbes qu'il a obtenues, sont présentés sur la figure 47. Il apparaît également sur cette figure que l'application du paramètre ΔK_{rm} donne de meilleurs résultats.

L'analyse de HUDSON [23] est plutôt basée sur la valeur quadratique moyenne des contraintes (ΔK_{rms}). Cet auteur a de son côté, noté une bande de dispersion plus large puisque le facteur de dispersion est compris entre 2 et 4.

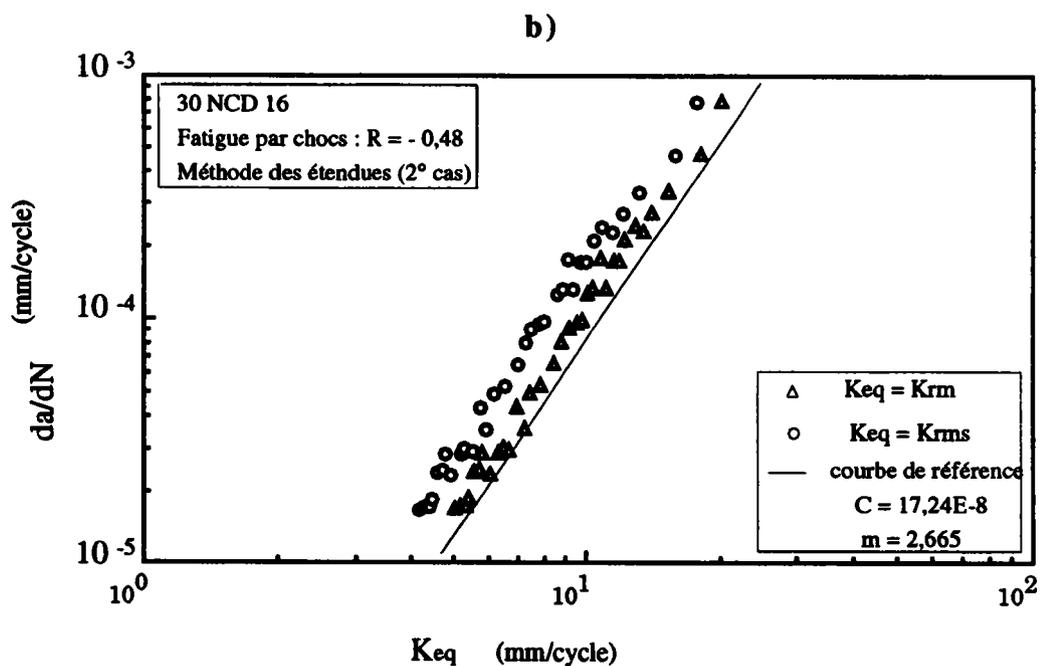
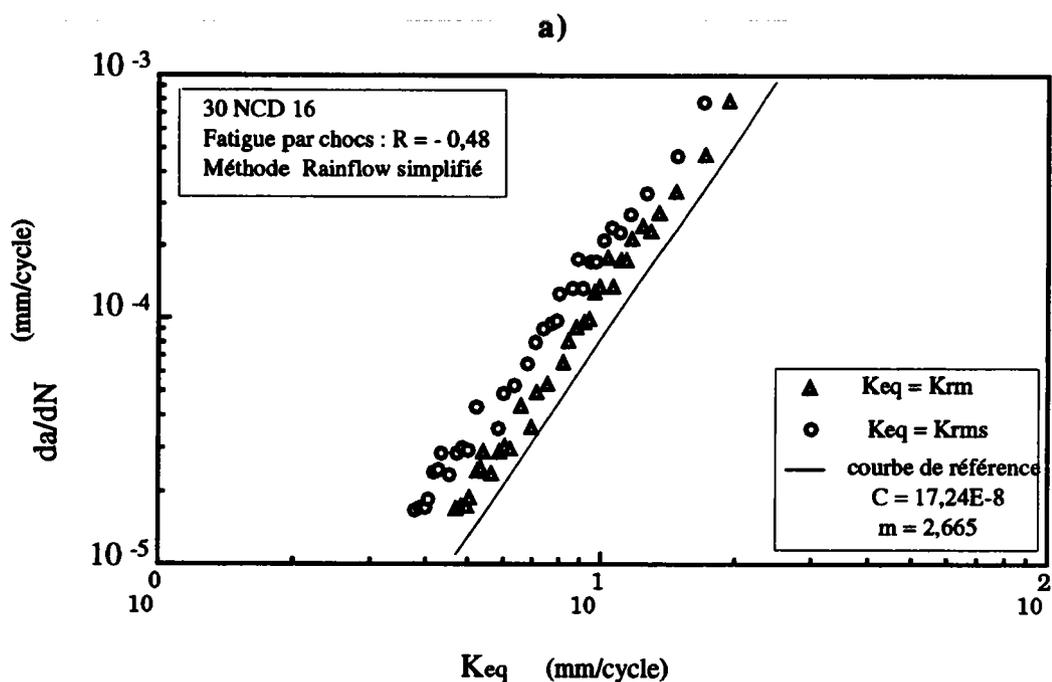


Figure 46 : vitesse de propagation de la fissure en fonction de K_{eq} :
 a) méthode "Rainflow simplifié",
 b) deuxième méthode des "Etendues".

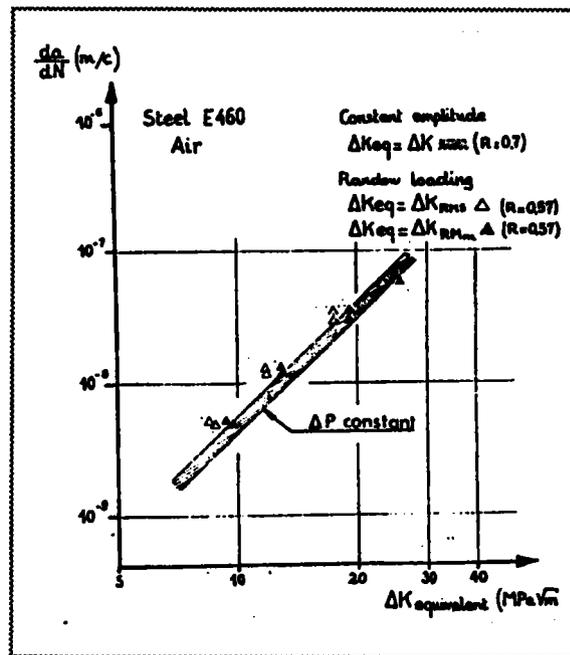


Figure 47 : vitesse de propagation de la fissure en fonction de K_{eq} . [19].

III.3.4 - Conclusion

A la suite de cette analyse, deux observations peuvent être formulées :

1°) La vitesse de fissuration calculée à partir du pic maximal du chargement de fatigue par chocs n'est pas très différente de celle calculée en prenant en compte les pics de faible amplitude. En d'autres termes, l'influence théorique de ces petits pics sur la vitesse de propagation de la fissure n'est pas décisive.

2°) En considérant le chargement de fatigue par chocs comme un chargement à amplitude constante égale l'amplitude de la valeur moyenne (d'ordre m) des contraintes ($\Delta\sigma_{rm}$), Il est possible d'exprimer correctement cette vitesse, en fonction de la valeur moyenne du facteur d'intensité des contraintes (ΔK_{rm}).

La conclusion émanant de ce dernière observation, nous a conduit à dépouiller les résultats d'amorçage de fissure en fonction de ($\Delta\sigma_{rm}$).

