



**HAL**  
open science

# Modélisation du grenailage d'un alliage de nickel avec prise en compte de l'écroissage et de la microstructure

Vincent Boyer

► **To cite this version:**

Vincent Boyer. Modélisation du grenailage d'un alliage de nickel avec prise en compte de l'écroissage et de la microstructure. Matériaux et structures en mécanique [physics.class-ph]. Université de Technologie de Troyes, 2017. Français. NNT : 2017TROY0030 . tel-02964789

**HAL Id: tel-02964789**

**<https://theses.hal.science/tel-02964789>**

Submitted on 12 Oct 2020

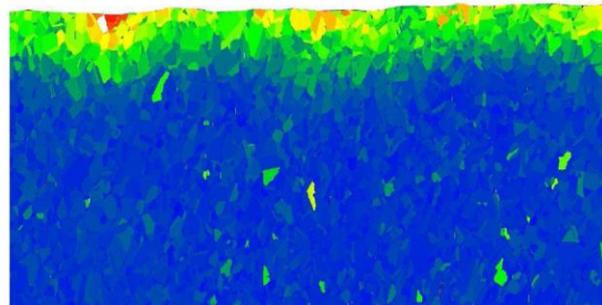
**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

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

Thèse  
de doctorat  
de l'UTT

**Vincent BOYER**

**Modélisation du grenailage  
d'un alliage de nickel  
avec prise en compte de l'écrouissage  
et de la microstructure**



**Spécialité :**  
Matériaux, Mécanique, Optique et Nanotechnologie

2017TROY0030

Année 2017

---

---

# THESE

*pour l'obtention du grade de*

## DOCTEUR de l'UNIVERSITE DE TECHNOLOGIE DE TROYES

**Spécialité : MATERIAUX, MECANIQUE, OPTIQUE ET NANOTECHNOLOGIE**

*présentée et soutenue par*

**Vincent BOYER**

*le 20 novembre 2017*

---

---

### **Modélisation du grenailage d'un alliage de nickel avec prise en compte de l'écrouissage et de la microstructure**

---

---

#### JURY

M. J.-M. BERGHEAU	PROFESSEUR DES UNIVERSITES	Président
M. D. GLOAGUEN	PROFESSEUR DES UNIVERSITES	Rapporteur
M. M. GUAGLIANO	PROFESSORE ORDINARIO	Examineur
M. G. KERMOUCHE	PROFESSEUR ENSM SAINT-ETIENNE	Rapporteur
M. G. RACINEUX	PROFESSEUR DES UNIVERSITES	Examineur
Mme D. RETRAINT	PROFESSEUR DES UNIVERSITES	Directrice de thèse
Mme E. ROUHAUD	PROFESSEUR DES UNIVERSITES	Directrice de thèse

#### Personnalités invitées

M. J. BADREDDINE	DOCTEUR
M. Q. PUYDT	DOCTEUR

# Table des matières

<b>1</b>	<b>Bibliographie</b>	<b>10</b>
1.1	Le procédé de grenailage de précontrainte . . . . .	10
1.1.1	Définition, enjeux et notions clés . . . . .	10
1.1.2	Technologie . . . . .	11
1.1.3	Critères de caractérisation du grenailage . . . . .	14
1.1.4	Paramètres du grenailage - influence sur le procédé . . . . .	17
1.2	Analyse mécanique . . . . .	19
1.2.1	Principe du grenailage . . . . .	19
1.2.2	Effets du grenailage . . . . .	20
1.2.3	Modèles analytiques . . . . .	22
1.2.4	Synthèse . . . . .	29
1.3	Modèles numériques de grenailage . . . . .	29
1.3.1	Méthode des éléments finis . . . . .	30
1.3.2	Géométrie du modèle . . . . .	31
1.3.3	Aspects numériques . . . . .	31
1.3.4	Comportement du massif . . . . .	34
1.3.5	Aspects procédés . . . . .	36
1.3.6	Synthèse . . . . .	39
1.4	Conclusions - Orientation et originalité de ce travail . . . . .	39
<b>2</b>	<b>Comportement de l’Inconel 718</b>	<b>43</b>
2.1	Etude bibliographique . . . . .	43
2.1.1	L’Inconel 718 - Composition, traitement thermique, mise en forme . . . . .	43
2.1.2	Modèle de comportement d’un matériau . . . . .	51
2.1.3	Réponse d’un matériau à une sollicitation mécanique . . . . .	54
2.1.4	Aspects cycliques du grenailage . . . . .	56
2.1.5	Aspects viscoplastiques . . . . .	56
2.1.6	Aspects microstructuraux . . . . .	61
2.2	Identification des lois de comportement - Stratégie . . . . .	62
2.2.1	Identification du comportement quasi-statique de l’Inconel 718 . . . . .	63
2.2.2	Comportement viscoplastique : barres de Hopkison . . . . .	64
2.3	Synthèse . . . . .	75
<b>3</b>	<b>Caractérisation expérimentale du grenailage de l’Inconel 718</b>	<b>79</b>
3.1	Préambule : mise en place d’une campagne de grenailage . . . . .	79
3.1.1	Objectif de l’étude . . . . .	79

3.1.2	Préparation des éprouvettes . . . . .	80
3.1.3	Grenailage des échantillons . . . . .	80
3.2	Principe de mesure par diffraction des rayons X (DRX) . . . . .	82
3.2.1	Evaluation des contraintes résiduelles (macrocontraintes) . . . . .	85
3.2.2	Mesure de l'écrouissage (microcontraintes) . . . . .	87
3.3	Mise en oeuvre expérimentale . . . . .	89
3.3.1	Obtention des profils de mesure . . . . .	89
3.3.2	Conditions de diffraction . . . . .	89
3.3.3	Analyse des pics de diffraction . . . . .	90
3.3.4	Calibration de l'écrouissage . . . . .	92
3.4	Résultats . . . . .	92
3.4.1	Etat de contrainte dans la matière . . . . .	92
3.4.2	Etat de référence . . . . .	92
3.4.3	Etude de l'évolution de l'état mécanique en fonction de l'intensité de grenailage . . . . .	94
3.4.4	Etude de l'évolution de l'état mécanique en fonction du taux de recouvrement . . . . .	96
3.4.5	Influence de la microstructure initiale sur l'état mécanique après grenailage . . . . .	97
3.5	Synthèse . . . . .	98
<b>4</b>	<b>Mise en place et validation d'un modèle numérique de grenailage</b>	<b>100</b>
4.1	Méthode des éléments finis . . . . .	100
4.2	Etude préliminaire . . . . .	101
4.2.1	Schéma d'intégration et algorithme de calcul . . . . .	101
4.2.2	Cohérence physique des calculs . . . . .	102
4.2.3	Géométrie et maillage . . . . .	104
4.2.4	Conditions aux limites . . . . .	106
4.2.5	Stabilité . . . . .	107
4.2.6	Gestion du contact . . . . .	109
4.2.7	Modélisation de la grenaille . . . . .	109
4.2.8	Contrôle numérique des paramètres procédé. . . . .	113
4.2.9	Variabilité du procédé . . . . .	116
4.3	Validation du modèle . . . . .	118
4.3.1	Contact élastique de Hertz . . . . .	118
4.3.2	Essais mono-impact . . . . .	120
4.3.3	Comparaison avec un modèle analytique . . . . .	125
4.3.4	Comparaison du modèle avec l'expérience . . . . .	126
4.4	Synthèse . . . . .	136
<b>5</b>	<b>Exploitation du modèle numérique</b>	<b>138</b>
5.1	Analyse des champs prédits par le modèle . . . . .	138
5.1.1	Etat mécanique dans le massif . . . . .	138
5.1.2	Trajets de chargement . . . . .	140
5.1.3	Variable d'écrouissage . . . . .	143
5.1.4	Taux de déformation dans le massif . . . . .	144
5.1.5	Synthèse . . . . .	145

5.2	Apport de la vision statistique du modèle . . . . .	146
5.2.1	Analyse de la dispersion des résultats . . . . .	146
5.2.2	Etude de la variabilité des paramètres . . . . .	150
5.2.3	Synthèse . . . . .	153
5.3	Application du modèle à un cas pratique : grenailage d'un coin . . . . .	155
5.3.1	Présentation du modèle . . . . .	155
5.3.2	Grenailage d'une face . . . . .	156
5.3.3	Grenailage simultané des deux faces . . . . .	158
5.3.4	Grenailage séquentiel des deux faces . . . . .	159
5.3.5	Synthèse . . . . .	159
<b>6</b>	<b>Conclusions générales et perspectives</b>	<b>164</b>
<b>7</b>	<b>Annexe - Protocole pour la mesure par diffraction des rayons-X</b>	<b>168</b>
7.1	Enlèvement de matière sur éprouvettes . . . . .	168
7.2	Corrections analytiques dues à l'enlèvement de matière . . . . .	169
7.3	Choix du tube RX et du pic analysé . . . . .	172
7.4	Mesures sur gros grains . . . . .	173
7.5	Qualité et fiabilité des mesures . . . . .	176
7.5.1	Erreur de mesures . . . . .	176
7.5.2	Incertitude . . . . .	177
7.6	Profondeur affectée par les rayons X . . . . .	179

# Remerciements

Cette thèse a été réalisée au sein de l'équipe des Systèmes Mécaniques et d'Ingénierie Simultanée (LASMIS) de l'Institut Charles Delaunay (ICD) de l'Université de Technologie de Troyes (UTT). Je souhaite saluer les membres et la direction de l'équipe, qui en assure la vie et le développement. Je remercie également l'équipe de l'Ecole Doctorale pour son travail d'accompagnement et d'organisation tout au long du parcours des doctorants.

J'ai travaillé dans le cadre d'un projet rassemblant des acteurs industriels et académiques, qui ont été autant de personnes qui ont contribué à la réalisation de mon travail. Je tiens naturellement à remercier mes directrices de thèse, Emmanuelle Rouhaud et Delphine Retraint. En premier lieu c'est en me faisant confiance, peut-être un peu trop parfois, que j'ai pu évoluer en autonomie, être pleinement acteur de mon travail et m'aventurer sur des axes de recherche nouveaux pour moi. J'ai également pu compter sur leur soutien à plusieurs reprises, dans un contexte où les réflexions et les intérêts se croisent et que beaucoup de choix doivent être faits. Enfin, bien que je n'en franchissais pas souvent le seuil, la porte de leur bureau m'a toujours été ouverte.

J'adresse ma sincère gratitude à Messieurs Bergheau, Kermouche, Gloaguen, Racineux et Guagliano d'avoir accepté de faire partie du jury de cette thèse. Vous me permettez, non sans émotion, à la fois de donner encore plus vie à mon travail et d'y mettre un point final.

Quentin Puydt et Jawad Baddredine ont également été très présents au cours de mon travail, je leur en suis reconnaissant. Le point de vue de jeunes docteurs récemment insérés dans le milieu industriel a été un plus, notamment à l'heure où vient le choix de s'orienter professionnellement. Ils ont également été compréhensifs lorsque la conciliation des intérêts industriels et académiques est devenue délicate.

Alexandre Seror et Arnaud Longuet m'ont donné un certain nombre d'idées et de pistes de réflexion qui ont contribué à enrichir significativement mon travail et je les en remercie également.

Le chainage du projet mis en place, afin de répondre à une problématique industrielle ambitieuse, m'a permis de travailler avec d'autres doctorants avec qui j'ai tissé des liens privilégiés. Je remercie Romain Guiheux d'avoir pavé la voie du doctorant CONDOR avec panache, ainsi que Clément Mauduis. J'adresserai un mot particulier à Maxime Gelineau, qui m'aura accompagné durant une partie de mon épopée troyenne et à Jean-Patrick Goulmy pour qui le LASMIS n'a plus de secret.

Ces trois années de thèse ont été ponctuées d'aides précieuses fournies par les différentes personnes avec qui j'ai pu travailler, impliquées directement ou indirectement dans le projet. Je remercie Bruno Guelorget et Manuel François, avec qui j'ai beaucoup appris sur la diffraction des rayons X ; Laurent Daniel pour les nombreuses fois où il a pu m'aider à me reconcilier avec une informatique parfois capricieuse. Pascale Kanouté et Louise Toualbi ont également grandement participé à ma compréhension des aspects microstructuraux sur l'Inconel 718. Je remercie Serge Kruch, qui m'a aidé à obtenir des résultats complémentaires d'essais dynamiques de compression.

Le travail de deux stagiaires, et désormais amis, a contribué à rendre possible une campagne expérimentale considérable. Je salue Ghislain Viauvy et Eddy Caron, qui ont été parties prenantes du projet.

J'ai trouvé un soutien de poids, si ce n'est inestimable auprès de Donato et de la machine à café, d'Olivier, de Charlène, Arthur, Simon, Noémie, et d'Aurélien. Mais aussi Franck Jacquemin et l'équipe de la halle sportive, dont l'accès au quotidien m'aura aidé à garder ma santé mentale et physique durant mon parcours.

Je m'arrête ici pour exprimer à mes parents ma reconnaissance, les remercier pour leur patience, leurs encouragements et leur soutien inconditionnel.

# Introduction

## Contexte général

Utilisé à des fins industrielles depuis plusieurs décennies, le procédé de grenailage de précontrainte est né d'un savoir empirique. Entre autres nombreux exemples, une pratique communément répandue chez les forgerons consistait à marteler la surface concave d'un ressort à lame afin d'en prolonger la durée de vie, sans que le mécanisme sous-jacent ne soit connu. Ce n'est que dans la deuxième partie du  $XX^e$  siècle que le procédé a été utilisé sous sa forme actuelle.

On sait aujourd'hui que ce sont les contraintes résiduelles de compression, introduites à la surface de la pièce qui contribuent à l'augmentation de la tenue en fatigue. L'efficacité du grenailage, mis en regard de sa simplicité de mise en oeuvre par projection de billes (la grenaille) sur la surface à traiter, en fait un traitement de surface particulièrement utilisé dans le domaine industriel. L'impact du grenailage sur la tenue en fatigue peut s'avérer particulièrement bénéfique.

Dans un contexte industriel extrêmement concurrentiel, devant définir un compromis sous fortes contraintes entre fiabilité, coût et légèreté pour des systèmes mécaniques complexes, le grenailage de précontrainte s'est naturellement imposé comme procédé de premier plan. Cependant, les mécanismes physiques inhérents au grenailage, encore mal connus et difficilement prédictibles, poussent à ne pas considérer le grenailage dans la phase de dimensionnement d'un système. En effet, le phénomène de relaxation, se caractérisant par un abattement parfois important et brutal des contraintes résiduelles de compression, est un point important encore mal maîtrisé. Cette relaxation est un phénomène complexe, influencé par de nombreux facteurs tels que l'écroutissage de la matière ou la microstructure, eux-mêmes peu étudiés dans le cadre du grenailage. En conséquence, le gain en durée de vie généré au cours du procédé est seulement utilisé à des fins conservatives à l'heure actuelle.

## Enjeux, objectifs

Le projet CONDOR (CONtraintes DimensiOnnement Relaxation) se donne pour objectif de définir une méthodologie permettant d'intégrer le grenailage à la phase de dimensionnement d'une pièce mécanique industrielle. Pour cela, un chaînage articulé autour de trois thématiques de travail a été défini. La première étape doit fournir un modèle déterministe du grenailage en tenant compte des paramètres influents ; ces résultats sont

le point d'entrée d'un modèle de prédiction de durée de vie en fatigue après grenailage, en tenant compte du phénomène de relaxation. Ces deux étapes, focalisées sur des pièces à géométrie simple, sont ensuite synthétisées en une méthodologie globale permettant de calculer la durée de vie d'une pièce grenillée de géométrie complexe.

Portée chacune par un travail de thèse, ces trois thématiques focalisent leur attention sur une pièce mécanique particulière faisant partie d'un moteur d'aviation civile : le disque de turbine Haute Pression (HP). Du fait de sa masse importante, la prise en compte du grenailage dans le dimensionnement de cette pièce représente un gain substantiel. Ce disque est forgé dans un super alliage base Nickel, l'Inconel 718, élaboré dans l'état métallurgique dit 'Direct Aged' (DA). En raison des chargements thermomécaniques extrêmes subis en fonctionnement par un disque de turbine HP, la relaxation des contraintes résiduelles est exacerbée et devient une question critique.

## Structure de ce manuscrit

Cette thèse constitue la première étape du chaînage précédemment décrit, et vise à fournir une modélisation aussi prédictive que possible de l'impact du grenailage en fonction des paramètres matériau et procédé.

Le premier chapitre sera de nature bibliographique. Le choix a été fait de focaliser l'état de l'art sur la technologie du grenailage, les problématiques mécaniques sous-jacentes ainsi que les modèles de grenailage existants et leurs hypothèses. Ceci dans le but de mettre en avant les principales questions auxquelles les travaux de la littérature n'apportent pas encore de réponse. Cette démarche permettra de positionner de manière pertinente ce travail de thèse et définir les enjeux du modèle de grenailage.

Le deuxième chapitre s'attachera, ensuite, à décrire le comportement du matériau étudié, l'Inconel 718. Les études existantes concernant la microstructure, la réponse dynamique et en fatigue de cet alliage constitueront une étape préliminaire. Plusieurs formalismes de comportement seront ensuite analysés et identifiés sur la base de mesures expérimentales, afin d'être comparés au sein du modèle numérique qui sera mis en place.

Le chapitre 3 sera consacré à l'analyse des champs mécaniques générés au cours du procédé, sur large panel de conditions expérimentales. Cette base expérimentale se donne pour objectif de constituer un socle solide pour corréler le modèle numérique.

Le développement du modèle numérique de grenailage sera le sujet du quatrième chapitre. Les hypothèses concernant les aspects numériques et procédés seront détaillés et justifiés. On introduira également les particularités et spécificités de ce modèle. Des tests de validation sur cas simples constitueront une première étape de validation. Puis les résultats numériques seront confrontés à l'expérience. On cherchera à éprouver le modèle sur les thématiques du taux de recouvrement, de l'intensité de grenailage et sur l'influence de la microstructure initiale.

Enfin, l'état mécanique fournit par la simulation sera analysé et on discutera des

possibilités offertes par le modèle. On l'appliquera notamment au grenailage d'un coin. L'écroissage sera attentivement étudié ainsi que l'apport de la vision statistique du procédé.

# Chapitre 1

## Bibliographie

Ce chapitre bibliographique est la première étape de ce travail, rendant compte des pratiques et avancées actuelles dans les domaines du grenailage, des phénomènes mécaniques apparaissant au cours du procédé et des modèles de grenailage existants.

### 1.1 Le procédé de grenailage de précontrainte

#### 1.1.1 Définition, enjeux et notions clés

Au cours de la conception d'une pièce mécanique, deux aspects principaux entrent en ligne de compte : le dimensionnement à rupture de la pièce et sa tenue en service, en fonction des sollicitations extérieures qu'elle subit. L'expérience montre en effet que la ruine d'une pièce peut apparaître après un certain nombre de cycles de charge, même si le chargement imposé est insuffisant pour provoquer une déformation plastique macroscopique. Le développement de fissures au niveau microscopique est, en grande partie, responsable de ce phénomène. La surface d'une pièce étant la zone la plus exposée aux agressions extérieures, les fissures de fatigue s'y créent de manière privilégiée, et se propagent au cours des cycles de chargement.

C'est dans l'optique d'améliorer la tenue en fatigue que les industriels ont développé des traitements mécaniques de surface, dont le rôle est de prévenir la formation et la propagation des fissures en surface. Le grenailage de précontrainte est un traitement surfacique à froid parmi les plus répandus, du fait de son efficacité et de sa facilité de mise en oeuvre. L'objectif de ce procédé est d'améliorer la durée de vie du composant mécanique traité via l'introduction de contraintes résiduelles de compression en surface agissant en ce sens.

Les contraintes résiduelles sont un champ de contraintes qui demeure à l'intérieur de la pièce lorsque celle-ci n'est soumise à aucune sollicitation extérieure. Ces contraintes peuvent être rencontrées au sein d'un grand nombre de pièces, et ont des origines généralement thermiques ou mécaniques. Le grenailage génère mécaniquement des contraintes résiduelles de compression en surface et de traction plus en profondeur pour respecter l'équilibre mécanique de la pièce [46]. L'épaisseur totale affectée par le procédé est de l'ordre de la centaine de micromètres. Une des conséquences, expliquée en détail dans ce



FIGURE 1.1 – Projection de billes sur une surface métallique [20]

chapitre, est une augmentation de la durée de vie de la pièce. La sous-couche en traction est quant à elle un milieu plus favorable au développement des fissures. Il est donc crucial de maîtriser la répartition des contraintes résiduelles issues du grenailage, ce qui reste délicat à ce jour pour les pièces de géométrie complexe.

### 1.1.2 Technologie

Plusieurs types de technologies sont utilisées, pour réaliser le grenailage d'une pièce. Le choix de cette technique est un compromis entre la qualité de l'état de surface final souhaité, de l'utilisation de la pièce, de la cadence et des coûts de réalisation. Parfois, des paramètres tels que la taille de la pièce peuvent interdire l'usage de certaines machines. Nous détaillons ici ces diverses techniques.

#### Grenailage conventionnel

Le grenailage conventionnel de précontrainte consiste à projeter à grande vitesse (de 20 à 120 m.s<sup>-1</sup>) de petites billes, la grenaille, constituées de métal, verre ou céramique dont le diamètre varie entre 0,1 et 2,5 mm sur la pièce à traiter. Le grenailage conventionnel est principalement réalisé par deux types de grenailleuses : la grenailleuse à air comprimé et la grenailleuse à turbine. Cette première, qui fait l'objet du présent travail, propulse les billes via l'injection d'air comprimé dans une buse (figure 1.2) L'orientation par rapport à la surface à traiter, la pression du jet de la grenaille en sortie de buse ainsi que le débit peuvent être contrôlés sur le système [26]. Ces grenailleuses présentent également l'intérêt d'être programmables et souvent placées sur un bras robotisé garantissant précision et maniabilité. Cependant, leur capacité de production faible fait qu'elles sont réservées à des pièces dont la géométrie est complexe et pour des surfaces difficilement accessibles ou de petite taille.

- 1: corps du pistolet
- 2: amenée d'air comprimé
- 3: conduite d'aspiration pour abrasif
- 4: base intérieure pour air comprimé
- 5: base de sortie du mélange air-abrasif

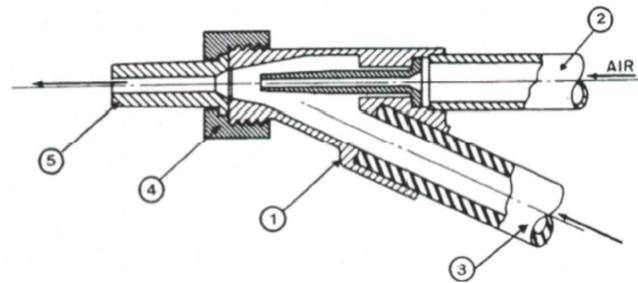


FIGURE 1.2 – Technologie de grenailage par buse [25].

La grenailleuse à turbine assure la projection des billes par centrifugation (figure 1.3). Initialement introduites au centre de celle-ci, les billes arrivent à grande vitesse sur la surface à traiter. C'est le réglage de la vitesse de la turbine qui détermine les conditions de grenailage. Le contrôle de l'énergie cinétique des billes est difficile, entraînant une certaine irrégularité du champ mécanique introduit. C'est une technologie néanmoins largement utilisée pour le grenailage en grande série de pièces de géométrie simple [26].

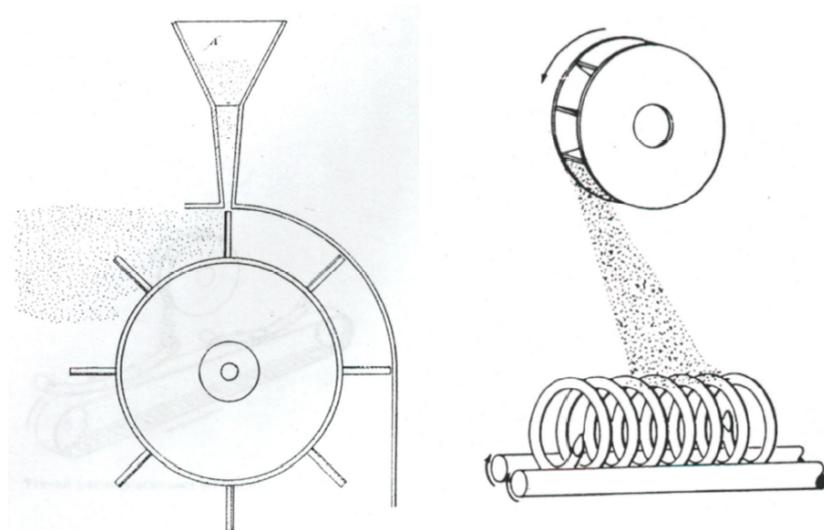


FIGURE 1.3 – Technologie de grenailage par turbine [25].

Les grenailleuses à buse et à turbine font intervenir un processus de recyclage de la grenaille. Les billes abîmées sont écartées, avant que le flux de grenaille ne soit réutilisé.

### Grenailage ultrasonore (USP)

Le grenailage par ultrasons consiste à impacter la surface à traiter avec une grenaille sphérique mise en mouvement par les vibrations d'une sonotrode [46]. À l'instar du grenailage conventionnel, le procédé induit des déformations plastiques surfaciques et donc des contraintes résiduelles de compression. La pièce à traiter est placée dans une enceinte fermée contenant la grenaille sphérique (figure 1.4). La partie inférieure de l'enceinte (ou

sonotrode) est mise en vibration à l'aide d'un résonateur à ultrasons. La grenaille bouge alors aléatoirement dans la chambre et impacte la pièce.

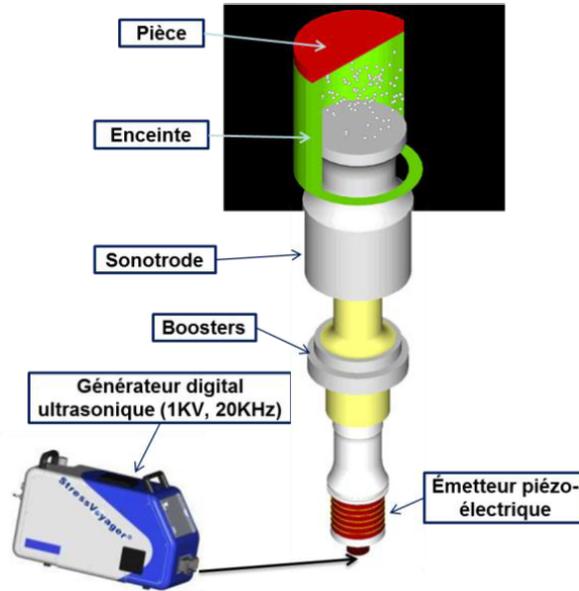


FIGURE 1.4 – Grenailage ultrasonore, schéma explicatif de la société *Sonats*.

L'efficacité du traitement dépend : du diamètre et du nombre de billes introduites dans l'enceinte, du temps de traitement, de la forme de l'enceinte, de l'amplitude et de la fréquence du traitement. Les principales différences avec le grenailage conventionnel sont : un diamètre plus important de la grenaille, une vitesse aléatoire (entre 2 et 20  $ms^{-1}$ ), une géométrie parfaitement sphérique des billes (meilleur état surfacique) et une dureté de grenaille supérieure (60 à 65 HRC). S'il est difficile de comparer les niveaux de contraintes résiduelles en termes de temps d'exposition, il apparaît néanmoins que le grenailage ultrasonore permet d'obtenir une meilleure tenue en fatigue notamment pour des sollicitations de faibles amplitudes.

Bien que plus coûteux que le grenailage conventionnel, le grenailage ultrasonore permet d'obtenir un meilleur état de surface, est moins consommateur de grenaille, élimine le processus de recyclage de la grenaille, et agit sur une épaisseur traitée plus importante. Il peut également permettre, en conditions sévères et avec des billes de diamètre important, l'obtention d'une surface nanocristalline (grains en surface de 10 à 50  $\mu m$ ). Ce procédé, le SMAT (Surface Mechanical Attrition Treatment), permet une amélioration importante des propriétés mécaniques en traction et en fatigue, en plus d'une amélioration des propriétés tribologiques et de corrosion (en raison de l'augmentation de la surface granulaire). La tenue en fatigue des matériaux traités par SMAT est améliorée [18], [94], [101] en raison de la modification de la microstructure en surface, où se produit très souvent l'amorçage des fissures. Cet amorçage est facilité par la présence de gros défauts ; le SMAT réduit en cela drastiquement les sites d'amorçage surfaciques potentiels. On notera néanmoins que le temps de traitement est nettement plus important que dans le cas d'un grenailage

ultrasonore classique.

### Grenaillage par choc laser (LSP)

Ce procédé, développé en 1970, mais véritablement utilisé depuis 1995, consiste à générer sur la surface à traiter, par l'intermédiaire de courtes impulsions laser (de l'ordre de la nano seconde) de très haute intensité énergétique, une onde de choc [46]. Cette onde est confinée à l'aide d'un milieu transparent pour le laser, en pratique une épaisseur de quelques millimètres d'eau (figure 1.5). L'intérêt de cette technique est d'introduire des contraintes résiduelles de compression sur une épaisseur plus importante que pour le grenaillage conventionnel ou ultrasonore (d'environ 2 mm). De plus l'état de surface n'est pas altéré. En revanche, le procédé est très long, moins d'un mètre carré peut être traité à l'heure, et très coûteux.

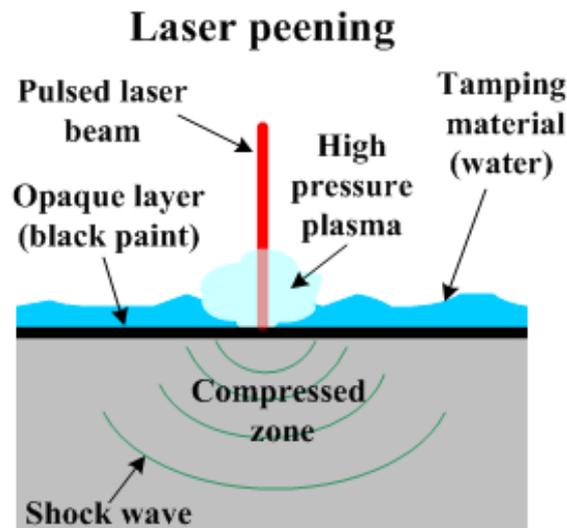


FIGURE 1.5 – Technologie de grenaillage laser.

Par la suite, nous ne traiterons que du grenaillage conventionnel par buse qui fait l'objet de ce travail.

### 1.1.3 Critères de caractérisation du grenaillage

Afin d'évaluer la qualité d'une étape de grenaillage, deux critères de mesures ont été élaborés : le taux de recouvrement et l'intensité Almen.

#### Le taux de recouvrement

Il s'agit du ratio entre la surface effectivement impactée par la grenaille et la surface totale à traiter de l'échantillon. L'examen du taux de recouvrement entre 0 et 100% est fait visuellement, certains auteurs utilisant des logiciels de traitement d'images [5]. On parle parfois de taux de recouvrement de 200%, on entend par là que la pièce a été grenaillée pendant un temps égal à deux fois le temps nécessaire pour atteindre un taux de

recouvrement de 100%.

Une étude expérimentale menée par Fathallah [30], montre que l'influence du taux de recouvrement sur le profil de contrainte résiduelle est très variable d'un matériau à l'autre. Pour l'alliage de nickel Udimet720, le profil de contraintes résiduelles se stabilise pour un taux de recouvrement estimé à 200%, tandis que pour un alliage de titane Imi834, le profil évolue encore après un taux de recouvrement de 1000%. Cependant, les taux de recouvrement supérieurs à 300% ne sont pas recommandés en raison de l'endommagement de la surface de la pièce traitée qu'ils peuvent induire.

Une problématique double gravite autour de cette grandeur : sa donnée est primordiale pour caractériser un état de grenailage, mais sa mesure, visuelle, ne se fait suivant aucune norme stricte. Bagherifard et al. [7] mettent en avant le manque d'uniformité dans les constatations expérimentales et la façon d'aborder le taux de recouvrement. Une attention toute particulière doit donc être portée sur la manière de décrire ce paramètre de grenailage dans notre modèle.

### L'intensité Almen

Dans le domaine industriel, l'intensité Almen est utilisée pour effectuer le réglage machine. Elle est utilisée afin de garantir la répétabilité du procédé. Les éprouvettes Almen sont des plaques d'acier de nuance SAE 1070. Les dimensions de l'éprouvette sont normalisées par Aerospace Material Specifications. Le détail des calibrations de la jauge Almen est fourni par Champaigne [14]. En pratique, l'éprouvette est montée sur la pièce à l'aide de vis et se trouve grenailée dans les mêmes conditions. Une fois libérée de ses attaches, elle se courbe en raison des contraintes résiduelles superficielles de compression induites par le procédé. Cette flèche, appelée *Flèche Almen* est à la base de la mesure de l'intensité du traitement. Trois types d'éprouvettes Almen sont utilisées (types N, A et C) afin de s'adapter à tous les types de grenailage. Seule leur épaisseur diffère ; en général elles sont utilisées pour mesurer pour de faibles, moyennes et fortes intensités respectivement. Si les conditions de grenailage conviennent au cahier des charges imposé, les futures opérations de grenailage pour ce type de pièce se feront avec la même intensité Almen. Une illustration du processus de mesure de la flèche Almen est donné figure 1.6.

Avant le traitement de chaque nouvelle pièce, une série de plusieurs éprouvettes Almen est grenailée en faisant varier le temps d'exposition. Les couples (temps, flèche) des éprouvettes sont reportés sur une courbe dite de *saturation* (figure 1.7). Le temps de saturation est le temps T nécessaire à l'obtention d'une flèche telle qu'en doublant T, la flèche augmente d'exactement 10%. On appelle alors *intensité Almen* la valeur de la flèche associée à T.

A l'aide des deux critères définis précédemment, la désignation d'une condition de grenailage est fixée par la norme NFL 06-832, qui fournit des informations sur la taille et la nature des billes, l'intensité Almen et le taux de recouvrement. Par exemple, un grenailage avec des billes d'acier de 600  $\mu\text{m}$  de diamètre, une flèche Almen de 18 centièmes de millimètre sur une éprouvette de type A, et un taux de recouvrement de 150 % sera

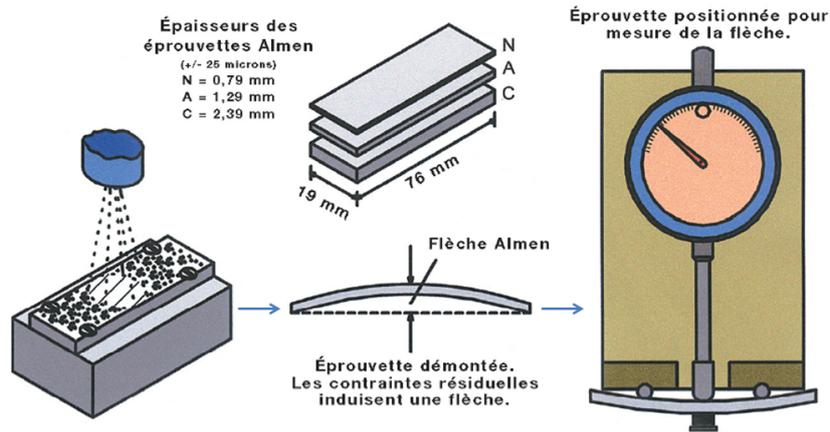


FIGURE 1.6 – Protocole de détermination de l'intensité Almen [26].

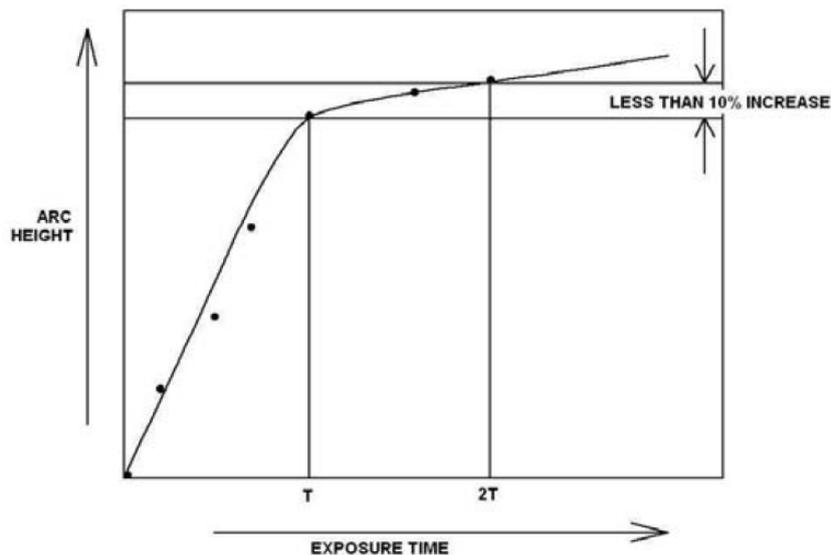


FIGURE 1.7 – Courbe de saturation d'une éprouvette Almen.

désigné par :

$$BA600/F18A/150\%$$

En pratique, l'obtention d'une condition de grenailage est liée aux paramètres de la grenailleuse que sont : la pression d'air en entrée de buse, le débit de grenaille dans la buse et le temps d'exposition, ou nombre de passages de la buse. Les deux premiers paramètres sont liés à l'intensité de grenailage, tandis que le troisième est déterminé en fonction du taux de recouvrement souhaité. Il n'existe pas de relation univoque entre la pression et le débit de grenaille d'une part et l'intensité d'autre part. Ainsi, plusieurs couples de pression et de débit peuvent permettre d'obtenir la même intensité Almen. On rencontre dans la littérature des modèles analytiques [30], [77], [43] permettant de lier la vitesse de la grenaille à l'intensité Almen.

### 1.1.4 Paramètres du grenailage - influence sur le procédé

Qu'ils soient intrinsèques à la grenaille choisie (matériau, diamètre) ou liés aux conditions de grenailage (vitesse incidente, angle d'impact), les paramètres associés à la grenaille influencent de manière différente les profils de contraintes résiduelles après grenailage. De nombreux articles de la littérature ont étudié l'impact des paramètres de la grenaille et fournissent des observations intéressantes afin d'orienter le présent travail. Nous les présentons de manière non exhaustive ici.

#### Vitesse de la grenaille

Les vitesses de grenaille classiquement constatées au cours du grenailage sont de l'ordre de 20 à 120  $m.s^{-1}$  [44]. Cette vitesse est contrôlée en sortie de buse et corrélée avec la pression d'air indiquée en entrée de buse. La corrélation des deux grandeurs est garantie par le contrôle de l'usure des buses et des injecteurs.

Une augmentation de la vitesse de la grenaille, tout autre paramètre procédé gardé constant par ailleurs, a pour conséquence une augmentation de la valeur de la contrainte maximale de compression et de la profondeur plastiquement déformée [46], [25]. Meguid observe au cours du grenailage d'un acier qu'une augmentation de 100% de la vitesse de la grenaille (de 50 à 100  $ms^{-1}$ ) entraîne une augmentation de 150% du maximum de la déformation plastique équivalente, une augmentation de 50% de l'épaisseur de la couche en compression et une augmentation du maximum de la contrainte résiduelle. Cette tendance est moins marquée pour des vitesses de grenailage faibles.

A noter que Tosha [103] met expérimentalement en évidence que tout angle d'incidence s'éloignant de  $90^\circ$  par rapport à la surface a pour conséquence de réduire la force normale impactante. Fathallah [30] fait un équivalent énergétique entre une bille impactant une surface avec un angle  $\alpha$  et une vitesse  $V$  et une bille impactant la surface avec une vitesse  $V \sin \alpha$  en incidence normale. Ainsi, une réduction de l'angle d'incidence a la même conséquence qu'une diminution de la vitesse sur le profil de contraintes résiduelles.

#### Nature et diamètre des billes

Le tableau 1.1 donne la nature et les caractéristiques des trois grands types de grenailles utilisées. Le choix d'une grenaille résulte généralement d'un compromis technique et économique. Une bille dont la dureté est importante augmente la contrainte maximale de compression ; de plus, elle subira peu de déformation plastique, s'endommagera peu et gardera sa forme initiale, garantissant un grenailage d'une meilleure qualité. Citons le cas particulier du grenailage de pièces à application nucléaire : une grenaille du même matériau que la pièce est volontairement choisie afin d'éviter tout problème de contamination.

H.Y. Miao et al [77] constatent que pour atteindre une intensité Almen donnée à vitesse constante, il est nécessaire d'utiliser un diamètre plus important pour les billes en céramique d' $Al_2O_3$  (densité  $3,95 \cdot 10^{-3} g.mm^{-3}$ ) que pour les billes d'acier (densité 7,8

Nature de la bille	Masse volumique ( $g.cm^{-3}$ )	Module de Young (GPa)	Coef de Poisson	Dureté Vickers (HV)
Acier	7.5	210	0.29	470 - 450
Céramique	3.8	80	0.2	800 - 1000
Verre	2.5	65	0.23	500 - 530

Tableau 1.1 – Données matériau de trois types de grenaille classique

$10^{-3} g.mm^{-3}$ ). Le calcul de l'intensité Almen fait intervenir la densité du matériau et son module de Young, les auteurs arrivent à la conclusion que cette première a une influence plus importante que ce dernier sur l'intensité.

Les diamètres de bille rencontrés usuellement sont les suivants [44] :

- billes d'acier : 0.2 à 1.4 mm
- billes en céramique : 0.1 à 2.5 mm
- billes de verre : 0.05 à 0.6 mm

A l'instar de la vitesse, le diamètre  $D$  a également pour effet d'augmenter la contrainte maximale de compression ainsi que la profondeur plastiquement affectée. Tosha [103] observe l'influence conjointe du diamètre de la grenaille et de sa vitesse sur la rugosité finale de la pièce traitée. S'appuyant sur des courbes expérimentales, il établit la relation suivante, pour un taux de recouvrement de 100% :

$$R_y = k_r DV \quad (1.1)$$

où  $k_r$  est un coefficient constant,  $R_y$  la rugosité (moyenne de la hauteur des cratères),  $D$  le diamètre de la bille et  $V$  sa vitesse.

Pour finir, notons que les billes sont produites selon deux procédés : la technique du fil coupé, et celle de l'acier coulé [26]. Dans le premier cas, un fil d'acier est débité, et coupé afin d'obtenir la grenaille, qui est en fait un cylindre aussi haut que large. La résistance à l'usure de ces billes est très élevée. La seconde technique est la plus utilisée pour produire de la grenaille car propose le meilleur compromis entre coût et précontrainte élevée. Elle présente, de plus, l'avantage de préserver un meilleur état de la surface traitée (rugosité plus faible).

## 1.2 Analyse mécanique

### 1.2.1 Principe du grenailage

Comme évoqué précédemment, le grenailage conventionnel de précontrainte consiste à projeter la grenaille sur une pièce métallique à traiter. Les impacts répétés de la grenaille produisent, à froid, des déformations plastiques à la surface de la pièce. C'est l'étirement de cette surface, contrainte par le reste du massif, qui est à l'origine de la génération des contraintes résiduelles.

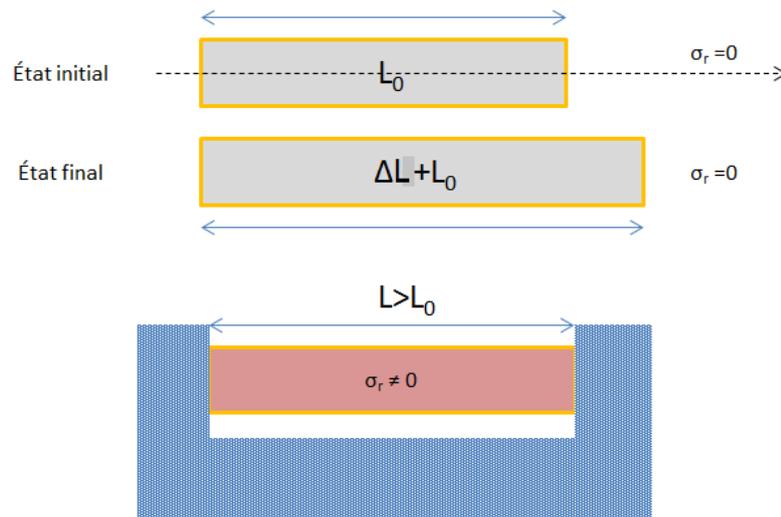


FIGURE 1.8 – Mise en compression d'un barreau et création de contraintes résiduelles.

Afin d'illustrer la situation, considérons un barreau libre subissant une déformation plastique (figure 1.8). Ce barreau non contraint n'aura en son sein aucune contrainte résiduelle à l'état final. On suppose que les déformations engendrées sont petites, si bien que l'on peut découpler sous forme additive la déformation totale en déformation élastique et déformation plastique :

$$\epsilon_t = \epsilon_e + \epsilon_p \quad (1.2)$$

Si l'on souhaite replacer ce barreau dans un étrier indéformable de longueur  $L_0$ , il faudra lui appliquer une déformation élastique afin de le comprimer et le mettre dans l'étrier. Cette déformation élastique a été imprimée afin de compenser l'incompatibilité de la déformation plastique avec le positionnement dans l'étrier. Ces déformations élastiques sont à l'origine des contraintes présentes dans le barreau une fois placé dans l'étrier.

Conceptuellement, la génération des contraintes résiduelles dans un massif peut s'expliquer de la même manière. La surface de la pièce grenillée est assimilée au barreau, au sein duquel sont produites des déformations plastiques à cause des impacts des billes. Ces déformations sont incompatibles avec la présence du corps de la pièce qui empêche l'étirement de la surface. Des contraintes élastiques apparaissent pour compenser cette

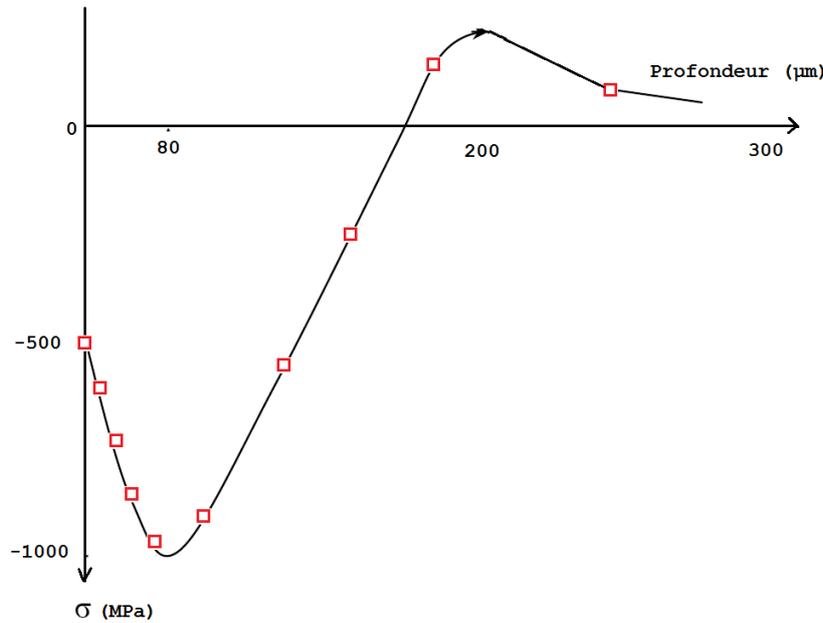


FIGURE 1.9 – Profil typique de contraintes résiduelles introduit au cours du grenailage.

incompatibilité. A celles-ci sont associées des contraintes résiduelles de compression en surface et de tension en sous-couche.

Un profil typique de ces contraintes résiduelles et leur ordre de grandeur, suivant la profondeur de la pièce, est proposé figure 1.9. On note qu'en profondeur les contraintes sont à nouveau en traction afin de préserver l'équilibre mécanique de la pièce.

## 1.2.2 Effets du grenailage

Le procédé de grenailage conventionnel induit en plus de l'état mécanique décrit précédemment d'autres effets, de natures différentes, que nous décrivons ici :

- une modification de la rugosité (effet géométrique),
- des modifications à l'échelle microscopique (effet métallurgique),
- une augmentation de la durée de vie.

