



Titre: Développement d'une méthodologie d'optimisation des paramètres de grenailage pour améliorer la vie en fatigue
Title:

Auteur: Hélène Rivet
Author:

Date: 2008

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Rivet, H. (2008). Développement d'une méthodologie d'optimisation des paramètres de grenailage pour améliorer la vie en fatigue [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie.
Citation: <https://publications.polymtl.ca/8399/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/8399/>
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche: Martin Lévesque, & Claude Perron
Advisors:

Programme: Non spécifié
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

DÉVELOPPEMENT D'UNE MÉTHODOLOGIE D'OPTIMISATION DES
PARAMÈTRES DE GRENAILLAGE POUR AMÉLIORER LA VIE EN FATIGUE

HÉLÈNE RIVET

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLOME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MÉCANIQUE)
FÉVRIER 2008



Library and
Archives Canada

Bibliothèque et
Archives Canada

Published Heritage
Branch

Direction du
Patrimoine de l'édition

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence
ISBN: 978-0-494-47684-0
Our file Notre référence
ISBN: 978-0-494-47684-0

NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protègent cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.

■ ■ ■
Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé:

DÉVELOPPEMENT D'UNE MÉTHODOLOGIE D'OPTIMISATION DES
PARAMÈTRES DE GRENAILLAGE POUR AMÉLIORER LA VIE EN FATIGUE

présenté par: RIVET Hélène

en vue de l'obtention du diplôme de: Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de:

M. BUI-QUOC Thang, D.Sc.A, président

M. LÉVESQUE Martin, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. PERRON Claude, M.Sc.A, membre et codirecteur de recherche

M. TERRIAULT Daniel, Ph.D., membre

À mon grand père, Jean Dufour

REMERCIEMENTS

Je souhaite commencer mes remerciements avec mon directeur Martin Lévesque, pour sa disponibilité et son soutien tout au long du projet. Je tiens également à souligner que par sa rigueur accompagnée d'encouragements, notamment lors de la rédaction du rapport, il m'a incité à avoir une vision différente plus riche sur l'ensemble des éléments que j'ai étudié pendant près de deux ans, cela je pense me sera très utile pour la suite. Je remercie également mon co-directeur Claude Perron pour m'avoir offert l'opportunité de faire ma maîtrise dans le cadre d'un projet du CNRC, en mettant à ma disposition les machines et les moyens financiers nécessaires à la réalisation du projet, et de m'avoir fait profiter de son expérience dans le grenailage.

D'ailleurs, au sein du CNRC, je tiens également à remercier Simon Larose pour m'avoir aidée dans la mise en place de mes expériences, formée à l'utilisation des machines et surtout pour avoir pris le temps de répondre à mes innombrables questions. Je remercie aussi Yves Fortin, qui ne devait travailler que sur la programmation de la trajectoire du robot, mais qui s'est finalement retrouvé à travailler avec moi au quotidien, lors des mes tests, pour réparer certaines installations ou résoudre un certains nombre de difficultés avec le procédé.

À l'École Polytechnique, je souhaite remercier Bénédicte Besner pour m'avoir formé à la réalisation de tests en fatigue. Je remercie tout particulièrement Denis Julien qui m'a également apporté une aide précieuse lors de la réalisation de ce type de tests, aussi bien au niveau de la pratique que de la compréhension physique.

J'accorde également une grande importance au soutien de mes parents, pour avoir toujours eu confiance en moi et mes capacités ici et en France. Pour cela je les remercie chaleureusement. Je remercie également Romina Beatriz Barello et Hong Yan Miao, qui m'a d'ailleurs assisté sur une partie de mes tests, pour leurs écoutes, leurs conseils et surtout pour avoir apporté une note de fantaisie dans mon quotidien. Finalement je remercie Michel Labib, mon fiancé, qui m'a donnée la force de finir par son intarissable optimisme.

RÉSUMÉ

Le grenailage est un traitement de surface qui consiste à projeter à grande vitesse un nombre important de billes à la surface d'un composant afin d'augmenter sa vie en fatigue. Une déformation plastique est créée par les impacts des billes, introduisant alors des contraintes résiduelles de compression et de la rugosité. De nombreuses études, expérimentales et théoriques, existent sur ce procédé. Toutes les informations sur le grenailage dépendent de l'intensité Almen, une échelle de mesure de la déformation introduite. Mais de plus en plus, les auteurs ainsi que les utilisateurs observent des lacunes dans l'emploi de l'intensité Almen. En effet, la même intensité Almen peut être obtenue avec divers traitements, mais l'amélioration de vie en fatigue n'est pas la même. Cette étude consiste donc à déterminer un traitement de grenailage optimal pour améliorer la vie en fatigue indépendamment de l'intensité Almen.

La relation entre le procédé et l'amélioration de vie en fatigue se fait à partir de l'étude des paramètres d'entrée de celui-ci. Dans ce cas, les billes sont mises en mouvement par de l'air comprimé et la trajectoire du jet de billes est imposée par un robot. À partir d'informations extraites de la littérature scientifique et de l'observation des machines utilisées, cinq paramètres d'entrée sont sélectionnés pour l'étude : la pression de l'air, le débit massique, l'angle de projection, le diamètre des billes et le nombre de fois où le traitement est appliqué. Notons que deux études sont faites en parallèle pour observer si le traitement optimal est identique dans le cas d'échantillons neufs ou usés.

L'étude expérimentale repose sur l'utilisation d'un plan d'expérience et d'une analyse statistique des résultats. Cette méthodologie s'intitule le design d'expériences. La précision du plan d'expérience n'autorise pas la détermination de la valeur précise de chacun des paramètres, mais plutôt une tendance. On observe ainsi qu'il est préférable de diminuer la pression, le diamètre des billes et le nombre de passes et de d'augmenter le débit massique afin d'augmenter la vie. En ce qui concerne l'angle de projection aucune influence significative n'est observée, mais il est possible qu'une valeur intermédiaire aux valeurs testées dans l'étude soit meilleure. La même analyse est faite avec pour variable de réponse la rugosité, au lieu de la vie. Des tendances similaires sont obtenues dans

le cas où l'on souhaite minimiser la rugosité, nocive pour le composant. Finalement, il semble que l'usure du composant ne change pas la combinaison optimale des paramètres du grenailage.

Une étude théorique est également réalisée. Pour cela un modèle de prédiction de vie est utilisé, il s'agit du modèle de Navarro-Rios. Ce modèle est appliqué afin de calculer le profil de contraintes résiduelles nécessaire pour compenser la rugosité d'une part, et le profil de contraintes résiduelles correspondant à la vie obtenue expérimentalement, d'autre part. Les différents profils obtenus sont également mis en relation avec les paramètres d'entrée du procédé. L'analyse de ces profils montre que la présence des contraintes résiduelles améliore la vie du composant, mais elle confirme aussi qu'il est plus important d'appliquer un traitement de grenailage qui introduit un minimum de rugosité.

La particularité de cette approche est d'obtenir l'approximation d'un traitement optimal sans considérer l'intensité Almen. De plus, les effets des paramètres d'entrée sont évalués directement avec les résultats des tests en fatigue, mais également avec un certain nombre de variables intermédiaires mesurées expérimentalement ou calculées ; l'ensemble des résultats concorde.

ABSTRACT

Shot peening is a surface treatment, consisting in the projection of a significant number of shots at high-speed on the surface of a component to increase its fatigue life. Plastic strain is created by shot impacts, introducing compressive residual stress and roughness. Numerous experimental and theoretical studies have been achieved on this process. All information on shot peening usually depends on the Almen intensity, a scale used for measuring the strain introduced. However, more and more authors and users find weaknesses in the use of this Almen intensity. Indeed, the same Almen intensity can be obtained with various treatments, but with different improvement in fatigue life. The goal of this study is hence to determine an optimal shot peening treatment to improve fatigue life regardless of the Almen intensity.

The link between the process and the improvement of fatigue life comes from the inputs of the process. In this case, shots are accelerated by compressed air and the shot stream trajectory is imposed by a robot. Based on both the information extracted from the literature and the observation of the machines that we use, five inputs parameters are selected for this study : air pressure, mass flow, angle of projection, shot diameter and the number of times the treatment is applied. It should be noted that two studies were made in parallel to determine whether the optimal treatment is the same for new and worn samples or not.

The experimental study is based on the use of an experimental plan and a statistical analysis of results. This methodology is called experimental design. The use of an experimental plan determines more the trend of each parameters rather than the exact value of each parameter. The results show that it is better, in order to enhance fatigue life, to reduce pressure, shots diameter, the number of times the treatment is applied, and to increase flow rate. Concerning the angle of projection, no significant influence is observed, but it is possible that an intermediate value shows better results. The same analysis is made with roughness, instead of life. Similar trends are obtained in cases where the minimisation of the roughness is searched, as it is harmful to the component. Eventually, it appears that the weariness of the component does not change the optimal combination

of parameters of shot peening.

Then a theoretical study is achieved. A model of life prediction, the Navarro-Rios one, is used. This model is used to calculate the residual stress profile necessary to compensate the roughness on the one hand, and the profile of residual stresses corresponding to life obtained experimentally, on the other hand. The obtained profiles are also linked with the input parameters of the process. The analysis of those profiles shows that the presence of residual stress enhances life component, but it also confirms that it is more important to apply a shot peening treatment that introduces a minimum of roughness.

The particularity of this approach is to get the approximation of an optimal treatment without considering the Almen intensity. Moreover, the effects of the input parameters are measured directly with fatigue tests, but also with a number of intermediate variables experimentally measured or calculated. We find that all the results are coherent.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE	iv
REMERCIEMENTS	v
RÉSUMÉ	vi
ABSTRACT	viii
TABLE DES MATIÈRES	x
LISTE DES TABLEAUX	xvi
LISTE DES FIGURES	xviii
LISTE DES NOTATIONS ET DES SYMBOLES	xxii
LISTE DES ANNEXES	xxv
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE BIBLIOGRAPHIQUE	4
1.1 Introduction	4
1.2 Le grenailage	5
1.2.1 Le procédé	5
1.2.2 L'échelle Almen	6
1.2.2.1 Définition	6
1.2.2.2 Influence physique	7
1.2.3 Les grenailles	9
1.2.3.1 La forme et la taille	9
1.2.3.2 Le matériau	10
1.2.4 Les paramètres du procédé	11

1.2.4.1	Taux de couverture	11
1.2.4.1.1	Définition	11
1.2.4.1.2	Influence physique	11
1.2.4.2	Temps d'exposition	12
1.2.4.3	Angle de projection	12
1.2.4.3.1	Définition	12
1.2.4.3.2	Influence physique	12
1.2.4.4	Distance de projection	13
1.2.4.4.1	Définition	13
1.2.4.4.2	Influence physique	13
1.2.4.5	Le matériau de l'échantillon	14
1.2.4.6	Vitesses d'impact des grenailles	14
1.3	L'influence du grenaillage sur le matériau	15
1.3.1	L'écrouissage	15
1.3.1.1	Définition	15
1.3.1.2	Effets sur le comportement du matériau	16
1.3.2	Les contraintes résiduelles	17
1.3.2.1	Définition	17
1.3.2.2	Effets sur le comportement du matériau	18
1.3.3	La rugosité	20
1.3.3.1	Définition	20
1.3.3.2	Effet sur le matériau	20
1.4	Les réactions du matériau à une sollicitation en fatigue	20
1.4.1	Le chargement appliqué	20
1.4.2	La fissure	21
1.4.3	La vie en fatigue	22
1.4.3.1	Définition de la limite en fatigue	22
1.4.3.2	Les différents types de fatigue	22
1.4.3.3	Le relâchement des contraintes résiduelles	23
1.4.3.4	Durcissement ou adoucissement cyclique	23

1.4.4	Tests en fatigue	24
1.5	Planification et analyse d'expériences	25
1.5.1	Les objectifs	25
1.5.2	Quelques Résultats	27
1.6	Modèle micromécanique	30
1.6.1	Introduction	30
1.6.2	Initiation et propagation de fissure	31
1.6.2.1	La nucléation de fissure	31
1.6.2.2	La propagation de fissures courtes	32
1.6.2.3	La propagation de fissures longues	33
1.6.3	La mise en place du modèle	34
1.6.3.1	Hypothèses	34
1.6.3.2	La vitesse de propagation	36
1.6.3.3	Calcul de la vie	39
1.6.3.3.1	Discrétisation de la vitesse de propagation	40
1.6.3.3.2	La formation d'une source de dislocation dans le grain suivant	41
1.6.3.3.3	L'orientation des grains	41
1.6.4	L'application du modèle au grenailage	42
1.6.4.1	Introduction des contraintes résiduelles	43
1.6.4.2	Introduction de la rugosité	45
1.6.4.3	Introduction de l'érouissage	47
1.7	Résumé	48
CHAPITRE 2 DESIGN D'EXPÉRIENCES		49
2.1	Introduction	49
2.2	Le procédé	50
2.2.1	Le compresseur	50
2.2.2	Le robot	51
2.2.3	Les grenailles	52

2.2.4	Le composant traité	52
2.2.5	L'environnement	53
2.3	Choix des facteurs d'entrée	53
2.3.1	Au niveau du compresseur : BAKER	54
2.3.1.1	Le débit massique	54
2.3.1.2	La pression d'air	55
2.3.2	Au niveau du robot : SV3X	55
2.3.2.1	L'angle de projection	55
2.3.2.2	La distance entre l'extrémité de la buse et la pièce	56
2.3.2.3	La vitesse de déplacement de la buse	56
2.3.2.4	Le nombre de passes	57
2.3.3	Au niveau des matières employées	57
2.3.3.1	Les grenailles	57
2.3.3.2	L'échantillon	58
2.3.3.3	Listes des facteurs	58
2.4	Sélection des niveaux de facteurs	59
2.4.1	La pression d'air et le débit massique	59
2.4.2	Le nombre de passes	60
2.4.3	L'angle de projection	60
2.4.4	La taille des billes	60
2.5	Plan fractionnaire 2^{5-1}	61
2.5.1	Sélection du plan	61
2.5.2	Limite de l'utilisation du plan d'expérience	63
2.6	Les variables de réponses	64
2.6.1	La vie en fatigue	64
2.6.2	La rugosité de surface	64
2.6.3	La vitesse des billes	65
2.7	Résumé	65

CHAPITRE 3	PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE	66
3.1	Introduction	66
3.2	Description des coupons	66
3.2.1	Géométrie des coupons	66
3.2.2	Aluminium 7050 T7451	67
3.3	Grenaillage	68
3.3.1	Présentation des installations	68
3.3.2	Définition de la trajectoire	70
3.3.3	Tests Almen	71
3.3.4	Grenaillage des coupons Dogbone	73
3.3.5	Mesure de la vitesse des billes	74
3.4	Tests en fatigue	75
3.5	Mesures de rugosité	77
3.6	Remarques	77
CHAPITRE 4	ANALYSE STATISTIQUE DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX	78
4.1	Introduction	78
4.2	Analyse des tests Almen	79
4.2.1	Analyse de l'intensité Almen	79
4.2.2	Analyse de la vitesse de saturation	83
4.3	Étude de la vitesse des billes	85
4.4	Étude de la rugosité introduite par le grenaillage	87
4.5	Étude de l'amélioration de la vie en fatigue par le grenaillage	90
4.5.1	Échantillons neufs	90
4.5.2	Échantillons préfatigués	97
4.6	Remarques	101
CHAPITRE 5	LE MODÈLE DE NAVARRO-RIOS	103
5.1	Introduction	103
5.2	Mise en place du modèle	103

5.2.1	Discrétisation de la propagation de fissure	104
5.2.2	Calcul de la vie	106
5.2.3	Organisation du modèle de prédiction de vie	109
5.3	Applications	111
5.3.1	Calcul de la vie	111
5.3.2	Compensation de la rugosité	111
5.3.3	Calcul des contraintes résiduelles	116
5.4	Remarques	122
CONCLUSION		124
ANNEXES		131

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1	Dimensions des coupons Almen (Kirk, 1999)	7
Tableau 1.2	Choix des billes en fonction de l'intensité Almen (Bernard et al., 2004)	10
Tableau 1.3	Les étapes à suivre pour le design d'expérience (Montgomery, 2005)	26
Tableau 2.1	Plan d'expériences	62
Tableau 3.1	Propriétés de l'aluminium 7050 T7451	68
Tableau 4.1	Listes des variables des équations de prédiction	79
Tableau 4.2	Comparaison des mesures de vie entre échantillons non grenailés et grenailés ($\sigma_{max} = 372$ MPa)	90
Tableau 4.3	Comparaison des mesures de vie entre échantillons non grenailés et préfatigués grenailés ($\sigma_{max} = 372$ MPa)	97
Tableau 4.4	Récapitulatif de l'influence des facteurs d'entrée	101
Tableau 5.1	Données à introduire dans le programme pour le calcul de la vie	110
Tableau 5.2	Données correspondant au traitement de grenailage à introduire dans le programme pour le calcul de la vie	110
Tableau 5.3	Calcul des paramètres du profil de contraintes résiduelles nécessaires pour compenser la rugosité	115
Tableau 5.4	Résultats des calculs des paramètres décrivant les profils de contraintes résiduelles introduits par le traitement et correspondants aux différentes combinaisons de facteurs d'entrée	121
Tableau II.1	Test Almen ($1,6\text{kg}\cdot\text{min}^{-1}$, 37921 Pa (5.5 PSI), 90° , 425 μm , 125 mm. s^{-1})	133
IV.1	Résultats des tests Almen	136
Tableau IV.2	Résultats des mesures de la vitesse des billes	138
IV.3	Résultats des mesures de rugosité des coupons non préfatigués	139
IV.4	Résultats des mesures de rugosité des coupons préfatigués . . .	141
IV.5	Résultats des tests en fatigue	144

Tableau V.1	Conditions de mesures, <i>DIN EN ISO 4288</i> , <i>ASME B46.1</i> (GMBH, 2006)	146
-------------	--	-----

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1	Impact d'une grenaille	5
Figure 1.2	Déflexion du coupon test Almen (Tufft, 1999)	7
Figure 1.3	Courbe de saturation Almen (Tufft, 1999)	8
Figure 1.4	Couverture de deux échantillons de dureté différente (Tufft, 1999)	12
Figure 1.5	Angle de projection de la grenaille sur la surface Almen Tufft (1999)	13
Figure 1.6	Déformation élastique	16
Figure 1.7	Déformation plastique	16
Figure 1.8	Formation d'une dislocation (Dang Ngoc Chan, 2006)	16
Figure 1.9	Le profil des contraintes résiduelles induites par le grenailage Esterman et al. (1996)	17
Figure 1.10	Définition des axes	17
Figure 1.11	Phénomène de fermeture de fissure pour un cycle de chargement (Toyosada et al., 2004)	19
Figure 1.12	La diffusion de plasticité en fond de fissure bloquée à la frontière du grain (Wei et al., 2002)	22
Figure 1.13	La barrière franchie par la plasticité en fond de fissure (Wei et al., 2002)	22
Figure 1.14	Surface de la fissure d'un matériau non grenailé (Wang et Liu, 2002)	24
Figure 1.15	Surface de la fissure d'un matériau grenailé (Wang et Liu, 2002)	24
Figure 1.16	La roue PDSA	26
Figure 1.17	Le diagramme d'Ishikawa sur le grenailage (Esterman et al., 1996)	27
Figure 1.18	Mode de fissuration : a - Mode I ; b - Mode II ; c - Mode III . . .	31
Figure 1.19	Oscillation de la vitesse de propagation de fissure en fonction de la longueur de fissure (Rodopoulos et De Los Rios, 2002)	33
Figure 1.20	Représentation schématique des trois zones de dommages en fa- tigue (Rodopoulos et De Los Rios, 2002)	35

Figure 1.21	Définition des paramètres a , c et n dans un grain de longueur D	35
Figure 1.22	Définition de l'écartement des lèvres en fond de fissure (Efunda, 2008)	36
Figure 1.23	Représentation des paramètres de l'équation de Robertson du profil de contraintes résiduelles (Kirk, 1999)	44
Figure 1.24	Le profil de contraintes résiduelles en surface (De Los Rios et al., 2000)	45
Figure 1.25	La distribution de la contrainte σ_1 (De Los Rios et al., 2000) . .	45
Figure 1.26	Schéma de la fissure, de la zone plastique et de la barrière microstructurale d'une pièce entaillée (Vallellano et al., 2000) . .	46
Figure 2.1	Schéma simplifié du grenailage (Kirk, 1999)	50
Figure 2.2	Le compresseur	51
Figure 2.3	Le robot	51
Figure 3.1	Dimensions (en mm) de l'échantillon	67
Figure 3.2	Support de l'échantillon pour le grenailage	69
Figure 3.3	La buse à l'approche du montage pour le grenailage	70
Figure 3.4	Distribution des impacts dans un jet de billes (Kirk, 1999)	70
Figure 3.5	Pas de la trajectoire (Kirk, 1999)	70
Figure 3.6	Montage pour le grenailage d'un coupon Almen	72
Figure 3.7	Coupon Almen posé sur la jauge Almen	72
Figure 3.8	La jauge Almen	72
Figure 3.9	Schéma du shotmeter	74
Figure 3.10	Banc d'essai de test en fatigue	75
Figure 3.11	Support de l'échantillon	75
Figure 3.12	Paramètres d'une fissure coin (Newman et Raju, 1983)	76
Figure 3.13	Paramètres d'une fissure en surface (Newman et Raju, 1983) . .	76
Figure 4.1	Cartes de contrôle de Shewhart sur l'intensité Almen	80
Figure 4.2	Diagramme des effets de Pareto sur l'intensité Almen	81
Figure 4.3	Cartes de contrôle de Shewhart sur la vitesse de saturation	83
Figure 4.4	Diagramme des effets de Pareto sur la vitesse de saturation	84

Figure 4.5	Cartes de contrôle de Shewhart sur la vitesse	86
Figure 4.6	Diagramme des effets de Pareto sur la vitesse	87
Figure 4.7	Diagramme des effets de Pareto sur R_z	89
Figure 4.8	Diagramme des effets de Pareto sur R_{SM}	89
Figure 4.9	Cartes de contrôle de Shewhart sur la vie	91
Figure 4.10	Diagramme des effets de Pareto sur la vie	92
Figure 4.11	Fonction de désirabilité : Vie maximale	94
Figure 4.12	Schéma représentant la différence entre une tendance linéaire et les tendances non linéaires	94
Figure 4.13	Courbe de contour : diamètre des billes et pression par rapport à la vie	95
Figure 4.14	Courbe de surface : diamètre des billes et pression par rapport à la vie	95
Figure 4.15	Courbe de contour : débit massique et nombre de passes par rap- port à la vie	96
Figure 4.16	Courbe de surface : débit massique et nombre de passes par rap- port à la vie	96
Figure 4.17	Cartes de contrôle de Shewhart sur la vie - Comparaison, entre les différentes combinaisons testées, de : la valeur moyenne \bar{X} – <i>bar</i> (a), l'écart type $Std.Dv$ (b)	98
Figure 4.18	Diagramme des effets de Pareto sur la vie pour des coupons pré- fatigués	99
Figure 4.19	Fonction de désirabilité : Vie maximale, pour des coupons pré- fatigués	100
Figure 5.1	Localisation de la fissure et de la zone plastique dans les grains	105
Figure 5.2	Évolution du rapport $n = \frac{a}{c}$ selon la position du fond de la fis- sure dans le composant (Grenailage à 2A, Sollicitation 310 MPa)	106
Figure 5.3	L'écartement en fond de fissure en fonction de la longueur de la fissure (Grenailage à 2 A, Sollicitation 310 MPa)	107

Figure 5.4	Comparaison entre résultats expérimentaux et calculs par le modèle de Navarro-Rios à partir de données extraites de (Michaud April, 2007)	112
Figure 5.5	Distributions de contraintes de fermetures et de contraintes résiduelles calculées nécessaires pour compenser les effets nocifs de la rugosité (test 16)	113
Figure 5.6	Comparaison des résultats de profils de contraintes résiduelles nécessaires pour compenser la rugosité	115
Figure 5.7	Profils de contraintes résiduelles (Chargement 310MPa, Grenailage 2A)	119
Figure 5.8	Profils de contraintes résiduelles (Chargement 379MPa, Grenailage 4A)	120
Figure 5.9	Combinaison 2 : 365% d'amélioration de vie	122
Figure 5.10	Combinaison 3 : 175% d'amélioration de vie	122
Figure I.1	Facteur de concentration géométrique pour échantillons plats (Peterson, 1974)	131
Figure II.1	Test Almen à 90°	132
Figure II.2	Test Almen à 45°	132
Figure II.3	Courbe de saturation <i>Intensité Almen : 4,1A - V_{grenailage} : 36 mm/s</i>	133
Figure III.1	Description de la trajectoire	134
Figure III.2	Orientation de la buse pour un angle d'incidence de 90°	135
Figure III.3	Orientation de la buse pour un angle d'incidence de 45°	135
Figure V.1	Définition du «cutoff» (MacDonald, 2006)	146
Figure V.2	La rugosité moyenne R_a (GMBH, 2006)	147
Figure V.3	Profondeur moyenne de l'état de surface R_z (GMBH, 2006)	147
Figure V.4	Largeur moyenne des indentations R_{sm}	148

LISTE DES NOTATIONS ET DES SYMBOLES

a	Longueur de la fissure (m)
A	Paramètre du profil de contraintes résiduelles : amplitude de la contrainte de compression maximale (MPa)
A_{op}	Intensité Almen optimale pour maximiser la vie en fatigue (A)
α	Profondeur des indentations (m)
b	Vecteur Burgers
β	Rayon des indentations (m)
c	Longueur de la zone plastique (m)
COD, Φ	Écartement des lèvres de la fissure (m)
CTOD	Écartement des lèvres en fond de fissure (m)
D	Diamètre des grains (m)
G	Module de cisaillement (MPa)
K_{trug}	Facteur de concentration de contraintes dues à la rugosité (adimensionnel)
n	Rapport entre la longueur de la fissure a et la longueur de la zone plastique c (adimensionnel)
ν	Coefficient de Poisson (adimensionnel)
n_s^i	Valeur critique de n : Localisation du début de la propagation de fissure dans un grain i (adimensionnel)
n_c^i	Valeur critique de n : Localisation du blocage de la propagation de fissure dans un grain i (adimensionnel)
N_{dis}	Nombre de dislocations
N	Nombre de cycles de chargement
P	Résultante des contraintes entraînant le mouvement linéaire des dislocations le long d'un axe x (MPa)
τ_0	Largeur du joint de grain (m)
R	Rapport entre la contrainte minimale et maximale d'un chargement cyclique (adimensionnel)

σ	Contrainte appliquée (MPa)
σ_1	Contrainte de fermeture de fissure (MPa)
σ_2	Contrainte de résistance à la déformation plastique (MPa)
σ_3	Contrainte appliquée au niveau de la barrière microstructurale (MPa)
σ_{arrest}^i	Seuil de contrainte appliquée sur la i^{eme} barrière au dessous duquel la barrière ne peut être franchie (MPa)
σ_{arrest}^{iP}	Contrainte d'arrêt pour un échantillon non grenailé (MPa)
$(\sigma_{arrest}^{iP})_{closure}$	Contrainte d'arrêt pour un échantillon grenailé en négligeant l'état de surface (MPa)
$(\sigma_{arrest}^{iN})_{closure}^{notch}$	Contrainte d'arrêt pour un échantillon grenailé (MPa)
σ_c	Résistance de la barrière (MPa)
$\sigma_{res}(x)$	Amplitude de la contrainte résiduelle pour une position z
σ_{FL}	Limite en fatigue : Contrainte de chargement au-dessous de laquelle la propagation de fissure ne se fait pas (MPa)
σ_{FL}^{CSP}	Limite en fatigue d'un échantillon grenailé (MPa)
σ_f	Contrainte de frottement empêchant le mouvement de propagation de fissure (MPa)
σ_y	Limite d'écoulement plastique (MPa)
σ_y^c	Limite d'écoulement plastique pour un chargement cyclique (MPa)
θ^i	Facteur d'orientation de la fissure du grain i , nommé m^i dans la littérature (adimensionnel)
W	Paramètre du profil de contraintes résiduelles : profondeur de la transition de compression à tension
x	Coordonnées et axes de propagation de la fissure
x_d	Paramètre du profil de contraintes résiduelles : profondeur de la contrainte de compression maximale (m)
X_A	Variable angle de projection ($^\circ$)
X_{D_b}	Variable diamètre des billes (μm)
X_{D_m}	Variable débit massique ($\text{kg}\cdot\text{min}^{-1}$)
X_N	Variable nombre de passes

X_P	Variable pression (Pa/psi)
Y_{IA}	Variable intensité Almen (A)
Y_v	Variable vitesse des billes (m.s ⁻¹)
$Y_{v_{sat}}$	Variable vitesse de saturation (mm.s ⁻¹)
Y_{vie}	Variable vie (nombre de cycles)
Z	Facteur d'entaille (adimensionnel)
ζ	Coordonnée sans dimension décrivant la géométrie de la fissure
A_2 et m_2	Coefficients de l'équation permettant la mise en relation entre la vitesse de propagation et le nombre de cycles (adimensionnel)

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE I	FACTEUR DE CONCENTRATION DE CONTRAINTE . . .	131
ANNEXE II	TESTS ALMEN	132
ANNEXE III	DÉFINITION DE LA TRAJECTOIRE DU ROBOT	134
ANNEXE IV	TABLEAUX DES RÉSULTATS	136
	IV.1 Tests Almen	136
	IV.2 Mesure de la vitesse des billes	138
	IV.3 Mesures de la rugosité des échantillons	139
	IV.4 Résultats des tests en fatigue	144
ANNEXE V	DÉFINITION DES PARAMÈTRES DE RUGOSITÉ	146
ANNEXE VI	ÉQUATIONS DE NEWMAN	149

INTRODUCTION

Le grenailage est un traitement de surface largement employé dans divers industries comme l'aéronautique. Ce procédé consiste à projeter un nombre important de billes à très grande vitesse sur la surface du composant concerné. Les impacts modifient les couches superficielles du matériau en créant une déformation plastique. Des contraintes résiduelles en compression sont alors introduites. Elles sont bénéfiques pour la vie en fatigue des composants, car elles ralentissent la progression de fissures. Par contre, des indentations sont également formées par les impacts. Leur présence est nocive pour la vie en fatigue du composant, car elles agissent tels des concentrateurs de contraintes. Le procédé doit donc être bien contrôlé pour améliorer la vie en fatigue du composant.

Depuis quelques années, la Défense canadienne a chargé le CTFA-CNRC de réaliser un projet de grande envergure sur la caractérisation et l'automatisation des procédés de grenailage et de formage par grenailage. Ce projet de maîtrise réalisé en collaboration avec l'École Polytechnique de Montréal est une étape de cette étude. Les objectifs visés sont de déterminer les niveaux favorables des paramètres d'entrée dans le but de maximiser la vie de la pièce. Pour atteindre ces objectifs, une partie expérimentale suivie d'une partie théorique sont réalisées.

Le projet est présenté en cinq chapitres. Le premier chapitre fournit les informations, extraites de documents scientifiques, nécessaires pour comprendre la suite du projet. Cela implique l'introduction de termes scientifiques propres au procédé de grenailage, ainsi que la description du procédé et des phénomènes physiques qu'il crée. Par la suite, les outils utilisés dans ce projet sont également présentés. Pour la mise en place des expériences, une méthodologie statistique est utilisée : le design d'expériences. La seconde partie correspond à l'application d'un modèle de prédiction de vie existant.

Cette revue de littérature, complétée par l'observation des installations disponibles, permettent d'isoler les paramètres d'entrée du procédé influençant la vie en fatigue d'un

composant. À partir de là, la mise en place du plan d'expérience est décrite au second chapitre. Dans un premier temps la liste des paramètres étudiés et de leurs valeurs sélectionnées est établie. Ensuite, un plan d'expérience, permettant de minimiser le nombre de tests sans perdre de résultats et de s'adapter aux possibilités expérimentales, est sélectionné à l'aide du logiciel *Statistica*. Finalement la liste ordonnée des différentes combinaisons de paramètres est obtenue.

Le troisième chapitre présente les procédures expérimentales. D'abord, la description des échantillons testés est détaillée. Puis, l'ensemble des installations utilisées lors des différentes étapes expérimentales sont présentées. Finalement une brève présentation des résultats est donnée, mais l'interprétation se trouve au chapitre suivant.

En effet, le chapitre quatre correspond à l'analyse statistique des résultats expérimentaux. De nouveau, le logiciel *Statistica* est utilisée pour la réalisation de cette étape. L'avantage de cette méthode est de faire ressortir les effets principaux des paramètres d'entrée, mais également l'interaction entre ces paramètres. L'influence de chaque facteur sur la variable de réponse est ainsi identifiée et quantifiée. Une équation de prédiction qui permet de mettre en relation la variable d'entrée et les paramètres de sorties est formulée. Finalement la combinaison optimale des paramètres d'entrée est obtenue en fonction de la précision du plan d'expérience établi au chapitre 2.

Le dernier chapitre présente un modèle de prédiction de vie adapté au grenailage. Celui-ci est programmé sur *Matlab*. Le nombre de cycles à la rupture obtenu par calcul à l'aide du modèle pour un type de traitement est comparé à la valeur expérimentale correspondante. Cette étape permet de vérifier la qualité du modèle. Le modèle est ensuite modifié dans le but de déterminer le profil de contraintes résiduelles correspondant à la vie. L'étude des profils de contraintes résiduelles est mise en relation avec les paramètres d'entrée afin de qualifier si la combinaison optimale est identique.

L'objectif principal de ces différentes étapes est d'aboutir à la sélection de la valeur de chacun des paramètres d'entrée du procédé permettant de maximiser la vie en fa-

tigue du composant. Cependant, la précision des résultats ne permet pas l'obtention de la combinaison idéale, ni même d'une combinaison valable pour différentes machines. Néanmoins, tout au long de l'étude un certain nombre d'informations et d'outils sont fournis afin de faciliter le travail d'une étude future, plus précise ou réalisée dans un autre contexte.

CHAPITRE 1

REVUE BIBLIOGRAPHIQUE

1.1 Introduction

La vie en fatigue est importante pour la conception de pièces en aéronautique. Une bonne connaissance du comportement des composants face aux sollicitations extérieures permet de planifier des inspections afin de prolonger la vie utile d'un avion. L'amélioration de ces performances permet ainsi de diminuer le poids des éléments structuraux de l'avion par l'utilisation de composants plus minces tout en respectant des normes de sécurité strictes. Le grenailage est un traitement de surface à froid ayant pour effet d'améliorer la vie en fatigue dans certains exemples spécifiques.

La sélection du niveau des variables d'entrée de ce procédé est un travail délicat. De nombreux scientifiques se sont penchés sur le problème avec des approches différentes. Plusieurs études expérimentales utilisant des principes statistiques pour l'analyse des résultats sont présentées. Des modèles de prédiction de vie sont également développés afin d'inclure les effets du grenailage.

Ce chapitre se divise de la manière suivante. Le procédé de grenailage est présenté dans un premier temps. Puis chacune des variables d'entrée du procédé, contrôlables ou non, est définie. Les réactions du matériau suite à l'application de ce traitement sont également décrites. Tout cela étant fait, diverses méthodes expérimentales ou théoriques permettant d'évaluer l'influence du grenailage sur la vie en fatigue d'une pièce sont alors exposées.

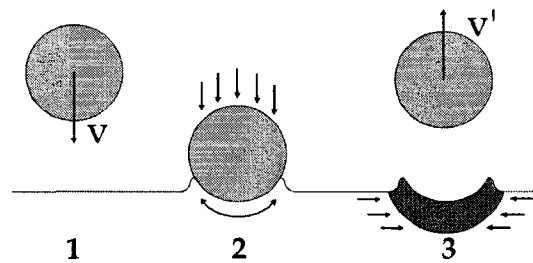


Figure 1.1 Impact d'une grenaille

1.2 Le grenaillage

1.2.1 Le procédé

Le grenaillage est un traitement de surface à froid. Des particules sont projetées sur la surface à traiter, sous des conditions cinématiques et d'impacts contrôlés. La figure 1.1 montre l'effet de l'impact d'une bille. A l'étape 1, la bille arrive à grande vitesse V . Lors de l'étape 2, cette bille entre en contact avec la surface du composant. La surface va se déformer en s'adaptant au contour de la bille. L'énergie cinétique de la bille diminue jusqu'à devenir nulle. À ce moment la bille rebondit : c'est l'étape 3. Une zone déformée plastiquement s'est créée sous le point d'impact. Une indentation, correspondant à la marque laissée par la bille, apparaît. Cette déformation est irréversible. Cependant, autour de cette zone, le matériau déformé élastiquement tend à reprendre sa forme initiale, comprimant ainsi la zone plastique.

Le grenaillage produit alors trois effets mécaniques importants. La déformation plastique résulte d'une augmentation du nombre de dislocations présentes. Cela signifie que la surface est écrouie. Certaines propriétés mécaniques du matériau comme la dureté surfacique et la limite d'écoulement augmentent. De plus, cette déformation créée par une bille sphérique entraîne la formation d'une indentation, d'où une augmentation de la rugosité. Le troisième effet provient de la compression de la zone plastique par le matériau. Des contraintes résiduelles sont introduites : en compression proche de la surface puis en tension en profondeur pour assurer l'équilibre statique de la pièce.

L'écrouissage et les contraintes résiduelles en compression ont un effet d'améliorer la vie en fatigue de la pièce pour des raisons expliquées ultérieurement. Mais ce n'est pas le cas de la rugosité. L'amplitude de ces phénomènes est reliée à la déformation créée lors de l'impact. Pour obtenir un arrangement optimal entre ces trois effets, il faut alors agir sur l'énergie cinétique de la bille avant l'impact. Plus elle est importante, plus la bille est en mesure de déformer la surface avant de rebondir. La nécessité de contrôler la masse et la vitesse de la bille devient évidente. Cependant la vitesse de la bille ne peut être contrôlée directement par l'utilisateur. Différentes méthodes permettent de mettre en mouvement les billes. Pour cette étude, le procédé utilise de l'air comprimé, permettant une application localisée et précise. Les paramètres réglables de la machine de grenailage sont nombreux, mais la vitesse des billes n'en fait pas partie.

Il est important de préciser que le grenailage est aussi employé pour réparer un composant déjà fatigué en réintroduisant des contraintes résiduelles de compression et en refermant des sites d'initiation de fissure par écrasement.

1.2.2 L'échelle Almen

1.2.2.1 Définition

La distribution de contraintes résiduelles dépend de la dimension de la zone affectée par l'impact. Pour les plaques minces, l'épaisseur n'est pas suffisante pour permettre l'équilibre de la pièce par l'apparition en profondeur de contraintes résiduelles en tension tel que décrit à la section 1.2.1. Alors, la plaque fléchie pour retrouver l'équilibre statique.

L'échelle Almen se base sur ce phénomène. Elle se mesure selon une méthode standardisée. Des éprouvettes aux dimensions normalisées subissent un bombardement pendant un temps donné. Le temps d'exposition, c'est-à-dire la durée du bombardement de l'échantillon, est augmenté d'un échantillon à l'autre en réappliquant le traitement. En-

Tableau 1.1 Dimensions des coupons Almen (Kirk, 1999)(Note : 1in = 25,4mm)

Échelle	Épaisseur (in)	Longueur (in)	Largeur (in)	Utilisation
N	0,031+/-0,001	3 +/- 0,015	0,745 - 0,750	Intensité faible
C	0,051+/-0,001	3 +/- 0,015	0,745 - 0,750	Intensité moyenne
A	0,938+/-0,001	3 +/- 0,015	0,745 - 0,750	Intensité forte

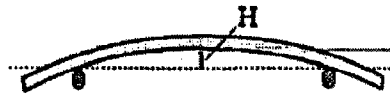


Figure 1.2 Déflexion du coupon test Almen (Tufft, 1999)

suite leurs déflexions, soit la hauteur de l'arc présentée à la figure 1.2, sont mesurées. Trois types d'échelles existent. Selon que l'intensité Almen est faible, moyenne ou forte, l'épaisseur du coupon ainsi que le nom de l'échelle sont différents, tableau 1.1.

L'ensemble de ces mesures est reporté sur un graphique appelé courbe de saturation. Un exemple est présenté à la figure 1.3. En fait plus la surface est grenillée, plus la bande Almen fléchit. Cependant, à partir d'un certain niveau de déformation, les impacts n'ont plus tellement d'effet. La saturation correspond au point de la courbe à partir duquel, en doublant le temps d'exposition, la déflexion additionnelle obtenue est inférieure à 10% de la déflexion totale. Ensuite augmenter le temps d'exposition a relativement moins d'influence sur l'évolution de la hauteur de l'arc. L'intensité Almen, mesurée pour un type d'échelle, correspond à la valeur de déflexion en millième de pouces au point de saturation.

1.2.2.2 Influence physique

Généralement, l'échelle Almen est employée pour quantifier l'intensité du grenillage, définie comme une mesure de l'énergie cinétique au sein du jet de billes par George et al. (2004). C'est une façon de contrôler le procédé. La variation d'intensité Almen influe principalement sur l'état de surface obtenu. Les paramètres décrivant le profil de contraintes résiduelles sont davantage contrôlés par d'autres éléments comme les billes

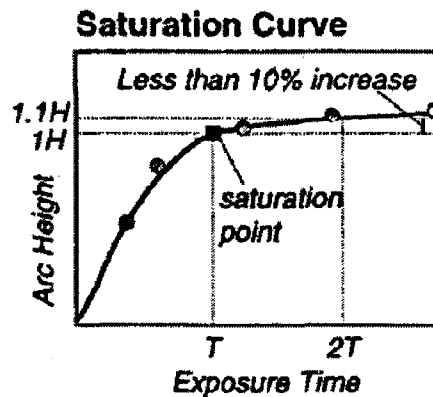


Figure 1.3 Courbe de saturation Almen (Tufft, 1999)

selon Bernard et al. (2004). Ils ajoutent qu'il existe une intensité Almen optimale A_{op} où la vie en fatigue est maximisée. En dessous de cette valeur, la vie en fatigue augmente avec l'intensité Almen. Au delà de A_{op} la vie diminue, puisque des dommages superficiels apparaissent. La valeur de A_{op} dépend de l'état de surface initial. Si la surface est lisse à l'origine, l'intensité optimale est plus faible.