III.4 - RESULTATS DES ESSAIS D'AMORÇAGE DE FISSURES

III.4.1 - Introduction

Cette dernière partie du mémoire est consacrée à l'amorçage de fissures. L'analyse des résultats obtenus est effectuée selon deux critères définis en fonction de l'amplitude moyenne des contraintes du chargement ($\Delta\sigma_{rm}$) : il s'agit des critères d'amorçage basés sur l'amplitude de la contrainte nominale ou sur le facteur d'intensité de contraintes d'entaille.

III.4.2 - Analyse des résultats basée sur la contrainte nominale

Nous avons dépouillé les résultats des essais, en utilisant d'abord le critère d'amorçage fondé sur l'amplitude de la contrainte nominale ($\Delta\sigma_{nom}$). Dans l'application de ce critère, le nombre de cycles d'amorçage (N_i) est exprimé en fonction de ($\Delta\sigma_{nom}$) :

$$\Delta\sigma_{nom} = f(N_i) \quad /III.23/$$

($\Delta\sigma_{nom}$) est mesurée au niveau du ligament de l'éprouvette (Figure 48). Le régime global de déformation des éprouvettes étant élastique, cette contrainte est calculée par la relation :

$$\Delta\sigma_{nom} = \Delta\sigma_{rm} \left(\frac{S}{s} \right) \quad /III.24/$$

où S est la section pleine de l'éprouvette et s la section du ligament.

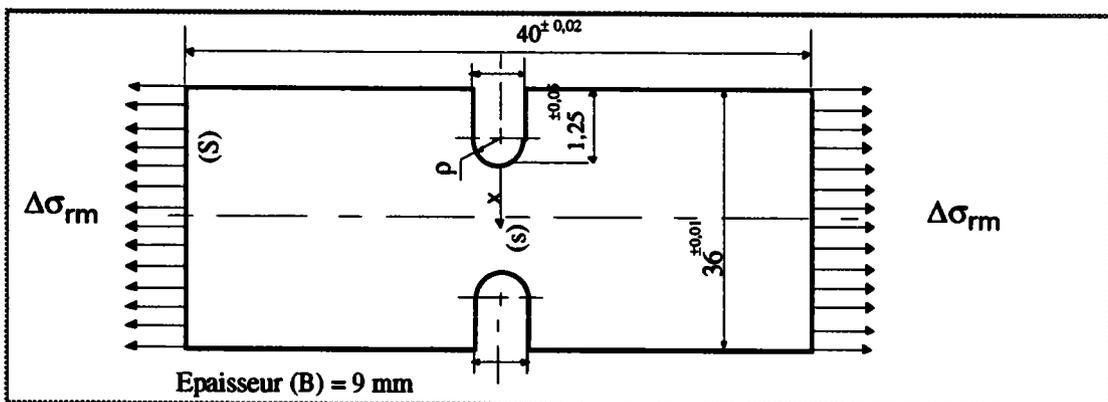


Figure 48 : partie utile des éprouvettes utilisées pour les essais d'amorçage.

Les points expérimentaux provenant de l'étude des deux rayons à fond d'entaille ($\rho = 0,07$ mm et $\rho = 0,1$ mm), ont été portés sur la figure 49. L'examen des résultats permet de dégager les observations suivantes :

- l'influence de l'acuité de l'entaille sur l'amorçage de fissures de fatigue est nettement visible sur la figure 49. En effet, il apparaît sur ces courbes, que l'amplitude de la contrainte nominale ($\Delta\sigma_{nom}$) est d'autant plus faible que le rayon à fond d'entaille est élevée.

Compte tenu du rapport de proportionnalité établi à partir de la relation /III.24/, le chargement équivalent ($\Delta\sigma_{rm}$) évolue également dans le même sens que ($\Delta\sigma_{nom}$).

Par exemple pour un nombre de cycles d'amorçage donné ($N_i = 6 \cdot 10^5$ cycles), la valeur de ($\Delta\sigma_{nom}$) correspondante, appliquée aux éprouvettes est de :

$$\Delta\sigma_{nom} = 80 \text{ MPa (pour celles ayant un rayon à fond d'entaille de } 0,1 \text{ mm),}$$

$$\Delta\sigma_{nom} = 68 \text{ MPa (pour celles ayant un rayon à fond d'entaille de } 0,07 \text{ mm).}$$

Les résultats de BAUS [37] et ses collaborateurs concernant des acuités d'entaille comprises entre 0,07 mm et 1 mm, suivent pratiquement une tendance similaire. Ce qui est également le cas, pour les travaux de TRUCHON [38].

- par ailleurs, on observe sur cette figure, une bonne corrélation des points expérimentaux, pour un même rayon à fond d'entaille (ρ). Le coefficient de corrélation est respectivement égal à 0,981 dans le premier cas ($\rho = 0,07$ mm), et à 0,989 dans le second ($\rho = 0,1$ mm). L'équation de la droite de lissage des ces points est :

$$\Delta\sigma_{nom} = - 25,982 * \text{LOG} (N_i) + 217,00 \text{ (pour } \rho \text{ égal à } 0,07 \text{ mm),}$$

$$\Delta\sigma_{nom} = - 16,367 * \text{LOG} (N_i) + 172,95 \text{ (pour } \rho \text{ égal à } 0,1 \text{ mm).}$$

- Toutefois, faisons remarquer que la bande de dispersion regroupant l'ensemble des résultats est assez importante (figure 49). En effet, la dispersion autour d'une droite moyenne passant par le faisceau de points est de $\pm 8,34$ % . Elle a été obtenue dans le domaine des grands nombres de cycles d'amorçage ($8,5 \cdot 10^5$ cycles), en évaluant l'écart entre les valeurs extrêmes et la droite moyenne dont l'équation est :

$$\Delta\sigma_{nom} = - 19,51 * \text{LOG} (N_i) + 185,78$$

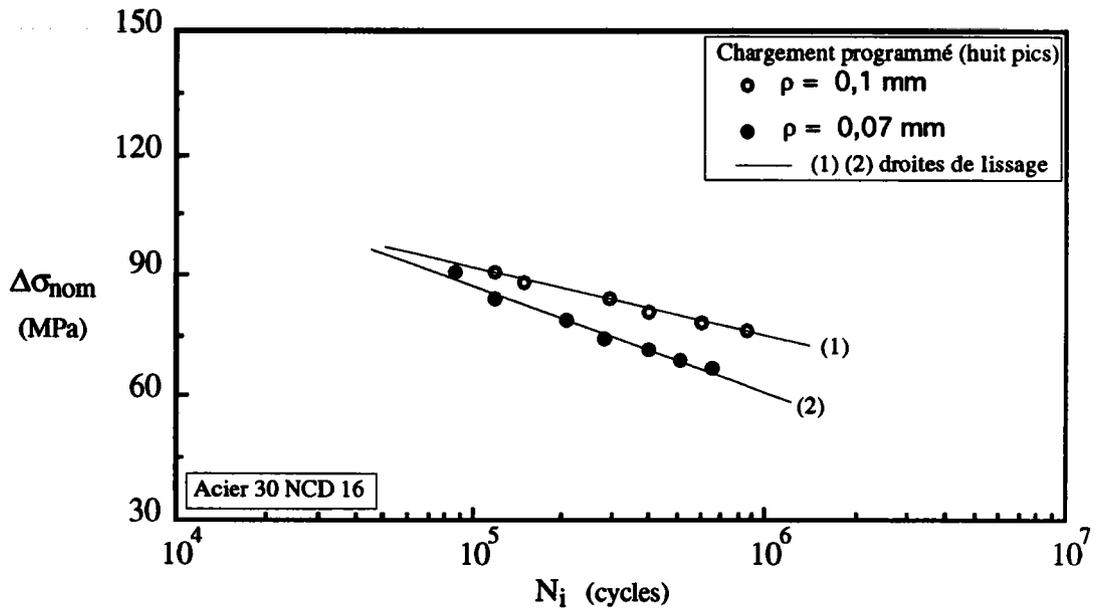


Figure 49 : nombre de cycles d'amorçage en fonction de $\Delta\sigma_{nom}$:

a) $\rho = 0,07$ mm,

b) $\rho = 0,1$ mm.