Le grenailage modifie la rugosité superficielle des pièces [48] ; les paramètres de rugosité seront influencés par la nature, la forme, la dureté et l'énergie cinétique incidente des billes ainsi que par le matériau dont est constituée la surface. Il est à noter qu'un grand nombre de paramètres existent pour caractériser la rugosité, bien qu'un nombre restreint (de 1 à 3 en général) soit utilisé dans la littérature. Bagherifard et al. [7] donnent une description précise des principaux. La figure 1.10 donne un aperçu de la modification de l'état de surface après le grenailage complet d'une surface métallique initialement polie miroir.

La détérioration de l'état de surface après grenailage (i.e. augmentation de la rugosité) est inhérente au procédé. L'utilisation d'une grenaille de petite taille accentue le



FIGURE 1.10 – Rugosité d’une pièce constatée après grenaillage [20].

phénomène. Les déformations locales engendrées par les impacts de billes sont de potentiels lieux de concentration des contraintes et d’amorçage des fissures. Une maîtrise des paramètres de rugosité est préconisée par certains auteurs [82], [72], [9].

Le grenaillage peut provoquer une réduction de la taille des grains par fractionnement sous la contrainte imposée aux cours des impacts. Ortiz et al. [85] ont montré dans le cas de conditions de grenaillage sévère, l’apparition d’un fort gradient de taille de grains perpendiculairement à la surface. On peut constater également dans le cas de certains aciers austénitiques une transformation de l’austénite résiduelle en martensite au cours du procédé.

Une modification de la microstructure peut avoir une influence sur la dureté finale du matériau et ses propriétés de résistance à la corrosion. L’évolution potentielle des paramètres microstructuraux au cours du grenaillage est à analyser afin d’en rendre compte, le cas échéant, dans le modèle mis en place dans le cadre de ce travail. Par ailleurs, la littérature ne fait pas état d’analyse, expérimentale ou numérique, de l’influence de la taille de grains initiale sur l’impact du grenaillage. Cette approche pourrait néanmoins s’avérer intéressante pour la compréhension de l’impact de ce paramètre sur la fatigue des pièces grenaillées.

D’une manière générale le grenaillage engendre en plus des déformations plastiques une désorientation des grains, ainsi que l’apparition de mâcles pour certains matériaux, et de défauts dans les cas les plus sévères [85]. Ces ‘désordres’ du réseau cristallin traduisent l’impact du procédé sur l’état d’érouissage du matériau traité, qu’il est important de caractériser. La littérature fait état d’un nombre très restreint d’auteurs s’intéressant de manière systématique à l’érouissage en plus des contraintes résiduelles générées après grenaillage [91], [105].

Enfin, l'intérêt du procédé réside dans la couche surfacique mise en compression, au sein de laquelle les contraintes sont moins sévères que le chargement macroscopique appliqué. En effet, au cours de la sollicitation d'une pièce grenillée, c'est la superposition des contraintes résiduelles et de la contrainte induite par le chargement qui règne au sein du matériau. Il en résulte que la propagation des fissures est freinée voire stoppée, augmentant ainsi sensiblement la durée de vie de la pièce. Il faut toutefois noter que l'impact du grenailage sur la durée de vie d'une pièce mécanique est très variable et dépend du matériau et des conditions du procédé. Un aperçu du gain en durée de vie sur un engrenage en acier est donné figure 1.11.

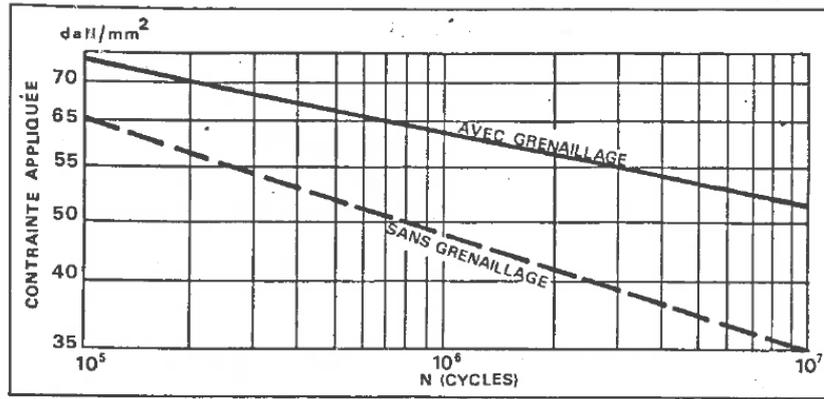


FIGURE 1.11 – Durée de vie d'un engrenage fonction du grenailage [44].

### 1.2.3 Modèles analytiques

On détaille dans cette section les modèles analytiques élaborés afin de définir et de calculer l'état mécanique obtenu après le processus de grenailage, la nature des contraintes résiduelles et des déformations générées et les relations qui les lient.

#### Contact élastique de Hertz

La base d'un nombre important de modèles analytiques de grenailage repose sur le calcul des champs mécaniques dans le cas du contact élastique entre deux solides développée par Hertz (théorie décrite dans [57]). Lors du contact d'une bille rigide sur un massif plan élastique (schématisé figure 1.12), le champ élastique de Hertz sous l'axe de la bille s'écrit :

$$\Sigma_{el} = \begin{pmatrix} \Sigma_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & \Sigma_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & \Sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (1.3)$$

avec

$$\Sigma_{xx} = \Sigma_{yy} = p_0 (1 + \nu) \left( \frac{z}{a} \tan^{-1} \left( \frac{a}{z} \right) - 1 \right) + p_0 \left( \frac{a^2}{2(a^2 + z^2)} \right) \quad (1.4)$$

$$\Sigma_{zz} = -p_0 \left( \frac{a^2}{(a^2 + z^2)} \right) \quad (1.5)$$

où  $a$  est le rayon de l'empreinte laissée dans le massif,  $p_0$  la pression exercée lors de l'enfoncement maximal de la bille,  $\nu$  le coefficient de poisson du massif et  $E$  son module de Young. La variable  $z$  représente la profondeur du point courant. Hertz suppose que la répartition de la pression sous la zone de contact dans un repère cylindrique s'écrit :

$$p(r) = p_0 \sqrt{1 - \frac{r^2}{a^2}} \quad (1.6)$$

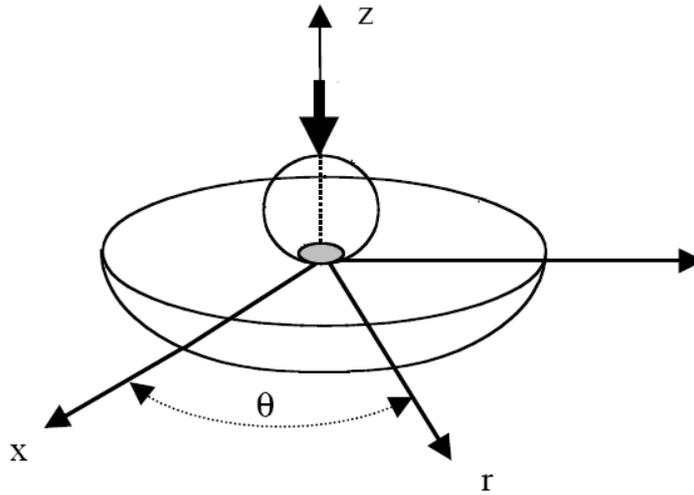


FIGURE 1.12 – Impact normal d'une bille sur un massif.

Ce champ élastique généré par une bille donne une approche locale du contact qu'il a été nécessaire de compléter par une approche plus globale sur les mécanismes de création des contraintes résiduelles sur un massif infini.

### Grenailage d'un massif

On se donne une pièce à grenailler de géométrie plane et infinie dans les directions du plan de grenaillage. On note  $H$  son épaisseur éventuellement infinie (figure 1.13)

Comme vu précédemment, l'impact des billes sur la surface induit des forces tangentielles qui tendent à étirer les couches superficielles du matériau et génèrent des contraintes résiduelles en raison des incompatibilités des déformations. Or, si les déformations plastiques ne sont pas toujours compatibles, la déformation totale l'est toujours, devant vérifier les équations de compatibilités. Celle-ci s'écrivent, en utilisant les notations indicielles, où  $\tilde{\epsilon}^t$  est le tenseur des déformations totales :

$$\epsilon_{ii,jj}^t + \epsilon_{jj,ii}^t - 2\epsilon_{ij,ij}^t = 0 \quad (1.7)$$

$$(\epsilon_{ii,k}^t + \epsilon_{jk,i}^t - \epsilon_{jk,i}^t)_{,j} = \epsilon_{jj,ik}^t \quad (1.8)$$

La première équation traduit la continuité de la courbure des déformées, la seconde la continuité de la déformation. En considérant que le traitement affecte la surface de manière

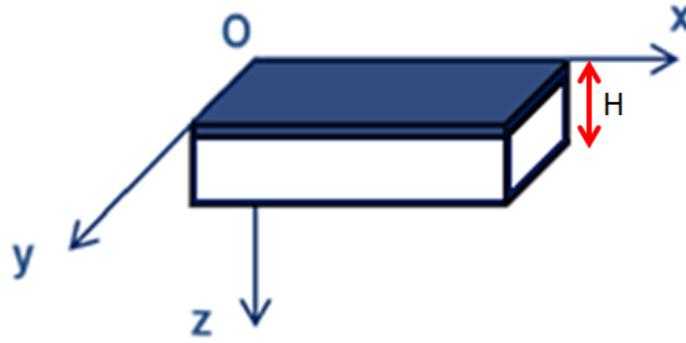


FIGURE 1.13 – Schématisation de la géométrie de la pièce grenillée.

homogène, les grandeurs mécaniques sont dépendantes de la seule variable  $z$ . De plus, les termes extra diagonaux des tenseurs de contrainte et de déformation sont supposés négligeables. Le respect de l'équilibre mécanique et des conditions aux limites amènent finalement à l'écriture suivante du tenseur des contraintes :

$$\tilde{\sigma}(z) = \begin{pmatrix} \sigma(z) & 0 & 0 \\ 0 & \sigma(z) & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (1.9)$$

Le tenseur des déformations plastiques s'écrit quant à lui, dans l'hypothèse d'un écoulement plastique isochore :

$$\tilde{\epsilon}_p(z) = \begin{pmatrix} \epsilon_p(z) & 0 & 0 \\ 0 & \epsilon_p(z) & 0 \\ 0 & 0 & -2\epsilon_p(z) \end{pmatrix} \quad (1.10)$$

Dans le cas où  $H$  est infini, on trouve une relation linéaire entre la contrainte résiduelle et les déformations libres de contraintes :

$$\epsilon_p(z) = \frac{\nu - 1}{E} \sigma(z) \quad (1.11)$$

Cette forme du tenseur des déformations et des contraintes caractérise d'une manière théorique l'état mécanique d'un massif infini grenillé compte-tenu des hypothèses faites. Ces résultats seront admis et réutilisés dans la suite de ce manuscrit. Nous abordons maintenant une méthode permettant le calcul de ces champs.

### Méthode élastoplastique simplifiée

A partir des hypothèses sur la forme du champ de contrainte et des déformations plastiques au sein d'un massif semi-infini grenillé, Zarka [112], [113] a développé une méthode élastoplastique simplifiée. Cette méthode analytique a pour but de modéliser l'état élastoplastique stabilisé d'une structure, et a été très utilisée afin de prédire l'état mécanique post-grenaillage d'une pièce lorsque les capacités de calculs numériques étaient limitées.

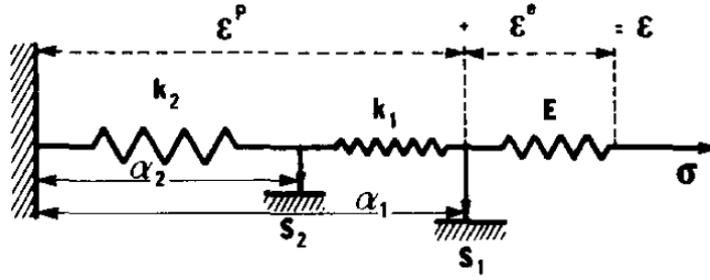


FIGURE 1.14 – Exemple d'introduction du formalisme de Zarka [112].

Appliquée à la modélisation du grenailage, cette méthode consiste à supposer qu'un état stabilisé des champs mécaniques est atteint et étudie l'influence d'un nouvel impact sur la structure. Les états d'accommodation et d'adaptation peuvent être décrits mais ce n'est pas le cas de l'effet de Rochet. Le principe fondamental de la méthode de Zarka repose sur l'introduction de paramètres transformés, issus des paramètres internes de la structure menant à une écriture simplifiée du critère de plasticité.

Ainsi, l'évolution du convexe représentant le critère d'écoulement plastique, construit dans l'espace des paramètres transformés, dépend du déviateur du chargement cyclique imposé, supposé élastique. La définition de ce chargement repose sur la connaissance du champ de contrainte élastique donné par la théorie du contact élastique de Hertz. L'étude de la réponse de la structure au chargement imposé repose alors sur l'analyse de l'évolution de ce convexe dans l'espace des paramètres transformés.

La réaction d'un corps aux sollicitations auxquelles il est soumis peut être représentée d'une manière simple, à l'aide de modèles rhéologiques plus ou moins élaborés. Le formalisme du modèle est ici introduit via un exemple simple, en figure 1.14. La contrainte globale  $\sigma$  est appliquée à l'ensemble ; la déformation totale est la somme de la déformation élastique  $\varepsilon_e$  et de la déformation plastique  $\varepsilon_p$ . La donnée des déformations plastiques  $\alpha_1$  et  $\alpha_2$  est suffisante pour décrire l'état du matériau, ils seront les paramètres internes. Au niveau de chaque patin, la contrainte locale est donnée par :

$$\sigma_1 = \sigma - k_1(\alpha_1 - \alpha_2) \quad (1.12)$$

$$\sigma_2 = \sigma - k_1(\alpha_1 - \alpha_2) - k_2\alpha_2 \quad (1.13)$$

On a donc :

$$\begin{aligned} \sigma_1 &= A_1\sigma - y_1 & \sigma_2 &= A_2\sigma - y_2 \\ \vec{y} &= \begin{pmatrix} k_1 & -k_1 \\ -k_1 & k_1 + k_2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \end{pmatrix} = \tilde{B}\vec{\alpha} \end{aligned}$$

$\vec{y}$  est le vecteur des paramètres transformés, lié linéairement à  $\alpha$ . Par ailleurs, la déformation plastique totale s'écrit :

$$\varepsilon_p = \vec{A}^T \alpha = \vec{A}^T \tilde{B}^{-1} \vec{y} \quad (1.14)$$

avec

$$\vec{A} = \begin{pmatrix} A_1 \\ A_2 \end{pmatrix}$$

Etant donné que  $\sigma_1$  et  $\sigma_2$  doivent être plastiquement admissibles, les paramètres transformés  $(\alpha_1, \alpha_2)$  évoluent dans un rectangle de centre  $A\sigma$  et de côté  $(2S_1, 2S_2)$  avec  $S_i$  les seuils des patins 1 et 2. Au niveau local, l'écoulement plastique au sens du critère de Von Mises s'écrit :

$$\frac{1}{2}\sigma_i.\sigma_i - \sigma_s^2 \leq 0 \quad (1.15)$$

soit avec la matrice de localisation :

$$\frac{1}{2}(A_i.\sigma - y_i).(A_i.\sigma - y_i) - \sigma_s^2 \leq 0 \quad (1.16)$$

La partie sphérique du tenseur des contraintes intervient peu à l'état stabilisé, on peut remplacer  $\sigma$  par son déviateur  $S$ .

Dans l'espace des paramètres transformés, l'écoulement plastique consiste donc en une translation de la sphère de rayon  $R_0$  de vecteur  $S$  suivant une droite de paramètres directeurs  $A_i$  comme le schématise la figure 1.15 pour  $n = 2$ . Un point  $M(0)$  initialement à l'intérieur du domaine d'élasticité vient d'abord se localiser sur la frontière sur laquelle il continue d'évoluer jusqu'à une position limite pour de grandes déformations.

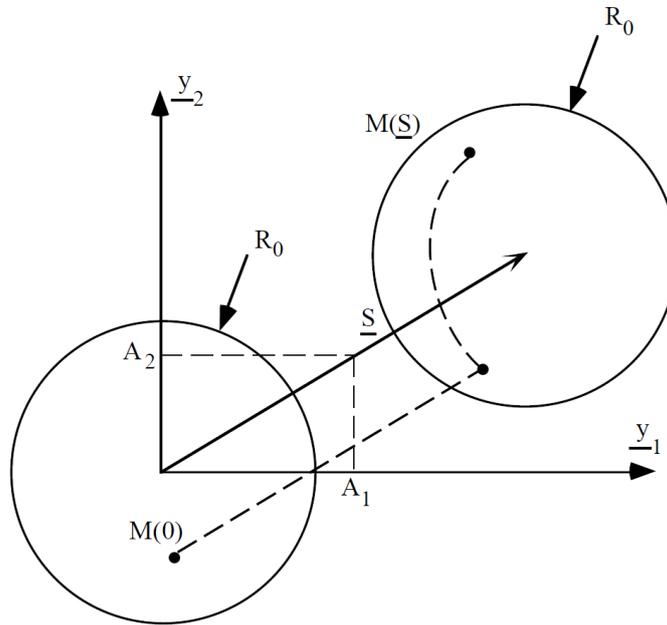


FIGURE 1.15 – Illustration du critère de plasticité [69]

Avec la décomposition du champ des déplacements, des déformations et des contraintes introduite précédemment, on crée alors un nouveau vecteur des paramètres transformés  $\vec{Y}$  en notant  $\tilde{R}$  le tenseur des contraintes résiduelles :

$$\vec{Y} = \vec{y} - \vec{A}\tilde{R} \quad (1.17)$$

ce qui permet d'écrire le critère de plasticité comme suit :

$$\frac{1}{2}(\vec{A}_i \cdot \widetilde{\Sigma}_{el} - \vec{Y}_i)^T : (\vec{A}_i \cdot \widetilde{\Sigma}_{el} - \vec{Y}_i) - \sigma_s^2 \leq 0 \quad (1.18)$$

Dans l'espace des paramètres transformés, le critère est donc un convexe ( $C$ ) dont la taille et la position varie au cours du temps mais ne dépend que de variables pouvant être déterminées à l'aide d'un calcul élastique.

La variation du déviateur de chargement peut entraîner l'écoulement plastique du matériau. Au niveau local, l'écoulement plastique va se traduire par une variation du paramètre transformé  $\vec{Y}$ , qui doit rester à tout instant à l'intérieur ou à la frontière du convexe ( $C$ ). La détermination de  $\vec{Y}$ , à laquelle s'attache la méthode élastoplastique, permet de remonter à la déformation plastique à l'aide de l'équation (1.14), puis au tenseur des contraintes résiduelles  $\widetilde{R}$  (dont les composantes sont les inconnues principales du problème).

Dans le cas de structures chargées cycliquement, la méthode simplifiée permet de déterminer les états stabilisés à l'aide des positions géométriques extrêmes du convexe ( $C$ ), notées  $C_{min}$  et  $C_{max}$ , au cours du chargement. Ceci revient à considérer un chargement radial, oscillant cycliquement entre deux valeurs  $\Sigma_{min}$  et  $\Sigma_{max}$ . Dans le cas du grenailage, le chargement est minimal lors du retour de la bille ( $\Sigma_{min} = 0$ ), le chargement maximal est le champ de contact élastique donné par la théorie de Hertz ( $\Sigma_{max} = \Sigma_{Hz}$ ) ; on peut alors écrire :

$$\Sigma(t) = \lambda(t)\Sigma_{max} \quad (1.19)$$

où  $\lambda$  est une fonction prenant la valeur 0 lors du retour de la bille et 1 lors de son enfoncement maximal.

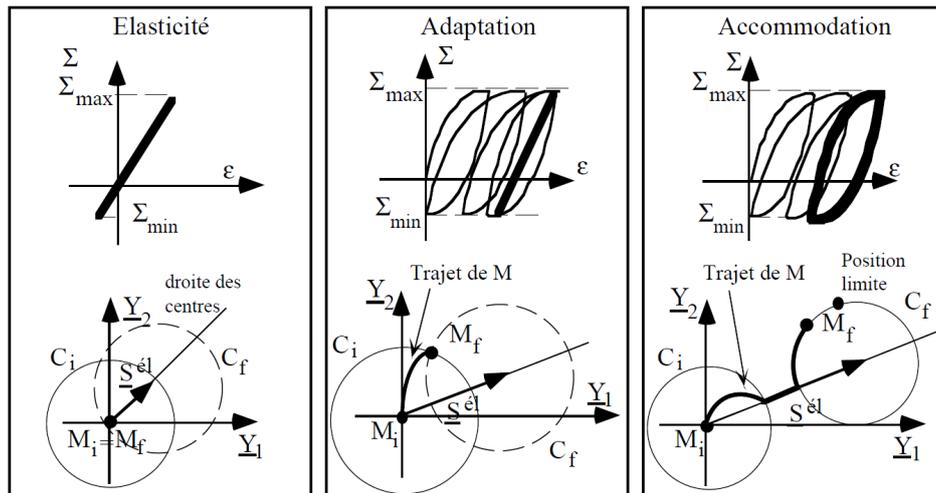


FIGURE 1.16 – Schéma des différents états stabilisés [69]

Plusieurs cas se distinguent en fonction de l'amplitude du chargement (figure 1.16) :

- l'amplitude du chargement est inférieure à  $r_0 = \sqrt{\frac{2}{3}}\sigma_s$  : il n'y pas d'écoulement plastique et le paramètre  $\vec{Y}$  reste immobile dans l'espace des paramètres transformés.
- l'amplitude du chargement est telle que  $C_{min}$  et  $C_{max}$  ont une intersection non vide : il y a écoulement plastique, le paramètre  $\vec{Y}$  se déplace puis se stabilise. Le comportement de la structure devient purement élastique (adaptation).
- l'amplitude du chargement est telle que  $C_{min}$  et  $C_{max}$  ont une intersection vide : la déformation plastique devient périodique,  $\vec{Y}$  se déplace cycliquement (accommodation).

Guechichi [44] a étudié la génération de la contrainte résiduelle induite par le greillage dans le cas d'un impact normal sur un massif semi-infini, au cours d'un contact sans friction, illustré sur la figure 1.12. Le matériau étudié est représenté par un unique élément unidimensionnel représentant l'écroutissage cinématique linéaire et isotrope. L'opérateur  $\tilde{B}$  introduit plus haut est donc réduit à un scalaire, noté  $h$  (module d'écroutissage cinématique du matériau). Le champ de Hertz sous l'axe ( $z$ ) est donné par l'équation 1.3. Dans le repère de coordonnées cylindriques ( $r, \theta, z$ ), la géométrie de la pièce implique que tous les tenseurs dépendent de la seule variable  $z$  [53]. Les équations d'équilibre et conditions aux limites réduisent le tenseur de contraintes résiduelles à la forme donnée par l'équation 1.9, et :

$$\vec{Y} = \begin{pmatrix} Y(z) \\ Y(z) \\ -2Y(z) \end{pmatrix} \quad (1.20)$$

L'hypothèse d'incompressibilité de la déformation plastique impose de même des déformations plastiques sous la forme de l'équation 1.10. L'hypothèse d'un comportement cinématique linéaire implique également que :

$$Y(z) = hE_p(z) - \frac{1}{3}R(z) \quad (1.21)$$

On obtient alors :

$$E_p = \frac{3(1 - \mu_2)}{2h(1 - \mu_2) + E_2} Y(z) \quad (1.22)$$

$$R(z) = \frac{-E_2}{2h(1 - \mu_2) + E_2} Y(z) \quad (1.23)$$

Le caractère isotrope du comportement est traité de manière découplée en faisant varier la taille du convexe ( $C$ ) en fonction de la déformation plastique, tel que :

$$\begin{aligned} \Delta r &= K\varepsilon_p^n \quad \text{si} \quad 0 < \varepsilon_p < \varepsilon_{plim} \\ \Delta r &= K\varepsilon_{plim}^n \quad \text{si} \quad \varepsilon_p > \varepsilon_{plim} \end{aligned}$$

Les paramètres  $K$  et  $n$  sont identifiés sur la courbe de comportement cyclique du matériau. Suivant le cas (adapation ou accommodation),  $Y$  est donné par :

$$Y(z) = \begin{cases} \Sigma_{el} - r_0 & \text{adaptation} \\ r_0 + \Delta r & \text{accommodation} \end{cases}$$

Ce modèle a pour avantage sa simplicité de calcul et a permis d'obtenir des résultats satisfaisants dans le cas du grenailage d'un acier E460 [44]. Cependant, le modèle s'est avéré peu efficace pour reproduire l'état de contraintes résiduelles dans des matériaux montrant une forte sensibilité au taux de déformation comme l'aluminium ou des matériaux à adoucissement cyclique comme l'Inconel.

Cette méthode de prédiction analytique des contraintes résiduelles semble être un point de départ intéressant afin d'estimer en première approche, l'allure du profil de contraintes résiduelles et de déformation plastique introduit pour des paramètres procédé donnés. Elle servira de comparaison avec le modèle numérique développé dans le chapitre 5.

### 1.2.4 Synthèse

Le grenailage de précontrainte est un procédé générant des incompatibilités de déformation plastique entre la surface de la pièce traitée et la matière plus à coeur. La contrainte résiduelle en compression qui en découle se superpose au chargement extérieur vu par la pièce, le rendant moins sévère, et augmentant ainsi généralement la durée de vie en fatigue. Ce procédé, très compétitif, est largement utilisé dans le domaine industriel, a également un impact sur la rugosité de la pièce, sur la microstructure et sur la durée de vie en fatigue de la pièce.

On retiendra également la relative incertitude liée à l'évaluation du procédé. Des grandeurs phares comme le taux de recouvrement ne sont pas évaluées de manière très précise ; une intensité de grenailage peut également être obtenue par plusieurs paramétrages machine différents. Ceci amène à se considérer une approche statistique des résultats du grenailage, que l'on étudiera lors de la mise en place du modèle de grenailage.

L'analyse mécanique du procédé a permis de mettre en avant la forme théorique du champ mécanique post-grenailage et de comprendre les mécanismes de création de contraintes résiduelles via des hypothèses simplificatrices. On va se pencher maintenant sur les travaux existants modélisant le procédé complet et les outils utilisés à cette fin.

## 1.3 Modèles numériques de grenailage

La prédiction de l'état mécanique post-grenailage est la première étape dans le processus d'intégration du procédé à la phase de dimensionnement d'une pièce mécanique. De nombreux modèles ont été proposés depuis les trente dernières années, et des progrès fulgurants ont pu être possibles grâce au développement des capacités de calcul. L'outil numérique est aujourd'hui incontournable et propose à ce jour les modélisations les plus précises du procédé. On souhaite par cette étude bibliographique identifier, s'ils existent, les modèles, méthodes et hypothèses existants en mesure de répondre aux besoins de ce travail.

La modélisation d'un phénomène, d'une manière générale, se veut être un compromis entre une description précise de la physique mise en jeu et une complexité modérée permettant d'obtenir des résultats en un temps et avec des ressources acceptables au niveau

industriel. Dans le cas particulier du grenailage, la forte non linéarité due aux déformations plastiques de la pièce grenailée ou aux problématiques de contact, le grand nombre de billes, la rapidité du procédé ou les dimensions parfois importantes des pièces sont autant de complexités qui appellent à faire des hypothèses afin de simplifier le modèle. Dans cette partie, on dresse un état des lieux des modélisations numériques existantes dans la littérature en adoptant un regard thématique, tel que proposé par Zimmermann et al. [114]. Nous introduirons, en préambule, la méthode de résolution par éléments finis sur laquelle reposent ces modèles.

### 1.3.1 Méthode des éléments finis

La méthode des puissances virtuelles permet d'écrire les équations du mouvement qui interviennent dans la définition d'un problème mécanique. Les méthodes par éléments finis s'attachent à résoudre un problème mécanique en discrétisant le volume total  $V$  en sous domaines, illustrés sur la figure 1.17. En posant que les déplacements en tout point de ces domaines, ou éléments finis, ne dépendent que des déplacements des noeuds de cet élément, pour tout point  $M$  de l'élément on construit de manière systématique une approximation du déplacement  $u(\vec{M})$  :

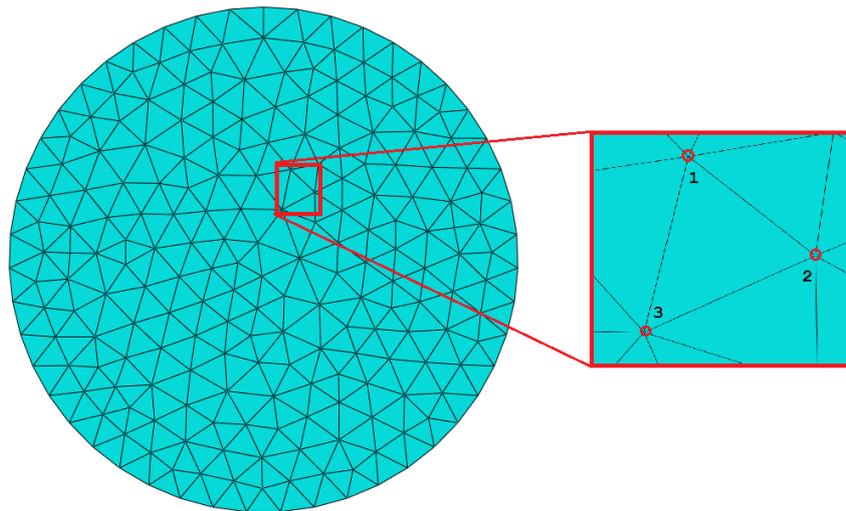


FIGURE 1.17 – Exemple de discrétisation d'un domaine et identification des noeuds d'un élément.

$$u(\vec{M}) = \tilde{N} \cdot \vec{u}_e \quad (1.24)$$

où  $\vec{u}_e$  est le vecteur des coordonnées des déplacements de tous les noeuds de l'élément. Pour le cas bidimensionnel présenté sur la figure 1.17,  $\vec{u}_e$  serait de taille 6.  $\tilde{N}$  est la matrice des fonctions d'interpolation de l'élément. Le champ de déformation devient :

$$\tilde{\varepsilon} = \tilde{L} \tilde{N} \vec{u}_e \quad (1.25)$$

avec  $\tilde{\varepsilon}^T = \langle \varepsilon_{11}, \varepsilon_{22}, \varepsilon_{33}, \varepsilon_{12}, \varepsilon_{13}, \varepsilon_{23} \rangle$ , et  $\tilde{L}$  la matrice d'opérateurs différentiels. En posant  $\tilde{B} = \tilde{L} \tilde{N}$ , le champ discret des contraintes s'écrit sous la forme :

$$\vec{\sigma} = \tilde{C} \tilde{\varepsilon} = \tilde{C} \tilde{B} \vec{u}_e \quad (1.26)$$

Pour la résolution du problème sur le volume complet, l'écriture du principe des puissances virtuelles s'obtient par sommation de l'équation d'équilibre sur tous les éléments. Le calcul des matrices élémentaires sur les éléments nécessitent une dérivation puis une intégration. Un code élément fini a donc recours aux méthodes numériques pour la résolution de ces calculs.

### 1.3.2 Géométrie du modèle

Un des premiers choix qui se présente pour la modélisation numérique du maillage est le nombre de dimensions de travail. Les modèles bidimensionnels ont été les premiers à concentrer les efforts des chercheurs à partir des années 1970 en raison des faibles ressources qu'ils nécessitent. La déformation élastique et élastoplastique d'un massif semi-infini sous l'impact d'une unique bille rigide ont par exemple été étudiées par Hardy et al. [51]. La validation des résultats numériques se faisaient alors en comparaison avec le modèle analytique du contact de Hertz pour un matériau élastique ou élastoplastique parfait.

Cependant, les études ont progressivement été de plus en plus poussées, étudiant l'influence d'un écrouissage isotrope et cinématique du massif [21] [97], ou du comportement de la bille [96]. L'étude du domaine plastique a parallèlement poussé à la recherche de nouvelles sources de comparaisons expérimentales. Ainsi, la mesure de la géométrie de l'indent plastique laissée après impact d'une bille [81] ou la mesure des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X [12] ont été prises comme base de données. En raison du caractère intrinsèquement tridimensionnel de ces mesures, il devient contestable de les comparer directement avec les résultats numériques bidimensionnels. C'est dans cet esprit, et avec le développement des puissances de calculs à partir des années 1990, que se sont développés les modèles tridimensionnels.

Bien qu'à même de modéliser de manière plus réaliste le maillage, les modèles tridimensionnels présentent le désavantage d'être très gourmands en ressources de calcul. Afin de minimiser les temps de calcul, beaucoup de modèles imposent aux faces latérales du modèle des conditions aux limites de symétrie, introduisant ainsi une cible de type massif-semi infini. Zimmermann et al. [115] ont mis en évidence que, dans le cas de corps minces, la définition des conditions aux limites peut affecter sensiblement les résultats notamment dans le cas de plaques minces, et proposent une analyse systématique de ces conditions. Meguid [74] préconise également d'ajuster les dimensions du massif afin que l'influence des conditions aux limites sur les résultats soit la plus faible possible.

### 1.3.3 Aspects numériques

#### Conditions aux limites

Les cas de calculs sur massif semi-infini doivent garantir les conditions d'infinité des dimensions. En particulier, les conditions aux limites doivent être étudiées afin d'éliminer tout effet de bord qui altérerait le profil de contraintes. Il faut également s'assurer, le cas échéant, que les ondes de contraintes élastiques ne se réfléchissent pas ; ce problème se pose également dans le cas de plaques minces où les ondes de contraintes se réfléchissent

sur les parois du modèle.

Guagliano [42] a proposé de moyenner les oscillations des ondes de contraintes afin d'estimer les contraintes résiduelles en équilibre statique. Beaucoup d'auteurs [74], [61], [28] ont utilisé des modèles d'amortissement afin d'atteindre cet équilibre statique, précaution devant être prise de ne pas altérer les résultats numériques. Les différentes techniques utilisées sont l'amortissement de Rayleigh (proportionnel à la masse ou à la raideur) ou l'introduction d'une viscosité de corps, *bulk viscosity*, linéaire ou quadratique. En fonction de diverses valeurs du coefficient d'amortissement  $\xi$ , ils observent la convergence des contraintes dans les différentes directions de l'espace, ainsi que la valeur de la contrainte surfacique. Il apparaît que l'amortissement est utile uniquement si le choix est fait d'utiliser une bille rigide ou élastique. Dans le cas d'une bille élastoplastique, l'effet de l'amortissement est négligeable. A noter que cette étude est menée dans le cas d'un calcul indépendant du taux de déformation. Pour des raisons de rapidité de calculs, les auteurs choisissent un coefficient d'amortissement non nul  $\xi = 0.5$ .

D'autres méthodes consistent à introduire des surfaces aux limites non réfléchissantes ou des éléments infinis, ou encore de mener une deuxième analyse quasi-statique pour atteindre l'équilibre statique. Rouhaud et al [97] ont mené une analyse entièrement quasi-statique via une approche énergétique pour s'affranchir des problèmes oscillatoires. Enfin Deslaef [26] propose de calculer la profondeur de l'indent à partir d'une précédente simulation dynamique.

El toby [28] a étudié l'influence comparée de l'amortissement numérique (*bulk viscosity*) et de l'amortissement matériau (proportionnel à la masse) sur la valeur de la contrainte de Von Mises en compression. Quel que soit l'amortissement considéré, il n'affecte pas la valeur finale des contraintes obtenue, mais permet d'y converger plus rapidement. Cependant, l'amortissement matériau n'a pas d'effet sur le pas de temps critique (que l'amortissement numérique réduit quant à lui) et permet de réduire le temps de calculs plus efficacement.

Kim et al. [61], [62] ont systématiquement analysé les dimensions de leur modèle afin d'éliminer les effets de bords en observant le profil calculé sur la profondeur. Les auteurs recherchent la profondeur à partir de laquelle s'annule la contrainte dans le massif, normalisée par la limite d'élasticité du matériau. La dimension du massif est fixée par cette profondeur, une marge de sécurité étant prise en compte. Meguid et al. [75] se sont intéressés également aux dimensions du massif semi-infini pour empêcher toute réflexion dynamique d'onde. Un massif de dimensions 4 à 7 fois supérieures au rayon de la bille s'avère nécessaire.

Zimmermann et al. [115] ont étudié l'influence de la nature des conditions aux limites imposées dans le cas d'une plaque mince en fonction de son épaisseur : les conditions de symétries doivent être fixées selon eux avec précaution pour ne pas altérer les résultats du calcul. L'approche classique des conditions de symétrie est critiquée dans le cas de géométries minces car l'influence de l'épaisseur de celle-ci est invisible (le profil de contraintes n'est en effet plus équilibré). En revanche, la restriction des mouvements du

modèle dans la direction perpendiculaire aux surfaces latérales et de la base permettent de tenir compte des effets de déflexions et amènent à des résultats bien plus réalistes en termes de contraintes résiduelles.

La littérature complète et détaillée sur ce sujet nous invite à choisir parmi les solutions existantes pour définir les conditions aux limites de notre modèle, présenté au chapitre 5.

### Schéma d'intégration - Algorithme

Deux types d'algorithmes et deux régimes peuvent être employés pour mener une simulation numérique dans le cadre du maillage : un schéma explicite ou implicite, en régime dynamique ou quasi-statique. Ce dernier choix est possible car, dans le cadre du maillage, les effets dynamiques sont négligeables : le temps caractéristique des ondes mécaniques est grand devant celui des ondes acoustiques. A chaque instant, l'équilibre statique est respecté. Notons ici qu'il s'agit de l'intégration du modèle global, distincte de l'intégration de la loi de comportement qui peut, elle-même, se faire en implicite ou en explicite.

Dans le cas d'une simulation en régime dynamique, la vitesse de la bille est prise comme condition initiale. Au cours d'un calcul quasi-statique, c'est le chargement équivalent ou le déplacement appliqué à la bille qui est la donnée initiale. La simulation explicite présente l'avantage d'être mieux adaptée pour représenter les phénomènes non linéaires de contact. Le calcul de la matrice de raideur est absent dans les calculs explicites, et le calcul de chaque pas de temps est direct au prix d'un pas de temps bien plus petit qu'en implicite. Ces aspects font que les schémas explicites sont davantage utilisés pour mener des calculs de grands modèles multi-impacts de maillage.

### Contact & frottement

Les codes de calculs du commerce permettent de prendre en compte les problématiques de contact via diverses lois d'interaction, normales et/ou tangentielles. Les méthodes de contact direct et par pénalité [63] sont les deux principales manières de gérer les contacts.

Le frottement est le plus souvent modélisé avec la loi de Coulomb, ce que Meguid [74] a remis en question compte-tenu des conditions de contact extrêmes (en termes de contraintes et de vitesse de déformation). Les études de la littérature mettent en avant qu'au-delà d'une certaine valeur de coefficient de frottement de Coulomb  $\mu$ , les résultats de la simulation deviennent indépendants de  $\mu$  (valeur entre 0.1 et 0.25 suivant l'angle d'incidence de l'impact). Ce résultat est appuyé par le modèle de Kim et al. [63] qui ont étudié la convergence de la contrainte en fonction du coefficient de frottement. Les auteurs ont montré de plus que l'influence du coefficient de frottement est nul dans le cas d'une bille dont le comportement est élastoplastique. Meguid [74] a montré qu'un coefficient de frottement supérieur à 0.25 n'a plus d'influence sur la déformation plastique et les contraintes résiduelles ; en revanche entre 0 et 0.25, la contrainte surfacique de cisaillement augmente modifiant la distribution des déformations plastiques et de la contrainte à la surface.

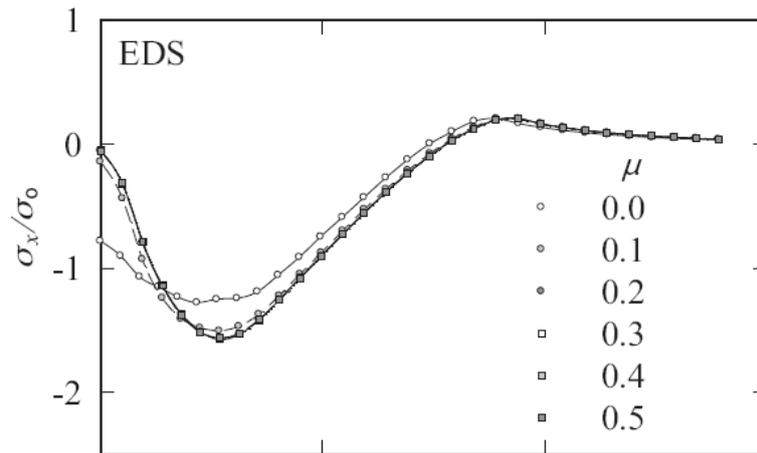


FIGURE 1.18 – Dépendance du profil de contrainte (normalisé par la limite élastique) au coefficient de frottement. [63]

Dans le cas d'un impact dynamique d'une bille élastoplastique, Han et al. [50] se sont intéressés au contact normal et ont déterminé des valeurs appropriées pour le coefficient de rigidité pour contact non rigide. Ils ont montré que ce coefficient de rigidité influe sur les forces de contact et donc sur l'état de contraintes résiduelles.

Les problématiques complexes gravitant autour du contact et du frottement imposent une étude poussée des méthodes de résolution numérique que nous n'aborderons pas dans ce manuscrit. Un soin sera porté au choix du coefficient de frottement, mais les capacités du code de calcul sur le contact et le frottement seront utilisées telles quelles.

### 1.3.4 Comportement du massif

Une bonne modélisation numérique du grenailage repose, entre autres, sur une description fine du comportement du matériau du massif étudié. Dans le cas du grenailage, cette caractérisation matériau passe notamment par la prise en compte de la dépendance au taux de déformation, puisqu'au cours du procédé, celui-ci atteint des valeurs l'ordre de  $10^5 \text{ s}^{-1}$ . Les résultats expérimentaux menés par Kobayashi et al. [65] montrent l'obtention de profils de contraintes résiduelles différents lors d'une indentation sphérique statique ou dynamique, entérinant l'hypothèse d'une dépendance du comportement au taux de déformation.

D'une manière plus générale, la sensibilité au taux de déformation varie en fonction du matériau ; cependant les auteurs révèlent des taux de déformation de l'ordre de  $10^6 \text{ s}^{-1}$  pour un choc sur massif purement élastoplastique d'une bille rigide [74]. Ces observations ont poussé à l'utilisation de modèles de comportement introduisant la dépendance au taux de déformation, comme le modèle de Johnson-Cook [56]. D'autres auteurs ont proposé une description de la contrainte d'écoulement basée sur l'observation du comportement des obstacles à courtes et longues distances au niveau macroscopique [107].

La figure 1.19 présente l'évolution de la contrainte d'écoulement en fonction du taux de déformation imposé à un acier en traction. On constate l'existence de trois stades :

- stade I : l'augmentation de la contrainte d'écoulement est seulement pilotée par le mécanisme de mouvement des dislocations et les glissements des plans cristallins,
- stade II : la sensibilité de la contrainte d'écoulement augmente en raison de l'apparition de mécanismes de glissements thermo-activés,
- stade IV : pour des taux de déformation importants, les phénomènes d'amortissement interne dominant.

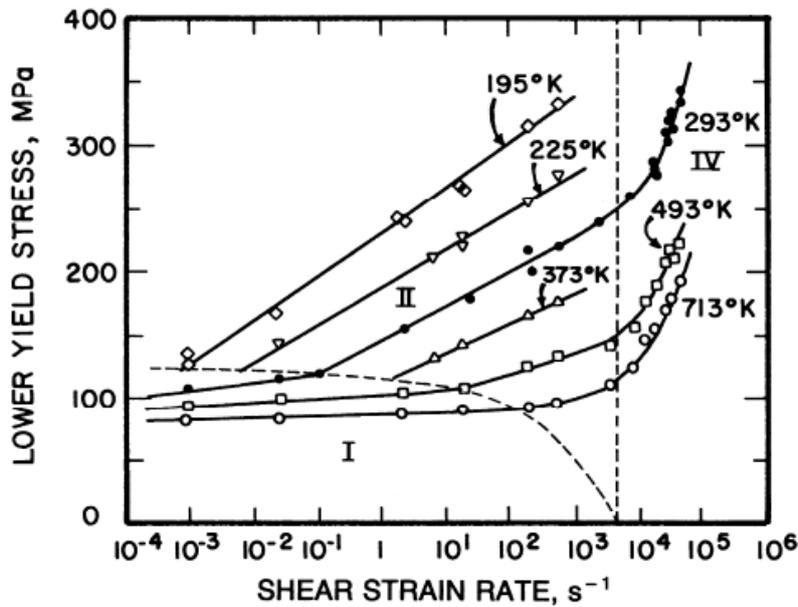


FIGURE 1.19 – Dépendance de la contrainte d'écoulement en fonction du taux de déformation et de la température : cas d'un acier [114].

La prise en compte du taux de déformation dans les travaux menés par Meguid sur un acier AISI 4340 [74] ou Baraguetti [13] attestent de différences significatives en termes de déformations plastiques et de contraintes résiduelles de compression après simulation du grenailage. Il s'avère cependant que la seule considération d'une loi de comportement isotrope (type Johnson-Cook) surestime les contraintes résiduelles de compression, tandis qu'un écrouissage cinématique seul (reflétant l'aspect cyclique du grenailage) sous-estime la contrainte [99]. L'observation d'un écoulement plastique au cours de la décharge (rebond de la bille) suggère la description cyclique du comportement à l'aide d'un écrouissage cinématique et isotrope [97], [21].

Pour répondre à cette problématique, Voyiadjis et al. [107] ont proposé une loi de comportement tenant compte des aspects cycliques, dynamiques et thermiques à partir de l'écriture rigoureuse du potentiel thermodynamique ; l'utilisation de ce modèle par Klemens et al. [64] ont montré une bonne corrélation avec l'expérience et semble montrer l'importance de tenir compte de tous ces paramètres dans la loi de comportement. La loi

utilisée consiste à intégrer à une loi à écrouissage isotrope et cinématique non linéaire, une limite d'élasticité matériau qui varie en fonction du taux de déformation et de la température. Une évolution de cette limite d'élasticité basée sur la physique des dislocations est proposée par les auteurs, tandis que Sanjurjo et al. [99] intègrent la valeur expérimentale constatée sur des essais de traction dynamique.

L'incorporation du paramètre température dans les lois dynamiques d'une manière générale est motivée par le régime adiabatique qui s'installe pour les taux de déformation les plus importants. En effet, l'expérience montre que l'échauffement dû à la déformation plastique ne se dissipe plus par conduction comme dans le cas quasi-statique. Le régime passe donc d'isotherme à adiabatique. Dans le cas des matériaux cubiques à faces centrées, il est observé qu'à température fixée et taux de déformation variable (ou inversement), seule la limite d'élasticité semble être affectée, l'écrouissage restant constant [107]. Dans le cas du grenailage, l'expérience montre que l'élévation de la température due au procédé est inférieure à 100 °K [98], [93]. Dans ces conditions, l'échauffement adiabatique n'intervient pas pour l'Inconel 718.

### 1.3.5 Aspects procédés

#### Modélisation du jet de grenaille

La complexité du flux de grenaille au cours du procédé représente un obstacle à la bonne modélisation de celui-ci. En effet, si l'intensité de grenailage est donnée par l'intensité Almen, celle-ci est reliée en pratique à des paramètres machine (pression et débit pour le grenailage conventionnel) pour une taille moyenne et une nature de grenaille fixée. Mais la donnée de la vitesse et de l'angle d'incidence de la grenaille demeure difficilement accessible.

Des approches de type dynamique particulière ont été proposées afin d'obtenir une cartographie des positions, vitesses et angles d'impacts à la surface d'une pièce par Badredine et al. [55], Micoulaut et al. [78], [79] dans le cadre du grenailage ultrasonore. Ces modèles complets tiennent compte de l'interaction des billes avec la pièce, mais aussi entre elles et avec l'enceinte. Dans le cadre du grenailage conventionnel, la modélisation du jet de grenaille focalise peu l'attention des recherches, celle-ci ayant généralement un angle et une vitesse constante au cours de la simulation. On retiendra néanmoins les travaux de Mylonas et al. [82] afin d'obtenir une distribution de vitesses des billes ou de Nguyen et al. [83] couplant mécanique des fluides et du solide pour simuler la trajectoire des billes. Kato et al. [58] ont également fourni un modèle du jet, basé sur l'écriture des équations du mouvement des billes sous pression, de leur interaction au sein du jet et avec le massif lors du contact. L'intérêt est porté à la répartition finale des vitesses des billes et leur distance parcourue jusqu'à la cible.