Notons qu'utiliser la même intensité selon l'échelle Almen avec des grenailles de différentes dimensions peut fausser l'interprétation des résultats. Des particules plus grosses affectent la surface plus profondément et induisent davantage de rugosité. Le point faible de l'intensité Almen est de reposer uniquement sur la mesure d'une déflexion. En effet dans l'article (Tufft, 1999), les résultats de plusieurs tests prouvent qu'à intensité Almen identique la déformation plastique obtenue est différente. Ces variations sont visibles à la fois sur la profondeur des couches écrouies et sur le profil des contraintes résiduelles obtenues. Il est possible d'obtenir une même déflexion avec de petites particules projetées très vite, qu'avec des grenailles plus grosses mais ayant une vitesse plus faible.

1.2.3 Les grenailles

Ce sont les billes qui impactent la surface. En modifiant la taille, la forme, ou encore le matériau, l'effet du traitement diffère. Les critères de sélection dépendent de l'effet recherché sur le profil des contraintes résiduelles, l'écrouissage ou la rugosité de surface.

1.2.3.1 La forme et la taille

Plusieurs auteurs (Esterman et al., 1996; Robertson, 1968; Tufft, 1999; Bernard et al., 2004) considèrent la taille des grenailles comme un facteur significatif du procédé. La surface s'adapte au contour de la grenaille lors de l'impact tel que décrit dans la section 1.2.1. Les dimensions des indentations dépendent de l'énergie cinétique de la grenaille lors de l'impact. Une particule plus grande entraîne donc une déformation plus importante à la même vitesse. La profondeur de la zone des contraintes résiduelles de compression augmente également avec la taille des grenailles. Les contraintes résiduelles sont définies par la suite à la section 1.3.2 avec la figure 1.9.

Les petites billes pénètrent moins en profondeur. Les indentations sont moins profondes, l'état de surface obtenu est meilleur. Robertson (1968) montre qu'il est préférable de minimiser les dimensions des grenailles si l'objectif est de corriger les défauts à la surface. L'utilisation de grosses billes présente tout de même certains avantages malgré l'augmentation de la rugosité, car cela augmente aussi la valeur de certains paramètres du profil de contraintes résiduelles. Donc, pour une pièce ayant un très mauvais état de surface antérieur au grenailage, il est plus judicieux d'utiliser des grenailles plus grandes pour corriger le profil des contraintes résiduelles au-delà de la couche superficielle endommagée.

Les grenailles peuvent avoir différentes formes. La forme idéale pour les grenailles est un maximum de contours doux, soit la sphère (Kirk, 1999). Les particules plus denses sont plus durables. L'emploi de billes fragiles avec une intensité de grenailage plus

Tableau 1.2 Choix des billes en fonction de l'intensité Almen (Bernard et al., 2004)

Intensité Almen	Faible	Moyenne	Élevée
Métallique	non	oui	oui
Céramique	oui	oui	non
Verre	oui	non	non

importante cause leur rupture lors de l'impact. Un contrôle systématique de la taille et de la forme des particules réutilisées est nécessaire (Bernard et al., 2004).

1.2.3.2 Le matériau

Trois catégories de matériaux existent pour les grenailles correspondant chacune à une gamme d'intensité Almen, voir le tableau 1.2.

Le choix du matériau des grenailles dépend du matériau du composant à traiter. La dureté des grenailles doit être supérieure à celle des coupons Almen et celle de la pièce. Si la bille se déforme lors de l'impact, elle perd de l'énergie réduisant l'efficacité du traitement. Les effets seraient moindres.

Les grenailles d'acier peuvent s'employer pour des intensités Almen très importantes sans risquer de se briser. Les contraintes résiduelles en compression et l'érouissage affectent une couche superficielle plus épaisse (Franz et Olbricht, 1987). Par contre les grenailles en acier, souvent plus grosses, dégradent fortement l'état de surface, favorisant l'initiation de fissure. C'est pourquoi ce type de billes s'utilise plutôt pour le formage par grenailage que pour l'amélioration de la vie puisque le formage par grenailage repose sur le phénomène de déflexion des pièces minces, abordé dans la section 1.2.2.1. Notons également que l'utilisation de billes métalliques ajoute un risque de contamination au fer pour les matériaux non ferreux (Bernard et al., 2004).

Les grenailles de céramiques sont plus dures que les grenailles d'acier. Pour obtenir la même intensité Almen, le diamètre des billes nécessaire est inférieur au diamètre des

billes d'acier. Sollich et Wohlfart (1996) précisent que l'état de surface obtenu est de qualité supérieure, d'où un retardement de l'initiation de fissures. Par contre, l'épaisseur de la couche superficielle affectée par le grenailage est plus mince.

Le phénomène de déformation plastique introduit par les grenailles de verre est similaire à celui des grenailles métalliques (Franz et Olbricht, 1987). Leur fragilité ne leur autorise une utilisation qu'à très faible intensité Almen. Mais avec des intensités plus faibles, la rugosité est moins importante. C'est pourquoi les grenailles de verre sont fréquemment utilisées après un grenailage avec des billes d'acier, afin de corriger l'état de surface.

D'ailleurs l'utilisation de deux types de grenailles permet de moduler les effets recherchés. Franz et Olbricht (1987) montrent, par exemple, qu'un premier grenailage avec des billes d'acier, suivi de billes de céramiques permet d'introduire une distribution optimale des contraintes résiduelles dans la profondeur, avec une valeur de contrainte maximale sous la surface plus faible.

1.2.4 Les paramètres du procédé

1.2.4.1 Taux de couverture

1.2.4.1.1 Définition Le taux de couverture correspond au pourcentage de la surface impactée au moins une fois. Ce type de paramètre n'est pas facilement quantifiable. L'évaluation de cette mesure se fait principalement par inspection visuelle.

1.2.4.1.2 Influence physique La couverture est dépendante du matériau grenailé. Pour une intensité Almen fixée, avec un type de grenailles donné, les indentations sont plus grandes sur un matériau mou, tel que le montre la figure 1.4. Il est évident que si la surface impactée est plus dure, la déformation demande davantage d'énergie. La formation de la zone plastique sous le point d'impact repose sur la microstructure du

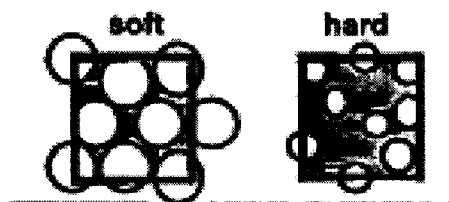


Figure 1.4 Couverture de deux échantillons de dureté différente (Tufft, 1999)

composant et sur sa capacité à se déformer.

Les grenailles arrivent de façon aléatoire sur la surface. Chacun des impacts écroute une zone précise. Pour avoir 100% de taux de couverture, certaines zones sont impactées jusqu'à cinq fois (Kirk, 1999), alors que l'on recherche l'uniformité de la couverture. De plus, poursuivre, le grenailage après avoir atteint 100 % de couverture devient destructeur pour le composant (Kirk, 1999). Des dommages de surface peuvent apparaître, comme par exemple, un arrachement de particules en surface.

1.2.4.2 Temps d'exposition

Le temps d'exposition est la durée du bombardement de la surface. Ce facteur influence directement le taux de couverture. Mais il n'existe pas de relation systématique entre ces deux paramètres. Cependant, il est plus facile d'étudier l'effet du temps d'exposition que celui de la couverture, trop délicate à mesurer.

1.2.4.3 Angle de projection

1.2.4.3.1 Définition L'angle de projection, ou d'incidence, correspond à l'angle entre la surface traitée et le chemin suivi par la grenaille, voir la figure 1.5.

1.2.4.3.2 Influence physique Tufft (1999) explique qu'un impact perpendiculaire à la surface est préférable car il minimise l'érosion. Rodopoulos et al. (2004) confirment

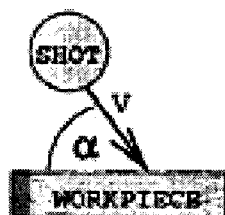


Figure 1.5 Angle de projection de la grenaille sur la surface Almen Tufft (1999)

cette idée en précisant que l'écrouissage est aussi influencée par l'angle d'impact. Diminuer l'angle d'incidence modifie la répartition des efforts transmis lors de l'impact (Tufft, 1999). Si l'impact n'est pas perpendiculaire à la surface, sa force se répartit en diverses composantes.

Le rebondissement des billes sur la surface est un problème dans le cas d'un grenailage perpendiculaire. Le risque de chocs entre les grenailles incidentes et rebondissantes est grand. Les grenailles perdent de l'énergie lors d'une collision, d'où une couverture moins homogène. Ce manque de régularité peut être source d'initiations de fissure.

1.2.4.4 Distance de projection

1.2.4.4.1 Définition La distance de projection correspond à la distance entre l'extrémité de la buse projetant les billes et la surface à grenailer. Cette distance se mesure selon l'axe de projection.

1.2.4.4.2 Influence physique George et al. (2004) posent ce paramètre comme prédominant. Il agit sur l'intensité Almen. Les particules projetées de plus loin arrivent sur la surface avec moins d'énergie à cause de la friction de l'air. La déformation obtenue est plus faible. De plus le jet de grenaille diverge plus ou moins en sortant de la buse selon le design du pistolet utilisé (Kirk, 1999). La divergence de jet augmente avec la distance entre la buse et la pièce.

1.2.4.5 Le matériau de l'échantillon

Les propriétés des matériaux modulent les effets du grenaillage. Plusieurs auteurs (Es-terman et al., 1996; Croccolo et al., 2002; Sollich et Wohlfart, 1996) se sont notamment intéressés à la dureté en surface, car la vitesse de propagation de fissure diminue avec la dureté du matériau, de même que la résistance à l'initiation de fissure. Par conséquent pour un matériau mou, la fissure s'initie rapidement, mais se propage plus lentement. Les effets du grenaillage sur une surface préalablement durcie par un traitement thermique, la nitruration par exemple (Croccolo et al., 2002), sont différents. La zone affectée par le grenaillage est moins profonde. L'initiation de fissure est délocalisée sous la surface, au delà des contraintes résiduelles en compression, car la résistance à l'initiation de fissure est trop grande en surface. Par contre la rugosité est plus importante, augmentant la sensibilité à l'initiation de fissure. Par conséquent, il est donc indispensable de minimiser la rugosité dans le cas d'un matériau dur (Sollich et Wohlfart, 1996).

Le second facteur est la topographie initiale de la surface. Si la surface est lisse et ne contient aucun défaut, l'initiation est alors beaucoup plus tardive. Dans ce cas l'application d'un grenaillage n'apporte pas d'amélioration significative. Obtenir de telles surfaces est délicat et dispendieux. L'apparition des fissures, la nucléation, peut se faire en différents lieux, selon la structure cristallographique du matériau et le chargement. Les joints de grains, les rotassures, les inclusions, les dislocations ou les plans de cisaillement internes aux grains sont tous des points critiques. Dans le cas d'une surface initiale très rugueuse ou contenant déjà des microfissures, l'effet du grenaillage devient évident.

1.2.4.6 Vitesses d'impact des grenailles

Ce paramètre joue un rôle très important, car il existe une relation directe entre cette vitesse et l'énergie de déformation. Ce paramètre n'est pas directement contrôlable. Il est possible de mesurer la vitesse, et par conséquent, de moduler les paramètres machines

correspondant à la vitesse souhaitée. Cependant, les diverses techniques permettant cette mesure sont plus ou moins fiables, surtout dans le cas de billes de verre ou de céramique. La pression dans le compresseur est un paramètre machine pouvant modifier la vitesse de projection. Cependant, il n'existe pas de relation directe et systématique entre cette vitesse et la pression.

Des grenailles de tailles différentes peuvent mener à la même intensité Almen, qui est une mesure de l'énergie de déformation induite (Tufft, 1999). La vitesse doit être fortement augmentée pour les billes plus petites par exemple. En fait, la vitesse de déformation peut être estimée comme la vitesse d'impact divisée par le rayon du projectile. Une vitesse élevée implique un taux de déformation élevé.

1.3 L'influence du grenailage sur le matériau

1.3.1 L'écrouissage

1.3.1.1 Définition

Lors de la déformation élastique, les distances interatomiques augmentent mais pas suffisamment pour rompre les liaisons. Cette déformation est réversible comme le montre la figure 1.6. Une déformation plastique se fait par glissement des plans cristallins avec cette fois-ci modification des liaisons interatomiques, figure 1.7.

L'écrouissage se produit sur une pièce par traitement mécanique. Lorsque la contrainte appliquée croît, il y a déformation plastique. La figure 1.8 présente le phénomène. D'abord les différents plans cristallins sont alignés. Puis la force n'est pas suffisante pour permettre un glissement de tous ces plans cristallins. Seule une rangée atomique à la fois est déplacée. Il s'agit d'un glissement localisé faisant apparaître une dislocation. Ce défaut linéaire fait alors naître une discontinuité dans l'organisation de la structure cristalline, sur la troisième image. Un enchevêtrement de ces dislocations se forme.

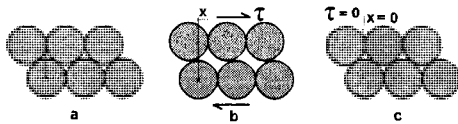


Figure 1.6 Déformation élastique

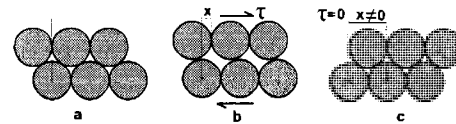


Figure 1.7 Déformation plastique

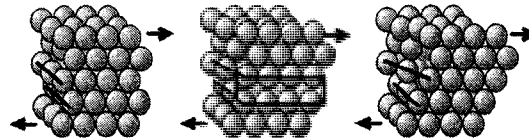


Figure 1.8 Formation d'une dislocation (Dang Ngoc Chan, 2006)

Progressivement le glissement des rangées atomiques est de plus en plus difficile et se retrouve bloqué, en raison de ce réarrangement cristallographique. La déformation plastique ne peut plus progresser sans que la contrainte augmente (Lemaître et Chaboche, 1996). La résistance à la déformation croît. Des incompatibilités entre grains induisent des microcontraintes intercrystallines. C'est le phénomène d'écrouissage.

1.3.1.2 Effets sur le comportement du matériau

L'écrouissage induit par grenailage se localise en surface du matériau. D'ailleurs la profondeur des contraintes résiduelles de compression est équivalente à l'épaisseur de la couche écrouie (Franz et Olbricht, 1987). Cependant l'écrouissage intrinsèque causé par le durcissement cyclique du matériau est plus important que celui créé lors des impacts de billes (Curtis et al., 2003).

Pour une contrainte donnée, il existe un niveau de déformation plastique maximal, en raison des phénomènes physiques expliqués dans la section 1.3.1.1. L'écrouissage du matériau a pour effet d'augmenter sa résistance à la déformation plastique. En fait la limite d'écoulement est augmentée et la plasticité en fond de fissure réduite (Rodopoulos et al., 2004). La formation de la zone plastique en amont de la fissure est ralentie, et par conséquent la propagation de fissure également.

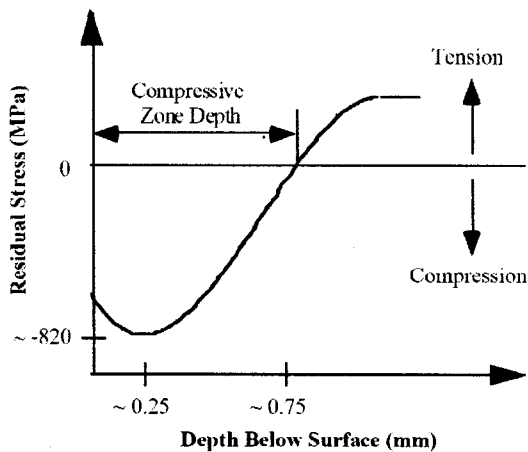


Figure 1.9 Le profil des contraintes résiduelles induites par le grenailage Esterman et al. (1996)

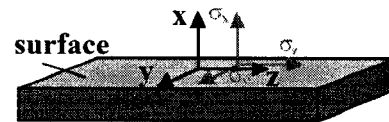


Figure 1.10 Définition des axes

1.3.2 Les contraintes résiduelles

1.3.2.1 Définition

Sous le point d'impact apparaît une déformation plastique, voir la figure 1.1. Autour, une zone déformée élastiquement tend à reprendre sa position initiale en comprimant la zone plastique. Des contraintes résiduelles de compression sont ainsi introduites modifiant l'équilibre de la pièce. En réaction des contraintes résiduelles en tension apparaissent en profondeur. L'amplitude des contraintes résiduelles en tension dépend de l'amplitude des contraintes en compression et de l'épaisseur de la pièce. La distribution des contraintes résiduelles présentée à la figure 1.9 est caractéristique du grenailage. L'abscisse de ce graphe correspond à l'axe $-x$ de la figure 1.10. Les contraintes résiduelles orientées suivant cet axe, σ_x , sont négligeables. Les contraintes résiduelles sont identiques biaxialement et correspondent à σ_y et σ_z . Cette distribution peut être affectée par une transformation de phase lors du grenailage. Dans ce cas les valeurs de contraintes résiduelles de compression obtenues peuvent être plus grandes que celles souhaitées.

D'autre part pour obtenir une distribution symétrique des contraintes résiduelles par rapport à un plan à mi-épaisseur de la pièce, il est important de grenailer identiquement les deux faces du composant (Kirk, 1999).

1.3.2.2 Effets sur le comportement du matériau

Les contraintes résiduelles en compression ont un effet bénéfique sur la résistance du matériau. Rodopoulos et al. (2004) expliquent qu'elles permettent de moduler le niveau de contrainte due à la charge appliquée et d'augmenter le phénomène de fermeture de fissures. La formation et la propagation de fissures en surface sont retardées.

L'ensemble des efforts internes et externes au système sont ajoutés pour obtenir une valeur de contrainte globale, nulle dans le cas d'un composant à l'équilibre. En surface les contraintes résiduelles sont en compression. La valeur du chargement appliqué est alors réduite de la valeur des contraintes résiduelles. Pour une sollicitation plus faible la vie est plus longue. Rodopoulos et al. (2004) insistent tout de même sur le fait que ce seul effet des contraintes résiduelles n'est pas suffisant à l'amélioration de la vie en fatigue. Notons qu'il existe un niveau de chargement, dépendant du matériau, au delà duquel les contraintes résiduelles vont progressivement se relâcher.

Le phénomène de fermeture de fissure est beaucoup plus intéressant car il réduit de façon considérable la vitesse de propagation de la fissure. Toyosada et al. (2004) expliquent ce phénomène en considérant un cycle de chargement P, illustré à la figure 1.11. Le déchirement de la matière se fait par étirement. Sur les surfaces de rupture, une couche déformée contenant des contraintes résiduelles en tension apparaît. Ce sont les lèvres de la fissure. Au point (a) de la courbe de chargement, le contact entre ces lèvres comprime en fond de fissure une zone déformée plastiquement. Le niveau de chargement augmente sans toutefois permettre l'ouverture des lèvres tant que n'est pas atteint le chargement en (b). Par contre le niveau de chargement atteint permet d'enlever la compression appliquée sur la zone déformée plastiquement en fond de fissure.

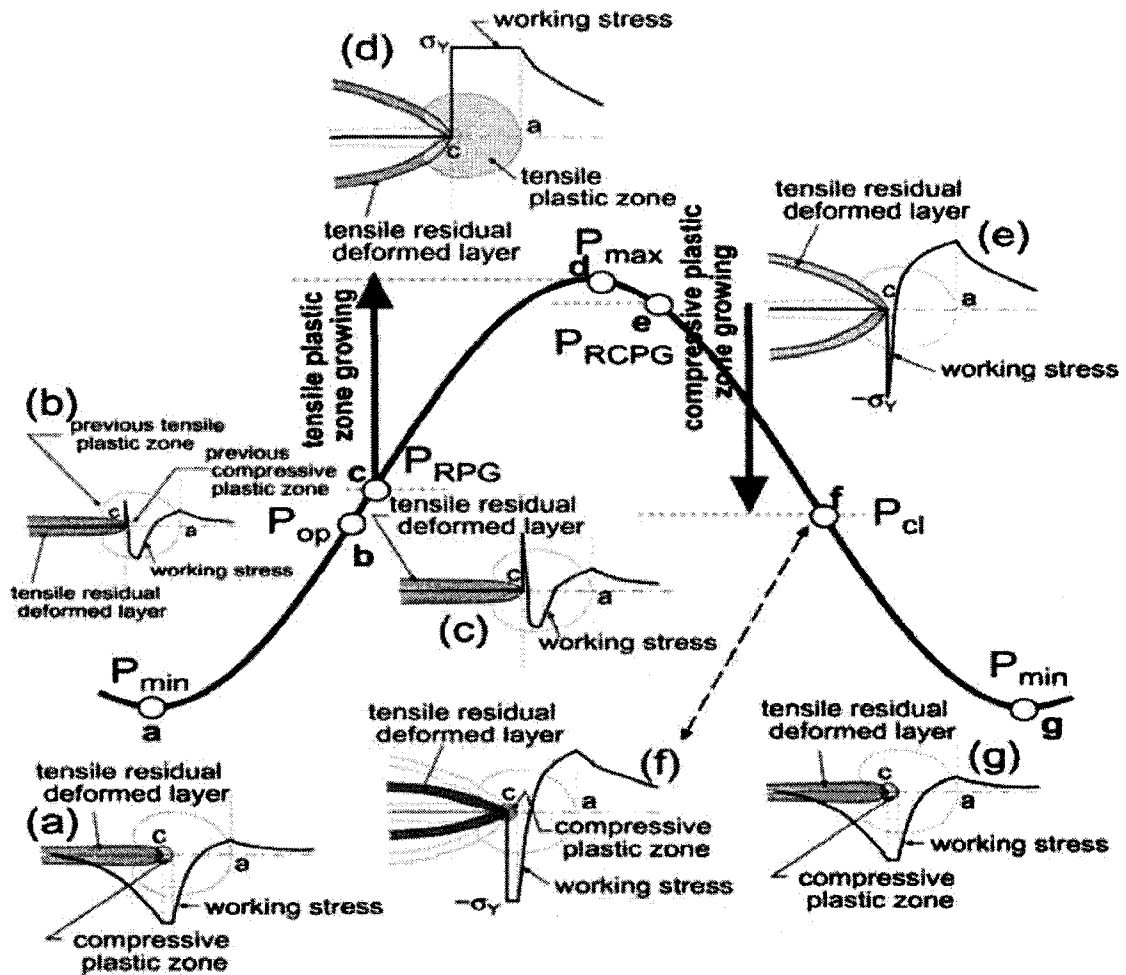


Figure 1.11 Phénomène de fermeture de fissure pour un cycle de chargement (Toyosada et al., 2004)

Les lèvres commencent à s'écarter. Cette singularité amène une forte concentration de contrainte en fond de fissure. Au point (c), le niveau de contrainte en fond de fissure atteint la limite d'écoulement du matériau. La plastification se propage au delà du fond de fissure avec l'augmentation du niveau de chargement jusqu'au point (d). Une fois la charge maximale P_{max} atteinte, le processus inverse apparaît. Le déchargement entraîne la disparition de la tension appliquée sur la zone déformée plastiquement au point (e). Celle-ci est de nouveau comprimée refermant progressivement la fissure entre les points (f) et (g).

1.3.3 La rugosité

1.3.3.1 Définition

La rugosité permet de caractériser l'état de surface. Aucune surface n'est parfaitement lisse. La mesure de la rugosité englobe une quantité importante de paramètres, en deux ou trois dimensions. Il s'agit de décrire la surface dans sa globalité, avec la profondeur et la largeur des creux, la distance entre eux et la régularité.

1.3.3.2 Effet sur le matériau

Contrairement à l'écroutissage ou aux contraintes résiduelles, la rugosité de surface a pour effet de réduire la vie en fatigue du matériau. L'augmentation de la rugosité accélère l'initiation et la propagation des fissures initiées par l'effet de la concentration de contrainte induite. Il est difficile de grenailler sans augmenter la rugosité de la surface. Cependant, il est possible de la minimiser en utilisant un autre type de grenailles ou de corriger l'état de surface après le traitement avec un polissage. Par contre, dans ce cas une partie de matière est enlevée, modifiant l'influence du grenailage. Il n'existe pas de solution miraculeuse pour atténuer le degré de la rugosité. Selon Sollich et Wohlfart (1996) il faut rechercher un bon compromis entre ces trois paramètres afin d'optimiser les améliorations de vie en fatigue.

1.4 Les réactions du matériau à une sollicitation en fatigue

1.4.1 Le chargement appliqué

Le type de chargement intervient au niveau de l'initiation et de la propagation, ainsi que sur le comportement de la plasticité en fond de fissure. Le chargement en service sur la majorité des structures est de nature aléatoire. Wei et al. (2002) se sont intéressés aux

interactions entre les fluctuations du chargement qui peuvent provoquer une accélération ou un retardement de la propagation. Une augmentation brutale du chargement amplifie la plasticité en fond de fissure. Le durcissement introduit empêche la déformation plastique pour une contrainte plus petite, stoppant ainsi la propagation de fissure.

Curtis et al. (2003) étudient également l'effet du rapport de contrainte R . Pour un chargement en fatigue, la pièce subit des cycles de chargement variant entre des niveaux de contrainte minimale et maximale. R correspond à la contrainte minimale divisée par la contrainte maximale. Les auteurs remarquent qu'avec un rapport R important, les effets du grenailage permettent de prolonger la vie. Par contre avec un petit rapport R , la capacité du matériau à stopper la propagation de fissure est également augmentée par le grenailage.

1.4.2 La fissure

La rupture d'un composant provient, en général, d'une fissure ou d'un défaut qui se propage. Mais une fissure ne s'ouvre jamais sans une fragmentation par étirement des particules adjacentes, elle ne peut donc pas s'initier ou se propager dans une zone en compression. Les contraintes résiduelles permettent de neutraliser une partie considérable des contraintes de tension que subit la surface de la pièce lors de son utilisation.

Sur la figure 1.12, une zone plastique de longueur c s'étend à partir du fond de la fissure de longueur a . Cette diffusion est bloquée lorsqu'elle atteint un joint de grain. Un effort plus important est nécessaire afin de le franchir. Puis, à la figure 1.13, la propagation continue à travers le grain suivant. En fait, chaque joint de grains interrompt momentanément la propagation.

Le grenailage apporte une distorsion évidente de la microstructure en surface. La taille des grains diminue. Les événements de retardement intervenant lors de la propagation de la fissure sont plus fréquents. La vitesse de propagation est plus lente. Notons que la propagation de fissure est détaillée à la section 1.6.2.

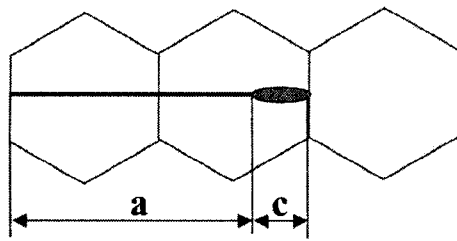


Figure 1.12 La diffusion de plasticité en fond de fissure bloquée à la frontière du grain (Wei et al., 2002)

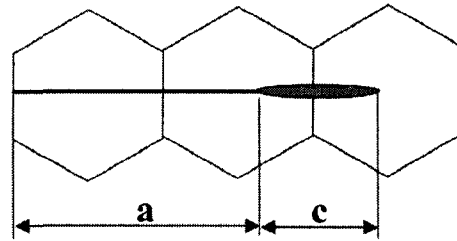


Figure 1.13 La barrière franchie par la plasticité en fond de fissure (Wei et al., 2002)

1.4.3 La vie en fatigue

1.4.3.1 Définition de la limite en fatigue

La limite de fatigue σ_{FL} est définie comme le niveau de contrainte maximal au-dessous duquel un défaut ou une fissure caractéristiques ne se propagent pas.

1.4.3.2 Les différents types de fatigue

La fatigue oligocyclique correspond à une sollicitation avec des contraintes de grandes amplitudes. Le nombre de cycles que tolèrent les composants est relativement faible. La fatigue mégacyclique correspond à une sollicitation avec des contraintes de faibles amplitudes. Dans ce cas le nombre de cycles avant rupture est important.

Curtis et al. (2003) montrent que les bénéfices du grenailage sont plus significatifs pour la fatigue mégacyclique. En fait, l'influence de la rugosité est corrigée par la présence du profil de contraintes résiduelles en compression à la surface. Pour un traitement de grenailage donné, la concentration de contraintes due à la rugosité augmente avec le chargement appliqué, mais le profil de contraintes résiduelles reste le même. Le gain de vie apportée par le grenailage diminue lorsque le niveau de chargement augmente.

1.4.3.3 Le relâchement des contraintes résiduelles

Le relâchement des contraintes résiduelles est causé en grande partie par le chargement en fatigue selon Rodopoulos et al. (2004). D'ailleurs plus la contrainte maximale appliquée est élevée, plus le phénomène est rapide et prononcé. La relaxation des contraintes résiduelles dans un échantillon non fissuré se produit principalement dès le premier cycle de chargement. Après, le comportement se stabilise jusqu'à la rupture. Notons que l'observation d'un historique du chargement montre que seule l'amplitude des contraintes résiduelles est affectée. La forme du profil est inchangée.

Le relâchement du profil des contraintes résiduelles doit être inclus dans la méthodologie de tolérance aux dommages. Un relâchement important des contraintes résiduelles peut causer une dégradation des performances en fatigue du matériau. Esterman et al. (1996) précisent que ce phénomène influence davantage les performances en fatigue du composant lorsque la somme des contraintes résiduelles et du chargement appliqué est supérieure à la limite d'élasticité.

Le type de matériau considéré influence aussi grandement ce phénomène. En effet, le relâchement des contraintes résiduelles est systématique pour les alliages d'acier. Il y a d'abord un relâchement très important au tout début de la sollicitation. Puis ce phénomène se stabilise pendant 70% de la vie en fatigue.

1.4.3.4 Durcissement ou adoucissement cyclique

Le durcissement ou l'adoucissement cyclique se voient sur une courbe de traction-compression. Si à chaque cycle traction-compression, la valeur de chargement nécessaire pour obtenir la même déformation augmente, il s'agit de durcissement cyclique. Dans le cas contraire, il s'agit d'adoucissement cyclique.

Wei et al. (2002) s'intéressent au cas de durcissement cyclique car son implication dans la vitesse de propagation de fissure est importante lorsque la fatigue est dominée

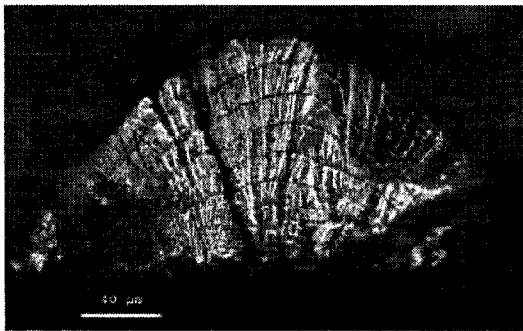


Figure 1.14 Surface de la fissure d'un matériau non grenailé (Wang et Liu, 2002)

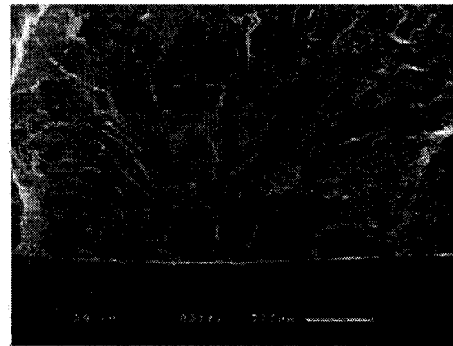


Figure 1.15 Surface de la fissure d'un matériau grenailé (Wang et Liu, 2002)

par la plasticité. En fait, l'écroutissement se fait lors des chargements de plus faible intensité. Cela est vrai jusqu'à ce que la contrainte d'écoulement due aux chargements de forte intensité prenne une valeur correspondante au plus haut niveau de chargement. La diffusion de plasticité n'est plus possible pour une contrainte plus faible. C'est une période transitoire de retardement de la propagation. L'extension de l'écroutissement, dominant la période de retardement, dépend de la vitesse à laquelle la contrainte d'écoulement de la zone plastique revient à la valeur correspondant à un chargement plus faible.

1.4.4 Tests en fatigue

La vie en fatigue est mesurable à l'aide de tests en fatigue. Ce test, détaillé à la section 3.4, permet de mesurer le nombre de cycles à la rupture d'un échantillon.

Wang et Liu (2002) approfondissent les résultats des tests en fatigue en observant le faciès de rupture. Cette observation permet de déterminer si la propagation se fait par pulsions régulières ou de façon tout à fait désordonnée, ainsi que l'orientation des lignes de propagation. La figure 1.14 montre une propagation semi-circulaire pour un matériau non traité. Notons que des chargements en compression sont appliqués à plusieurs reprises afin de marquer le front de propagation. Dans le cas du matériau grenailé cette propagation suit plutôt une forme de champignon avant de redevenir semi-circulaire, une

fois le champ de contraintes résiduelles en compression dépassé, figure 1.15.

1.5 Planification et analyse d'expériences

1.5.1 Les objectifs

L'expérimentation est nécessaire pour caractériser, optimiser et augmenter la robustesse des procédés. Une étude expérimentale consiste à tester diverses valeurs de la variable d'entrée, nommée facteur dans les études statistiques, et d'observer l'effet produit sur la variable de sortie. Cette méthode fonctionne parfaitement dans ce cas. Mais lorsque le nombre de facteurs et de variables de réponse augmente, l'étude se complexifie. Le nombre de tests nécessaire pour mener l'étude complète devient trop important. Des erreurs d'interprétation peuvent également être commises. En effet faire varier un facteur à la fois fait ressortir l'effet d'un facteur sur la réponse dans le cas où la valeur des autres facteurs est fixe. Il s'agit de l'effet principal. L'identification des interactions entre facteurs, c'est à dire lorsque l'effet de chaque facteur dépend de la valeur de l'autre facteur, est inefficace.

La stratégie conseillée par Montgomery (2005) est de manipuler plusieurs facteurs simultanément durant les essais, en modifiant leurs valeurs d'un essai à l'autre. Notons que le nombre de valeurs testées par facteur dépend du type d'étude réalisée. Le minimum est deux niveaux et permet un tamisage, soit une identification des facteurs influents dans le procédé. Pour réellement modéliser et optimiser le procédé il faut étudier trois à cinq modalités.

Afin de réaliser une étude rigoureuse, Montgomery (2005) propose de suivre les étapes imposées dans la roue PDSA de Shewart-Deming présentées à la figure 1.16 et complétées par le tableau 1.3. Pour chacune de ces étapes, il existe des outils facilitant le travail. Par exemple, pour l'étape de planification une excellente connaissance du procédé et des mécanismes intervenants est nécessaire. Montgomery (2005) présente le

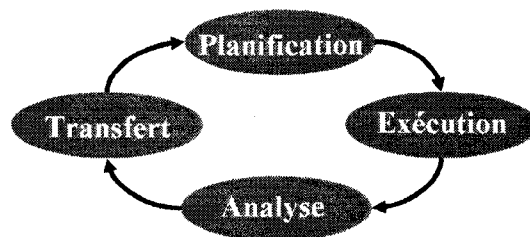


Figure 1.16 La roue PDSA

Tableau 1.3 Les étapes à suivre pour le design d'expérience (Montgomery, 2005)

P : Planification	1. Définir le processus, la problématique ou les objectifs 2. Choisir les variables de réponses Y à mesurer 3. Choisir les variables facteurs X et l'espace de variation 4. Choisir et comparer les plans expérimentaux
D : Exécution	5. Préparer pour conduire l'expérience 6. Conduire l'expérience
S : Analyse	7. Analyse statistique des résultats
A : Transfert	8. Agir avec les conclusions de l'analyse

diagramme de cause à effet, ou diagramme d'Ishikawa, comme une approche graphique de la planification d'expériences. Cette méthode aide à déterminer une liste généralisée des paramètres intervenants dans le procédé. Il existe différents types de paramètres :

- C : les paramètres contrôlables dont la valeur peut être modulée directement ;
- U : les paramètres incontrôlables, autrement appelés bruits, sur lesquels il n'est pas possible d'agir directement ;
- C* : les paramètres semi-contrôlables, c'est à dire partiellement contrôlables ;
- In : les paramètres intermédiaires correspondant à des variables de sorties apparaissant avant les variables de sorties étudiées.

Les facteurs bruits sont souvent plus nuisibles pour le composant, car ils sont non contrôlables et non mesurables. Esterman et al. (1996) présentent un diagramme d'Ishikawa relatif au grenailage à la figure 1.17. Ce diagramme est complet et un tri de ces facteurs s'impose pour obtenir un nombre de tests acceptables.

Un outil fréquemment employé lors de l'étape d'analyse est la méthode ANOVA : Analyse de la variance. Il s'agit d'un tableau dans lequel la contribution de chacun des

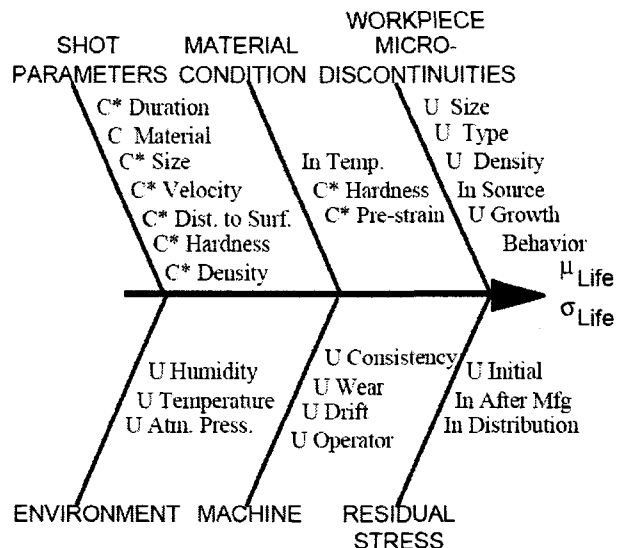


Figure 1.17 Le diagramme d'Ishikawa sur le grenailage (Esterman et al., 1996)

facteurs sur la réponse est indiquée (George et al., 2004). L'analyse de la variance repose sur le calcul des carrés de la différence entre les valeurs réelles et la valeur moyenne. Cela permet de faire apparaître l'erreur de la variabilité. Il s'agit d'une mesure de la variation dues à tous les paramètres incontrôlables. Cet élément est très important. En effet, George et al. (2004) rappellent l'intérêt de connaître la variabilité du procédé. Le grenailage, utilisé pour des applications aérospatiales, doit respecter des spécifications très strictes. La sélection et le contrôle des paramètres du grenailage doivent permettre d'avoir des performances constantes. De plus lors de cette étape une relation entre les facteurs d'entrée et les variables de réponse est établie à partir des résultats expérimentaux. Notons que les phénomènes physiques influençant ces résultats ne sont pas pris en compte dans les méthodes statistiques employées.

1.5.2 Quelques Résultats

Esterman et al. (1996) réalisent une étude en deux étapes. La première étape consiste à déterminer une équation polynomiale permettant de calculer l'amplitude de la contrainte résiduelle à une profondeur donnée. Les variables sont la pression d'air, la dureté du

composant, le diamètre des billes et la profondeur où est calculée la valeur de contrainte. Ils utilisent pour cela des données existantes. L'objectif de cette étape est de mettre les paramètres d'entrée du procédé en relation avec la vie en fatigue. En fait la deuxième étape repose sur un modèle de prédiction de vie où l'influence du grenailage est introduite par le profil de contraintes résiduelles calculé. Cette partie de l'étude repose sur le principe de conception robuste. L'objectif de cette méthode est de déterminer les niveaux de facteurs pour lesquels la variabilité est minimale, en testant différentes valeurs des facteurs bruits, et d'isoler un facteur permettant de moduler la valeur moyenne de la variable de sortie. Rappelons que la variable de sortie est le nombre de cycles à la rupture calculé par le modèle de prédiction de vie dans ce cas. Les conclusions de l'étude montrent que d'utiliser un composant moins dure et d'augmenter le diamètre et la vitesse des billes permettent d'augmenter la vie. Par contre l'augmentation de la profondeur du profil des contraintes résiduelles en compression aggrave la variabilité des résultats. Ce type d'étude est très intéressant mais ne prend pas en considération tous les effets du grenailage et ne s'applique qu'au cas particulier de cette machine.

George et al. (2004) étudient les effets de la distance de projection, du débit massique, du temps d'exposition et de la taille des billes sur l'intensité Almen en utilisant la méthode de Taguchi. Cette méthode permet de déterminer les valeurs optimales des paramètres en rendant le procédé insensible aux sources de variations (?), de la même façon que le principe de conception robuste. L'avantage est que l'intervalle complet compris entre deux niveaux des facteurs est étudié avec un faible nombre d'expériences. L'auteur utilise cette méthode pour déterminer une optimisation systématique des performances, de la qualité et du coût. L'optimisation du procédé se fait en trois étapes : d'abord la définition du système, puis des paramètres et enfin des intervalles de tolérance. La sélection du type de plan se fait ensuite en fonction de la précision souhaitée et des possibilités expérimentales. Les résultats présentent la distance de grenailage comme la plus significative, suivie de la taille des billes et du débit massique. Seule l'interaction entre le débit et le diamètre billes est influente.

Croccolo et al. (2002) s'intéressent également à l'influence de certains paramètres

machines sur l'intensité Almen. Les facteurs sont le diamètre du tuyau par lequel passe les billes, les dimensions de la buse, la pression d'air, le débit massique, le type de billes et leurs diamètres. Trois facteurs dont l'influence est significative sur l'intensité Almen sont isolés : la pression, le diamètre des billes et les dimensions de la buse. De plus part trois autres facteurs sont présentés comme nocifs sur la variabilité du procédé : le diamètre des billes, le débit massique et le diamètre du tuyau. C'est pourquoi les auteurs réorientent par la suite l'étude sur l'effet sur la vie de l'intensité Almen et du diamètre des billes, intervenant à la fois sur la valeur moyenne et sur la variabilité de la variable de sortie. Les auteurs utilisent un plan factoriel à deux niveaux. Il s'agit d'un plan d'expérience testant toutes les combinaisons possibles entre les différentes valeurs des paramètres. Mais en raison du plus petit nombre de facteurs, il est possible d'ajouter un point central, c'est-à-dire un niveau des facteurs intermédiaire, permettant ainsi de voir si la tendance est linéaire ou pas. Les auteurs sont ainsi en mesure de montrer que c'est au centre de l'intervalle que la vie est maximale.