- d'autre part, en examinant les courbes recueillies suivant les deux types de sollicitation utilisées (chargement programmé huit pics et chargement à amplitude constante égale à $\Delta\sigma_{rm}$), on remarque que globalement, elles sont relativement proches (Figure 50). Nous retrouvons cette tendance pour les deux acuités d'entaille testées (0,1 mm et 0,07 mm).

- le rapport du nombre de cycles d'amorçage obtenu à partir du chargement à amplitude constante sur celui obtenu avec le chargement programmé, est maximal dans le domaine des faibles niveaux de charges.

Ce rapport est légèrement moins important dans le cas des éprouvettes ayant un rayon à fond d'entaille (ρ) de 0,07 mm que dans le cas de celles ayant un rayon à fond d'entaille de 0,1 mm. Ainsi, dans la première configuration, il est égal à 1,4 et dans la seconde à 1,6.

Le faible écart qui sépare les nombres de cycles d'amorçage entre ces deux sollicitations, nous conduit à la conclusion suivante : il est possible d'exprimer de façon convenable, le phénomène d'amorçage de fissures en ramenant le chargement programmé de huit pics par le biais des méthodes de comptage, à une sollicitation à amplitude constante égale à ($\Delta\sigma_{rm}$).

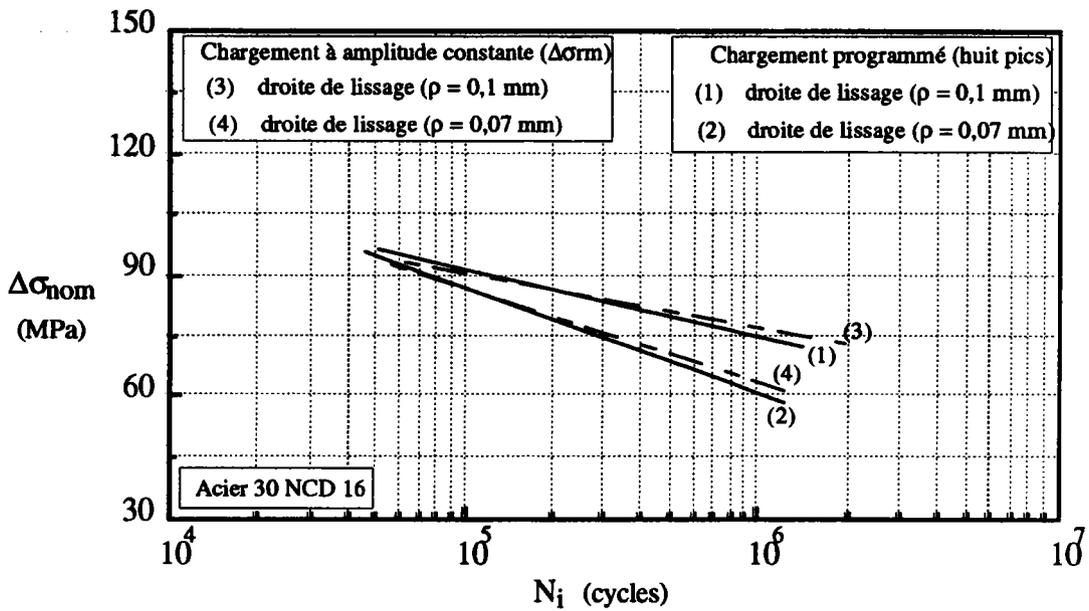


Figure 50 : Influence du type de chargement sur le nombre de cycles d'amorçage.

III.4.3 - Analyse des résultats basée sur le facteur d'intensité de contraintes d'entaille

Il faut dire que l'utilisation du critère basé sur l'amplitude de la contrainte nominale, $\Delta\sigma_{nom}$, n'apporte qu'une connaissance globale de l'état des contraintes. Pour examiner nos résultats de façon plus locale, différents critères d'amorçage exposés dans le chapitre II.4 peuvent être utilisés, notamment celui fondé sur l'amplitude du facteur d'intensité de contraintes (ΔK_I).

Dans la mise en oeuvre de cette méthode, le nombre de cycles d'amorçage est relié au rapport $(\Delta K_I)/\rho^{0,5}$ considéré comme un critère d'amorçage. Les résultats obtenus sont alors décrits par la relation :

$$(\Delta K_I)/\rho^{0,5} = f(N_i) \quad /III.24/$$

La valeur de ΔK_I est calculée à partir de l'entaille mécanique (équation III.2). Celle-ci est assimilée ici à une fissure ($\rho \rightarrow 0$), ce qui est une approximation.

Pour palier cet inconvénient, nous proposons l'utilisation du critère d'amorçage basé sur l'amplitude du facteur d'intensité de contraintes d'entaille $\Delta K_{I(\rho,\psi)}$. L'application de cette

nouvelle approche permet de prendre en compte l'existence du gradient de contrainte et de la contrainte maximale au voisinage de la pointe de l'entaille mécanique.

Par analogie avec la démarche basée sur l'amplitude du facteur d'intensité de contraintes, le dépouillement des résultats des essais est cette fois, effectué suivant le critère, $\Delta K_{I(\rho,\psi)} / \rho^\alpha$:

$$\Delta K_{I(\rho,\psi)} / \rho^\alpha = f(N_i) \quad /III.25/$$

Lié à la distribution réelle des contraintes en fond d'entaille, le paramètre $\Delta K_{I(\rho,\psi)}$ est également fonction de :

- la pente (α) de la partie linéaire de la distribution des contraintes
- la distance caractéristique (x_c) représentant la zone dans laquelle l'amplitude de la contrainte maximale est constante.

La projection de points particuliers des courbes relatives aux entailles émoussées, sur la partie linéaire correspondant à la distribution de contrainte dans le cas d'une fissure (Figure 51), a permis de calculer $\Delta K_{I(\rho,\psi)}$ à partir de l'expression :

$$\Delta K_{I(\rho,\psi)} = \Delta \sigma_{\max} \sqrt{2\pi} (x_c)^\alpha \quad /III.26/$$

L'évolution des contraintes et en conséquence, les valeurs de α et de $\Delta \sigma_{\max}$, ont été déterminées par la M.E.F (méthode des éléments finis) à l'aide du code de calcul NISA. On a considéré la partie utile des éprouvettes comme des plaques (Figure 48). Afin d'améliorer la précision des résultats, un maillage fin constitué d'éléments triangulaires a été effectué aux abords des entailles. Avec les données acquises :

- nous avons tracé, la distribution réelle des contraintes près de l'entaille (Figure 51). Dans ce diagramme, le logarithme de la contrainte normale au plan de l'entaille ($\Delta \sigma_{yy}$) rapportée à la contrainte ($\Delta \sigma_{tm}$). Ce rapport a été exprimé en fonction du logarithme de la distance (x) normalisée avec l'épaisseur de l'éprouvette (B).