Par ailleurs, on note un manque persistant de données expérimentales des trajectoires des billes obtenues en sortie de buse ou de turbine.

### Calcul du taux de recouvrement

En lien direct avec le point traité dans la section précédente, la question de l'évaluation du taux de recouvrement au cours du calcul revêt une importance capitale. Une fois la vitesse et l'angle d'impact connus (ou fixés), il faut pouvoir évaluer numériquement le taux de recouvrement. Sur ce point, deux approches se distinguent, les premières utilisant des billes ordonnées dans l'espace, les secondes pour lesquelles les billes sont positionnées aléatoirement sur le massif. Le calcul du taux de recouvrement est basé sur les dimensions de l'impact plastique laissé par la bille, ou sur l'évaluation du volume plastique généré [37].

En plus de ces méthodes, il existe des modèles analytiques tels que le modèle d'Avrami [4], permettant d'estimer directement le taux de recouvrement à partir de la donnée de la tache plastique laissée au cours d'un impact (supposée circulaire). Le taux de recouvrement  $A_c$  est alors donné par l'équation 1.27, où  $R$  est le rayon de l'indent,  $N_i$  le nombre de billes ayant impacté la surface et  $S_T$  la surface totale à traiter de l'échantillon.

$$A_c = 100 \left[ 1 - \exp \left( -\pi R^2 \frac{N_i}{S_T} \right) \right] \quad (1.27)$$

Meguid et al. [74] ont étudié le taux de recouvrement par l'intermédiaire de cellule de symétrie. Le taux de recouvrement est alors calculé en fonction de l'écartement entre les centres des billes, positionnées régulièrement sur le massif [74]. Majzoobi et al. [71] ont analysé le taux de recouvrement en fonction du nombre d'impacts vus en un point choisi sur la cellule de symétrie. D'une manière générale, la méthode des cellules de symétrie [62] repose sur une répartition ordonnée des impacts suivant un ordre déterminé. Elle permet d'étudier l'évolution de la contrainte en fonction du "taux de recouvrement par éléments finis" ainsi que la dépendance à l'ordre des impacts. L'objectif est de rendre compte du motif qui permet d'obtenir un état de contrainte bi-axial, observé expérimentalement.

Mylonas et al. [82] ont utilisé quant à eux un positionnement aléatoire des billes. Ils avertissent sur la différence entre le taux de recouvrement plastique et le taux de recouvrement visuel. En effet, la zone plastique créée au cours de l'impact a une dimension environ trois fois supérieure à la taille de l'indent. En conséquence, le taux de recouvrement plastique atteint 100% bien avant le taux de recouvrement visuel. C'est ce que constatent Wang et al. [110] sur leur éprouvette en aluminium : un taux de recouvrement plastique de 100% correspond à un taux de recouvrement visuel de 50% seulement. Bagherifard et al. [7] ont proposé d'évaluer le taux de recouvrement en fonction du nombre de billes impactant le massif en positionnant aléatoirement celles-ci sur un massif (figure 1.20). Le taux de recouvrement est simplement calculé par projection de l'aire recouverte plastiquement par la bille sur la surface totale.

### Modélisation de la grenaille

La plupart des modèles numériques de grenailage font l'hypothèse que la grenaille est rigide ; cette modélisation s'avère judicieusement simplificatrice lorsque la dureté effective de la grenaille est significativement plus élevée que celle du matériau à traiter, mais doit être remise en question dans les autres cas. Une étude systématique de l'influence du comportement de la grenaille a été menée par Rouhaud et al [96], Mori et al. [81]. Il

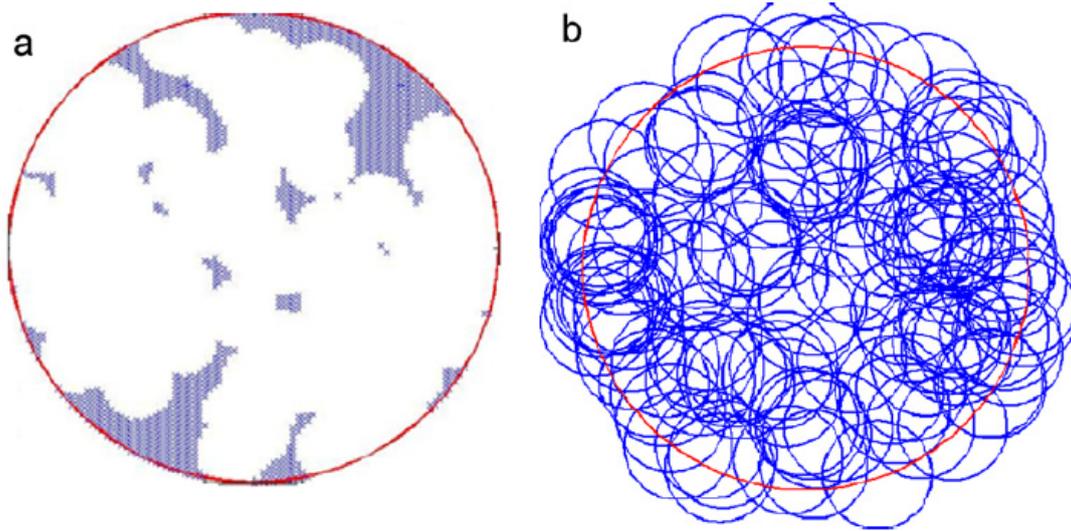


FIGURE 1.20 – Evaluation du taux de recouvrement par positionnement aléatoire des billes [7]. a- surface recouverte par les billes à un état intermédiaire b- projection de la position des billes sur le massif pour un taux de recouvrement calculé de 200 % .

apparaît que pour un rapport de dureté de 2 entre la dureté de la grenaille et du massif, aucune déformation plastique n'est induite dans la grenaille. Parallèlement, il est montré par Rouhaud [96] et al. et Deslaef [26] qu'une description rigide ou élastique de la grenaille lorsque le comportement réel de celle-ci est élastoplastique conduit à une surestimation de la contrainte résiduelle.

Pour différents modèles de bille (rigide, élastique et élastoplastique), Kim et al. [61] se sont intéressés aux contraintes résiduelles obtenues par simulation en comparaison avec l'expérience. La limite d'élasticité de la bille est du même ordre de grandeur que celle du massif. Le modèle de bille rigide surestime largement la contrainte de compression, de même pour le modèle élastique. Un modèle élastoplastique donne des résultats significativement meilleurs. Le constat selon lequel le modèle élastique n'apporte que peu d'amélioration au modèle rigide est partagé par Deslaef [26]. D'autre part, les auteurs montrent que le modèle élastoplastique de la bille diminue la déformation plastique et le taux de déformation vus par le massif. La profondeur à laquelle le modèle enregistre la plus importante vitesse de déformation diminue comparé à un modèle de bille rigide (figure 1.3.5).

Sanjurjo et al. [99] utilisent une grenaille dont la limite d'élasticité est 3 fois supérieure à celle du massif. Dans leur cas, il n'y a aucune différence significative entre les champs mécaniques générés avec l'emploi d'une bille élastique ou élastoplastique.

Seul Meguid [75] s'intéresse à l'influence de la forme de la grenaille, et rapporte qu'il s'agit d'un paramètre influant fortement le profil de contraintes résiduelles obtenu après grenailage. Ce questionnement est quasi absent des travaux relatifs à la modélisation numérique bille à bille du grenailage, une géométrie parfaitement sphérique étant systé-

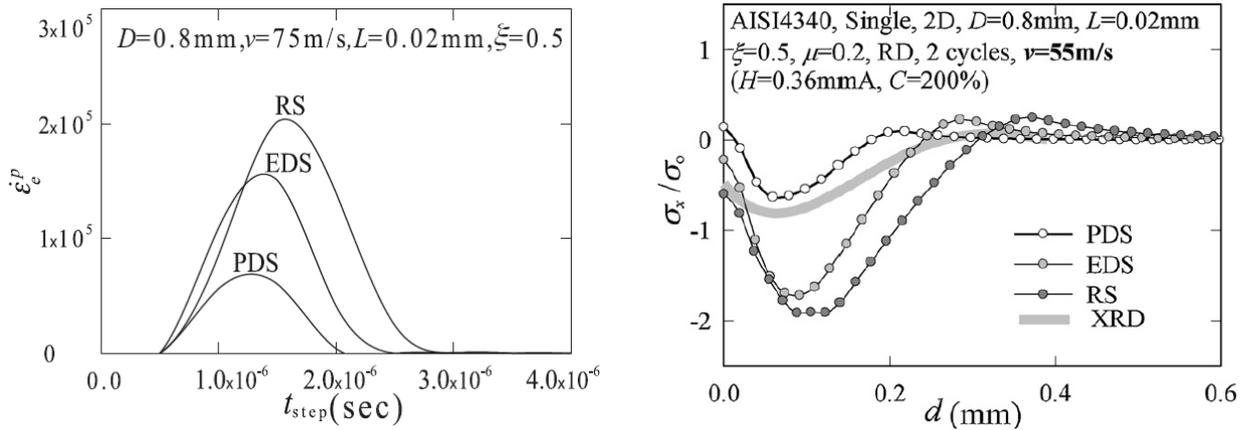


Tableau 1.2 – A gauche : taux de déformation en fonction du temps vu par un point de la matière grenillée sous la surface. A droite : évolution du profil de contrainte en fonction du comportement de la bille. RS : bille rigide, EDS : bille élastique, PDS : bille élastoplastique [61].

matiquement privilégiée. De plus, les modèles supposent que le diamètre de la grenaille est constant. Or, celui-ci peut varier sensiblement au sein d'une population. Pour une grenaille de diamètre moyen  $315 \mu\text{m}$ , 30 % des billes sont retenues sur un tamis filtrant à  $425 \mu\text{m}$ . L'étude de l'influence des paramètres procédé sur le profil de contraintes résiduelles menée par Lu [46] révèle que le diamètre de la grenaille est un facteur de premier ordre, ce qui pose la question de la nécessité de tenir compte de cette variabilité.

### 1.3.6 Synthèse

La littérature fait état d'un grand nombre de modèles et d'approches différentes afin de modéliser le grenillage. Chaque auteur apporte une réponse à un besoin et des contraintes précises. Le constat est néanmoins fait que l'érouissage, bien qu'ayant un impact majeur sur la tenue de vie en fatigue des pièces grenillées, n'est peu ou pas modélisé. Les aspects microstructuraux sont également peu traités bien que l'on soupçonne qu'ils jouent un rôle majeur sur la relaxation des contraintes résiduelles.

D'autre part, les modélisations proposent des résultats déterministes pour un procédé faisant intervenir des variabilités de natures diverses. Principalement, les conditions d'impact peuvent grandement varier d'une bille à l'autre, en termes de vitesse, d'angle d'incidence ou de taille de bille. L'influence de la variabilités sur l'état mécanique après grenillage sera donc étudiée dans cette thèse.

## 1.4 Conclusions - Orientation et originalité de ce travail

Le projet dans lequel s'inscrit le présent travail se focalise sur un disque de turbine, sollicité dans des conditions thermomécaniques complexes. Ce disque est forgé en Inconel 718, un super alliage base nickel. La géométrie du disque est donnée sur la figure 3.1 ; il est grenillé suivant un cahier des charges précis, à l'aide d'une grenaille d'acier type S130 en

fil coulé d'un diamètre moyen de  $340 \mu m$ . Le trajet des buses sur la pièce, non détaillé ici, fait intervenir des intensités de grenailage allant de F12-13A à F22-23A et des taux de recouvrement de 100 à 200%. Cette pièce équipe certains moteurs produits par la filière Safran Aircraft Engines du groupe Safran. Les motivations du groupe se portent sur la réduction des conservatismes lors de la phase de dimensionnement des disques. Une piste envisagée est une meilleure compréhension du procédé de grenailage afin de connaître précisément le gain en durée de vie lié à ce traitement. Ces motivations rejoignent celles d'autres groupes industriels, tels qu'Areva ou PSA, qui utilisent également le grenailage dans le cadre d'une amélioration de la durée de vie de pièces mécaniques.

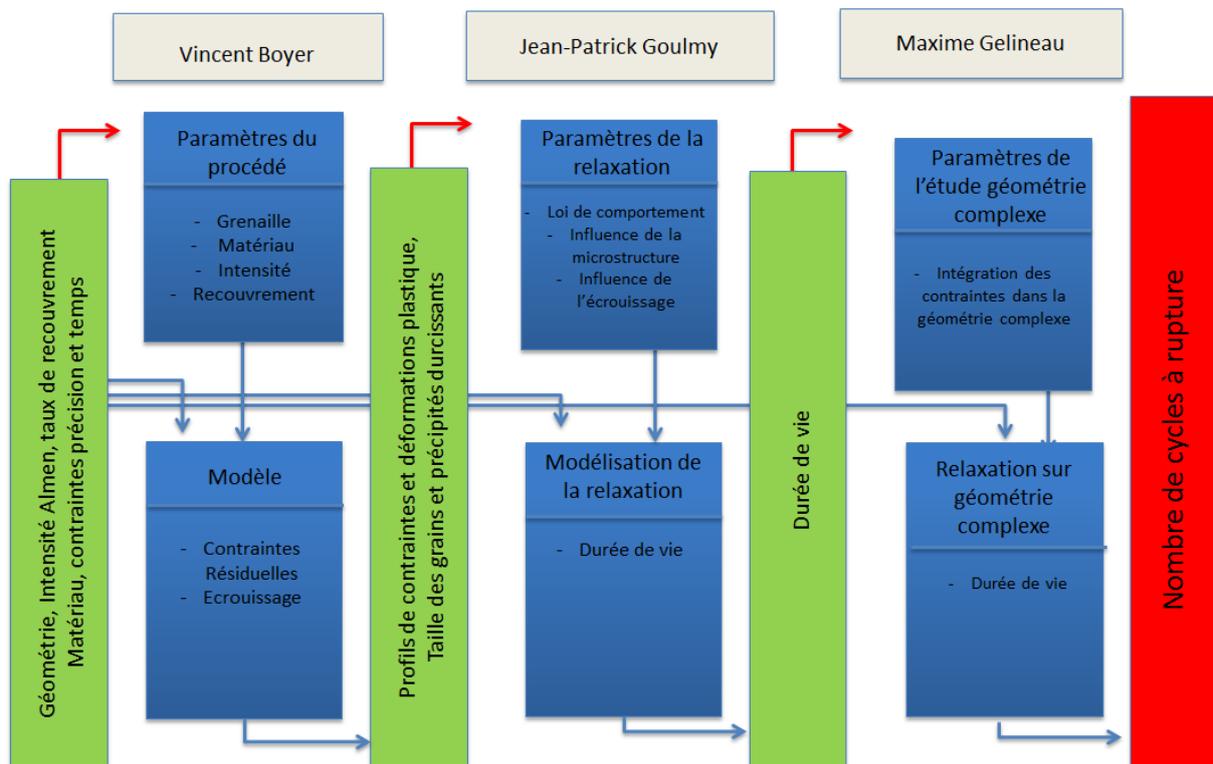


FIGURE 1.21 – Objectifs et articulation du travail des trois thèses du projet CONDOR associées à l'Inconel 718.

Ces intérêts convergents ont amené à la création du projet CONDOR, porté par l'Institut de Recherche Technologique - Mécanique Matériaux et Procédés (IRT-M2P) à Metz. Ce projet mutualise des moyens et compétences industrielles et académiques afin de répondre à la problématique fixée. Le travail technique est articulé autour de trois thèses, qui traitent spécifiquement de l'Inconel 718 et du disque de turbine haute pression. Les travaux présentés ici ont été effectués dans le cadre de l'une de ces thèses. Le chaînage du travail est illustré sur la figure 1.21. Le présent travail se situe dans une phase amont de modélisation du procédé. Une deuxième thèse porte sur la thématique de la prédiction du comportement en fatigue d'une pièce grenillée de géométrie simple. Enfin les méthodologies nécessaires à l'application de ces résultats aux pièces de géométrie complexe sont développées dans le cadre d'une troisième thèse. Nous décrivons ici le positionnement, les

apports et les originalités de cette thèse en regard des constats faits au cours de l'étude bibliographique.

La modélisation du grenailage de cette pièce dans le but fixé et ambitieux de la réduction des conservatismes invite à se tourner vers un modèle numérique tri-dimensionnel. En effet, celui-ci permet une grande souplesse afin d'analyser toute grandeur mécanique dans l'espace et à tout instant. En particulier, on souhaite pouvoir prédire non seulement les contraintes résiduelles mais également l'érouissage, qui en fait une des originalités de ce travail car cette dernière grandeur est très peu investiguée dans la littérature. L'étude de l'érouissage est motivée par le rôle important qu'il joue dans le phénomène de relaxation des contraintes résiduelles et de la fatigue expliqué chapitre 2.

D'autre part, le procédé de mise en forme de cette pièce massive dont la géométrie est donnée figure 1.22, engendre des hétérogénéités de microstructure en son sein. On note notamment des différences de taille de grains. La question se pose alors de savoir si ce paramètre peut avoir une influence sur le résultat du grenailage. Cette question n'est pas abordée jusqu'à présent dans la littérature. L'accent sera donc mis sur la compréhension du comportement du matériau en lien avec sa microstructure.

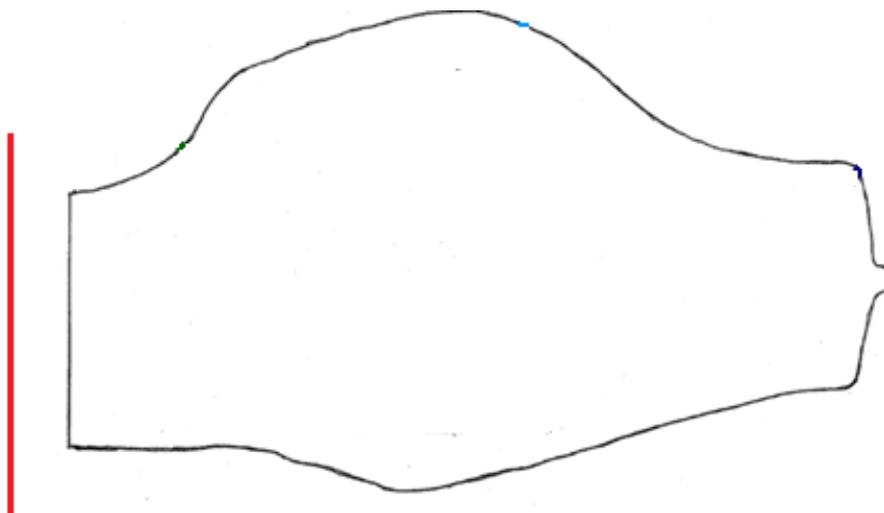


FIGURE 1.22 – Géométrie du disque. Le trait rouge représente l'axe de symétrie de révolution de la pièce.

Une attention particulière sera portée à l'influence de la loi de comportement, comme le suggère les dernières publications relatives aux modèles numériques de grenailage. En plus de l'objectif fixé d'étudier l'érouissage généré au cours du procédé, il apparaît qu'une étude détaillée de l'influence des aspects cinématiques, isotropes et visco-plastiques de la loi de comportement est nécessaire. Afin de caractériser le comportement, une campagne expérimentale sera menée à partir d'essais quasi-statiques cycliques et dynamiques sur barres de Hopkinson.

La bibliographie révèle également qu'un certain nombre de paramètres du procédé sont empreints de variabilité, ce qui est le cas notamment de la taille des billes, de leur position d'impact sur la surface ou encore leur vitesse. On s'intéressera en conséquence à proposer une vision statistique des résultats de grenaillage que l'on confrontera aux résultats proposés dans la littérature. Cette étude constitue une autre contribution originale de ce travail.

La validation du modèle numérique repose sur une campagne expérimentale de grenaillage étendue, prenant en compte plusieurs conditions de grenaillage allant d'une intensité de F8-9A à F22-23A, et de 65 à 400% de taux de recouvrement. Deux microstructures seront également considérées. La campagne expérimentale va comprendre une caractérisation systématique et conjointe des contraintes résiduelles et de l'érouissage. L'ensemble des essais de grenaillage réalisés va fournir des informations concernant l'influence des paramètres procédé et matériau sur l'impact du grenaillage d'une part et sur la tenue des contraintes résiduelles d'autre part.

Le schéma proposé sur la figure 1.23 synthétise la démarche mise en place pour répondre à la problématique posée dans cette thèse, et rappelle dans quel(s) chapitre(s) sont traités chacun des sujets de ce travail. Le choix a parfois été fait de mêler des aspects théoriques ou numériques avec des aspects expérimentaux afin de préserver la cohérence du propos.

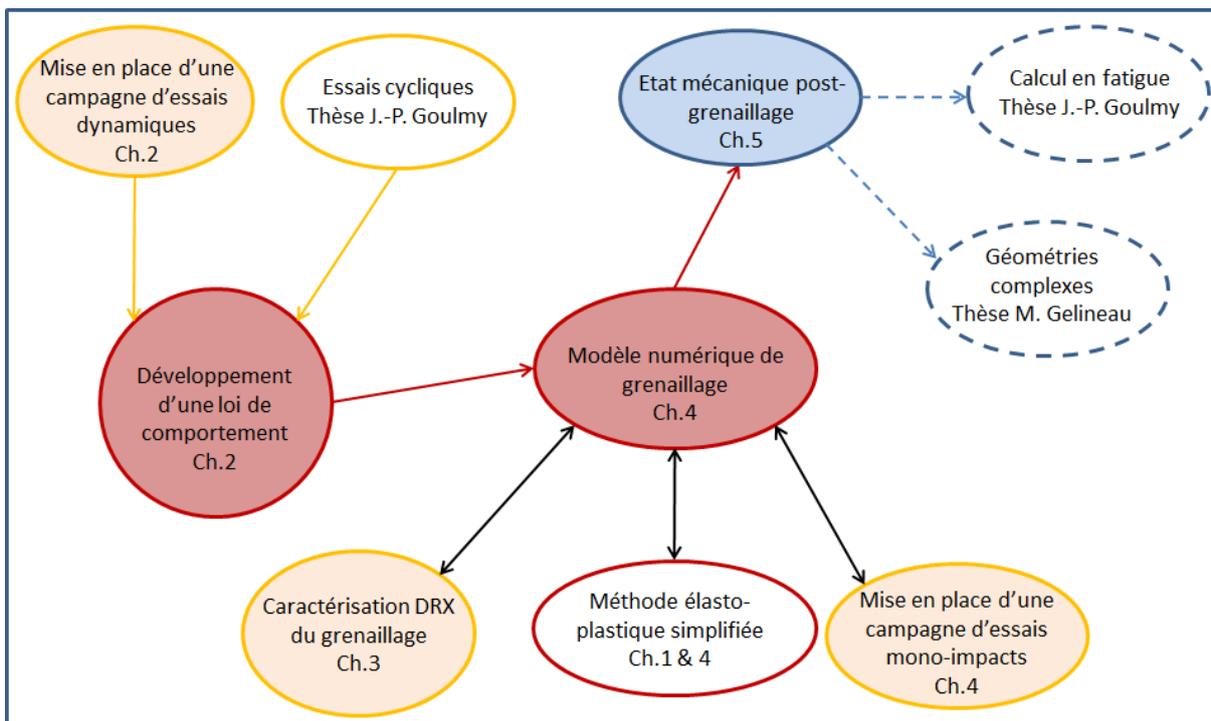


FIGURE 1.23 – Schématisation de la structure de ce mémoire et référence aux chapitres correspondants.

# Chapitre 2

## Comportement de l’Inconel 718

La première partie de ce chapitre sera consacrée à l’étude bibliographique de l’alliage de nickel sur lequel seront réalisés tous les essais de grenailage de cette thèse. Nous présenterons également succinctement les bases théoriques nécessaires à la résolution d’un problème mécanique d’une manière générale avant de nous intéresser aux modèles de comportement existants dans la littérature pour décrire la réponse d’un matériau à un chargement mécanique.

Dans une deuxième partie, nous étudierons les spécificités du chargement mécanique subi au cours du grenailage. Cette analyse nous permettra de proposer plusieurs formalismes de loi de comportement pour décrire la réponse de l’Inconel 718. Nous détaillerons ensuite le protocole expérimental et théorique mis en oeuvre pour identifier les formalismes retenus.

### 2.1 Etude bibliographique

#### 2.1.1 L’Inconel 718 - Composition, traitement thermique, mise en forme

L’Inconel 718 est un alliage à base nickel, le plus utilisé pour la fabrication de disques de turbines aéronautiques. Sa grande production au niveau mondial engendre un coût relativement faible au kilogramme. Une des particularités de cet alliage est sa forte teneur en fer, qui agit sur l’abaissement notable du prix et sur la précipitation des phases durcissantes [2]. Cet alliage est produit avec différentes qualités qui dépendent des conditions d’élaboration. La composition de l’alliage PQ (Premium Quality) est donnée dans le tableau 2.1. Ce travail s’intéresse plus particulièrement à l’état métallurgique *Direct Aged* (DA) présenté ici.

Ni	C	Cr	Fe	Nb	Mo	Ti	Al
54.18	0.02	17.00	15.00	4.75	2.80	0.75	0.30

Tableau 2.1 – Composition chimique moyenne de l’Inconel 718 (en % massique) [2].

On note la forte teneur en niobium, qui est le principal élément durcissant de l’alliage. Ce durcissement est produit par la précipitation de la phase  $\gamma''$  de composition  $Ni_3Nb$

de structure quadratique centrée et semi-cohérente avec la phase principale  $\gamma$ ; il s'agit de la principale phase durcissante sous forme de disques minces de 60 nm de diamètre et d'épaisseur de 5 à 15 nm. Sa fraction volumique est de 10 à 15%, elle présente la particularité d'être une phase métastable.

La phase  $\delta$  présente dans l'alliage est la version stable de la phase  $\gamma''$ . Elle contrôle la taille des grains en ralentissant le déplacement des joints de grains par effet d'ancrage mécanique (on constate la formation de plaquettes de phase  $\delta$  au niveau des joints de grains illustrés figure 2.2). Sa structure est orthorhombique, et adopte une forme aciculaire (aiguille de 100 nm) ou globulaire (200 à 300 nm d'épaisseur et 1 à 2  $\mu\text{m}$  de diamètre).

Le titane et l'aluminium sont aussi des éléments durcissants par l'intermédiaire de la formation du précipité  $\gamma'$  de composition  $Ni_3(TiAl)$  et de structure cubique simple. Cette phase est stable et cohérente avec la matrice (leur paramètre de maille étant sensiblement égal). Elle se présente sous la forme de sphères de rayon de 20 à 60 nm, et sa fraction volumique est de l'ordre de 2%. Le chrome apporte la résistance à l'oxydation de l'alliage; la figure 2.1 présente les mailles cristallines des différentes phases (la matrice de nickel adopte une structure CFC).

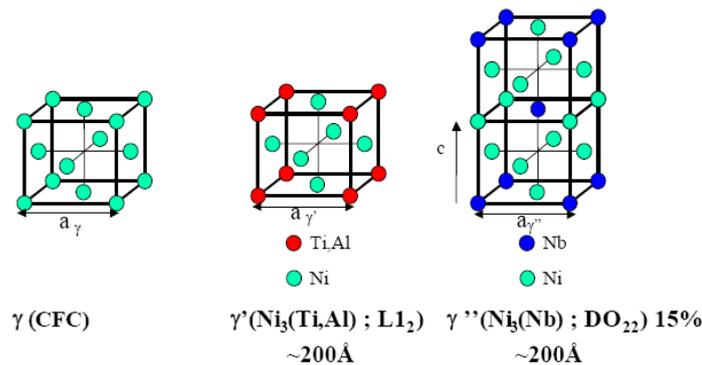


FIGURE 2.1 – Schéma des différentes mailles des phases de l'Inconel 718 [2].

Enfin, on retrouve des carbures primaires de type MC (où M est un élément venant se combiner avec le carbone) et secondaires situés préférentiellement aux joints de grains. Des borures peuvent également s'ajouter ou se substituer à ces carbures.

En résumé, les trois mécanismes de durcissement principaux de l'Inconel 718 et plus généralement des alliages à base nickel sont :

- le durcissement par précipitation de phases  $\gamma'$  ou  $\gamma''$ , mode de durcissement majeur de ces alliages ;
- la précipitation des carbures ou des borures surtout recherchés aux joints de grains pour améliorer l'ancrage ;
- le durcissement par effet de solution solide dû à la distortion du réseau cristallin par substitution d'atomes de nickel par des atomes de tungstène ou de molybdène.

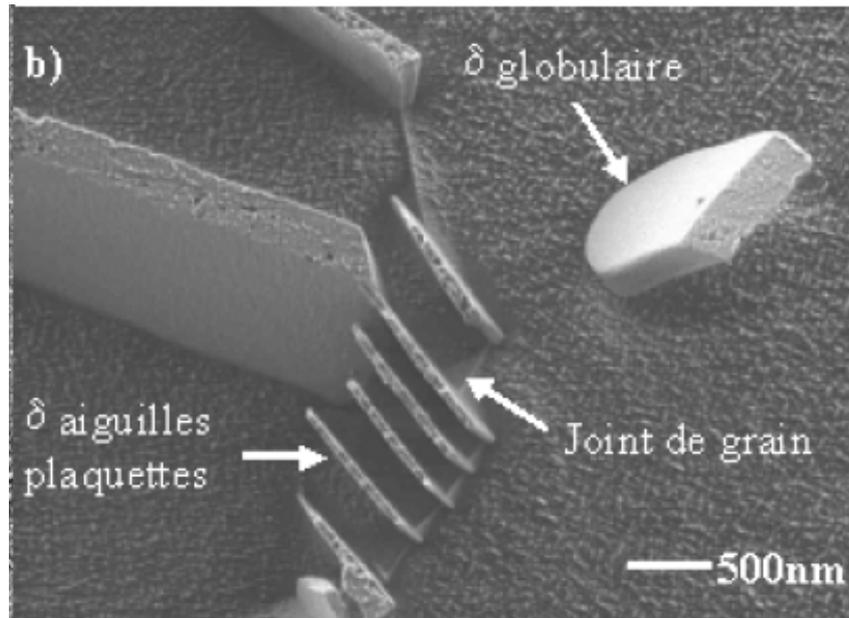


FIGURE 2.2 – Morphologie globulaire de plaquettes  $\delta$  au niveau d'un joint de grain [2].

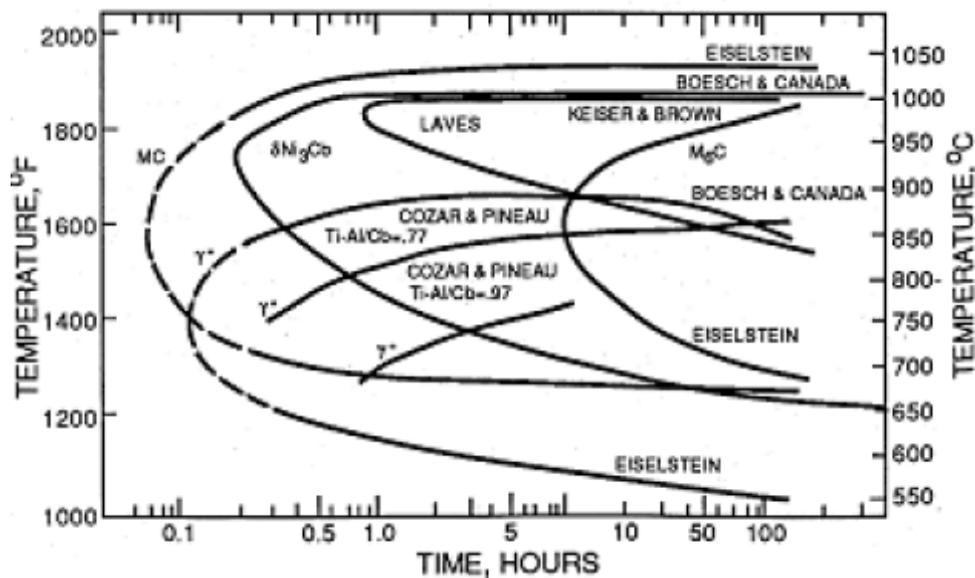


FIGURE 2.3 – Diagramme TTT de l'Inconel 718 [2].

### Influence des procédé de fabrication sur le matériau

En plus de la composition de l'alliage, les traitements thermiques et de mise en forme ont un impact de premier ordre sur les propriétés mécaniques de l'Inconel 718. Le diagramme TTT (figure 2.3) présente les températures et cinétiques des différentes phases. Le traitement thermique standard de l'Inconel 718 est le traitement Treppe Revenu (TR) et consiste en une hypertrempe depuis 955°C, suivie de deux revenus successifs de 8h opérés à 720°C et 620°C afin de faire précipiter les phases durcissantes  $\gamma'$  et  $\gamma''$ . Un autre

traitement thermomécanique utilisé est le *Direct Aged* (DA), pour lequel l'alliage ne subit pas d'hypertrempe mais est revenu directement après le forgeage. L'intérêt est de maintenir l'écroissage et éviter la recristallisation lors de l'hypertrempe. Ce traitement permet d'obtenir des grains de 5 à 10  $\mu\text{m}$  contre 20  $\mu\text{m}$  dans le cas du traitement TR. Ce dernier traitement, utilisé pour l'élaboration des disques de turbine HP qui font l'objet de ce travail, sera étudié en détail.

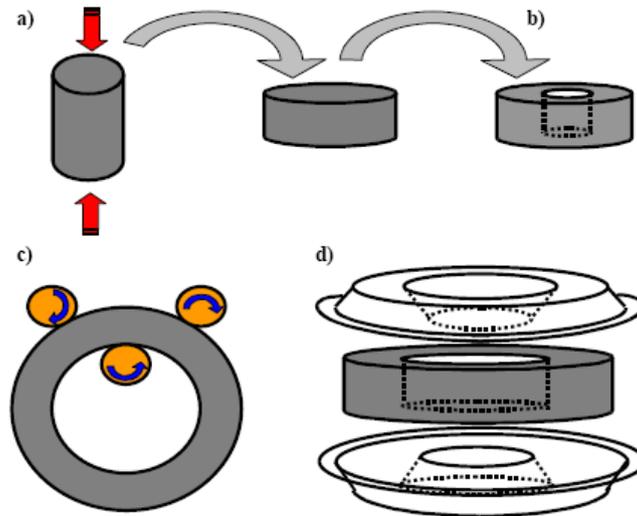


FIGURE 2.4 – Différentes étapes du forgeage : a- écrasement de la billette, b- débouchage, c- laminage circulaire, d- matricage [2].

Ces disques de turbine sont mis en forme par forgeage. Au cours de cette étape, des paramètres microstructuraux tels que la taille de grains, l'écroissage résiduel ainsi que le fibrage sont affectés. Or, ceux-ci sont reconnus pour avoir une influence directe sur la tenue mécanique des composants de structure [16]. Le forgeage comporte plusieurs étapes. La première est l'écrasement de la billette initiale. Elle est ensuite débouchée, puis elle subit un laminage circulaire pour l'amener au bon diamètre. La dernière étape de mise en forme est le matricage. Ces étapes sont schématisées sur la figure 2.4.

Pendant le forgeage, une recristallisation de la microstructure se produit au cours de laquelle la taille des grains évolue. Un disque doit avoir une microstructure la plus homogène et la plus fine possible. Un certain nombre de paramètres de l'étape de forgeage vont jouer sur la taille finale des grains, notamment la vitesse et la température de forgeage. On retiendra qu'abaisser la température et travailler à des taux de déformation plus faibles diminue la taille des grains mais augmente aussi fortement les contraintes de forgeage à appliquer (passer d'une microstructure de 40 à 8  $\mu\text{m}$  demande de efforts 75% plus importants).

**Propriétés mécaniques de l'Inconel 718 - Traction, fatigue**

L'Inconel 718 présente des caractéristiques intéressantes en traction. Les traitements thermomécaniques subis par l'alliage conditionnent de manière importante ces caractéristiques. Ceci est illustré sur les tableaux 2.2 et 2.3, qui comparent la réponse en traction des deux traitements thermiques TR (trempé et revenu) et DA (*Direct Aged*) en divers endroits d'une billette forgée. Les caractéristiques de l'Inconel 718 sont stables jusqu'à 650° environ, puis se dégradent rapidement.

	Re <sub>0.2</sub> (MPa)		Rm (MPa)		A(%)	
	DA	TR	DA	TR	DA	TR
Surface	1426	1205	1529	1419	18	21
Coeur	1302	1164	1440	1378	22	22

Tableau 2.2 – Propriétés d'une billette forgée à température ambiante [2].

	Re <sub>0.2</sub> (MPa)		Rm (MPa)		A%	
	DA	TR	DA	TR	DA	TR
Coeur	1081	992	1212	1116	25	22

Tableau 2.3 – Propriétés d'une billette forgée à 650° [2].

Au cours d'une sollicitation cyclique, un matériau décrit des boucles, qualifiées d'hystérésis, qui sont utilisées pour caractériser le comportement en fatigue. La figure 2.5 donne la forme type d'une telle boucle et ses paramètres principaux que sont l'amplitude de déformation (plastique ou totale) et de contrainte. Deux types d'essais cycliques existent, les premiers pilotés en amplitude de déformation, les seconds en amplitude de contrainte.

Le comportement en fatigue de l'Inconel 718 est caractérisé par un adoucissement cyclique, dû à ses précipités durcissants [32], [22]. En effet, la résistance au franchissement par les dislocations des précipités est la source du durcissement de cet alliage. Une fois cisailés, ces précipités opposent moins de résistance ce qui conduit à l'adoucissement de l'alliage. La figure 2.6 montre l'évolution de la contrainte en fonction du nombre de cycles (en % de la durée de vie) pour différentes températures. On note qu'après une augmentation jusqu'à 10% de la durée de vie, celle-ci chute significativement. L'hétérogénéité de la déformation, favorisée par élévation de la température, de la déformation plastique ou encore un abaissement de la vitesse de déformation est également mise en avant dans ces études.

En termes de durée de vie, Alexandre [2] cite le mode d'usinage comme un facteur influent de premier ordre. Il s'avère qu'un lien direct existe entre l'usinage et l'érouissage résiduel, la rugosité et les contraintes résiduelles, ce que mettent en avant plusieurs études [68], [31]. Les rugosités les plus faibles en surface conduisent aux plus grandes durées de vie.

La taille des grains, connue pour affecter la limite d'élasticité (loi de Hall Petch), impacte de manière indirecte la durée de vie. En effet, cette dernière étant liée à la plasticité,

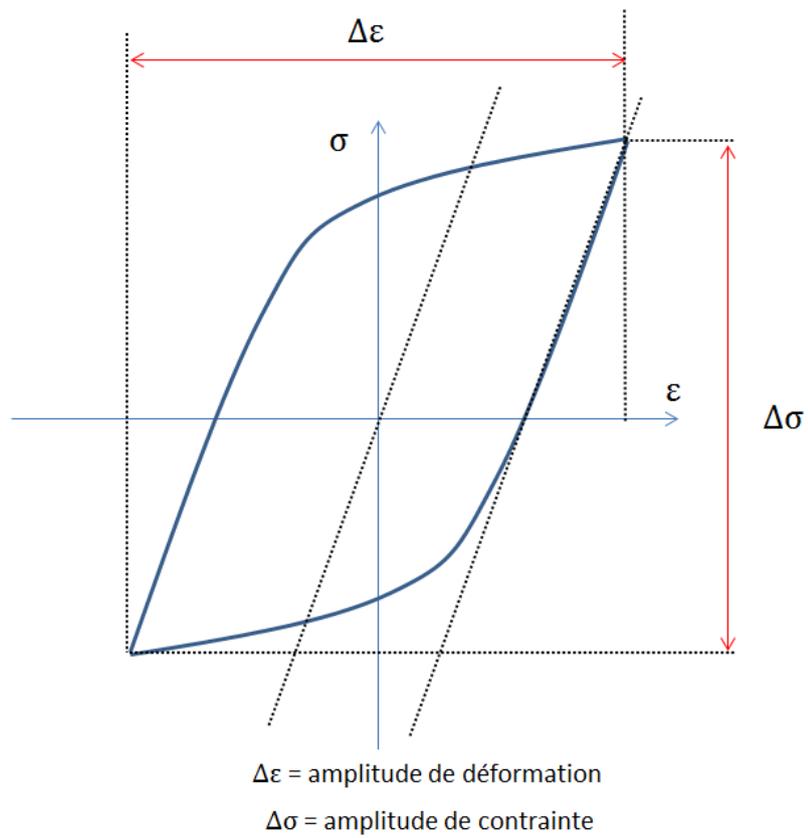


FIGURE 2.5 – Cycle de chargement et ses paramètres principaux.

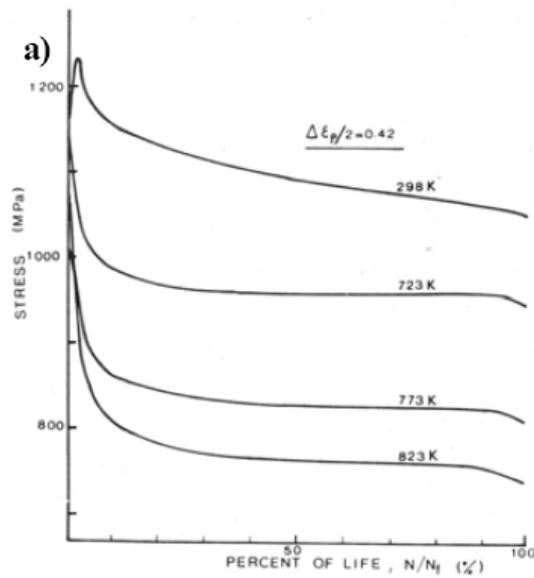


FIGURE 2.6 – Phénomène d'adoucissement cyclique de l'Inconel 718 [2].

pour une même contrainte, l'augmentation de la limite d'élasticité a pour conséquence une augmentation du nombre de cycles à rupture [2].

Enfin, la température impacte la durée de vie en modifiant le mode de rupture de l'Inconel 718. Une augmentation de la température induit en effet une fragilisation granulaire par oxydation et altère la durée de vie. Ceci n'apparaît que pour des températures supérieures à 550° [2].

### Stabilité des contraintes résiduelles dans l'Inconel 718

Une préoccupation importante concernant le grenailage est la diminution progressive voire brutale du niveau des contraintes résiduelles de compression au cours de la vie d'une pièce. La compréhension et modélisation de ce phénomène, appelé relaxation, fait l'objet d'un nombre croissant d'études [33], [116], [108].

Le chapitre précédent nous a permis de voir que les contraintes résiduelles résultent d'incompatibilités de déformation. Ces incompatibilités sont compensées par des déformations élastiques qui maintiennent l'équilibre mécanique de la pièce. Néanmoins, si l'équilibre est préservé d'un point de vue mécanique, la matière ne trouve pas dans un état thermodynamique stable. La structure est sensible à toute sollicitation énergétique extérieure qui va tendre à la rapprocher d'un état plus stable [69]. Ce phénomène a pu être mesuré directement ou par l'intermédiaire d'essais de fatigue [104].

Les contraintes superficielles bénéfiques de compression introduites délibérément par grenailage au sein du matériau peuvent alors être perdues, avec tout le bénéfice acquis en termes de durée de vie. Un effet néfaste peut même être constaté en raison de la création de microfissures à la surface du matériau, inhérentes au procédé. Dans certains cas, la relaxation peut également être hétérogène et provoquer une déformation macroscopique des pièces minces.

Prévey [89], [88] s'est intéressé aux conditions pour lesquelles cette relaxation des contraintes résiduelles se produit, d'une manière générale et dans le de l'Inconel 718. Trois mécanismes ont été identifiés :

- une surcharge en traction ou compression,
- un chargement cyclique (d'amplitude proche de la limite d'élasticité),
- un chargement thermique.

Il s'avère que lorsque cette relaxation intervient, elle est très largement favorisée par le niveau d'écrouissage du matériau [88], [2] et la microstructure initiale [102]. Sur une surface écrouie à 30 % après grenailage, on a pu ainsi observer une diminution de moitié des contraintes résiduelles introduites en surface en l'espace d'une heure sous une sollicitation thermique de 525°C (figure 2.7). On constate parallèlement que pour des surfaces traitées par choc laser, au cours duquel l'écrouissage de la matière est de l'ordre de 2 à 3 %, aucune relaxation significative n'est observée. Ces observations sont à mettre en rapport avec l'écrouissage classiquement atteint à la surface de pièces grenillées, atteignant de 20 à 75 %.

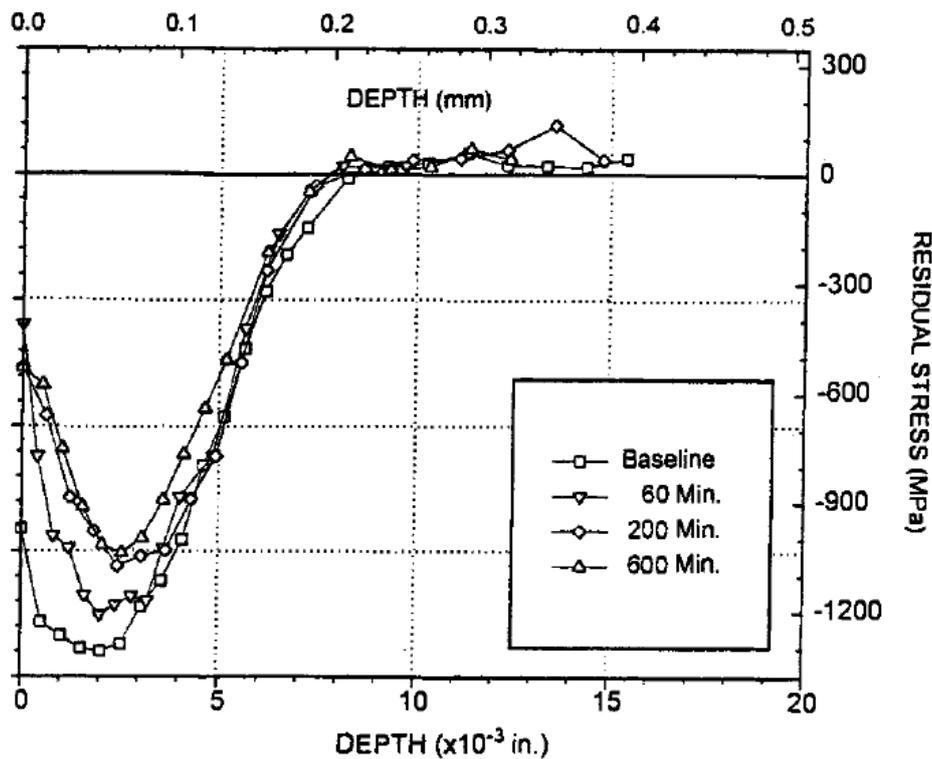


FIGURE 2.7 – Relaxation thermique des contraintes résiduelles sur Inconel 718 à 525° C [89].

D'un point de vue microscopique, la relaxation thermique et mécanique sont similaires et reliées à des mouvements de dislocations qui se réarrangent ou s'annihilent. On les distingue toutefois car la relaxation thermique demeure isotrope tandis que la relaxation mécanique se fait de manière privilégiée dans la direction de sollicitation [69]. D'un point de vue macroscopique, la relaxation se traduit par la conversion des déformations élastiques en déformations irréversibles libres de contraintes [106].

### Synthèse

L'Inconel 718 est un alliage dont la microstructure est soigneusement contrôlée en fonction des caractéristiques recherchées. Dans l'état métallurgique *Direct Aged*, il présente des propriétés mécaniques très intéressantes qui se maintiennent jusqu'à une température élevée (environ 550°C) ce qui en fait un des matériaux les plus utilisés dans les parties chaudes des moteurs. Les données microstructurales sont des acteurs de premier plan dans la réponse directe du matériau à une sollicitation mais également dans sa tenue en fatigue. Leur rôle semble être également de premier ordre dans le phénomène de maintien des contraintes résiduelles initialement présentes au sein du matériau.