Tufft (1999) considère directement l'intensité Almen comme un facteur, ainsi que le diamètre des billes, l'angle de projection et le taux de couverture. La variable de sortie est la vie du composant. L'étude repose sur un plan factoriel complet à deux niveaux avec une répétition. Rappelons qu'il s'agit d'un plan où chacune des combinaisons entre les facteurs pour deux valeurs est testée et que la répétition implique que chaque test est réalisé deux fois. La précision de ce type de plan permet de faire apparaître les effets principaux mais aussi les effets d'interactions doubles, triples et quadruples. Mais le nombre de tests nécessaires est très important. Les résultats montrent le facteur diamètre des billes comme le plus significatif. Les trois autres facteurs ne sont significatifs que dans le cas des petites billes.

Les auteurs utilisent différents types de plans ayant chacun avantages et inconvénients, selon la précision souhaitée, les données initiales et les moyens expérimentaux à leur disposition. Les méthodes de conception robuste et de Taguchi sont particulièrement intéressantes pour obtenir un traitement optimal de qualité, mais demandent un nombre de tests trop important ou ne permet pas une grande précision. Les plans factoriels sont

plus simples à mettre en oeuvre. Une précision intéressante dans les résultats peut être obtenue. Cependant ce type de plan est fréquemment utilisé à deux niveaux, soit deux valeurs testées par facteurs. Il est important dans ce cas de prendre en considération que seules des tendances linéaires peuvent être obtenues. C'est pourquoi une étude en deux étapes est plus riche. La première étape avec un grand nombre de facteurs pour identifier les plus significatifs : c'est le tamisage. La seconde étape recentrée sur ces facteurs étudie plusieurs niveaux et ainsi établir une relation plus précise avec la variable de sortie : c'est l'optimisation.

1.6 Modèle micromécanique

1.6.1 Introduction

Divers phénomènes physiques sont expliqués à l'aide de modèles micromécaniques. Pour ce projet, le modèle étudié est un modèle de prédiction de vie. Celui-ci, à l'aide de certaines propriétés du matériau ainsi que de la géométrie du composant, doit être en mesure d'évaluer le nombre de cycles de chargement subi par la pièce avant la rupture. Les mesures expérimentales peuvent s'avérer longues et coûteuses, mais sont nécessaires. L'utilisation de modèles micromécaniques permet de réduire le nombre de tests en réalisant une première évaluation de la vie de la pièce. Ils sont également employés afin d'évaluer la vitesse de propagation d'une fissure existante et de programmer les inspections périodiques.

Il est nécessaire de connaître le mode de fissuration de la pièce, afin de sélectionner le modèle adapté. Il en existe trois comme le montre la figure 1.18. La figure a correspond au mode dit d'ouverture. Il résulte d'une contrainte normale au plan de la fissure. Les surfaces de la fissure se déplacent perpendiculairement l'une de l'autre. La figure b représente le mode de cisaillement plan (glissement parallèle). Il est produit par une contrainte de cisaillement dans le plan. Les surfaces de la fissure se déplacent dans le même plan et dans une direction perpendiculaire au front de fissure. Quant à la dernière

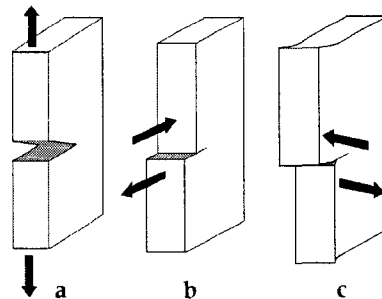


Figure 1.18 Mode de fissuration : a - Mode I ; b - Mode II ; c - Mode III

figure, c, il s'agit du mode de cisaillement antiplan (glissement perpendiculaire). Les surfaces de la fissure se déplacent dans le même plan et dans une direction parallèle au front de la fissure.

1.6.2 Initiation et propagation de fissure

La propagation d'une fissure a été abordée à la section 1.4.2. Mais pour comprendre le modèle il est nécessaire de détailler ce phénomène. En effet, les caractéristiques de la propagation de la fissure changent si l'influence de la microstructure du matériau est marquée. C'est pourquoi de nombreux modèles de propagation de fissure se distinguent pour les fissures courtes ou longues.

1.6.2.1 La nucléation de fissure

Les observations de Navarro et De Los Rios (1988d) montrent que la nucléation apparaît au niveau des inclusions ou particules de phases secondaires, plus dures. Elle se produit par décohesion ou rupture de la particule en mode I ou II de sollicitation, après une accumulation trop importante de déformation plastique. Notons que les défauts ou les entailles, introduisant une concentration de contraintes, sont des sites favorables à la nucléation (Vallellano et al., 2000). La contrainte appliquée sur la pièce nécessaire pour initier la fissure est alors plus faible. Cette remarque n'est plus valide pour la suite du

processus jusqu'à la rupture. Par conséquent la résistance à l'initiation de fissure n'est pas une propriété critique pour la pièce. C'est la facilité de la fissure à franchir toutes les barrières microstructurales successives qui est inquiétante.

C'est à partir de cette dernière hypothèse qu'un grand nombre de scientifiques s'entendent pour dire que dans le domaine de l'ingénierie, la nucléation n'a pas réellement d'intérêt (Vallellano et al., 2000; De Los Rios et al., 2000; Rodopoulos et al., 2004). Effectivement les matériaux, même de très bonne qualité, contiennent un certain nombre de défauts, ajoutés aux marques d'usinages, responsables de l'apparition prématurée de fissures. C'est pourquoi dans le modèle de Navarro-Rios (Navarro et De Los Rios, 1987b,a, 1988d,c, 1990) la fissure est considérée comme initialement présente, et seul le processus de propagation est calculé.

1.6.2.2 La propagation de fissures courtes

La notion de barrières, ou plus précisément barrières microstructurales (Navarro et De Los Rios, 1988c), introduite à la section 1.4.2 est essentielle en propagation de fissures courtes. Elles correspondent aux limites de grains ou de phases. Leur interaction avec l'extension de fissure perturbe la vitesse de propagation.

Dans le cas d'une fissure tout juste initiée, la propagation se fait par cisaillement d'une bande de glissement présente à l'intérieur du grain. La section 1.6.2.1 précise que la nucléation de fissure se fait à la suite d'une accumulation de déformation plastique. Une zone déformée plastiquement en amont de la fissure se forme et demeure lors du processus de propagation. À l'approche de la barrière microstructurale, la progression de la fissure ralentit, alors que la zone plastique en fond de fissure, bloquée par la barrière, se diffuse dans le grain. La croissance de la zone plastique fait augmenter l'amplitude de la contrainte comprimant le joint de grain, jusqu'à un certain niveau permettant d'induire une déformation plastique dans le grain suivant. La fissure se propage, et la zone plastique est de nouveau bloquée par un joint de grain. Ce sont les sauts de l'interface

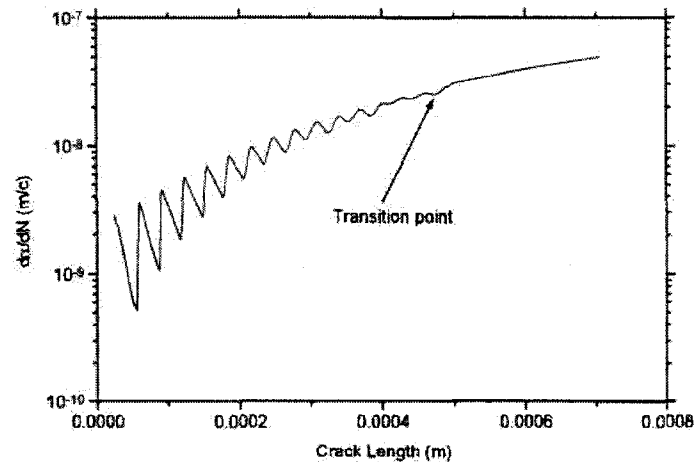


Figure 1.19 Oscillation de la vitesse de propagation de fissure en fonction de la longueur de fissure (Rodopoulos et De Los Rios, 2002)

élasto-plastique, c'est-à-dire le fond de la zone plastique, dûs à la microstructure (Navarro et De Los Rios, 1988d). La figure 1.19, obtenue par un modèle, montre effectivement une fluctuation importante de la vitesse de propagation pour les fissures courtes. La décélération la plus forte correspond d'ailleurs au premier joint de grain. Par la suite les fluctuations diminuent, jusqu'à disparaître.

Rodopoulos et De Los Rios (2002) montrent que l'influence de la plasticité cyclique en fond de fissure altère considérablement le champ de contrainte. Le modèle repose alors sur les hypothèses de mécanique de la rupture élasto-plastique, c'est-à-dire qu'il n'existe pas de relation linéaire entre la vitesse de propagation et le facteur de concentration de contrainte.

1.6.2.3 La propagation de fissures longues

Lorsque la taille de la fissure grandit, la zone plastique au bout de la fissure se diffuse et incorpore plusieurs grains. L'effet local de la microstructure diminue (Wei et al., 2002). La fissure ne va plus se propager le long des plans de glissement cristallographiques mais plutôt par un cisaillement simultané ou alternatif de deux systèmes de

glissement. Ce double mécanisme de glissement réoriente la propagation de la fissure perpendiculairement au chargement et forme les stries caractéristiques de la fatigue.

Des modèles de prédiction de vie ne considérant pas l'effet de la microstructure existent. Cette négligence n'est acceptable qu'en présence d'un milieu homogène, continu et infini, c'est-à-dire sans interaction avec les barrières microstructurales. La continuité interdit toute différenciation de dispositif microstructural (Navarro et De Los Rios, 1987b). La figure 1.19 montre qu'après le point de transition entre le mode de propagation de fissure courte et longue, la vitesse de propagation ne fluctue plus. Les simplifications reposant sur les hypothèses de la mécanique de la rupture linéaire élastique sont alors représentatives.

1.6.3 La mise en place du modèle

La section précédente 1.6.2 décrit physiquement le problème considéré. Maintenant l'objectif est de mettre ces phénomènes en équations pour calculer la vie du composant. Le modèle développé par Navarro-Rios inclut les étapes de fissures courtes et longues afin de calculer le nombre de cycles N nécessaires pour propager la fissure jusqu'à une longueur critique. Cette section présente la mise en place du modèle dans le cas d'un matériau lisse, mais l'adaptation de ce modèle au grenailage est expliquée à la fin.

1.6.3.1 Hypothèses

Afin de comprendre la méthodologie suivie par les auteurs, il est important d'énoncer les hypothèses posées suite à certaines observations expérimentales pour simplifier les calculs.

D'abord le système microstructural de propagation est décomposé en trois zones présentées à la figure 1.20 : la fissure (1), la zone plastique en amont de la fissure (2) et la barrière microstructurale (3). Davantage de détails sur ces trois zones et les contraintes

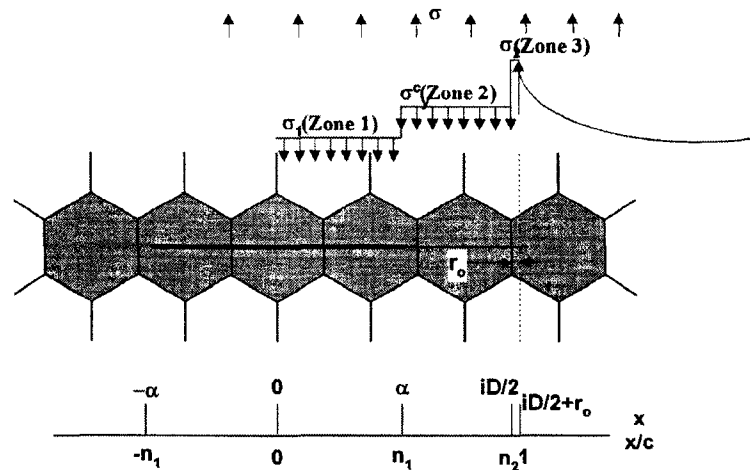


Figure 1.20 Représentation schématique des trois zones de dommages en fatigue (Rodopoulos et De Los Rios, 2002)

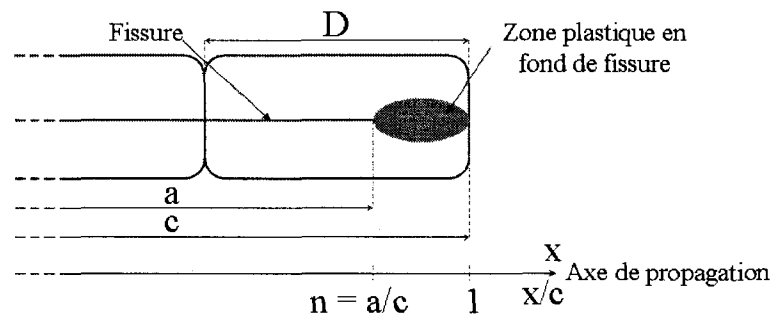


Figure 1.21 Définition des paramètres a , c et n dans un grain de longueur D

auxquelles elles sont soumises sont fournis ultérieurement. En fait l'essence du modèle est le blocage de la diffusion de la zone plastique (2) au delà de la barrière microstructurale (3). La fissure (1) se propage à l'intérieur de cette zone plastique, selon l'axe x défini à la figure 1.21. La fissure doit atteindre une position critique dans le grain afin que la zone plastique puis la fissure puissent se propager dans le grain suivant. Navarro et De Los Rios (1987a, 1988c) idéalisent la fissure et la zone plastique de sorte que l'interface élasto-plastique, c'est à dire le fond de la zone plastique, coïncide avec les joints de grains en tout temps.

Pour cela trois paramètres importants sont définis. La fissure est de longueur a comme le montre la figure 1.21. La longueur de la zone plastique est notée c . Il faut cependant

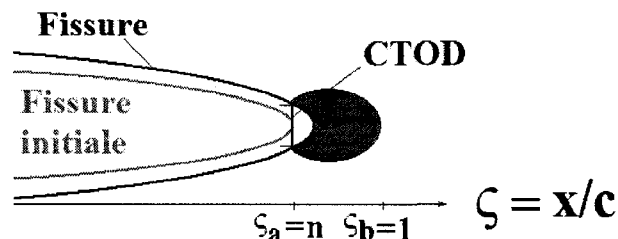


Figure 1.22 Définition de l'écartement des lèvres en fond de fissure (Efrunda, 2008)

faire attention à distinguer les notions de zone plastique et de zone plastique en amont de la fissure. En effet, la propagation de la fissure se fait à l'intérieur de la zone plastique, mais la déformation plastique demeure autour des lèvres de la fissure. C'est pourquoi le terme c inclut la zone plastique formée en fond de fissure qui coïncide en tout temps avec le joint du grain dans lequel se propage la fissure, ainsi que la zone déformée plastiquement le long de la fissure. Le paramètre adimensionnel $n = \frac{a}{c}$ permet lui de représenter la distance entre le fond de la fissure et la barrière microstructurale.

Navarro et De Los Rios (1987a) précisent que le modèle est plus réaliste pour un matériau comme l'acier, sinon les arrangements des dislocations sont plus complexes.

1.6.3.2 La vitesse de propagation

La vitesse de propagation permet par la suite de connaître le nombre de cycle nécessaires pour propager la fissure entre deux points. Il existe de nombreuses méthodes pour calculer cette quantité, mais ce modèle utilise la notion de CTOD (acronyme représentant l'écartement des lèvres en fond de fissure). Ce paramètre décrit à la figure 1.22 représente le déplacement, entre deux étapes de propagation, des lèvres placées initialement en fond de fissure. Pour déterminer une équation correspondant au CTOD, Navarro et De Los Rios (1987a, 1988d) s'intéressent à la formation des dislocations dans la zone plastique en fond de fissure, puisque cela permet d'introduire les interactions avec les éléments microstructuraux comme les joints de grains (Navarro et De Los Rios, 1988b).

En amont de la fissure, la déformation plastique diffuse par glissement des dislocations, tel que présenté à la section 1.3.1. La propagation de la fissure est donc en relation avec la quantité de dislocations formées. En effet Navarro et De Los Rios (1988b) expliquent que le déplacement entre les deux lèvres d'une fissure allant de ζ_a et ζ_b , deux points quelconques, le *COD* (acronyme représentant l'écartement des lèvres de la fissure pour une position quelconque, notée ζ_a dans cet exemple), se calcule simplement en faisant le produit du nombre de dislocations N_{dis} présentes par le vecteur de Burgers b , qui représente l'amplitude de la déformation transportée par une dislocation :

$$COD(\zeta_a, \zeta_b) = bN_{dis}(\zeta_a, \zeta_b) \quad (1.1)$$

où $\zeta = \frac{x}{c}$ une coordonnée sans dimension décrivant la géométrie de la fissure, tel qu'en fond de fissure $\zeta = n = \frac{a}{c}$ et en bout de zone plastique $\zeta = 1$. Il est donc nécessaire de déterminer la quantité de dislocation présente dans l'intervalle $[\zeta_a, \zeta_b]$. Une fonction f , issue de la théorie de distribution continue des dislocations, expliquée dans les articles (Navarro et De Los Rios, 1987a, 1988d), représente la distribution des dislocations :

$$f(\zeta) = \frac{2(1-\nu)}{Gb\pi} \sigma_f \left[\cosh^{-1} \left(\left| \frac{1-n\zeta}{n-\zeta} \right| \right) - \cosh^{-1} \left(\left| \frac{1+n\zeta}{n+\zeta} \right| \right) \right] + \frac{2(1-\nu)}{Gb\pi} \sigma_f \sqrt{\frac{\zeta}{1-\zeta^2}} \left[2 \sin^{-1} n + \pi \left(\frac{\sigma}{\sigma_f} - 1 \right) \right] \quad (1.2)$$

où G le module de cisaillement, b le vecteur de Burgers, ν le coefficient de Poisson, σ la contrainte appliquée sur le système et σ_f la contrainte de frottement qui s'oppose au mouvement des dislocations. L'équation 1.2 correspond à la nécessité d'une résultante nulle des forces agissant sur chacune des dislocations pour que le système soit à l'équilibre. Puis l'intégration de f dans l'intervalle $[\zeta_a, \zeta_b]$ correspond au nombre de dislocations N_{dis} .

La valeur de la contrainte de frottement σ_f dépend de la zone dans laquelle nous réalisons le calcul. En effet, la section 1.6.3.1, introduit l'hypothèse que le système de propagation se divise en trois zones. Le calcul de la fonction f repose sur un modèle mul-

tizone, c'est-à-dire que le système est divisé en un certain nombre de zones numérotées j , expliqué dans l'article (Navarro et De Los Rios, 1988b). Une contrainte de frottement σ_f est présente dans chacune des zones et intitulée σ_j . C'est ainsi que le produit de b par l'intégrale de f pour un système contenant trois zones donne la relation suivante exprimant l'écartement des lèvres de la fissure entre deux positions quelconques ζ_a et ζ_b (De Los Rios et al., 2000) :

$$\begin{aligned} \text{COD}(\zeta_a, \zeta_b) &= \frac{2a(1-\nu)}{G\pi n_1} \\ &\left\{ (\sigma_2 - \sigma_1) \left[(\zeta_b - n_1) \cosh^{-1} \left(\left| \frac{1 - n_1 \zeta_b}{n_1 - \zeta_b} \right| \right) - (\zeta_b + n_1) \cosh^{-1} \left(\left| \frac{1 + n_1 \zeta_b}{n_1 + \zeta_b} \right| \right) \right] \right. \\ &- (\sigma_2 - \sigma_1) \left[(\zeta_a - n_1) \cosh^{-1} \left(\left| \frac{1 - n_1 \zeta_a}{n_1 - \zeta_a} \right| \right) - (\zeta_a + n_1) \cosh^{-1} \left(\left| \frac{1 + n_1 \zeta_a}{n_1 + \zeta_a} \right| \right) \right] \\ &+ (\sigma_3 - \sigma_2) \left[(\zeta_b - n_2) \cosh^{-1} \left(\left| \frac{1 - n_2 \zeta_b}{n_2 - \zeta_b} \right| \right) - (\zeta_b + n_2) \cosh^{-1} \left(\left| \frac{1 + n_2 \zeta_b}{n_2 + \zeta_b} \right| \right) \right] \\ &\left. - (\sigma_3 - \sigma_2) \left[(\zeta_a - n_2) \cosh^{-1} \left(\left| \frac{1 - n_2 \zeta_a}{n_2 - \zeta_a} \right| \right) - (\zeta_a + n_2) \cosh^{-1} \left(\left| \frac{1 + n_2 \zeta_a}{n_2 + \zeta_a} \right| \right) \right] \right\} \end{aligned} \quad (1.3)$$

avec σ la contrainte maximale appliquée sur la pièce multipliée par les facteurs de concentrations de contraintes définis ultérieurement, n_1 et n_2 respectivement les positions du fond de la fissure et de la zone plastique, σ_1 , σ_2 et σ_3 correspondant aux contraintes de frottements, de valeurs constantes, agissant dans chacune des trois zones du système équilibré (fissure (1), zone plastique (2) et barrière microstructurale (3)) (Rodopoulos et De Los Rios, 2002). Rappelons que pour σ_j , le j correspond au numéro de la zone. Quant aux paramètres n_j , ils correspondent effectivement aux coordonnées adimensionnelles délimitant les zones j , ces notations sont conservées pour l'établissement de l'équation. D'ailleurs la figure 1.20 représente les trois zones, les contraintes σ_j et les positions n_j . Cependant, nous verrons par la suite que les hypothèses simplificatrices du modèle amènent que $n_1 = n$ et $n_2 = 1$.

Les valeurs des contraintes de frottement dans les zones 1 et 2 sont déterminées par

la suite lors de l'introduction des effets du grenailage. La valeur de la contrainte de frottement σ_3 , agissant dans la zone 3, c'est-à-dire au niveau de la barrière microstructurale est calculée afin d'interdire l'apparition d'une contrainte infinie lorsque la fissure s'approche du joint de grain qui est une situation irréaliste :

$$\sigma_3 = \frac{1}{\cos^{-1}(n_2)} \left[(\sigma_2 - \sigma_1) \sin^{-1}(n_1) - \sigma_2 \sin^{-1}(n_2) + \frac{\pi}{2} \sigma \right] \quad (1.4)$$

Mais pour se placer en fond de fissure afin d'obtenir le CTOD (écartement des lèvres en fond de fissure), De Los Rios et al. (2000) imposent $\zeta_a = n_1 = n$ et $\zeta_b = n_2 = 1$, tel que représenté sur la figure 1.22. L'intervalle de calcul correspond alors à la zone plastique en fond de fissure. L'expression se simplifie (Navarro et De Los Rios, 1988d).

$$CTOD = \frac{4(1-\nu)}{\pi G} c(\sigma_2 - \sigma_1) \left\{ n \ln \left(\frac{1}{n} \right) + (1-n^2)^{\frac{1}{2}} \left[\sin^{-1} n + \frac{\pi}{2} \left(\frac{\sigma - \sigma_2}{\sigma_2 - \sigma_1} \right) \right] \right\} \quad (1.5)$$

Finalement divers articles (De Los Rios et al., 2000; Wei et al., 2002) présentent la relation entre l'écartement en fond de fissure $CTOD$ et la vitesse de propagation $\frac{da}{dN}$ sous une forme similaire à la relation de Paris :

$$\frac{da}{dN} = A_2 CTOD^{m_2} \quad (1.6)$$

Les paramètres A_2 et m_2 sont dépendants du type de matériau et de l'amplitude maximale du chargement. Ils sont obtenus à partir de résultats expérimentaux.

1.6.3.3 Calcul de la vie

La section précédente présente la méthode de calcul de la vitesse de propagation de la fissure au sein d'un grain. L'objectif de l'étape suivante est de déterminer le nombre de cycles nécessaires pour que la fissure traverse l'ensemble des grains jusqu'à la rupture.

1.6.3.3.1 Discrétisation de la vitesse de propagation Il est nécessaire d'intégrer les termes de l'équation 1.6 afin d'obtenir ce nombre de cycles. La détermination des bornes d'intégration repose sur le principe de blocage de la fissure. En effet la propagation de la fissure est perturbée par la présence des barrières microstructurales. La zone plastique doit appliquer une contrainte suffisante sur le joint de grain pour le franchir, un seuil est calculé pour chaque grain : $\sigma_{i_{arest}}^p$. Afin de définir les différents paliers de propagation, les auteurs ont déterminé deux valeurs critiques du paramètre $n = \frac{a}{c}$ pour chaque grain : n_c et n_s , c'est-à-dire deux positions dans un grain.

$$n_c^i = \cos \left(\frac{\pi}{2} \frac{\sigma - \sigma_{i_{arest}}^p}{\sigma_2} \right) \quad (1.7)$$

$$\begin{aligned} n_s^i &= n_c^{i-2} \frac{i-2}{i}, i \geq 1 \\ n_s^{i=1} &= 0,2 \end{aligned} \quad (1.8)$$

En fait, dans un grain numéroté i ($i = 1,3,5\dots$), le fond de la zone plastique coïncide avec le joint de grain, tandis que la fissure se propage. La présence de la zone plastique ralentit la vitesse de propagation de la fissure jusqu'à devenir nulle au point n_c^i , correspondant à une position proche du joint de grain à franchir. L'augmentation de la taille de la zone plastique comprime la barrière microstructurale. Lorsque la contrainte exercée par la zone plastique sur cette barrière dépasse la contrainte d'arrêt $\sigma_{i_{arest}}^p$, la barrière est franchie brutalement par la zone plastique et la fissure. Le fond de la zone plastique coïncide alors avec le joint de grain suivant (numéroté $i+2$). Par contre la fissure reprend sa propagation à partir de la position n_s^{i+2} , correspondant à un point placé à une faible distance de la barrière franchie. Notons que l'indice $i+2$ ne signifie pas que la fissure se retrouve deux grains plus loin, mais dans le suivant car i ne peut prendre que des valeurs impaires dans ce modèle.

La valeur de la contrainte d'arrêt $\sigma_{i_{arest}}^p$ est calculée à partir de l'équation 1.4. Les détails du calcul sont présentés dans les articles (De Los Rios et al., 2000; Curtis et al.,

2003), mais la relation obtenue est la suivante :

$$\sigma_{arrest}^{ip} = \frac{\theta^i \sigma_{FL} - \sigma_1^{i=1}}{\theta^1 \sqrt{i}} + \sigma_1^i \quad (1.9)$$

Le paramètre θ correspond au facteur d'orientation des grains, sa signification est détaillée à la section 1.6.3.3.3. Quant à la contrainte σ_{FL} , elle correspond à la limite en fatigue telle que définie à la section 1.4.3.1.

Pour chaque grain, le *CTOD* est intégré entre n_s^i et n_c^i , afin de calculer le nombre de cycles N^i nécessaire pour traverser le grain. Il est important de rappeler que le franchissement de la barrière est brutal, c'est pourquoi cette étape n'intervient pas dans le calcul. La vie totale N correspond alors à la somme des N^i :

$$N = \sum N^i = \frac{1}{A_2} \sum_{i=1}^{i_c} \int_{n_s^i}^{n_c^i} \frac{\frac{iD}{2} dn^i}{CTOD^{m_2}} \quad (1.10)$$

1.6.3.3.2 La formation d'une source de dislocation dans le grain suivant La définition de la position n_s repose sur une notion très importante introduite par Navarro et De Los Rios : la source de dislocation. Il s'agit de l'emplacement dans le grain suivant favorable à la formation de la première dislocation permettant la reprise de la propagation (Navarro et De Los Rios, 1988a). La distance entre le joint d'un grain et la plus proche source de dislocation du grain suivant est notée r_0 ($r_0 \ll D$). Cela correspond à la longueur d'une source de dislocation, ou encore la largeur d'une bande de glissement, voir la figure 1.20.

1.6.3.3.3 L'orientation des grains Le paramètre n_c^i prend en compte l'influence de l'orientation des grains dans le matériau. En effet Navarro et De Los Rios (1990) observent que les fissures se forment dans des grains ayant une orientation particulière et se propagent dans des grains ayant une orientation différente. En absence de concentrateurs de contraintes, c'est au niveau des bandes de glissement persistantes que les fis-

sures se forment et se propagent. Tous les grains en surface n'ont pas systématiquement de bandes de glissement persistantes. Et seulement une fraction de ceux en contenant est en mesure de permettre la propagation. La taille et l'orientation des grains sont donc des paramètres importants.

Dans le modèle, la propagation de fissure est considérée comme rectiligne. Lorsque la zone plastique exerce une compression sur le joint de grain, l'orientation de celui-ci modifie la répartition de la contrainte $\sigma_{i_{arest}}^p$ et donc l'instant où le joint de grain est franchi. C'est pourquoi Navarro et De Los Rios (1990) définissent un facteur correctif : le facteur d'orientation des grains θ^i . Il est d'ailleurs introduit dans le modèle par l'équation 1.9.

Le grain dans lequel la fissure principale s'initie doit correspondre à l'orientation préférentielle donc $\theta^1 = 1$. Par la suite θ^i change. De toutes les fissures s'initiant à la surface, celle qui a la succession d'orientation de grains préférentielle est dominante et cause la rupture. Curtis et al. (2003) proposent une relation représentant l'effet de l'orientation des grains dans le cas des alliages d'aluminium.

$$\frac{\theta^i}{\theta^1} = 1 + 0,35 \ln(i) \quad (1.11)$$

Il est cependant difficile de prendre en considération la sélection naturelle et les caractéristiques de compétitions entre fissures courtes.

1.6.4 L'application du modèle au grenailage

Le grenailage est un traitement de surface. La microstructure et les propriétés des couches superficielles du composant grenailé sont donc altérées. L'influence du grenailage est plus marquée lors des étapes de propagation en fissures courtes.

De Los Rios et al. (2000) ont alors adapté le modèle au cas des pièces grenillées. La représentation du dispositif de propagation en un système contenant trois zones est conservée. L'influence des contraintes résiduelles est introduite par l'intermédiaire de la contrainte de frottement agissant dans la zone 1 : σ_1 . Cette contrainte empêche la diffusion des dislocations, et donc la propagation de la fissure, en influençant le phénomène de fermeture de fissure. La valeur de la contrainte de frottement σ_2 , correspondant à la résistance à la déformation plastique, est modifiée pour représenter l'effet de l'érouissage. La valeur de la contrainte σ_3 est obtenue de sorte que le système de ces trois contraintes et de la charge appliquée soit à l'équilibre. Finalement la rugosité est introduite par l'intermédiaire d'un facteur d'entaille.

1.6.4.1 Introduction des contraintes résiduelles

Pour le modèle, il est nécessaire d'introduire les contraintes résiduelles sous forme d'une équation en fonction de la longueur de la fissure. Robertson (1968) a établi une relation empirique entre l'amplitude de la contrainte résiduelle σ_{res} et la distance x par rapport à la surface.

$$\sigma_{res}(x) = A \exp \left[\frac{-2(x - x_d)^2}{W^2} \right] + B \quad (1.12)$$

Les paramètres A , B , x_d et W , de l'équation se mesurent directement sur le profil. Ils sont ajoutés sur la figure 1.23, dont l'axe horizontal est x , et correspondent à :

- $A + B$: amplitude de la contrainte de compression maximale ;
- x_d : profondeur de la contrainte de compression maximale ;
- W : profondeur de la transition de compression en tension.

La figure 1.24 présente un profil de contraintes résiduelles, calculé avec l'équation 1.12, et la contrainte de fermeture σ_1 correspondante se trouve sur la figure 1.25. En fait De Los Rios et al. (2000) posent que la contrainte de fermeture σ_1 s'obtient en calculant la valeur moyenne des contraintes résiduelles agissant sur toute la longueur de la fissure, c'est-à-dire depuis la surface jusqu'au fond de la fissure. Les auteurs précisent que cette valeur doit être calculée dans chaque grain i , avec une longueur x correspondant à la

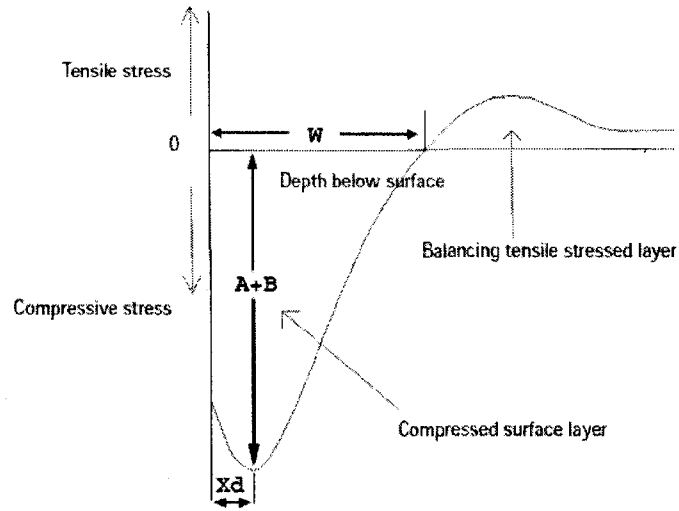


Figure 1.23 Représentation des paramètres de l'équation de Robertson du profil de contraintes résiduelles (Kirk, 1999)

longueur de la zone plastique c^i . La valeur de σ_1 est donc constante dans chaque grain, d'où la forme par palier de la courbe. Curtis et al. (2003) reprennent cette hypothèse et définissent l'équation 1.13 pour l'introduire dans le modèle. Notons que l'équation est intégrée pour chaque grain i entre 0, soit à partir de la surface, et c^i , soit le fond du grain concerné.

$$\sigma_1(x) = \frac{1}{x} \int_0^x \left\{ A \exp \left[\frac{-2(x' - x_d)^2}{W^2} \right] + B \right\} dx' \quad (1.13)$$

La valeur de la contrainte σ_1 est présente dans l'équation 1.9 permettant le calcul de la contrainte d'arrêt. D'ailleurs De Los Rios et al. (2000); Curtis et al. (2003) considèrent que la limite en fatigue σ_{FL} est modifiée par la présence des contraintes résiduelles pour devenir σ_{FL}^{CSP} . La notation *CSP* signifie que le paramètre concerne un composant grenailé. Ils posent :

$$\sigma_{FL}^{CSP} = \sigma_{FL} + \sigma_1^{i=1} \quad (1.14)$$

L'équation 1.9 se simplifie alors pour obtenir la contrainte d'arrêt incluant l'influence des contraintes résiduelles, d'où la notation *closure* (implique la fermeture de fissure) :

$$(\sigma_{arrest}^{ip})_{closure} = \frac{\theta^i \sigma_{FL}}{\theta^1 \sqrt{i}} + \sigma_1^i \quad (1.15)$$

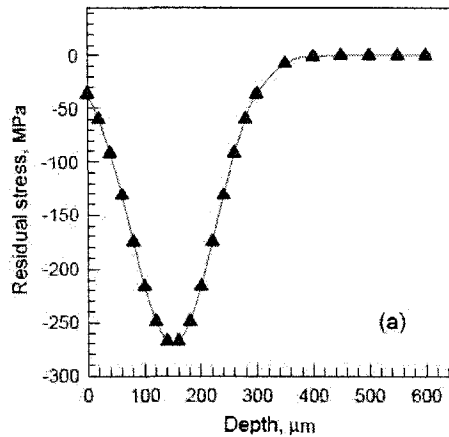


Figure 1.24 Le profil de contraintes résiduelles en surface (De Los Rios et al., 2000)

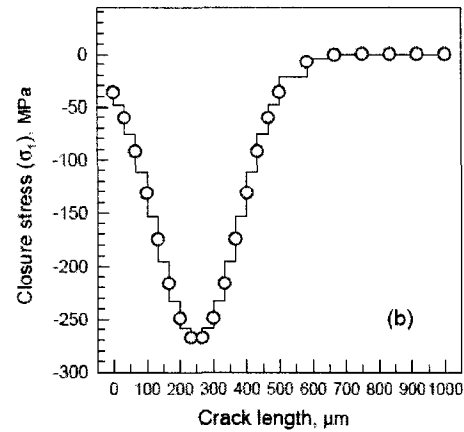


Figure 1.25 La distribution de la contrainte σ_1 (De Los Rios et al., 2000)

La relaxation des contraintes résiduelles est négligée dans le modèle.

1.6.4.2 Introduction de la rugosité

Un modèle développé par Vallellano et al. (2000) permet de définir la présence d'entailles dans un composant. Ce qui différencie le cas d'un matériau lisse de celui entaillé, c'est la concentration de contraintes associée à l'entaille. Le même phénomène se produit avec les indentations créées par les impacts de billes.

Vallellano et al. (2000) expliquent que les propriétés du matériau entaillé peuvent être obtenues à partir des propriétés du matériau lisse. Un développement mathématique, présenté dans l'article (Vallellano et al., 2000), reposant sur la capacité de la fissure à franchir les barrières microstructurales pour les deux catégories de matériaux, permet de calculer un facteur d'entaille Z :

$$Z^i = \frac{\sqrt{i}}{\bar{\alpha} + \bar{\beta}} \left[\frac{\bar{\beta}}{\lambda^i} + \frac{\bar{\alpha}}{\sqrt{1 + \lambda^i}} \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (1.16)$$

La figure 1.26 présente les paramètres α et β correspondant respectivement à la profon-

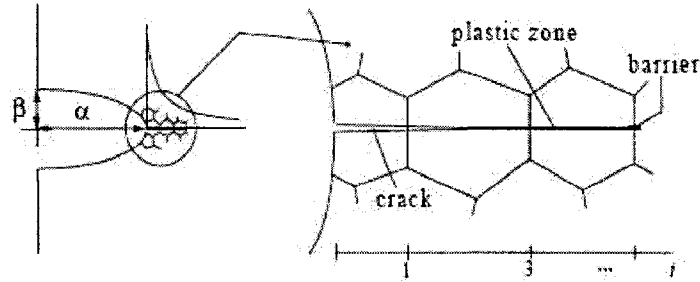


Figure 1.26 Schéma de la fissure, de la zone plastique et de la barrière microstructurale d'une pièce entaillée (Vallellano et al., 2000)

deur et au rayon de l'entaille. Ces valeurs sont obtenues à partir de mesures de rugosité présentées à la section 3.5. α et β permettent de calculer $\bar{\alpha}$, $\bar{\beta}$ et λ_i .

$$\begin{aligned}\bar{\alpha} &= \frac{2\alpha}{D} \\ \bar{\beta} &= \frac{2\beta}{D}\end{aligned}\quad (1.17)$$

$$\lambda^i = \frac{1}{\alpha^2 - \beta^2} \left[\alpha \sqrt{\left(\alpha + \frac{iD}{2}\right)^2 - \alpha^2 + \beta^2} - \beta \left(\alpha + \frac{iD}{2}\right) \right] \quad (1.18)$$

Le facteur Z^i intervient sur les valeurs de la contrainte d'arrêt définie par l'équation 1.15 (De Los Rios et al., 2000; Curtis et al., 2003) :

$$(\sigma_{arrest}^{iN})^{notch} = Z^i \cdot (\sigma_{arrest}^{ip})^{closure} \quad (1.19)$$

La notation *notch* implique la prise en compte de la rugosité. Cependant, le facteur Z^i modifie également la valeur de la contrainte appliquée dans le calcul du paramètre n_c^i défini pour un composant lisse à la section 1.6.3.3.1 (De Los Rios et al., 2000; Curtis et al., 2003) :

$$n_c^i = \cos \left(\frac{\pi \frac{\sigma}{Z_i} - (\sigma_{arrest}^{ip})^{notch}}{2 \sigma_2 - \sigma_1^i} \right) \quad (1.20)$$

Il est également important de remarquer que la valeur de la contrainte d'arrêt est rem-

placée par la valeur de la contrainte d'arrêt modifiée.

Curtis et al. (2003) définissent également un facteur de concentration de contraintes élastiques K_{trug} dû aux indentations qui multiplie directement la valeur du chargement σ :

$$K_{trug} = 1 + 2.1 \left(\frac{\alpha}{2\beta} \right) \quad (1.21)$$

Notons que la concentration de contrainte introduite par une multitude d'indentations dues au grenailage est inférieure à celle d'une indentation unique (Vallellano et al., 2000).

1.6.4.3 Introduction de l'érouissage

L'érouissage provenant du grenailage n'est pas pris en compte (De Los Rios et al., 2000; Curtis et al., 2003). En fait, son influence est négligeable par rapport à l'érouissage intrinsèque causé par le durcissement cyclique du matériau. De plus, il se limite à une épaisseur proche de la surface libre.

Comme présenté à la section 1.3.1, la réponse du matériau au durcissement cyclique a par contre une grande implication dans la vitesse de propagation de fissure (De Los Rios et al., 2000; Curtis et al., 2003). D'ailleurs De Los Rios et al. (2000) présentent une méthode afin d'introduire le durcissement cyclique dans le modèle. Il met en relation la variation de σ_2 avec la position du fond de la fissure n , le chargement et le taux d'érouissage p . Un facteur h est alors appliqué à la contrainte d'écoulement initiale σ_y . Cependant cette approche requiert un nombre important de mesures expérimentales, assez complexes à obtenir, pour le calcul de h . C'est pourquoi la valeur de σ_2 est approximée en utilisant la limite d'écoulement cyclique (Rodopoulos et De Los Rios, 2002).

1.7 Résumé

L'ensemble de ces informations extraites de la littérature scientifique permet de mieux comprendre le procédé de grenailage et ses effets. Ces données sont nécessaires à l'établissement du plan d'expérience, c'est-à-dire le choix des facteurs et du type de plan utilisé. Quant au modèle de Navarro-Rios, il est utilisé et modifié par la suite, toujours dans l'objectif de définir une méthodologie d'optimisation des paramètres de grenailage.