La comparaison des courbes obtenues, fait apparaître que la distribution des contraintes dépend du rayon à fond d'entaille (ρ). En effet, L'amplitude de la contrainte maximale ($\Delta \sigma_{\max}$) symbolisée sur la figure 51 par les points A et B, décroît lorsque (ρ) augmente (Tableau 13).

Pour les différentes acuités considérées, $\rho = 0,07$ mm et $\rho = 0,1$ mm, le facteur de concentration de contraintes (K_t) est respectivement égal à 10,67 et à 8,08. Précisons que la valeur de (K_t) est donnée par le rapport de ($\Delta\sigma_{\max}$) sur ($\Delta\sigma_{\text{nom}}$).

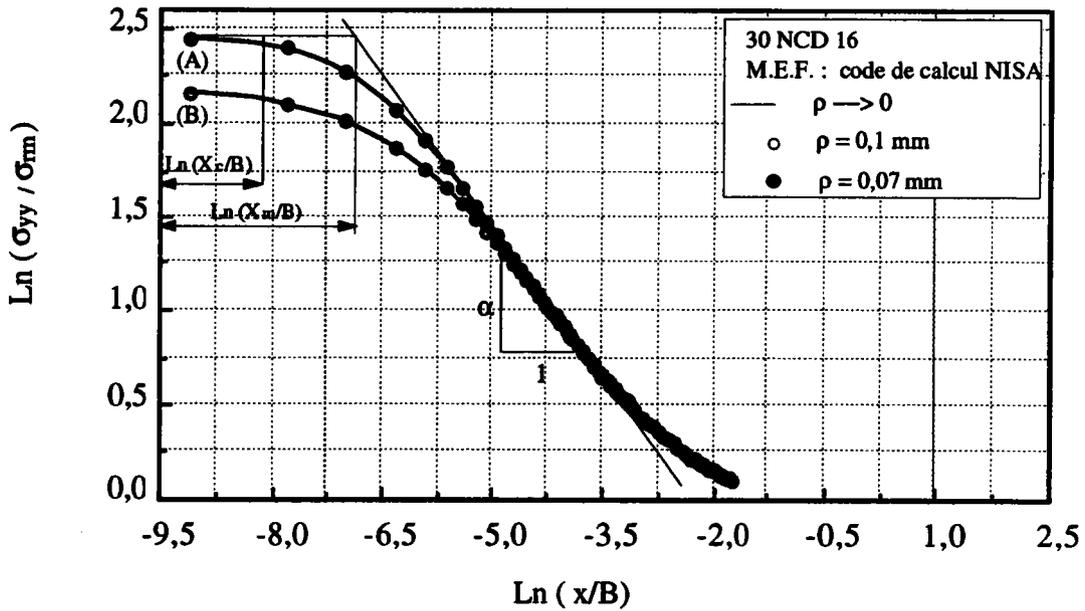


Figure 51 : distribution des contraintes au voisinage de l'entaille.

- nous avons ensuite déterminé la pente (α), par lissage de la partie linéaire la distribution des contraintes (Figure 51). Cette portion de la courbe est caractérisée par une équation de la forme :

$$\text{Ln} \left(\frac{\Delta\sigma_{yy}}{\Delta\sigma_{\text{rm}}} \right) = \text{Ln } A' + \alpha \text{Ln} \left(\frac{x}{B} \right) \quad /III.27/$$

où A' est une constante.

Comme on peut le voir dans le tableau 18, la valeur de α est pratiquement la même pour les deux rayons à fond d'entaille utilisés. Cela se traduit par la superposition sur la partie linéaire des deux courbes de la figure 51.

L'examen de ce tableau montre que les valeurs de la pente déterminées par la M.E.F, concordent avec celles prédites par l'expression théorique (I.26b), c'est à dire α égale à 0,5. A noter que dans le cas qui nous concerne, l'angle d'entaille (ψ) est nul dans cette relation.

ρ (mm) Acuité de l'entaille	K_t Facteur de concentration contraintes	$\Delta\sigma_{\max}$ (MPa) Amplitude de la contrainte maximale	α Pente	A' Constante
0,07	10,67	965,31	0,509	$3,19 \cdot 10^{-1}$
0,1	8,08	731,49	0,495	$3,35 \cdot 10^{-1}$

Tableau 18 : caractéristiques des entailles et des chargements appliqués.

Quant à la valeur de (x_c), elle correspond par définition, à la zone dans laquelle ($\Delta\sigma_{\max}$) est sensiblement constante (Figure 51). Comme MORROW [67], nous avons formulé le postulat suivant : l'amorçage par fatigue correspond à la rupture d'un petit élément de volume situé à la tête de l'entaille mécanique et dont la taille est liée à la microstructure du matériau.

Suite à une analyse micrographique des échantillons prélevés sur notre matériau, nous avons identifié la distance x_c à la taille de grain de celui-ci (environ 20 μm).

En définitive, la détermination des ces trois paramètres (α , $\Delta\sigma_{\max}$ et x_c), a permis de calculer l'amplitude du facteur d'intensité de contraintes d'entaille, $\Delta K_{I(\rho,\psi)}$. Les couples de points, $\{ \text{Ln} (\Delta K_{I(\rho,\psi)} / \rho^{0,5}) ; \text{Ln} (N_i) \}$, sont représentés sur la figure 52. L'analyse des résultats nous emmène aux constats suivants :

- Contrairement au critère relatif à ($\Delta\sigma_{\text{nom}}$), on note ici un rétrécissement progressif dans les sens des nombres de cycles d'amorçage élevés, du faisceau de point caractérisant cette bande de dispersion (Figure 52). D'autre part, on remarque que la valeur du paramètre ($\Delta K_{I(\rho,\psi)} / \rho^\alpha$) décroît, quant le rayon à fond d'entaille (ρ) augmente. la même évolution est obtenu en ce qui concerne l'utilisation paramètre, $\Delta K_I / \rho^\alpha$.

- pour une acuité donnée, les points expérimentaux sont là encore, pratiquement alignés suivant les droites de lissage :

dans le cas du critère basé sur le facteur d'intensité de contraintes d'entaille,

$$\Delta K_{I(\rho,\psi)} / \rho^{0,5} = - 147,83 * \text{LOG} (N_i) + 1562,1 \text{ (pour } \rho \text{ égal à } 0,1 \text{ mm)},$$

$$\Delta K_{I(\rho,\psi)} / \rho^{0,5} = - 269,20 * \text{LOG} (N_i) + 2248,3 \text{ (pour } \rho \text{ égal à } 0,07 \text{ mm)}.$$

et dans le cas du critère lié au facteur d'intensité de contraintes (ΔK_I),

$$\Delta K_I / \rho^{0,5} = - 152,50 * \text{LOG} (N_i) + 1611,4 \text{ (pour } \rho \text{ égal à } 0,1 \text{ mm)},$$

$$\Delta K_I / \rho^{0,5} = - 289,35 * \text{LOG} (N_i) + 2416,6 \text{ (pour } \rho \text{ égal à } 0,07 \text{ mm)}.$$

- il apparaît clairement sur la figure 52 que la bande de dispersion relative à l'utilisation de ces deux critères d'amorçage est plus étroite, comparativement à celle obtenue à partir de la méthode de l'amplitude de la contrainte nominale. En d'autres termes, l'écart entre les points expérimentaux est moins significatif que précédemment.