La génération des contraintes résiduelles et de l'écaillage au cours du grenailage de cet alliage est intimement liée au comportement de ce matériau. Une caractérisation complète de l'état mécanique de la pièce grenillée s'avère de première importance afin

de quantifier au mieux l'état mécanique après le procédé. Il est donc essentiel de pouvoir se reposer sur un modèle de comportement capable de décrire finement le comportement élasto-visco-plastique de l'Inconel 718.

De plus, les contraintes résiduelles ne sont généralement pas stables et tendent à se relaxer sous chargements thermomécaniques. La relaxation est influencée par des phénomènes à l'échelle microscopique liés aux mouvements des dislocations. Ceci invite à s'intéresser de plus près au comportement du matériau afin de pouvoir définir de manière la plus exacte possible cet état mécanique. L'étude de l'Inconel 718 fera l'objet du présent chapitre. Un état de l'art des modèles de comportement est maintenant dressé afin de répondre à ce besoin.

### 2.1.2 Modèle de comportement d'un matériau

Dans cette section nous reprenons des théories et résultats classiques de la mécanique des milieux continus afin d'introduire les variables et concepts utilisés par la suite dans le présent travail. On supposera que les pratiques métier sont réunies afin de ne pas générer d'endommagement. C'est la raison pour laquelle la modélisation du comportement du matériau grenailé ne tient pas compte ici de l'endommagement.

Les besoins grandissants de l'industrie et de la recherche pour comprendre et reproduire le comportement des structures ont conduit au développement de modèles capables de décrire les phénomènes thermomécaniques et physico-chimiques régissant le comportement des matériaux. Une part importante de ces travaux a été développée dans le cadre de la mécanique des milieux continus et de la thermodynamique des processus irréversibles tels que la plasticité ou l'endommagement. En particulier, la méthode de l'état local permet de construire des modèles thermodynamiquement admissibles (i.e. vérifiant l'inégalité de Clausius-Duhem). Cette méthode postule que l'état thermodynamique d'un milieu matériel en un point et à un instant est entièrement défini par la connaissance à ce même instant d'un nombre fini de variables d'état, qui ne dépendent que du point considéré [16], [39].

La schématisation mécanique est proposée par Germain [39], et formule deux axiomes :

- *Axiome d'objectivité* - La puissance virtuelle des efforts intérieurs associée à tout mouvement rigidifiant est nulle.
- *Axiome d'équilibre* - pour tout milieu matériel repéré dans un référentiel absolu, à chaque instant et pour tout mouvement virtuel, la puissance virtuelle des quantités d'accélération  $\widehat{P}_a$  est égale à la somme des puissances virtuelles des efforts intérieurs  $\widehat{P}_i$  et des efforts extérieurs  $\widehat{P}_x$

$$\widehat{P}_a = \widehat{P}_i + \widehat{P}_x \quad (2.1)$$

La figure 2.8 représente un domaine  $D$  intérieur à un volume  $V$  de frontière  $\delta D$  et de normale extérieure  $\vec{n}$ , centré en un point  $M$ . Le volume  $V$  de frontière  $\delta V$ , est soumis en  $M$  à une densité volumique de force  $\vec{f}$  et une densité surfacique de force  $\vec{T}$ ; sur  $\delta V_f$

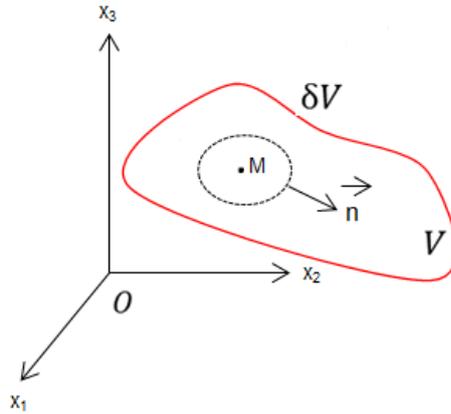


FIGURE 2.8 – Schématisation d'un milieu matériel en mouvement.

s'exercent des forces de contact  $\vec{T}_c$  et sur  $\delta V_u$  des déplacements imposés  $U$  avec :

$$\delta V_u + \delta V_f = \delta V \quad (2.2)$$

$$\delta V_u \cap \delta V_f = \emptyset \quad (2.3)$$

On notera également  $\vec{\gamma}$  le vecteur accélération au point M dans D. La vitesse de M est donnée par le vecteur  $\vec{v}$ . L'application du principe des puissances virtuelles (équation 2.1) au volume  $V$  conduit directement à l'équation d'équilibre mécanique. On suppose pour cela que les efforts extérieurs peuvent être décomposés en efforts de contact schématisés par une densité surfacique de force  $\vec{T}$  et des efforts à distance définis par une densité volumique  $\vec{f}$ . L'équation 2.1 s'écrit alors [16] :

$$\int_v \left( \text{div } \tilde{\sigma} + \vec{f} - \rho \vec{\gamma} \right) \cdot \vec{v} dV + \int_{\delta V} \left( \vec{T} - \tilde{\sigma} \cdot \vec{n} \right) \cdot \vec{n} dS = 0 \quad (2.4)$$

Cette équation ne peut être vérifiée que si :

$$\text{div } \tilde{\sigma}(M) + \vec{f} = \rho \vec{\gamma}, \text{ pour tout } M \text{ dans } D \quad (2.5)$$

$$\vec{T} = \tilde{\sigma} \cdot \vec{n}, \text{ sur } \delta D \quad (2.6)$$

avec  $\tilde{\sigma}$  le tenseur des contraintes de Cauchy.

Dans l'hypothèse de transformations infinitésimales, on peut confondre au premier ordre les variables de Lagrange et d'Euler. Le tenseur des déformations  $\tilde{\varepsilon}$  peut alors s'écrire :

$$\tilde{\varepsilon} = \frac{1}{2} \left[ \widetilde{\text{grad } \vec{u}} + \widetilde{\text{grad}^T \vec{u}} \right] \quad (2.7)$$

La partition de la déformation en déformation élastique  $\tilde{\varepsilon}^e$  et plastique  $\tilde{\varepsilon}^p$  est alors additive :

$$\tilde{\varepsilon} = \tilde{\varepsilon}^e + \tilde{\varepsilon}^p \quad (2.8)$$

L'introduction de la déformation plastique, est motivée par l'observation et l'expérience. Dans le cas des matériaux métalliques, les défauts présents au sein du réseau cristallin entraînent des déformations irréversibles au delà d'une certaine contrainte appliquée au milieu. Le matériau sort du domaine élastique ce qui se traduit macroscopiquement (sur une courbe de traction par exemple) par une rupture de la pente élastique et une évolution non linéaire entre la contrainte en fonction de la déformation.

Le grenailage implique des déformations plastiques localement importantes qui imposent de se placer dans le cadre des transformations finies. Or le cadre des formalismes développés ici n'est valable qu'en hypothèse de petites perturbations (HPP). On supposera cette hypothèse tout au long de ce travail et on utilisera les capacités de calculs en grandes déformations du logiciel, Abaqus, pour les résolutions numériques.

En résumé, la résolution d'un problème de mécanique en élastoplasticité, impliquant un corps soumis par des forces volumiques et de contact, consiste à déterminer en tout point  $M$  de  $V$  et à tout instant  $t$  les grandeurs  $\tilde{\sigma}$ ,  $\tilde{\varepsilon}$  et  $\vec{u}$  soit 15 inconnues. Ces inconnues sont déterminées grâce aux équations du mouvement (3 équations) :

$$\operatorname{div} \tilde{\sigma} + \vec{f} = \rho \vec{\gamma} \quad (2.9)$$

la loi de comportement (6 équations) :

$$\tilde{\sigma} = f(\tilde{\varepsilon}) \quad (2.10)$$

et la relation entre les déformations et les déplacements (6 équations) :

$$\tilde{\varepsilon} = \frac{1}{2} \left[ \widetilde{\operatorname{grad} \vec{u}} + \widetilde{\operatorname{grad}^T \vec{u}} \right] \quad (2.11)$$

Un total de 15 équations pour 15 inconnues, ce qui définit le problème. Ces équations sont résolues avec les conditions aux limites sur la frontières  $\delta V$  de  $V$  :

$$\tilde{\sigma} \cdot \vec{n} = \vec{T}_c, \text{ sur } \delta V_f \quad (2.12)$$

$$\vec{u} = \vec{U}, \text{ sur } \delta V_u \quad (2.13)$$

Une fois la définition du problème mécanique posée, nous nous intéressons au cadre permettant de définir le modèle de comportement du matériau. L'inégalité de Clausius-Duhem, résultant de l'écriture du premier et second principe, fournit le cadre des modèles thermodynamiquement admissibles [16] :

$$\tilde{\sigma} : \dot{\tilde{\varepsilon}} - \rho \left( \frac{d\psi}{dt} + s \frac{dT}{dt} \right) - \vec{q} \cdot \frac{\vec{\operatorname{grad}} T}{T} \geq 0 \quad (2.14)$$

avec  $\psi$  l'énergie libre du système,  $s$  son entropie,  $T$  la température au point  $M$  et  $\vec{q}$  le vecteur courant de chaleur.

Il faut alors choisir les variables d'état permettant de définir l'état thermodynamique du milieu matériel. Ces variables sont divisées en deux types : les variables observables

que sont la déformation élastique  $\tilde{\varepsilon}^e$  et la température  $T$  et les variables internes qui permettent de tenir compte des états anciens et de décrire ainsi les phénomènes dissipatifs (plasticité ou visco-plasticité par exemple). Leur définition se fait à la discrétion du modélisateur en fonction de l'expérience acquise sur le matériau et l'application envisagée. Ces variables peuvent être de nature scalaire, notée  $p_k$  ou tensorielle, notée  $\tilde{\alpha}_k$ . Par simplification, on ne considèrera par la suite qu'une seule variable scalaire  $p$  et tensorielle  $\tilde{\alpha}$ . De manière schématique, dans notre cas, les variables scalaires représentent l'état actuel de la densité des dislocations dans le volume, tandis que les variables tensorielles sont liées aux incompatibilités de déformations plastiques au sein d'un polycristal.

Une fois les variables d'état définies, l'hypothèse est faite que celles-ci dérivent d'un potentiel, par exemple le potentiel d'énergie libre  $\psi = e - Ts$  :

$$\dot{\psi} = \frac{\delta\psi}{\delta\tilde{\varepsilon}^e} : \dot{\tilde{\varepsilon}}^e + \frac{\delta\psi}{\delta T} \dot{T} + \frac{\delta\psi}{\delta p} \dot{p} + \frac{\delta\psi}{\delta\tilde{\alpha}} : \dot{\tilde{\alpha}} \quad (2.15)$$

On introduit les variables forces thermodynamiques associées :

$$R = \rho \frac{\delta\psi}{\delta p}, \tilde{X} = \rho \frac{\delta\psi}{\delta\tilde{\alpha}} \quad (2.16)$$

Combinée à l'inégalité de Clausius-Duhem, et dans l'hypothèse de découplage des effet de dissipation intrinsèque (ou plastique) et thermique, l'équation 3.5 permet de se ramener à :

$$\tilde{\sigma} : \dot{\tilde{\varepsilon}}^p - R\dot{p} - \tilde{X} : \dot{\tilde{\alpha}} \geq 0 \quad (2.17)$$

Par la suite, nous nous intéresserons aux variables d'état proposées dans la littérature pour décrire les mécanismes observés dans le cadre du grenailage de précontrainte.

### 2.1.3 Réponse d'un matériau à une sollicitation mécanique

La réponse à une sollicitation cyclique d'un matériau peut être de trois types, illustrée figure sur la figure 2.9 [69] :

- l'adaptation, le matériau se stabilise dans le domaine plastique après quelques cycles ;
- l'accommodation, la réponse se stabilise avec plastification ;
- le phénomène de Rochet : la réponse du matériau évolue en continu dans le domaine élastoplastique.

L'écroûissage conséquent de la plastification cyclique intervient au niveau microscopique et modifie le comportement du matériau. Afin de décrire ces changements microstructuraux, deux notions ont été introduites :

- l'écroûissage isotrope représentant les défauts les plus stables tels que les cellules, les parois ou les amas de dislocations. Il pilote la taille de la surface seuil,
- l'écroûissage cinématique qui modélise les interactions réversibles entre les dislocations.

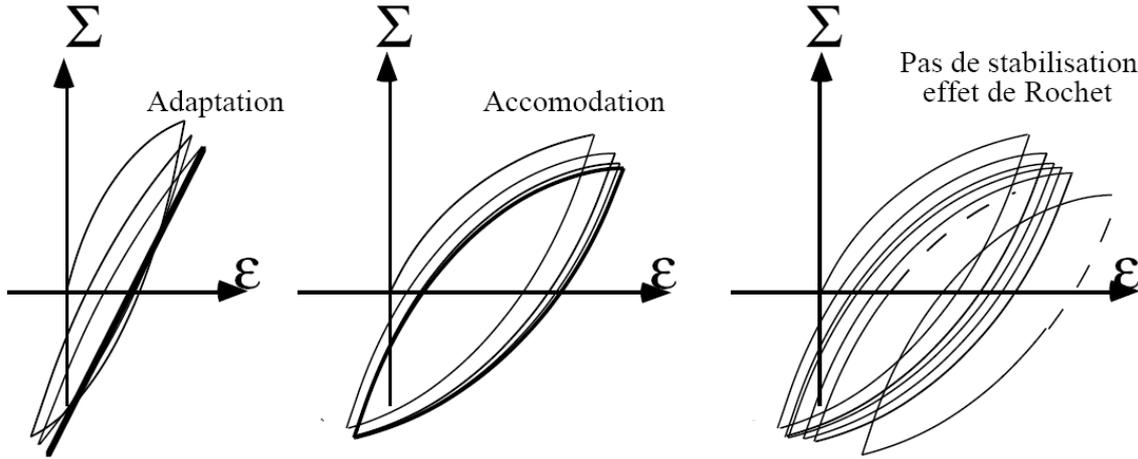


FIGURE 2.9 – Réponses possibles d'un matériau à une sollicitation cyclique.

Chaboche [16] a proposé une loi de comportement cyclique tenant compte de ces deux phénomènes. Avec l'introduction d'un écrouissage cinématique de type non-linéaire à seuil, il est possible de modéliser la réponse en fatigue du matériau ainsi que la relaxation des contraintes résiduelles [17]. Si  $f$  est la fonction définissant le seuil de plasticité, la formulation de la loi de comportement s'écrit alors selon l'équation 2.18.

$$f(\tilde{\sigma}, \tilde{X}, R) = J_2(\tilde{\sigma} - \tilde{X}) - R - k \quad (2.18)$$

La déformation totale  $\varepsilon$  est décomposée additivement entre déformation élastique  $\varepsilon_e$  et plastique  $\varepsilon_p$  :

$$\tilde{\varepsilon} = \tilde{\varepsilon}_e + \tilde{\varepsilon}_p \quad (2.19)$$

L'évolution de la déformation plastique s'écrit :

$$\dot{\tilde{\varepsilon}} = \dot{\lambda} \frac{\delta f}{\delta \tilde{\sigma}} = \dot{\lambda} \tilde{n} \quad (2.20)$$

Avec  $\dot{\lambda}$  le multiplicateur plastique. En élasticité,  $f(\tilde{\sigma}, \tilde{X}, R) < 0$  :

$$\delta R = 0 \quad (2.21)$$

$$\delta \tilde{\varepsilon}_p = \delta \tilde{X} = \tilde{0} \quad (2.22)$$

En plasticité,  $f(\tilde{\sigma}, \tilde{X}, R) = 0$  :

$$J_2(\delta \tilde{\sigma} - \delta \tilde{X}) - \delta R = 0 \quad (2.23)$$

Avec  $J_2$  l'opérateur de Von Mises et  $k$  le rayon initial du domaine d'élasticité; la formulation variationnelle de  $R$  est donnée par :

$$\delta R = b(Q_0 - R) \delta p \quad (2.24)$$

où  $p$  est la déformation plastique cumulée dont l'incrément est défini par :

$$\delta p = \sqrt{\frac{2}{3} \delta \varepsilon_p : \delta \varepsilon_p} \quad (2.25)$$

Le paramètre  $b$  pilote la vitesse de saturation de l'érouissage  $R$  vers la valeur asymptotique  $Q_0$ . Tout comme l'érouissage cinématique que nous présentons par la suite, l'érouissage isotrope global peut être défini par une somme de 'sous-érouissages'.

L'érouissage cinématique est calculé de manière incrémentale par :

$$\delta \widetilde{X}_i = \frac{2}{3} C_i \delta \widetilde{\varepsilon}_p - \gamma_i \widetilde{X} \delta p \quad (2.26)$$

$$\widetilde{X} = \sum_i \widetilde{X}_i \quad (2.27)$$

### 2.1.4 Aspects cycliques du grenailage

Dans le cas du grenailage, le trajet de chargement subi par la matière engendre la plastification de la surface de la pièce, et la génération de contraintes résiduelles. Ces phénomènes se créent au fur et à mesure des cycles générés par les impacts répétés de la grenaille. La taille et la position du domaine de plasticité d'un point matériel du massif seront donc à priori modifiées. La loi de comportement que l'on souhaite ici définir pour reproduire fidèlement la réaction du massif au cours du grenailage devra donc intégrer des érouissages isotropes (régissant la taille du domaine) et cinématiques (régissant sa position).

L'étude du profil de contraintes résiduelles résultant de l'impact d'une puis de deux billes sur des massifs ayant le même comportement mais décrits d'une part avec des érouissages purement cinématiques et purement isotropes d'autre part, a été menée par Choumad [21]. Cette analyse révèle que plus l'érouissage isotrope est important, plus le maximum de contrainte résiduelle de compression augmente, sans affecter la profondeur affectée par la compression. En revanche, l'augmentation de l'érouissage cinématique affecte très peu la contrainte maximale de compression. Dans le cas d'un érouissage important, des différences significatives sont constatées entre les cas isotropes et cinématiques.

### 2.1.5 Aspects viscoplastiques

Le formalisme décrit ci-dessus est indépendant de la vitesse de la sollicitation. Or, les observations faites sur les métaux subissant des chocs montrent que ceux-ci présentent une réponse différente que lors d'un chargement quasi-statique [76]. Les vitesses d'incidence de la grenaille sur la surface traitée sont importantes, de 20 à 100  $m.s^{-1}$ , et vérifient les conditions d'un choc. Meguid et al. [74] observent numériquement que le taux de déformation observé dans la matière peut localement atteindre  $10^5 s^{-1}$ .

La caractérisation du comportement du matériau dans le régime viscoplastique devient donc une nécessité dans le cadre de l'élaboration d'un modèle de grenailage. En

effet, le comportement viscoplastique des matériaux métalliques d'une manière générale fait apparaître deux régimes distincts. Dans le cas particulier de l'Inconel 718, des essais en régime viscoplastique de la littérature menés sur une microstructure à gros grains (environ  $30 \mu m$ ), confirment la sensibilité de ce matériau au taux de déformation [109]. Pour des sollicitations modérément rapides, la contrainte d'écoulement évolue linéairement avec le taux de déformation ; puis une rupture de la pente survient pour des taux de déformation de l'ordre de  $10^2 s^{-1}$  (fonction du matériau considéré). Un cas typique est présenté figure 2.10 [114]. L'investigation expérimentale de la seconde pente observée doit être menée pour reproduire fidèlement le grenailage.

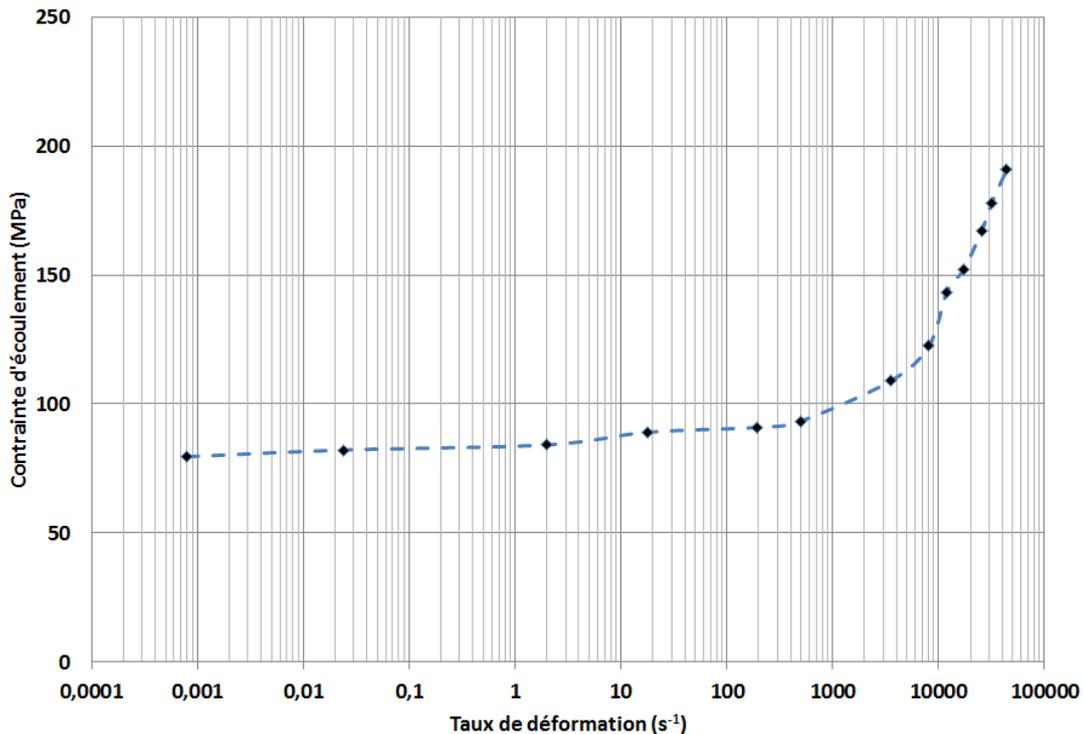


FIGURE 2.10 – Evolution typique de la contrainte d'écoulement en fonction du taux de déformation pour un matériau métallique (ici un acier) [114].

Il est judicieux de s'intéresser aux lois permettant de tenir compte de la vitesse de déformation dans le cadre de l'étude du grenailage. La dépendance au temps du comportement du matériau impose de se placer dans le cadre de la visco-plasticité, théorie qui permet d'aborder les problèmes liés à l'évolution temporelle des déformations permanentes [16]. Nous nous intéressons maintenant aux aspects physiques et phénoménologiques de la viscoplasticité.

### Comportement viscoplastique des matériaux métalliques

D'une manière générale, une loi de comportement donne la relation existante au sein d'un matériau entre la contrainte, la déformation, le taux de déformation et la température. Afin de cerner dans quelle mesure ces grandeurs interviennent, les chercheurs se

sont intéressés au comportement des dislocations dont la mise en mouvement pilote la plasticité des métaux.

Le comportement d'un matériau métallique est piloté par le mouvement des dislocations qu'il contient. Une dislocation rencontre, entre deux positions d'équilibre, des obstacles au cours de son mouvement dans le réseau cristallin (lacunes, autres dislocations, joint de grain, macle...) Pour passer d'une position d'équilibre à une autre, la dislocation doit fournir une certaine énergie : une force doit lui être appliquée. La contrainte nécessaire pour mouvoir une dislocation sans aucune aide additionnelle est appelée la contrainte de Peierls-Nabarro ( $\tau_{PN}$ ), et correspond à une énergie notée  $\Delta G_0$ .

La valeur de cette contrainte peut être influencée par l'état d'agitation thermique du réseau cristallin formant l'environnement de la dislocation. En effet l'énergie thermique augmente l'amplitude de vibration des atomes, et aide la dislocation à passer les obstacles. La température agit comme une réduction de la contrainte à apporter pour passer un obstacle lorsque les atomes sont totalement immobiles, i.e. à 0K. La barrière de contrainte effective décroît donc avec la température.

L'influence de la vitesse de déformation,  $\dot{\varepsilon}$ , est inverse : la fréquence de vibration de réseau augmente avec  $\dot{\varepsilon}$ , et le temps disponible pour franchir l'obstacle diminue (le matériau se "durcit"). Cette influence de la température et de la vitesse de déformation se traduit par un terme énergétique  $\Delta G_0$  qui se soustrait  $\Delta G_0$  pour donner la valeur de l'énergie effective  $E_{eff} = \Delta G_0 - \Delta G$  à fournir pour mouvoir la dislocation. En se basant sur la description statistique du temps d'attente d'une dislocation entre deux positions d'équilibre, Meyer [76] propose une la relation de variation d'énergie  $\Delta G_0$  dépendant de T et  $\dot{\varepsilon}$  comme suit (avec  $\dot{\varepsilon}_0$  la vitesse de déformation de référence) :

$$\Delta G = kT \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_0}{\dot{\varepsilon}} \right) \quad (2.28)$$

On constate notamment que lorsque  $\Delta G_0 = \Delta G$ , toute augmentation subséquente de la température n'aura plus aucune influence sur le mouvement des dislocations : c'est le palier athermique. Ceci suggère que la loi de comportement d'un matériau métallique est constitué d'un terme dépendant a priori de la température, de la déformation et du taux de déformation  $\sigma_{th}$ , et d'un terme dépendant de la seule déformation, dit athermique  $\sigma_a$  :

$$\sigma_y = \sigma_a + \sigma_{th}(\varepsilon)(T, \dot{\varepsilon}) \quad (2.29)$$

L'équation 2.29 représente la forme type d'un modèle de loi matériau basé sur des fondements thermodynamiques et microscopiques.

Nous dressons ici un bref état de l'art des lois de comportement viscoplastiques. La littérature en matière de loi de matériau se décompose en deux grands types : les lois empiriques et les lois fondées sur une base physique. Le premier modèle présenté ici fait partie de la première catégorie. Il s'agit du modèle de Johnson-Cook [56], loi à 5 paramètres fondée sur les constatations expérimentales suivantes :

- la contrainte d'écoulement des matériaux métalliques est croissante avec la déformation  $\varepsilon$  sous la forme d'une fonction puissance, ce qui est décrit par le premier

terme relatif à l'écoulement, et défini à l'aide des paramètres  $A$ ,  $B$  et  $n$  ;

- A une température donnée, la contrainte augmente avec le logarithme du taux de déformation (deuxième terme),  $C$  est le coefficient de sensibilité au taux de déformation et  $\dot{\varepsilon}_0$  est un taux de référence choisi arbitrairement ;
- A  $\dot{\varepsilon}$  donné, la contrainte d'écoulement décroît avec la température (dernier terme,  $m$  est l'exposant d'adoucissement cyclique).  $T$  est la température courante du matériau,  $T_a$  la température ambiante de réalisation de l'essai et  $T_m$  la température de fusion du matériau.

Ce modèle phénoménologique répond à des objectifs de simplicité de calcul, de par sa forme multiplicative de l'expression des contraintes :

$$\sigma = (A + B\varepsilon_p^n) \left( 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \left( 1 - \left( \frac{T - T_a}{T - T_m} \right)^m \right) \quad (2.30)$$

Ce modèle s'avère efficace pour un grand nombre de matériaux et d'applications, notamment en ballistique, ce qui en fait un des modèles les plus utilisés. On note toutefois que le formalisme plastique de cette loi est purement isotrope, aucun aspect cinématique n'est ici considéré. Cette loi a fait l'objet de nombreuses modifications ou extensions notamment sur le terme de dépendance au taux de déformation. On citera la dépendance type Cowper-Symonds proposant une loi puissance :

$$\sigma = (A + B\varepsilon_p^n) \left( 1 + \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{p}} \right) \left( 1 - \left( \frac{T - T_a}{T - T_m} \right)^m \right) \quad (2.31)$$

### Modèle de Zerilli-Armstrong

Modèle physique à 6 paramètres, le modèle de Zerilli Armstrong fait apparaître la décomposition thermique et athermique de la contrainte et se pose comme un compromis entre un nombre réduit de paramètres matériau et davantage de signification physique. Ce formalisme tient compte des différences de structures cristallines des matériaux. Une formulation est proposée pour les structures cubiques à faces centrées, équation 2.32, et cubiques centrées, équation 2.33

$$\sigma = C_2 \varepsilon_p^{\frac{1}{2}} \exp(-C_3 T + C_4 T \ln(\dot{\varepsilon}_p)) \quad (2.32)$$

$$\sigma = C_0 + C_5 \varepsilon_p^n + C_1 \exp(-C_3 T + C_4 T \ln(\dot{\varepsilon}_p)) \quad (2.33)$$

On remarque ici l'influence couplée du taux de déformation et de la température pour ce formalisme.

### Loi de viscosité type Norton

Ce formalisme se rattache au cadre développé précédemment. Soit  $f$  la fonction définissant le seuil de plasticité, celui-ci s'écrit alors :

$$f(\tilde{\sigma}, \tilde{X}, R) = J_2(\tilde{\sigma} - \tilde{X}) - R - k - \sigma_v \quad (2.34)$$

où  $\sigma_v$  est la contrainte visqueuse définie par :

$$\sigma_v = K \dot{\varepsilon}^{\frac{1}{N}} \quad (2.35)$$

où  $K$  et  $N$  sont des paramètres matériau à identifier.

### Synthèse - Choix de formalismes

Les observations faites précédemment nous ont permis de mettre en avant les problématiques liées aux aspects cycliques et viscoplastiques du grenailage. Dans le cadre de cette étude, nous proposons de comparer trois lois de comportement différentes. Avec cette stratégie, on se donne pour objectif de distinguer plus finement l'apport des trois composantes citées dans ce chapitre : l'érouissage cinématique, l'érouissage isotrope et la dépendance du comportement du matériau à la vitesse de sollicitation. La littérature sur le comportement multiaxial du matériau suggère néanmoins une prépondérance des phénomènes cinématiques [21], [40].

#### Loi élastoplastique

Cette loi purement cyclique ne fera intervenir aucune dépendance au taux de déformation. Elle inclura néanmoins des d'érouissages cinématiques et isotropes. Le formalisme, introduit dans le chapitre bibliographique, est celui d'une loi de Chaboche.

$$f(\tilde{\sigma}, \tilde{X}, R) = J_2(\tilde{\sigma} - \tilde{X}) - R - k \quad (2.36)$$

Ici, le tenseur  $\tilde{X}$  et le scalaire  $R$  représentent respectivement l'érouissage cinématique, somme de trois sous-tenseurs, et l'érouissage isotrope.

#### Loi élasto-visco-plastique

Loi cyclique et dynamique, elle est le pendant de la précédente mais tenant compte cette fois de la vitesse de sollicitation. Le formalisme est identique à celui de la loi viscoplastique, mais fait intervenir en plus un terme de type Norton, caractérisé par les paramètres  $K$  et  $N$ , permettant de calculer la contrainte visqueuse  $\sigma_v$  :

$$f(\tilde{\sigma}, \tilde{X}, R) = J_2(\tilde{\sigma} - \tilde{X}) - R - k - \sigma_v \quad (2.37)$$

avec :

$$\sigma_v = K \dot{\varepsilon}^{\frac{1}{N}} \quad (2.38)$$

Cette loi, non implémentée dans le code de calculs Abaqus, a fait l'objet du développement d'une sous-routine permettant de définir le comportement matériau.

#### Loi empirique de Johnson-Cook

Cette loi ne fait intervenir qu'un érouissage de nature isotrope, dont la formulation est ici rappelée :

$$\sigma = (A + B\varepsilon_p^n) \left( 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \left( 1 - \left( \frac{T - T_a}{T - T_m} \right)^m \right) \quad (2.39)$$

### 2.1.6 Aspects microstructuraux

Dans le but de décrire l'influence des aspects microstructuraux sur la réponse de l'Inconel 718 après grenailage, l'identification des modèles ici présentés va être menée sur deux microstructures. Une première microstructure qui est représentative de l'état métallurgique *Direct Aged* rencontrée dans le disque en service. La deuxième est une microstructure modifiée par processus thermiques afin de faire grossir la taille des grains, tout en maintenant la taille des précipités durcissants constante. On passe d'une taille de grains de 4 à 7  $\mu\text{m}$  pour la microstructure *Direct Aged* à environ 35  $\mu\text{m}$  pour la microstructure modifiée. Une analyse au microscope électronique à balayage (MEB) des deux cas est proposée sur la figure 2.11.

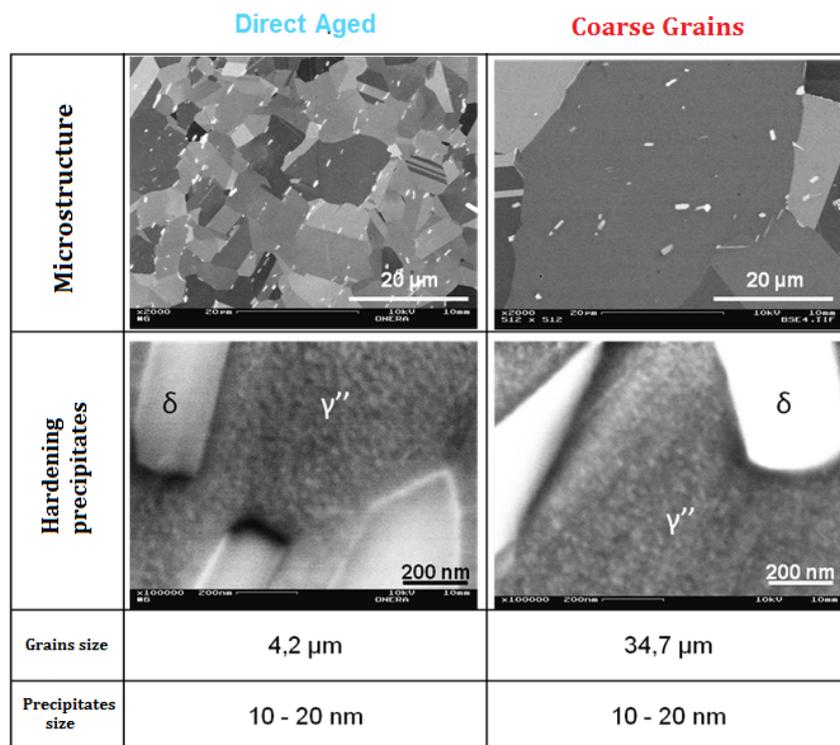


FIGURE 2.11 – Observation MEB des deux microstructures analysées dans le cadre de cette étude.

Cette démarche permettra de comprendre l'influence de la microstructure initiale sur l'effet du grenailage, et d'apporter des bases pour l'étude du lien entre microstructure et relaxation des contraintes résiduelles.

Se pose également la question de l'évolution de la microstructure pendant le procédé. En effet le chapitre bibliographique a mis en avant que dans certaines conditions de grenailage les grains pouvaient être fractionnés. Si cela venait à être constaté, le formalisme choisi devrait tenir compte de cette évolution au cours du traitement. Afin de statuer, une observation EBSD de pions grenailés suivant deux conditions de grenailage a été menée,

et présentée figure 2.12. La condition de grenailage 1 correspond à un taux de recouvrement de 125 % pour une intensité de F12-13A, tandis que la condition 2 correspond à 200 % de taux de recouvrement pour une intensité de F22-23A. On observe que si les grains subissent des désorientations (caractérisée par les couleurs différentes du bleu) la taille des grains demeure inchangée. Nous concluons qu'il n'est pas nécessaire de traiter cet aspect dans les formalismes retenus.

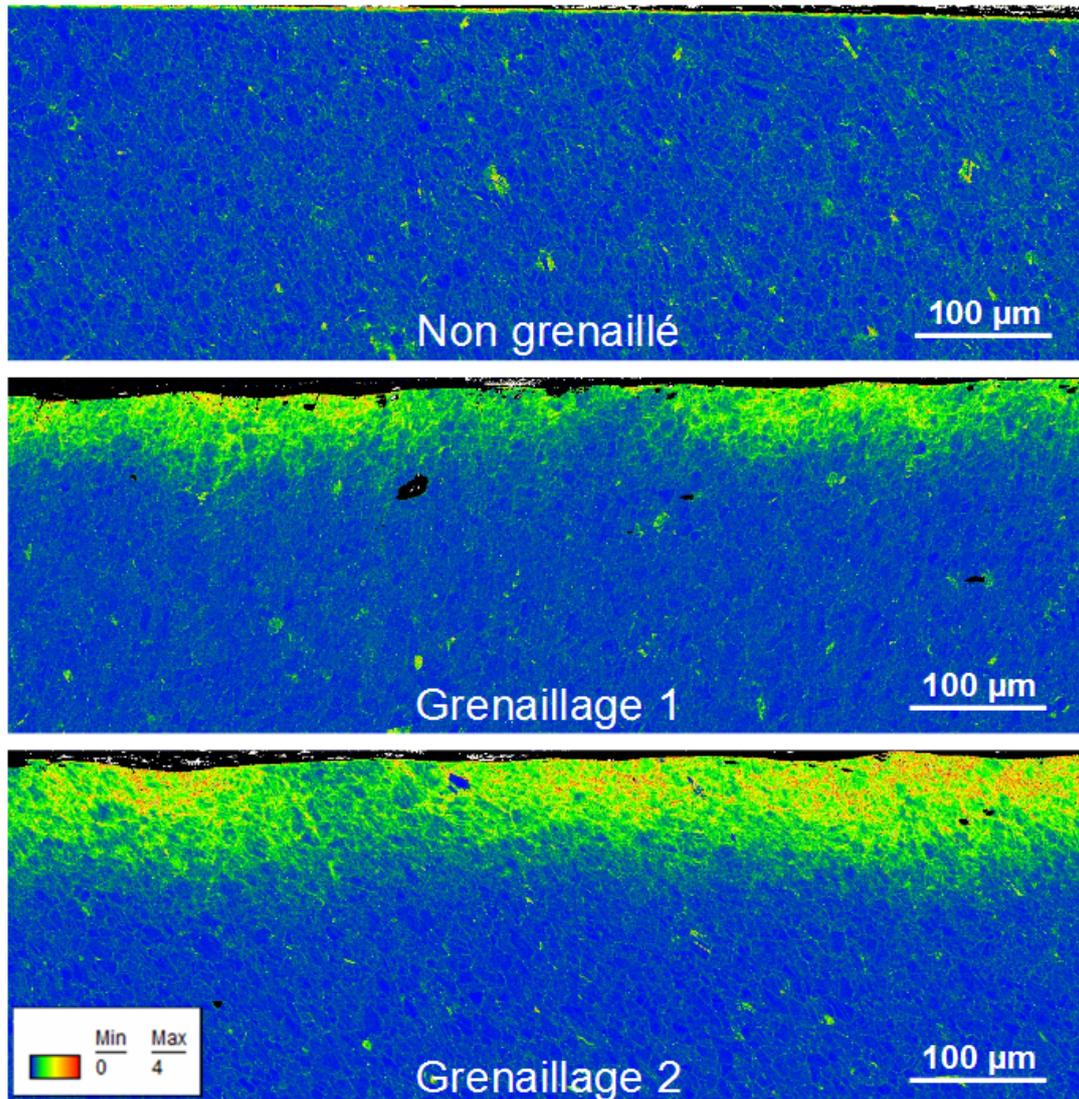


FIGURE 2.12 – Comparaison des cartographies EBSD pour une microstructure *Direct Aged* et 3 conditions de grenailage différentes.

## 2.2 Identification des lois de comportement - Stratégie

Les lois de comportement analysées ici nécessitent l'identification de paramètres décrivant le comportement quasi-statique du matériau et le cas échéant de paramètres décri-

vant le comportement visco-plastique. Cette procédure s'est faite de manière découplée, l'identification visqueuse succédant à l'identification quasi-statique.

### 2.2.1 Identification du comportement quasi-statique de l'Inconel 718

L'identification des paramètres cycliques a été menée sur essais monotones et cycliques réalisés dans le cadre de la thèse de J.-P. Goulmy à l'Onera de Chatillon. Cette identification a été construite autour de trois types d'essais : essais monotones, essais de fatigue et essais de comportement. Chaque classe permet d'identifier divers niveaux de complexité du comportement. Les données issues de ces essais ont été directement utilisées pour l'identification. Nous présentons ici les courbes expérimentales obtenues ainsi que l'identification faite pour la loi élasto-visco-plastique. Le protocole suivi a été le même pour toutes les autres lois.

L'identification des paramètres isotropes et cinématiques s'est faite conjointement sur une courbe de traction uniaxiale et sur des cycles de fatigue. Les courbes expérimentales comparées aux modèles sont données sur les figures 2.13 et 2.14. Les paramètres statiques identifiés pour chaque microstructure et chaque loi sont donnés dans les tableaux 2.4, 2.5 et 2.6.

	R	Q	b	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$\gamma_1$	$\gamma_2$	$\gamma_3$
<i>Direct Aged</i>	830	-215	-3	$4.7 \cdot 10^5$	$9.0 \cdot 10^3$	2400	1000	100	10
Gros grains	750	-215	-3	$4.7 \cdot 10^5$	$9.0 \cdot 10^3$	2400	1000	100	10

Tableau 2.4 – Identification des paramètres cycliques pour la loi élastoplastique, équation 2.36.

	R	Q	b	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$\gamma_1$	$\gamma_2$	$\gamma_3$
<i>Direct Aged</i>	700	-215	-3	$4.7 \cdot 10^5$	$9.0 \cdot 10^3$	2400	1000	100	10
Gros grains	620	-215	-3	$4.7 \cdot 10^5$	$9.0 \cdot 10^3$	2400	1000	100	10

Tableau 2.5 – Identification des paramètres cycliques pour la loi élasto-visco-plastique, équation 2.37.

	A	B	n
<i>Direct Aged</i>	1028	592	0.1086
Gros grains	948	592	0.1086

Tableau 2.6 – Identification des paramètres statiques pour la loi de Johnson-Cook, équation 2.39.

Nous pouvons constater sur la figure 2.13 et sur les valeurs numériques des paramètres identifiés que la microstructure à gros grains se distinguent uniquement par une limite d'élasticité différente. Le comportement dans le domaine plastique demeure le même que pour l'état métallurgique *Direct Aged*.

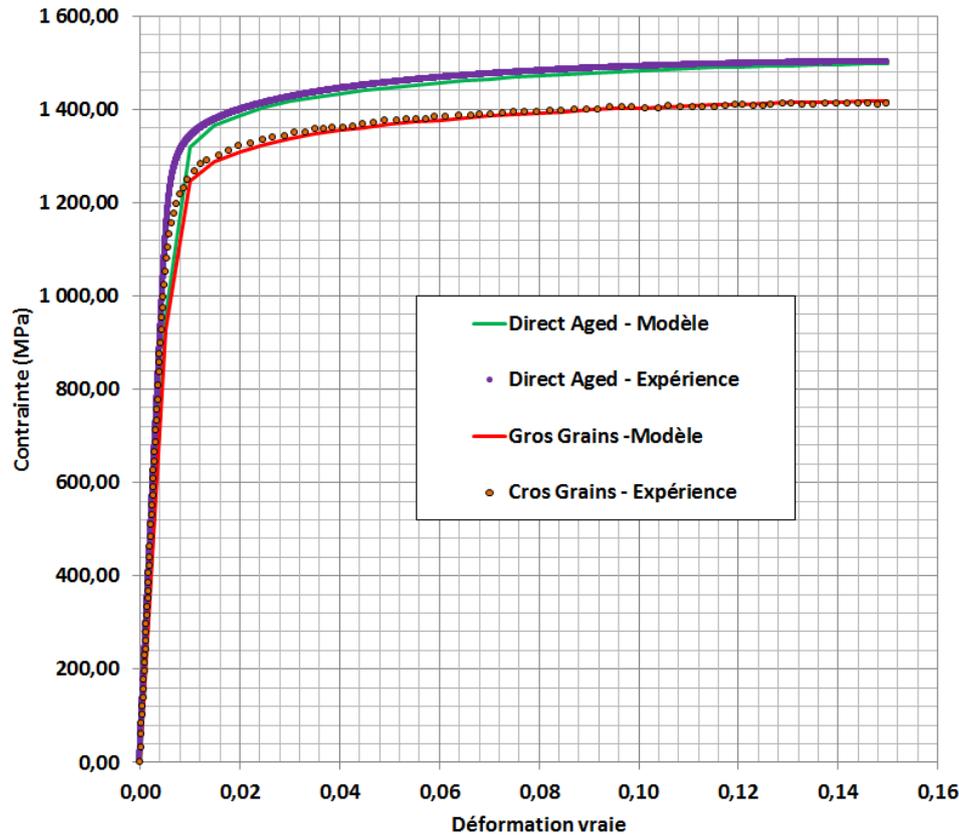


FIGURE 2.13 – Identification des paramètres des modèles à partir d'une courbe de traction quasi-statique.

### 2.2.2 Comportement viscoplastique : barres de Hopkinson

Atteindre expérimentalement des taux de déformation de l'ordre de  $10^3$  à  $10^4 \text{ s}^{-1}$  tout en étant capable d'évaluer les efforts et la déformation subis par la matière est possible à l'aide du dispositif de barres de Hopkinson. Développé par l'ingénieur du même nom en 1914 afin de solliciter des éprouvettes en compression, le système a subi de nombreuses modifications. Des sollicitations en traction ou cisaillement sont aujourd'hui possibles. Le montage classique utilisé de nos jours, mis au point conjointement par Davies [24] et Kolsky [66], comporte un impacteur, une barre incidente et une barre de transmission ou barre de mesure (figure 2.15).

Un montage dit "direct" peut également être utilisé en retirant la barre incidente (l'impacteur rentrant directement en contact avec l'éprouvette au cours de l'essai) afin d'atteindre des taux de déformation plus importants. En effet, en percussion classique, la sévérité du choc est limitée par la résistance des jauges collées sur la barre incidente. En revanche, les jauges situées sur la barre transmise sont protégées par l'éprouvette, laquelle limite mécaniquement le signal la traversant. Pour notre étude, les taux de déformation mis en jeu nous amènent à nous tourner vers ce montage direct.

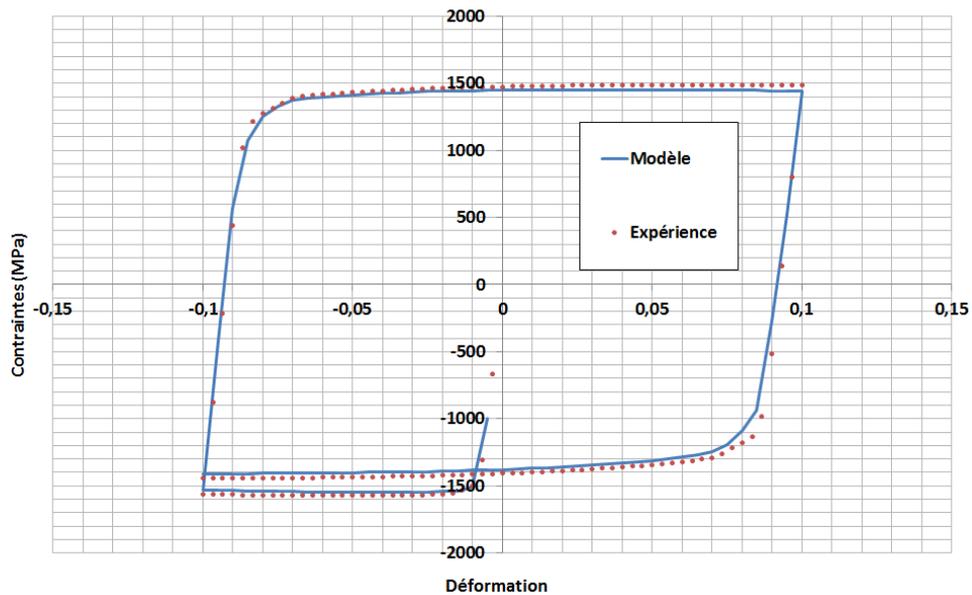


FIGURE 2.14 – Identification des paramètres des modèles à partir de cycles de fatigue.

L'installation d'essai en impact direct comporte :

- un projectile, propulsé, arrivant à une vitesse  $V_0$ . Il s'agit d'une barre de diamètre  $D_0$  et de section  $S_0$ ,
- une barre de mesure de plusieurs mètres de longueur (de 4 à 6 mètres), de diamètre  $D_1$ , de section  $S_1$ , dans un matériau de module d'Young  $E_1$  et de vitesse de transmission du son  $C_1$ ,
- une éprouvette de section  $S_e$  et de longueur  $L_e$ .