CHAPITRE 2

DESIGN D'EXPÉRIENCES

2.1 Introduction

Dans les projets de recherches expérimentaux, il est important de réaliser les tests dans les meilleures conditions afin d'obtenir des résultats représentatifs. Il faut également être capable d'interpréter ces résultats afin de ne perdre aucune information. Plus le nombre de paramètres testés est élevé plus le risque d'une mauvaise interprétation augmente.

Le design d'expérience est une approche qui facilite la mise en place et l'analyse de projets expérimentaux de grande envergure. Il permet de réduire le nombre de tests tout en maximisant les résultats exploitables. De plus, l'analyse reposant sur une approche statistique, les erreurs humaines d'interprétations diminuent fortement. En effet, comme l'énonce Galopin (2005), les avantages indéniables des plans d'expériences pour analyser les résultats tiennent essentiellement en deux propriétés importantes :

- L'orthogonalité ou la quasi-orthogonalité des prédicteurs qui garantit une interprétation fiable des résultats ;
- Une variance minimale des coefficients du modèle qui sont estimés pour expliquer les résultats.

Par ces termes, l'auteur montre qu'il ne peut exister différentes interprétations des résultats lorsque l'analyse des résultats se fait par calculs matriciels. Mais il insiste également sur la dépendance de la précision de l'analyse des résultats par rapport à la qualité du travail préparatoire du design d'expérience.

C'est pourquoi ce chapitre présente les différentes étapes de planification, voir le tableau 1.3, permettant d'obtenir un plan d'expérience afin d'optimiser les paramètres

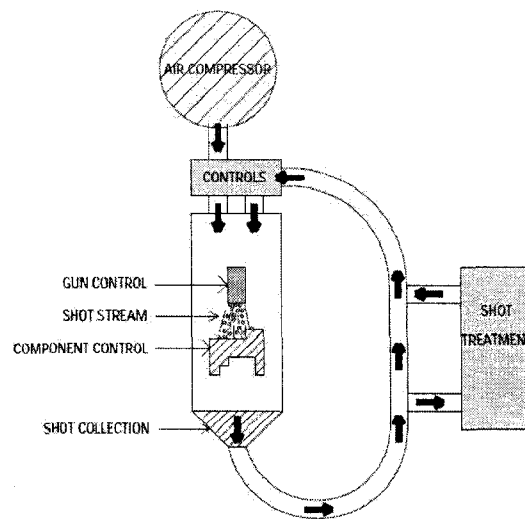


Figure 2.1 Schéma simplifié du grenailage (Kirk, 1999)

d'entrée du procédé de grenailage. Cela implique une bonne compréhension du procédé et l'influence physique de chacun des facteurs d'entrée.

2.2 Le procédé

L'application du traitement peut se faire par différentes méthodes et avec différents outils. Dans le cas de l'étude, nous nous intéressons à un traitement localisé avec l'utilisation d'air comprimé pour la projection des billes et d'un robot pour la définition de la trajectoire. Le procédé peut donc se séparer en quatre parties principales en considérant les grenailles et le composant. La figure 2.1 représente le procédé de grenailage.

2.2.1 Le compresseur

Cette machine, de la marque Baker, présentée à la figure 2.2, permet la mise en mouvement des billes. Celles-ci sont versées dans un premier réservoir au sommet. Il est important qu'au delà de ce premier réservoir, seules les billes de diamètres inférieurs aux dimensions imposées puissent pénétrer. Les billes plus grosses ou des éléments externes

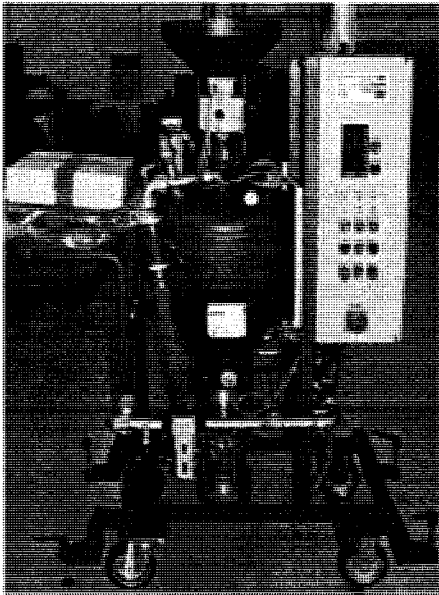


Figure 2.2 Le compresseur



Figure 2.3 Le robot

doivent être filtrés. Cette étape est nécessaire pour obtenir une homogénéité du traitement à la surface, ainsi que pour éviter l'endommagement du compresseur. Les billes arrivent ensuite dans un second réservoir. Dans le fond de celui-ci se trouvent deux cônes dont l'écartement, réglé par la vitesse de rotation d'un moteur, contrôle le débit massique des billes arrivant au niveau du tuyau. Dans ce dernier, circule un flux d'air contrôlé par un gradient de pression entre le second réservoir et l'extérieur. Les grenailles vont s'intégrer à ce flux pour être amenées au robot. Seuls deux facteurs, c'est-à-dire des paramètres d'entrée, peuvent être modifiés au niveau du compresseur : Le débit massique des billes ($\text{kg}\cdot\text{min}^{-1}$) et le gradient de pression d'air qui se règle en (PSI), mais il est possible de réaliser la conversion pour connaître la valeur avec les unités du système international ($1\text{PSI} = 6895\text{Pa}$).

2.2.2 Le robot

Cette machine se compose en deux blocs. Le premier bloc, visible sur la figure 2.3, est un robot de type Motoman, composé de différents éléments articulés. Le tuyau pro-

venant du compresseur est connecté à la buse, elle-même rattachée au robot. Ce sont les déplacements de cette buse, que nous contrôlons, à l'aide des bras articulés.

Le second bloc permet à l'utilisateur de contrôler le corps du robot à l'aide d'une table de commande, où sont programmés les déplacements de la buse. Il est possible d'imposer les paramètres géométriques du procédé de grenaillage comme la distance de la buse et l'angle d'inclinaison du jet de billes par rapport à la surface grenaillée, le chemin suivi, la vitesse de déplacement. Mais certains de ces paramètres en contrôlent d'autres.

2.2.3 Les grenailles

Il existe une grande variété de grenailles (forme, dimensions, matière). Chaque type de bille a un effet différent sur le profil des contraintes résiduelles, l'écrouissage et la rugosité en surface. Le grenaillage employé pour améliorer la vie en fatigue du composant utilise en général des billes sphériques en céramique de petite taille.

2.2.4 Le composant traité

Le type de composant traité intervient également dans le procédé. En effet, si celui-ci est en acier ou en aluminium, ou même pour différents types d'alliages, le traitement appliqué est différent. La réaction d'un matériau à une déformation plastique est très complexe. L'amplitude de la déformation, pour un effort donné, est propre au matériau considéré. Cette étude vise à évaluer les effets du grenaillage sur un alliage d'aluminium en particulier : 7050 T7451.

L'état de surface du composant influence également la réaction du matériau au traitement. C'est pourquoi il est intéressant de comparer le type de combinaison obtenu pour un composant usé ou non.

2.2.5 L'environnement

Un nombre considérable de facteurs sont inclus dans l'environnement. Par exemple, il est possible de lire sur le diagramme d'Ishikawa réalisé par Esterman et al. (1996), présenté dans la section 1.5.1, la température, l'humidité et la pression atmosphérique. Les effets de ces facteurs ne sont pas forcément quantifiables ni même contrôlables. Cependant leur présence peut justement introduire une erreur expérimentale de plus ou moins grande importance à n'importe quelle étape du procédé.

2.3 Choix des facteurs d'entrée

Dans cette partie, les différents facteurs sur lesquels un utilisateur est en mesure d'intervenir directement sont listés. Chacun d'entre eux intervient sur un ou plusieurs phénomènes physiques. Il est important de préciser que cette liste concerne le cas de l'étude. L'utilisation d'autres machines avec d'autres moyens peuvent autoriser ou interdire la prise en compte de nombreux facteurs.

L'intérêt de cette étape est de n'oublier aucun facteur intervenant sur le résultat final obtenu. Cependant les seuls facteurs considérés sont ceux dont l'impact sur la réponse est intéressant. En effet il faut faire attention à bien différencier ceux dont l'effet est direct et ceux dont la modulation de valeur ne sert qu'à rendre le procédé réalisable. Ainsi il est possible d'obtenir à la fin de cette étape une liste judicieuse de paramètres. Notons qu'augmenter le nombre de facteurs va soit augmenter le nombre de tests soit diminuer la confiance par rapport aux résultats obtenus.

Selon les divers articles publiés sur le sujet, la modification du niveau d'un certain nombre de facteurs d'entrée influence la réponse du composant au traitement appliqué. Cela peut jouer sur l'état de surface de la pièce ou sur le profil des contraintes résiduelles et par conséquent sur la vie en fatigue de la pièce. Parmi ces facteurs, le type de grenaille, l'angle de projection, le taux de couverture et l'intensité Almen sont les plus récurrents.

Pour ce projet nous avons fait le choix de nous intéresser aux facteurs sur lesquels nous pouvons intervenir directement. De ce point de vue l'intensité Almen et le taux de couverture n'en font plus partie. L'étude approfondie des deux machines utilisées pour le grenailage au laboratoire de grenailage du CTFA-CNRC ont permis de préciser la liste des facteurs considérés dans l'étude.

Afin d'arriver à un nombre de tests raisonnables, permettant tout de même d'observer des résultats, cinq facteurs d'entrée sont retenus.

2.3.1 Au niveau du compresseur : BAKER

2.3.1.1 Le débit massique

Le débit massique correspond à la quantité de billes introduites dans le flux d'air, en kilogrammes par minute. En fonctionnement l'utilisateur est en mesure d'augmenter ou de diminuer le débit massique à l'aide de deux boutons. Ceux-ci agissent en fait sur la vitesse de rotation du moteur situé dans le réservoir. La vitesse autorise une plus ou moins grande quantité de billes à sortir. Lors de l'utilisation d'un nouveau type de billes, une étape de calibration est alors nécessaire afin de faire correspondre la vitesse de rotation avec la valeur du débit massique lue par l'utilisateur. Notons que lors du fonctionnement une stabilité relative est obtenue.

Intervenir sur ce facteur va influencer la vitesse à laquelle les billes vont arriver sur la surface de l'éprouvette. Par conséquent l'intensité Almen est modifiée. Ce facteur est contraint. En effet, il dépend directement de la valeur de la pression d'air et des capacités du compresseur, car il faut éviter tout risque de saturation. Un jet trop dense augmente le risque de contact entre les billes. L'homogénéité de la force des impacts est alors perdue. De plus le compresseur peut être bloqué.

Son effet sur le taux de couverture obtenu est important. Plus le flux de billes est dense plus le nombre d'impacts pour un temps donné et le risque de collision sont importants.

2.3.1.2 La pression d'air

L'énergie transmise aux billes, permettant leur accélération, provient du gradient de pression entre le réservoir et la sortie de la buse. Ce gradient entraîne une circulation du flux d'air, des hautes vers les basses pressions. La pression d'air (PSI ou Pa) correspond à l'augmentation de pression dans le réservoir par rapport à la pression atmosphérique. L'influence de ce facteur est également comparable à celle de l'intensité Almen. En effet les trois effets du grenailage (contraintes résiduelles, écrouissage et rugosité) dépendent directement de la force des impacts, et donc de leurs vitesses. Modifier la vitesse des billes agit également sur le taux de couverture obtenu à la surface pour un temps donné. Mais cet effet sur ce facteur intermédiaire est différent de celui du débit massique. En effet la vitesse de la bille va modifier la taille de la zone affectée par l'impact et non le nombre d'impacts. Ces deux facteurs influencent les mêmes paramètres mais de façon différente. Il ne devrait donc pas exister de réelle corrélation entre les deux.

2.3.2 Au niveau du robot : SV3X

2.3.2.1 L'angle de projection

L'angle de projection se règle en même temps que la trajectoire suivie par l'extrémité du robot. Tufft (1999) explicite son implication dans deux facteurs intermédiaires : la vitesse et l'état de surface.

D'abord si la bille arrive avec un angle, la résultante de la force lors de l'impact se divise en deux composantes minimisant l'effet de l'impact sur l'amplitude et la profondeur du champ de contraintes résiduelles. Une légère influence sur le taux de couverture peut aussi être observée. En fait la zone réagissant à l'impact est de taille et de forme différente si la bille arrive avec un certain angle, modifiant ainsi l'orientation de l'écrouissage. Dans le cas d'un matériau parfaitement isotrope, sa réaction est identique dans toutes les directions. Sinon il est trop complexe de prédire les diverses déformations possibles.

D'autre part, lors de l'impact, la surface va d'abord se déformer jusqu'à ce que l'énergie cinétique de la bille devienne nulle. A ce moment la réaction du matériau à cette déformation va rejeter la bille. La bille rebondit. Mais l'angle avec lequel la bille rebondit dépend de l'angle d'incidence de celle-ci. L'objectif est d'éviter une collision entre les billes. Ce problème diminue avec un impact oblique. L'angle doit cependant être suffisant pour ne pas que la bille rebondisse plusieurs fois sur la surface ou qu'elle dégrade la surface par érosion.

2.3.2.2 La distance entre l'extrémité de la buse et la pièce

George et al. (2004) et Kirk (1999) ont étudié ce facteur. Lorsque les billes sortent de la buse, elles rentrent en contact avec l'air. Les frottements de l'air les ralentissent. C'est pourquoi en augmentant la distance avec la pièce la vitesse d'impact diminue. Une distance trop importante minimise fortement les effets du grenailage. Par contre une distance trop faible est destructrice pour le robot et perturbe le flux de billes. Mais d'autres facteurs d'entrée permettent déjà d'influencer la vitesse de l'impact. Il n'est donc pas nécessaire de l'étudier.

2.3.2.3 La vitesse de déplacement de la buse

La vitesse de déplacement de la buse est également imposée lors de la définition de la trajectoire suivie par le robot. Ce paramètre influence directement le taux de couverture (Tufft, 1999; Kirk, 1999). Plus le déplacement est rapide plus le nombre de points impactés diminue, en un seul passage. Mais l'effet majeur de ce facteur est la réaction du matériau. L'aluminium est plus mou que l'acier sur lequel les mesures d'intensité Almen sont prises. La saturation, mesurée pour un matériau plus dur, n'est donc pas réellement atteinte sur nos échantillons. Par conséquent si le grenailage est appliqué plus lentement, la valeur de l'intensité Almen peut être différente. Afin de pouvoir conserver l'utilisation de l'échelle Almen, les coupons sont grenillés à vitesse de saturation. Cela signifie que

ce facteur est rejeté de l'étude.

2.3.2.4 Le nombre de passes

Le nombre de passes du robot, correspondant au nombre de fois où la trajectoire est appliquée, modifie le taux de couverture sans agir sur l'intensité Almen pour un réglage donné, dans le cas où le grenailage est appliqué à vitesse de saturation. Ce dernier est très important (Tufft, 1999; Rodopoulos et al., 2004) pour améliorer la vie en fatigue. Si la couverture est incomplète, les zones non impactées peuvent devenir des sites d'initiation de fissures. Par contre au bout d'un moment, augmenter la durée du traitement n'influence plus ni le profil des contraintes résiduelles ni l'écaillage en surface. Mais d'autres phénomènes, destructeurs, peuvent apparaître.

Actuellement, la coutume est de définir la vitesse de déplacement du robot en fonction du temps de saturation déterminé par les tests Almen. Pour obtenir un taux de couverture plus grand, la durée du grenailage doit être plus importante. A la section précédente 2.3.2.3, il est expliqué que ralentir la vitesse de grenailage augmente la valeur de l'intensité Almen obtenue par rapport à celle mesurée. Faire plusieurs passages est une solution alternative plus adaptée à ce type de matériau.

2.3.3 Au niveau des matières employées

2.3.3.1 Les grenailles

La recherche bibliographique a clairement défini les effets de la taille et de la matière des grenailles (Tufft, 1999; Robertson, 1968; Esterman et al., 1996; Franz et Olbricht, 1987; Bernard et al., 2004; Kirk, 1999). Pour cette étude, seules les billes sphériques de céramique sont considérées, les billes d'acier étant davantage utilisées dans le procédé de formage par grenailage.

La taille des grenailles modifie considérablement la réaction du composant que ce soit pour les contraintes résiduelles, l'écrouissage ou la rugosité. Les billes de céramique sont très dures. De très petites billes introduisent un champ de contraintes résiduelles peu profond. La taille des grenailles peut aussi jouer sur l'efficacité du traitement. Notons que la taille des grenailles est sélectionnée selon les disponibilités sur le marché.

2.3.3.2 L'échantillon

La forme de l'éprouvette de tests en fatigue est normalisée afin d'augmenter la concentration de contrainte dans la portion central. Ainsi la fissure se forme au centre de l'échantillon. Elle est usinée dans des plaques d'aluminium 7050 T7451. Notons que la géométrie et le matériau sont détaillés dans le chapitre suivant. Cependant il est possible de remarquer que dans la réalité les pièces concernées sont souvent plus grandes.

Ensuite pour l'intérêt de l'étude, deux types d'éprouvettes vont être considérés : éprouvettes normales et pré-fatiguées. En fait, le grenailage peut être employé comme traitement préventif ou correctif, c'est-à-dire pour «rajeunir» une pièce déjà usée. Les effets recherchés par le grenailage sont un peu différents dans ces deux cas. Pour un composant neuf, l'introduction de contraintes résiduelles est l'objectif principal pour prolonger la vie en fatigue. Mais lorsque le grenailage est employé sur un composant usé, l'amélioration de l'état de surface devient prioritaire.

Le paramètre associé à l'état de l'échantillon n'est pas considéré comme un facteur d'entrée. Deux études différentes sont menées en parallèles. L'objectif est d'observer si la combinaison optimale des paramètres de grenailage est la même dans les deux cas.

2.3.3.3 Listes des facteurs

L'étude repose donc sur cinq facteurs d'entrée :

- la pression d'air, au niveau du compresseur ;

- le débit massique, au niveau du compresseur ;
- l'angle d'inclinaison, au niveau du robot ;
- le nombre de passes, au niveau du robot ;
- le diamètre des billes.

Deux études sont menées en parallèle afin de voir si la combinaison optimale des paramètres de grenailage est valable à toutes les étapes de la vie d'un composant.

2.4 Sélection des niveaux de facteurs

Pour chacun des facteurs seules deux modalités sont considérées. Il est intéressant de prendre des valeurs extrêmes pour chacun d'entre eux. Les cinq facteurs sont des variables continues, puisqu'il est théoriquement possible de sélectionner une valeur comprise entre les deux niveaux. C'est un avantage pour l'analyse des résultats. Les mêmes niveaux de facteurs sont utilisés pour les deux études, échantillons neufs ou fatigués. La mise en place des expériences, ainsi que la comparaison des résultats sont ainsi plus faciles. Le choix des niveaux de facteurs s'est fait grâce à la littérature scientifique, aux disponibilités des matières ou avec l'expérience.

2.4.1 La pression d'air et le débit massique

Ces deux facteurs contrôlent la vitesse d'impact et le taux de couverture. Les niveaux de ces deux facteurs sont obtenus à partir d'archives du CTFA-CNRC. Le choix des valeurs extrêmes est respecté.

- Débit massique : 0,6 - 1,4 kg.m⁻¹
- Variation de pression : 37921 - 155132 Pa (5,5 - 22,5 PSI)

2.4.2 Le nombre de passes

(Tufft, 1999) teste 100 et 800% de couverture. Rappelons que l'obtention de 100% est approximée par un grenailage à vitesse de saturation, selon le test Almen correspondant. Cependant cela implique de prendre les niveaux 1 et 8 au facteur nombre de passe. Cette dernière valeur est excessive. George et al. (2004) ont testé le temps d'exposition avec une valeur maximale inférieure au double de la valeur minimale.

Pour cette étude la vitesse de déplacement du robot est donc déterminée suite au test Almen réalisé avec la combinaison des quatre autres facteurs. Une fois le temps de saturation T déterminé, il est possible d'obtenir directement la vitesse du robot pour approcher les 100% de couverture. Pour obtenir une deuxième valeur approchant les 200% de taux de couverture, deux passes sont faites. Les deux niveaux sont donc 1 et 2 passes.

2.4.3 L'angle de projection

Le choix du niveau de ce paramètre ne repose que sur l'étude d'articles. Le niveau habituel de ce facteur, et correspondant également à sa valeur maximale, est 90 degrés, soit la normale au composant. D'autre part, Tufft (1999) teste 45 et 85°. Notons que 45° est le minimum acceptable. Avec un angle plus petit, la destruction de la surface du composant est bien plus probable. Le risque de collisions entre les grenailles projetées ou rebondissantes étant très faible pour cette valeur, cela devient un niveau intéressant. Les deux niveaux sont donc 45° et 90°.

2.4.4 La taille des billes

De même que pour les autres facteurs, il est plus intéressant de choisir des dimensions extrêmes. Mais pour ce paramètre le choix des valeurs est dépendant des produits

existants sur le marché. Une recherche sur les sites de fournisseurs de grenailles de céramique permet d'obtenir les valeurs disponibles. La gamme de billes de céramique employées pour le grenailage s'étend de $125\mu\text{m}$ et $850\mu\text{m}$ de diamètre, selon les fournisseurs Surfanet et Rösler. Les précédents tests sur le grenailage réalisés au CTFA se sont faits avec des billes de $450\mu\text{m}$. Les deux niveaux sont donc 425 et $850\mu\text{m}$.

2.5 Plan fractionnaire 2^{5-1}

2.5.1 Sélection du plan

A cette étape cinq facteurs d'entrée sont sélectionnés. Tester chacune des combinaisons demande 32 tests, sans répétition. Le coût élevé des matériaux et la durée importante d'un test rendent l'utilisation d'un plan factoriel complet, comme Tufft (1999); Rodopoulos et al. (2004); Croccolo et al. (2002) inenvisageable. D'autant plus qu'il est nécessaire de faire au minimum une répétition de chacun des tests. Quant à l'utilisation d'une méthode de conception robuste (Esterman et al., 1996) ou de Tagushi (George et al., 2004), afin de quantifier les effets de facteurs incontrôlables requiert davantage de données et de tests. Le logiciel Statistica, version 7, Statsoft propose une liste de plans possibles sachant que cette étude est un cas à cinq facteurs, deux modalités, une répétition et une variable de réponse.

Le modèle sélectionné est un plan fractionnaire 2^{5-1} . Il s'agit d'un plan de résolution cinq. Le terme résolution est une échelle de mesure des capacités d'un design d'expériences. Une résolution inférieure à trois est inacceptable, car tous les effets sont mélangés. Une résolution de cinq signifie que le plan va permettre d'isoler les effets principaux et les interactions doubles. Par conséquent, à la suite de l'étape d'analyse nous sommes en mesure de quantifier l'influence d'un facteur unique, un effet principal, ainsi que l'influence de deux facteurs simultanément sur la réponse et de l'un par rapport à l'autre, l'interaction double. Notons que le choix de cinq facteurs n'est pas un hasard. Avec trois, quatre ou six facteurs il n'existe pas de plan atteignant la résolution

cinq, à l'exception des plans complets. Utiliser ce genre de plan donne suffisamment de précision pour obtenir la tendance d'un procédé. De plus cela permet de diviser par deux le nombre d'essais sans perdre d'information. Ce plan est obtenu à l'aide du logiciel Statistica, version 7, Statsoft. Par contre, en ne testant que deux niveaux, il est difficile d'obtenir avec précision la combinaison optimale des facteurs d'entrée, car les tendances obtenues sont linéaires. Pour faire apparaître des tendances plus représentatives davantage de tests sont nécessaires. Mais la complexité de certains facteurs ne permet pas ce genre d'étude. On se retrouve donc avec une série de seize tests comme le montre le tableau 2.1. Chacun des tests est répété une fois afin d'éviter le risque d'erreurs expérimentales non détectées.

Tableau 2.1 Plan d'expériences

Test	Débit massique (kg.min ⁻¹)	Gradient de pression (PSI)	Angle de projection (degrés)	Diamètre des billes (μ m)	Nombre de passes
1	0,4	5,5	45	425	2
2	1,6	5,5	45	425	1
3	0,4	22,5	45	425	1
4	1,6	22,5	45	425	2
5	0,4	5,5	90	425	1
6	1,6	5,5	90	425	2
7	0,4	22,5	90	425	2
8	1,6	22,5	90	425	1
9	0,4	5,5	45	850	1
10	1,6	5,5	45	850	2
11	0,4	22,5	45	850	2
12	1,6	22,5	45	850	1
13	0,4	5,5	90	850	2
14	1,6	5,5	90	850	1
15	0,4	22,5	90	850	1
16	1,6	22,5	90	850	2

Les expériences se divisent en deux catégories d'échantillons. La même série de tests est appliquée aux deux catégories :

- Échantillons neufs
- Échantillons fatigués

2.5.2 Limite de l'utilisation du plan d'expérience

L'utilisation de ce type de méthode permet d'identifier la variabilité du procédé. Cet élément est très intéressant pour le grenailage. L'usure des composants comme la buse ou le câble, par exemple, peut être très précoce ; dans ce cas, elle peut avoir une influence importante sur l'efficacité du procédé. Actuellement la réalisation d'un test Almen avant chaque traitement permet de vérifier ou de modifier les réglages pour compenser la variation du procédé. Pour identifier la variabilité du procédé, le grenailage des divers échantillons doit être fait selon un ordre aléatoire donné par *Statistica*, version 7, *Statsoft*. Il n'est pas non plus possible de faire la répétition d'un test à la suite de celui-ci, car dans ce cas la variabilité du procédé n'est pas mesurable. Ce dernier élément est très important car il fait éventuellement ressortir la présence d'un facteur non contrôlable intervenant lors du traitement.

Cependant, il faut prendre en compte la difficulté à modifier la valeur de chacun des facteurs d'entrée afin de minimiser le temps perdu en manipulations et donc observer la possibilité de modifier les valeurs pour chacun des facteurs.

- La pression d'air et le débit massique sont des facteurs très facilement modifiables, bien que difficiles à stabiliser.
- L'angle de projection nécessite la programmation de deux trajectoires différentes. Le travail préparatoire est complexe, mais la modification de ce facteur lors des manipulations l'est beaucoup moins.
- Le nombre de passes se change en appliquant une seconde fois le traitement, ce qui n'est pas difficile.
- La taille des grenailles demande un nettoyage complet et un recalibrage du compresseur pour être modifiée. Ce facteur ne doit être changé qu'une seule fois.

L'ordre des tests ne peut donc pas être complètement aléatoire afin de s'ajuster à certaines contraintes expérimentales. Par conséquent, les tests sont séparés en deux groupes : les petites billes d'abord et les grandes ensuite. Pour ce qui est des autres facteurs, il est possible de les changer plus fréquemment. Notons que chacun des tests est fait parallèle-

ment sur les deux catégories d'échantillons : normaux et pré-fatigués. Dans ce cas il est possible d'appliquer la même combinaison sur un échantillon de chaque type à la suite, car les résultats font l'objet de deux études séparées. Pour chacune des combinaisons un test Almen doit également être fait, afin de déterminer la vitesse de déplacement du robot et de permettre la comparaison avec des résultats existants. Mais pour des raisons de matériel, l'ensemble des tests Almen sont faits au préalable.

2.6 Les variables de réponses

Le plan d'expérience est défini comme un plan avec une seule variable de réponse. Ce qui est le cas, pour la recherche d'une combinaison optimale des facteurs d'entrée du procédé pour améliorer la vie en fatigue. Cependant des mesures de vitesses de billes et de rugosité de surfaces sont également prises. Une description précise de chaque type de mesure est faite au chapitre 3.

2.6.1 La vie en fatigue

Cette variable de réponse est mesurée par l'intermédiaire de tests en fatigue expliqués à la section 3.4. L'objectif est de maximiser cette valeur. Le plan d'expérience est donc employé, tel que décrit précédemment.

2.6.2 La rugosité de surface

Les paramètres de rugosité étudiés sont la profondeur et la largeur des indentations. L'application du plan d'expérience à ces variables ne permet pas d'optimiser le procédé directement. Mais la littérature a clairement montré que la rugosité a un effet nocif pour la vie du composant. L'objectif est donc de minimiser celle-ci. Il est ainsi possible de vérifier si la combinaison de facteurs d'entrée maximisant la vie est proche de celle

minimisant la rugosité. Une double utilisation du plan d'expérience permet aussi de tirer des conclusions sur la variabilité du procédé. En effet, nous souhaitons caractériser le procédé de grenailage, mais la mesure des résultats s'obtient par l'utilisation d'autres machines. Celles-ci ont également leur propre variabilité. Il est ainsi possible d'identifier si la variabilité provient du grenailage ou des autres machines.

2.6.3 La vitesse des billes

Cette variable n'est pas étudiée avec le même plan d'expérience. Seuls trois facteurs interviennent sur cette mesure : débit massique - pression - diamètre des billes. Dans ces conditions un plan complet, avec deux répétitions, est employé. L'intérêt de cette étape est d'essayer d'obtenir une relation entre ces trois facteurs et la vitesse des billes, puisque celle-ci peut difficilement être calculée, notamment à cause des collisions billes-billes. La suite du rapport explique ce besoin. Il est cependant important de ne pas oublier qu'avec seulement deux niveaux, les tendances obtenues sont linéaires.

2.7 Résumé

L'objectif de cette méthode d'expérimentation est de déterminer la combinaison optimale des facteurs. Mais il est également possible de quantifier la robustesse du procédé. Il sera peut être possible d'établir une marge de sécurité dans le choix des valeurs. Pour cela, cinq facteurs sont sélectionnés : débit massique, gradient de pression, angle d'inclinaison, nombre de passes et diamètre des billes. La variable de réponse sur laquelle leurs effets seront observés est le nombre de cycle à la rupture du composant. Soixante sept tests seront réalisés en incluant les répétitions et les tests comparatifs sur échantillons non grenailés. Ce travail permet aussi de tester une méthodologie expérimentale d'optimisation des paramètres de grenailage qui peut être employée pour d'autres machines ou d'autres types de matériaux.

CHAPITRE 3

PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE

3.1 Introduction

Le chapitre 2 a présenté le plan d'expérience, c'est-à-dire la liste des variables d'entrée et de sortie testées. L'objectif de ce chapitre 3 est d'expliquer comment sont réalisées les étapes permettant la mesure des variables de sortie. Dans un premier temps, une description détaillée des échantillons utilisés pour les tests est apportée. Puis l'application du grenailage à ces coupons est expliquée, avec notamment un certain nombre d'étapes préliminaires de calibration et de paramétrage. Deux types de mesures sont faites lors de cette étape : les tests Almen et la mesure de la vitesse des billes. Finalement les tests en fatigue permettant de déterminer la vie des pièces et les mesures de rugosité caractérisant l'état de surface sont également expliqués. Les résultats sont brièvement présentés mais l'analyse n'est faite que dans le chapitre suivant. En raison du nombre important de combinaisons testées et de mesures prises, l'ensemble des résultats sont présentés sous forme de tableaux à l'annexe IV.

3.2 Description des coupons

3.2.1 Géométrie des coupons

Les échantillons sont usinés à partir d'une plaque d'aluminium. Pour répondre aux normes imposées dans le domaine de l'aérospatiale, la surface de la plaque aurait dû être polie pour obtenir $R_a \leq 0,8 \mu\text{m}$ (avec R_a un paramètre de rugosité décrit dans l'annexe V) (Rodopoulos et al., 2004). Mais les pièces ont été usinées dans une plaque brute d'usinage. Le découpage des pièces est orienté pour que le chargement en traction soit

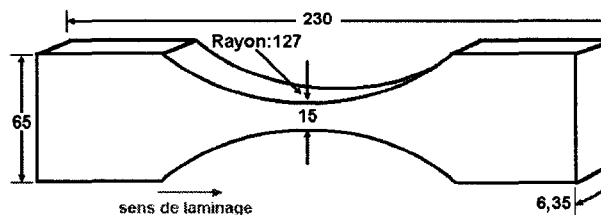


Figure 3.1 Dimensions (en mm) de l'échantillon

appliqué dans le sens du laminage de la plaque (Rodopoulos et al., 2004). La résistance en fatigue est meilleure selon cette direction (Michaud April, 2007).

La forme des échantillons testés est de type «Dogbone». La plus petite section se trouve au centre de la pièce. La contrainte appliquée y est maximale et le facteur de concentration de contrainte géométrique $K_{t_{geo}}$ correspondant vaut 1,035, tel que décrit dans l'annexe I. L'objectif est de forcer la fissure, menant à la rupture, à se développer proche du centre de l'échantillon.

Les dimensions des coupons sont inscrites sur la figure 3.1. Notons que les arrêtes vives sont arrondies pour être grenillées. Le nombre de coupons testés s'élève à soixante sept :

- Trois non grenillés ;
- Trente deux grenillés selon le plan d'expérience ;
- Trente deux préfatigués à 60% de la vie puis grenillés selon le plan d'expérience.

3.2.2 Aluminium 7050 T7451

Le code 7050 correspond à un alliage d'aluminium original non modifié. Les alliages principaux sont surtout le zinc, suivi du cuivre et du magnésium (Leblanc, 1999). Il s'agit d'un alliage à durcissement structural. L'effet des trois éléments principaux réduit les risques d'instabilité structurale, de corrosion sous tension et de décohésion de l'alliage.

Le code T7451 précise que l'alliage est soumis à un traitement thermique pour l'ap-

Tableau 3.1 Propriétés de l'aluminium 7050 T7451

Densité	2820 kg.m ⁻³
Contrainte ultime en tension σ_u	524 MPa
Limite d'écoulement en tension σ_y	469 MPa
Module d'élasticité en tension E	71,7 MPa
Coefficient de Poisson ν	0,33
Ténacité K_{IC}	31 MPa.m ^{1/2}

plication aérospatiale. Il indique également qu'une force de traction est exercée afin de diminuer les contraintes résiduelles au sein des pièces. Le tableau 3.1 présente les propriétés de l'aluminium 7050T7451 nécessaires pour la suite de l'étude.

En aérospatial cet alliage d'aluminium est utilisé par exemple pour la structure du fuselage, la couverture des ailes, certaines pièces de support du train d'atterrissage et les rivets.

3.3 Grenailage

Le plan d'expérience impose de modifier le niveau de cinq facteurs d'entrée. Les autres facteurs sont supposés fixes. Une partie des facteurs négligés dans l'étude intervient lors de la définition de la trajectoire du robot permettant l'application du traitement. Certains facteurs comme le pas entre deux lignes de grenailage ou la vitesse de défilement du robot sont à déterminer à partir de mesures expérimentales préliminaires.

3.3.1 Présentation des installations

La pièce à grenailler est immobilisée dans un support placé de telle sorte à faciliter les déplacements du robot, figure 3.2. Notons que des repères sont placés dans le support pour assurer un remplacement systématique des pièces.

L'application du grenailage aux échantillons dans le cas de l'étude se fait par l'in-

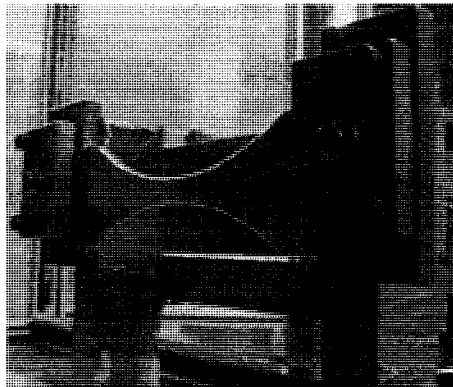


Figure 3.2 Support de l'échantillon pour le grenailage

termédiaire d'un robot et d'un compresseur, dont les méthodes d'utilisation et les paramètres contrôlables sont largement décrits aux sections 2.3.2 et 2.3.1. Les billes sont introduites dans le réservoir du compresseur, figure 2.2. Une interface permet le contrôle de la pression et du débit massique. Notons que les valeurs réelles sont également lisibles sur l'interface. C'est ainsi qu'il est possible de déterminer quand le flux est stabilisé.

Le débit massique correspond à la vitesse de rotation d'un moteur à l'intérieur du compresseur. En effet, augmenter la vitesse de rotation permet la libération d'une plus grande quantité de billes. Une étape de calibration est nécessaire pour permettre de visualiser le débit massique sur l'interface. La calibration se fait en pesant la masse de billes projetées pendant 30 secondes à différentes vitesses de rotation. L'interface peut alors, par interpolation linéaire, déterminer automatiquement la vitesse de rotation correspondant au débit massique imposé par l'utilisateur. Une étape de vérification et éventuellement de correction est nécessaire par la suite. Notons que la calibration correspond à un type de billes particulier. C'est pourquoi lors de l'établissement du plan d'expérience, l'ordre aléatoire des tests ne concerne pas le diamètre des billes.

Le flux de billes, contrôlé par le débit massique et la pression du réservoir, est ensuite acheminé dans un tuyau en caoutchouc vers une buse placée à l'autre extrémité, figure 3.3. Le bras du robot impose le déplacement de la buse. La trajectoire suivie par le robot est commandée par l'utilisateur à l'aide d'un programme implanté dans le robot.

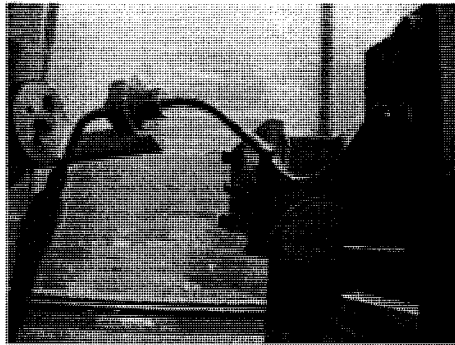


Figure 3.3 La buse à l'approche du montage pour le grenailage

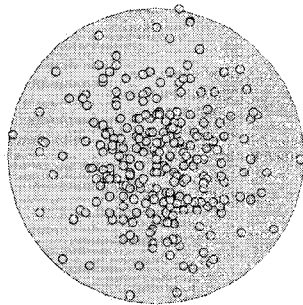


Figure 3.4 Distribution des impacts dans un jet de billes (Kirk, 1999)

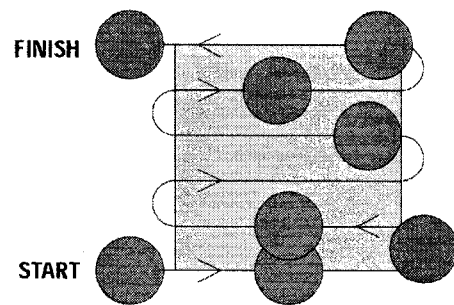


Figure 3.5 Pas de la trajectoire (Kirk, 1999)

3.3.2 Définition de la trajectoire

La géométrie de la buse intervient dans la définition de la trajectoire, mais ne correspond pas à un facteur d'entrée étudié. Elle influence la répartition des impacts au sein du jet de projection. En effet comme le montre la figure 3.4 la densité des impacts est plus dense et plus constante au centre qu'en périphérie. La largeur de cette zone centrale doit être mesurée.

Une ligne est alors grenillée à grande vitesse afin d'obtenir une image similaire à cette figure. Dans le cas de billes de $425\mu\text{m}$, la largeur du jet est d'environ 11 mm, et la zone centrale de 6 mm. Afin d'assurer une application uniforme du traitement, il faut superposer les jets de billes comme le montre la figure 3.5. Des tests sont réalisés avec des pas différents. Les résultats montrent des lignes de couleurs différentes significatives

d'une couverture non homogène. Le pas est alors diminué de 11 mm jusqu'à une valeur de 3mm donnant cette fois-ci une couverture homogène. Le pas est fixé à 3 mm pour les billes de $425\mu\text{m}$.

Cependant, la valeur du pas est également dépendante de la vitesse de grenailage. En effet si la pièce est grenillée à vitesse de saturation, la saturation apparaît plutôt avec un pas plus petit. C'est pourquoi le pas utilisé pour les billes de $850\mu\text{m}$ de diamètre est également 3mm, bien qu'une valeur de 5mm soit suffisante. Ce choix repose sur la volonté de minimiser les variations des facteurs non étudiés.

En ce qui concerne la distance entre la buse et le composant, elle est fixée à 25,4mm. Il s'agit de la valeur utilisée par Michaud April (2007). La buse doit également respecter un angle imposé dans le plan d'expérience : 45° et 90° . Deux trajectoires distinctes sont alors définies, telles que présentées dans l'annexe III. La programmation de ces trajectoires dans le robot est une étape délicate en raison de la forme de l'échantillon et de la mobilité du robot.

3.3.3 Tests Almen

L'intensité Almen n'est pas non plus considérée comme un facteur d'entrée, mais connaître sa valeur facilite la comparaison des résultats obtenus avec ceux présents dans la littérature.

Le temps de saturation Almen permet de déterminer la vitesse de défilement du robot. La définition de la section 1.2.2 présente ce paramètre comme le point à partir duquel greniller deux fois plus longtemps amène une déflexion additionnelle inférieure à 10%. La surface est saturée. La couverture obtenue à ce stade est considérée comme très proche de 100%. C'est pourquoi la vitesse de défilement du robot utilisée pour greniller les coupons Dogbone correspond au temps de saturation.