Dans le domaine des faibles N_i (10^5 cycles) où cet écart est maximal, la valeur de la dispersion baisse légèrement en analysant les résultats en fonction de (ΔK_I). En effet, elle n'est plus que de ($\pm 7,6\%$), de part et d'autre d'une droite moyenne passant par le faisceau de points et dont l'équation :

$$\Delta K_I / \rho^{0,5} = - 238,83 * \text{LOG} (N_i) + 2117,0 \text{ (pour } \rho \text{ égal à } 0,07 \text{ mm)}.$$

Dans la même configuration, la valeur de la dispersion liée à l'utilisation de ($\Delta K_{I(\rho,\psi)}$), chute pratiquement de moitié. Elle n'est plus que de $\pm 4,9 \%$, par rapport à la droite moyenne d'équation :

$$\Delta K_{I(\rho,\psi)} / \rho^{0,5} = - 217,90 * \text{LOG} (N_i) + 1960$$

En dépouillant également ses résultats à partir des paramètres $\Delta K_{I(\rho,\psi)} / \rho^{0,5}$ et $\Delta K_{I(\rho,\psi)} / \rho^{0,5}$, TAMINE [68] a obtenu respectivement une bande de dispersion de $\pm 3,5 \%$ et $9,5 \%$. Ces valeurs sont du même ordre de grandeur que celle que nous avons obtenues.

A l'issue de cette analyse, nous pouvons dire que l'utilisation du critère d'amorçage, basé sur le facteur d'intensité de contraintes d'entaille, $\Delta K_{I(\rho,\psi)}$, conduit à une meilleure prise en compte de l'effet de la géométrie de l'entaille.

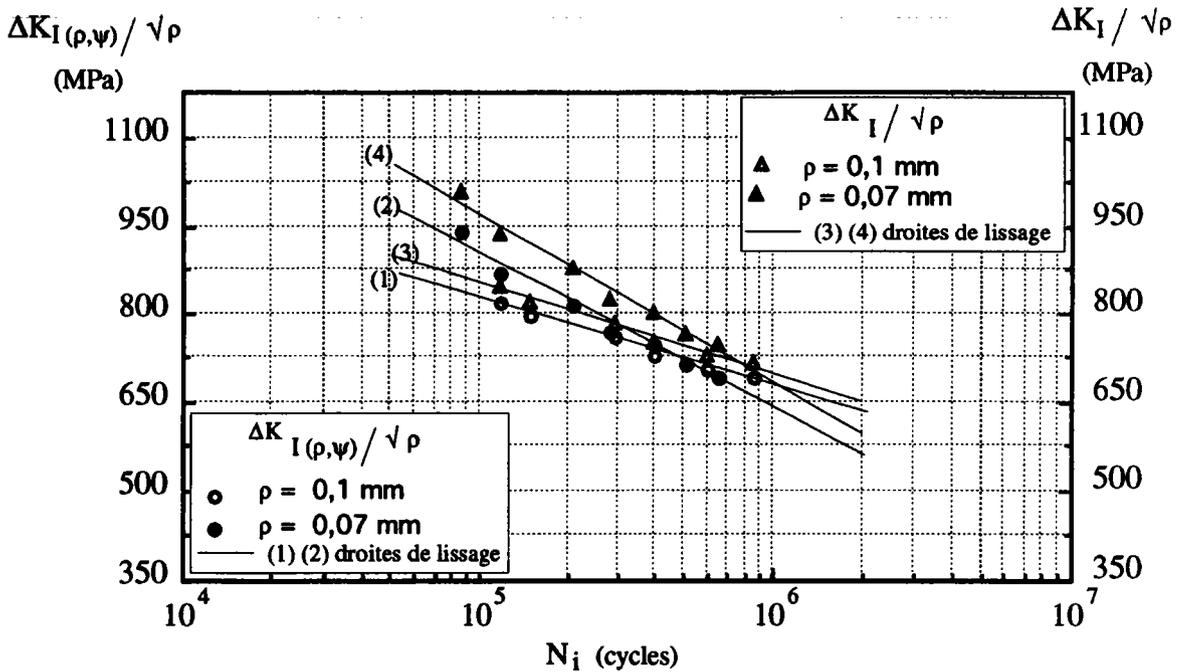


Figure 52 : nombre de cycles d'amorçage en fonction de $\Delta K_{I(\rho, \psi)}$ ou de ΔK_I .
(chargement huit pics, acier 30 NCD 16)

III.4.4 - Conclusion

L'ensemble des résultats obtenus dans le cadre de cette étude sur l'amorçage de fissures, permet de tirer les conclusions suivantes :

- en assimilant le chargement programmé de huit pics à un chargement à amplitude constante égale à la valeur moyenne d'ordre m des contraintes ($\Delta\sigma_{rm}$), on peut décrire correctement le phénomène d'amorçage.

- la validité du critère d'amorçage basé sur le facteur d'intensité de contraintes d'entaille ($\Delta K_{I(\rho, \psi)} / \rho^{0,5}$) se trouve justifiée, eu égard à la faible dispersion des points expérimentaux. En effet, ceux-ci sont mieux regroupés que dans le cas de l'utilisation du critère fondée sur la contrainte nominale.

CONCLUSION GENERALE

Au terme de cette étude, il nous semble intéressant de faire une synthèse globale des différents aspects du problème de fatigue par chocs abordés dans ce mémoire. Rappelons que l'objectif de ce travail était d'étudier la simulation de ce type de fatigue, par la fatigue conventionnelle (huit pics). Des essais de fissuration ont pour cela, été réalisés sur les aciers 30 NCD 16, Marval 18H et le composite Al/SiC. Les résultats auxquels nous sommes parvenus, permettent de dégager les observations suivantes :

1°) Concernant la propagation :

- Dans une première approche, l'évolution de la vitesse de propagation de la fissure (da/dN) a été examinée en fonction uniquement du pic maximal de chaque chargement. Les courbes (da/dN) obtenues, montrent que la différence de vitesse entre la fatigue conventionnelle et la fatigue par chocs est relativement faible. En conséquence, on peut dire que l'influence de la vitesse de déformation propre à ces deux modes de chargements, n'est pas significative.

Telle est également, la conclusion de certains chercheurs, notamment des auteurs japonais [1, 2, 5].

- Pour aller au delà de cette démarche, nous avons dans une seconde approche, considéré l'ensemble des pics du spectre de fatigue par chocs. On alors tenté de comprendre dans quelle mesure, ces derniers pouvaient avoir une influence sur la vitesse de propagation. Cela a nécessité la décomposition du signal de ce chargement, en plusieurs cycles d'amplitude constante.

L'observation des caractéristiques de ces cycles (matrice des "cycles extraits", loi de distribution et cumulatif de charge), a apporté une connaissance approfondies (qualitative et quantitative) des différentes méthodes de comptage mises en oeuvre. Dans tous les cas, les résultats recueillis ont révélé un nombre important de cycles ayant surtout une amplitude en dessous du seuil de non fissuration de notre matériau (ΔK_{th}).

- L'évaluation de leur influence sur la vitesse de fissuration, a d'abord été faite à travers le concept du cumul des progressions de la fissure. Trois cas de figures représentant respectivement, les "cycles extraits" d'amplitude égale à 4 %, 20 % et 30% de celle du cycle maximal du chargement ont été étudiés.