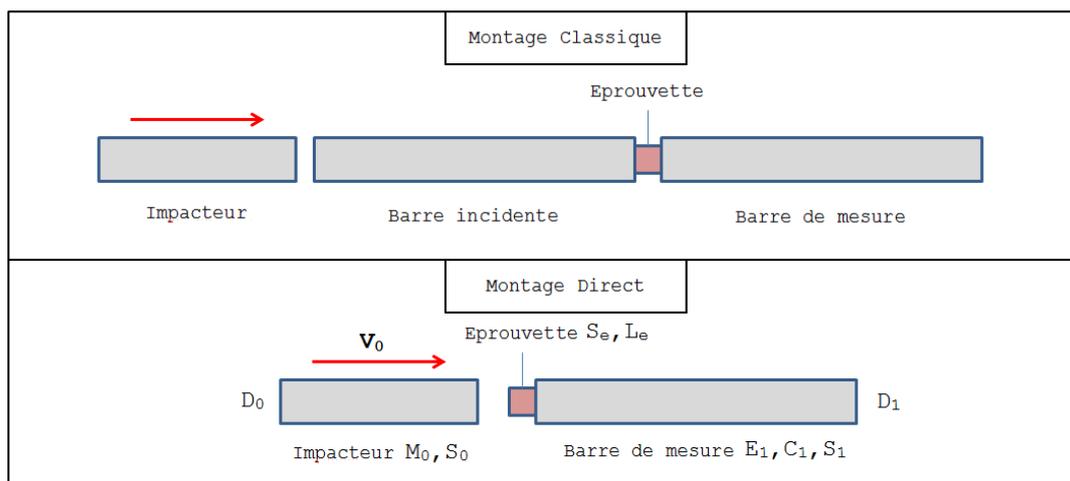


FIGURE 2.15 – Description des dispositifs expérimentaux de barres de Hopkinson.

Le principe de la mesure consiste à charger mécaniquement, entre l'impacteur et la

barre de mesure d'une section équivalente, une éprouvette du matériau d'intérêt. Celle-ci va se déformer élastiquement puis plastiquement ; la barre de mesure est instrumentée de jauges d'effort dont les signaux délivrés en cours d'essai sont enregistrés par des dispositifs d'acquisition rapide. Le calcul de la force d'écrasement  $F(t)$  est issu directement du signal mesuré par ces jauges. Le projectile et la barre de mesure sont supposés toujours rester dans leur domaine élastique.

Dans cette configuration, l'expression de la déformation de l'éprouvette est obtenue en considérant :

- la vitesse du projectile au cours de l'écrasement,
- la contraction élastique de la barre de mesure sous l'action de l'effort. La contraction du projectile est négligée en raison de ses faibles dimensions ( $< 250$  mm).

La vitesse du projectile  $V_0(t)$  au cours du contact est calculée à partir de sa vitesse initiale  $V_0$ , à laquelle est retranchée la vitesse résultant de la décélération  $\gamma(t)$  apportée par l'effort sur l'éprouvette  $F(t)$  :

$$V_0(t) = V_0 - \int_0^t \frac{F(t)}{M_0} dt \quad (2.40)$$

Le déplacement  $d(t)_0$  du projectile est calculé en intégrant sa vitesse  $V(t)_0$

$$d_0(t) = \int_0^t V_0(t) dt \quad (2.41)$$

Le déplacement  $d(t)_1$  de la face avant de la barre de mesure est calculé en intégrant sa déformation élastique :

$$d_1(t) = \int_0^t C_1 \frac{F(t)}{S_1 E_1} dt \quad (2.42)$$

Finalement, le déplacement de l'éprouvette  $d(t)_e$  est obtenu par différence des déplacements du projectile et de la barre de mesure.

$$d_e(t) = d_0(t) - d_1(t) \quad (2.43)$$

### Matrice d'essais dynamiques

Une campagne de mesures sur ce dispositif de barres de Hopkinson a été menée au CRED (Centre de Ressource en Essais Dynamiques) de l'Ecole Centrale de Nantes. On présente ici la matrice d'essais ainsi que les précautions particulières liées aux conditions d'expérimentation.

Tout d'abord, un minimum de 3 essais par condition ont été réalisés afin de tenir compte de la dispersion inhérente au régime dynamique. Des instabilités peuvent apparaître au cours des essais et entâcher la mesure d'incertitude, notamment pour les taux de déformation les plus importants. D'autre part, il est important d'intégrer à l'étude dynamique une courbe de référence en quasi-statique, qui permet de fixer le comportement de référence en l'absence de phénomènes dynamiques. Pour cela, des essais de compression quasi-statiques sont inclus dans la campagne, à une vitesse de  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ . Un deuxième

taux de déformation modéré, de l'ordre de  $100 \text{ s}^{-1}$  est étudié afin de fixer la pente du domaine 1 (figure 2.10). La zone de transition vers le domaine 2 est ensuite "discretisée" autant que le dispositif de mesures le permet, afin de capturer la transition visqueuse.

Notons également qu'au cours des essais dynamiques le matériau est sujet au phénomène d'échauffement adiabatique du matériau. Cet échauffement influe sur le comportement du matériau, en compétition avec les phénomènes dynamiques. Afin de décorrérer la contribution thermique de la contribution dynamique, il semble pertinent de faire un point de mesure en température pour une vitesse de sollicitation faible. L'objectif de cette mesure sera l'identification aisée des paramètres thermiques. Enfin, deux microstructures sont étudiées, afin de caractériser l'impact potentiel de la microstructure initiale sur le grenailage. La matrice d'essais réalisée est résumée dans le tableau 2.7. La microstructure *Direct Aged* est repérée par  $M_1$  et la microstructure modifiée par  $m_2$ .

	$0.001 \text{ s}^{-1}$	$100 \text{ s}^{-1}$	$1000 \text{ s}^{-1}$	$5000 \text{ s}^{-1}$	$7500 \text{ s}^{-1}$	$10000 \text{ s}^{-1}$
T = 20°C	$M_1, m_2$	$M_1, m_2$	$M_1, m_2$	$M_1, m_2$	$M_1, m_2$	$M_1, m_2$
T = 200°C	$M_1, m_2$	-	-	-	-	-

Tableau 2.7 – Récapitulatif de la matrice d'essais dans le cadre de la campagne sur dispositif de Hopkinson.

### Géométrie des éprouvettes

Les éprouvettes sont issues d'un disque brut de fonderie en Inconel 718, dans une zone identifiée comme représentative de la matière du disque, d'un point de vue microstructural notamment. Les pions seront sollicités en compression afin de se rapprocher au mieux du chargement subi par la matière au cours du grenailage de précontrainte. Leur géométrie cylindrique simple est présentée figure 2.16 Les pions sollicités de  $0.001$  à  $1000 \text{ s}^{-1}$  ont une hauteur et un diamètre de 6 mm. Afin d'atteindre plus facilement les taux de déformation visés, les pions sollicités aux taux de  $5000$  à  $10000 \text{ s}^{-1}$  ont une hauteur de 4 mm.

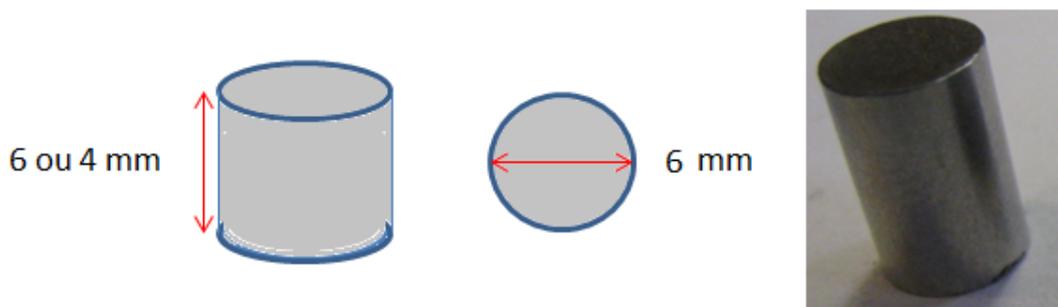


FIGURE 2.16 – Description de la géométrie et des dimensions des éprouvettes.

### Mise en oeuvre expérimentale

Les essais quasi-statiques de compression ont été réalisés sur une machine Instron 5584 dotée d'une cellule de force de 150 kN. Les éprouvettes sont placées entre deux tampons

en acier Marval 18. La déformation de l'éprouvette est calculée à partir du déplacement de la traverse, en tenant compte de la raideur machine. Pour les essais en température, la machine est équipée d'une enceinte thermique Instron. La mesure de la température est réalisée via un thermocouple inséré dans l'enceinte et placé à proximité de l'éprouvette afin de fournir une information locale.

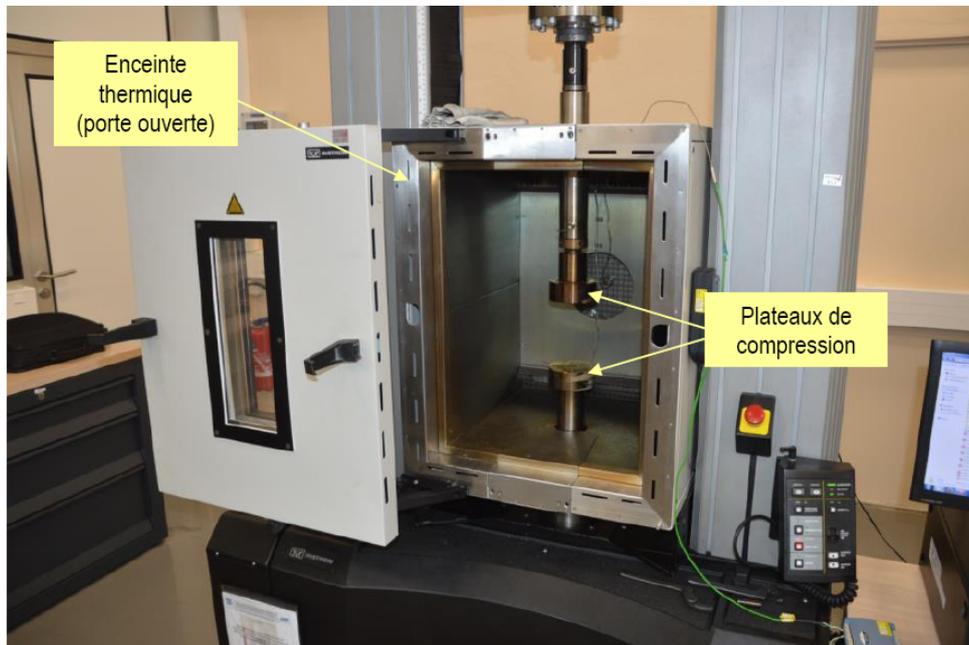


FIGURE 2.17 – Machine de compression Instron équipée de sont enceinte thermique.

Les essais dynamiques aux taux de déformation compris entre  $100$  et  $1000 \text{ s}^{-1}$  ont été réalisés sur le système arbalète, variante du dispositif Hopkinson (montage direct) sur lequel l'impacteur est une masse mobile, projetée à l'aide de tendeurs élastiques. Le choix de la section et du nombre de tendeurs projetant la masse permet d'atteindre le taux de déformation souhaité. Un marquage est réalisé sur les surfaces visibles de l'impacteur et de la barre de mesure. Celui-ci permet de faire un suivi en fonction du temps du mouvement de compression relatif à l'aide d'un logiciel de suivi image par image. L'acquisition de l'essai est réalisée par caméra rapide de fréquence  $50 \text{ kHz}$ . La mesure issue de la caméra est obtenue en pixel, l'écrasement est calculé en mm à l'aide d'un réglet étalon ; la définition du déplacement en compression est donnée à  $0.05 \text{ mm}$  près.

Pour les taux de déformation au delà de  $5000 \text{ m.s}^{-1}$  le canon à gaz est utilisé. A nouveau l'éprouvette est placée à l'extrémité de la barre impactée par le projectile.

### Résultats des essais dynamiques

Une remarque préliminaire concerne la donnée du taux de déformation des essais de compression dynamique. L'analyse au cours du temps de cette grandeur montre que celle-ci n'est pas constante au cours de l'essai, comme le montre la figure 2.20. Pour un taux de

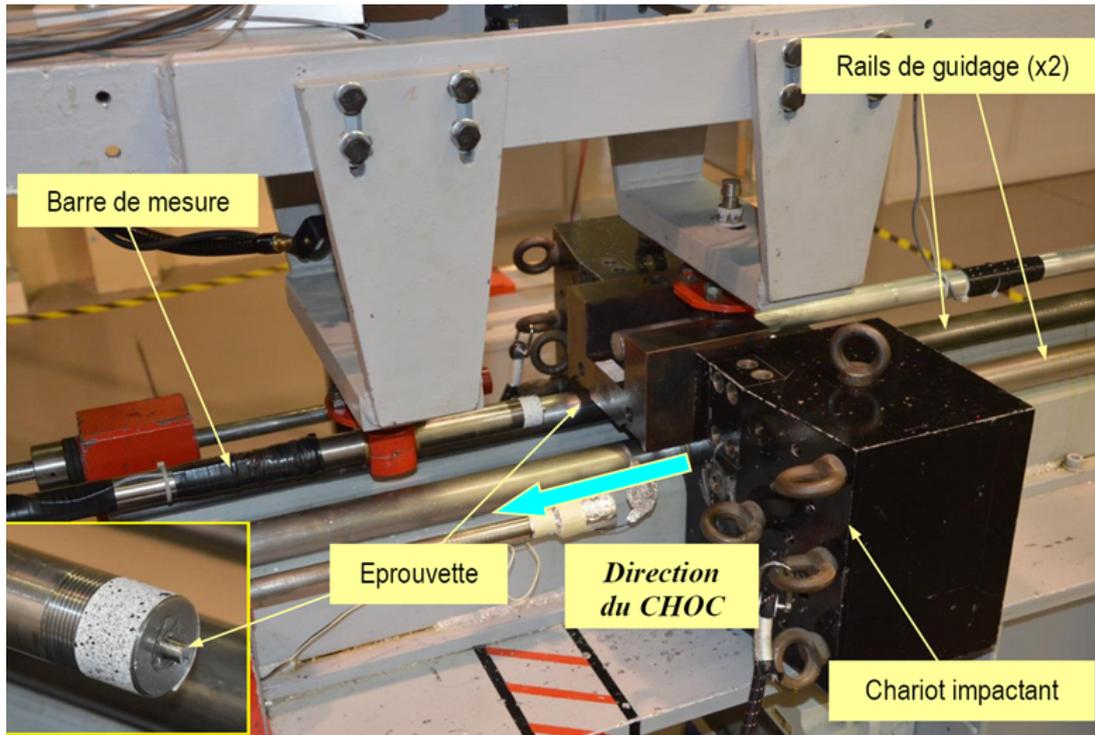


FIGURE 2.18 – Vue d'ensemble du dispositif de percussion du système arbalète et détail de l'éprouvette.

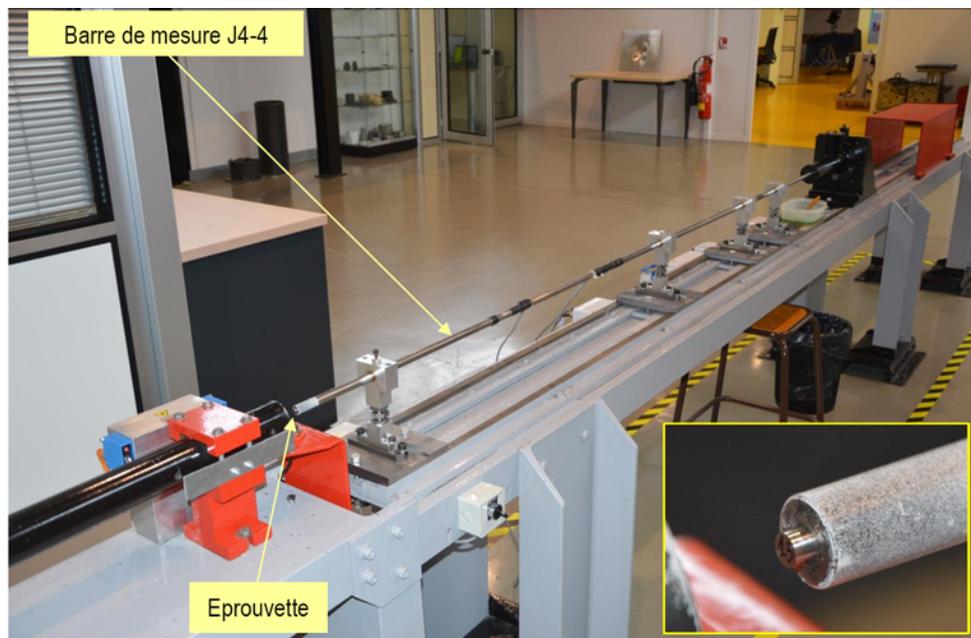


FIGURE 2.19 – Canon à gaz en configuration impact direct et détail de l'éprouvette.

déformation moyen de  $95 \text{ s}^{-1}$ , nous constatons qu'en début d'essai les valeurs observées sont autour de  $250 \text{ s}^{-1}$  et avoisinent  $0 \text{ s}^{-1}$  à la fin de celui-ci. Il est donc important de

tenir compte de cela, bien que seule la valeur moyenne sera donnée pour décrire les essais les uns par rapport aux autres.

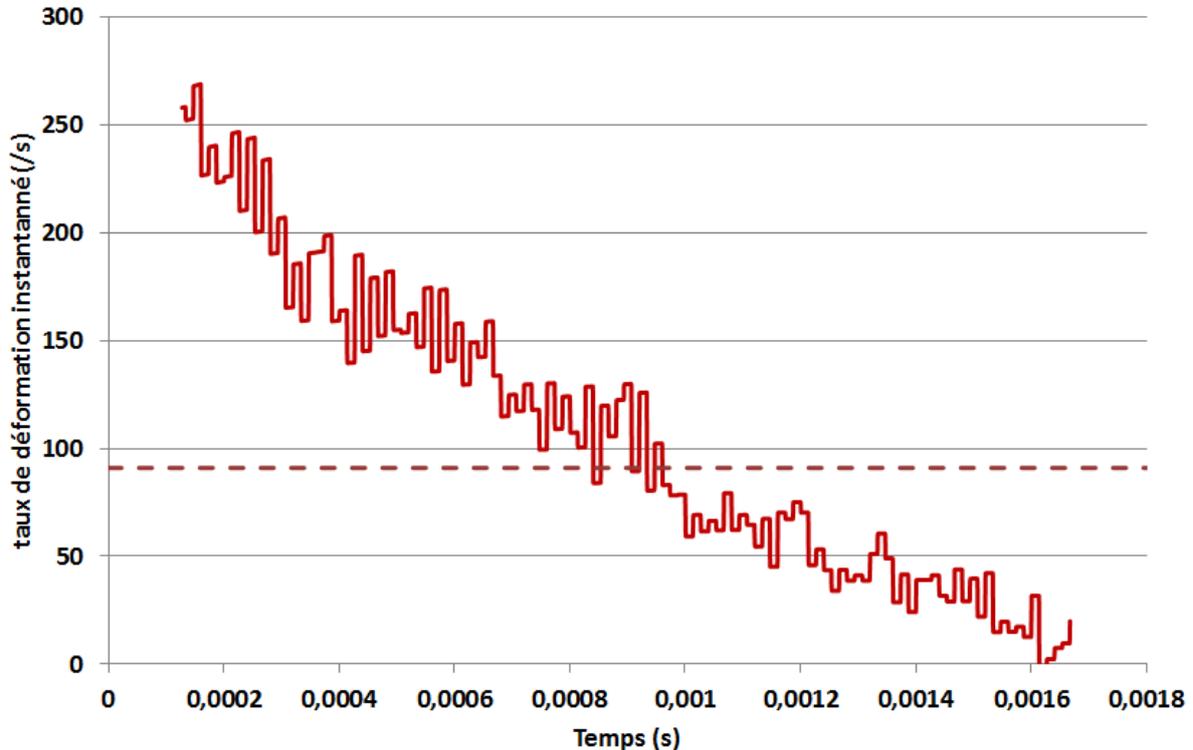


FIGURE 2.20 – Observation du taux de déformation instantané pour une moyenne donnée à  $95 \text{ s}^{-1}$ , microstructure *Direct Aged*.

Dans cette section l'analyse des résultats obtenus sur arbalète et canon à gaz est menée. Trois sélections sont étudiées, distinctes par la frange de taux de déformation investiguée. La microstructure *Direct Aged* est présentée. A chaque fois, la courbe de compression quasi-statique est superposée à titre de comparaison. La figure 2.21 regroupe des essais réalisés pour un taux de déformation visé de  $100 \text{ s}^{-1}$ . On constate dans un premier temps que la reproductibilité des essais est correcte, à l'instar d'un essai de compression quasi-statique. D'autre part on note que les niveaux de contraintes sont sensiblement équivalents à ceux obtenus en sollicitation lente. La dépendance au taux de déformation est encore faible. Un point notable est la baisse apparente du module d'Young.

Cette observation se confirme et s'accroît lorsque l'on observe les essais réalisés sur canon à gaz pour des taux de déformation de  $1000$  à  $3000 \text{ s}^{-1}$  (figure 2.22). Ce phénomène, repris dans les discussions relatives à la méthodologie d'identification des paramètres matériaux, est un artefact dû au montage. Un autre phénomène observé sur les courbes expérimentales est la présence d'oscillations du signal de contrainte, dont l'amplitude est de l'ordre de plusieurs dizaines de MPa. On reviendra également sur ce point au cours de l'identification des lois de comportement. En revanche, l'influence du taux de déformation est ici sensible, puisque plus celui-ci augmente, plus le niveau de contrainte augmente

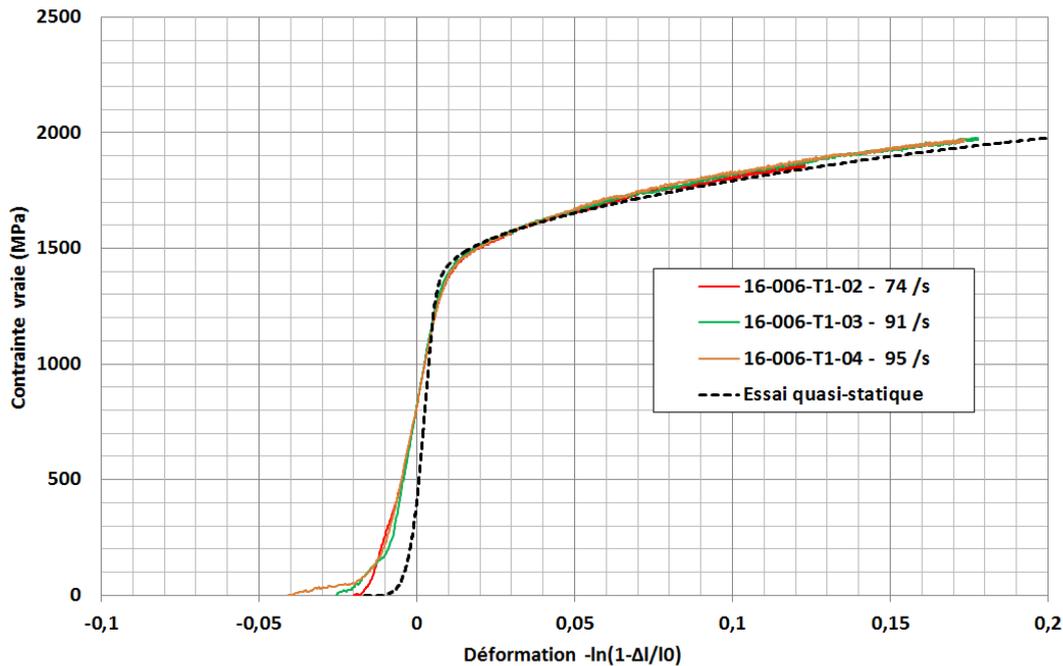


FIGURE 2.21 – Courbes de compression dynamique réalisées sur arbalète.

également. De plus, il apparaît que la pente d'écrouissage est conservée, et ce sur une large plage de déformations plastiques.

Sur des courbes de compression obtenues pour des taux de déformation les plus extrêmes, de  $4000$  à  $8500 \text{ s}^{-1}$ , présentés figure 2.23, l'augmentation de la contrainte avec le taux de déformation est la plus marquée. Les phénomènes oscillatoires et de faible pente élastique persistent, mais on note également que pour des déformations plastiques importantes (supérieures à 25%) un adoucissement apparaît. Pour ces conditions expérimentales, l'échauffement adiabatique et l'endommagement (voire la rupture) de l'éprouvette se manifestent et engendrent une baisse de la contrainte pour ces régimes de déformation. Afin d'identifier les paramètres thermiques liés à l'échauffement, des essais quasi-statiques de compression en température ( $200 \text{ }^\circ\text{C}$ ) ont été réalisés. Cette température a été choisie car de l'ordre de grandeur de l'échauffement constaté au cours d'essais dynamiques [95] sur des matériaux métalliques. On rappelle que la température n'a pas d'influence dans le cadre du grenailage, mais intervient dans le cadre des essais dynamiques. Ces essais en température permettent donc d'identifier la contribution thermique afin de garantir une identification cohérente des paramètres de la loi.

La figure 2.24 compare deux essais de compression quasi-statique réalisés à température ambiante et à  $200 \text{ }^\circ\text{C}$ . Seule la limite d'élasticité est affectée. Ces courbes nous indiquent donc que, pour une température représentative de l'échauffement adiabatique pour un essai dynamique, l'écrouissage n'est pas affecté. On peut en conclure que l'adoucissement constaté sur les essais à fort taux de déformation n'est pas d'origine thermique, mais est dû en totalité à l'apparition de l'endommagement. Etant donné que notre modèle

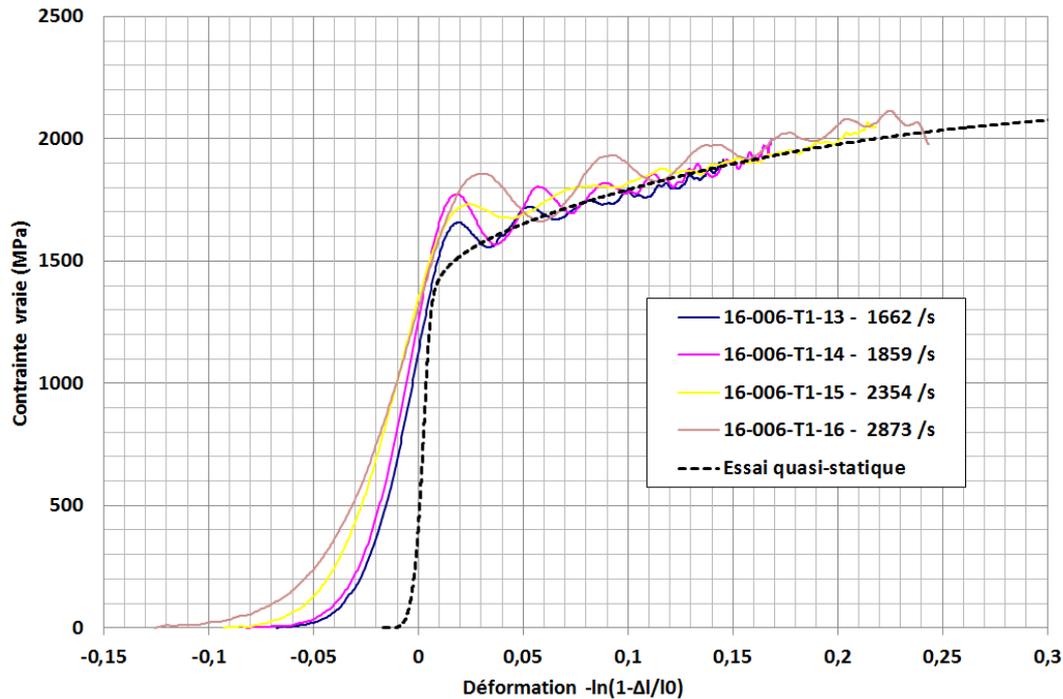


FIGURE 2.22 – Courbes de compression dynamique réalisées sur arbalète. Taux de déformation de 1000 à 3000  $s^{-1}$ , microstructure *Direct Aged*.

de comportement ne fait pas intervenir de variable d'endommagement, on s'attachera à ne pas exploiter les domaines des courbes faisant apparaître un adoucissement.

Les observations faites sur les essais dynamiques menés sur la microstructure à gros grains sont en tout point semblables à ceux détaillés ci-dessus pour la microstructure *Direct Aged*. Seule la contrainte d'écoulement change. Les résultats ne sont pas présentés pour ne pas alourdir le propos. La procédure d'identification, décrite dans la section suivante, est la même pour les deux microstructures.

### Identification des lois de comportement par analyse inverse

L'obtention de la courbe de contrainte-déformation avec un dispositif de barres de Hopkinson repose sur deux hypothèses [45] :

- la propagation unidimensionnelle de l'onde de choc,
- l'équilibre mécanique au sein de l'éprouvette.

La première hypothèse impose que les effets transverses dans le système expérimental soient négligeables devant les effets longitudinaux. La seconde hypothèse implique que l'équilibre des forces soit atteint en un temps très court devant le temps caractéristique de l'expérience. Plus le taux de déformation augmente, plus la validité de ces deux hypothèses est remise en question, notamment le postulat d'équilibre dans l'éprouvette.

La figure 2.25 compare deux courbes expérimentales, l'une obtenue en compression quasi-statique (équilibre respecté) et l'autre sur dispositif à impact direct pour un taux

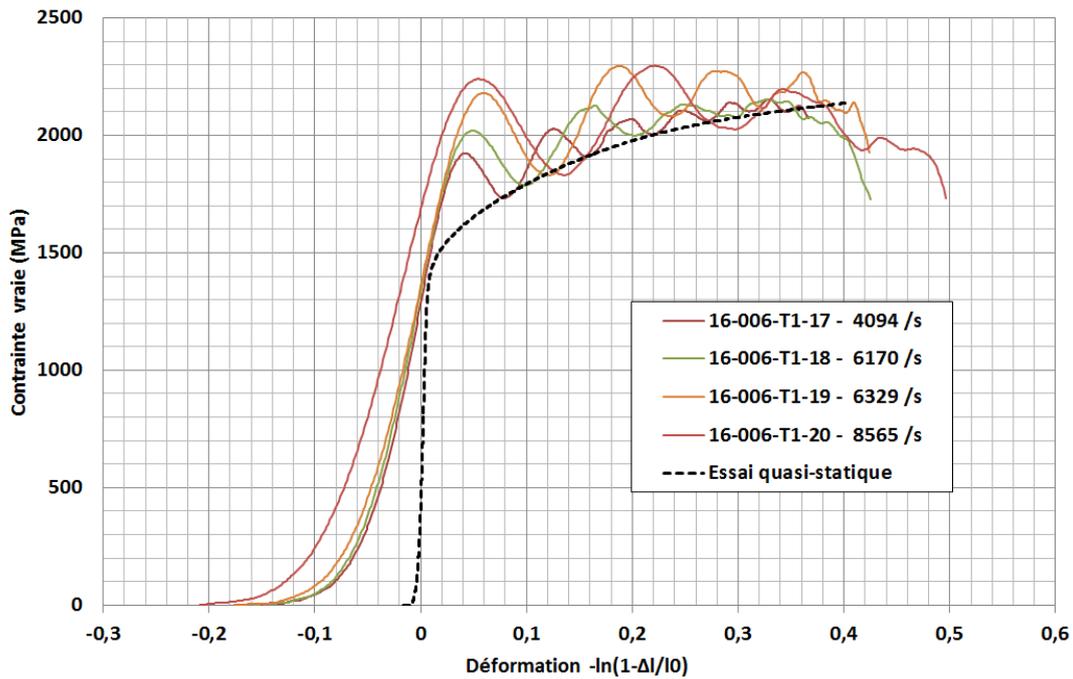


FIGURE 2.23 – Courbes de compression dynamique réalisées sur canon à gaz (barre de mesure d'environ 4 mètres). Taux de déformation de 4000 à 8500  $s^{-1}$ , microstructure *Direct Aged*.

de déformation moyen de 8000  $s^{-1}$ . L'état hors équilibre de l'éprouvette se caractérise par des oscillations très prononcées et une pente élastique très perturbée (module de Young apparent très faible, pied de courbe très arrondi). L'identification de la loi de comportement est alors très délicate.

L'équilibre de la pièce n'est alors plus statique mais dynamique. La recherche de cet équilibre peut être réalisé par une analyse inverse, prenant en compte une modélisation numérique complète de l'essai (barres et éprouvette). Par cette analyse, on cherche à optimiser les paramètres de la loi de comportement afin de faire coïncider les signaux d'efforts et de déformation obtenus avec ceux de l'expérience. Une routine Matlab a été mise en place afin de procéder à l'optimisation de la loi de comportement. La simulation numérique de l'essai est réalisée sous Abaqus, en tenant compte des dimensions exactes de la barre de mesure, de l'éprouvette, du projectile et de la vitesse initiale de ce dernier. Cette méthode d'identification présente également l'avantage de tenir compte de l'évolution du taux de déformation au cours de l'essai. Un détail du modèle numérique axi-symétrique bidimensionnel mis en place pour mener cette analyse est donné sur la figure 2.26.

La figure 2.27 montre la propagation du front de contrainte au sein de l'éprouvette pendant la simulation numérique de l'impact. On observe numériquement que l'équilibre mécanique n'est donc plus assuré. Une première identification qualitative est menée en considérant des courbes "modèles" issues d'un lissage des courbes brutes, comme illustré figure 2.25. Les valeurs des paramètres ainsi identifiées sont le point de départ pour l'al-

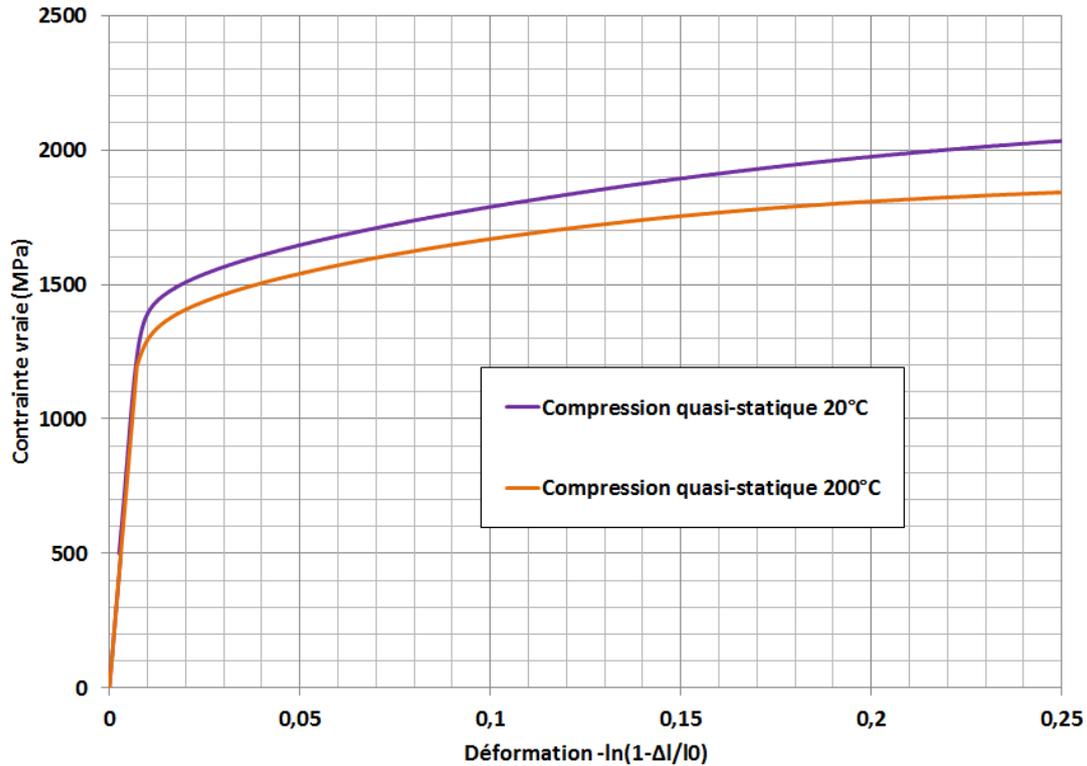


FIGURE 2.24 – Courbes de compression quasi-statique, microstructure *Direct Aged*.

gorithme d'optimisation. Les paramètres d'érouissage, la limite d'élasticité et le module de Young du matériau sont supposés indépendants de la vitesse de sollicitation. Ne sont optimisés que les paramètres liés à la sensibilité au taux de déformation. Le processus d'optimisation est détaillé figure 2.28.

Le résultat de l'identification par analyse inverse sur l'essai à  $8000 \text{ s}^{-1}$  est donné sur la figure 2.29. La courbe modèle bleue issue de la simulation numérique reproduit correctement la courbe expérimentale rouge. Les paramètres viscoplastiques correspondant, pour la loi élasto-visco-plastique et Johnson-Cook et chaque microstructure, sont donnés dans les tableaux 2.8 et 2.9. Enfin la figure 2.30 donne l'évolution de la contrainte visqueuse expérimentale comparée avec la loi de Norton identifiée. Nous constatons que l'identification est satisfaisante.

	K (MPa.s <sup>-1</sup> )	N
<i>Direct Aged</i>	292	5
Gros grains	292	5

Tableau 2.8 – Identification des paramètres viscoplastiques pour la loi élasto-visco-plastique.

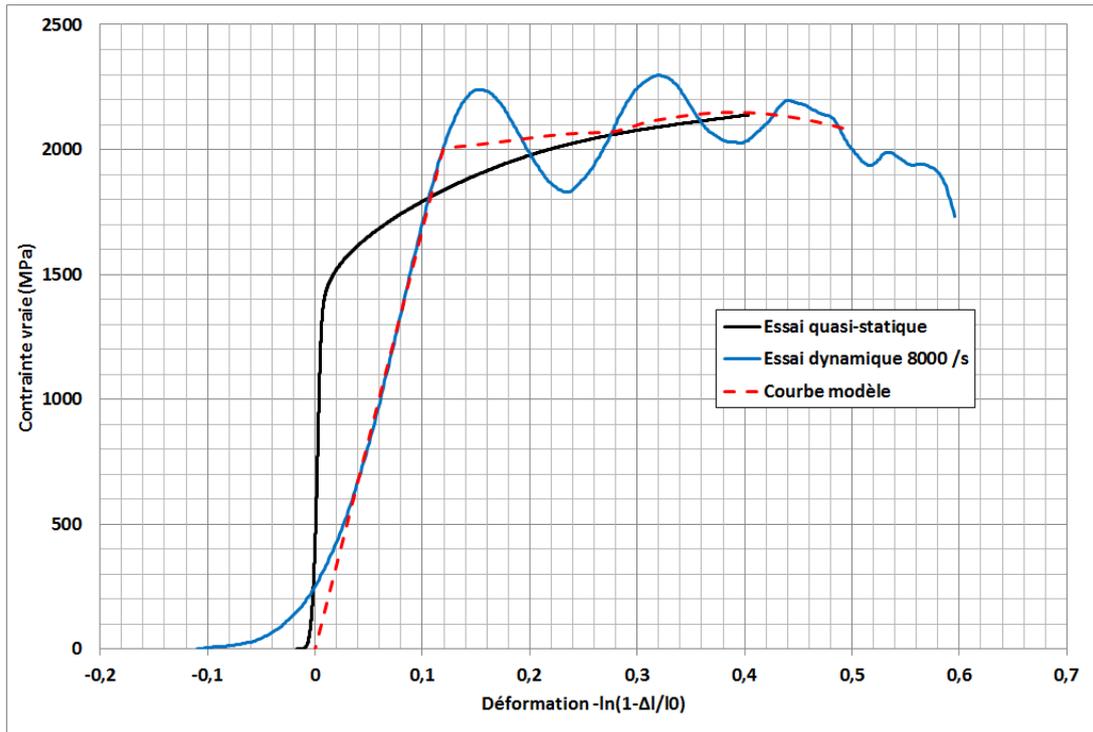


FIGURE 2.25 – Comparaison d’un essai quasi-statique et d’un essai dynamique sur montage direct.

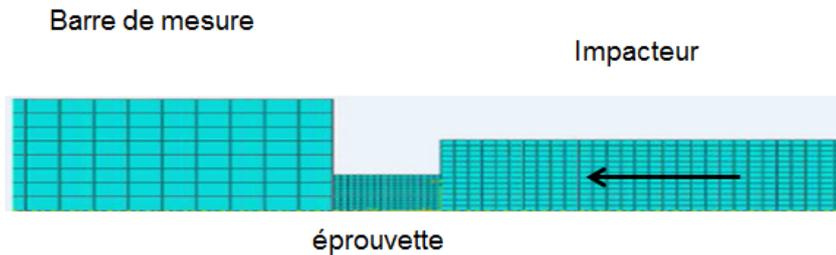


FIGURE 2.26 – Suivi de la contrainte au cours de la simulation numérique d’un essai de compression sur canon à gaz. La vitesse initiale du projectile est de  $71.2 \text{ ms}^{-1}$ , pour un taux de déformation moyen de  $8000 \text{ s}^{-1}$

	C	$\dot{\epsilon}_0 \text{ (s}^{-1}\text{)}$
<i>Direct Aged</i>	0.0154	0.001
Gros grains	0.0154	0.001

Tableau 2.9 – Identification des paramètres viscoplastiques pour la loi de Johnson-Cook.

## 2.3 Synthèse

Les taux de déformation mis en jeu au cours du grenailage, investigués via l’outil numérique, peuvent atteindre des valeurs très importantes localement, de l’ordre de  $10^4$  à

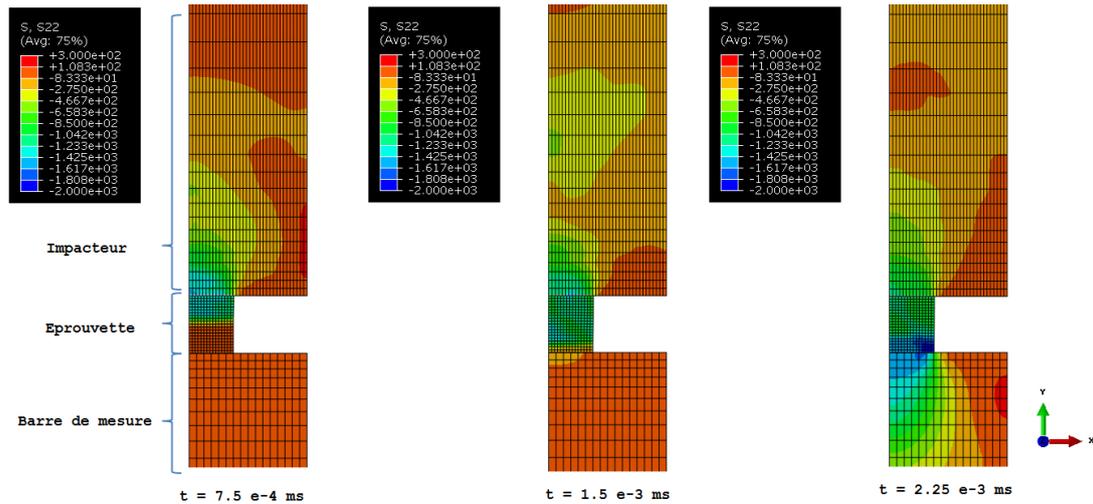


FIGURE 2.27 – Suivi de la contrainte au cours de la simulation numérique d'un essai sur canon à gaz. La vitesse initiale du projectile est de  $71.2 \text{ ms}^{-1}$ , pour un taux de déformation moyen de  $8000 \text{ s}^{-1}$

$10^5 \text{ s}^{-1}$ . Le comportement des matériaux métalliques dans ce régime présente des effets viscoplastiques et peut donc avoir une influence sur le résultat du grenailage. La campagne expérimentale menée sur barres de Hopkinson a permis de caractériser le comportement jusqu'à des taux de  $8500 \text{ s}^{-1}$ . La caractérisation du comportement viscoplastique du matériau a permis de mettre en évidence la sensibilité de l'Inconel 718 au taux de déformation, justifiant l'identification d'une loi élasto-visco-plastique. Cependant les plus forts taux de déformation seront nécessairement interpolés.

D'autre part, l'analyse des deux microstructures montre que seule la limite élastique est affecté par la taille de grains, aucune modification du comportement plastique n'est observé.

La caractérisation du comportement de l'Inconel 718 constitue une première étape vers la réalisation du modèle numérique. La caractérisation expérimentale du matériau grenailé, proposé dans le chapitre suivant, constituera notre base de données pour statuer sur l'influence des divers aspects (cinématiques, dynamiques et isotropes) de la loi de comportement.

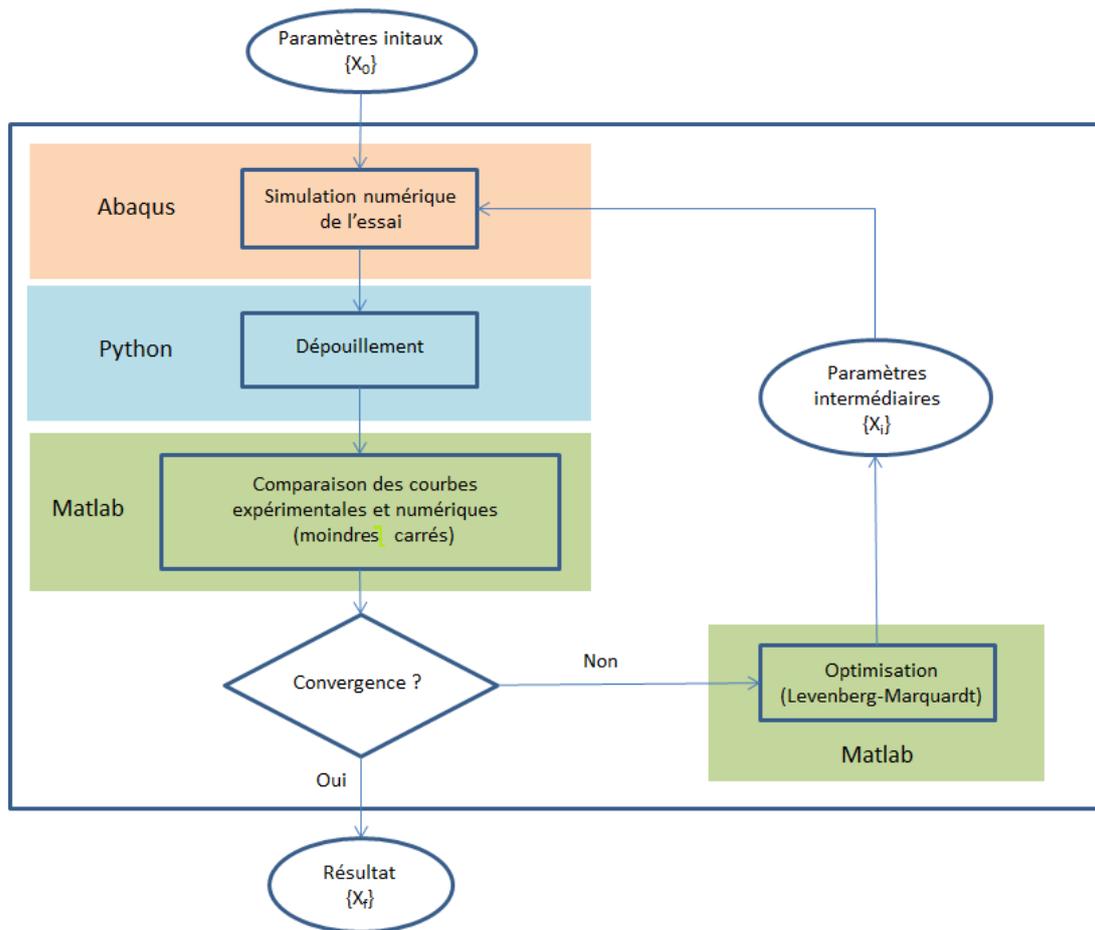


FIGURE 2.28 – Description de l’algorithme d’optimisation de la loi de comportement par analyse inverse.