Pour la réalisation d'une mesure de déflexion Almen, le coupon Almen est placé

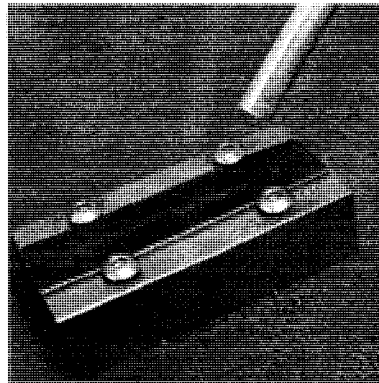


Figure 3.6 Montage pour le grenailage d'un coupon Almen

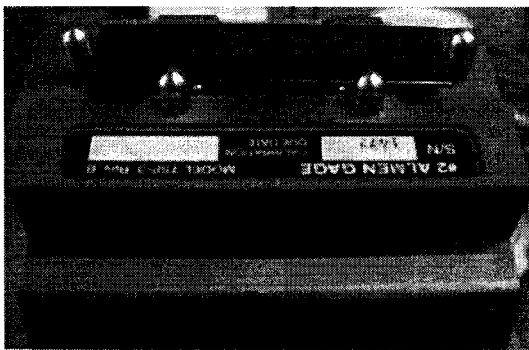


Figure 3.7 Coupon Almen posé sur la jauge Almen

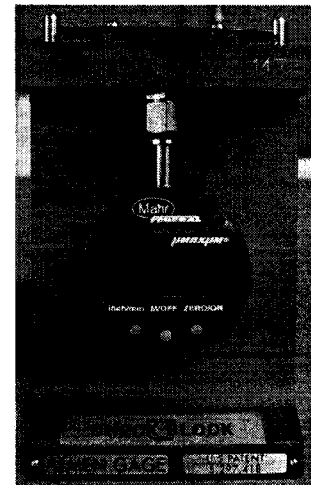


Figure 3.8 La jauge Almen

dans le support adapté, figure 3.6. La sélection de la pression et du débit est faite sur le compresseur. Puis la trajectoire est choisie, pour un angle à 45 ou 90°. La vitesse de défilement ainsi que le nombre de passes, c'est-à-dire le nombre de fois où la trajectoire est faite, sont également programmés.

Lorsque le coupon est grenailé, il est déposé sur la jauge Almen, comme le montre la figure 3.7. Celle-ci permet la mesure de la déflexion du coupon, figure 3.8. Ces étapes sont répétées pour la même combinaison de niveaux de facteurs, pour 1, 2, 4, 8, 16 et 32 passes. La courbe de saturation peut alors être tracée et interprétée. L'annexe II détaille la trajectoire et l'analyse des résultats d'un test Almen.

Avant de grenailleur les coupons Dogbone, des tests Almen sont alors réalisés pour chacune des combinaisons de facteurs testés. Dans chaque cas, deux ou trois répétitions sont faites. L'intensité Almen mesurée varie peu d'un test à l'autre contrairement au temps de saturation. D'ailleurs la méthode employée pour tracer la courbe de saturation ajoute une variabilité supplémentaire à la détermination de ce point. Les résultats sont présentés à l'annexe IV.1. Mais il est possible d'observer que les vitesses de défilement du robot s'étalent entre 5 et 148 mm/s.

Dans le cas des billes de $425\mu\text{m}$ de diamètre, les tests Almen sont réalisés avec des billes usagées. La qualité des résultats est donc moins précise. Les billes sont tout de même contrôlées au préalable pour juger de leur état et la répétabilité des résultats est satisfaisante. Quelques tests sont reproduits avec des billes neuves. Cette dernière étape permet de valider les résultats obtenus. L'usure des billes ne semble pas influencer les résultats des tests Almen.

Un autre type de test Almen est réalisé pour certaines combinaisons où la variable n'est plus le nombre de passes, mais la vitesse de défilement. En fait, chaque coupon ne subit qu'une seule passe mais à des vitesses différentes. Les résultats obtenus sont très proches compte tenu de la précision permise par les coupons Almen. La diminution de la vitesse de défilement n'influence pas les valeurs d'intensité Almen et de saturation.

3.3.4 Grenailleur des coupons Dogbone

Connaissant l'ensemble des paramètres d'entrée incluant les facteurs étudiés et ceux dépendant de la combinaison, décrit précédemment, la phase de grenailleur peut être lancée. L'échantillon est placé dans le support. La pression et le débit massique sont sélectionnés au niveau du compresseur. Le pas et la vitesse de défilement de la buse sont modifiés dans le programme du robot. Selon la valeur de l'angle, la trajectoire incluant face, bord et coin est choisie. C'est alors que la projection des billes est lancée. Une fois que le débit massique se stabilise, le mouvement de la buse peut être enclenché. La

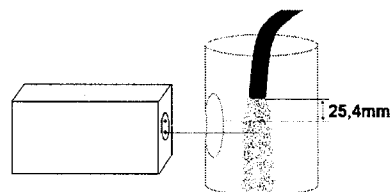


Figure 3.9 Schéma du shotmeter

pièce est ensuite retournée pour ne grenailer que le coin, puis de nouveau les trois autres parties et le dernier coin. Déplacer la pièce nécessite d'interrompre le jet de billes. Hors le temps de stabilisation du débit massique cause une perte importante de billes. C'est pourquoi le nombre de changements doit être réduit au minimum.

3.3.5 Mesure de la vitesse des billes

Parallèlement au grenailage des coupons, la vitesse des billes correspondant à chacune des combinaisons : diamètre des billes - débit massique - pression du compresseur, est mesurée. Les deux autres facteurs, soit l'angle d'incidence des impacts et le nombre de passes, n'ont aucune influence sur cette mesure de vitesse.

Un appareil permet de mesurer la vitesse des billes : le Shotmeter. Le fonctionnement de cet appareil repose sur une caméra mesurant le temps que met une bille pour parcourir la distance entre les deux rayons laser. Il est ainsi possible de calculer sa vitesse. Pour cela la buse est placée verticalement à 25,4 mm de distance d'un rayon laser, figure 3.9. Cette distance correspond à la distance entre l'extrémité de la buse et la surface des échantillons grenailés. La vitesse mesurée est donc la vitesse d'impact.

Les mesures sont prises en suivant un plan d'expérience décrit à la section 2.6.3 et les mesures sont présentées dans l'annexe IV.2. Les différentes mesures s'étalent entre $15,4 \text{ m.s}^{-1}$ et $63,7 \text{ m.s}^{-1}$. Notons que la vitesse pour une combinaison particulière est contrôlée régulièrement afin de s'assurer de l'état de la buse. En effet, la buse se brise assez rapidement lors des tests, avec pour signe annonciateur une baisse de la vitesse des



Figure 3.10 Banc d'essai de test en fatigue

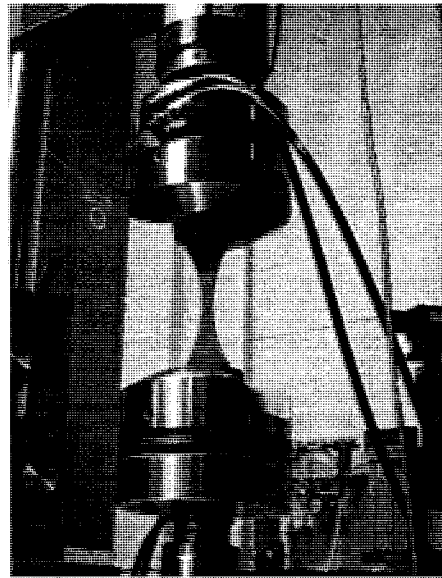


Figure 3.11 Support de l'échantillon

billes. Ces mesures permettent donc d'anticiper et d'éviter une rupture de la buse lors du grenailage d'un coupon.

3.4 Tests en fatigue

L'application d'un chargement cyclique en contrainte contrôlée se fait par l'intermédiaire d'une machine servo hydraulique MTS présentée aux figures 3.10 et 3.11. La charge maximale est de $0,8\sigma_y$ soit 372 MPa, avec un rapport de contrainte $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = 0,1$. L'essai se fait à une fréquence de 5 Hz. La force appliquée F est calculée sur la plus petite section S , c'est à dire à mi-longueur de l'échantillon.

$$F = \sigma \times S \quad (3.1)$$

Dans ces conditions, trois types de tests sont réalisés. La première série de tests consiste à déterminer la vie d'échantillons non grenailés. Deux essais sont lancés jusqu'à la rupture. Puis la propagation de fissure est observée sur le troisième échantillon.

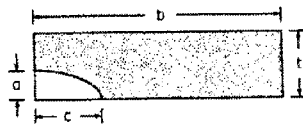


Figure 3.12 Paramètres d'une fissure coin (Newman et Raju, 1983)

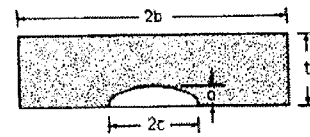


Figure 3.13 Paramètres d'une fissure en surface (Newman et Raju, 1983)

L'objectif est de déterminer les paramètres de propagation des fissures coins présentées à la figure 3.12. Notons que les paramètres a et c correspondent cette fois-ci à la longueur et la largeur de la zone de propagation de fissures longues. La connaissance de ces valeurs est nécessaire pour la mise en place du modèle de Navarro-Rios au chapitre 5. Pour cela une caméra permettant un grossissement maximal de $50\times$ est reliée à un moniteur. La pièce est enduite de liquide pénétrant qui facilite la visualisation de la fissure. Pendant une partie de la vie de la pièce, le cyclage est régulièrement interrompu afin de repérer la présence d'une fissure. Une fois qu'une fissure se propage celle-ci est mesurée à l'aide de l'image. Une mesure est prise tous les 1000 ou 2000 cycles. Dans le cas d'une fissure coin, les paramètres a et c se mesurent aisément. En effet il suffit de mesurer la longueur de la fissure sur les deux cotés correspondant. Cependant pour les trois échantillons non grenailés c'est une fissure semi elliptique de surface qui est apparue. Ce qui rend la mesure de ces paramètres bien plus délicate. En effet, la méthode ne permet pas, dans ce cas, de mesurer la valeur de a . Il faut alors faire une observation du faciès de rupture. Les valeurs de a et c pour différents nombre de cycles n'ont pu être obtenues avec précision, c'est pourquoi les résultats ne sont pas présentés.

À la suite de ces trois premiers tests, la vie d'un échantillon non grenailé est approximée à 42 000 cycles. Donc 60% de la vie devient 25 000 cycles. Trente deux coupons subissent alors 25 000 cycles avant d'être grenailés. Le principe du test est exactement le même, sauf que le cyclage est interrompu à 25 000 cycles.

Finalement, lorsque les échantillons sont grenailés, ils sont soumis au test en fatigue jusqu'à la rupture. Les résultats sont présentés à l'annexe IV.4.

3.5 Mesures de rugosité

Les mesures de rugosité sont faites à l'aide d'un profilomètre. Celui-ci contient une pointe qui se déplace sur la surface enregistrant ses déplacements verticaux par acquisition de données. Ces données sont ensuite traitées afin de déterminer les paramètres R_a , correspondant à la rugosité moyenne, R_{sm} représentant la largeur des indentations, R_z représentant la profondeur des indentations et R_t la profondeur maximale des indentations. Ces paramètres sont définis en annexe V. Cette annexe présente également des normes pour réaliser une mesure significative de la rugosité. En effet, selon l'amplitude des paramètres de rugosité, la longueur à mesurer diffère. Les mesures prises, deux par échantillons, sont présentées à l'annexe IV.3.

3.6 Remarques

Le grenailage des coupons, la mesure de la vitesse des billes et la mesure de la rugosité sont réalisés au CTFA-CNRC. Les tests en fatigue sont faits à L'École Polytechnique de Montréal. Lors du grenailage des échantillons, un certain nombre d'événements ont perturbé la réalisation de cette étape. L'état de surface initial des coupons n'était pas correct, la buse a régulièrement dû être changée, le système d'alimentation en air du compresseur a été remplacé et le robot déplacé. De plus la complexité des mouvements décrits par les différents éléments du robot pose des problèmes dans un cas particulier. Pour les billes de $850 \mu\text{m}$ de diamètre, un débit de $1,6 \text{ kg}\cdot\text{min}^{-1}$ et une pression de 37921 Pa ($5,5 \text{ PSI}$), le compresseur a de la difficulté à stabiliser le jet de billes. En effet celui-ci, presque saturé, semble ne pas s'écouler correctement lorsque le câble se courbe trop. La qualité des résultats, notamment la variabilité, risque d'être affectée par ces différents éléments.

Cependant l'analyse statistique des résultats faite au chapitre suivant permet tout de même la réalisation du tamisage, soit un tri statistique, entre les cinq facteurs d'entrée.

CHAPITRE 4

ANALYSE STATISTIQUE DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

4.1 Introduction

Les deux premières étapes de la roue PDSA présentée à la figure 1.16 sont complétées. Ce chapitre présente la troisième étape : l'analyse. Les résultats expérimentaux obtenus, présentés à l'annexe IV, sont analysés à l'aide du logiciel *Statistica*, version 7, *Statsoft* en suivant la méthodologie de Montgomery (2005).

Ce chapitre présente plusieurs analyses, dont les objectifs sont différents. Les deux premières études concernent les tests réalisés lors des étapes préliminaires au grenailage des composants : les tests Almen et la vitesse d'impact des billes. L'objectif principal est de déterminer une relation polynomiale entre les facteurs d'entrée et la réponse. Il s'agit d'une équation de prédiction. Ensuite l'analyse des mesures de rugosité s'appuie sur l'hypothèse que la rugosité est nocive pour la vie du composant. Les facteurs influant minimisant la rugosité, ainsi que leurs niveaux, sont alors recherchés. Finalement la vie en fatigue fait l'objet d'une analyse plus approfondie. Elle est menée en deux études parallèles correspondant aux deux types d'échantillons. Les objectifs cette fois-ci sont à la fois de déterminer la combinaison de facteurs permettant de maximiser la vie et d'obtenir une équation de prédiction reliant les facteurs d'entrée aux nombres de cycles à la rupture. Un certain nombre de variables sont introduites dans cette section, pour l'établissement des équations de prédictions. Elles sont présentées au tableau 4.1.

Tableau 4.1 Listes des variables des équations de prédiction

Facteurs d'entrée			Paramètres de sortie		
Débit massique	X_{D_m}	(kg.min ⁻¹)	Intensité Almen	Y_{IA}	(A)
Pression	X_P	(PSI (Pa))	Vitesse de saturation	$Y_{v_{sat}}$	(mm.s ⁻¹)
Diamètre des billes	X_{D_b}	(μm)	Vitesse des billes	Y_v	(m.s ⁻¹)
Angle de projection	X_A	(°)	Vie	Y_{vie}	nombre de cycles
Nombre de passes	X_N				

4.2 Analyse des tests Almen

4.2.1 Analyse de l'intensité Almen

La première étape de l'analyse des mesures de l'intensité Almen (tableau IV.1) repose sur l'utilisation des cartes de contrôle de Shewhart de la figure 4.1. Pour tracer ces diagrammes, les mesures sont classées par groupe. Un groupe correspond à l'ensemble des mesures prises pour une même combinaison entre la pression, le débit, l'angle et le diamètre des billes, c'est à dire les répétitions. Il y a 16 groupes. Les huit premiers groupes contiennent 3 répétitions et les huit suivants, seulement 2 répétitions. Pour chaque groupe la valeur moyenne des mesures, l'écart type, représentant la dispersion des données, et R , la différence entre la mesure la plus grande et la plus petite, sont calculés. Les deux diagrammes de la figure 4.1.a correspondent à la valeur moyenne \bar{X} ou $X - bar$. Chaque histogramme correspond à un intervalle de valeurs moyennes, explicité en ordonnée. La longueur des histogrammes représentent la quantité de groupe dans chaque intervalle, en abscisse. Il est possible d'observer que six groupes ont une valeur moyenne comprise entre 4 et 6A. Le diagramme de droite permet de mieux visualiser la variabilité des résultats. En fait Statistica, version 7, Statsoft définit des limites de contrôle, tracées en pointillés, à partir du nombre de répétitions, de la moyenne sur l'ensemble des groupes des mesures et des R . Ensuite la valeur moyenne de chaque groupe, numérotée en abscisse, est tracée par un point ou une croix. L'ordonnée correspond à la valeur moyenne. La majorité de ces points se trouvent en dehors des limites. Cela signifie que les mesures varient fortement d'un groupe à l'autre. Ces deux cartes

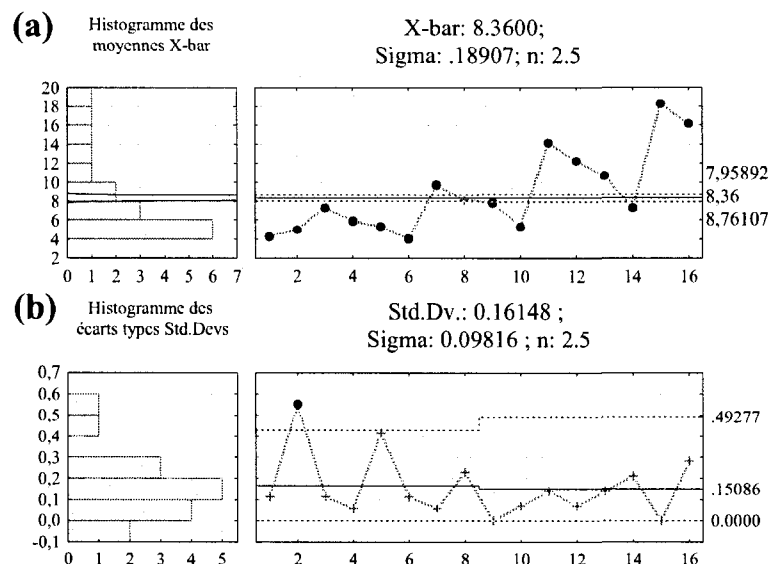


Figure 4.1 Cartes de contrôle de Shewhart sur l'intensité Almen - Comparaison, entre les différentes combinaisons testées, de : la valeur moyenne \bar{X} - bar (a), l'écart type $Std.Dev$ (b)

montrent l'influence marquée de ces facteurs sur l'intensité Almen. L'analyse des résultats doit continuer.

Les deux cartes de la figure 4.1.b correspondent à l'écart type $Std.Dev$. De même que précédemment, les groupes sont classés par intervalle de valeur sur l'histogramme. Dans ce cas, les groupes sont mieux répartis parmi les intervalles. D'ailleurs, dans le diagramme suivant, les limites de contrôle, dépendantes de l'écart type calculé pour la totalité des mesures, sont plus élargies. Seul un point se trouve à l'extérieur des limites, identifié par un cercle noir. L'interprétation de cette observation est que les facteurs d'entrée n'affectent pas la variabilité interne aux groupes. Le procédé est stable. Le point 2, sortant des limites, provient probablement d'une erreur de mesure. Donc pour résumer, la valeur des facteurs d'entrée influence l'intensité Almen et il y a une bonne répétitivité des mesures. Par contre à partir de ces cartes, il n'est pas possible de quantifier l'influence des facteurs.

C'est pourquoi l'étape suivante repose sur l'analyse de la variance, nommée ANOVA. Il s'agit d'un modèle de régression multiple dont le but est de déterminer la différence

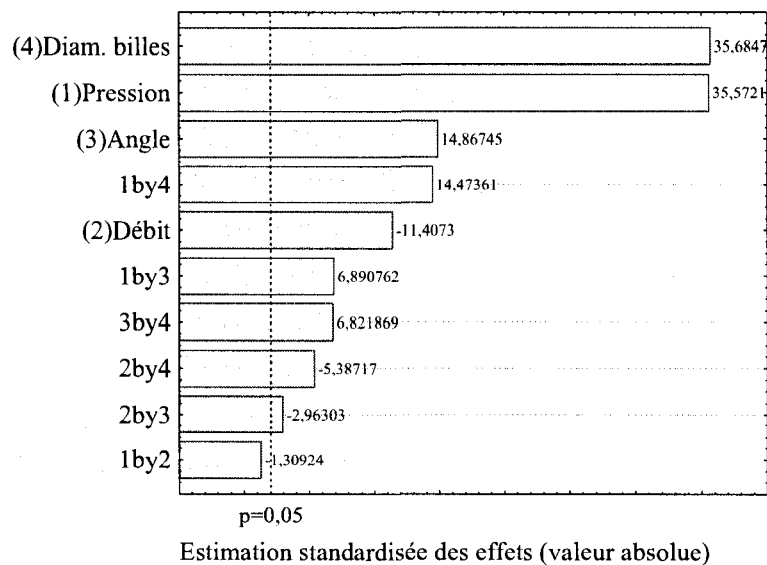


Figure 4.2 Diagramme des effets de Pareto sur l'intensité Almen

entre les moyennes de chaque groupe et de quantifier la contribution de chacun des facteurs d'entrée à cette différence. C'est une décomposition de la variabilité (Montgomery, 2005). Le diagramme de Pareto de la figure 4.2 permet de visualiser ces résultats. Il s'agit d'un histogramme. Chaque barre correspond à l'effet d'un facteur ou à l'effet de l'interaction entre deux facteurs. Notons que chaque facteur est présenté par son nom et un numéro. Seul le numéro est repris dans la représentation des interactions. La longueur de la barre représente l'importance de l'effet, qui est quantifié par un chiffre placé à la droite. La figure 4.2 montre par exemple, que les effets du diamètre des billes et de la pression sont très grands. Mais il est aussi possible de remarquer, sur le graphe, la présence d'une droite verticale en pointillée et $p = 0,05$. Cette valeur p correspond à la probabilité de risque de rejeter une hypothèse nulle vraie, c'est-à-dire la probabilité de risque de négliger un effet significatif. Le calcul de p dépend de la valeur de l'effet et de l'écart type sur l'ensemble des tests. La valeur 0,05 est celle couramment utilisée. L'ensemble des histogrammes franchissant ce seuil implique que le facteur ou l'interaction correspondante exerce une influence significative sur la valeur de l'intensité Almen. Dans ce cas, l'interaction entre la pression (1) et le débit massique (2) est négligeable. Par contre, les autres interactions doubles ainsi que l'ensemble des facteurs influencent

la valeur de l'intensité Almen, selon le diagramme des effets de Pareto.

Finalement, à partir de ces calculs, *Statistica*, version 7, Statsoft est également en mesure d'établir une relation polynomiale entre les facteurs d'entrée et la variable de réponse, valable dans l'intervalle de l'étude. Il s'agit de l'équation de prédiction :

$$\begin{aligned}
 Y_{IA} = & 3,970302 - 0,244853X_P + 1,661806X_{D_m} - 0,039101X_A \\
 & + 0,000125X_{D_b} + 0,002614X_P X_A + 0,000593X_P X_{D_b} \\
 & - 0,015926X_{D_m} X_A - 0,003129X_{D_m} X_{D_b} + 0,000106X_A X_{D_b} \quad (4.1)
 \end{aligned}$$

Le coefficient de régression de cette équation est plutôt satisfaisant $R^2 = 0,98996$. Il est important de remarquer que les signes devant les coefficients de l'équation et ceux placés sur le diagramme de Pareto peuvent être différents. En fait cela provient du fait que la valeur d'un facteur peut intervenir à la fois dans des termes d'ordre un et deux, dans l'équation. Notons que l'interaction (1)×(2) est exclue de l'équation. La précision du plan d'expérience permet d'approximer la valeur de l'intensité Almen, lorsque l'on utilise les facteurs d'entrée à un niveau intermédiaire à ceux utilisés pour l'étude. Cependant il n'est pas possible d'obtenir la valeur exacte. Les tendances fournies par le modèle sont linéaires. Le résultat de cette équation, ainsi que pour les suivantes, n'est valide que s'il est utilisé dans les mêmes conditions expérimentales, notamment la forme de la buse ou le type de matériau grenailé.

Finalement, il est possible de voir que l'intensité Almen augmente avec la pression, l'angle et le diamètre des billes. Par contre l'augmentation du débit massique réduit l'intensité Almen. Ces observations sont en accord avec les résultats présentés dans la littérature. L'intensité Almen augmente avec la vitesse et la masse de la bille lors de l'impact. Les effets des facteurs sur la vitesse sont étudiés à la section 4.3. En ce qui concerne la masse, elle augmente avec le diamètre de la bille.

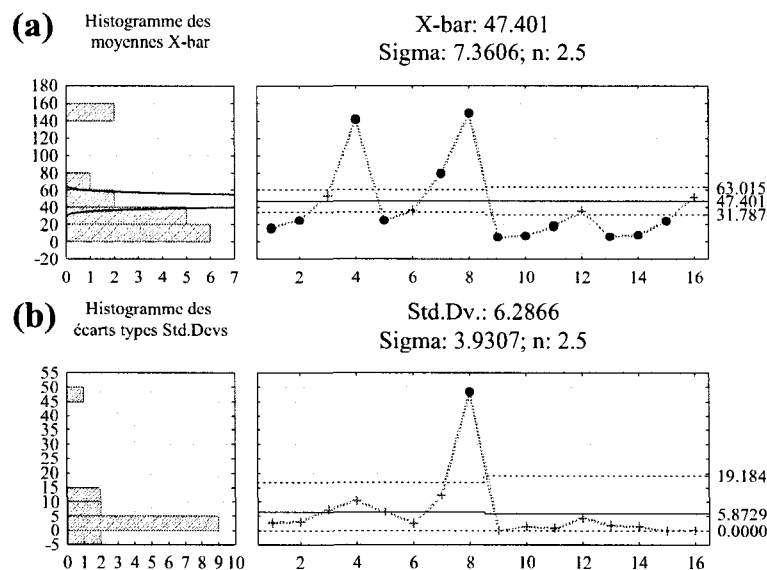


Figure 4.3 Cartes de contrôle de Shewhart sur la vitesse de saturation - Comparaison, entre les différentes combinaisons testées, de : la valeur moyenne $X - bar$ (a), l'écart type $Std.Dev$ (b)

4.2.2 Analyse de la vitesse de saturation

La vitesse de saturation est déterminée lors de l'analyse des tests Almen. Les coupons sont grenillés avec une certaine vitesse de défilement du robot. La saturation, déterminée à l'aide de la courbe de saturation, apparaît après un certain nombre de passes. C'est pourquoi en divisant la vitesse de défilement du robot utilisée pendant le test par le nombre de passes à partir duquel la saturation apparaît permet d'obtenir la vitesse de saturation. L'analyse statistique réalisée sur cette variable de réponse suit les mêmes étapes que précédemment.

D'abord les cartes de Shewhart concernant la valeur moyenne $X - bar$, voir la figure 4.3, montrent également une fluctuation importante des valeurs moyennes d'un groupe à l'autre. La majorité des points se trouvent en dehors des limites. Les facteurs influencent la valeur de la vitesse de saturation. Il y a cependant quatre points sur seize à l'intérieur des limites, représentés par des croix. Il est possible que l'influence d'un facteur soit négligeable. L'intravariabilité, c'est-à-dire la variation de l'écart type $Std.Dev$, est ob-

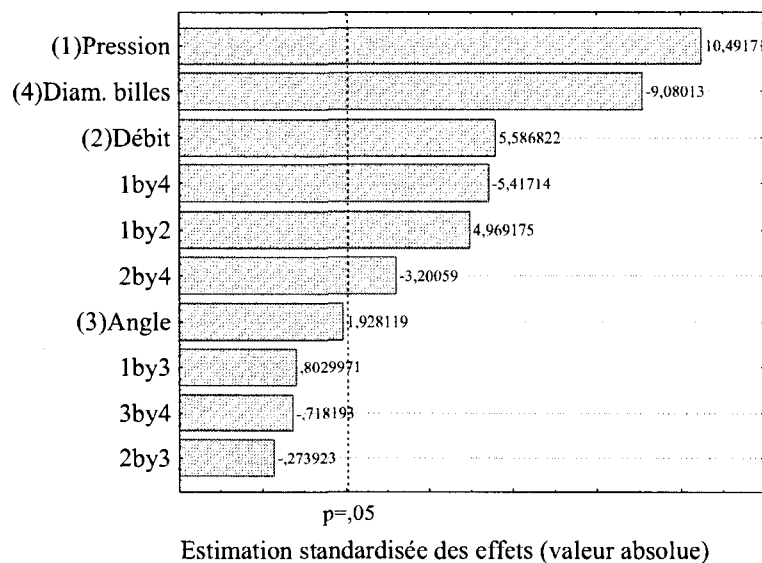


Figure 4.4 Diagramme des effets de Pareto sur la vitesse de saturation

servable sur les deux cartes du bas. Encore une fois, seul un point se trouve en dehors des limites. Il s'agit d'une mauvaise répétition, due par exemple à une erreur de mesure, qui élargit fortement les limites de contrôles. Une étude de l'intravariabilité doit alors être faite pour vérifier ces résultats, lors de l'étape suivante : l'analyse de la variance.

Pour vérifier l'intravariabilité, Montgomery (2005) propose de considérer le logarithme de l'écart type mise au carré comme la variable de réponse. Cette méthode permet d'évaluer l'influence des facteurs d'entrée sur la dispersion des résultats. L'analyse de la variance montre, dans ce cas, que seul l'effet du diamètre des billes apparaît comme significatif. La répétitivité des tests est améliorée en augmentant le niveau de ce facteur. Cependant les résultats des petites billes montrent, qu'en général, seulement une des répétitions diffère des deux autres mesures. Les tests pour les petites billes sont faits bien avant ceux des billes plus grosses. Il n'est donc pas improbable que cette variabilité provienne en fait d'un élément extérieur.

Ensuite, il est possible de revenir à l'analyse de la variance faite avec la vitesse de saturation comme variable de réponse. La pression apparaît comme le facteur le plus influent, tel que le montre le diagramme de Pareto, figure 4.4. D'ailleurs, ce diagramme

permet une autre observation. En fait, l'effet est quantifié par un chiffre sur la droite. Si la valeur de celui-ci est positive, comme dans le cas de la pression, cela implique que la vitesse augmente avec la pression, il en est de même avec le débit massique. Par contre le second facteur influent, le diamètre des billes réduit la vitesse. La masse d'une bille de $850 \mu\text{m}$ de diamètre est huit fois plus lourde qu'une bille de $425 \mu\text{m}$ de diamètre. La quantité de billes projetée est contrôlée par la masse. C'est pourquoi, pour un même débit massique, il y a huit fois moins d'impacts avec les grosses billes, d'où un temps de saturation plus long. La figure 4.4 dégage une information importante concernant l'angle de projection. L'effet de ce facteur, ainsi que de l'ensemble de ses interactions avec les autres facteurs, ne dépassent pas le seuil délimité par la droite verticale. L'influence de l'angle de projection sur la vitesse de saturation est donc inexistante.

L'équation de prédiction pour la vitesse de saturation ne contient ni l'angle de projection ni ses interactions avec les trois autres facteurs, puisqu'ils n'influencent pas la réponse. Le coefficient de régression correspondant est $R^2 = 0.90396$. Cette valeur est moins bonne que pour l'équation de prédiction de l'intensité Almen, car l'obtention de la vitesse de saturation dépend à la fois des mesures expérimentales et de la méthode utilisée pour tracer la courbe de saturation, voir l'annexe II.

$$Y_{v_{sat}} = -29,8870 + 5,5404X_P + 30,2078X_{D_m} + 0,0616X_{D_b} + 2,4134X_PX_{D_m} - 0,0076X_PX_{D_b} - 0,0635X_{D_m}X_{D_b} \quad (4.2)$$

4.3 Étude de la vitesse des billes

La mesure de la vitesse des billes en fonction des facteurs d'entrée ne sert ni dans la réalisation des expériences ni dans l'utilisation du modèle de Navarro-Rios. Cependant des modèles par éléments finis sont élaborés pour simuler le grenailage et déterminer le profil de contraintes résiduelles correspondant. Les paramètres des machines de grenailage n'apparaissent pas dans les données de ce type de modèle, mais plutôt la vitesse d'impact. L'établissement de l'équation de prédiction permet donc la mise en relation de

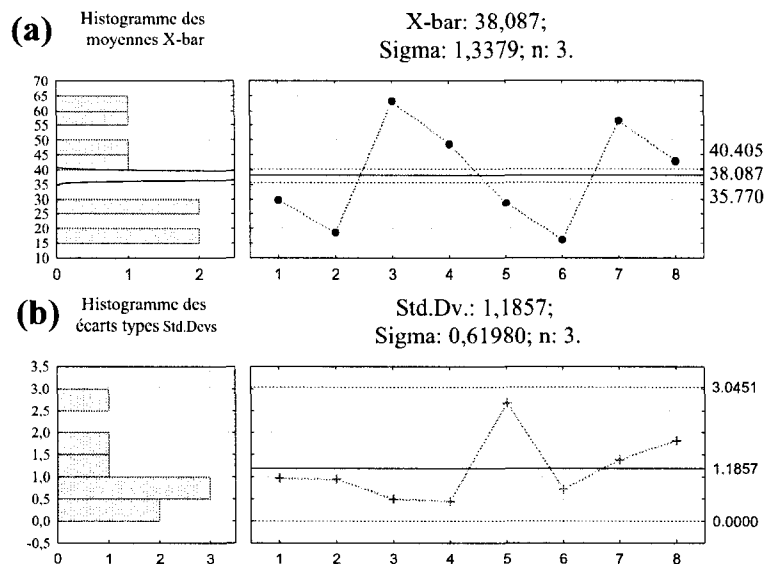


Figure 4.5 Cartes de contrôle de Shewhart sur la vitesse - Comparaison, entre les différentes combinaisons testées, de : la valeur moyenne $X - bar$ (a), l'écart type $Std.Dev$ (b)

ce projet avec d'autres études.

L'analyse des mesures de vitesse des billes sert à déterminer, cette fois-ci, l'effet de trois facteurs : la pression, le débit massique et le diamètre des billes. La figure 4.5 présente les cartes de Shewhart ; il n'y a plus que huit groupes, correspondant aux huit combinaisons des trois facteurs. Sur la figure 4.5.a, représentant la valeur moyenne $X - bar$ dans chaque groupe, tous les points sont à l'extérieur des limites de contrôle. La réponse est influencée par les facteurs. L'ensemble des points sur la carte des écarts types $Std.Dev$, figure 4.5.b, se trouvent entre les limites de contrôles. Le procédé est stable, et la variation des résultats est intrinsèque au système et ne dépend pas des facteurs.

Les facteurs influencent la vitesse des billes ; donc l'analyse de la variance doit être faite. Le diagramme de Pareto, figure 4.6, permet de visualiser qu'effectivement les trois facteurs influencent la réponse. Notons que l'effet de la pression est très important. Alors que les interactions entre le débit et les autres facteurs sont négligeables.

La vitesse augmente avec la pression, mais diminue avec l'augmentation du débit

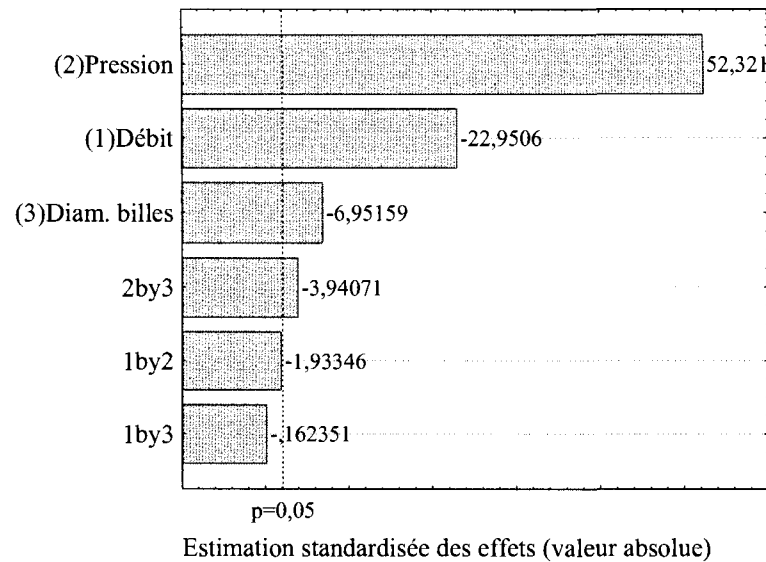


Figure 4.6 Diagramme des effets de Pareto sur la vitesse

et du diamètre des billes. L'interaction diamètre et pression réduit la vitesse, mais l'influence est assez faible.

L'équation de prédiction ne contient que les facteurs et les interactions significatifs. Son coefficient de régression, $R^2 = 0,9938$, montre que l'équation est très satisfaisante :

$$Y_v = 24,9481 - 10,7986X_{D_m} + 2,1304X_P - 0,0006X_{D_b} - 0,0006X_P X_{D_b} \quad (4.3)$$

4.4 Étude de la rugosité introduite par le grenailage

Deux paramètres de rugosité sont très importants pour l'étude. R_z représente la profondeur moyenne des indentations, sa valeur doit être minimisée. R_{SM} correspond à la largeur des indentations, sa valeur doit être maximisée. Dans ces conditions, la concentration de contraintes introduite est minimale. En effet, l'équation 1.21 permettant le calcul du facteur de concentration de contraintes induit par la rugosité repose sur le rapport entre la profondeur et la largeur des indentations. Les mesures prises sur les échantillons non fatigués et préfatigués sont assez proches.

Pour cette étude, le nombre de passes s'ajoute à la liste des facteurs. Il y en a cinq, mais seulement seize combinaisons en raison de l'utilisation d'un plan fractionnaire. Pour l'analyse, les cartes de Shewhart, pour les deux types d'échantillons, sont étudiées mais pas représentées. En fait la forme des quatre ensembles de cartes est proche de celles observées jusqu'à maintenant. Les conclusions de cette étape sont que les facteurs affectent la réponse, mais pas la répétabilité des mesures.

À partir de cette conclusion, l'analyse de la variance est poursuivie. Les diagrammes de Pareto pour R_z et R_{SM} , mesurés sur les échantillons non préfatigués, sont présentés aux figures 4.7 et 4.8. Les mêmes effets se manifestent pour ces deux paramètres, mais pas dans le même ordre. La profondeur des indentations, R_z , est influencée principalement par la pression, alors que c'est le diamètre des billes qui module le plus la largeur des indentations, R_{SM} . Le nombre de passes et l'angle n'ont pas tellement d'influence sur les résultats, mais l'influence de leur interaction est présente. En ce qui concerne les échantillons préfatigués, ce sont les mêmes trois effets principaux qui interviennent, mais quelques différences sont observées au niveau des interactions. Cependant, l'influence des interactions est faible devant celle de la pression, du diamètre des billes et du débit massique.

Afin de respecter l'objectif énoncé en introduction de cette section, c'est-à-dire minimiser R_z et maximiser R_{SM} , il est préférable d'augmenter le diamètre des billes et de diminuer la pression et le débit. L'effet du diamètre des billes est beaucoup plus important sur R_{SM} que sur R_z , et inversement pour la pression. Par ailleurs, la faible influence du nombre de passes sur les paramètres de rugosité implique que d'appliquer le traitement une fois ou deux ne modifie pas trop l'état de surface. Par conséquent, il est probable qu'en utilisant la vitesse de saturation, la couverture soit effectivement très proche de 100%, puisque grenailleur plus longtemps ne change pas la répartition et la taille des indentations. De plus, appliquer deux passes n'est pas suffisant pour endommager la surface.

L'étude du paramètre R_t , correspondant à la distance entre le plus haut pic et le plus

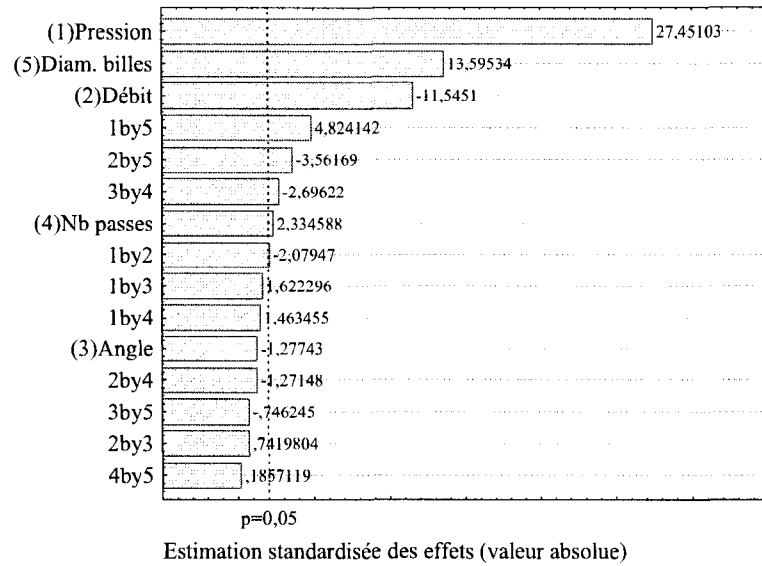
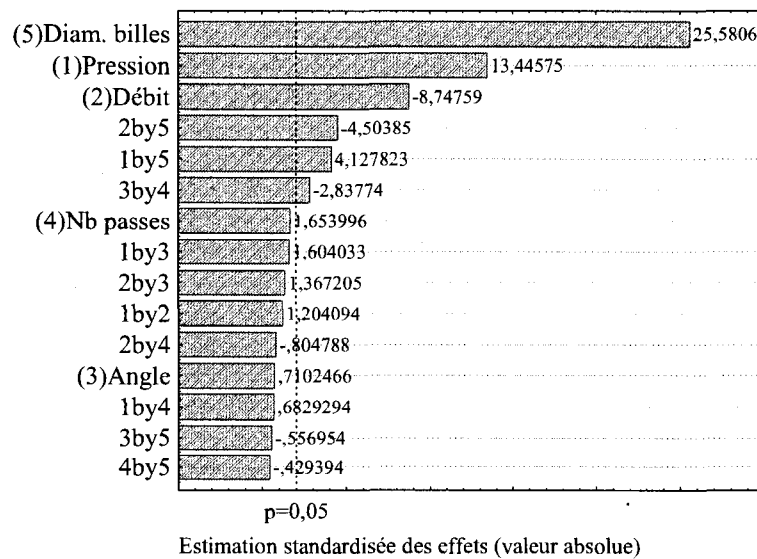
Figure 4.7 Diagramme des effets de Pareto sur R_z Figure 4.8 Diagramme des effets de Pareto sur R_{SM}

Tableau 4.2 Comparaison des mesures de vie entre échantillons non grenailés et grenailés ($\sigma_{max} = 372$ MPa)

Nombre de cycles à la rupture			
	Moyenne sur les échantillons non grenailés	Échantillons grenailés	
		minimum	maximum
Vie	42659	52195	188893
Gain de vie	1	1,22	4,43

profond creux, présente les mêmes résultats que R_z . Cependant, la variabilité entre les répétitions est moins bonne. Cela implique la présence exceptionnelle d'indentations plus profondes à la surface. Ces endroits sont des sites propices à l'initiation de fissure. En ce qui concerne l'état initial de l'échantillon, préfatigué ou non, il n'influence pas les résultats obtenus.