Il ressort de cette analyse, que la vitesse (da/dN) déterminée à partir du pic maximal n'est pas très différente de celle calculée en prenant en compte les petites oscillations du chargement, (da/dB). En effet, la valeur moyenne du rapport $\{da/dB / da/dN\}$ ne dépasse pas 1,09. Précisons que tous les cycles dont l'amplitude est inférieure à ΔK_{th} , ont été éliminés.

- Nous avons ensuite montré par le biais de la notion de chargement équivalent, qu'il est possible d'exprimer correctement la vitesse de propagation de la fissure (da/dN) en fonction de la valeur moyenne d'ordre m (ΔK_{rm}). Ce paramètre est calculé comme précédemment, en considérant seulement les "cycles extraits" qui participent à l'accroissement de la fissure.

Les courbes $(da/dN) = f(\Delta K_{rm})$ ainsi tracées, sont très proches de la courbe de référence du matériau, avec un facteur de dispersion maximum de l'ordre de 2,3. Ce résultat est tout à fait acceptable, en comparaison avec les valeurs indiquées dans la littérature et qui se situent entre 2 et 4 [23]. En revanche, l'application de la méthode du chargement équivalent basée sur la valeur moyenne quadratique (ΔK_{rms}), a conduit à des résultats moins satisfaisants.

2°) A propos de l'amorçage :

- A l'aide des méthodes de comptage, le chargement de fatigue conventionnelle (huit pic) a été ramené à un chargement à amplitude constante égale à $\Delta\sigma_{rm}$. Les essais réalisés font apparaître que les nombres de cycles d'amorçage correspondant à ces deux types de sollicitation, sont assez voisins. Ceci démontre également, l'aptitude du concept de chargement équivalent fondé sur la valeur moyenne des contraintes, dans le cas de notre étude.

- D'autre part, l'application du nouveau critère d'amorçage basé sur le facteur d'intensité de contraintes d'entaille ($\Delta K_{I\rho,\psi}$) a donnée une dispersion des résultats de 9,8 %. Cette valeur marque une nette amélioration par rapport à celle obtenue par le critères lié au facteur d'intensité de contraintes (ΔK_I) et qui est de 15,2 %. De ce point de vue, la validité de ce nouveau critère se trouve justifiée.

Un constat similaire est fait par TAMINE [68]. En dépouillant ses résultats avec ces mêmes critères, l'auteur signale une dispersion de 7 % dans le premier cas et 19 % dans le second.

Eu égard à la complexité des problèmes de fatigue par chocs, l'extension des recherches dans ce domaine s'avère nécessaire. En effet, ce travail pourrait être prolongé par une étude portant sur d'autres techniques de décomposition du signal de chargement. Cette voie nous paraît intéressante, car elle peut contribuer à une meilleure connaissance de ce type de fatigue.

Du point de vue de l'ingénieur, un démarche basée sur un concept phénoménologique introduit par MINER [69] (critère linéaire) ou par CORTEN - DOLAN [70], CIOCLOV [71] (non linéaire) peut être développée et comparée à l'approche présentée dans cette thèse.

ANNEXES

ANNEXE I

CHARGEMENTS UTILISÉS POUR LES ESSAIS D'AMORÇAGE DE FISSURES

a)

Extremums du chargement (N°)	CHARGEMENTS APPLIQUÉS AUX ÉPROUVETTES ($\rho = 0,1$ mm)					
	niveau 1 (MPa)	niveau 2 (MPa)	niveau 3 (MPa)	niveau 4 (MPa)	niveau 5 (MPa)	niveau 6 (MPa)
1	136	132	126	121	117,5	115
2	-22,712	-22,044	-21,042	-20,207	-19,62	-19,205
3	52,088	50,556	48,258	46,343	45,003	44,045
4	-54,4	-52,8	-50,4	-48,4	-47	-46
5	36,312	35,244	33,642	32,307	31,373	30,705
6	-66,368	-64,416	-61,488	-59,048	-57,34	-56,12
7	20,4	19,8	18,9	18,15	17,625	17,25
8	-18,088	-17,556	-16,758	-16,093	-15,63	-15,295

b)

Extremums du chargement (N°)	CHARGEMENTS APPLIQUÉS AUX ÉPROUVETTES ($\rho = 0,07$ mm)						
	niveau 1 (MPa)	niveau 2 (MPa)	niveau 3 (MPa)	niveau 4 (MPa)	niveau 5 (MPa)	niveau 6 (MPa)	niveau 7 (MPa)
1	136,1	126	118,2	111,1	108	100	97
2	-22,712	-21,042	-19,739	-18,55	-18,036	-16,7	-16,2
3	52,088	48,258	45,271	42,551	41,364	38,3	37,15
4	-54,4	-50,4	-47,28	-44,44	-43,2	-40	-38,8
5	36,312	33,642	31,559	29,664	28,836	26,7	25,9
6	-66,368	-61,488	-57,682	-54,22	-52,704	-48,8	-47,3
7	20,4	18,9	17,73	16,665	16,2	15	14,55
8	-18,088	-16,758	-15,721	-14,78	-14,364	-13,3	-12,9

Tableau 4 : différents niveaux de chargement appliqués aux éprouvettes :

a) $\rho = 0,1$ mm,b) $\rho = 0,07$ mm.

ANNEXE II

CARACTERISTIQUES DES CYCLES EXTRAITS

<u>Caractéristiques du signal :</u>				Nombre de classes : 64			
$\sigma_{MAX} = 86,41$ (MPa)				Amplitude des classes : 2,041 (MPa)			
$\sigma_{MIN} = - 42,23$ (MPa)				Nombre de cycles extraits : 126			
σ_{max} (MPa)	σ_{min} (MPa)	$\Delta\sigma_{max}$ (MPa)	n_i	σ_{max} (MPa)	σ_{min} (MPa)	$\Delta\sigma_{max}$ (MPa)	n_i
-40,19	-42,23	2,04	1	16,99	4,73	12,25	1
86,41	-42,23	128,64	1	8,82	6,78	2,04	1
-34,06	-36,10	2,04	1	10,86	6,78	4,08	2
23,11	-36,10	59,22	1	14,94	6,78	8,17	2
-32,02	-34,06	2,04	2	10,86	8,82	2,04	2
-29,98	-32,02	2,04	2	16,99	8,82	8,17	1
-27,94	-29,98	2,04	1	12,90	10,86	2,04	8
-19,77	-21,81	2,04	2	14,94	12,90	2,04	4
-1,39	-21,81	20,42	1	16,99	12,90	4,08	1
-17,73	-19,77	2,04	2	16,99	14,94	2,04	2
33,32	-15,69	49,01	1	19,03	16,99	2,04	2
-7,52	-13,64	6,13	1	21,07	19,03	2,04	2
-5,48	-13,64	8,17	1	23,11	19,03	4,08	1
-9,56	-11,60	2,04	7	29,24	27,19	2,04	1
-7,52	-11,60	4,08	1	31,28	29,24	2,04	1
12,90	-11,60	24,50	1	41,49	35,36	6,13	1
-7,52	-9,56	2,04	2	39,45	37,40	2,04	1
-3,43	-9,56	6,13	1	41,49	37,40	4,08	1
-3,43	-5,48	2,04	4	41,49	39,45	2,04	1
0,65	-5,48	6,13	1	61,91	59,87	2,04	1
-1,39	-3,43	2,04	4	68,03	59,87	8,17	1
0,65	-3,43	4,08	1	63,95	61,91	2,04	2
16,99	-3,43	20,42	1	65,99	63,95	2,04	1
0,65	-1,39	2,04	7	72,12	65,99	6,13	1
2,69	-1,39	4,08	2	70,07	68,03	2,04	3
2,69	0,65	2,04	2	82,33	80,28	2,04	1
4,73	0,65	4,08	1	84,37	82,33	2,04	2
4,73	2,69	2,04	2				
6,78	4,73	2,04	1				