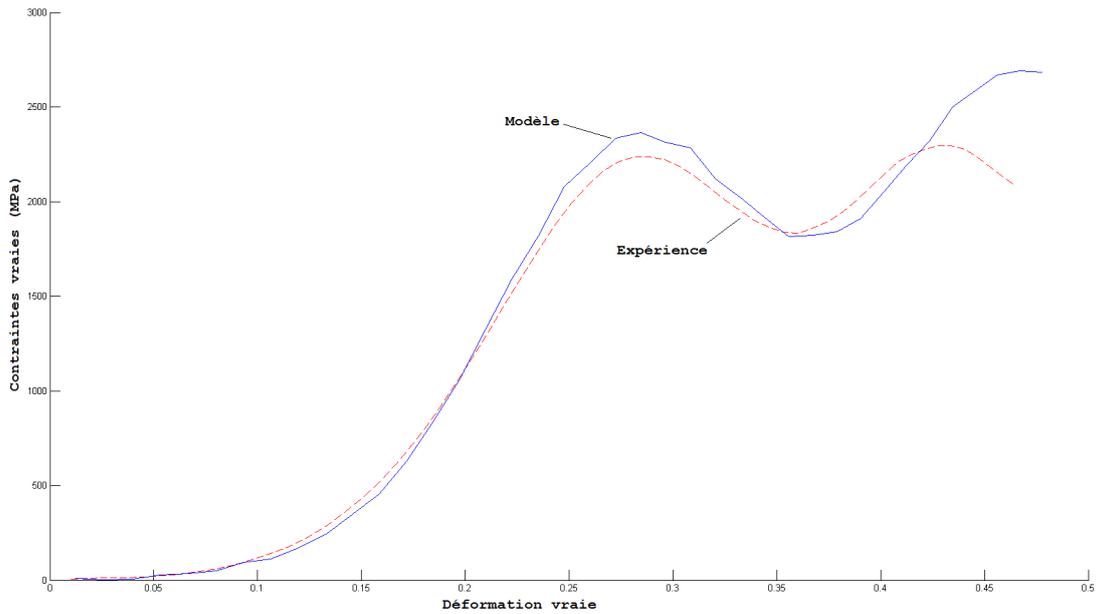


FIGURE 2.29 – Courbe expérimentale obtenue sur canon à gaz comparée à la courbe modèle issue du processus d’analyse inverse. Le taux de déformation moyen de l’essai est de  $8000 \text{ s}^{-1}$ , on présente ici la loi élasto-visco-plastique.

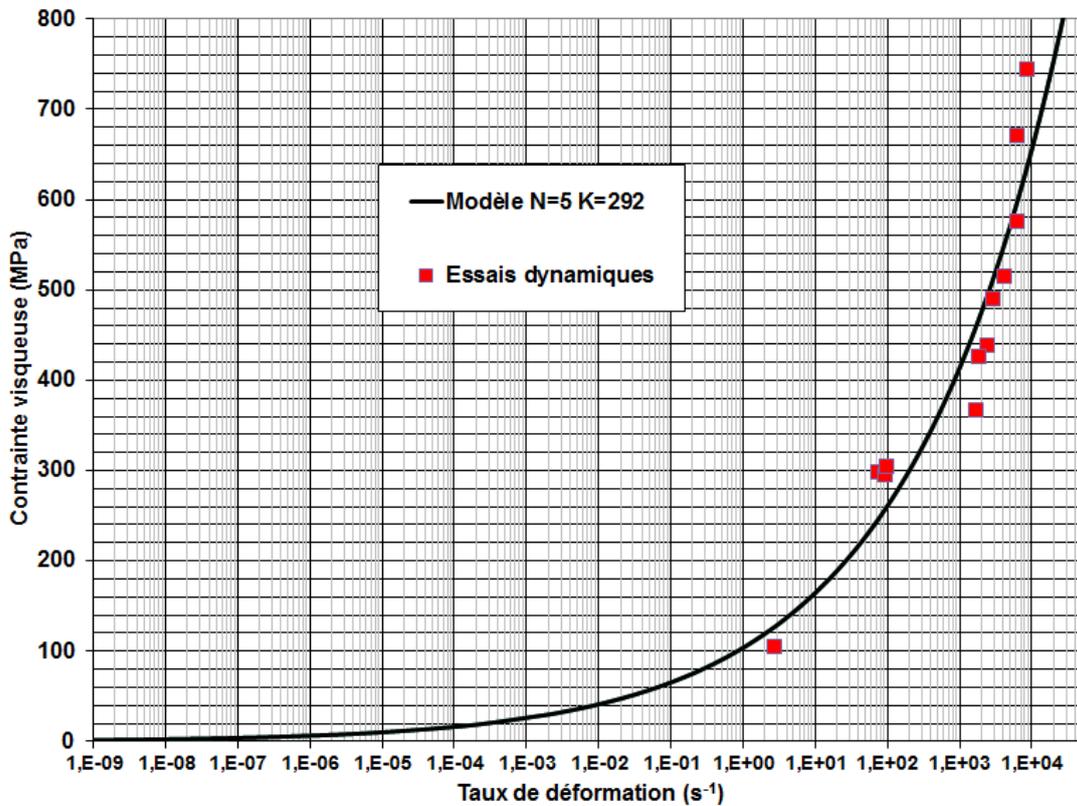


FIGURE 2.30 – Comparaison de la contrainte visqueuse issue des essais dynamiques en fonction du taux de déformation avec la loi de Norton identifiée.

# Chapitre 3

## Caractérisation expérimentale du grenailage de l’Inconel 718

La diffraction des rayons X (appelée DRX par la suite) est une des méthodes utilisées afin de caractériser l’état mécanique d’une pièce. Dans le cadre du grenailage de pré-contrainte, la DRX permet d’évaluer le champ de contraintes résiduelles et d’écrouissage. Ce chapitre est divisé en plusieurs sections. La première est un préambule présentant les protocoles d’extraction, de préparation et de grenailage des échantillons qui seront caractérisés. La deuxième partie, à caractère bibliographique, présente les principales équations et grandeurs d’intérêt. On poursuivra par la présentation du protocole et des méthodes de mesure des profils de contraintes résiduelles et d’écrouissage, pour terminer sur le détail des résultats de ces mesures.

### 3.1 Préambule : mise en place d’une campagne de grenailage

#### 3.1.1 Objectif de l’étude

La campagne expérimentale se donne pour objectif de caractériser l’influence des paramètres du procédé sur les champs de contraintes résiduelles et d’écrouissage générés au sein du matériau. De plus, on cherche à étudier l’influence de la taille de grains sur les résultats du procédé. L’objectif sous-jacent est de constituer un socle expérimental riche, afin de corrélérer avec précision le modèle numérique proposé dans le chapitre suivant.

Dans ce but, une matrice d’essais, détaillée dans le tableau 3.1 est dressée. Les conditions représentées en rouge et soulignées sont testées pour les deux microstructures *Direct Aged* et gros grains. En plus des conditions de grenailage présentées ici, des pions ont été grenailés suivant plusieurs conditions de relaxation thermique, intensité, taux de recouvrement et pour trois microstructures différentes. Ces données sont utilisées dans le cadre de la thèse de J.-P. Goulmy dans le but d’étudier l’influence des paramètres microstructuraux et thermiques sur le phénomène de relaxation des contraintes résiduelles. La campagne expérimentale dans sa globalité compte environ 100 pions sur lesquels ont été effectués des mesures de profils de contraintes résiduelles et d’écrouissage.

Intensité	taux de recouvrement (%)				
8-9A	-	-	200	-	-
12-13A	65	<u>125</u>	200	320	400
17-18A	-	-	200	-	-
22-23A	65	125	<u>200</u>	320	400

Tableau 3.1 – Matrice de grenailage pour la campagne de caractérisation par DRX. Les conditions en couleur et soulignées sont testées pour les deux microstructures, *Direct Aged* et gros grains.

### 3.1.2 Préparation des éprouvettes

Les mesures réalisées et présentées dans ce chapitre ont été effectuées sur des pions parallélépipédiques extraits d'un disque haute pression brut de forge en Inconel 718. Cette pièce est donc tout à fait représentative du matériau utilisé et grenailé en pratique par l'industriel. Cette pièce massive est forgée et présente des hétérogénéités de comportement réparties géographiquement autour de trois zones : l'alésage, la toile et la dent (figure 3.1). Les dimensions des pions est de 15 x 15 x 10 mm<sup>3</sup>, choisies de manière à respecter l'hypothèse de massif semi-infini (figure 3.2).

La méthode de mesures par DRX ne nécessite pas de précaution particulière au niveau des éprouvettes. Le protocole de préparation de la surface avant grenailage est identique pour tous les pions. Un polissage mécanique est réalisé à l'aide de papier de carbure de silicium (320, 600, 1200) et de draps de polissage, (3 $\mu$ m, 0.25  $\mu$ m).

### 3.1.3 Grenailage des échantillons

Pour l'ensemble des essais de grenailage réalisés dans le cadre de ce travail, un seul et même type de grenaille a été utilisé. Il s'agit d'une grenaille en acier de type S130, de dureté 58HRC pour une densité de 7.6 10<sup>3</sup> kg.m<sup>-3</sup>, pour un diamètre moyen d'environ 340  $\mu$ m.

L'étude de l'évolution du taux de recouvrement a permis de fixer le nombre de cycles de grenailage nécessaires pour atteindre 100% pour chacune des microstructures. On rappelle que le taux de recouvrement est défini comme le rapport entre la surface impactée et la surface totale de la pièce. Il en ressort qu'un nombre de cycles plus important est

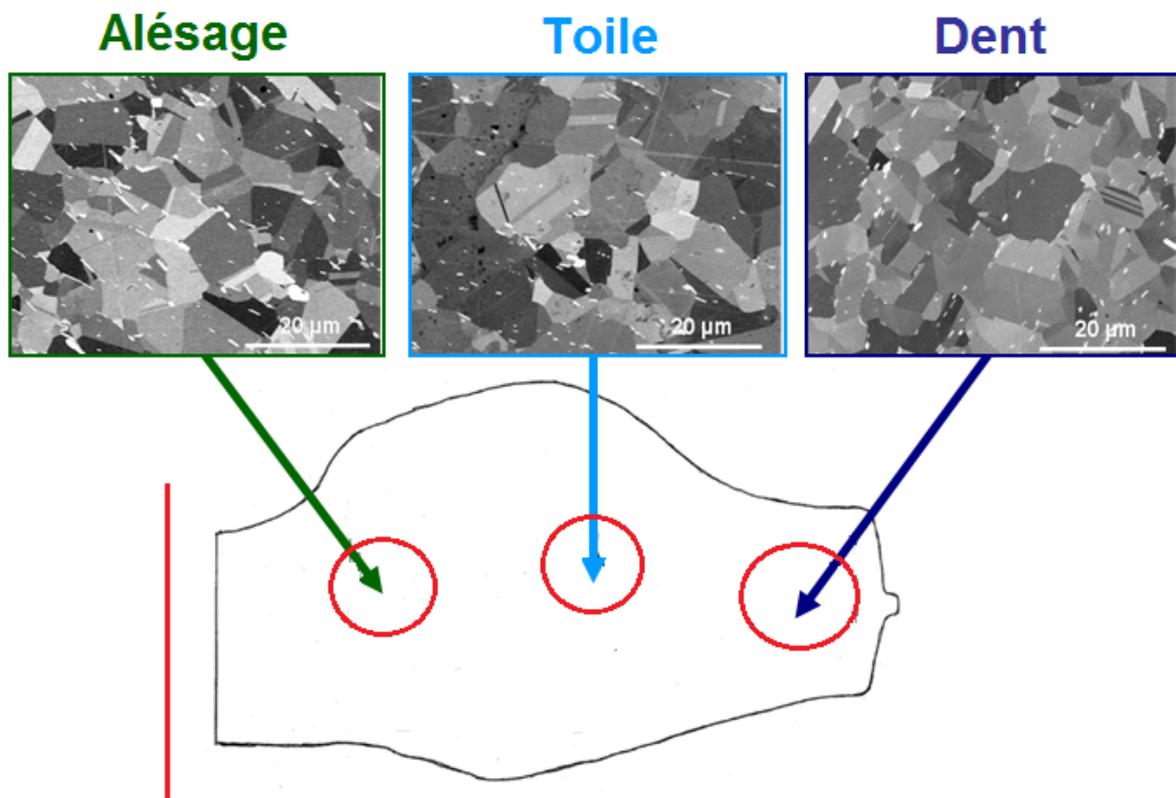


FIGURE 3.1 – Géométrie du disque haute pression et zones de prélèvement des éprouvettes plates.

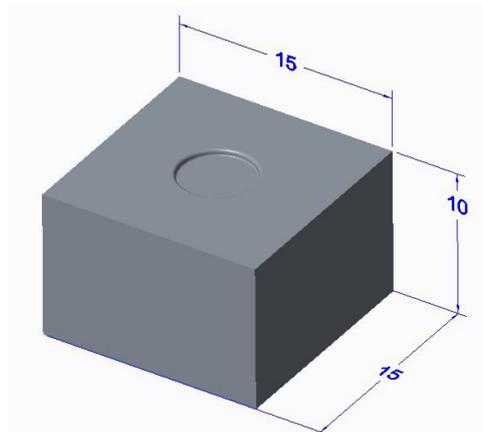


FIGURE 3.2 – Géométrie des pions parallélépipédiques et zone de mesure au centre.

nécessaire pour la microstructure Direct Aged. En effet, lors du traitement thermique réalisé pour modifier la microstructure et créer les microstructures modèles, la diminution de dureté liée au grossissement de la taille des grains (effet Hall-Petch) est accompagnée d'une relaxation de l'écrouissage. La microstructure à gros grains, moins écrouie et moins dure, présente alors une taille d'empreinte, après un impact de grenaille, plus importante. Un plus petit nombre de cycles est donc suffisant pour atteindre un taux de recouvrement

identique, par rapport à la microstructure initiale. Le nombre de passes de grenailage nécessaires pour atteindre un taux de recouvrement à une intensité Almen fixée est donné dans le tableau 3.2.

Intensité	taux de recouvrement (%)	nombre de passes nécessaires
12-13A	320	96
12-13A	400	120
22-23A	65	8
22-23A	125	15
8-9A	200	28
17-18A	300	16
<u>12-13A</u>	100	25
<u>22-23A</u>	200	10

Tableau 3.2 – Nombres de passes nécessaires pour les conditions de grenailage étudiées. Les intensités repérées en rouge et soulignées correspondent à la microstructure à gros grains et en bleue à la microstructure de référence *Direct Aged*.

### 3.2 Principe de mesure par diffraction des rayons X (DRX)

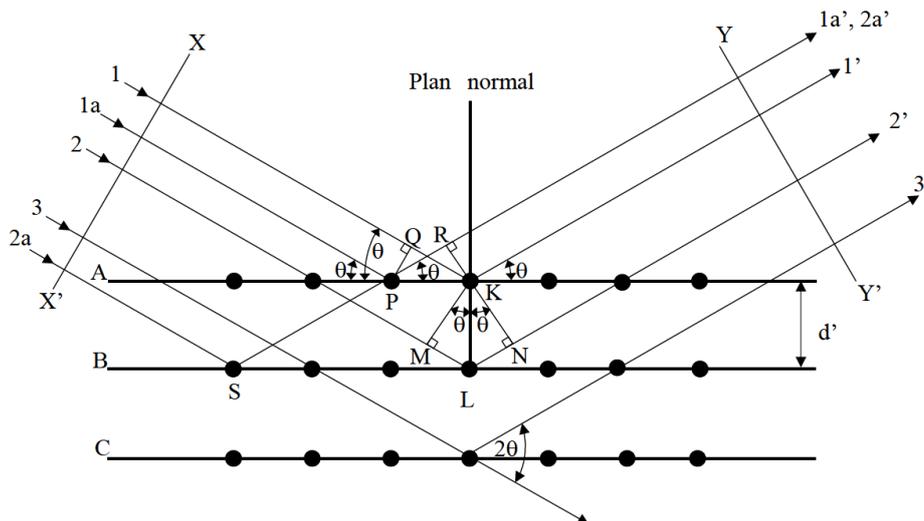


FIGURE 3.3 – Diffraction des rayons X dans un réseau cristallin [91].

Le principe de la mesure par DRX repose sur l'interaction d'un faisceau de RX avec les atomes ordonnés d'un matériau cristallin. Cette interaction est rendue possible par la proximité de la longueur d'onde des RX et de la distance entre atomes au sein du

matériau. Considérons un matériau, constitué d'un réseau cristallin lui-même composé d'empilements réguliers d'atomes formant des plans cristallins distants de  $d'$  (figure 3.3). A la surface de ce matériau arrive un faisceau incident de RX avec un angle  $\theta$ . Les rayons 1 et 2 atteignent les atomes K et L du premier plan et deuxième plan respectivement et sont réémis dans toutes les directions. Il y aura phénomène de diffraction si la distance parcourue par les deux rayons depuis le plan (XX') est la même. Or, la différence de marche entre ces deux rayons est donnée par la relation géométrique suivante [91], [70] :

$$ML + LN = 2d' \sin(\theta) \quad (3.1)$$

La condition de diffraction entre ces deux rayons sera donc remplie si cette distance est un multiple de la longueur d'onde :

$$n\lambda = 2d' \sin(\theta) \quad (3.2)$$

Cette dernière équation correspond à la loi de Bragg, il s'agit de la base de la théorie de la diffraction des rayons X. Ici  $n$  est l'ordre de diffraction (entier). On remarque donc que si l'on sait mesurer l'angle  $\theta$ , à  $\lambda$  connu, on a accès à  $d'$ . En pratique, un matériau est en général un polycristal constitué d'un très grand nombre de grains, orientés au hasard. Il y aura toujours une famille de plans donnant lieu à diffraction, si le volume analysé contient un nombre de grains suffisant. Tous les faisceaux susceptibles de diffracter forment des cônes de demi-angle au sommet  $2\theta$ , ce qu'illustre la figure 3.4.

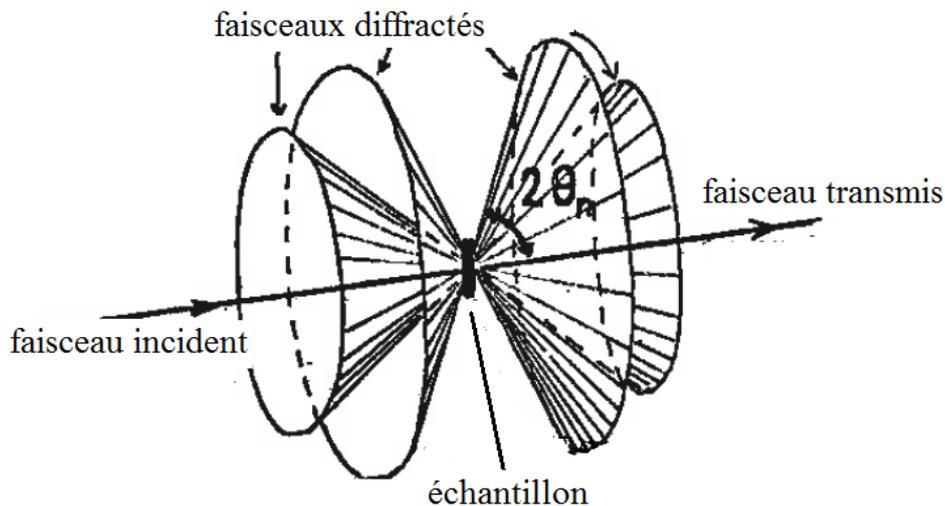


FIGURE 3.4 – Illustration des cônes de diffraction [70].

La détection de l'intensité diffractée génère un pic (appelé pic de diffraction), dont la position angulaire donne la mesure de l'angle  $\theta$ . Le détecteur balaie l'espace angulaire, ce qu'illustre la figure 3.5. Le principe de la méthode de mesures des contraintes résiduelles par DRX est d'utiliser la distance  $d'$  comme jauge de déformation. En effet, les contraintes résiduelles, qui sont par définition des contraintes demeurant au sein de la matière en

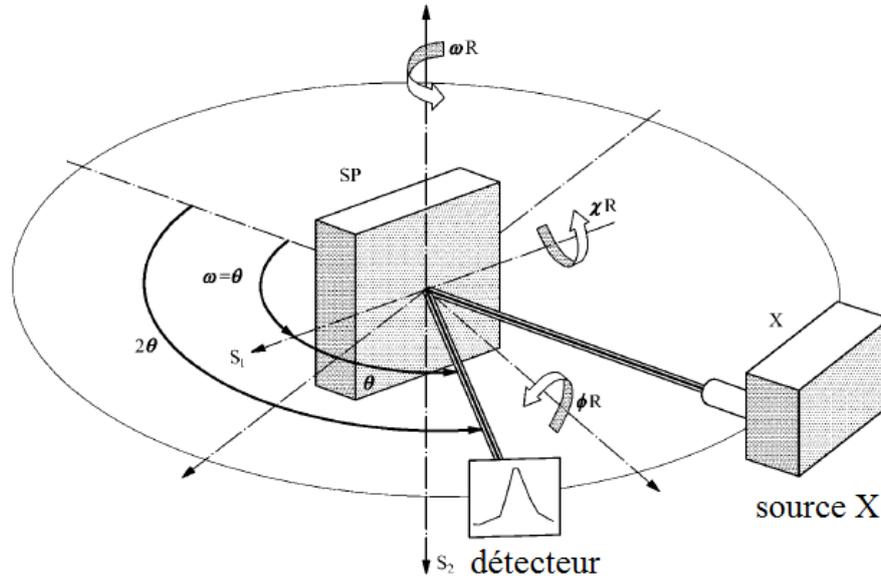


FIGURE 3.5 – Goniomètre de diffraction avec source X et détecteur. Introduction des angles de travail.

l'absence de sollicitation extérieure, font varier cette distance. La loi de Bragg permet d'établir :

$$\frac{\Delta d'}{d'} \approx -\cot \theta \Delta \theta \quad (3.3)$$

où  $\Delta d'$  est la variation de la distance interréticulaire et  $\Delta \theta$  la variation angulaire de la position du pic due à la présence de contraintes résiduelles. Il existe trois échelles différentes de contraintes résiduelles [70] :

- les contraintes du premier ordre, qui engendrent une déformation uniforme d'un ensemble de grains. L'anneau de diffraction correspondant à une famille de plans cristallins est translaté.
- les contraintes du deuxième ordre, qui engendrent des déformations hétérogènes sur l'ensemble des grains. Ceci conduit à des taches de diffraction décalées par rapport à l'anneau moyen.
- les contraintes du troisième ordre, qui engendrent des déformations à petite échelle et un élargissement des taches de diffraction.

La figure 3.6 illustre les différentes conséquences sur l'anneau de diffraction en fonction de l'ordre des contraintes. En pratique, le cas de grains fins conduit à un anneau continu et les contraintes de deuxième et troisième ordre amènent toutes deux à un élargissement des taches de diffraction, que l'on interprète en termes de microcontraintes. Par opposition, les contraintes du premier ordre sont qualifiées de macrocontraintes. Le lien est ici fait entre les contraintes résiduelles à l'échelle de la pièce générées lors du grenailage et les macrocontraintes. De même, l'écroutissage inhérent au matériau est relié au désordre à l'échelle cristalline et donc aux microcontraintes.

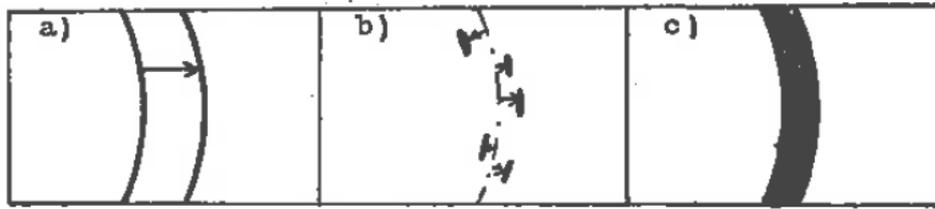


FIGURE 3.6 – Impact des contraintes sur l'anneau de diffraction. a- contraintes d'ordre 1. b- contraintes d'ordre 2; c- contraintes d'ordre 3.

D'une manière générale, il est important de garder à l'esprit que l'analyse des pics fournie par DRX est une approche globale. En effet, la morphologie d'un pic (position, forme) est la conséquence de déformations tant à l'échelle de la pièce qu'à l'échelle du réseau cristallin.

### 3.2.1 Evaluation des contraintes résiduelles (macrocontraintes)

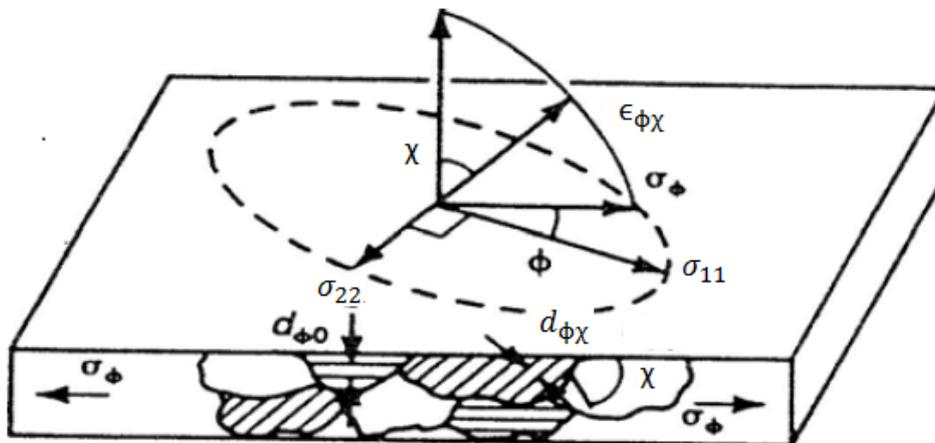


FIGURE 3.7 – Définition du repère et des angles de travail, et schématisation de l'effet d'une macrocontrainte sur des grains. [91].

Les mesures de contraintes résiduelles sur éprouvettes grenonnées se font dans le cadre des contraintes planes (et en l'absence de contraintes de cisaillement), étant donné que la pénétration des rayons X est de l'ordre de quelques microns. Le calcul précis de la profondeur affectée par les RX dans les conditions de cette étude est présenté en annexe. On considère de plus que le matériau sur lequel sont réalisées les mesures est homogène, continu et isotrope; d'autre part les contraintes et les déformations sont supposées élastiques et homogènes dans le volume de matière affecté par les rayons X. On définit les angles de travail du repère laboratoire en figure 3.7. La déformation du réseau cristallin dans une direction quelconque, et dans le cas de contraintes biaxiales est alors donnée

par :

$$\varepsilon_{\chi\phi} = \left( \frac{1+\nu}{E} \right)_{hkl} \sigma_{\chi} \sin^2 \chi + \left( \frac{\nu}{E} \right)_{hkl} (\sigma_{11} + \sigma_{22}) \quad (3.4)$$

avec :

$$\sigma_{\chi} = \sigma_{11} \cos^2 \phi + \sigma_{22} \sin^2 \phi + \sigma_{12} \sin 2\phi \quad (3.5)$$

$\phi$  est l'angle entre la normale à l'éprouvette et la normale aux plans réticulaires de diffraction.  $\chi$  est l'angle entre une direction fixe de l'éprouvette et la projection sur le plan de la perpendiculaire aux plans réticulaires de diffraction. Les indices (hkl) désignent les grandeurs mécaniques associées au plan correspondant, qui peuvent être différentes des grandeurs "macro" en raison de l'élasticité anisotrope. La relation linéaire entre  $\varepsilon_{\chi\phi}$  et  $\sin^2 \chi$  permet la détermination de la macrocontrainte en considérant plusieurs valeurs de l'angle  $\chi$ . En effet, en reportant dans un graphe les couples de points ( $2\theta$ ,  $\sin^2 \chi$ ), on obtient une droite dont la pente vaut  $\sigma_{\chi}$ .

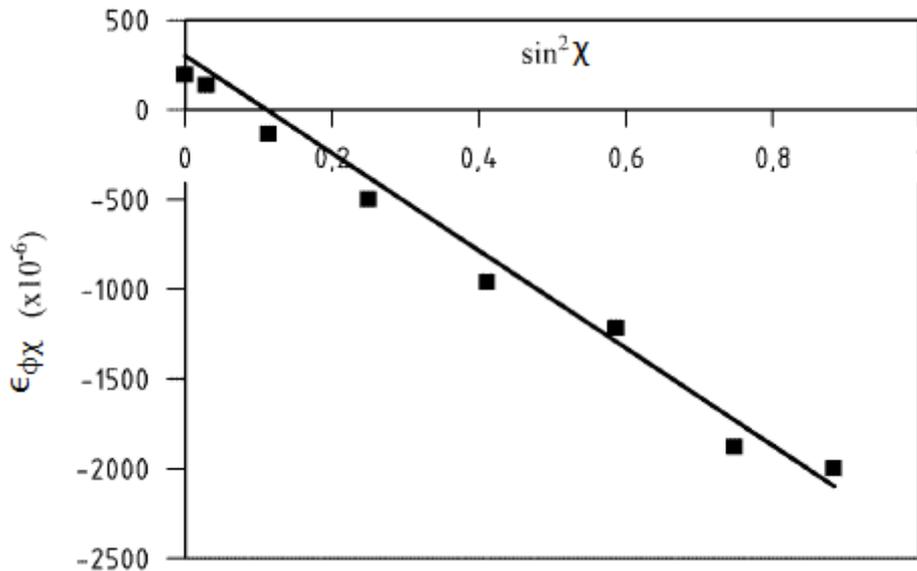


FIGURE 3.8 – Exemple de la méthode  $\sin^2 \chi$  [1]

Dans le cas de contraintes triaxiales (contraintes de cisaillement agissant dans les plans perpendiculaires à la surface de l'éprouvette, et  $\sigma_{33} \neq 0$ ), la déformation s'écrit alors :

$$\varepsilon_{\chi\phi} = \left( \frac{1+\nu}{E} \right)_{hkl} (\sigma_{\phi} - \sigma_{33}) \sin^2 \chi + \left( \frac{\nu}{E} \right)_{hkl} (\sigma_{11} + \sigma_{22}) + \left( \frac{1+\nu}{E} \right)_{hkl} (\sigma_{33} + \tau_{\phi} \sin 2\chi) \quad (3.6)$$

L'apparition du terme de cisaillement  $\tau_{\phi}$  implique que la courbe représentative est a priori une ellipse. Le tenseur des contraintes est obtenu par des mesures dans au moins trois directions différentes, par exemple  $\phi = 0^\circ$ ,  $\phi = 45^\circ$  et  $\phi = 90^\circ$ . On cherchera à déterminer l'état de contraintes dans le massif afin de se placer dans le cadre le mieux adapté à notre cas.

### 3.2.2 Mesure de l'écroissage (microcontraintes)

A très petite échelle, un matériau métallique déformé plastiquement après grenailage par exemple, est divisé en petites cristallites ou domaines cohérents de diffraction. Ces domaines subissent eux-mêmes des déformations élastiques dues aux contraintes résiduelles. Meader [70] propose une schématisation de ces domaines en ensemble de colonnes de maille dont la longueur  $L_i$  est perpendiculaire aux plans diffractants. La moyenne des  $L_i$  sur le domaine, notée  $D$  est définie comme la taille du domaine cohérent. Chaque colonne peut subir une déformation  $\varepsilon_i$ , qui amène à définir  $\langle \varepsilon^2 \rangle^{\frac{1}{2}}$  la racine carrée de la moyenne quadratique de la distortion du domaine.

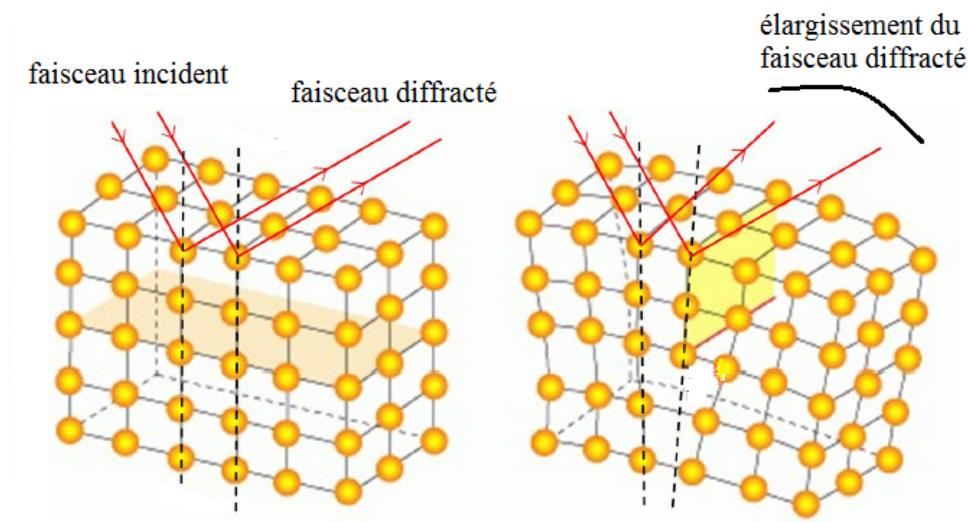


FIGURE 3.9 – Schématisation de l'élargissement des pics dû au désordre au niveau microscopique. Droite - réseau cristallin parfait. Gauche - réseau déformé, présence d'une dislocation.

La réduction de la taille  $D$  du domaine ou l'augmentation de  $\langle \varepsilon^2 \rangle^{\frac{1}{2}}$  entraîne un élargissement des pics de diffraction. La figure 3.9 schématise comment une déformation du réseau cristallin entraîne un élargissement du faisceau diffracté. Le lien entre l'élargissement du pic de diffraction et l'écroissage au sein du matériau a été étudié par un certain nombre d'auteurs tels que Vöhringer [105] et Hakimi [48]. La donnée de  $\langle \varepsilon^2 \rangle^{\frac{1}{2}}$  permet notamment le calcul de la densité de dislocations  $\rho_t$  [105] :

$$\rho_t = \frac{2\sqrt{3}}{b} \cdot \frac{\langle \varepsilon^2 \rangle^{\frac{1}{2}}}{D} \quad (3.7)$$

où  $b$  est le vecteur de Burgers de la dislocation. Cette relation nous indique qu'il existe un lien entre l'élargissement des pics, déformation plastique et distortion des domaines cohérents. De plus ce lien est de nature scalaire puisqu'il se fait via la densité de dislocation. Nous formulons donc l'hypothèse, que l'on cherchera à vérifier, que l'écroissage mis en évidence via la largeur de corde s'apparente à l'équivalent de déformation plastique  $\varepsilon_{peq}$  :

$$\varepsilon_{peq} = \sqrt{\frac{2}{3} \tilde{\varepsilon}_p : \tilde{\varepsilon}_p} \quad (3.8)$$

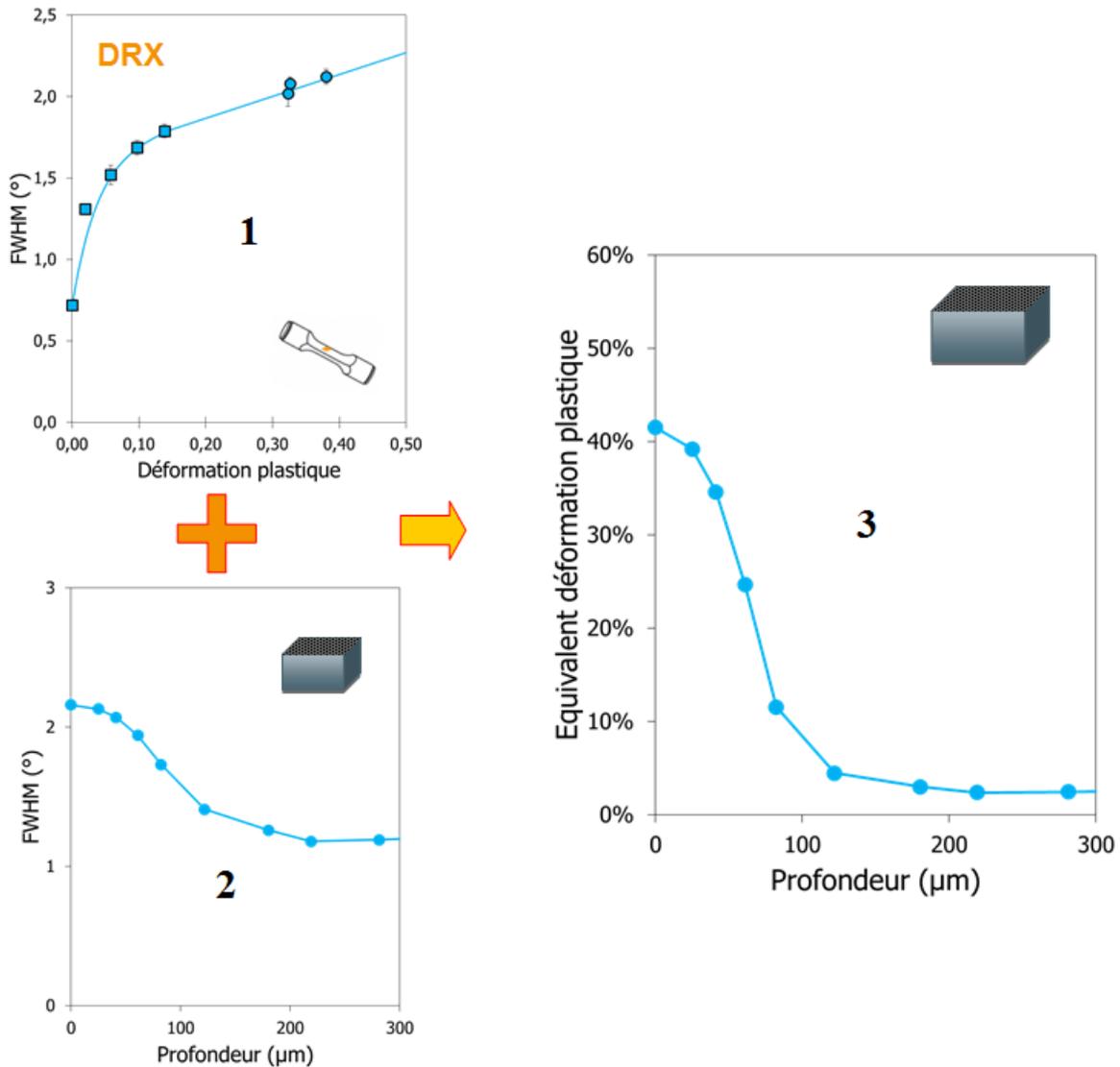


FIGURE 3.10 – Méthodologie mise en oeuvre pour la calibration de l'écroutissage à partir d'essais de traction et de compression. 1- Courbe de calibration de la largeur de corde en fonction de la déformation plastique connue appliquée à une éprouvette. 2- Mesure de largeur de corde par DRX sur un échantillon. 3- Détermination du profil d'écroutissage grâce à la courbe de calibration.

Une méthode pour l'analyse de l'élargissement des pics repose sur la caractérisation de leur largeur à mi-hauteur ( $F_{WHM}$ ). Afin d'établir une relation entre ce paramètre et la déformation plastique, Prévay [91] propose une méthode simple. Elle consiste à mesurer la  $F_{WHM}$  sur une éprouvette dont la déformation plastique est connue. Des éprouvettes ont été sollicitées en traction et compression, à une valeur connue de déformation plastique. A chaque déformation plastique est associée une mesure de largeur de pic afin de dresser

une courbe de calibration. Cette méthode est illustrée figure 3.10 et mise en pratique dans la suite de ce chapitre. Une fois cette étape réalisée, la largeur de pic mesurée sur un échantillon permet de remonter à la valeur de l'érouissage au point de mesure.

### 3.3 Mise en oeuvre expérimentale

#### 3.3.1 Obtention des profils de mesure

On cherche, dans le cadre de la présente étude, à évaluer les contraintes générées par le grenailage sur toute la profondeur affectée par le procédé. Le profil de contraintes résiduelles introduit suit une forme caractéristique représentée en figure 1.9. Etant donné la faible pénétration des rayons X dans la matière (de l'ordre de  $10 \mu m$ ), il est nécessaire de procéder à des enlèvements de matière successifs. Ces enlèvements de matière sont réalisés par polissage électrolytique, méthode consistant à générer un courant électrique dans une solution électrolytique qui, mise en contact avec une surface métallique conductrice, va éroder cette dernière. L'intérêt d'une telle méthode est que les contraintes résiduelles générées au cours du polissage sont négligeables, ce qui a été vérifié expérimentalement. Les contraintes dues au grenailage ne sont donc pas affectées. La mesure précise de l'épaisseur de matière retirée est réalisée par MMT (Machine à Mesurer Tridimensionnelle). Un profil complet de contraintes résiduelles est dressé avec une douzaine de points de mesures environ.

La présentation détaillée de la méthode de polissage électrolytique des éprouvettes en fonction de leur géométrie, les méthodes de mesures à la MMT ainsi que le calcul théorique de la profondeur affectée par les rayons X dans les conditions de mesures choisies sont données en annexe.

#### 3.3.2 Conditions de diffraction

Un diffractomètre 4 cercles Seifert PTS a été utilisé pour réaliser les mesures faites dans le cadre du présent travail, ainsi qu'un détecteur linéaire de type PSD (Position Sensitive Detector) pour le comptage des photons émis. On veille au cours des mesures à ce que le détecteur ne sature pas, ce qui engendrerait une distorsion des pics. Le faisceau incident est concentré à l'aide d'un collimateur de 2 mm de diamètre.

Pour mettre en évidence les cônes de diffraction associés à un plan (hkl) donné, on utilise un goniomètre de diffraction. Les deux mouvements élémentaires de l'appareil,  $\theta$  et  $2\theta$  sont respectivement relatifs à l'échantillon et au détecteur de rayons X (figure 3.11). Le pas d'acquisition est de  $\delta 2\theta = 0.05^\circ$ . Les mesures sont effectuées par la méthode des  $\sin^2 \chi$  [1]. Les mesures de contraintes résiduelles et d'érouissage ont été réalisées avec un tube de Cobalt sur le plan 311, dont la position théorique est de  $2\theta = 112^\circ$ . Les motivations et précautions liées à ce choix sont détaillées en annexe de ce travail.

Paramètre déterminant pour la qualité des mesures, le temps de comptage est ajusté afin d'obtenir le meilleur compromis entre un temps d'acquisition raisonnable et un diffractogramme exploitable (intensité suffisante et bruit de mesure faible). La norme AFNOR

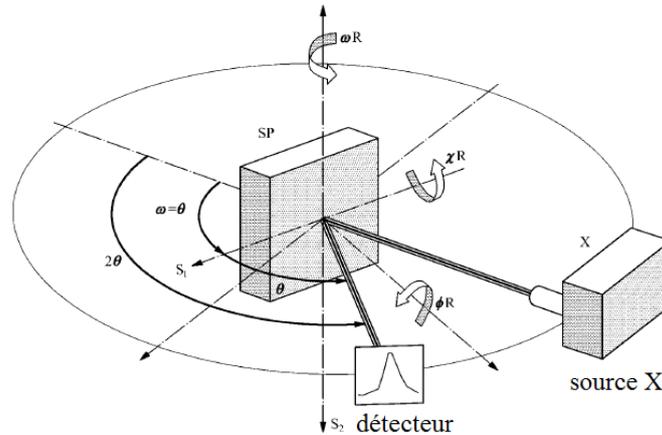


FIGURE 3.11 – Goniomètre de diffraction à  $\chi = 0$

sur les mesures par DRX [1] préconise que la hauteur de pic soit au moins supérieure au dixième de la largeur à mi-hauteur. En pratique, plusieurs temps de comptage ont été testés et reportés à la figure 7.8. On a retenu un temps de comptage de 132 secondes ; le rapport de netteté (signal sur bruit) vaut alors 1.6.

Au moins 7 valeurs d'angles  $\chi$  sont recommandées afin d'obtenir une mesure de contrainte, avec un pas de  $\sin^2 \chi$  constant. Les mesures de cette campagne sont effectuées avec 11 valeurs de  $\chi$  variant de  $-60^\circ$  à  $60^\circ$ , ce qui représente 1 heure environ pour obtenir une mesure de contrainte. La valeur absolue des 11 angles choisis sont toutes distinctes.

### 3.3.3 Analyse des pics de diffraction

Le comptage des photons diffractés donne lieu à un profil de diffraction, composé d'un fond continu, du profil net à analyser et d'une perturbation statistique du signal (figure 3.12). Afin de dissocier le profil net, des techniques analytiques sont mises en place, reposant sur le choix de fonctions pouvant être convoluées et déconvoluées entre elles. Cette approche est utilisée d'une manière générale en DRX pour séparer les composantes intéressantes du profil de celles n'ayant pas d'origine matériau [73], [41].

Les tubes de rayons X produisent un spectre continu et trois longueurs d'onde monochromatiques de forte intensité :  $K_{\alpha_1}$ ,  $K_{\alpha_2}$  et  $K_{\beta}$ . Les deux premières produisent des pics de diffraction très proches l'un de l'autre. La raie  $K_{\beta}$  est produite à une longueur d'onde significativement plus courte, et est filtrée. Les mesures effectuées dans cette étude ne font pas intervenir de filtre supplémentaire, si bien que la contribution du doublet  $K_{\alpha_1}$  et  $K_{\alpha_2}$  est présent pour chaque pic. En revanche, on cherchera à identifier la contribution des deux raies lors de l'analyse des mesures.

Plusieurs méthodes de régression sont possibles ([1]). La stratégie choisie dans le cadre de cette campagne repose sur la fonction Pseudo-Voigt. Cette fonction est une combinaison

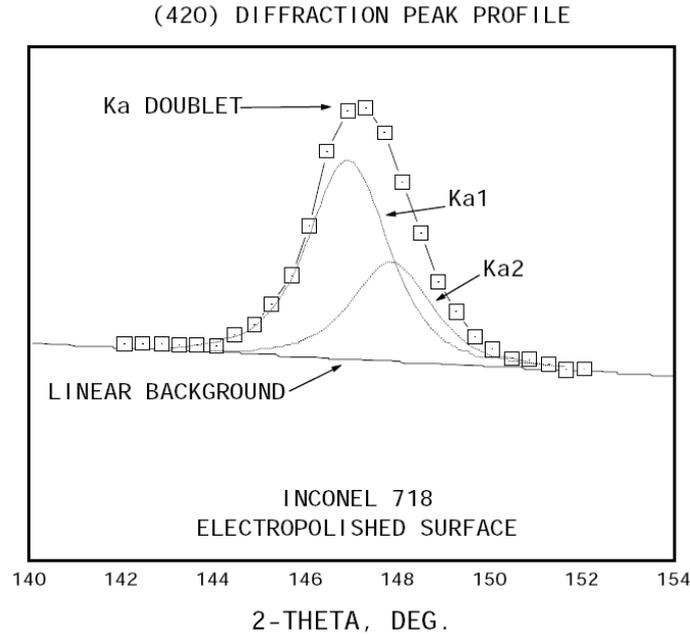


FIGURE 3.12 – Représentation des différentes composantes d'un pic de diffraction brut [91]

d'une fonction gaussienne (équation 3.9) et d'une fonction lorentzienne (équation 3.10) :

$$G(\theta) = \exp\left(-\left(\frac{\theta}{W_G}\right)^2\right) \quad (3.9)$$

$$L(\theta) = \frac{1}{1 + \left(\frac{\theta}{W_L}\right)^2} \quad (3.10)$$

où  $W_G$  (équation 3.11) et  $W_L$  (équation 3.12) sont des paramètres pouvant s'exprimer avec la largeur à mi-hauteur  $F_{WHM}$  ou la largeur intégrale  $\beta$  :

$$W_G = \frac{F_{WHM}}{2\sqrt{\ln 2}} = \frac{\beta}{\sqrt{\pi}} \quad (3.11)$$

$$W_L = \frac{F_{WHM}}{2} = \frac{\beta}{\pi} \quad (3.12)$$

La fonction de Pseudo-Voigt s'exprime de la manière suivante :

$$P_V(\theta - \theta_0) = yG(\theta - \theta_0) + (1 - y)L(\theta - \theta_0) \quad (3.13)$$

$\theta_0$  représente la position angulaire (recherchée) du pic analysé,  $y$  est un paramètre variant entre 0 et 1. Pour ces deux valeurs particulières, on retrouve, respectivement, une fonction de Lorentz et une fonction de Gauss. Les deux composantes de la fonction Pseudo-Voigt ont même largeur intégrale ; l'amplitude de la Pseudo-Voigt est de 1.