4.5 Étude de l'amélioration de la vie en fatigue par le grenailage

4.5.1 Échantillons neufs

Cette étude, comme pour l'analyse de la rugosité, repose sur cinq facteurs d'entrée : la pression, le débit massique, le diamètre des billes, l'angle de projection et le nombre de passes. Avant de suivre les étapes de l'analyse statistique des résultats, une observation des mesures de vie, présentées au tableau IV.5, est faite. Le nombre de cycles obtenu pour les différentes combinaisons de facteurs d'entrée se situe entre 52192 et 188893 cycles. Lors de la réalisation des tests en fatigue sur des échantillons non grenailés, les vies mesurées sont 43906, 33843 et 50138, soit une moyenne d'environ 42000 cycles. Ces résultats sont rassemblés dans le tableau 4.2. Le gain de vie apporté par le grenailage, c'est-à-dire le rapport entre la vie d'un échantillon grenailé et la moyenne des échantillons non grenailés, peut être très faible : 1,22. Par contre un gain de vie de 4,43 est un excellent résultat pour ce niveau élevé de chargement : $\sigma_{max} = 372$ MPa (voir le chapitre 3).

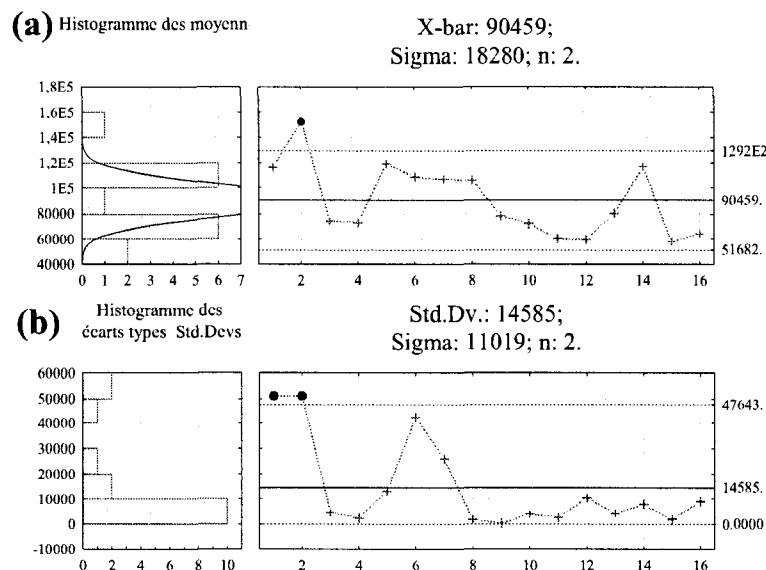


Figure 4.9 Cartes de contrôle de Shewhart sur la vie - Comparaison, entre les différentes combinaisons testées, de : la valeur moyenne $X - bar$ (a), l'écart type $Std.Dev$ (b)

La vie maximale se trouve dans le deuxième groupe des cartes de Shewhart, présentées à la figure 4.9. Seize groupes sont observés. Sur la carte de $X - bar$, les facteurs ne semblent pas influencer la réponse. Pourtant l'observation préalable des résultats expérimentaux prouve le contraire. Les limites de contrôle des cartes de Shewhart sont déterminées à partir du nombre de répétitions, de la valeur moyenne de l'ensemble des mesures et de la moyenne R des différences entre la mesure la plus grande et la plus petite par groupe. Et dans ce cas, l'importante variabilité au sein des groupes, ne contenant que deux répétitions, élargit fortement ces limites de contrôle. Il est beaucoup plus difficile de faire ressortir les effets significatifs. Il est possible qu'avec davantage de répétitions, les cartes de Shewhart obtenues soient différentes et fassent apparaître l'influence des facteurs d'entrée. D'ailleurs l'intravariabilité, visible sur la carte de Shewhart sur l'écart type $Std.Dev.$, est très importante pour trois points, dont deux sont en dehors des limites. C'est pourquoi il est plus sûr de mener tout de même une analyse de la variance à la fois sur la vie et sur l'écart type pour voir à quel point la mauvaise répétitivité des résultats, avec un écart type qui évolue entre 0 et 60000 cycles, fausse les limites de contrôle des cartes de Shewhart.

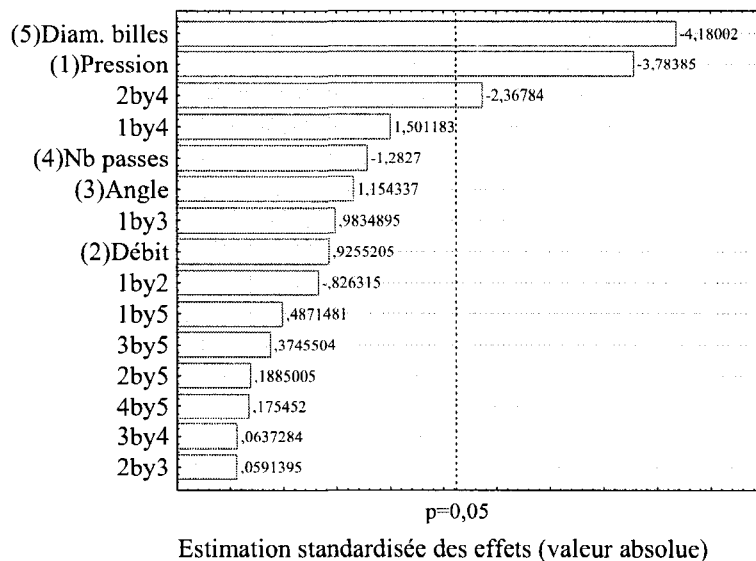


Figure 4.10 Diagramme des effets de Pareto sur la vie

L'analyse de la variance, avec la vie comme variable de réponse, est tout de même faite dans un premier temps. Effectivement, certains effets apparaissent significatifs, mais ils sont peu nombreux. Le diamètre des billes et la pression apparaissent comme des facteurs significatifs sur la vie sur le diagramme de Pareto de la figure 4.10. Les trois autres facteurs n'interviennent pas. Par contre l'influence de l'interaction entre le débit massique et le nombre de passe est non négligeable.

Ensuite, pour approfondir l'analyse, une étude de désirabilité est faite. Il s'agit d'outils graphiques présents dans Statistica, version 7, Statsoft, permettant une approche différente de l'observation des résultats. Ils sont utilisés pour l'optimisation des procédés. Ils reposent sur l'équation de prédiction déterminée par Statistica, version 7, Statsoft, capable de prédire la réponse lorsque le niveau des facteurs d'entrée se trouve à l'intérieur de l'intervalle d'étude. Le premier diagramme tracé à la figure 4.11 nécessite d'introduire notre désir sur la valeur de la réponse dans le logiciel. Pour cela, il faut préciser si la réponse doit avoir une valeur précise, être minimisée ou maximisée dans le cas de la vie. Le premier graphique de la figure 4.11.a contient un certain nombre de points sur lesquels des lignes verticales sont superposés. Ces lignes correspondent à l'intervalle des valeurs de différents calculs de vie faits avec l'équa-

tion de prédiction, lorsque la pression est fixée à la valeur inscrite en abscisse, et que les autres facteurs évoluent entre leurs deux niveaux. Le point lui correspond à la valeur moyenne des différentes vies calculées pour cette valeur de pression. Les mêmes graphiques sont reproduits pour les quatre autres facteurs. Le dernier graphique de la figure 4.11.a, est un bilan des cinq précédents graphiques. On peut d'ailleurs y retrouver les valeurs minimale et maximale de vie citée au tableau 4.2. Les mêmes courbes sont reproduites en dessous, en ne conservant que les valeurs moyennes. Mais cette fois-ci, l'ordonnée correspond à la désirabilité imposée : maximiser la vie. *Statistica*, version 7, Statsoft définit donc une fonction de désirabilité tel que la vie obtenue expérimentalement maximale correspond à 1, et la vie minimale correspond à 0. Une ligne horizontale en pointillée est donc tracée sur l'ensemble des cinq graphiques. Elle passe par le point correspondant à la désirabilité maximale. C'est ainsi que l'on obtient le niveau optimal de chaque facteur. Notons que la désirabilité maximale obtenue n'est pas 1, mais 0.73. Il s'agit de la vie obtenue dans ces conditions par l'équation de prédiction divisée par la vie maximale obtenue expérimentalement. Cela provient de l'intravariabilité des résultats.

La combinaison optimale des facteurs d'entrée est : pression (37921 Pa, (5,5 PSI)), débit (1,6 kg.min⁻¹), angle (45°), une passe, diamètre des billes (425 μm). Cela signifie qu'il faut diminuer les niveaux de la pression, du nombre de passe et du diamètre des billes, et qu'il faut augmenter les niveaux du débit massique afin de maximiser la vie. Il faut cependant émettre quelques réserves en ce qui concerne le choix d'un angle de 45°. La tendance de l'effet de l'angle sur la vie est quasi inexistante. Il n'est pas à exclure que dans la réalité, une valeur optimale se trouve entre 45° et 90°.

En effet sélectionner deux niveaux par facteur ne permet d'obtenir que des tendances linéaires de l'effet des facteurs. La figure 4.12 explique la différence entre une tendance linéaire ou contenant une courbure. Avec le plan d'expérience utilisé, seules deux valeurs par facteur sont testées. Lorsque *Statistica*, version 7, Statsoft établit l'équation de prédiction avec ces données, il extrapole les résultats pour que la courbe de tendance passe par les deux points mesurés expérimentalement. Mais dans la réalité,

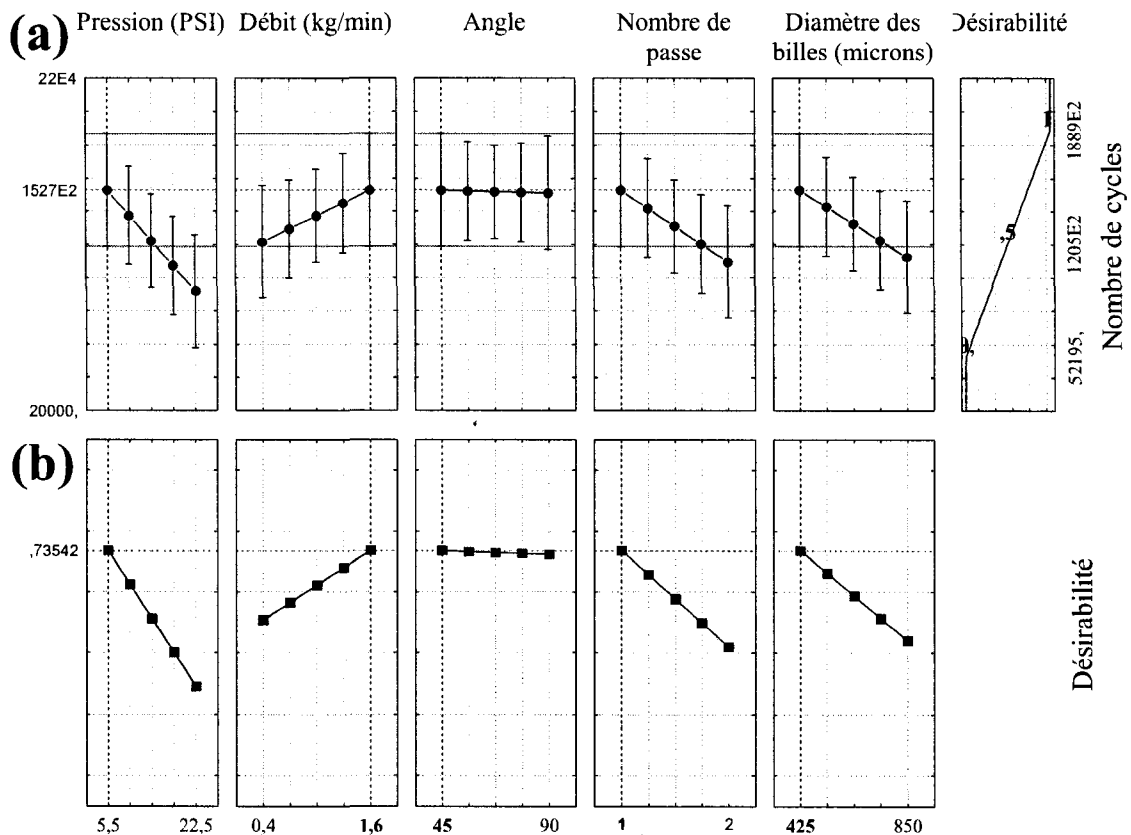


Figure 4.11 Fonction de désirabilité : Vie maximale

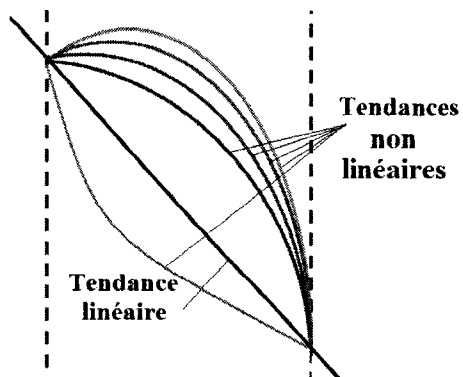


Figure 4.12 Schéma représentant la différence entre une tendance linéaire et les tendances non linéaires

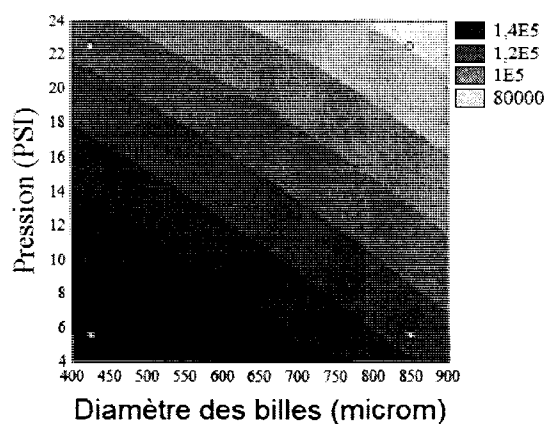


Figure 4.13 Courbe de contour : diamètre des billes et pression par rapport à la vie

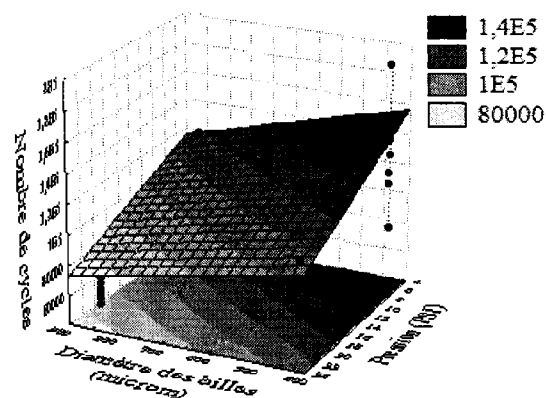


Figure 4.14 Courbe de surface : diamètre des billes et pression par rapport à la vie -
• Mesures expérimentales

la tendance peut être non linéaire. Pour obtenir une telle précision, il faut réaliser un grand nombre de tests. Par contre il est intéressant de remarquer que de diminuer l'angle de projection jusqu'à 45° n'est pas destructeur pour le composant. D'ailleurs l'effet de l'angle sur l'état de surface est quasiment inexistant. Il est donc possible de diminuer cet angle soit pour éviter les collisions billes-billes, soit pour des raisons de définition de trajectoire complexe, sans craindre de réduire la vie des pièces. Notons que la remarque sur la linéarité de la tendance des effets s'applique sur tous les facteurs.

Les courbes de contour et de surface sont tracées pour les effets significatifs. Il s'agit respectivement de courbes en deux et trois dimensions montrant la tendance de l'influence de deux facteurs simultanément. Les figures 4.13 et 4.14 représentent l'influence sur la vie du diamètre des billes et de la pression. Notons que ces figures sont tracées à partir de l'équation de prédiction. Dans ce cas les valeurs des trois autres facteurs sont leurs valeurs optimales. Les tendances sont linéaires, le diamètre et la pression doivent être minimisés. La valeur de l'un n'a aucune influence sur la valeur de l'autre, tel que cela fut remarqué lors de l'analyse de la variance.

Les mêmes figures sont tracées pour représenter l'interaction entre le débit massique et le nombre de passes, figures 4.15 et 4.16. Outre le fait que le débit doit être maximisé et le nombre de passes minimisé, il est possible de visualiser l'interaction entre ces deux

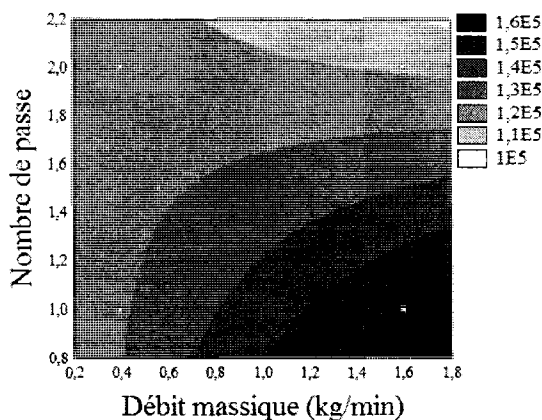


Figure 4.15 Courbe de contour : débit massique et nombre de passes par rapport à la vie

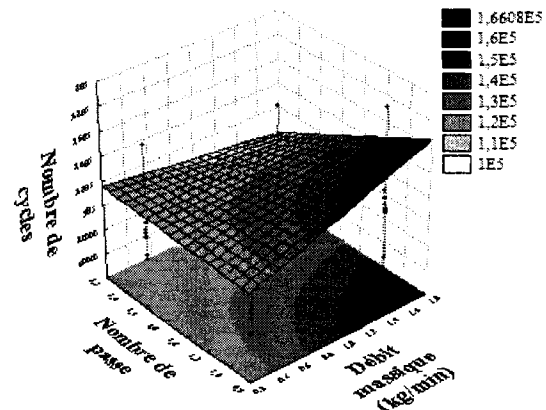


Figure 4.16 Courbe de surface : débit massique et nombre de passes par rapport à la vie - • Mesures expérimentales

paramètres. En effet la surface en trois dimensions est incurvée. Cela montre qu'augmenter simultanément le débit massique et le nombre de passes, ou inversement, réduit plus encore la vie, que si seul l'un des deux est modifié.

L'étude de l'intravariabilité est faite, en considérant le logarithme de l'écart type au carré comme variable de réponse, comme à la section 4.2.2. L'ensemble des facteurs et des interactions apparaissent significatifs à l'exception de l'angle. Cependant le facteur le plus significatif est le diamètre des billes, qui doit alors être augmenté. La difficulté dans ce cas est la même que celle abordée à la section 4.2. L'ensemble des coupons ont été grenillés pour un type de bille, puis pour l'autre. Cette variabilité peut s'expliquer au niveau des machines par le fait qu'un jet de grosses billes est plus stable ou que le nombre de grosses billes projetées est plus petit, en raison de la masse, d'où une réduction du risque de collisions. Cela peut aussi s'expliquer par la forme du profil de contraintes résiduelles. Mais il subsiste toujours un doute sur le fait que des facteurs externes aient perturbé la qualité du traitement lorsque les petites billes étaient utilisées. De plus, l'interaction entre le diamètre des billes et la pression est également très influente. La pression permet certes l'accélération des billes, mais l'alimentation en air comprimé du compresseur a dû être remplacée au milieu de la phase de grenailage avec des billes de $425 \mu\text{m}$.

Tableau 4.3 Comparaison des mesures de vie entre échantillons non grenailés et préfatigués grenailés ($\sigma_{max} = 372$ MPa)

Nombre de cycles à la rupture			
	Moyenne sur les échantillons non grenailés	Échantillon grenailé préfatigué	
		minimum	maximum
Vie	42659	833	239336
Gain de vie	1	0,02	5,61

Finalement l'équation de prédiction est produite, en prenant soin d'exclure les effets non significatifs. Il s'agit de l'équation 4.4. Par contre le débit massique et le nombre de passes sont conservés en raison de leur apparition dans une interaction significative, puisque cela implique qu'au moins l'un des facteurs est significatif. Notons que l'équation de prédiction n'est pas de très bonne qualité, avec un coefficient de régression de $R^2 = 0,5934$. Mais dès l'observation des cartes de Shewhart au début de la section, nous avons vu que l'importante variabilité durant les tests réduisait la précision du modèle. Cette équation ne donne qu'une approximation de la relation entre les facteurs d'entrée et de la vie.

$$\begin{aligned}
 Y_{vie} = & 127453,1 - 1782,6X_P + 53584,6X_{D_m} + 21332,6X_N \\
 & -78,8X_{D_b} - 31605,2X_{D_m}X_N
 \end{aligned}
 \tag{4.4}$$

4.5.2 Échantillons préfatigués

De même que pour la première catégorie d'échantillons, une comparaison est faite entre les échantillons non grenailés et les vies extrêmes obtenues au tableau 4.3. Il semblerait à la première observation que dans un cas le grenailage est destructeur pour la pièce, par contre le gain de vie maximal pour un échantillon préfatigué est supérieur à celui obtenu pour les échantillons non préfatigués au tableau 4.2.

Dans cette section les mêmes éléments sont analysés afin d'observer si la combinaison optimale des niveaux de facteurs d'entrée est la même pour un échantillon neuf que

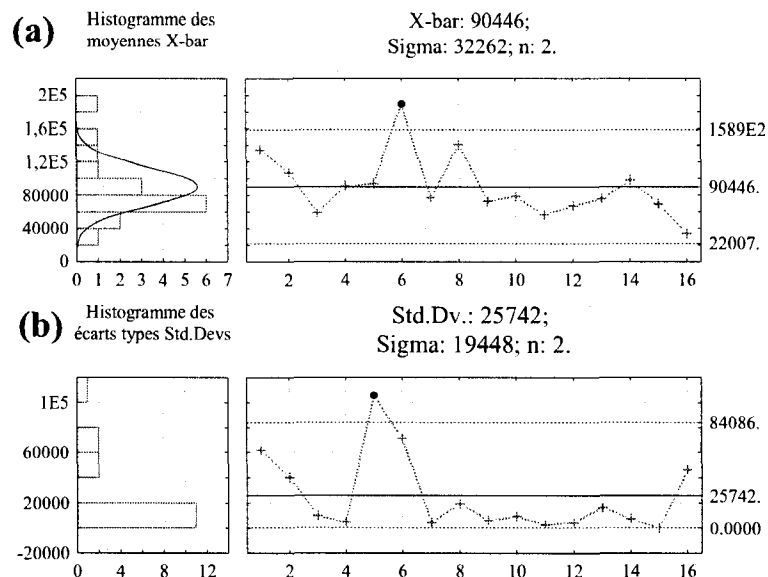


Figure 4.17 Cartes de contrôle de Shewhart sur la vie - Comparaison, entre les différentes combinaisons testées, de : la valeur moyenne $X - bar$ (a), l'écart type $Std.Dev$ (b)

pour un échantillon usé. En effet, dans le second cas il est possible que des microfissures soient apparues. De plus, il s'agit d'un alliage à durcissement structural, dans la section 1.2.4.5 il est expliqué justement que la dureté du composant influence les effets du greinillage. C'est pourquoi les coupons subissent 25000 cycles avant d'être greinillés. La première carte de Shewhart montre que les facteurs ne semblent pas affecter la réponse, comme dans le cas des échantillons neufs. Par contre, la seconde carte, sur la variabilité dans les répétitions est inquiétante. Une fois de plus les points apparaissent dans les limites de contrôles, mais un point montre un écart type supérieur à 85000 cycles. En effet, lors de la réalisation des tests en fatigue trois échantillons se sont brisés au bout d'un nombre de cycles anormal. D'abord un échantillon a atteint 240 000 cycles, ce qui est bien plus que le meilleur échantillon neuf. Cela peut s'expliquer par le fait que l'échantillon en question soit d'une exceptionnelle qualité. Ensuite deux échantillons se sont brisés au bout de 800 et 19000 cycles, par des fissures semielliptiques et non de coin comme l'ensemble des échantillons greinillés. Une fissure s'est probablement propagée à partir d'un défaut de surface, lors du précyclage, et le greinillage n'a pas réussi à la corriger. Cependant, ces trois mesures réduisent la précision de l'analyse des résultats.

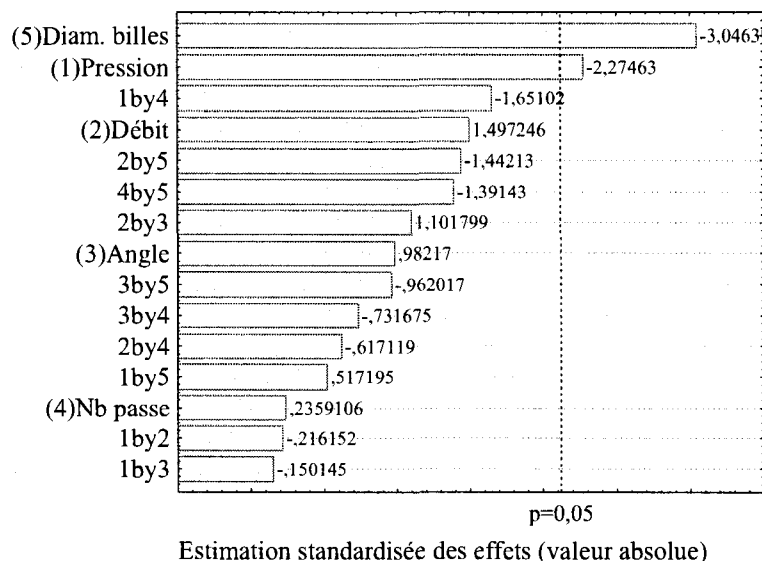


Figure 4.18 Diagramme des effets de Pareto sur la vie pour des coupons préfatigués

L'analyse de la variance, présentée avec le diagramme de Pareto de la figure 4.18, présentent l'effet du diamètre des billes, suivi de celui de la pression comme significatif. Par contre l'amplitude de ces effets sur la vie sont plus faibles que dans le cas des échantillons neufs. De plus, l'interaction entre le nombre de passes et le débit massique apparaît en troisième position, comme dans l'étude précédente, mais il n'est plus significatif. Cette différence peut être causée par les trois mauvaises mesures. Il est tout de même possible, à partir de ces résultats, de dire que la combinaison optimale des paramètres de grenailage est la même pour les échantillons usés ou non. D'ailleurs les diagrammes de la fonction de désirabilité, présentés à la figure 4.19, donnent une combinaison optimale identique, à l'exception de l'angle. Mais nous avons discuté précédemment de la réalité de cet effet. Quant à l'étude de l'intravariabilité, les observations faites pour les échantillons neufs sont retrouvées pour les échantillons préfatigués.

Dans l'ensemble, les pièces préfatiguées ont supporté plus de cycles que les pièces neuves, sans y inclure le précyclage subi, mais cette remarque s'applique plus particulièrement au traitement avec des billes de $425 \mu\text{m}$ de diamètre. Rappelons que dans ce cas la rugosité est plus faible. Le durcissement cyclique influence donc la réaction du matériau. En effet à la section 1.2.4.5, il est expliqué que la rugosité doit être minimisée

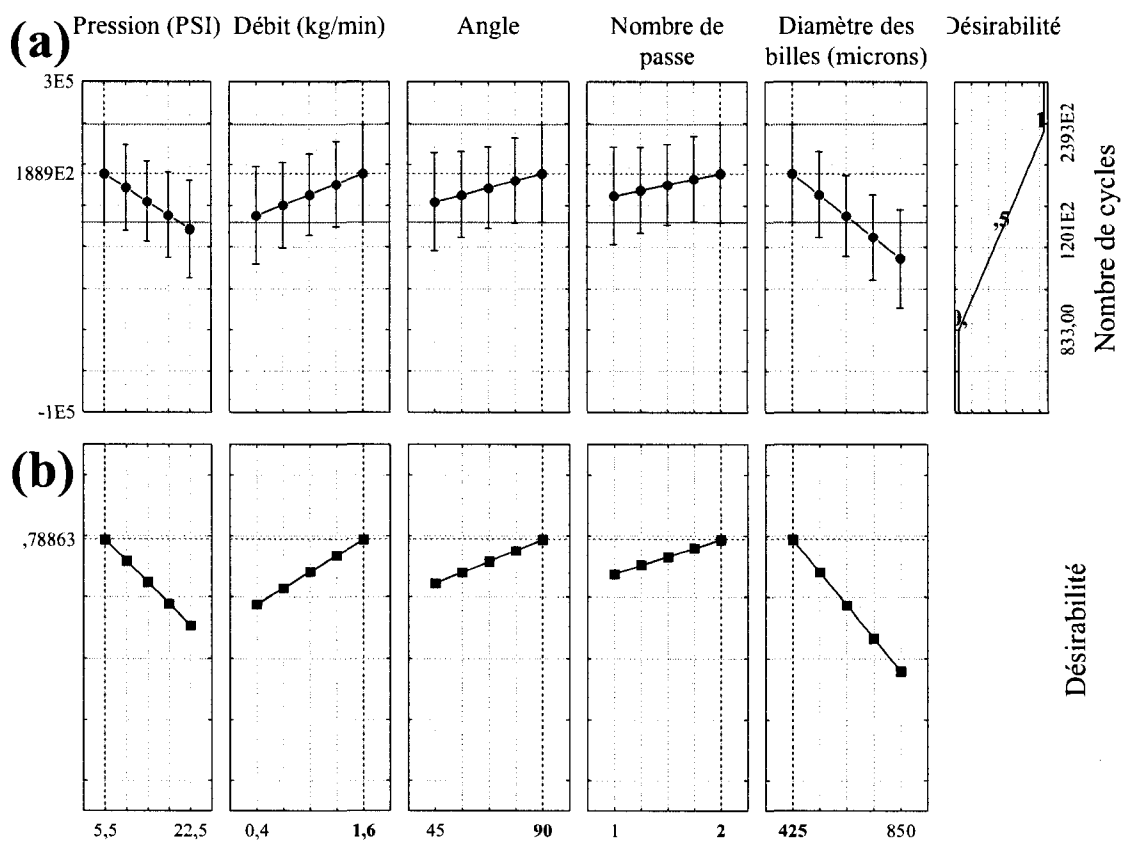


Figure 4.19 Fonction de désirabilité : Vie maximale, pour des coupons préfatigués

Tableau 4.4 Récapitulatif de l'influence des facteurs d'entrée (effet bénéfique sur la vie : +++ fort, ++ moyen, + léger; effet nocif sur la vie : — fort, – moyen, - léger)

	Pression (PSI)	Débit (kg/min)	Angle (°)	Nombre de passes	Diamètre des billes (μm)
Intensité Almen (A)	+++	++	++	hors étude	+++
Vitesse de saturation (mm/s)	++	+	0	hors étude	–
Vitesse d'impact (m/s)	+++	--	hors étude	hors étude	–
R_z (μm)	++	–	interaction	interaction	+
R_{SM} (μm)	+	–	interaction	interaction	++
Vie (nombre)	--	interaction	0	interaction	--

pour les matériaux durcis. L'initiation de fissure y est plus difficile, mais le matériau est plus sensible aux entailles.

4.6 Remarques

Les objectifs de l'analyse statistique des expériences sont atteints. L'ensemble des effets des facteurs et des interactions sont identifiés. Le tableau 4.4 présente une liste simplifiée des observations faites. Les équations de prédictions de l'intensité Almen et de la vitesse de saturation sont d'une précision limitée. Cependant leur utilisation permet de réduire le nombre d'essais afin de sélectionner les paramètres pour réaliser les tests Almen. Notons que dans le cas de la vitesse de saturation, elle est applicable lorsque le pas est de 3mm. En ce qui concerne l'équation de prédiction de la vitesse d'impact des billes, il s'agit d'un outil très utile pour évaluer le niveau des facteurs d'entrée correspondant à la vitesse souhaitée.

L'analyse de la rugosité montre que l'effet de la pression augmente la profondeur des indentations, et l'effet du diamètre des billes augmente la largeur des indentations. De plus, l'effet de l'angle d'impact sur la rugosité, s'il est supérieur à 45° , est négligeable. Cette dernière remarque se retrouve dans l'analyse de la vie en fatigue des coupons

grenaillés. La combinaison optimale des facteurs d'entrée pour maximiser la vie des pièces usées ou non est : Pression (37921 Pa (5,5 PSI)), Débit ($1,6 \text{ kg}\cdot\text{min}^{-1}$), une passe, diamètre des billes ($425 \mu\text{m}$), $45^\circ < \text{angle} < 90^\circ$.

Notons que dans le cas des échantillons préfatigués l'amélioration de la vie par le grenaillage est encore plus intéressante. Cependant il faut se méfier des cas particuliers, avec initiation de fissures précoces. Il est possible que de cycliser la pièce jusqu'à 25000 cycles, soit 60% de la vie d'un échantillon non grenaillé, ne soit pas sécuritaire. Il est préférable d'appliquer un traitement de grenaillage correctif plutôt dans la vie du composant.

Finalement l'étape suivante, dans la méthodologie de planification d'expérience introduite avec la roue PDSA (figure 1.16), serait d'agir avec ces résultats. Cela implique de ne considérer que les facteurs influents soit : le diamètre des billes, la pression ainsi que le débit massique et le nombre de passes intervenant dans une interaction significative. Cependant, afin de réduire le nombre de facteurs, le nombre de passes, qui apparaît négligeable sur les paramètres de rugosité, peut être abandonné. Il ne reste donc plus que trois facteurs. Il faudrait donc tester pour chacun de ces trois facteurs trois ou cinq niveaux, proches des valeurs optimales déterminées dans cette étude. Ce projet expérimental permettrait de réellement optimiser le procédé de grenaillage.

CHAPITRE 5

LE MODÈLE DE NAVARRO-RIOS

5.1 Introduction

Le modèle de Navarro-Rios est un modèle de prédiction de vie récemment adapté aux matériaux grenailés tel que décrit dans la section 1.6. Michaud April (2007) s'est déjà intéressé à la programmation de ce modèle à l'aide d'Excel. Dans ce projet, l'outil utilisé est un logiciel de calculs numériques : Matlab, version 7.0. La méthodologie à suivre est donc un peu différente. De plus le calcul de la vie, en introduisant les effets du grenailage, n'est pas l'unique objectif de l'utilisation du modèle de Navarro-Rios dans cette partie du projet. En fait, on souhaite également calculer le profil des contraintes résiduelles créé par le traitement, à partir de l'état de surface et du nombre de cycles à la rupture.

Dans le cadre de ce projet, aucune mesure de profil de contraintes résiduelles n'est effectuée. C'est pourquoi le développement de l'algorithme et la vérification de sa validité repose dans un premier temps sur les données expérimentales obtenues par Michaud April (2007). Finalement, le profil de contraintes résiduelles pour chaque combinaison de traitement de grenailage appliqué, lors de l'étude, est approximé afin de déterminer une relation avec les paramètres d'entrée du procédé.

5.2 Mise en place du modèle

Lors de l'établissement d'un algorithme, il est important de bien définir la méthodologie à suivre pour réaliser les différentes étapes de calculs. La section 1.6.3.2 explique le calcul de la vitesse de propagation de la fissure. Mais le modèle, afin d'introduire les

étapes de propagation de fissures courtes et longues, utilise le principe de blocage de la propagation par les barrières microstructurales, tel que cela est expliqué à la section 1.6.3.3.1. L'objectif de cette section est de rappeler les notions introduites dans la revue de littérature afin de bien comprendre la programmation du modèle dans Matlab.

5.2.1 Discrétisation de la propagation de fissure

Dans le modèle, la propagation de fissure est étudiée grain par grain, c'est-à-dire que l'ensemble des calculs sont reproduits pour chaque grain. Le numéro du grain correspond à une incrémentation dans l'algorithme. Afin de définir cette incrémentation un certain nombre d'hypothèses doivent être rappelées. D'abord, une fissure est initialement présente dans le composant, pour des raisons expliquées à la section 1.6.2.1. Navarro et De Los Rios (1988d) posent que la fissure initiale est de longueur $\frac{D}{2}$, avec D le diamètre d'un grain. Chaque demi-grain de longueur $\frac{D}{2}$ est alors numéroté i . Le premier demi-grain, $i = 1$, se termine donc sur le premier joint de grain.

Cependant dans les calculs i ne prend que des valeurs impaires. En fait, l'établissement des équations repose sur l'effet du fond de la zone plastique sur le joint de grain. La section 1.6.3.1 introduit l'hypothèse que le fond de la zone plastique coïncide en tout temps avec le joint de grain. Le fond de la zone plastique se trouve donc dans les demi-grains de nombre impair. La longueur de la zone plastique c , incluant la zone plastique en amont de la fissure et la zone plastique le long des lèvres de la fissure, est visible sur la figure 5.1 et se calcule par l'équation :

$$c(i) = i \frac{D}{2} \quad i = 1, 3, 5... \quad (5.1)$$

Michaud April (2007) pose que i s'incrémente jusqu'à 101, soit 50 grains. Il observe, en réalisant différents calculs de vie, que le nombre de cycles pour traverser les grains suivants est relativement faible par rapport à la vie totale. Le résultat, soit le calcul de la vie, est faiblement affecté par cette simplification. Par contre le temps de calcul est

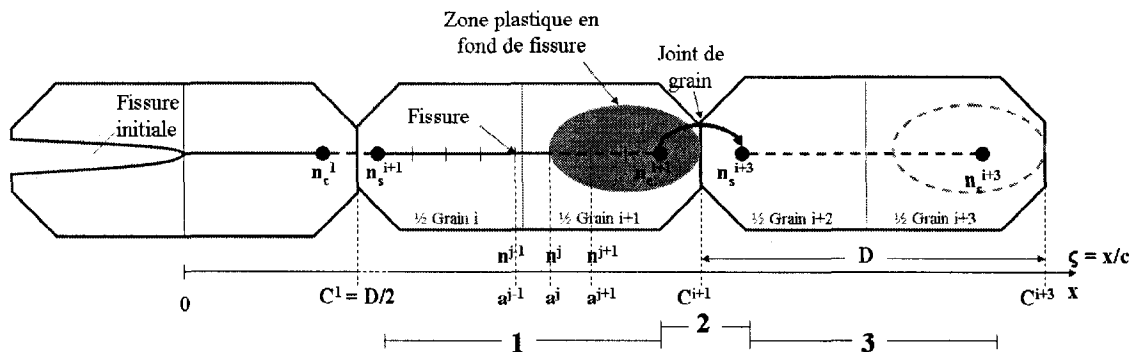


Figure 5.1 Localisation de la fissure et de la zone plastique dans les grains

fortement réduit. C'est pourquoi, cette simplification est reprise dans ce projet.

La figure 5.1 permet de visualiser les étapes de propagation de la fissure. La fissure se propage dans le grain, à l'étape 1, avec une décélération à l'approche du point n_c^{i+1} . À cet instant, étape 2, la fissure se propage brutalement jusqu'au point n_s^{i+3} dans le grain suivant. La barrière est franchie. La propagation reprend alors dans le grain suivant, étape 3. Ces étapes se répètent pour chaque grain. En fait, en coordonnées adimensionnelles ζ , la longueur de la fissure est n . Dans un grain, la valeur initiale de n est n_s^{i+1} et sa valeur finale est n_c^{i+1} . La valeur n évolue de façon continue entre ces deux valeurs.

Le paramètre n_c^{i+1} est calculé avec l'équation 1.20 et n_s^{i+1} avec l'équation 1.8. Notons que le calcul de n_c requiert l'évaluation préliminaire du facteur d'entaille Z , du facteur d'orientation de fissure θ et de la contrainte d'arrêt $(\sigma_{i\text{arrest}}^p)_{\text{notch closure}}$, seuil minimal pour permettre le franchissement du joint de grain. L'ensemble des équations et l'ordre d'utilisation sont éclaircis ultérieurement, à la section 5.2.3.

Une seconde incrémentation j est mise en place afin de calculer n . Dans un grain i , $n(j)$ augmente de façon continue entre $n_s(i)$ et $n_c(i)$. L'intervalle est alors sectionné en 10 incréments, représentés par les traits verticaux sur la figure 5.1. Les valeurs de n , n_s et n_c sont présentées à la figure 5.2. Il est également possible d'observer que n_s et n_c tendent vers une même valeur. En effet, en fissure longue la propagation de fissure ne dépend plus de l'effet des grains et la zone plastique se diffuse sur plusieurs grains à

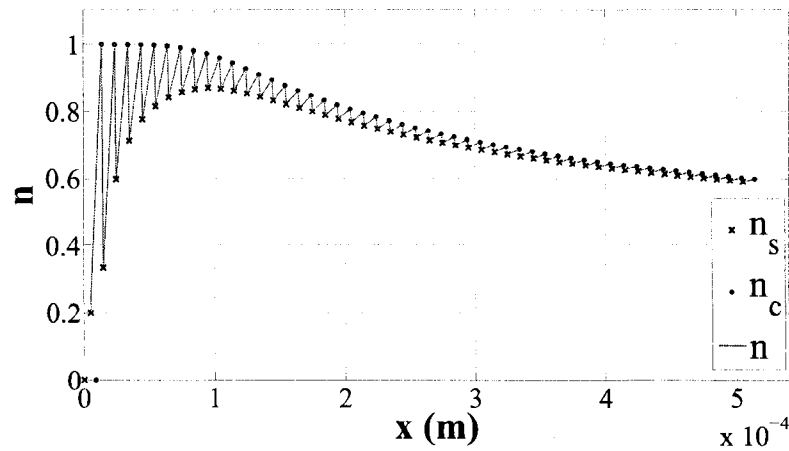


Figure 5.2 Évolution du rapport $n = \frac{a}{c}$ selon la position du fond de la fissure dans le composant (Grenailage à 2A, Sollicitation 310 MPa)

chaque étape de propagation. L'ensemble de ces valeurs de n correspond aux différentes longueurs de fissures pour lesquelles la vitesse de propagation de la fissure peut être calculée.

Il est également important de rappeler que dans la réalité les grains ne sont pas alignés comme sur la figure 5.1. Mais le facteur θ , défini par l'équation 1.11, introduit dans le modèle l'effet de l'orientation des grains successifs.