Tableau 9 : résultats de comptage de la méthode "Rainflow simplifié"

Caractéristiques du signal :				Nombre de classes : 64			
$\sigma_{MAX} = 86,41$ (MPa)				Amplitude des classes : 2,041 (MPa)			
$\sigma_{MIN} = -42,23$ (MPa)				Nombre de cycles extraits : 126			
σ_{max} (MPa)	σ_{min} (MPa)	$\Delta\sigma_{max}$ (MPa)	n_i	σ_{max} (MPa)	σ_{min} (MPa)	$\Delta\sigma_{max}$ (MPa)	n_i
-40,19	-42,23	2,04	1	6,78	4,73	2,04	1
12,90	-42,23	55,13	1	16,99	4,73	12,25	1
-34,06	-36,10	2,04	1	8,82	6,78	2,04	1
23,11	-36,10	59,22	1	10,86	6,78	4,08	2
-32,02	-34,06	2,04	2	14,94	6,78	8,17	2
-29,98	-32,02	2,04	2	10,86	8,82	2,04	2
-27,94	-29,98	2,04	1	16,99	8,82	8,17	1
-19,77	-21,81	2,04	2	12,90	10,86	2,04	8
-1,39	-21,81	20,42	1	14,94	12,90	2,04	4
-17,73	-19,77	2,04	2	16,99	12,90	4,08	1
33,32	-15,69	49,01	1	16,99	14,94	2,04	2
-7,52	-13,64	6,13	1	19,03	16,99	2,04	2
-5,48	-13,64	8,17	1	21,07	19,03	2,04	2
-9,56	-11,60	2,04	7	23,11	19,03	4,08	1
-7,52	-11,60	4,08	1	29,24	27,19	2,04	1
12,90	-11,60	24,50	1	31,28	29,24	2,04	1
-7,52	-9,56	2,04	2	41,49	35,36	6,13	1
-3,43	-9,56	6,13	1	39,45	37,40	2,04	1
-3,43	-5,48	2,04	4	41,49	37,40	4,08	1
0,65	-5,48	6,13	1	41,49	39,45	2,04	1
-1,39	-3,43	2,04	4	61,91	59,87	2,04	1
0,65	-3,43	4,08	1	68,03	59,87	8,17	1
16,99	-3,43	20,42	1	63,95	61,91	2,04	2
0,65	-1,39	2,04	6	65,99	63,95	2,04	1
2,69	-1,39	4,08	2	72,12	65,99	6,13	1
86,41	-1,39	87,80	1	70,07	68,03	2,04	3
2,69	0,65	2,04	26	82,33	80,28	2,04	1
4,73	0,65	4,08	1	84,37	82,33	2,04	2
4,73	2,69	2,04	2				

Tableau 10 : résultats de comptage de la méthode "Paires-Étendues"

Caractéristiques du signal :				Nombre de classes : 64			
$\sigma_{MAX} = 86,41$ (MPa)				Amplitude des classes : 2,041 (MPa)			
$\sigma_{MIN} = -42,23$ (MPa)				Nombre de cycles extraits : 126			
σ_{max} (MPa)	σ_{min} (MPa)	$\Delta\sigma_{max}$ (MPa)	n_i	σ_{max} (MPa)	σ_{min} (MPa)	$\Delta\sigma_{max}$ (MPa)	n_i
-40,19	-42,23	2,04	1	16,99	4,73	12,25	1
12,90	-42,23	55,13	1	8,82	6,78	2,04	1
-34,06	-36,10	2,04	1	10,86	6,78	4,08	2
23,11	-36,10	59,22	1	14,94	6,78	8,17	2
-32,02	-34,06	2,04	2	10,86	8,82	2,04	2
-29,98	-32,02	2,04	2	16,99	8,82	8,17	1
-27,94	-29,98	2,04	1	12,90	10,86	2,04	8
-19,77	-21,81	2,04	2	14,94	12,90	2,04	4
-1,39	-21,81	20,42	1	16,99	12,90	4,08	1
-17,73	-19,77	2,04	2	16,99	14,94	2,04	2
33,32	-15,69	49,01	1	19,03	16,99	2,04	2
-7,52	-13,64	6,13	1	21,07	19,03	2,04	2
-5,48	-13,64	8,17	1	23,11	19,03	4,08	1
-9,56	-11,60	2,04	7	29,24	27,19	2,04	1
-7,52	-11,60	4,08	1	31,28	29,24	2,04	1
0,65	-11,60	12,25	1	41,49	35,36	6,13	1
-7,52	-9,56	2,04	2	39,45	37,40	2,04	1
-3,43	-9,56	6,13	1	41,49	37,40	4,08	1
-3,43	-5,48	2,04	4	41,49	39,45	2,04	1
0,65	-5,48	6,13	1	61,91	59,87	2,04	1
-1,39	-3,43	2,04	5	68,03	59,87	8,17	1
16,99	-3,43	20,42	1	63,95	61,91	2,04	2
0,65	-1,39	2,04	7	65,99	63,95	2,04	1
2,69	-1,39	4,08	2	72,12	65,99	6,13	1
2,69	0,65	2,04	26	70,07	68,03	2,04	3
4,73	0,65	4,08	1	82,33	80,28	2,04	1
4,73	2,69	2,04	2	84,37	82,33	2,04	2
6,78	4,73	2,04	1				

Tableau 11 : résultats de comptage de la méthode "Rainflow INSA"

Caractéristique du signal			
$\sigma_{MAX} = 86,41$ MPa		Nombre de cycles extraits : 20	
$\sigma_{MIN} = - 42,23$ MPa			
σ_{max} (MPa)	σ_{min} (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	n_i
41,76	0	41,76	1
86,41	39,51	46,9	1
85,76	83,52	2,24	1
70,49	66,45	4,04	1
69,15	61,06	8,09	1
43,11	36,82	6,29	1
13,92	10,77	3,15	1
16,83	8,98	7,85	1
11,67	0	11,67	1
33,22	7,18	26,04	1
16,6	0	16,6	1
15,26	6,28	8,98	1
10,77	0	10,77	1
23,8	5,49	18,31	1
22,45	18,86	3,59	1
19,3	17,33	1,97	1
14,37	4,49	9,88	1
16,16	5,88	10,28	1
13,02	10,77	2,25	1
13,47	0	13,47	1

Tableau 16 : résultats de comptage de la première méthode des "Etendues".

Caractéristique du signal			
$\sigma_{MAX} = 86,41$ MPa		Nombre de cycles extraits : 5	
$\sigma_{MIN} = - 42,23$ MPa			
σ_{max} (MPa)	min (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	n_i
86,41	0	86,41	1
33,22	14,81	18,41	1
16,60	0	16,60	1
23,80	0	23,80	1
13,47	0	13,47	1

Tableau 17 : résultats de comptage de la deuxième méthode des "Etendues".