Le pic de diffraction brut obtenu expérimentalement, qui est un ensemble discret de couples  $(2\theta, I)$ , est approximé par méthode des moindres carrés par une fonction  $\gamma$ , Pseudo-Voigt pondérée d'un facteur  $H$  représentatif de l'amplitude du pic :

$$\gamma(\theta, \theta_0, W, H, y) = H(yG(\theta - \theta_0) + (1 - y)L(\theta - \theta_0)) \quad (3.14)$$

Cette approximation se fait sur le quadruplet  $(\theta_0, W, H, y)$  qui définit la modélisation de notre pic de diffraction. Dans la pratique, ce sont deux fonctions  $\gamma_1$  et  $\gamma_2$  que l'on cherche à identifier, une pour chacune des deux raies  $K_{\alpha 1}$  et  $K_{\alpha 2}$ . La loi de Bragg précédemment définie permet de relier  $\theta_0$  à la déformation  $\varepsilon$  du plan  $hkl$  étudié, et de tracer la courbe  $\varepsilon_{hkl} = f(\sin^2 \chi)$ .

### 3.3.4 Calibration de l'écroissage

L'application de la méthode proposée par Prévèy et détaillée précédemment a été menée en dressant une courbe expérimentale donnant  $F_{WHM}$  en fonction de la déformation plastique, connue, d'une éprouvette. Il est à noter que dans le cas de l'Inconel 718, il apparaît que l'élargissement de pic engendré par un écroissage est indépendant du mode monotone de déformation (traction ou compression) [91]. Ceci a pu être vérifié expérimentalement. Sur la courbe expérimentale on identifie une fonction, dite de calibration, donnant la largeur de pic en fonction de l'écroissage :

$$F_{WHM} = A(1 - \exp(-B\varepsilon_p)) + C\varepsilon_p + D \quad (3.15)$$

où les coefficients  $A$ ,  $B$ ,  $C$  et  $D$  ont été identifiés par méthode des moindres carrés non linéaires. La courbe associe de manière univoque une largeur de pic à une valeur d'écroissage et permet de déterminer la déformation plastique subie par la matière au point de mesure. Les points expérimentaux, les courbes analytiques de calibration et l'identification des paramètres  $A$ ,  $B$ ,  $C$  et  $D$  pour les deux microstructure étudiées dans le cadre de cette étude sont données à la figure 3.13. On constate que les essais en compression, réalisés à des déformations plastiques plus importantes, se placent bien dans le prolongement de la courbe indentifiée à l'aide des essais de traction, confirmant de ce fait l'hypothèse d'indépendance de la largeur de pic au mode de déformation.

## 3.4 Résultats

### 3.4.1 Etat de contrainte dans la matière

La mesure par DRX dans deux directions perpendiculaires révèle un état de contraintes résiduelles équi-biaxial, ce qui est présenté en figure 3.14. Chaque mesure de contraintes sera donc effectuée selon une seule direction par la suite. Les contraintes tangentielles se sont avérées faibles, de 10 à 20 MPa, et sont donc considérées comme nulles.

### 3.4.2 Etat de référence

Préalablement à toute analyse de l'influence des paramètres procédé, des mesures de profils de contraintes et d'écroissage ont été réalisés sur des pions non grenailés

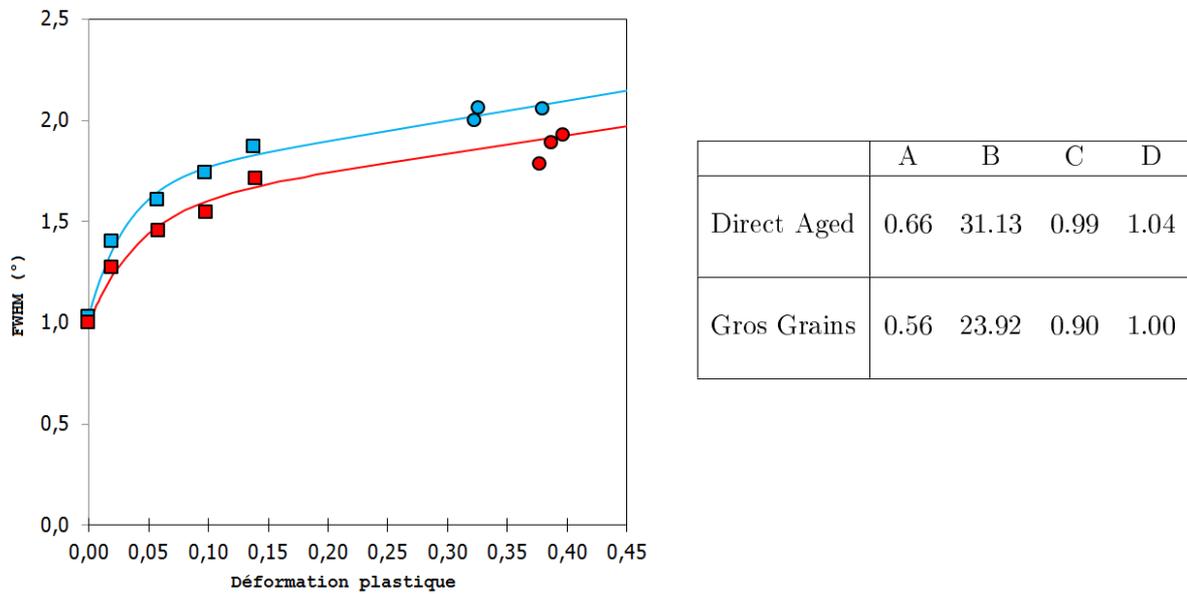


FIGURE 3.13 – Calibration de la largeur à mi hauteur pour les deux microstructures Direct Aged (bleu) et gros grains (rouge). Les points carrés sont des essais de traction, les points ronds sont des essais de compression dynamique sur barres de Hopkinson (chapitre précédent).

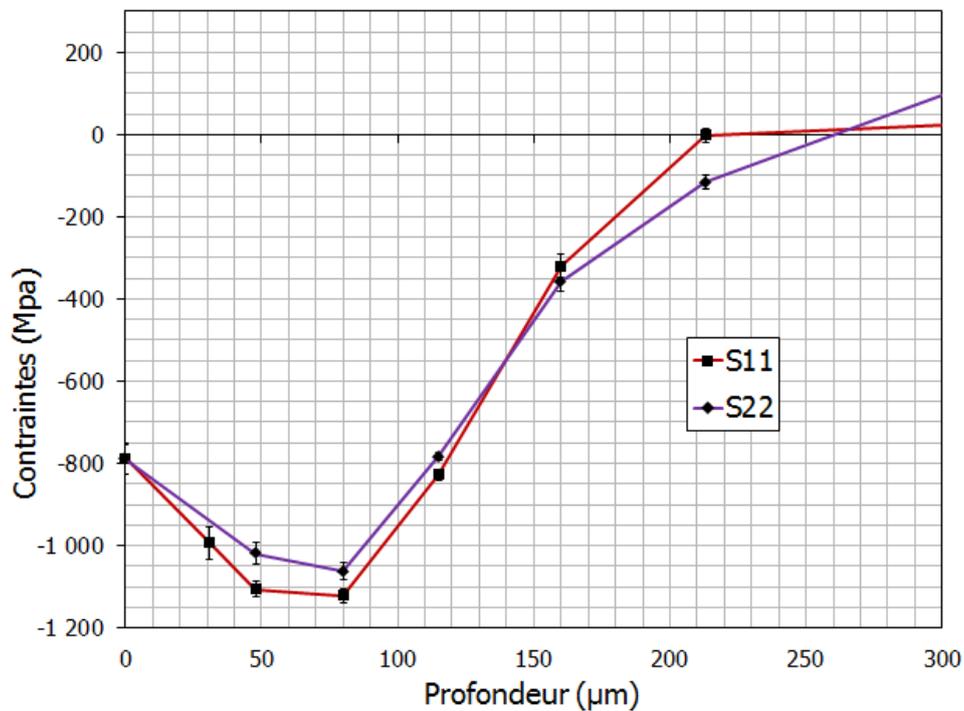


FIGURE 3.14 – Profils de contraintes mesurées suivant les directions 11 et 22 sur un même échantillon.

(microstructure Direct Aged). Ceci permet de fixer un état de référence auquel comparer les mesures faites après grenailage des éprouvettes. Trois profils ont été dressés, un pour chaque zone de prélèvement dans le disque (alésage, toile et dent, présentés figure 3.15). On constate des valeurs positives de la contrainte en surface des éprouvettes, liées à l'usinage lors de la découpe des pions. D'une manière générale, les contraintes résiduelles et l'écroûissage sont, logiquement, faibles pour cet état de référence. De plus, il n'y a pas de différence significative entre les trois zones du disque, qui seront considérées de manière indifférente dans la suite de ce travail (bien que l'essentiel des pions soit issu de la toile).

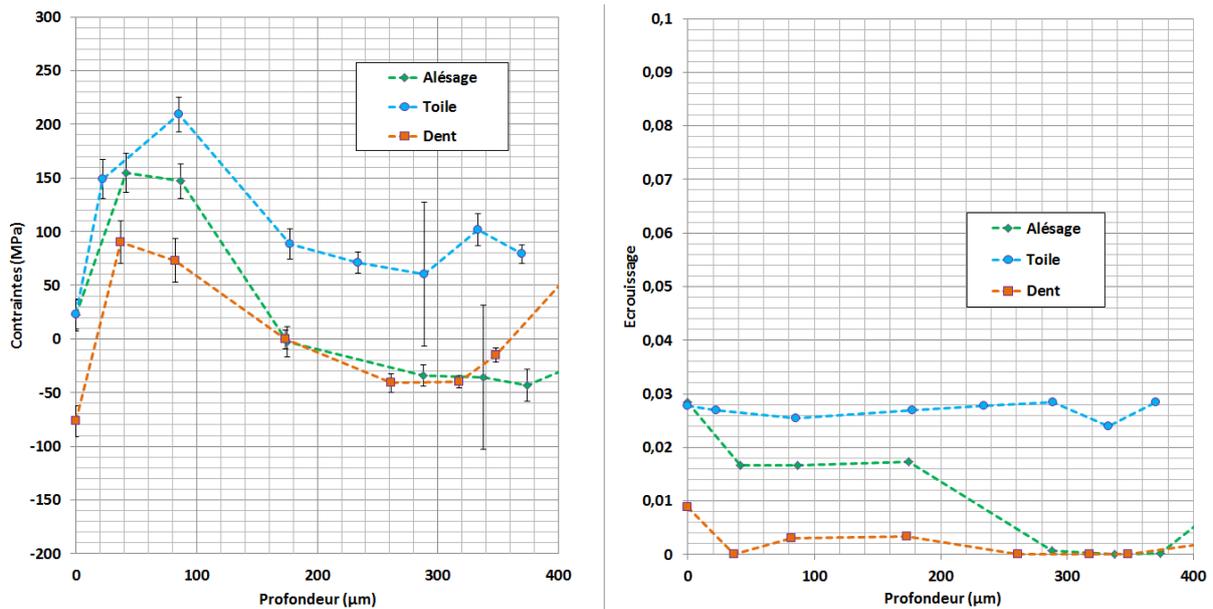


FIGURE 3.15 – Profils de contraintes résiduelles et d'écroûissage sur pions non grenailés.

### 3.4.3 Etude de l'évolution de l'état mécanique en fonction de l'intensité de grenailage

Pour un taux de recouvrement donné de 200 % pour tous les échantillons, des profils de contraintes et d'écroûissage sont dressés pour des intensités Almen de grenailage de F8-9A, F12-13A, F17-18A et F22-23A. Ces résultats sont résumés sur la figure 3.16. Les profils de référence sont repris à titre de comparaison et le seront pour la suite des analyses. En préliminaire à toute analyse, constat est fait que l'on retrouve la forme classique des profils de contraintes et d'écroûissage après grenailage d'un matériau métallique cristallin.

Concernant les profils de contraintes, on observe que la contrainte en surface n'évolue pas de manière claire avec l'intensité. Celle-ci fluctue en effet autour de -800 MPa, avec un maximum en valeur absolue pour l'intensité la plus faible. De la même manière, la contrainte maximale de compression est peu affectée par l'intensité, oscillant entre -1020 et -1080 MPa. Cependant, la position de ce maximum est déplacée en profondeur lorsque l'intensité augmente. Ce même constat est fait pour la profondeur du retour à contraintes nulles. Les valeurs numériques des positions des maxima de contraintes de compression

et du retour à contrainte nulle sont reportées dans le tableau 3.3. On a ici défini le retour à contrainte nulle comme la profondeur du premier point de mesure ayant une valeur supérieure à -100 MPa.

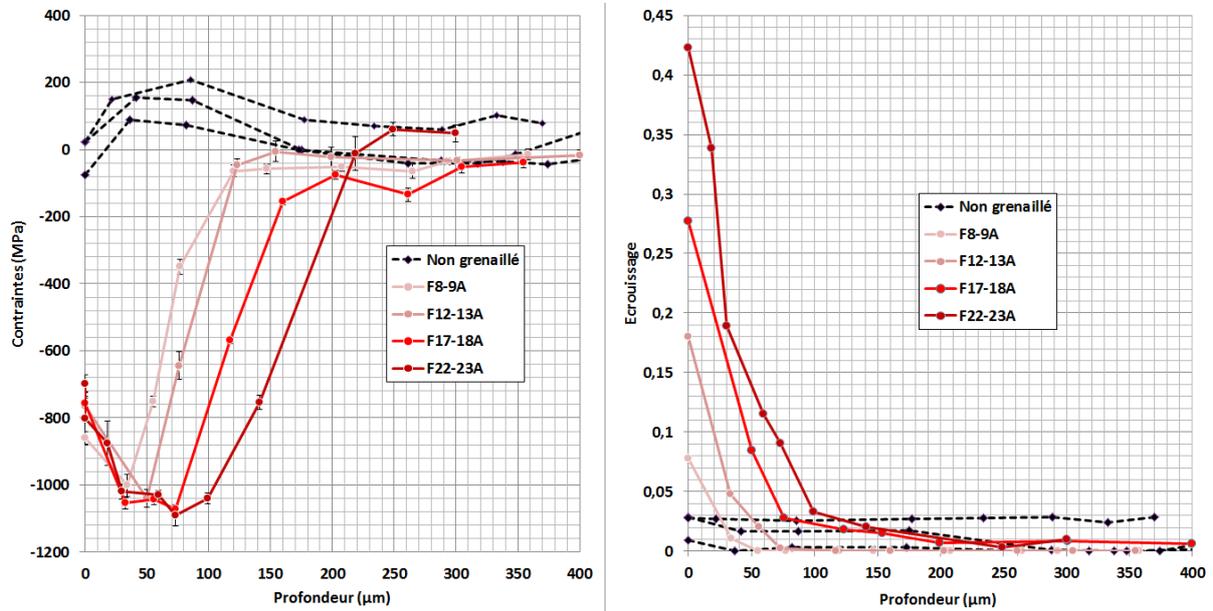


FIGURE 3.16 – Profils de contraintes résiduelles et d'écroûissage sur pions grenailés à diverses intensités. Taux de recouvrement fixe (200%).

Intensité	8-9A	12-13A	17-18A	23-23A
Pos. du maximum ( $\mu m$ )	38	50	60	75
Retour à contrainte nulle ( $\mu m$ )	120	120	200	220

Tableau 3.3 – Caractéristiques des profils de contraintes résiduelles en fonction de l'intensité Almen.

L'écroûissage croît quant à lui de manière régulière avec l'intensité. Cette augmentation est d'autant plus perceptible que l'on se rapproche de la surface, l'écroûissage dépassant 40% à la surface du pion grenailé avec la plus forte intensité. La décroissance se fait ensuite de manière rapide avec la profondeur pour tous les profils étudiés, l'écroûissage est inférieur à 3% au delà de 150  $\mu m$  de profondeur, quelle que soit l'intensité considérée. Enfin, l'état de référence initial semble être "gommé" par le grenailage, seuls les effets mécaniques du procédé sont en effet observés.

### 3.4.4 Etude de l'évolution de l'état mécanique en fonction du taux de recouvrement

L'intensité est maintenant fixée à F12-13A et l'on fait évoluer le taux de recouvrement de 65 à 400%. Les profils de mesures sont présentés en figure 3.17. Ici, il demeure difficile de relier les points caractéristiques du profil de contraintes résiduelles (contrainte surfacique, maximum de contrainte de compression, position du retour à contraintes nulles) avec l'évolution du taux de recouvrement. En effet, si l'on peut constater que le maximum de contraintes de compression varie effectivement, la dépendance au taux de recouvrement est complexe et non monotone. De même, pour le retour à contraintes nulles, qui reste confiné entre 120 et 150  $\mu\text{m}$ .

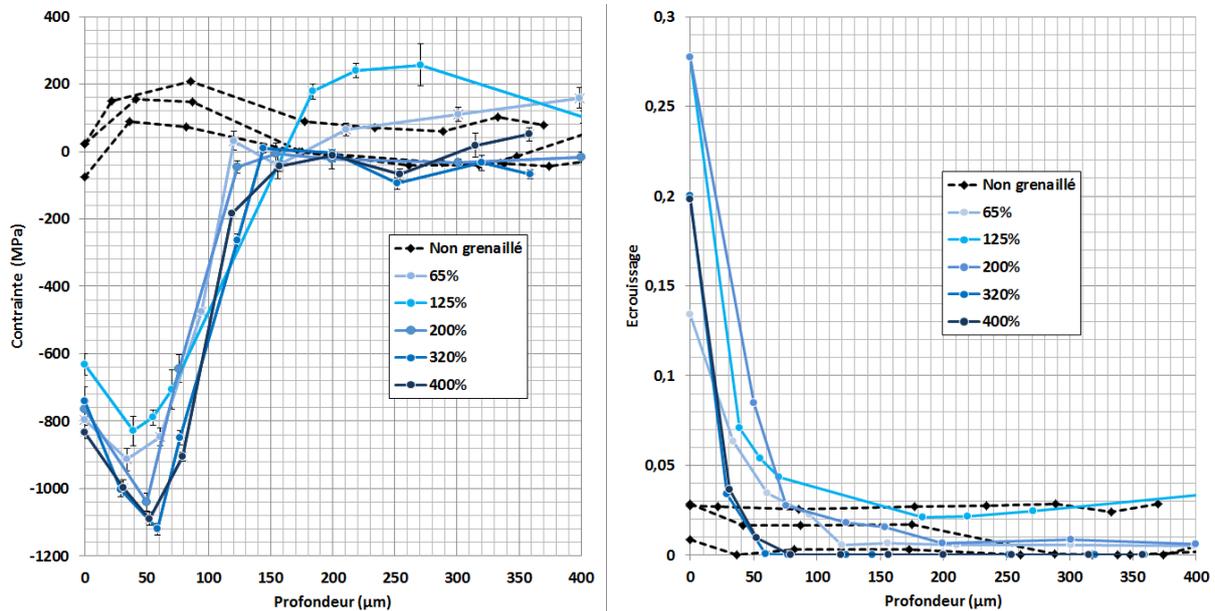


FIGURE 3.17 – Profils de contraintes résiduelles et d'écroûissage sur pions grenailés à divers taux de recouvrement. Intensité fixe (F12-13A).

A l'instar de la contrainte, l'écroûissage est une fonction complexe du taux de recouvrement. Bien que celui-ci augmente jusqu'à 200% de taux de recouvrement, les profils à 320 et 400 % présentent des valeurs d'écroûissage inférieures. Ces fluctuations pourraient traduire un état mécanique non stabilisé. Pour cette intensité, le grenailage n'imprime pas un état de contraintes et d'écroûissage stabilisé. Afin de confirmer cette hypothèse, des mesures ont été effectuées avec une intensité fixée à F22-23A, les taux de recouvrement étudiés demeurant les mêmes.

Les résultats exposés en figure 3.18 montrent que les profils de contraintes résiduelles sont resserrés au sein d'un pinceau expérimental fin. Les points caractéristiques du profil varient peu, bien que des différences soient observées au niveau du retour à contraintes nulles. Pour la plage de taux de recouvrement considérée, la dispersion des résultats demeure faible comparée à l'analyse précédente menée avec une intensité de 12-13A.

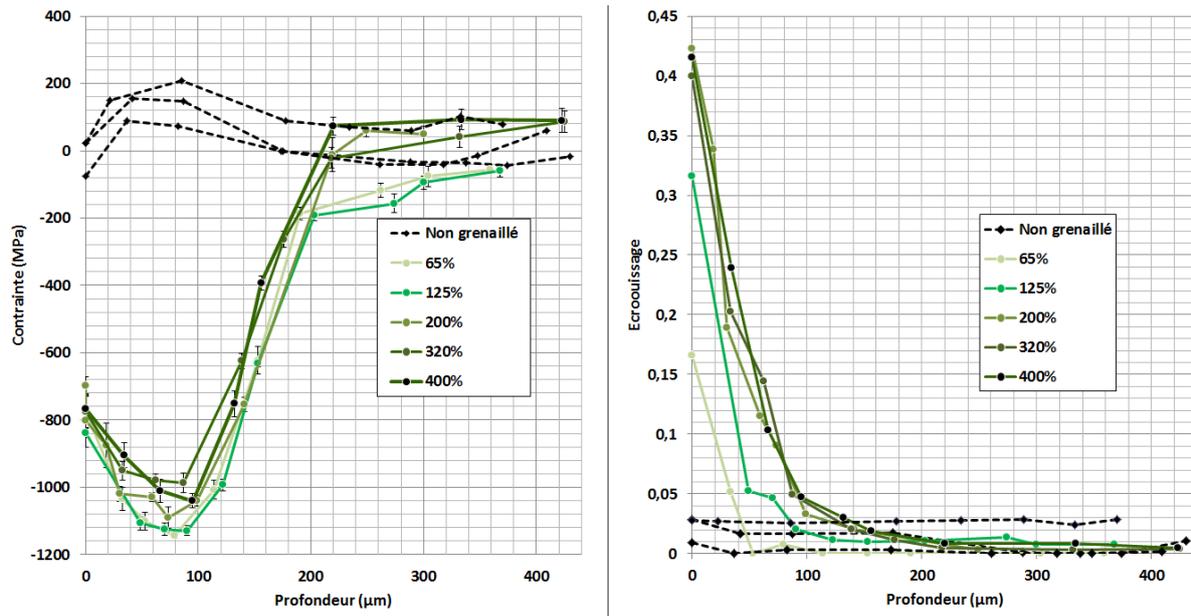


FIGURE 3.18 – Profils de contraintes résiduelles et d'écroûissage sur pions grenailés à divers taux recouvrement. Intensité fixe (F22-23A).

L'écroûissage suit une tendance bien marquée et augmente régulièrement jusqu'à 200 % de taux de recouvrement. Puis, pour des taux de recouvrement supérieurs, les profils se stabilisent très nettement pour être quasiment confondus. Il apparaît donc nettement, à travers l'observation des mesures de contraintes résiduelles et d'écroûissage, que l'état mécanique après grenailage est ici beaucoup plus stable.

Les mesures réalisées dans le cadre de cette campagne indiquent que, pour une intensité de 12-13A, on s'expose à une certaine variabilité de l'impact du grenailage sur l'état mécanique de la pièce. Cette variabilité ne semble pas diminuer dans la gamme de taux de recouvrement considérée. A l'inverse, pour une intensité de 22-23A, une stabilisation de l'état mécanique est garantie. Dans l'optique de corréler le modèle numérique développé dans le cadre de ce travail, et présenté dans le chapitre suivant, il sera donc préférable de considérer les mesures obtenues avec la plus forte intensité Almen comme point de comparaison.

### 3.4.5 Influence de la microstructure initiale sur l'état mécanique après grenailage

L'influence de la microstructure initiale est étudiée pour deux conditions de grenailage. Dans le premier cas, une intensité de F12-13A est choisie pour un taux de recouvrement de 125% (figure 3.19), puis une intensité Almen de 22-23A et 200% de recouvrement. Pour chaque microstructure, trois mesures sont effectuées sur trois pions différents ayant subi ce même grenailage. Pour la première condition de grenailage, on retrouve sur les résultats la variabilité évoquée dans la section précédente. Néanmoins, on peut constater que les

deux microstructures présentent globalement les mêmes profils de contraintes résiduelles dans la profondeur.

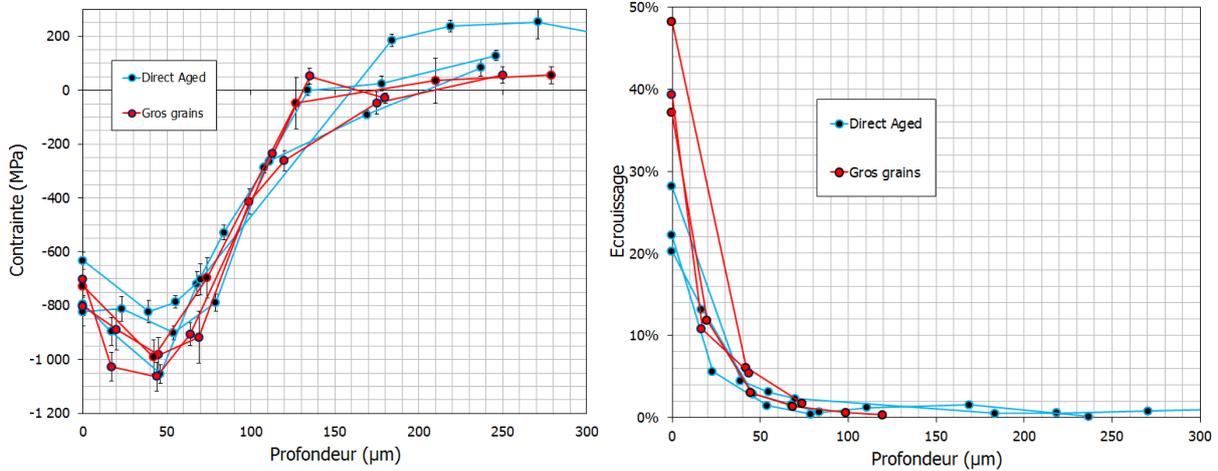


FIGURE 3.19 – Profils de contraintes résiduelles et d'écrouissage sur deux microstructures. Grenailage F12-13A 125 %

En revanche, il s'avère que la microstructure à gros grains est davantage écrouie que la microstructure *Direct Aged*. Ceci peut s'expliquer car la dureté de cette microstructure est plus faible, et donc susceptible d'être plus aisément déformée plastiquement.

Cette tendance se retrouve pour la deuxième condition de grenailage (F22-23A pour 200 % de taux de recouvrement, figure 3.20). Les profils de contraintes résiduelles sont à nouveau semblables pour les deux microstructures alors que les profils d'écrouissage se distinguent par des valeurs plus prononcées dans le cas de la microstructure gros grains.

### 3.5 Synthèse

Nous avons dans ce chapitre présenté les méthodologies, générales et spécifiques au besoin de notre travail, pour la mesure des contraintes résiduelles et de l'écrouissage sur des pions grenailés. Une campagne expérimentale a donc pu être menée afin de cerner l'influence des paramètres de grenailage (intensité et taux de recouvrement) ainsi que la taille de grains initiale, sur l'état mécanique final de l'Inconel 718. L'étude systématique conjointe des contraintes résiduelles et de l'écrouissage constitue l'originalité de cette campagne, en plus du large panel de conditions étudiées.

Les mesures effectuées ont pu mettre en avant que pour une intensité Almen de F12-13A, l'état mécanique de la matière n'est pas stabilisé et que des variabilités apparaissent en termes de contraintes et d'écrouissage. Le taux de recouvrement n'est pas, dans ces conditions, un facteur réduisant ces variabilités. Une intensité de F22-23A stabilise les profils de contraintes dès les plus faibles taux de recouvrement, mais ce n'est pas le cas de l'écrouissage qui sature pour des taux de recouvrement supérieurs à 200 %. L'intérêt

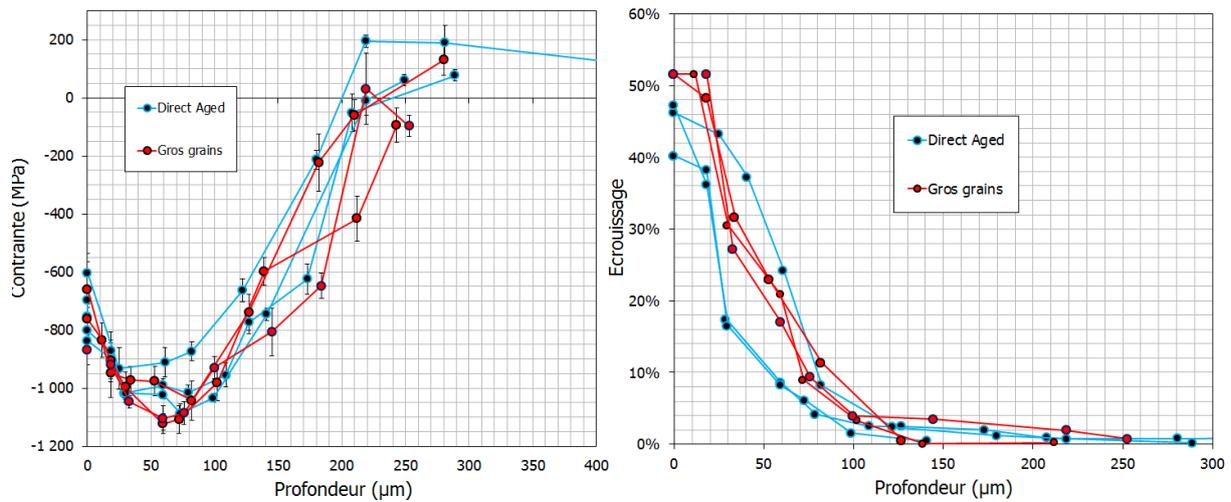


FIGURE 3.20 – Profils de contraintes résiduelles et d'écroissance sur deux microstructures. Grenailage F22-23A 200 %

de cette double analyse, en termes de contraintes et d'écroissance, se révèle notamment ici.

De même, l'étude de deux microstructures grenailées dans les mêmes conditions ne révèlent pas de différence en termes de contraintes résiduelles. Mais l'analyse de l'écroissance révèle que la microstructure à gros grains est davantage susceptible d'être écroûée lors du grenailage. Cette constatation est à mettre en perspective avec la méthode d'obtention de cette microstructure modifiée. En effet, celle-ci a subi un traitement thermique de recristallisation qui a effacé l'histoire mécanique de la matière (forgeage, usinage). L'étape de calibration, réalisée pour les deux microstructures, n'est alors pas formellement la même, et peut engendrer ces différences. Nous garderons ce point à l'esprit pour la suite.

Ces mesures fournies vont donc constituer un socle expérimental solide afin de corrélérer le modèle numérique présenté dans le chapitre suivant.

# Chapitre 4

## Mise en place et validation d'un modèle numérique de grenailage

Ce chapitre expose la mise en place du modèle numérique de grenailage développé dans le cadre de cette thèse. Toutes les hypothèses choisies et contributions proposées sont ici décrites et justifiées. Le logiciel commercial Abaqus 6.12.2 a été utilisé pour réaliser les calculs numériques. Par la suite, le modèle est confronté sur la base des travaux expérimentaux présentées dans le chapitre précédent.

Le massif à grenailer est modélisé par un cylindre au centre duquel viennent impacter les billes. La dimension de la zone impactée fera l'objet d'une analyse détaillée. Au sein de cette zone, le maillage est raffiné afin d'y garantir la précision et la convergence des calculs. La zone extérieure est maillée plus grossièrement dans le but d'optimiser les performances de calcul. Les billes viennent impacter de manière aléatoire la zone centrale du massif, et sont représentées à l'aide de demi-sphères (la densité du matériau est alors multipliée par deux). En raison du positionnement aléatoire des billes, aucune autre condition de symétrie n'est exploitable. Un aperçu du modèle est donné à la figure 4.1.

### 4.1 Méthode des éléments finis

Nous avons présenté et posé dans le chapitre 2 le système d'équations et d'inconnues à résoudre d'une manière générale dans le cadre d'un problème de mécanique. La méthode des éléments finis s'emploie à fournir une solution approchée du problème en discrétisant le volume d'étude en éléments de petite taille. Le champ de déplacements  $\vec{u}$ , de vitesse  $\vec{v}$  ou d'accélération  $\vec{\gamma}$  en un point M quelconque de l'élément dépendent alors des valeurs de ces champs aux noeuds de l'élément. Ce lien est fait à l'aide de matrices d'interpolation. On exprime alors une grandeur  $\vec{x}(M)$  à partir du vecteur  $\vec{x}_i$  des valeurs de cette grandeur aux noeuds de l'élément :

$$\vec{x}(M) = \tilde{N} \cdot \vec{x}_i \quad (4.1)$$

Avec  $\tilde{N}$  la matrice d'interpolation. Le problème se résume donc au calcul à chaque instant  $t$  du vecteur  $\vec{x}_i$  du champ à tous les noeuds des éléments du problème. D'une manière générale, le problème de mécanique discrétisé peut se mettre sous la forme :

$$\tilde{M} \cdot \vec{\gamma}_i + \tilde{C} \cdot \vec{v}_i + \tilde{K} \cdot \vec{u}_i = \vec{f}_i \quad (4.2)$$

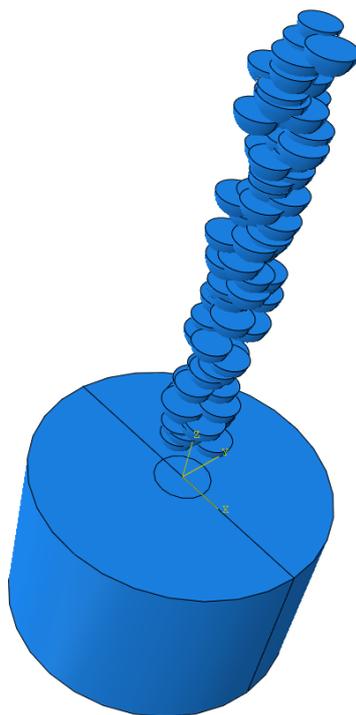


FIGURE 4.1 – Aperçu du modèle tridimensionnel proposé.

La résolution de ce système amène à la solution approchée que fournit le code éléments finis. Un grand nombre de techniques de résolution existent pour aboutir à cette solution approchée, qui sont autant de choix que doit faire le modélisateur et que nous allons présenter maintenant.

## 4.2 Etude préliminaire

Cette section contient le détail des hypothèses retenues pour la modélisation du procédé de grenailage. Elle contient à la fois des analyses numériques et expérimentales, ces dernières étant menées afin de valider ces premières. On se place dans le repère  $(X, Y, Z)$  illustré sur la figure 4.1 pour l'intégralité des résultats présentés ici et dans le chapitre suivant.

### 4.2.1 Schéma d'intégration et algorithme de calcul

L'objet de ce paragraphe porte sur le choix de l'algorithme de calculs et du schéma d'intégration de la simulation du procédé. Concernant l'algorithme, il peut s'agir d'un calcul statique ou dynamique. En effet, l'équilibre statique de la pièce est respecté à tout instant, les effets inertiels peuvent donc être négligés. Il est possible de faire un calcul statique pour modéliser le grenailage, pour lequel les billes auraient une condition initiale en déplacement et non en vitesse. Cependant, la connaissance préalable de l'enfoncement maximal de la bille dans le massif est nécessaire. Il a été préféré un algorithme en dynamique.

Se pose ensuite la question du schéma d'intégration, explicite ou implicite. Les fortes non linéarités du problème, notamment dues au contact entre billes et massif, imposent des pas de temps très réduits. Cela handicape lourdement l'algorithme implicite : les inversions de matrices nécessaires induisent des temps de calculs particulièrement longs. Dans notre cas, un impact de bille en trois dimensions sur un massif semi-infini demande plusieurs heures de calculs. Le même calcul réalisé avec un algorithme explicite s'exécute en 45 minutes. Ce dernier a donc été choisi pour notre modèle numérique.

S'il permet des temps de calculs nettement plus réalistes, un calcul explicite ne donne pas de garantie sur la convergence du résultat. La simulation par éléments finis a beau aboutir, aucun critère relatif à l'erreur de convergence n'intervient, à la différence du calcul en implicite. Il est donc impératif de développer un outil permettant d'assurer la cohérence et la justesse des résultats. Nous traitons maintenant cette problématique sur un exemple concret.

#### 4.2.2 Cohérence physique des calculs

Nous présentons ici les problèmes rencontrés et les méthodologies mises en place afin de garantir la convergence et la cohérence du modèle numérique proposé.

##### Problèmes d'Hourglass

La simulation numérique des impacts de billes sur une surface est un phénomène dynamique qui, pour des raisons de stabilité de calculs, amène à choisir des éléments sous-intégrés. Dans notre cas, le type d'élément utilisé est le  $C3D8R$ , élément linéaire à 8 noeuds (figure 4.2). Ces éléments présentent l'inconvénient de pouvoir se déformer de ma-

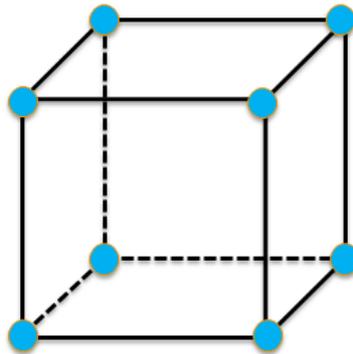


FIGURE 4.2 – Élément C3D8R : linéaire à 8 noeuds, sous-intégré.

nière artificielle suivant les modes d'hourglass. Considérons, pour illustrer ce phénomène, un élément bidimensionnel à 4 noeuds, et dont les points d'intégration sont au nombre de 2 (points rouges, figure 4.3). On a représenté sur cet élément un mode d'hourglass : les points d'intégration sont situés sur une ligne qui n'est pas déformée alors que tous les noeuds se sont déplacés. L'élément ne mesure pourtant aucune déformation et ne génère aucune contrainte associée. L'énergie parasite créée suivant ces modes doit donc être

contrôlée. D'une manière plus générale, le vecteur des vitesses nodales peut être décomposé suivant la base décrite sur la figure 4.3 : la composante  $\dot{X}_{rb}$  représente le mouvement

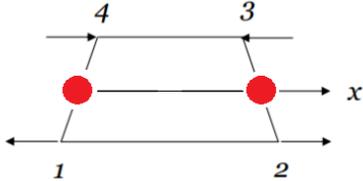
$$\begin{pmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \\ \dot{x}_4 \end{pmatrix} = \dot{x}_{rb} \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} + \dot{x}_{tc} \begin{pmatrix} 1 \\ -1 \\ -1 \\ 1 \end{pmatrix} + \dot{x}_{ss} \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ -1 \\ -1 \end{pmatrix} + \dot{x}_{hour} \begin{pmatrix} 1 \\ -1 \\ 1 \\ -1 \end{pmatrix}$$


FIGURE 4.3 – Décomposition du vecteur des vitesses nodales.

de corps rigide,  $\dot{X}_{tc}$  la traction compression,  $\dot{X}_{ss}$  le cisaillement et  $\dot{X}_{hg}$  l'hourglass (ou flexion dans le plan).

La figure 4.4 présente les déformations artificielles dues aux modes d'hourglass constatées au cours de la simulation d'un impact sur un massif semi-infini, et l'évolution de la solution en intégrant un contrôle d'hourglass. Ce contrôle s'effectue en appliquant directement aux noeuds des efforts s'opposant aux modes d'hourglass ; ces efforts peuvent être proportionnels à la composante d'hourglass de vitesse (traitement en viscosité) ou de position (contrôle en raideur).

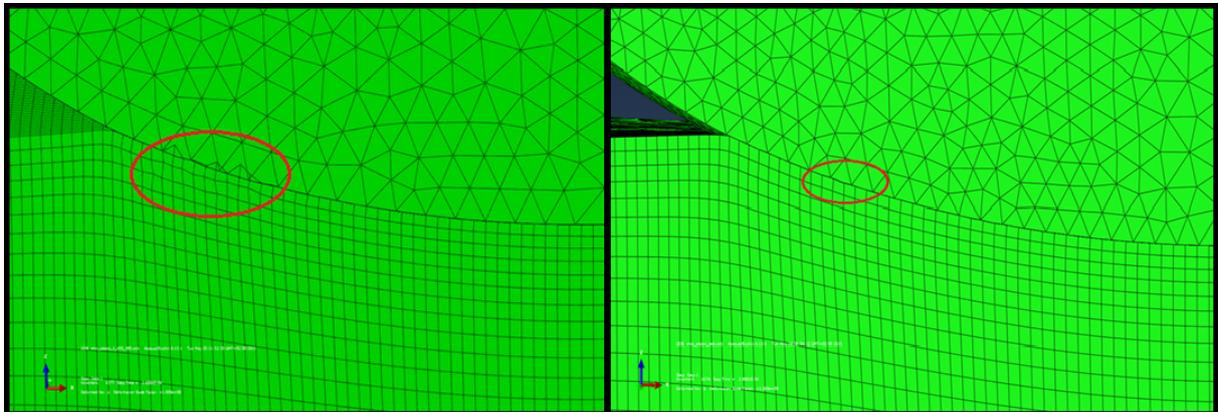


FIGURE 4.4 – Apparition de modes d'hourglass (gauche) et correction en raideur (droite).

### Bilan énergétique

En plus des précautions à prendre vis-à-vis du phénomène d'hourglass, il est nécessaire de définir un critère de convergence dans le cadre des calculs en explicite. L'objet de l'étude qui suit vise à définir le cadre de convergence. On s'intéresse pour cela au bilan énergétique du calcul numérique, qui sera systématiquement intégré à l'analyse des simulations réalisées dans le cadre de ce travail. On présente figure 4.5 un bilan d'énergie type dressé pour un calcul d'impact élastique d'une bille sur un massif. L'équation de ce bilan s'écrit :

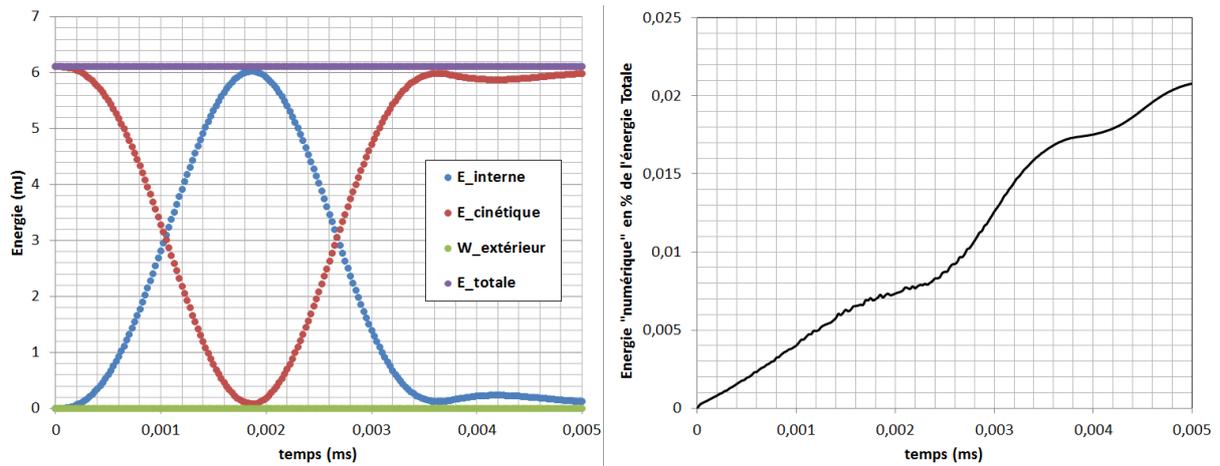


FIGURE 4.5 – Bilan énergétique type pour un calcul d'impact (cas simple élastique).

$$E_{totale} = W_{ext} + E_{cin} + E_{int} + E_{num} \quad (4.3)$$

Ici,  $E_{totale}$  est l'énergie totale du système,  $W_{ext}$  le travail des forces extérieures,  $E_{cin}$  l'énergie cinétique et  $E_{int}$  l'énergie interne. On cherche alors à vérifier que :

$$E_{num} \ll E_{totale} \quad (4.4)$$

En pratique, le critère de validation de calcul, en accord avec les pratiques numériques des partenaires industriels, est fixé à 5% :

$$E_{num} < 0.05 E_{totale} \quad (4.5)$$

Nous constatons dans l'exemple présenté, que le critère est vérifié. Pour les calculs plastiques, les termes d'énergie de déformation viennent compléter le bilan énergétique, mais la démarche demeure similaire.

### 4.2.3 Géométrie et maillage

La taille des éléments est choisie de manière à garantir le meilleur compromis entre un temps de calcul raisonnable et la convergence de celui-ci. En effet, la qualité de la discrétisation spatiale joue un rôle crucial dans la précision de la solution approchée fournie par le code éléments finis. En revanche, l'augmentation du nombre noeuds augmente la taille des matrices définissant le problème discrétisé et donc le temps de calculs.

Bagherifard et al. [6] [10] analysent les aspects numériques relatifs à la simulation du grenailage sévère, et plus particulièrement la problématique du maillage. Les auteurs notent que la convergence en contraintes est obtenue dès que la maille est inférieure à  $1/20$  du diamètre de l'impact. Une étude paramétrique sur la taille de la maille a permis de confirmer ces observations sur notre modèle dans le cas d'un calcul multi-impacts avec une intensité de F12-13A. La figure 4.6 présente les conditions et les résultats en termes de contraintes résiduelles en fonction de la taille de la maille utilisée. Pour cette intensité, le diamètre de l'indent plastique est de  $90 \mu m$ . On constate que la convergence des résultats

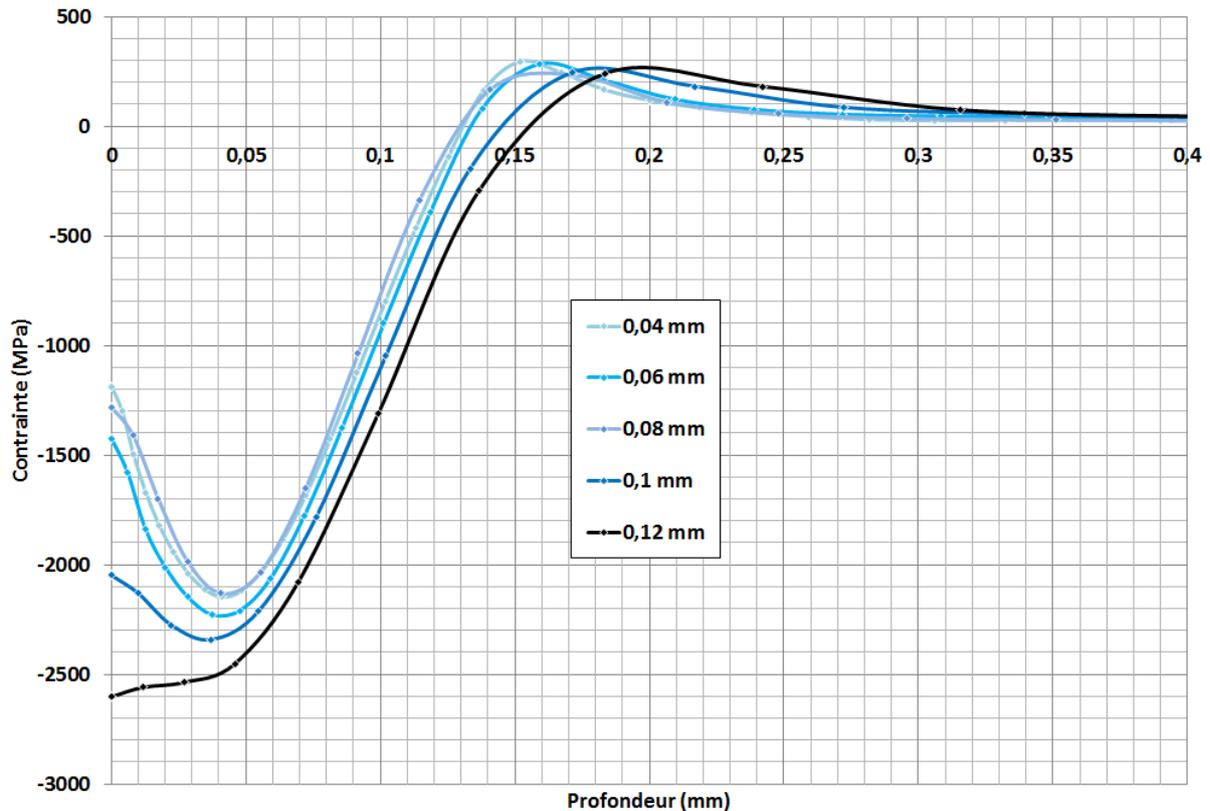


FIGURE 4.6 – Contraintes résiduelles calculées en fonction de la taille de maille. Calcul multi-impacts 125 % de taux de recouvrement et intensité F12-13A. Loi élasto-visco-plastique type Johnson-Cook.

est obtenue pour une taille de maille de  $4 \mu\text{m}$  soit environ  $1/23$  du diamètre plastique. Pour la suite, ce critère sera utilisé pour garantir la convergence des calculs vis-à-vis du maillage.