5.2.2 Calcul de la vie

L'écartement des lèvres en fond de fissure, nommé *CTOD*, peut d'une part être calculé pour chacun des n . Pour cela la relation suivante, qui correspond à l'équation 1.5, est utilisée :

$$CTOD(i, n(j)) = \frac{4(1-\nu)}{\pi G} c(i) (\sigma_2 - \sigma_1(i)) \left\{ n(j) \ln \left(\frac{1}{n(j)} \right) + (1 - n(j)^2)^{\frac{1}{2}} \left[\sin^{-1} n(j) + \frac{\pi}{2} \left(\frac{\sigma - \sigma_2}{\sigma_2 - \sigma_1(i)} \right) \right] \right\} \quad (5.2)$$

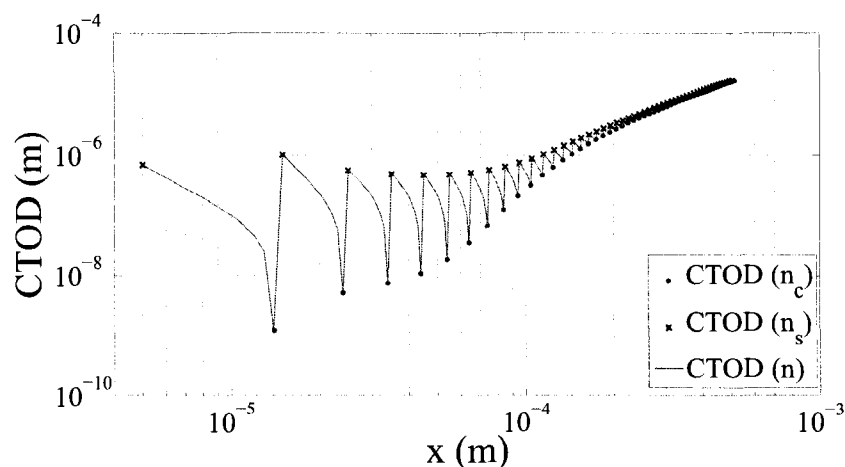


Figure 5.3 L'écartement en fond de fissure en fonction de la longueur de la fissure (Grenailage à 2 A, Sollicitation 310 MPa)

Avec σ la contrainte appliquée, tel que :

$$\sigma = K_{t_{rug}} K_{t_{gco}} \sigma_{max} \quad (5.3)$$

Il est possible d'y observer les incréments i et j . L'incrément j ne concerne que le paramètre n , les variables c et σ_1 ont une valeur fixe à l'intérieur chaque grain i de diamètre $10 \mu\text{m}$ (Michaud April, 2007). La figure 5.3 présente l'évolution de la valeur du $CTOD$ lorsque la fissure se propage au travers du composant. Cette figure est intéressante pour observer le phénomène de fermeture, mais nous verrons par la suite que cela n'est pas nécessaire pour le calcul de vie. Les croix, correspondant au calcul du $CTOD$ pour $n = n_s$, représentent l'écartement des lèvres en fond de fissure au début de l'étape de propagation dans le grain. De même les points, correspondant au calcul du $CTOD$ pour $n = n_c$, représentent la fin de l'étape de propagation. La valeur du $CTOD$ est importante en début de grain, puisque la fissure vient de se propager brutalement à travers le joint de grain. Ensuite, la figure 5.3 montre clairement que sa valeur diminue jusqu'à $CTOD(n_c)$. En fait la zone plastique en fond de fissure, comprimée entre le fond de la fissure et la barrière microstructurale, referme les lèvres de la fissure, tel que cela est expliqué avec la figure 1.11.

D'autre part, le calcul de la vie se fait selon l'équation 1.10. Dans ce calcul, les différentes valeurs de n n'interviennent plus. En fait, n devient la variable d'intégration et seuls n_s et n_c correspondant aux bornes d'intégration sont nécessaires. La fonction quad de Matlab permet de faire une intégration numérique pour le calcul du nombre de cycles.

Cependant il est nécessaire de déterminer la valeur des paramètres A_2 et m_2 . L'équation 1.6, mettant en relation le $CTOD$ avec la vitesse de propagation $\frac{da}{dN}$ a une forme similaire à l'équation de Paris, qui permet le calcul de la vitesse de propagation des fissures longues :

$$\frac{da}{dN} = A_1 \Delta K^{m_1} \quad (5.4)$$

Les coefficients de l'équation de Paris A_1 et m_1 dépendent du matériau et peuvent être obtenus dans la littérature. De Los Rios et al. (2000) proposent d'utiliser l'équation de Paris 5.4 pour déterminer A_2 et m_2 . Le principe consiste à calculer les valeurs de $\frac{da}{dN}$ pour certaines longueurs de fissures à l'aide de l'équation 5.4. Le facteur de concentration de contrainte correspondant à une fissure coin circulaire, ΔK se calcule l'aide des équations de Newman, présentées à l'annexe VI. Les paramètres A_1 , m_1 , ainsi que l'ensemble des paramètres nécessaires pour les équations de Newman sont connus. La vitesse de propagation $\frac{da}{dN}$ pour ces longueurs de fissure est calculée. Ensuite, en conservant les mêmes longueurs de fissure, l'équation 5.2 permet de calculer les valeurs de $CTOD$ correspondante. Une courbe est tracée en échelle logarithmique, avec les valeurs de $\frac{da}{dN}$ en ordonnée et du $CTOD$ en abscisse. Sur cette courbe les paramètres A_2 et m_2 correspondent à l'ordonnée à l'origine et la pente de la courbe. De Los Rios et al. (2000) remarquent que cette méthode n'est pas parfaite. Les coefficients A_2 et m_2 obtenus sont approximatifs et il faut les ajuster afin d'obtenir une vie calculée proche de la vie expérimentale.

5.2.3 Organisation du modèle de prédiction de vie

L'ensemble des équations permettant le calcul de la vie d'un composant grenailé sont listées :

1. Initialisation

- Introduire les données, dont la liste est présentée au tableau 5.1
- $\sigma_2 = S_{y_{cyc}}$
- $n_s(1) = 0, 2$ (équation 1.8)
- $\theta(1) = 1$ (équation 1.11)
- $\alpha = R_z, \beta = \frac{R_{SM}}{2}, \bar{\alpha}$ et $\bar{\beta}$ (équation 1.17)

2. Calcul de σ

- K_{trug} (équation 1.21)
- σ (équation 5.3)

3. Pour $i = 1 : 2 : 101$

- $\theta(i)$ (équation 1.11)
- $\lambda(i)$ (équation 1.18)
- $Z(i)$ (équation 1.16)
- $\sigma_1(i)$ (équation 1.13)
- $(\sigma_{arrest}^{ip})_{closure}^{notch}$ (équation 1.19)
- $n_c(i)$ (équation 1.20)
- $n_s(i + 2)$ (équation 1.8)
- $N(i)$ (équation 1.10)
- **Fin**

4. $N = \sum N(i)$

La première étape d'initialisation consiste à introduire les données du problème, dont la liste est présentée au tableau 5.1. Un certain nombre de calculs sont également faits, afin d'obtenir des valeurs utilisées aux différentes étapes de calculs. La troisième étape est une boucle incrémentée par i . Cela signifie que pour chaque valeur de i ($i = 1, 3, 5, \dots$),

Tableau 5.1 Données à introduire dans le programme pour le calcul de la vie. Les valeurs sont celles utilisées dans lors de l'étude pour la géométrie des échantillons, le chargement sélectionné et des échantillons en aluminium 7050-T7451.

Caractéristiques			
Matériaux		Chargement	Géométrie de l'échantillon
$\nu = 0,33$	$\sigma_{FS} = 160 \text{ MPa}$	$\sigma_{max} = 372 \text{ MPa}$	$K_{t_{geo}} = 1,035$
$G = 27 \text{ GPa}$	$D = 10 \text{ }\mu\text{m}$	$R = 0.1$	Épaisseur $d = 6,35 \text{ mm}$
$S_{y_{cyc}} = 460 \text{ MPa}$	$A_1 = 1,61\text{E-}10$ $m_1 = 3,12$ (unités à utiliser $\text{m.cycle}^{-1}, \text{MPa.m}^{1/2}$)		Largeur de la petite section $t = 15 \text{ mm}$

Tableau 5.2 Données correspondant au traitement de grenaillage à introduire dans le programme pour le calcul de la vie. Les valeurs sont changent selon le traitement de grenaillage

Caractéristiques due au grenaillage	
Rugosité	Contraintes Résiduelles
R_{SM}	A
R_z	x_d
	W

l'ensemble des calculs sont reproduits. La boucle se termine par le mot *fin*. Finalement la somme des $N(i)$ est faite pour obtenir la vie totale. Le programme est établi sous Matlab. Un autre programme permet la détermination des paramètres A_2 et m_2 . Cependant il n'est pas nécessaire de recommencer le calcul si le matériau n'est pas changé. L'incrémentation j n'apparaît pas dans cette liste, car elle ne sert qu'à l'obtention de la figure 5.3.

5.3 Applications

5.3.1 Calcul de la vie

Les résultats expérimentaux extraits de (Michaud April, 2007) sont alors utilisés afin de vérifier la qualité du modèle. La figure 5.4 montre ces résultats. Dans le cas d'un chargement avec une contrainte maximale de 310 MPa, les vies calculées pour un grenaillage à 2A et à 4A sont bien inférieures à celles obtenues expérimentalement. Mais la dispersion des résultats expérimentaux en ces points est également importante. Par exemple, pour le cas du grenaillage à 2A, les vies obtenues évoluent entre 1E6 et 3E6 cycles. La vie calculée est de 5,4E5 cycles, ce qui, relativement, n'est pas si loin des 1E6 cycles obtenus expérimentalement. De plus, la tendance des résultats théoriques et celle des données expérimentales sont identiques. L'objectif est de déterminer le traitement optimal pour maximiser la vie. En observant la figure 5.4, il est possible de dire que de grenailler à 2 A est une bonne solution, peu importe le niveau de chargement. À partir de là, il est possible de commencer à modifier le modèle dans le but de déterminer le profil des contraintes résiduelles.

5.3.2 Compensation de la rugosité

La rugosité dégrade les performances en fatigue d'un composant. Son influence est introduite dans le modèle par l'intermédiaire d'un facteur de concentration de contrainte $K_{t_{rug}}$ et d'un facteur d'entaille Z . La connaissance des paramètres de rugosité décrivant la largeur R_{SM} et la profondeur R_z des indentations est nécessaire.

Dans la majorité des cas, la tenue en fatigue des composants grenailés est meilleure après le grenaillage, puisque l'effet bénéfique des contraintes résiduelles est plus important que la concentration de contrainte amenée par la rugosité. Curtis et al. (2003) recherchent la forme du profil de contraintes résiduelles permettant uniquement de compenser les effets de la rugosité sans gain de vie. Le profil de contraintes résiduelles se

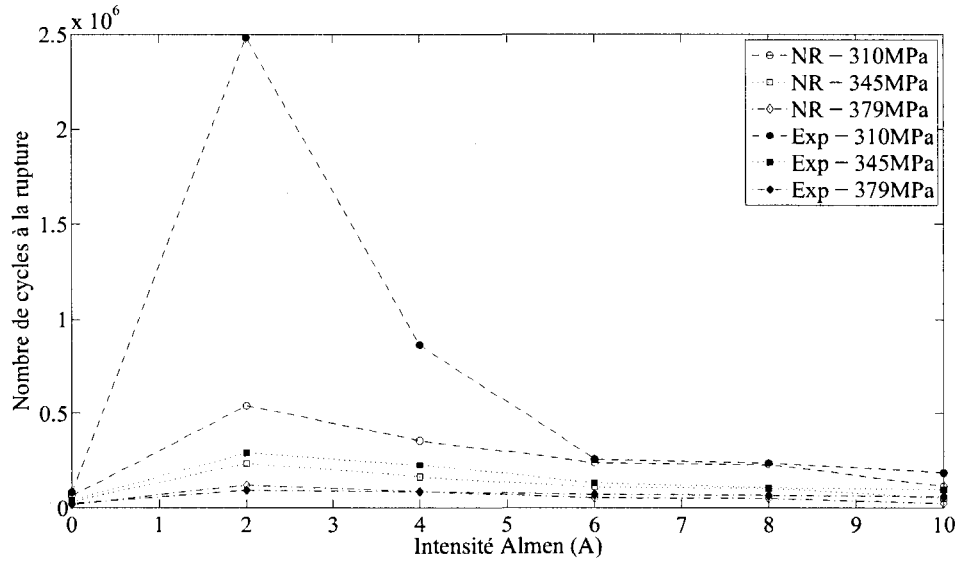


Figure 5.4 Comparaison entre résultats expérimentaux et calculs par le modèle de Navarro-Rios à partir de données extraites de (Michaud April, 2007)

définit à l'aide de l'amplitude maximale de la contrainte en compression $A + B$, la profondeur dans le composant correspondante x_d et la largeur du profil W , c'est-à-dire la profondeur où le profil passe de compression à tension, voir la figure 1.23. Le calcul du profil de contraintes résiduelles pour compenser la rugosité permet d'obtenir les valeurs A_{comp} , B_{comp} , $x_{d_{comp}}$ et W_{comp} correspondant à une rugosité donnée.

La rugosité n'influence la vitesse de propagation, que par le produit de la contrainte appliquée par K_{trug} . Son influence est plus marquée sur le paramètre de localisation critique de la fissure dans le grain n_c , par l'intermédiaire du facteur d'entaille Z . Deux équations pour le calcul de n_c sont présentées : l'équation 1.7 pour un composant non grenailé et l'équation 1.20 pour un composant grenailé. Curtis et al. (2003) posent le niveau de contrainte de fermeture de fissure σ_1 comme l'inconnue dans ces deux équations. Pour chaque grain numéroté i , la valeur de $\sigma_{1_{comp}}$ est obtenue en imposant l'égalité entre ces deux équations :

$$\cos\left(\frac{\pi}{2} \frac{\sigma - \sigma_{i_{arest}}^p}{\sigma_2}\right) = \cos\left(\frac{\pi}{2} \frac{\frac{\sigma}{Z_i} - (\sigma_{arest}^{ip})_{closure}^{notch}}{\sigma_2 - \sigma_{1_{comp}}^i}\right) \quad (5.5)$$

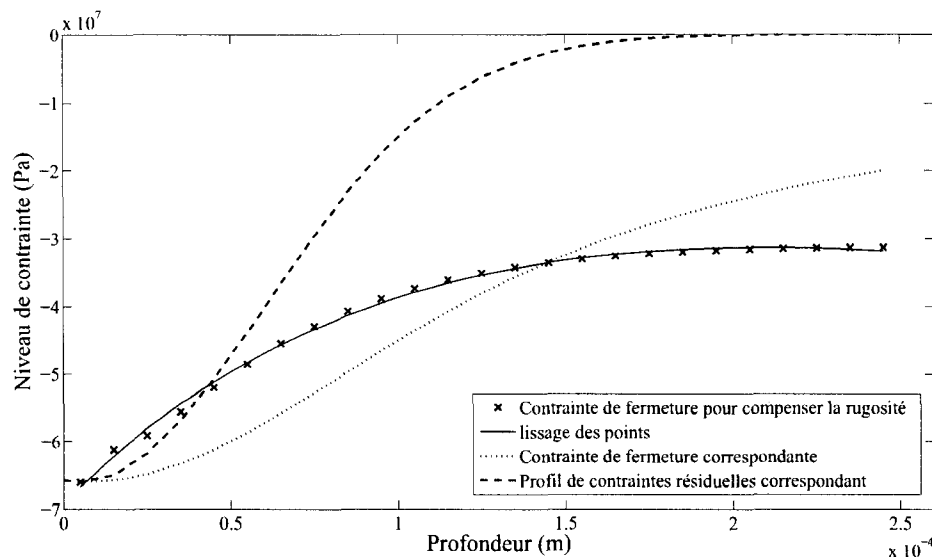


Figure 5.5 Distributions de contraintes de fermetures et de contraintes résiduelles calculées nécessaires pour compenser les effets nocifs de la rugosité (test 16)

L'indice *comp* est ajouté pour montrer que la valeur calculée est celle permettant la compensation de la rugosité par les contraintes résiduelles.

La figure 5.5 montre un exemple de résolution, à partir des paramètres de rugosité mesurés sur les échantillons de la seizième combinaison de facteurs d'entrée (voir le tableau 2.1). Les croix montrent la valeur de $\sigma_{1_{comp}}$ solution de l'égalité pour chaque longueur de fissure (5.5). Cette distribution est dans un cas idéal. Dans la réalité, le profil de contrainte de fermeture influencé par les contraintes résiduelles respecte l'équation 1.13. Il faut donc rechercher les paramètres A_{comp} , B_{comp} , $x_{d_{comp}}$ et W_{comp} . Curtis et al. (2003) simplifient la résolution en posant $B_{comp} = 0$, $A_{comp} = \max(\sigma_{1_{comp}})$ et $x_{d_{comp}}$ la profondeur où est déterminé A_{comp} . Le paramètre W_{comp} est alors obtenu à l'aide d'une fonction d'optimisation de courbe présente dans Matlab, la fonction `fsolve`, afin de se rapprocher du profil calculé. Ce type de fonction recherche la valeur d'un paramètre de façon à minimiser la différence, au sens des moindres carrés, entre les deux courbes. Le profil de contraintes de fermeture correspondant est tracé en pointillés fins sur la figure 5.5. Les deux courbes ne se superposent pas. La seconde courbe calculée est une

approximation du profil idéal, mais elle correspond à un profil réel. Les paramètres sont repris pour tracer le profil de contraintes résiduelles correspondant.

Ce même calcul est réalisé pour chacune des combinaisons de facteurs testées dans ce projet. Notons que les paramètres de rugosité utilisés correspondent à la valeur moyenne des quatre mesures faites sur les échantillons non pré-fatigués, deux mesures par échantillons. Les résultats sont présentés au tableau 5.3. L'ensemble de ces profils sont réintroduits dans le programme permettant de calculer la vie, avec les paramètres de rugosité correspondants. Les vies obtenues ne sont pas de 40000 cycles, comme cela devrait être le cas en comparaison avec les tests en fatigue faits sur les échantillons non grenailés, mais plutôt de l'ordre de 15000 cycles. D'une part, le modèle de Navarro-Rios est apparu comme conservateur lors de la comparaison entre les résultats théoriques et expérimentaux à la section 5.3.1. Cela signifie que la vie calculée est inférieure à la vie réelle. Pour un composant non grenailé, la vie calculée est de 22000 cycles. D'autre part, le facteur de concentration de contrainte $K_{t_{rug}}$ influence la vitesse de propagation, calculée à l'aide du *CTOD*. Cet effet de la rugosité n'est pas considéré dans cette méthode proposée par Curtis et al. (2003) pour déterminer le profil de contraintes résiduelles permettant de compenser les effets de la rugosité. Par contre, afin de vérifier l'influence du profil de contraintes résiduelles de compensation calculé, des calculs de vie sont faits avec le modèle pour les différents états de surface obtenus mais sans introduire de contraintes résiduelles. Dans ce cas les valeurs de vie obtenues se trouvent entre 800 et 10000 cycles. Le profil de compensation déterminé, en négligeant l'influence du paramètre $K_{t_{rug}}$, neutralise toute de même une bonne partie des effets de la rugosité.

C'est pourquoi il est tout de même possible d'étudier ces résultats et de les mettre en relation avec les paramètres d'entrée du procédé. L'observation des résultats montre surtout que la rugosité créée par les billes plus grosses est compensée par des profils de contraintes résiduelles plus profonds, mais pas forcément de plus grande amplitude. En effet, la figure 5.6 présente quatre profils de compensation, correspondant aux valeurs minimales et maximales de profondeur W_{comp} et d'amplitude A_{comp} . L'amplitude maximale correspond à un traitement avec des petites billes, dont l'intensité Almen est 7,5A.

D_{mass} (kg/min)	Pression (Pa)	Angle (degrés)	D_{bille} (μm)	N_{passes}	A (MPa)	x_d (m)	W (m)
0,4	37921	45	425	2	-52,05	5,00E-06	5,66E-05
1,6	37921	45	425	1	-38,73	5,00E-06	3,27E-05
0,4	155132	45	425	1	-103,98	5,00E-06	6,22E-05
1,6	155132	45	425	2	-84,99	5,00E-06	6,34E-05
0,4	37921	90	425	1	-44,23	5,00E-06	4,85E-05
1,6	37921	90	425	2	-28,25	5,00E-06	3,68E-05
0,4	155132	90	425	2	-102,56	5,00E-06	7,10E-05
1,6	155132	90	425	1	-77,23	5,00E-06	6,70E-05
0,4	37921	45	850	1	-42,74	5,00E-06	9,65E-05
1,6	37921	45	850	2	-35,35	5,00E-06	7,29E-05
0,4	155132	45	850	2	-81,05	5,00E-06	1,40E-04
1,6	155132	45	850	1	-66,34	5,00E-06	1,03E-04
0,4	37921	90	850	2	-40,55	5,00E-06	9,36E-05
1,6	37921	90	850	1	-29,67	5,00E-06	7,28E-05
0,4	155132	90	850	1	-74,80	5,00E-06	1,34E-04
1,6	155132	90	850	2	-65,97	5,00E-06	1,10E-04

Tableau 5.3 Calcul des paramètres du profil de contraintes résiduelles nécessaires pour compenser la rugosité

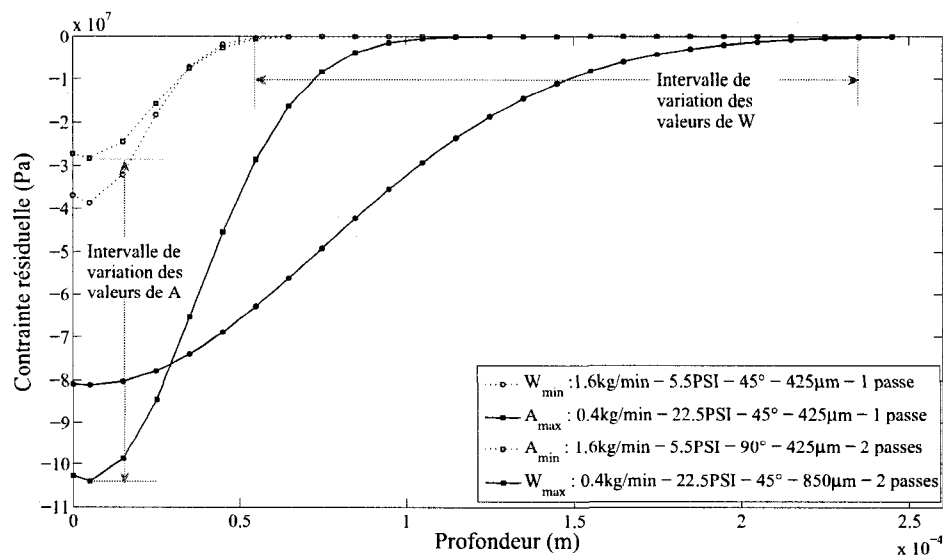


Figure 5.6 Comparaison des résultats de profils de contraintes résiduelles nécessaires pour compenser la rugosité

En ce qui concerne le profil le plus profond, il s'agit d'un cas avec des billes plus grosses et une intensité Almen de 14,2A.

Une analyse avec *Statistica*, version 7, Statsoft est faite pour mettre en commun les facteurs d'entrée du procédé et les résultats obtenus. La valeur A_{comp} est fortement influencée par la pression, suivie du débit massique, du diamètre des billes et de l'angle. La valeur W_{comp} est plutôt influencée par le diamètre des billes, suivie de la pression, du débit massique et du nombre de passes. Il est également possible de déterminer la combinaison de facteur correspondant à un minimum d'effets destructeurs introduits par la rugosité. Dans ce cas, la neutralisation des effets destructeurs, par le profil de contraintes résiduelles, est moins importante. Puisque cela implique que l'influence de la rugosité est plus faible. Pour cette combinaison de facteurs, les paramètres décrivant le profil de compensation, A_{comp} et W_{comp} , sont donc plus petits, car cela signifie que peu de contraintes résiduelles sont nécessaires. Dans ces conditions, la combinaison conseillée par *statistica* est identique à celle déterminée à la section 4.5.1, à l'exception du nombre de passes dont l'influence reste minime. Le fait d'obtenir la même combinaison prouve que les effets destructeurs introduits par la rugosité sont significatifs sur la vie en fatigue d'un composant. Par contre, il est important de rappeler que les tendances sur les niveaux des facteurs d'entrée ne sont valables que dans l'intervalle d'étude, c'est-à-dire entre les deux niveaux testés.

5.3.3 Calcul des contraintes résiduelles

La section précédente explique comment déterminer le profil de contrainte permettant uniquement de compenser la rugosité, c'est-à-dire sans gain de vie. Dans cette partie, nous recherchons le profil de contraintes résiduelles permettant un gain de vie connu. Pour cela un programme est développé sous *Matlab*, où le nombre de cycles à la rupture est ajouté à la liste des données.

La difficulté dans cette étape est de rechercher un profil de contraintes résiduelles à

partir de la vie. C'est pourquoi la première partie du programme consiste à approximer le nombre de cycles N^i correspondant à chaque étape i de propagation, soit chaque grain. Il devient ainsi possible de résoudre une équation par étape i . Pour cela les paramètres v et w d'une équation de puissance, sur la longueur de la zone plastique c , sont recherchés afin que la somme des cycles de chaque étape de propagation soit égale à la vie :

$$N_{approx}(i) = \frac{1}{v} c(i)^{-w}$$

tel que $\sum N_{approx}(i) = \text{Vie expérimentale}$ (5.6)

Le choix d'une équation de puissance repose sur l'observation des courbes N vs c obtenue avec le modèle de prédiction de vie. Afin d'obtenir une courbe de forme proche, représentant les valeurs approximées de N en fonction de c , la fonction de puissance donne de bons résultats, de plus l'obtention de ses paramètres est assez rapide. Il pourrait cependant être intéressant de déterminer une équation contenant davantage de coefficients, mais donnant de meilleurs résultats.

La seconde partie du programme teste différentes valeurs de σ_1 en utilisant la même structure de programme que pour le calcul de la vie. La valeur de σ_1^i pour chaque longueur de fissure est sélectionnée afin d'obtenir un nombre de cycles le plus proche du N^i . La troisième partie du programme permet de déterminer les paramètres A , x_d et W , afin d'obtenir une distribution de contraintes de fermeture correspondant aux σ_1 mais respectant l'équation 1.13, donc la forme obtenue est un peu différente comme pour la section précédente. Notons qu'à la section précédente, seul le paramètre W est calculé. Cependant, utiliser une fonction d'optimisation de courbe sur les trois paramètres est plus complexe mais donne de meilleurs résultats. Finalement, le profil des contraintes résiduelles peut aussi être tracé.

Le programme est testée à l'aide des données expérimentales de (Michaud April, 2007). La comparaison entre les profils calculés et mesurés expérimentalement montre des résultats, dans l'ensemble, plutôt satisfaisants. Deux exemples sont présentés aux figures 5.7 et 5.8. Les courbes en pointillées correspondent aux mesures expérimentales

de (Michaud April, 2007).

La figure 5.7 présente la pire approximation obtenue. Il s'agit également du cas où la vie calculée sous estime fortement la vie mesurée expérimentalement à la section 5.4. Il n'est donc pas étonnant qu'introduire la vie réelle, supérieure à celle calculée, conduise à la détermination d'un profil de contraintes résiduelles de plus grande amplitude. En effet pour obtenir une vie plus grande, il faut que la valeur des paramètres décrivant le profil soit également plus importante. De plus les tests en fatigue pour ce cas donnent des vies évoluant entre un et trois millions de cycles. Il est difficile dans ces conditions, c'est-à-dire avec une importante dispersion des résultats expérimentaux, d'envisager obtenir un profil de contraintes résiduelles très précis. En réintroduisant dans le modèle de prédiction de vie, ce profil calculé pour une vie de 2 millions de cycles, l'erreur est de 21%, avec 1,6 millions de cycles. Ce qui est en fait plus proche de la réalité que la valeur obtenue à la section 5.4. Par contre la figure 5.8 correspond à un cas où le calcul de la vie donne une bonne approximation. Le profil de contraintes résiduelles obtenu est très proche du profil expérimental. Cette fois-ci en réintroduisant le profil calculé dans le modèle de prédiction de vie, la vie est plus grande avec une erreur de 19%. En fait, le modèle de Navarro-Rios est un modèle conservatif puisque la vie calculée par le modèle est inférieure à la vie réelle. C'est pourquoi, lorsque ce modèle est utilisé pour déterminer le profil de contraintes résiduelles correspondant à une vie obtenue expérimentalement, les paramètres sont plus grands.

Ce modèle peut être amélioré d'une part, à la première étape, en déterminant une meilleure approximation du nombre de cycles N^i pour chaque étape de propagation i . En effet, le calcul de la contrainte de fermeture σ_1^i par étape, suivi de l'approximation de la courbe correspondante aux valeurs de σ_1 calculées afin de respecter la forme réelle du profil de contraintes résiduelles donnent de bons résultats. Cette affirmation repose sur le test suivant. En fait un profil de contraintes résiduelles et les paramètres de rugosité correspondants, extraits de (Michaud April, 2007), sont introduits dans le modèle de prédiction de vie. Les valeurs de N^i calculées sont alors utilisées pour réaliser les étapes deux et trois. Le profil de contraintes résiduelles obtenu est identique à celui extrait

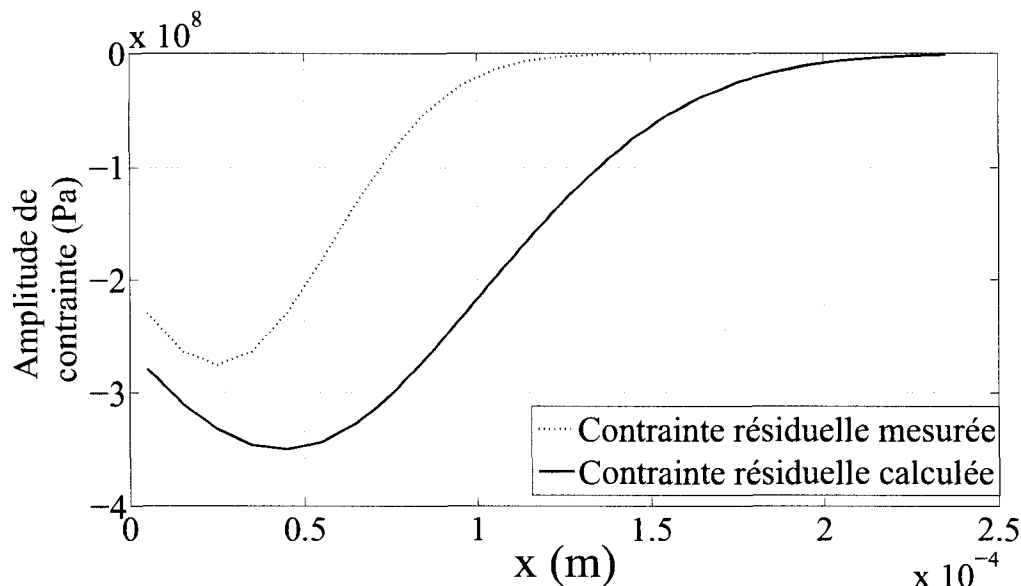


Figure 5.7 Profils de contraintes résiduelles (Chargement 310MPa, Grenailage 2A). Le profil mesuré expérimentalement et les données permettant le calcul du profil à l'aide du programme sont extraits de Michaud April (2007)

de (Michaud April, 2007). D'autre part, pour simplifier les calculs le paramètre B est considéré comme nul. Cela signifie qu'il n'y a pas de contraintes résiduelles en tension pour équilibrer la pièce. En réalité, il y a toujours des contraintes résiduelles en tension, mais dans ce cas la pièce est épaisse donc leurs amplitudes est faible. C'est pourquoi cette simplification est acceptable dans ce cas.

L'approximation du profil de contraintes résiduelles à partir de la rugosité et de la vie fonctionne relativement bien, c'est-à-dire avec une précision équivalente au modèle de Navarro-Rios. L'ensemble des combinaisons de facteurs considérées dans ce projet sont alors testées en introduisant une valeur moyenne des paramètres de rugosité, comme pour la section 5.3.2, et la moyenne des deux tests en fatigue faits sur les échantillons non préfatigués. Les résultats sont présentés dans le tableau 5.4. De même que précédemment, les profils calculés sont réintroduits dans le modèle de prédiction de vie. Il apparait également que la vie obtenue est en moyenne plus grande de 30%. Cela signifie que les paramètres décrivant les profils calculés sont surestimés, comme cela est apparu lors de la comparaison avec les résultats de (Michaud April, 2007).

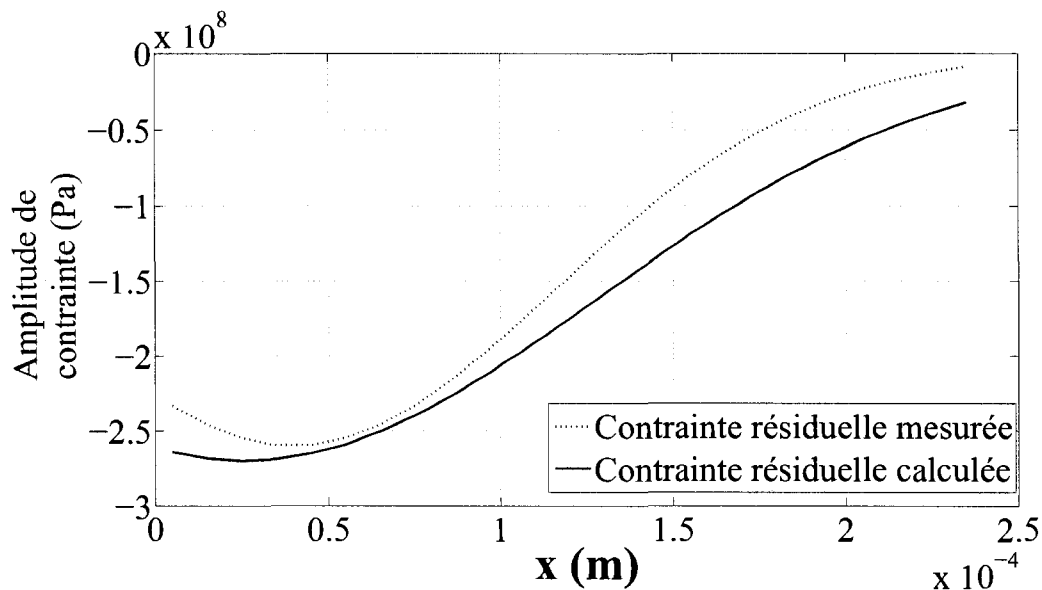


Figure 5.8 Profils de contraintes résiduelles (Chargement 379MPa, Grenailage 4A). Le profil mesuré expérimentalement et les données permettant le calcul du profil à l'aide du programme sont extraits de Michaud April (2007)

Ensuite, les résultats du calcul des paramètres décrivant le profil de contraintes résiduelle sont utilisés pour déterminer l'influence des facteurs d'entrée sur la forme du profil de contraintes résiduelles. Les combinaisons de facteurs d'entrée sont représentées dans les calculs par les valeurs moyennes de rugosité et de vie correspondantes. L'observation des résultats montre que l'amplitude des contraintes résiduelles A augmente avec la pression. Par contre le profil s'aplatit, A diminue, et s'élargit, W augmente, pour des billes de plus grand diamètre. En ce qui concerne la profondeur x_d , la valeur est fortement influencée par le diamètre des billes, suivi de la pression. Wohlfahrt (1984), dans son étude sur les profils de contraintes résiduelles dûs au grenailage, établit une relation, équation 5.7, entre la profondeur de la contrainte maximale en compression, x_d , et le rayon de la zone de contact, qui peut être approximée par $\frac{R_{SM}}{2}$. Cette dernière hypothèse est utilisée comme point de départ dans la fonction d'optimisation pour déterminer x_d . Notons que dans l'analyse des mesures de rugosité, section 4.4, l'ordre d'influence

Tableau 5.4 Résultats des calculs des paramètres décrivant les profils de contraintes résiduelles introduits par le traitement et correspondants aux différentes combinaisons de facteurs d'entrée

D_{mass} (kg/min)	Pression (Pa)	Angle (°)	D_{bille} (μm)	N_{passes}	A (MPa)	x_d (m)	W (m)
0,4	37921	45	425	2	330	2,67E-05	1,75E-04
1,6	37921	45	425	1	320	2,92E-05	1,15E-04
0,4	155132	45	425	1	350	2,69E-05	1,79E-04
1,6	155132	45	425	2	350	2,90E-05	1,86E-04
0,4	37921	90	425	1	310	2,69E-05	1,53E-04
1,6	37921	90	425	2	260	2,62E-05	1,23E-04
0,4	155132	90	425	2	350	2,94E-05	2,07E-04
1,6	155132	90	425	1	350	2,71E-05	1,98E-04
0,4	37921	45	850	1	270	2,43E-05	2,94E-04
1,6	37921	45	850	2	170	4,02E-05	2,27E-04
0,4	155132	45	850	2	290	3,05E-05	4,02E-04
1,6	155132	45	850	1	260	2,85E-05	3,03E-04
0,4	37921	90	850	2	270	2,41E-05	2,86E-04
1,6	37921	90	850	1	280	2,77E-05	2,28E-04
0,4	155132	90	850	1	210	3,86E-05	3,90E-04
1,6	155132	90	850	2	250	3,58E-05	3,26E-04

des facteurs sur R_{SM} est identique.

$$x_d = 0,47 \frac{R_{SM}}{2} \quad (5.7)$$

De même que dans la section précédente, Statistica est utilisé pour mettre en relation le profil de contraintes résiduelles avec les paramètres d'entrée du procédé. L'amplitude maximale des contraintes résiduelles, A , est en général fortement diminuée avec l'augmentation du diamètre des billes. Mais les interactions du nombre de passes avec soit la pression soit le débit massique sont aussi très importantes, suivies de la pression. En ce qui concerne le paramètre x_d , il n'apparaît pas de facteur très significatif. Mais le premier est le diamètre des billes qui augmente cette valeur. Quant à W , le diamètre des billes exerce une influence considérable. L'influence de la pression et du débit massique est tout de même importante. Par contre, si l'on recherche un traitement introduisant un

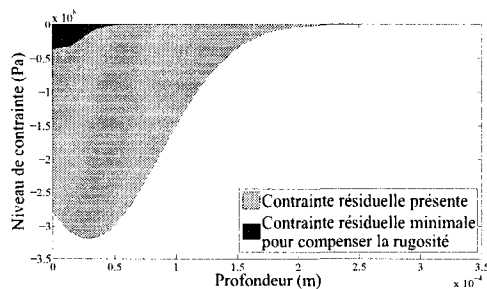


Figure 5.9 Combinaison 2 : 365% d'amélioration de vie

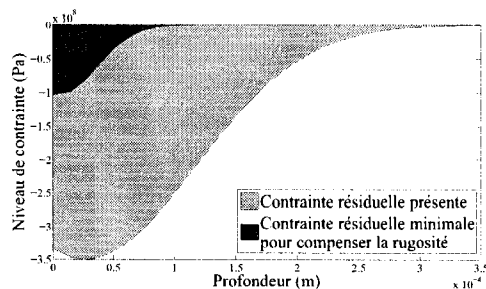


Figure 5.10 Combinaison 3 : 175% d'amélioration de vie

profil de grande amplitude et très profond, il faut déterminer la combinaison de facteurs maximisant A et W , et minimisant x_d . La combinaison idéale dans ce cas est exactement le contraire de la combinaison maximisant la vie. La présence de contraintes résiduelles en tension plus importantes explique en partie cette situation. Mais cela montre également que même si les contraintes résiduelles sont importantes pour améliorer la vie d'un composant, il ne faut surtout pas négliger l'influence de la rugosité.

Finalement, une comparaison est faite entre les profils de contraintes résiduelles permettant de compenser la rugosité et obtenus à partir de la vie. La figure 5.9 correspondant à la deuxième combinaison de facteurs d'entrée où la vie obtenue est de 365% la vie d'un échantillon non grenailé. Le gain de vie obtenu est très important pour ce niveau de chargement. Sur la figure, il est possible d'observer que les méfaits de la rugosité sont minimales. Par contre, sur la figure 5.10 correspondant à la troisième combinaison, le gain de vie n'est que de 175%. Il est possible de voir qu'à la fois A_{comp} et W_{comp} sont plus grands, et donc une plus grande partie du profil de contraintes résiduelles est neutralisée par l'influence de la rugosité.

5.4 Remarques

Le modèle de Navarro-Rios est un modèle de prédiction de vie très bien adapté à l'application du grenailage. Le calcul de la vie donne des résultats corrects et conserva-

teurs. Il serait cependant intéressant de déterminer une meilleure méthode pour le calcul des coefficients A_2 et m_2 , dont l'influence sur les résultats est significative. De plus, la modification du modèle, afin de permettre le calcul du profil de contraintes résiduelles à partir des paramètres de rugosité et du nombre de cycles à la rupture obtenus expérimentalement, a pour objectif d'éviter les mesures de ces contraintes résiduelles. Or leur connaissance est indispensable à la correction des coefficients A_2 et m_2 . Notons qu'il serait intéressant de disposer de davantage de données expérimentales pour évaluer la qualité des paramètres décrivant les profils de contraintes résiduelles obtenus à partir de la vie. En effet, le fait de surestimer la vie réelle en utilisant ces profils ne signifie pas forcément que la méthode pour déterminer les profils est fautive. La surestimation, vient en partie du caractère conservateur du modèle. En ce qui concerne l'évaluation du profil de contraintes résiduelles permettant de compenser les effets nocifs de la rugosité, la méthode manque également de précision puisqu'elle ne prend pas en compte l'effet de $K_{t,rug}$ dans le *CTOD*. D'ailleurs il serait intéressant d'utiliser la méthode permettant de calculer le profil de contraintes résiduelles en imposant une vie de 40000 cycles dans les données pour déterminer le profil de compensation.

Notons que la comparaison des résultats avec les facteurs d'entrée du procédé fait ressortir l'influence considérable de la rugosité sur la vie. Il n'est pas nécessaire d'introduire des contraintes résiduelles de forte amplitude, si l'état de surface crée une concentration de contrainte trop importante. D'ailleurs il apparaît également que d'augmenter la valeur de A est plus intéressant que d'augmenter la valeur de W . En fait, c'est lors de la phase de propagation de fissures courtes, c'est-à-dire très proche de la surface, qu'il est important d'agir pour maximiser la vie. Cette étape correspond à la plus grande partie de la vie d'un composant.