ANNEXE III

CONTRAINTE ALTERNÉE ÉQUIVALENTE

GERBER	GOODMAN	CETIM
σ_{aeq} (MPa)	σ_{aeq} (MPa)	σ_{aeq} (MPa)
1.022	0.987	1.004
27.570	27.233	27.396
1.022	0.992	1.006
29.608	29.448	29.527
1.022	0.994	1.007
1.022	0.995	1.008
1.022	0.997	1.009
1.021	1.004	1.012
10.210	10.112	10.160
1.021	1.005	1.013
24.504	24.684	24.594
3.063	3.036	3.049
4.084	4.052	4.068
1.021	1.012	1.016
2.042	2.026	2.034
12.251	12.258	12.255
1.021	1.014	1.017
3.063	3.046	3.055
1.021	1.017	1.019
3.063	3.057	3.060
1.021	1.019	1.020
2.042	2.040	2.041
10.210	10.267	10.239
1.021	1.021	1.021
2.042	2.043	2.042
43.956	45.513	44.708
1.021	1.022	1.022
2.042	2.046	2.044
1.021	1.024	1.023
1.021	1.026	1.023
6.126	6.182	6.154
1.021	1.028	1.024
2.042	2.057	2.049
4.084	4.121	4.102
1.021	1.029	1.025
4.084	4.128	4.106
1.021	1.031	1.026
1.021	1.033	1.027
2.042	2.068	2.055
1.021	1.035	1.028
1.021	1.037	1.029
1.021	1.038	1.030
2.043	2.078	2.060

Tableau 12 : valeurs de σ_{aeq} selon différentes modélisations du diagramme de HAIGH.
(Méthode de comptage "Rainflow INSA")

GERBER	GOODMAN	CETIM
σ_{aeq} (MPa)	σ_{aeq} (MPa)	σ_{aeq} (MPa)
1,022	0,987	1,004
64,342	65,526	64,934
1,022	0,992	1,006
29,608	29,448	29,527
1,022	0,994	1,007
1,022	0,995	1,008
1,022	0,997	1,009
1,021	1,004	1,012
10,210	10,112	10,160
1,021	1,005	1,013
24,504	24,684	24,594
3,063	3,036	3,049
4,084	4,052	4,068
1,021	1,012	1,016
2,042	2,026	2,034
12,251	12,258	12,255
1,021	1,014	1,017
3,063	3,046	3,055
1,021	1,017	1,019
3,063	3,057	3,060
1,021	1,019	1,020
2,042	2,040	2,041
10,210	10,267	10,239
1,021	1,021	1,021
2,042	2,043	2,042
1,021	1,022	1,022
2,042	2,046	2,044
1,021	1,024	1,023
1,021	1,026	1,023
6,126	6,182	6,154
1,021	1,028	1,024
2,042	2,057	2,049
4,084	4,121	4,102
1,021	1,029	1,025
4,084	4,128	4,106
1,021	1,031	1,026
1,021	1,033	1,027
2,042	2,068	2,055
1,021	1,035	1,028
1,021	1,037	1,029
1,021	1,038	1,030
2,043	2,078	2,060
1,022	1,046	1,033

Tableau 13 : valeurs de σ_{aeq} selon différentes modélisations du diagramme de HAIGH.
(Méthode de comptage "Rainflow simplifié")

GERBER	GOODMAN	CETIM
σ_{aeq} (MPa)	σ_{aeq} (MPa)	σ_{aeq} (MPa)
1,022	0,987	1,004
27,570	27,233	27,396
1,022	0,992	1,006
29,608	29,448	29,527
1,022	0,994	1,007
1,022	0,995	1,008
1,022	0,997	1,009
1,021	1,004	1,012
10,210	10,112	10,160
1,021	1,005	1,013
24,504	24,684	24,594
3,063	3,036	3,049
4,084	4,052	4,068
1,021	1,012	1,016
2,042	2,026	2,034
6,126	6,098	6,112
1,021	1,014	1,017
3,063	3,046	3,055
1,021	1,017	1,019
3,063	3,057	3,060
1,021	1,019	1,020
10,210	10,267	10,239
1,021	1,021	1,021
2,042	2,043	2,042
1,021	1,022	1,022
2,042	2,046	2,044
1,021	1,024	1,023
1,021	1,026	1,023
6,126	6,182	6,154
1,021	1,028	1,024
2,042	2,057	2,049
4,084	4,121	4,102
1,021	1,029	1,025
4,084	4,128	4,106
1,021	1,031	1,026
1,021	1,033	1,027
2,042	2,068	2,055
1,021	1,035	1,028
1,021	1,037	1,029
1,021	1,038	1,030
2,043	2,078	2,060
1,022	1,046	1,033
1,022	1,047	1,034

Tableau 14 : valeurs de σ_{aeq} selon différentes modélisations du diagramme de HAIGH.
(Méthode de comptage "Paires-Etendues")

RESUMES

RESUME

Le but de cette thèse est d'étudier la simulation de la fatigue par chocs, par la fatigue conventionnelle, à partir des matériaux suivants : 30 NCD 16, Marval 18H, composite Al/SiC.

Dans une première approche, nous avons examiné l'évolution de la vitesse de propagation des fissures en fonction uniquement du pic maximal de chaque chargement. Cette étude a permis de montrer que l'influence de la vitesse de déformation propre à ces deux modes de chargements, n'est pas significative.

L'ensemble des pics du chargement de fatigue par chocs, a été considéré dans une seconde approche. Cela a nécessité l'utilisation des méthodes de comptage pour transformer ce chargement, en plusieurs cycles d'amplitude constante. Le calcul de la vitesse de fissuration à partir des résultats de cette décomposition, a été faite par le biais du cumul des progressions de la fissure et du chargement équivalent. L'application de ces deux concepts, révèle l'effet négligeable des petites oscillations du signal de fatigue par chocs sur cette vitesse.

Par ailleurs, les essais d'amorçage font apparaître que les nombres de cycles d'amorçage correspondant respectivement, au chargement équivalent et au chargement programmé, sont assez proches.

Enfin, les résultats d'amorçage ont été dépouillés selon le nouveau critère basé sur le facteur d'intensité de contraintes d'entaille. Une dispersion des résultats relativement faible par rapport à celle obtenue par le critère lié au facteur d'intensité de contraintes, a été observée. De ce point de vue, la validité de ce nouveau critère se trouve justifiée.

MOTS CLES

Fatigue par chocs, Fatigue conventionnelle, Signal, Méthode de comptage, Vitesse de propagation de fissure, Critère d'amorçage de fissure, Valeur quadratique moyenne, Valeur moyenne.

ABSTRACT

The aim of this thesis is to study the simulation of impact fatigue with the help of conventional fatigue, on the following materials : 30 NCD 16 steel, Marval 18H steel, Al/SiC composite.

In a first step, we have examined the evolution of crack growth rate with respect to the maximum peak value of each loading. This study has shown that the influence of the strain rate of both kinds of fatigue loadings, is no significant.

All the loading peaks for impact fatigue has then been considered in a second step. It has been necessary to make use of counting methods in order to transform this loading in a constant amplitude loading cycles. The computation of the crack growth rate from these results, has been made using cumulative growth length and equivalent loading methods. The application of both concepts, reveals that small oscillations in the amplitude of the impact fatigue signal has no effect on the crack growth rate.

On another hand, initiation tests has shown that the numbers of cycles to initiation corresponding respectively to the equivalent loading and to the programmed loading, are quite similar.

Last, the results of initiation tests has been analysed using a new criterion based on the notch stress intensity factor. A quite reasonable scattering of results with respect to that observed with an analysis using the crack stress intensity factor, has been noticed. From this point of view, the validity of this new criterion has been emphasised.

KEYWORDS

Impact fatigue, Non-impact fatigue, Signal, Counting method, Crack propagation rate, Crack initiation criterion, Root mean square, Root mean.