CONCLUSION

La définition d'un traitement de grenaillage optimal, maximisant la vie en fatigue, constitue un travail complexe et délicat. La littérature scientifique est riche en études sur le grenaillage, mais elles reposent fréquemment sur l'intensité Almen. De plus le paramétrage du procédé dépend des machines employées et des matériaux utilisés. Pour cette étude nous avons fait le choix de ne pas utiliser l'échelle Almen, mais directement la valeur des paramètres des machines utilisées pour établir une relation avec la vie en fatigue.

L'influence de la pression, du débit massique, du nombre de passes, du diamètre des billes et de l'angle a alors été étudiée à l'aide d'un plan fractionnaire 2^{5-1} . Des tests Almen, des mesures de vitesses des billes, des mesures de rugosité ainsi que des tests en fatigue ont été réalisés. L'ensemble de ces résultats ont été analysés statistiquement avec Statistica. Un modèle de prédiction de vie a également été appliqué afin d'avoir une approche théorique de l'optimisation du procédé. Le modèle permet de calculer le nombre de cycles à la rupture d'une pièce en introduisant les effets du grenaillage. Puis certaines modifications ont été apportées afin de calculer le profil de contraintes résiduelles des différentes pièces grenillées pendant ce projet. L'influence des facteurs d'entrée a ainsi pu être observée directement sur la vie, mais également sur les variables de réponses intermédiaires : la rugosité et le profil de contraintes résiduelles.

L'ensemble de ce projet a fait ressortir l'influence considérable de l'état de surface sur la vie en fatigue. L'introduction de contraintes résiduelles en compression est bien sûr indispensable pour obtenir un gain de vie. Mais il est très important que les impacts amènent un minimum de rugosité. L'analyse statistique des résultats fournit la combinaison optimale des facteurs d'entrée pour des échantillons usés ou non : Pression (37921 Pa, (5,5 PSI)), Débit ($1,6 \text{ kg}\cdot\text{min}^{-1}$), une passe, diamètre des billes ($425 \mu\text{m}$), $45^\circ \leq \text{angle} \leq 90^\circ$. Cependant cette détermination repose sur une tendance linéaire des effets. Sinon l'influence du nombre de passes est réduite sur la vie et inexistante

sur l'état de surface. Cela confirme l'hypothèse que grenailleur à vitesse de saturation est une bonne approximation d'une couverture de 100%. La partie théorique, avec le modèle de Navarro-Rios confirme une partie de ces observations, notamment au niveau de l'influence de l'état de surface.

De nombreuses études expérimentales et théoriques sur le grenailleur existent. Cependant cette étude permet d'apporter tout de même des contributions scientifiques.

1. Les équations de prédictions des variables de sortie sont des outils facilitant le travail préparatoire. Il faut cependant les utiliser avec précaution car elles ne sont valables que dans les mêmes conditions d'utilisation et les niveaux des facteurs d'entrée doivent rester dans l'intervalle d'étude.
2. L'absence d'influence de l'angle de projection, devrait certes être vérifiée avec des études complémentaires, mais si cela se confirme ce serait très intéressant pour le grenailleur de structures plus complexes, où il est difficile de respecter un angle constant.
3. Le traitement de grenailleur optimal est le même pour les échantillons usés ou non, mais surtout l'amélioration de la vie par le grenailleur est plus importante pour les échantillons usés.
4. Le modèle de Navarro-Rios est certes un modèle de prédiction de vie existant. Mais la détermination du profil de contraintes résiduelles à partir de ce modèle est une contribution supplémentaire au développement de ce modèle. La précision peut effectivement être améliorée, mais elle dépend de la précision du modèle lui-même.
5. Le calcul du profil de contraintes résiduelles pour un état de surface donné en introduisant un nombre de cycles correspondant à la vie d'un échantillon non grenailleur devrait donner de meilleurs résultats pour la détermination du profil de contraintes résiduelles de compensation que la méthode proposée actuellement dans la littérature.

Afin de conclure ce projet, il est possible d'apporter certaines recommandations pour des travaux futurs éventuels.

1. L'étude expérimentale pourrait être continuée. Il serait intéressant de recentrer l'étude sur seulement trois facteurs : le diamètre des billes, la pression et le débit massique. Trois niveaux devraient être étudiés au minimum. Leurs valeurs devraient se répartir dans un intervalle bien plus restreint, centré autour de la valeur optimale déterminée dans ce projet. Ce nouveau plan d'expérience à trois niveaux préciserait fortement la tendance des influences des ces trois facteurs. D'ailleurs, pour cette nouvelle étude davantage de répétitions seraient nécessaires. En suivant cette méthodologie, il serait possible de réellement optimiser le procédé.
2. Le modèle de Navarro-Rios est un modèle qui permet de bien prendre en considération les différents effets du grenailage. Cependant, il demeure encore certaines étapes qui nécessitent d'être améliorées afin d'augmenter la précision. La méthode permettant la détermination des paramètres A_2 et m_2 devrait être précisée. Il faudrait pour cela disposer de davantage de données expérimentales afin d'obtenir une relation précise entre leurs valeurs et l'amplitude du chargement, pour un matériau donné. Ce type d'étude nécessiterait de connaître pour un grand nombre d'échantillons, à la fois l'état de surface, le profil de contraintes résiduelles et la vie. Dans le cas où il s'agirait d'améliorer la méthode existante, il serait utile de vérifier si la propagation des fissures coins pour les échantillons grenailés ou non est bien en quart de cercle. Car cette simplification utilisée dans les équations de Newman influence beaucoup la valeur des paramètres recherchés.
3. L'approximation du nombre de cycles par étape N^i pourrait être améliorée. Cela apporterait davantage de précision aux calculs des profils de contraintes résiduelles. Mais dans tous les cas, cette partie du modèle devrait être validée avec davantage de pièces où à la fois la vie et le profil de contraintes résiduelles sont connus.

BIBLIOGRAPHIE

- BERNARD M., BUI QUOC T., JULIEN D. et APRIL S. (2004). Litterature survey on shot peening process characterisation. Technical report, École Polytechnique de Montréal.
- CROCCOLO D., CRISTOFOLINI L., BANDINI M. et FREDDI A. (2002). Fatigue strength of shot-peened nitrided steel : optimization of process parameters by means of design of experiment. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 25 :695–907.
- CURTIS S., DE LOS RIOS E., RODOPOULOS C. et LEVERS A. (2003). Analysis of the effects of controlled shot peening on fatigue damage of high strength aluminium alloys. *International Journal of Fatigue*, 25 :59–66.
- DANG NGOC CHAN C. (2006). *Déformation plastique et dislocations*, Site internet : <http://www.chez.com/deuns/sciences/matiere/disloc1.html>.
- DE LOS RIOS E., TRULL M. et LEVERS A. (2000). Modelling fatigue crack growth in shot peened components of al 2024. *Fatigue Frac. Engng Mat. Struct.*, 23 :709–716.
- EFUNDA (2008). *Definition of Crack Tip Opening Displacement*, Site internet : *Efunda, Engineering fundamentals* - <http://www.efunda.com/formulae/solidmechanics>.
- ESTERMAN M., NEVAREZ I., ISHILI K. et NELSON D. (1996). Robust design for fatigue performance : shot peening. Dans *Proceedings of the 1996 ASME Design Engineering Technical Conferences and Computers in Engineering Conference*, pages 1–9, Irvine, Californie, États-Unis.
- FRANZ H. et OLBRICHT A. (1987). Optimization of shot peening to improve the fatigue strength of ti-6al-4v. Dans *Proceedings of the 3rd International Conference on Shot Peening*, pages 439–446.
- GALOPIN M. (2005). *Optimisation et réduction de la dispersion en ingénierie de la qualité*. E.M.optimisation international inc.

- GEORGE P., PILLAI N. et SHAH N. (2004). Optimization of shot peening parameters using tagushi technique. *Journal of Materials Processing Technology*, 153–154 :925–930.
- GMBH M. (2006). *Document technique : Perthometer, Surface Texture Parameters, New Standards DIN EN ISO/ASME*.
- KIRK D. (1999). Shot peening. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology : An International Journal*, 71(4) :349–361.
- LEBLANC R. (1999). Évaluation de l'effet de surchauffe des alliages d'aluminium par ultrasons et laser-ultrasons. Technical report, École de génie, Université de Moncton.
- LEMAÎTRE J. et CHABOCHE J. (1996). *Mécanique des matériaux solides, 2e édition*. Dunod.
- MACDONALD B. (2006). *Document technique : Basic Components and Elements of Surface Topography, Innovation and Integration*.
- MICHAUD APRIL S. (2007). Influence du grenailage sur la vie en fatigue d'un alliage d'aluminium. Technical report, École Polytechnique de Montréal.
- MONTGOMERY D. (2005). *Design and analysis of experiment, 6th Edition*. John Wiley and sons Inc.
- NAVARRO A. et DE LOS RIOS E. (1987a). A model for fatigue crack propagation with the interpretation of the short-long crack transition. *Fatigue Frac. Engng Mat. Struct.*, 10(2) :169–186.
- NAVARRO A. et DE LOS RIOS E. (1987b). On dimensional analysis of fatigue crack growth rate and geometrical similitude of cracks. *Fatigue Frac. Engng Mat. Struct.*, 9(5) :373–378.
- NAVARRO A. et DE LOS RIOS E. (1988a). An alternative model of the blocking of dislocations at grain boundaries. *Philosophical magazine*, 57(1) :37–42.

- NAVARRO A. et DE LOS RIOS E. (1988b). Compact solution for multizone bcs crack model with bounded or unbounded end conditions. *Philosophical magazine*, 57(1) :43–50.
- NAVARRO A. et DE LOS RIOS E. (1988c). A microstructurally-short fatigue crack growth equation. *Fatigue Frac. Engng Mat. Struct.*, 11(5) :383–396.
- NAVARRO A. et DE LOS RIOS E. (1988d). Short and long fatigue crack growth : A unified model. *Philosophical magazine*, 57(15) :15–36.
- NAVARRO A. et DE LOS RIOS E. (1990). Considération of grain orientation and work hardening on short-fatigue-crack modelling. *Philosophical magazine*, 61(3) :435–449.
- NEWMAN J. et RAJU I. (1983). Stress intensity factor equations for cracks in three dimensional finite bodies. volume 1, pages 238–265.
- PETERSON R. (1974). *Stress concentration Factor*. John Wiley Sons Inc.
- ROBERTSON G. (1968). The effect of shot size on the residual stresses resulting from shot peening. *SAE transactions*, (710284) :1–5.
- RODOPOULOS C., CURTIS S., DE LOS RIOS E. et SOLISROMERO J. (2004). Optimisation of the fatigue resistance of 2024-t351 aluminium alloys by controlled shot peening—methodology, results and analysis. *International Journal of Fatigue*, 26 :849–856.
- RODOPOULOS C. et DE LOS RIOS E. (2002). Theoretical analysis on the behaviour of short fatigue cracks. *International Journal of Fatigue*, 24 :719–724.
- SOLLICH A. et WOHLFART H. (1996). Optimization of the fatigue strength of heat treated steels as a consequence of an optimum state of the surface and of subsurface layers after shot peening. Dans *Proceedings of the 6th International Conference on Shot Peening*, pages 251–262.

- TOYOSADA M., GOTOH K. et NIWA T. (2004). Fatigue crack propagation for a through thickness crack : a crack propagation law considering cyclic plasticity near the crack tip. *International Journal of Fatigue*, 26 :983–992.
- TUFFT M. (1999). Shot peen impact on life, part 1 : designed experiment using rené 88dt. Dans *Proceedings of the 7th International Conference on Shot Peening*, pages 244–253, Warsaw, Pologne. Institute of precision mechanics.
- VALLELLANO C., NAVARRO A. et DOMINGUEZ J. (2000). Fatigue crack growth threshold conditions at notches. part 1 : theory. *Fatigue Frac. Engng Mat. Struct.*, 23 :113–121.
- WANG C. et LIU Q. (2002). Predictive models for fatigue cracks growing through residual stress field. Technical report, Aeronautical and Maritime Research Laboratory, Defence Science and Technology Organisation, Australia.
- WEI L., DE LOS RIOS E. et JAMES M. (2002). Experimental study and modelling of short fatigue crack growth in aluminium alloy a17010-t7451 under random loading. *International Journal of Fatigue*, 24 :963–975.
- WOHLFAHRT H. (1984). The influence of peening conditions on the resulting distribution of residual stress. Number 1984068, pages 316–331.

ANNEXE I

FACTEUR DE CONCENTRATION DE CONTRAINTE

Lors d'un test en fatigue en chargement contrôlé, une force F est appliquée. S correspond à la plus petite section de la pièce.

$$\sigma_{nominale} = \frac{F}{S} \quad (I.1)$$

Le niveau de contrainte au niveau de la petite section n'est pas constant. La valeur maximale de cette contrainte se trouve sur le coin de la pièce. Pour déterminer sa valeur il faut calculer le facteur de concentration de contrainte correspondant à la géométrie de l'échantillon ($\frac{w}{d} = \frac{65}{15} = 4,33$, $\frac{r}{d} = \frac{127}{15} = 8,46$) et utiliser l'équation I.2. L'abaque réalisé par Peterson (1974) permet de déterminer sa valeur : $K_{t_{geo}} = 1,035$.

$$\sigma_{max} = K_t \times \sigma_{nominale} \quad (I.2)$$

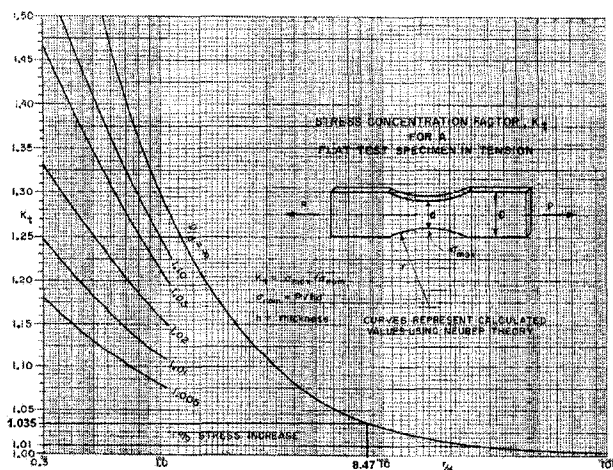


Figure I.1 Facteur de concentration géométrique pour échantillons plats (Peterson, 1974)

ANNEXE II

TESTS ALMEN

Comme décrit dans la section 3, les tests Almen sont réalisés avant le grenailage des coupons Dogbone. L'objectif est de déterminer le temps de saturation correspondant à une combinaison de facteurs d'entrée : type de billes, pression d'air, débit massique et angle de projection. C'est pourquoi deux trajectoires différentes sont créées aux figures II.1 et II.2. La distance entre chacune des lignes correspond au même pas que celui déterminé pour le grenailage des coupons. Le traitement des coupons Almen doit être réalisé dans les mêmes conditions. Notons que le choix de deux pressions très différentes ne permet pas de faire les tests à vitesse de défilement du robot identique.

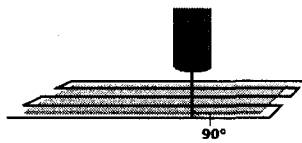


Figure II.1 Test Almen à 90°

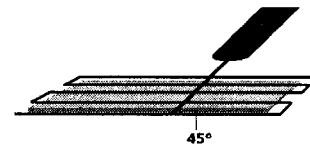


Figure II.2 Test Almen à 45°

Pour chacune de ces combinaisons deux ou trois tests Almen sont réalisés. Le temps de saturation varie davantage que l'intensité Almen, c'est pourquoi il est important de faire des répétitions. Des mesures de déflexions sont prises après 1, 2, 4, 8, 16 et 32 passes. Notons que la valeur de déflexion considérée correspond à la déflexion mesurée moins la déflexion initiale du coupon. Les mesures expérimentales sont introduites dans courbes de saturation sont ensuite tracée sous Matlab. Une courbe ajustée entre les points est tracée. L'équation de cette courbe est de la forme :

$$y = \frac{p_1 \cdot x^2 + p_2 \cdot x + p_3}{x + q_1} \quad (\text{II.1})$$

A l'aide de cette équation il est possible de déterminer le temps de saturation, le point à

partir duquel la déflexion additionnelle en doublant le temps de traitement devient inférieur à 10%. L'intensité Almen du traitement correspond à la déflexion obtenue au point de saturation. Ces deux valeurs sont tracées sur les courbes. La vitesse de défilement du robot utilisée pour le grenailage des coupons Dogbone correspond à la vitesse de défilement lors du test Almen divisé par le nombre de passe correspondant à la saturation. Le tableau II.1 associé à la figure II.3 montre un exemple de résultats et d'analyse d'un test Almen :

Tableau II.1 Test Almen ($1,6\text{kg}\cdot\text{min}^{-1}$, 37921 Pa (5.5 PSI), 90° , $425\ \mu\text{m}$, $125\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$)

Nombre de passes	Déflexion $\times 1000\text{ in}$ Mesure 1	Déflexion $\times 1000\text{ in}$ Mesure 2	Déflexion $\times 1000\text{ in}$ Mesure 3
1	2,9	2,9	2,9
2	3,7	3,6	3,6
4	4,3	4,2	4,2
8	4,7	4,5	4,5
16	5	4,8	4,8
32	5,3	5,1	5,1

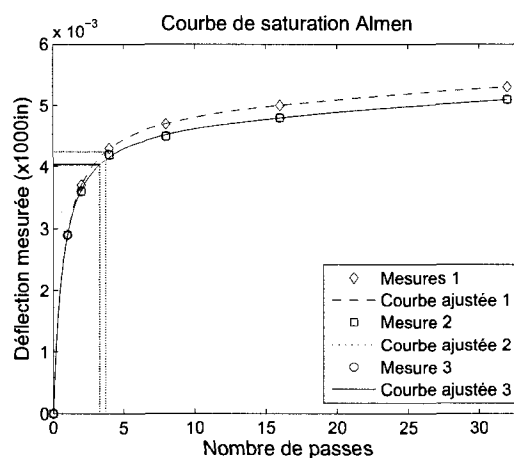


Figure II.3 Courbe de saturation *Intensité Almen* : $4,1A$ - $V_{\text{grenailage}}$: 36 mm/s

ANNEXE III

DÉFINITION DE LA TRAJECTOIRE DU ROBOT

Dans un premier temps un certain nombre de tests sont nécessaires pour déterminer la largeur du jet de billes. Des lignes de grenailage sont appliquées à grande vitesse de défilement afin de mesurer la zone centrale où le jet de billes est plus dense. Il est possible de vérifier ce résultat en réalisant la même manipulation avec cette fois-ci une vitesse de défilement beaucoup plus petite. Cette fois-ci la largeur mesurée est divisée par deux. Cette valeur dépend de la distance entre l'extrémité de la buse et le composant, ainsi que de la géométrie de la buse.

Le traitement est appliqué en lignes juxtaposées. La distance entre deux lignes, le pas, correspond justement à la largeur du jet de billes déterminée. L'objectif est d'obtenir une couverture très proche de 100%.

Un composant de type dogbone comprend deux faces, deux cotés et quatre coins. La figure (III.1) présente les trois différentes parties de la trajectoire, tracées en noire :

- a La face
- b Le côté
- c Le coin

Les trajectoires sont réalisées à l'aide d'un robot auquel est rattaché le câble d'arrivée de billes. Les capacités de déplacement du robot ne permettent pas de grenailer une pièce en une seule fois. Le traitement s'applique en quatre étapes distinctes entre lesquelles la pièce est retournée. Un premier programme incluant les trois étapes est lancé.

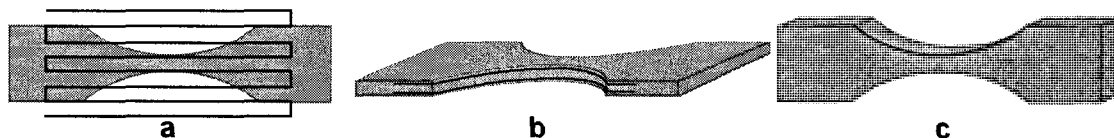


Figure III.1 Description de la trajectoire

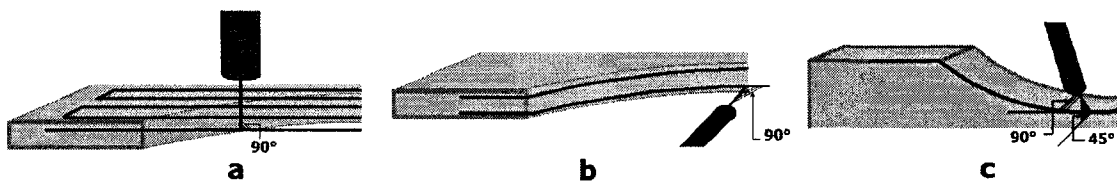


Figure III.2 Orientation de la buse pour un angle d'incidence de 90°

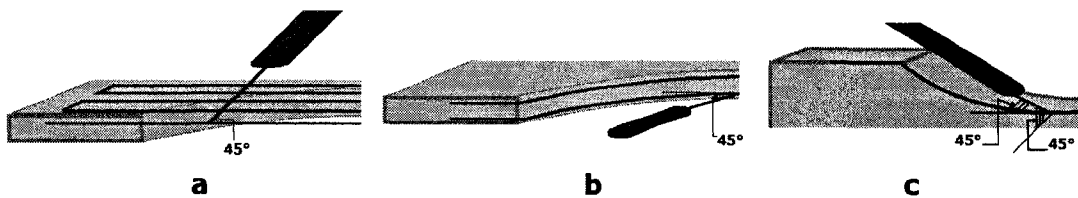


Figure III.3 Orientation de la buse pour un angle d'incidence de 45°

La pièce est ensuite retournée pour cette fois-ci ne grenailer que le coin non inclus dans le programme. Ces deux étapes sont alors répétées afin de grenailer le second coté de la pièce.

Dans le cadre de l'étude, un des paramètres de la trajectoire est modifié. Il s'agit de l'angle d'incidence du jet de billes par rapport au composant. Cela implique la définition de deux trajectoires différentes afin d'être en tout temps à la même distance du composant, avec la buse inclinée de l'angle souhaité par rapport à la partie à traiter. L'orientation de la buse dans les deux conditions, 45° et 90° , est présentée aux figures (III.2) et (III.3).

ANNEXE IV

TABLEAUX DES RÉSULTATS

IV.1 Tests Almen

Tableau IV.1: Résultats des tests Almen

Pression (Pa)	Débit (kg/min)	Angle (°)	Diamètre des billes (μm)	Intensité Almen (A)	Vitesse de saturation (m/s)
37921	0,4	45	425	4,4	12,7
				4,2	17,4
				4,2	17,4
37921	1,6	45	425	4,4	28,6
				5,4	23,2
				5,3	23,4
155132	0,4	45	425	7,3	62,2
				7,5	50,8
				7,3	48,3
155132	1,6	45	425	5,9	151,1
				6	143,4
				5,9	130,4
37921	0,4	90	425	4,9	17,5
				37921	30
				5,7	26,9
37921	1,6	90	425	4,2	33,6
				4	37,78
				4	38,08

Suite de la page précédente					
Pression	Débit	Angle	Diamètre des billes	Intensité Almen	Vitesse de saturation
155132	0,4	90	425	9,8	66,4
				9,7	90,6
				9,8	82,4
155132	1,6	90	425	8,3	96,6
				7,9	192,3
				8,3	157,3
37921	0,4	45	850	7,9	5,8
				7,9	5,8
37921	1,6	45	850	5,4	6,3
				5,3	8,3
155132	0,4	45	850	14,1	19,13
				14,3	17,9
155132	1,6	45	850	12,2	32,6
				12,3	38,54
37921	0,4	90	850	10,8	5,42
				10,6	8,13
37921	1,6	90	850	7,2	7,23
				7,5	9,23
155132	0,4	90	850	18,3	24,2
				18,3	24,2
155132	1,6	90	850	16,4	52,5
				16	52,4

IV.2 Mesure de la vitesse des billes

Tableau IV.2 Résultats des mesures de la vitesse des billes

Débit (kg/min)	Pression (Pa)	Diamètre de billes (μm)	Vitesse (m/s)
0,4	37921	425	30,6 30 28,7
1,6	37921	425	19,5 17,6 18,6
0,4	155132	425	62,7 63,7 63,2
1,6	155132	425	48,7 49,1 48,2
0,4	37921	850	27,6 26,8 31,8
1,6	37921	850	15,4 16,4 16,8
0,4	155132	850	58,1 56,2 55,4
1,6	155132	850	41,9 45,1 42

IV.3 Mesures de la rugosité des échantillons

Pour ces deux tableaux, il est important de préciser la signification des abréviations : P (pression), D_{mas} (débit massique), N (nombre de passes) et D_{bil} (diamètre des billes).

Tableau IV.3: Résultats des mesures de rugosité des coupons non préfatigués

P Pa	D_{mas} kg/min	Angle °	N	D_{bil} μm	R_a μm	R_t μm	R_z μm	RS_m μm	λ_C mm
37921	0,4	45	2	425	2,29	17,48	14,35	270,27	2,5
					2,16	17,50	14,58	243,02	
					2,33	23,27	17,16	265,77	2,5
					2,46	22,30	17,60	222,68	
37921	1,6	45	1	425	1,09	9,74	7,48	141,01	0,8
					1,19	8,75	6,84	152,30	0,8
					1,17	8,26	6,71	148,68	
					1,33	23,86	11,15	210,76	
155132	0,4	45	1	425	5,06	33,14	30,64	241,85	2,5
					4,05	27,20	23,56	267,26	
					5,41	37,68	31,20	262,14	2,5
					5,02	36,78	31,59	255,24	
155132	1,6	45	2	425	3,95	34,03	26,77	299,99	2,5
					3,71	29,36	26,92	262,95	
					3,43	24,94	21,20	238,69	2,5
					3,89	33,40	27,99	262,66	
37921	0,4	90	1	425	2,04	17,79	14,67	256,41	2,5
					2,10	14,77	13,24	217,39	
					1,76	15,78	10,04	208,03	0,8
					1,88	12,02	10,48	196,48	

Suite de la page précédente									
P	D_{mas}	Angle	N	D_{bil}	R_a	R_t	R_z	RS_m	λ_C
37921	1,6	90	2	425	1,10	7,37	6,09	181,11	0,8
					1,17	8,13	6,52	163,87	
					1,19	8,73	7,12	183,94	
					1,16	7,12	6,18	175,17	
155132	0,4	90	2	425	5,11	47,50	32,32	294,12	2,5
					5,47	43,95	37,18	295,28	2,5
					5,29	36,18	31,50	285,71	
					5,43	36,75	32,43	311,62	
155132	1,6	90	1	425	3,79	36,84	25,36	322,58	2,5
					3,81	29,21	24,98	294,12	2,5
					3,61	29,32	25,46	266,22	
					4,02	31,40	25,47	253,26	
37921	0,4	45	1	850	4,50	27,72	23,78	465,77	2,5
					3,61	24,09	20,43	362,35	2,5
					3,41	23,92	20,76	410,53	
					3,39	33,49	24,60	454,55	
37921	1,6	45	2	850	2,12	16,40	13,75	300,84	2,5
					2,28	18,78	15,19	357,14	2,5
					2,55	17,89	14,44	332,14	
					2,26	17,47	14,73	310,20	
155132	0,4	45	2	850	7,94	57,58	45,01	555,56	2,5
					8,86	56,83	49,33	576,59	2,5
					9,03	91,49	59,59	580,89	
					8,38	79,20	58,88	600,03	
155132	1,6	45	1	850	5,48	38,80	31,76	469,96	2,5
					5,58	32,46	31,34	384,62	2,5
					5,56	35,63	31,02	388,09	

Suite de la page précédente									
P	D_{mas}	Angle	N	D_{bil}	R_a	R_t	R_z	RS_m	λ_C
155132	1,6	45	1	850	6,32	56,05	41,37	497,03	
37921	0,4	90	2	850	4,00	32,04	23,73	463,36	2,5
					3,26	25,02	18,78	364,99	
					3,67	23,62	20,38	432,10	2,5
					3,53	26,88	20,21	386,29	
37921	1,6	90	1	850	2,23	15,06	12,43	352,27	2,5
					1,69	18,62	13,04	373,35	
					1,98	15,51	12,25	285,71	2,5
					2,01	14,08	11,94	294,66	
155132	0,4	90	1	850	8,68	53,40	44,39	551,85	2,5
					8,70	55,12	47,06	550,44	
					8,69	60,03	52,57	526,32	2,5
					9,06	59,66	48,67	611,14	
155132	1,6	90	2	850	6,47	40,23	35,28	468,96	2,5
					5,74	39,71	33,61	455,69	
					6,80	53,77	42,35	491,85	2,5
					6,30	41,29	33,85	456,67	

Tableau IV.4: Résultats des mesures de rugosité des coupons préfatigués

P	D_{mas}	Angle	N	D_{bil}	R_a	R_t	R_z	RS_m	λ_C
Pa	kg/min	°		μm	μm	μm	μm	μm	mm
37921	0,4	45	2	425	2,38	17,31	15,29	236,32	2,5
					2,23	30,70	16,89	275,64	2,5
					2,03	17,47	14,09	203,40	2,5
					2,06	17,91	13,70	236,98	2,5

Suite de la page précédente									
P	D_{mas}	Angle	N	D_{bil}	R_a	R_t	R_z	RS_m	λ_C
37921	1,6	45	1	425	1,15	8,43	7,16	134,21	0,8
					1,31	9,77	7,20	161,86	0,8
					1,41	10,18	8,06	171,82	0,8
					1,22	9,08	7,15	123,08	0,8
155132	0,4	45	1	425	4,36	35,50	30,25	329,95	2,5
					4,74	33,63	29,47	267,03	2,5
					5,55	51,72	36,88	320,01	2,5
					4,12	36,12	29,01	336,35	2,5
155132	1,6	45	2	425	3,55	27,90	23,27	216,13	2,5
					3,85	30,91	24,06	266,51	2,5
					2,55	26,24	21,56	250,00	2,5
					3,60	27,31	23,19	244,59	2,5
37921	0,4	90	1	425	2,03	15,00	13,17	234,29	2,5
					2,10	15,38	12,68	230,94	2,5
					1,75	11,5131	8,98	198,80	0,8
					1,56	10,3282	7,65	176,59	0,8
37921	1,6	90	2	425	1,26	18,53	9,60	193,47	0,8
					1,12	8,21	6,92	168,42	0,8
					1,10	8,55	6,74	159,65	0,8
					1,26	12,2895	7,78	151,79	0,8
155132	0,4	90	2	425	6,55	49,01	41,98	333,33	2,5
					5,16	35,21	32,73	261,04	2,5
					5,10	42,29	31,50	338,92	2,5
					5,20	46,74	35,40	331,63	2,5
155132	1,6	90	1	425	3,59	40,01	26,69	303,03	2,5
					3,96	33,22	27,45	313,05	2,5
					4,52	33,52	25,54	263,16	2,5

Suite de la page précédente									
P	D_{mas}	Angle	N	D_{bil}	R_a	R_t	R_z	RS_m	λ_C
155132	1,6	90	1	425	4,42	30,58	27,67	263,16	2,5
37921	0,4	45	1	850	3,38	22,75	20,37	424,97	2,5
					3,75	27,82	21,32	416,67	2,5
					3,34	22,88	20,40	292,09	2,5
					3,27	23,36	19,57	469,15	2,5
37921	1,6	45	2	850	2,24	16,41	13,74	338,77	2,5
					2,64	19,32	16,95	337,99	2,5
					2,49	28,10	17,94	434,78	2,5
					2,46	24,47	16,52	415,41	2,5
155132	0,4	45	2	850	9,03	55,88	49,28	476,19	2,5
					9,77	66,83	51,85	571,24	2,5
					8,06	57,54	48,28	449,31	2,5
					8,13	63,90	54,59	438,22	2,5
155132	1,6	45	1	850	6,57	51,76	45,74	454,55	2,5
					6,68	59,07	41,39	505,29	2,5
					5,06	34,60	28,97	365,73	2,5
					5,84	41,96	35,54	379,28	2,5
37921	0,4	90	2	850	3,71	35,30	22,71	434,51	2,5
					3,21	22,60	19,09	415,70	2,5
					3,48	31,32	22,22	440,03	2,5
					3,95	36,56	23,57	435,98	2,5
37921	1,6	90	1	850	2,77	16,17	12,27	433,79	2,5
					2,01	18,52	12,61	323,92	2,5
					1,97	21,76	13,82	416,17	2,5
					2,25	20,04	14,97	431,28	2,5
155132	0,4	90	1	850	9,25	58,57	47,71	498,76	2,5
					8,19	52,41	44,21	494,29	2,5

Suite de la page précédente									
P	D_{mas}	Angle	N	D_{bil}	R_a	R_t	R_z	RS_m	λ_C
155132	0,4	90	1	850	8,65	65,68	53,32	618,81	2,5
					8,25	53,59	42,65	525,00	2,5
155132	1,6	90	2	850	5,68	47,21	34,33	376,31	2,5
					6,00	44,58	35,48	422,63	2,5
					5,81	37,03	35,50	469,98	2,5
					6,89	47,39	38,47	586,34	2,5

IV.4 Résultats des tests en fatigue

Tableau IV.5: Résultats des tests en fatigue

Pression (Pa)	Débit (kg/min)	Angle (°)	Nombre de passe	Diamètre des billes (μm)	Nombre de cycles	
					Neuf	préfatigué
37921	0,4	45	2	425	152660	178239
					80276	90775
37921	1,6	45	1	425	188893	135868
					116557	78567
155132	0,4	45	1	425	70974	52135
					77485	66179
155132	1,6	45	2	425	74604	95177
					71146	88125
37921	0,4	90	1	425	128433	168871
					109767	19154
37921	1,6	90	2	425	138865	138513
					78943	239336
155132	0,4	90	2	425	125571	73779

Suite de la page précédente						
Pression	Débit	Angle	Nombre de passe	Diamètre des billes	Nombre de cycles	
					Neuf	préfatigué
155132	0,4	90	2	425	88799	80404
155132	1,6	90	1	425	107352 104825	127205 154765
37921	0,4	45	1	850	78615 78232	68829 77565
37921	1,6	45	2	850	74953 69225	72043 85417
155132	0,4	45	2	850	62261 58435	54500 58475
155132	1,6	45	1	850	52195 66873	64478 71152
37921	0,4	90	2	850	77304 83478	64272 87175
37921	1,6	90	1	850	111254 122313	103453 92890
155132	0,4	90	1	850	59271 56483	69799 69893
155132	1,6	90	2	850	57915 70725	833 66393

ANNEXE V

DÉFINITION DES PARAMÈTRES DE RUGOSITÉ

λ_c et l L'état de surface inclut différents éléments : la rugosité mais aussi l'ondulation de la surface comme le montre la figure V.1. L'ondulation provient notamment des vibrations des outils d'usinage. Seule la rugosité est importante dans cette étude. Le phénomène d'ondulation est filtré. Pour cela deux paramètres sont utilisés : le cutoff λ_c , autrement appelé longueur d'échantillonnage l , et la longueur d'évaluation L sur laquelle se fait l'analyse.

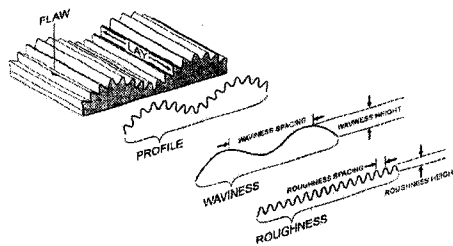


Figure V.1 Définition du «cutoff» (MacDonald, 2006)

Afin d'obtenir un bon filtrage ainsi qu'une évaluation des paramètres de rugosité représentative il est nécessaire de respecter certaines règles. Le grenailage correspond à un profil de rugosité non périodique, la sélection de λ_c , L et L_t (longueur de la mesure), dépend de la valeur de R_a et R_z :

R_z (μm)	R_a (μm)	λ_c (mm)	L (mm)	l_t (mm)
0.1	0.02	0.08	0.4	0.48
0.1 à 0.5	0.02 à 0.1	0.25	1.25	1.5
0.5 à 10	0.1 à 2	0.8	4	4.8
10 à 50	2 à 10	2.5	12.5	15
50 à 200	10 à 80	8	40	48

Tableau V.1 Conditions de mesures, *DIN EN ISO 4288, ASME B46.1* (GMBH, 2006)

R_a La rugosité moyenne est la moyenne arithmétique de la valeur absolue des ordonnées du profil de rugosité (GMBH, 2006).

$$R_a = \frac{1}{l} \int_0^l |Z(X)| dx \quad (\text{V.1})$$

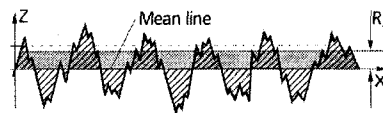


Figure V.2 La rugosité moyenne R_a (GMBH, 2006)

R_z Le paramètre R_{z_i} correspond à la distance verticale entre le pic le plus haut et le creux le plus profond contenu dans une longueur d'échantillonnage l (GMBH, 2006). La valeur moyenne de la profondeur de la rugosité R_z est la valeur moyenne arithmétique des R_{z_i} pour plusieurs longueurs d'échantillonnage.

$$R_z = \frac{1}{n} (R_{z_1} + R_{z_2} + R_{z_3} + \dots + R_{z_n}) \quad (\text{V.2})$$

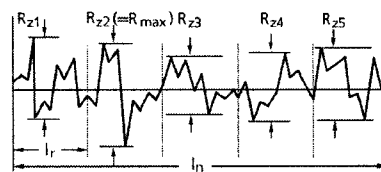


Figure V.3 Profondeur moyenne de l'état de surface R_z (GMBH, 2006)

R_t Le paramètre R_t correspond à la somme entre la hauteur du plus haut pic et la profondeur du creux le plus grand. Ce paramètre associé à R_z permet de juger de la variabilité de l'état de surface (MacDonald, 2006).

R_{sm} La largeur moyenne des éléments du profil R_{sm} est la moyenne arithmétique de la largeur de chacun des éléments du profil de rugosité (GMBH, 2006).

$$R_{sm} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n S_{m_i} \quad (\text{V.3})$$

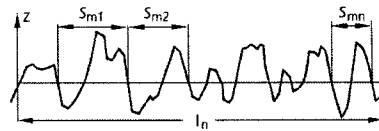


Figure V.4 Largeur moyenne des indentations R_{sm}

ANNEXE VI

ÉQUATIONS DE NEWMAN

Les équations de Newman et Raju (1983) sont écrites pour le cas d'une sollicitation en tension. K devient ΔK et S_t devient $\Delta\sigma$ puisque le chargement est cyclique.

$$\Delta K = \Delta\sigma \sqrt{\pi \frac{a}{c}} F_c \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{c}{b}, \phi \right) \quad (\text{VI.1})$$

On choisit le cas des fissures de coins, car l'observation des tests montre que les fissures s'initient toujours par un coin. Il faut mettre les hypothèses suivantes pour s'assurer de la validité de l'application du modèle : $0.2 \leq \frac{a}{c} \leq 2$, $\frac{a}{t} < 1$, $0 \leq \phi \leq \frac{\pi}{2}$ pour $\frac{c}{b} < 0.5$

– Le facteur de forme pour les fissures elliptiques : Q

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1.65}, \text{ pour } \frac{a}{c} \leq 1 \quad (\text{VI.2})$$

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{c}{a} \right)^{1.65}, \text{ pour } \frac{a}{c} > 1 \quad (\text{VI.3})$$

– Le facteur de correction de limites pour les fissures de coin pour une plaque en tension : F_c

$$F_c = \left[M_1 + M_2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] g_1 g_2 f_\phi f_w \quad (\text{VI.4})$$

– Pour $\frac{a}{c} < 1$

$$M_1 = 1.08 - 0.03 \left(\frac{a}{c} \right) \quad (\text{VI.5})$$

$$M_2 = -0.44 + \frac{1.06}{0.3 + \frac{a}{c}} \quad (\text{VI.6})$$

$$M_3 = -0.5 + 0.25 \left(\frac{a}{c}\right) + 14.8 \left(1 - \frac{a}{c}\right)^{15} \quad (\text{VI.7})$$

$$g_1 = 1 + \left[0.08 + 0.4 \left(\frac{a}{c}\right)^2\right] (1 - \sin \phi)^3 \quad (\text{VI.8})$$

$$g_2 = 1 + \left[0.08 + 0.15 \left(\frac{a}{t}\right)^2\right] (1 - \cos \phi)^3 \quad (\text{VI.9})$$

$$f_\phi = \left[\left(\frac{a}{c}\right)^2 \cos^2 \phi + \sin^2 \phi \right]^{\frac{1}{4}} \quad (\text{VI.10})$$

$$f_w = 1 - 0.2 \left(\frac{c}{b} \sqrt{\frac{a}{t}}\right) + 9.4 \left(\frac{c}{b} \sqrt{\frac{a}{t}}\right)^2 - 19.4 \left(\frac{c}{b} \sqrt{\frac{a}{t}}\right)^3 + 27.1 \left(\frac{c}{b} \sqrt{\frac{a}{t}}\right)^4 \quad (\text{VI.11})$$

– Pour $\frac{a}{c} > 1$

$$M_1 = \sqrt{\frac{c}{a}} (1.08 - 0.03 \frac{c}{a}) \quad (\text{VI.12})$$

$$M_2 = 0.375 \left(\frac{c}{a}\right)^2 \quad (\text{VI.13})$$

$$M_3 = -0.25 \left(\frac{c}{a}\right)^2 \quad (\text{VI.14})$$

$$g_1 = 1 + \left[0.08 + 0.4 \left(\frac{c}{t}\right)^2\right] (1 - \sin \phi)^3 \quad (\text{VI.15})$$

$$g_2 = 1 + \left[0.08 + 0.15 \left(\frac{c}{t}\right)^2\right] (1 - \cos \phi)^3 \quad (\text{VI.16})$$

$$f_\phi = \left[\left(\frac{c}{a}\right)^2 \sin^2 \phi + \cos^2 \phi \right]^{\frac{1}{4}} \quad (\text{VI.17})$$