Le tableau 4.1 dresse, pour les intensités étudiées dans ce travail, les diamètres des indents plastiques obtenus au cours d'une simulation mono-impact. En regard sont données les tailles de maille utilisées pour les calculs aux intensités correspondantes. Un total de  $3 \cdot 10^5$  à  $8 \cdot 10^5$  éléments sont générés suivant les conditions de calculs. L'ordre de grandeur du temps nécessaire à la simulation du grenailage d'un massif est d'environ une semaine (variable suivant les conditions choisies), sur ordinateur portable personnel.

Un aperçu du maillage réalisé est donné à la figure 4.7. La surface, directement au contact des billes, est maillée suivant le critère énoncé plus haut ; puis la taille des éléments est progressivement décroissante avec la profondeur. La zone centrale du massif, grenailée, est repérée en jaune. La zone extérieure 'tampon' amortit les ondes élastiques de contrainte. Le rayon de cette zone extérieure est noté  $L$ , l'épaisseur du massif est notée  $P$ .

Intensité	F8-9A	F12-13A	F17-18A	F22-23A
Diamètre plastique ( $\mu m$ )	78	90	98	152
Taille de maille ( $\mu m$ )	3	4	4	6

Tableau 4.1 – Diamètres plastiques et tailles de maille correspondantes pour les intensités Almen étudiées.

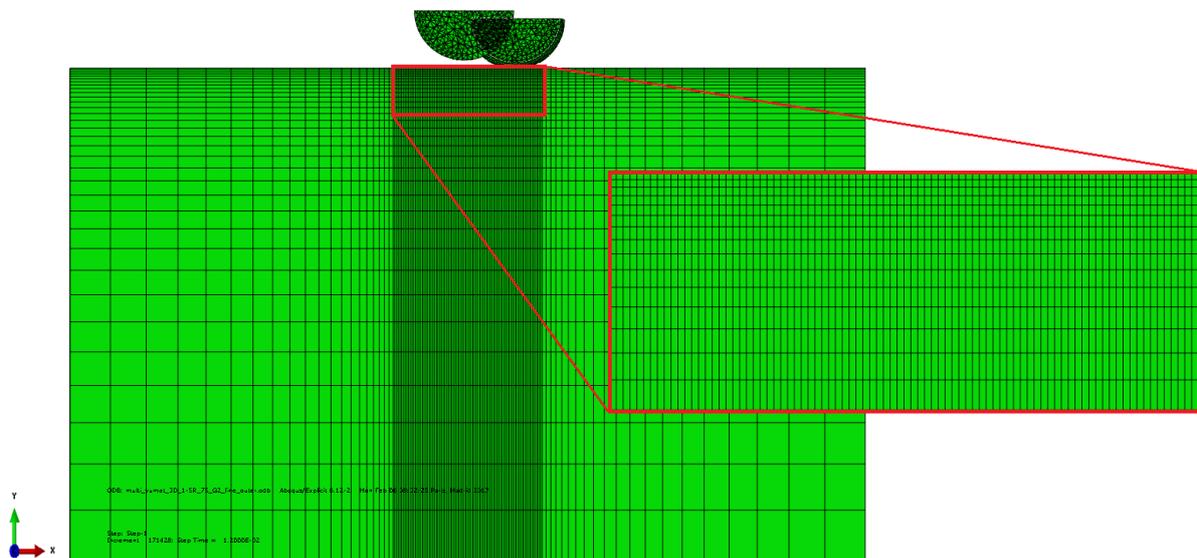


FIGURE 4.7 – Détail du maillage du massif.

#### 4.2.4 Conditions aux limites

Les conditions aux limites et les dimensions du massif sont données sur la figure 4.8. Ces dernières sont choisies afin de garantir les hypothèses de massif semi-infini [74]. Le déplacement des noeuds situés sur les surfaces repérées en rouge est bloqué suivant la normale à cette surface. Une étude préalable a été menée afin de vérifier les critères proposés par la littérature et de choisir les dimensions du massif. Un calcul mono-impact sous incidence normale est réalisé pour plusieurs épaisseurs et rayons extérieurs (zone tampon non grenillée) du massif. On observe les contraintes résiduelles suivant l'axe de la bille ainsi que le long d'un rayon du massif. Les dimensions de celui-ci sont exprimées en fonction de  $R$ , le rayon de la grenaille utilisée pour le calcul. Les résultats de cette analyse, présentés figure 4.9, montrent que la convergence de la contrainte en profondeur est rapidement atteinte. En revanche, il est nécessaire que le diamètre du massif soit au moins égale à 10 fois le rayon de la bille pour une convergence correcte de la contrainte radiale. Les dimensions retenues sont  $P = 10R$  et  $L = 5R$ .

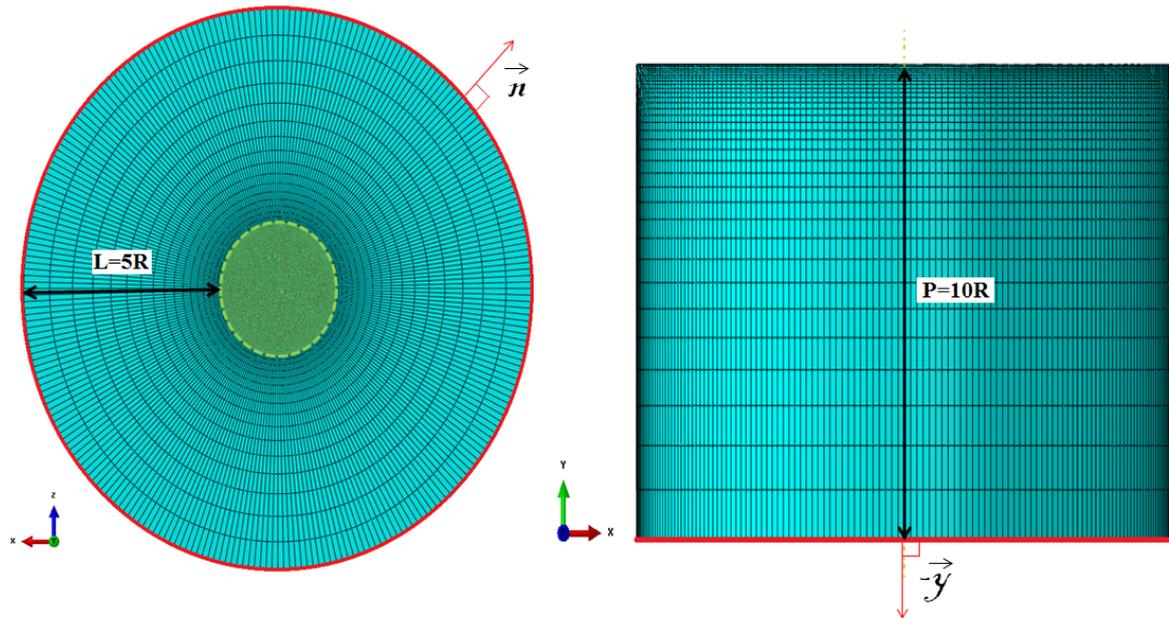


FIGURE 4.8 – Dimensions du massif et conditions aux limites.  $R$  représente le rayon des billes impactant le massif.

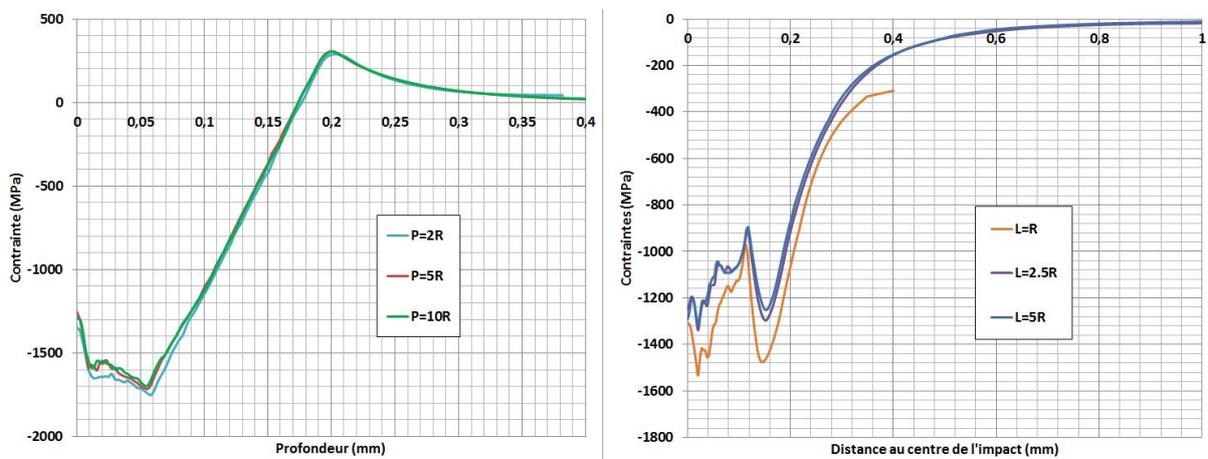


FIGURE 4.9 – Contraintes résiduelles observées en fonction des dimensions du massif : axiales, sous la bille (gauche) et radiales en surface (droite).

#### 4.2.5 Stabilité

L'observation des résultats obtenus lors de la simulation d'un impact de bille sur un massif montre que des ondes élastiques se propagent et se réfléchissent sur les parois du modèle. De l'ordre de quelques centaines de MPa, ces ondes viennent bruyier les résultats, notamment les contraintes résiduelles qui ne se stabilisent pas. Il devient alors particulièrement difficile d'extraire des informations pertinentes en raison des constantes oscillations des valeurs. La figure 4.10 montre la comparaison d'une simulation sans amortissement avec la solution amortie que nous présentons ici.

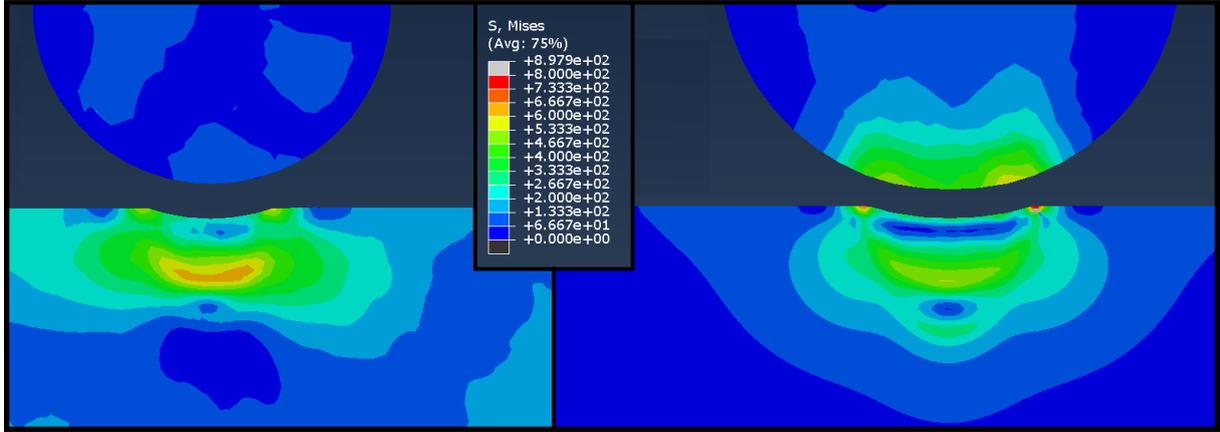


FIGURE 4.10 – Solution bruitée par le retour des ondes élastiques (gauche) et solution amortie (droite).

Deux solutions pour répondre à ce problème existent : l'utilisation d'éléments infinis sur les parois du massif ou l'introduction d'un amortissement numérique. La première solution revient à considérer les dimensions du massif comme infinies. Les ondes ne sont donc jamais réfléchies. La deuxième option consiste à introduire un amortissement numérique afin de reproduire l'amortissement du matériau. De cette manière, les ondes disparaissent graduellement. L'introduction d'un amortissement numérique  $\tilde{C}$  a été retenue ici. Il intervient dans l'équation de l'équilibre dynamique :

$$\tilde{M}\ddot{x} + \tilde{C}\dot{x} + \tilde{K}x = F_{ext} \quad (4.6)$$

où  $x$  est le vecteur de position nodale et :

$$\tilde{C} = \alpha\tilde{M} + \beta\tilde{K} \quad (4.7)$$

$\alpha$  et  $\beta$  sont ici des constantes. Les auteurs de la littérature [74], [61], [28] utilisent classiquement une combinaison de paramètres tels que :

$$\alpha = 2\omega_0\xi = \xi\frac{\pi}{h}\sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (4.8)$$

$$\beta = 0 \quad (4.9)$$

avec  $\xi \in [0;1]$ ,  $h$  la hauteur du massif,  $E$  son module de Young et  $\rho$  sa masse volumique. Une étude pour plusieurs valeurs du paramètre  $\xi$  a été menée. On recherche ainsi une valeur optimale permettant une stabilisation la plus rapide des contraintes résiduelles, tout en n'altérant pas le calcul. En effet, l'amortissement numérique fonctionne comme un "puits" d'énergie. Il faut s'assurer que l'énergie absorbée de cette manière reste une fraction négligeable de l'énergie totale du système. Les caractéristiques de l'impact (dimensions de l'indent, contraintes résiduelles, déformation plastique...) seront ainsi préservées.

La profondeur de l'indent laissée au cours de la simulation dynamique d'une bille sur un massif est prise comme conditions aux limites pour le calcul statique équivalent. Ce calcul statique nous permet de connaître l'état stabilisé du massif. En regard de cet état de référence, on réalise des simulations numériques pour plusieurs valeurs du paramètre  $\xi$  et l'on compare la valeur de l'enfoncement final de la bille afin de valider la cohérence du calcul pour la valeur du paramètre  $\xi$  étudiée. Le tableau 4.2 montre la différence relative entre l'enfoncement théorique attendu en fonction du paramètre  $\xi$ . Nous constatons que, quel que soit le cas, l'erreur reste très faible.

$\xi$	0.05	0.1	0.3	0.5
Erreur sur l'enfoncement	0.9 %	0.7 %	0.5 %	0.8 %

Tableau 4.2 – Erreur sur l'enfoncement constatée en fonction du paramètre  $\xi$

Par ailleurs, le contrôle de l'énergie dissipée suivant la méthode présentée précédemment montre que l'impact sur le bilan d'énergie est inférieure à 0.02% pour  $\xi = 0.5$ . En conclusion, nous avons étudié d'un point de vue énergétique et validé cette valeur communément utilisée dans la littérature pour introduire un amortissement numérique dans les éléments périphériques du massif.

#### 4.2.6 Gestion du contact

La littérature fait état de différentes pratiques pour la gestion du contact. Le choix du coefficient de friction entre la grenaille et le massif a été fait sur la base d'un retour d'expérience du CREED (Centre de Ressources en Essais Dynamiques) de l'école Centrale de Nantes. Dans le cas du contact dynamique entre de deux matériaux métalliques ce coefficient est fixé à 0.06, valeur que nous retiendrons pour ce travail. D'autre part le contact est géré avec la méthode du contact rigide proposée par le logiciel Abaqus.

#### 4.2.7 Modélisation de la grenaille

La grenaille est modélisée à l'aide d'éléments tétraédriques de type C3D4 à un point d'intégration, choix principalement motivé par la géométrie sphérique des billes. Le modèle de bille parfaitement rigide est très souvent utilisé dans la littérature, permettant une modélisation simple et peu coûteuse des billes lorsque le modèle de comportement focalise toute l'attention des auteurs. Cependant ce choix n'est justifié que lorsque la limite d'élasticité de la bille est nettement plus élevée que celle du massif : un facteur 2 semble être le minimum [26], [96]. Or, dans le cas présent, le matériau à traiter a une limite d'élasticité particulièrement élevée, qui approche 1400 MPa à 20°C. De plus, la contrainte d'écoulement pourrait s'avérer plus importante en compression et en tenant compte de la contrainte visqueuse qui apparaît au cours d'une sollicitation dynamique.

Cette limite d'élasticité est à comparer à celle de la grenaille utilisée dans le cadre de ce travail, de l'ordre de 2000 MPa. Il n'est donc pas immédiatement justifiable d'utiliser un modèle rigide pour la bille. Une étude plus poussée a donc été menée. Précisons ici l'intérêt d'une telle étude : une hypothèse trop forte sur le comportement de la bille entraînerait une surestimation de la contrainte résiduelle générée. L'impact positif du grenailage sur la durée de vie en fatigue serait alors surestimé conduisant à un "anti-conservatisme", à banir dans le cadre de l'élaboration d'une pièce critique telle qu'un disque de turbine.

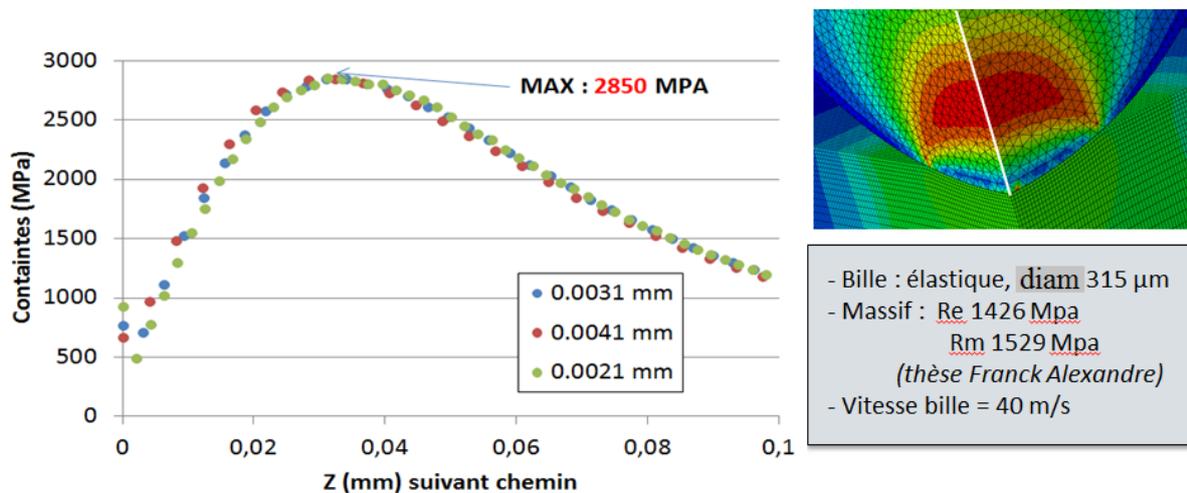


FIGURE 4.11 – Contrainte élastique de Von Mises maximale générée dans la bille au cours de l'impact, suivant le chemin repéré en blanc sur la figure de droite. Données matériau issues de la thèse de Franck Alexandre [2].

Un premier calcul mono-impact a donc été réalisé en considérant la bille comme purement élastique (figure 4.11). Les contraintes maximales constatées dans la bille (2850 MPa) sont nettement supérieures à la limite d'élasticité du matériau. Des déformations plastiques sont donc générées dans la grenaille au cours du procédé. Afin d'estimer plus finement ces déformations plastiques, on a étudié, pour différentes vitesses initiales et pour différentes limites d'élasticité de la bille, l'énergie dissipée sous forme de travail plastique dans la bille (comparée à son énergie cinétique initiale). Le comportement de la bille est élastoplastique "bi-linéaire" (figure 4.12), seule change la valeur de la limite d'élasticité. On définit par  $r$  le rapport de la limite d'élasticité de la bille sur celle du massif.

Nous constatons alors que dans la gamme de vitesses étudiées, et pour le rapport  $r$  de limites d'élasticité qui nous concerne ( $r = 1.4$ ), les déformations plastiques représentent environ 10% de l'énergie cinétique initiale de la bille. L'élément le plus déformé au cours du calcul donne moins de 3% de déformation plastique. Cette valeur est assez faible pour considérer que le comportement de la bille va tendre vers une adaptation purement élastique au cours du grenailage. Cette hypothèse se vérifie en pratique : le taux d'élimination des billes endommagées au cours du grenailage des pièces en Inconel 718 DA est faible. La conclusion de cette étude est qu'une description élastique du comportement de la bille

est appropriée pour la mise en place du modèle éléments finis.

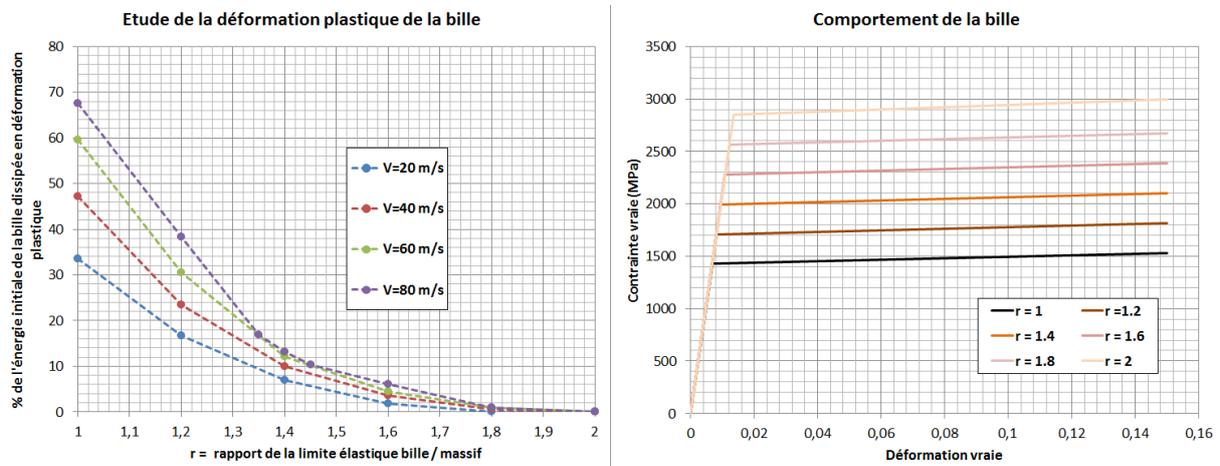


FIGURE 4.12 – Energie dissipée sous forme de travail plastique dans la bille en fonction du rapport  $r$ .

Néanmoins, il peut apparaître discutable de ne pas tenir compte du comportement visqueux de la bille alors que des efforts particuliers ont été faits pour identifier une loi de comportement élasto-visco-plastique pour le massif. En effet, lors d'une sollicitation à fort taux de déformation, la limite d'écoulement de l'acier augmente ce qui accroît de manière artificielle la valeur de  $r$ . Le comportement quasi statique nous donne une limite supérieure de l'énergie cinétique initiale de la bille transformée sous forme de déformation plastique en son sein.

Afin d'appuyer cette hypothèse d'une bille élastique, basée sur une étude numérique, des mesures de formes ont été réalisées sur des billes avant et après impact sur un massif. Les billes utilisées pour réaliser ces essais ont un diamètre de l'ordre du millimètre, choix qui se justifie afin de pouvoir observer et mesurer les indents plastiques avec précision. Bien que nettement plus grosses que les billes utilisées pour les essais de grenailage réalisés dans le cadre de cette thèse, cette étude donne un aspect qualitatif des déformations plastiques générées dans une bille en acier au cours du procédé. Dans un premier temps, une mesure de forme à la Machine à Mesurer Tridimensionnelles (MMT) a été réalisée sur une bille vierge de tout impact, dont le grade de précision est de 100. Ceci impose que la variation maximale sur le diamètre et la sphéricité est garantie inférieure à  $2.5 \mu m$ . Les résultats de cette mesure sont donnés en figure 4.13, et montrent que la tolérance sur la déformée est bien respectée.

Cette mesure a ensuite été réalisée sur une bille ayant été utilisée afin de générer un impact avec une vitesse incidente de  $65 m.s^{-1}$  à angle normal. On peut clairement voir apparaître sur la figure 4.14 deux zones où la tolérance de forme est dépassée. La bille a donc effectivement plastifié, la déformation apparaît sous forme d'une "facette". On peut expliquer que deux facettes se soient formées car la bille est venue percuter par rebond l'enceinte de confinement, pouvant créer à nouveau une facette de déformation plastique.

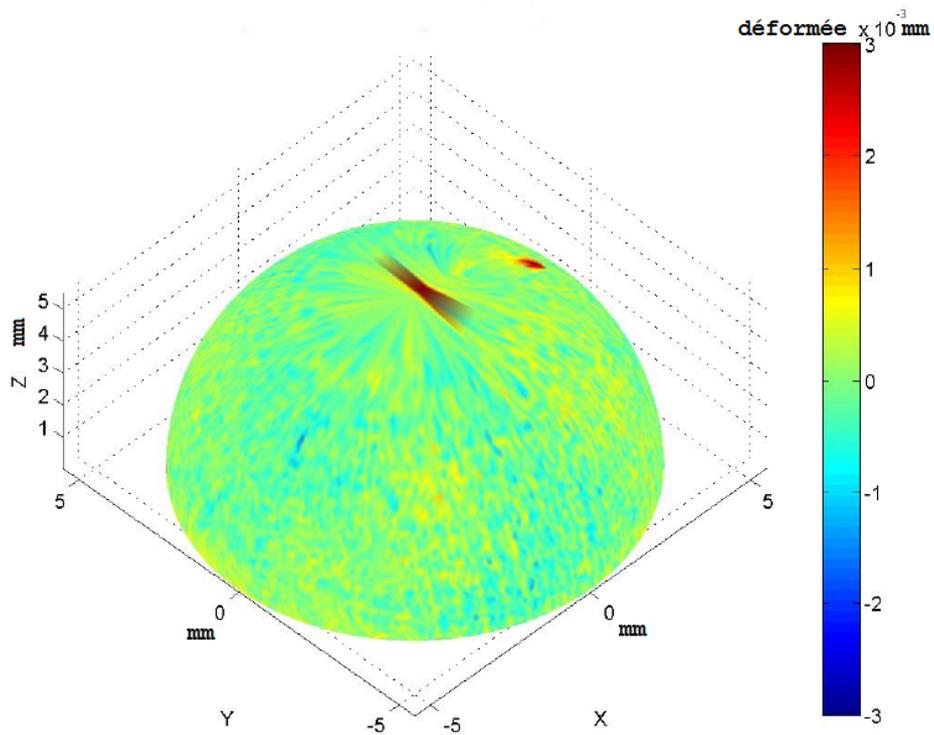


FIGURE 4.13 – Mesure de déformée sur une bille non impactée de 10 mm de grade 100 (demie-sphère).

Le protocole et les instruments utilisés pour les impacts sont détaillés dans la section 4.3.2.

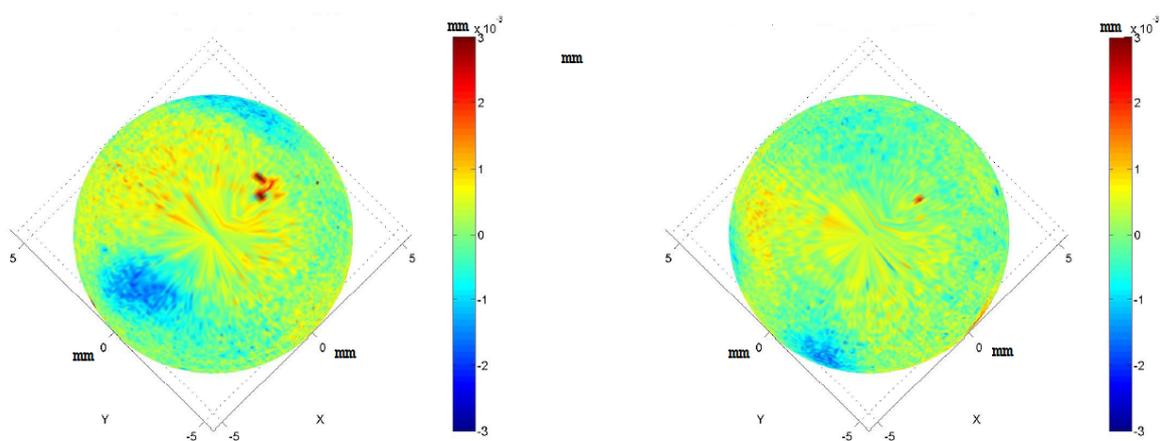


FIGURE 4.14 – Mesure de déformée sur une bille impactée de 10 mm de grade 100 (deux demies-sphères).

On présente ici, en anticipant sur le détail complet des hypothèses de modélisation

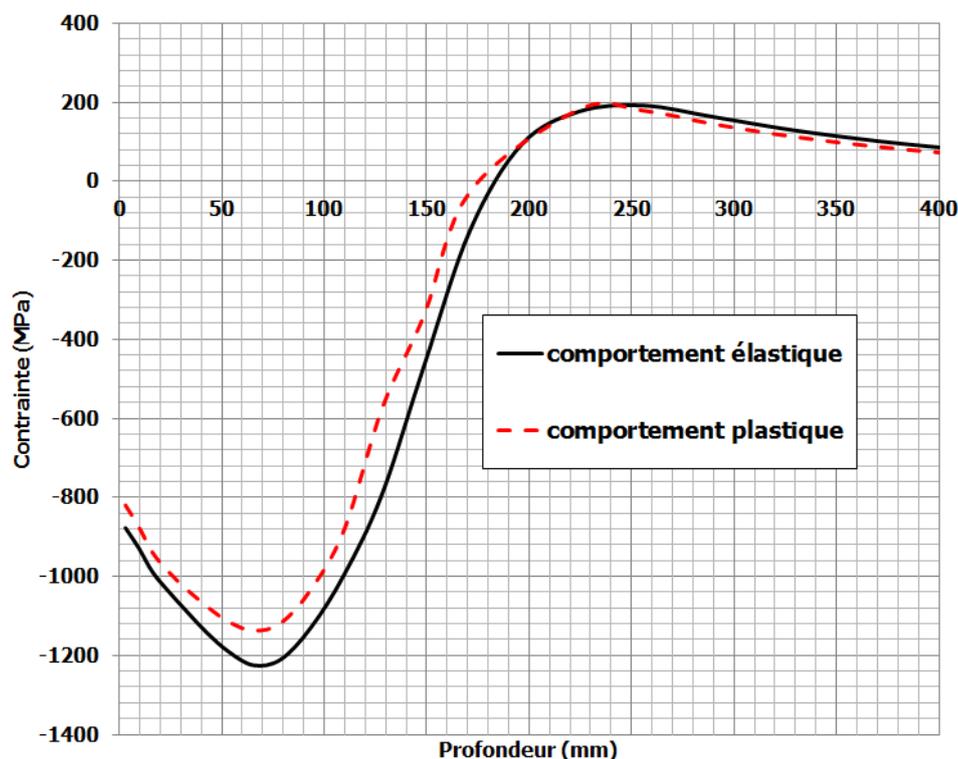


FIGURE 4.15 – Comparaison de deux profils numériques pour une simulation multi-billes - 75 billes, incidence normale, vitesse  $65 \text{ m.s}^{-1}$ .

(sections 4.2.8 et 4.2.9), deux calculs multi-billes réalisés dans le but de cerner finement l'influence que peut avoir le choix du comportement de la bille. La condition de grenailage F22-23A pour un taux de recouvrement de 125% est ici retenue, les billes ayant un angle d'incidence normal. Pour la première simulation, les billes ont un comportement purement élastique, proche d'un grenailage avec des billes ayant déjà servi. Pour la seconde, le comportement des billes est plastique, représentatif d'un grenailage avec des billes neuves. Une condition standard se situant, en toute logique, entre les deux profils de contraintes présentés figure 4.15. Les écarts les plus importants sont constatés au niveau du maximum de contraintes de compression, qui varie d'environ 5% entre ces deux cas extrêmes. Cette analyse complète nous amène à valider l'hypothèse d'un modèle élastique pour la grenaille pour nos conditions de travail (intensité, matériau, grenaille...)

#### 4.2.8 Contrôle numérique des paramètres procédé.

Dans le chapitre 1, nous avons mis l'accent sur l'imprécision qui règne en pratique pour l'évaluation de ces paramètres de contrôle. En conséquence, il est important de définir une méthode efficace afin de garantir l'équivalence des conditions de grenailage expérimentales et numériques. Les conditions de grenailage imposées sont données par deux grandeurs introduites dans le chapitre bibliographique : l'intensité Almen et le taux de recouvrement. La précision du modèle numérique proposé ici dépendra aussi de sa capacité à reproduire ces conditions. C'est l'objet de la présente section, qui détaille la

méthodologie mise en place pour le contrôle numérique du procédé.

### Stratégie pour l'évaluation numérique du taux de recouvrement

On se propose de comparer les trois méthodes de suivi du taux de recouvrement présentées au chapitre 1. Pour chaque méthode, on définit le critère de recouvrement total lorsque 98% de la surface impactée est effectivement recouverte. Le but de cette étude est de définir une méthodologie afin de d'évaluer avec précision le taux de recouvrement au sein de notre modèle numérique. La première méthode est la méthode analytique d'Avrami. Le taux de recouvrement  $A_c$  est alors donné par l'équation 1.27.

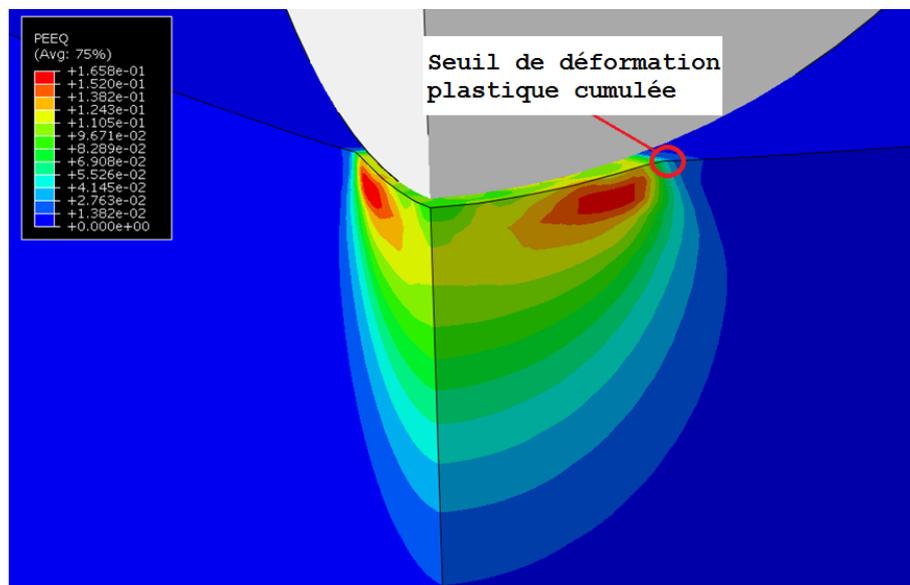


FIGURE 4.16 – Détermination du seuil plastique au cours d'un calcul mono-bille.

La deuxième méthode repose sur les travaux de Bagherifard et al. [7]. Une routine Matlab est mise en place afin de positionner aléatoirement les billes sur un massif. On projette sur la surface totale l'aire de l'indent plastique laissé par chacune des billes, les unes à la suite des autres. On calcule à chaque impact le taux de recouvrement en faisant le rapport de la surface recouverte par la surface totale. Cette stratégie sera identifiée par le terme "méthode Matlab".

La troisième et dernière méthode est inspirée des travaux de Gangaraj et al. [37]. Celle-ci, qualifiée de "méthode plastique", est basée sur l'analyse de la déformation plastique observée au cours de la simulation d'un impact unique de bille. A l'issue du calcul élastoplastique de cet impact, la bille laisse un indent plastique de rayon  $a$ . En périphérie de cet indent, la déformation plastique constatée est alors définie comme le seuil plastique de recouvrement, illustré figure 4.16. Ce seuil varie peu en fonction des conditions de grenailage, et vaut environ 0.035. Au cours d'une simulation multi-impacts les éléments de la surface du massif impactés sont considérés comme "recouverts" s'ils ont subi une déformation plastique supérieure ou égale à ce seuil. Le taux de recouvrement est alors

calculé comme le rapport du nombre d'éléments recouverts à un instant donné sur le nombre total d'éléments de la surface.

La distribution aléatoire des billes sur le massif est la même afin de comparer la deuxième et la troisième méthodes. La comparaison de ces trois approches, donnée en figure 4.17, a été menée en considérant un massif décrit par une loi élastoplastique de type Chaboche (chapitre 3.6) de diamètre  $2R$ , où  $R$  est le rayon de la grenaille utilisée. Les billes impactent le massif à vitesse constante fixée à  $65 \text{ m.s}^{-1}$ , avec une incidence normale par rapport à la surface du massif.

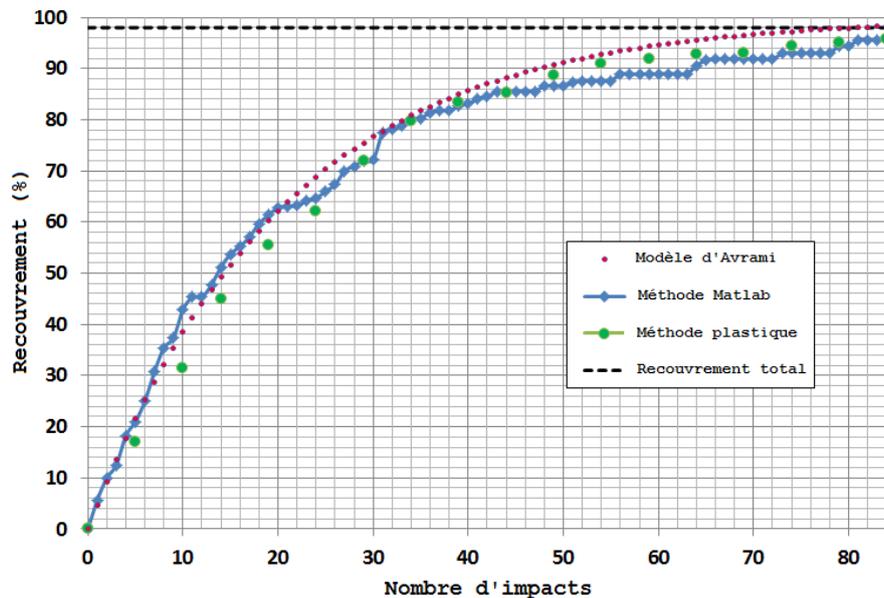


FIGURE 4.17 – Comparaison des trois méthodes d'évaluation du taux de recouvrement.

On constate que les trois méthodes donnent des résultats concordants et que le taux de recouvrement total est atteint pour un nombre de billes quasiment égal dans chaque cas. Conclusion est faite que ces méthodes peuvent être utilisées de manière indifférente. Pour des raisons pratiques, la méthode Matlab sera utilisée par la suite.

### Lien intensité Almen - Vitesse des billes

Dans le cadre de cette étude, un type unique de grenaille (S130-58HRC) a été utilisé pour effectuer tous les essais de grenailage, et ce sur la même grenailleuse. L'hypothèse sous-jacente est qu'une relation existe entre une intensité Almen donnée et la vitesse moyenne de la grenaille [77], tous les autres paramètres de la grenaille demeurants égaux par ailleurs.

Des mesures ont été effectuées dans le cadre du stage de Zaineb Iben Hassine pour confirmer ce postulat (figure 4.19). La vitesse moyenne des billes est d'abord mesurée à l'aide de l'outil de mesure Shotmeter G-3. Ce dispositif est composé d'un capteur et d'un

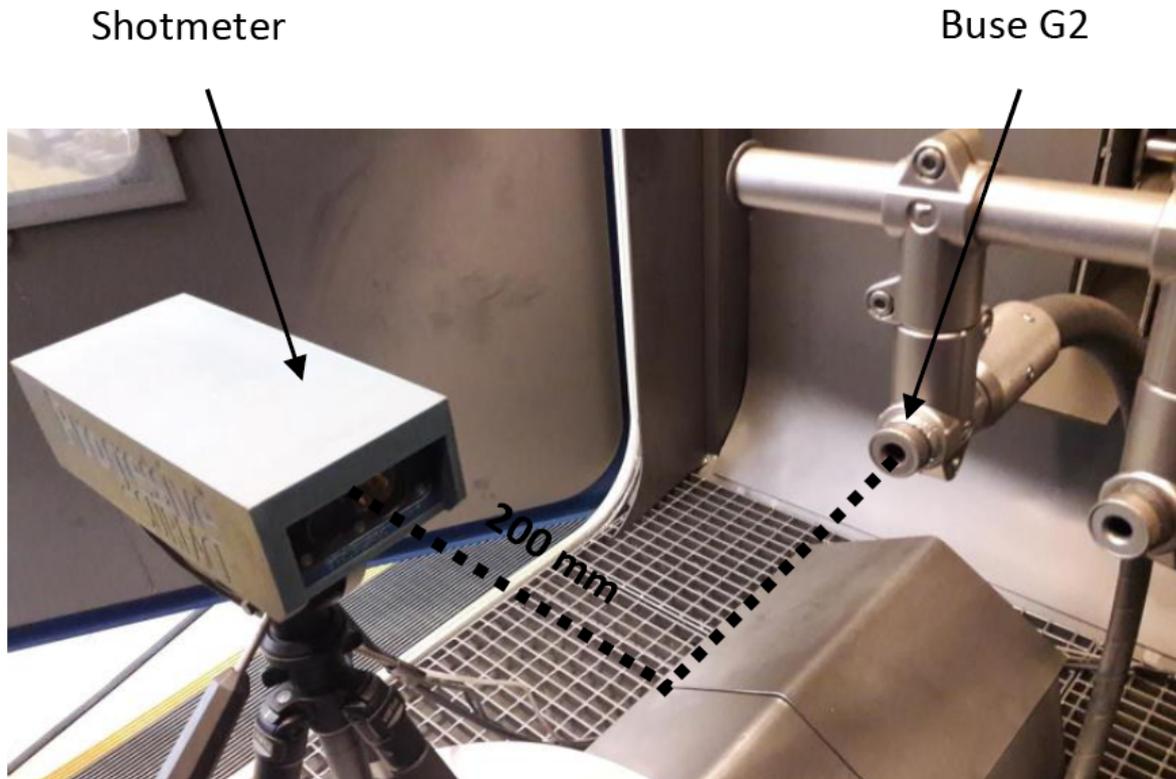


FIGURE 4.18 – Positionnement du capteur Shotmeter pour la mesure de la vitesse du jet de grenaille.

contrôleur relié à un ordinateur. Le capteur est placé perpendiculairement au jet de grenaille et à une distance de 200 mm. La mesure de la vitesse s'effectue à une distance de la buse représentative des conditions de grenailage d'une pièce. Pour trois types de grenaille, dont celle concernant ce travail, une relation linéaire est observée entre l'intensité Almen et la vitesse.

La courbe orange de la figure 4.19 a été utilisée pour établir la vitesse initiale moyenne des billes au cours de la simulation dans le modèle numérique afin d'atteindre l'intensité souhaitée. Les intensités considérées dans le cadre de cette étude sont traduites en termes de vitesse de bille dans le tableau 4.3. Cette vitesse est utilisée comme condition initiale pour le calcul numérique (voir section suivante). Les écart-types liés à ces mesures de vitesse de billes sont de 3 à 5  $m.s^{-1}$ .

#### 4.2.9 Variabilité du procédé

On se propose de tenir compte de la variabilité de certains paramètres du procédé dans le modèle numérique. En effet, le jet de grenaille est composé d'une assemblée de billes de diamètre et de géométrie a priori différents, impactant la surface de la pièce à des vitesses non uniformes en raison, notamment, des interactions entre les billes au sein du jet. Or, les résultats numériques sont toujours fournis pour des conditions (diamètre et vitesse de

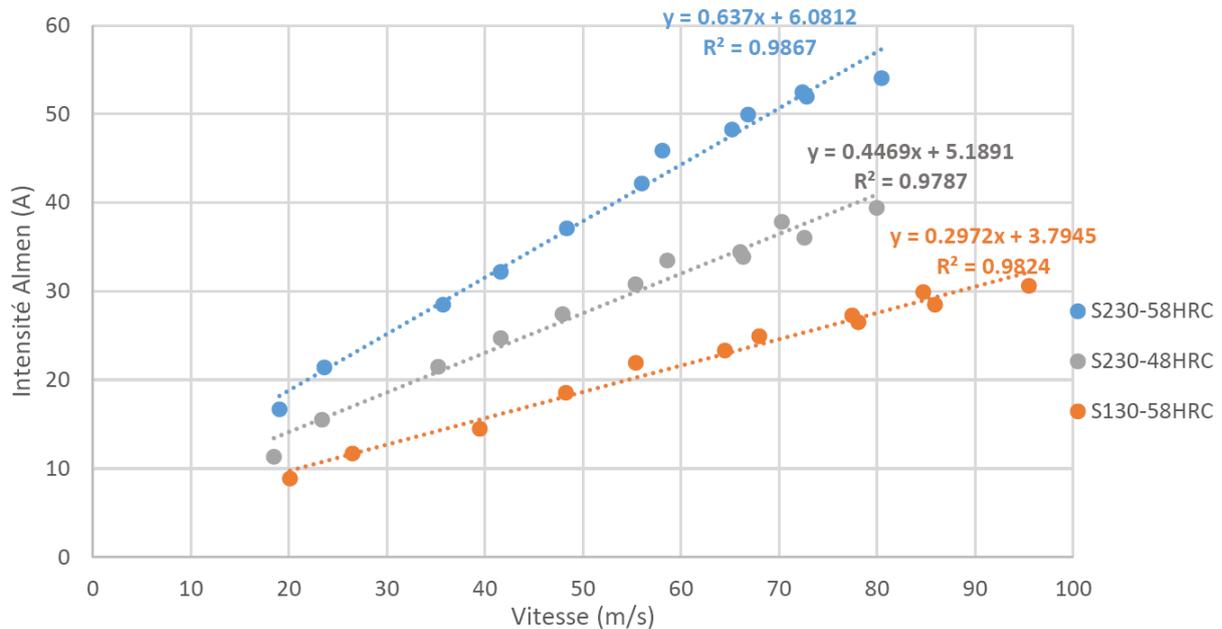


FIGURE 4.19 – Evolution de l'intensité en fonction de la vitesse moyenne des billes (mesures expérimentales) pour trois types de grenaille.

Intensité	F8-9A	F12-13A	F17-18A	F22-23A
Vitesse (m.s <sup>-1</sup> )	17	35	50	65

Tableau 4.3 – Correspondance des intensités Almen et vitesses de billes dans le cadre de ce travail

billes) constantes. On se pose la question de la pertinence d'une telle hypothèse. Cette étude se focalise sur deux paramètres, la vitesse initiale de la grenaille et son diamètre, et se décompose en deux phases. La première, présentée ici, consiste à caractériser la variabilité de ces deux paramètres au sein du jet. La seconde, présentée au chapitre 5, est une analyse de l'influence d'une telle variabilité sur les résultats du modèle et les apports d'une telle approche.

Des mesures expérimentales de tailles de billes ont été effectuées sur un lot de grenaille utilisé pour le grenailage des échantillons de cette thèse. La distribution suivant une forme gaussienne, une fonction normale a été identifiée, avec pour diamètre moyen  $345 \mu m$  et un écart-type de  $20 \mu m$  (figure 4.20). Le diamètre de chaque bille modélisée dans les calculs est généré en réalisant un tirage suivant cette fonction.

Les mesures de vitesses moyennes présentées précédemment ont également fourni des données sur la dispersion observée au sein du jet. Cette dispersion est inhérente au mode

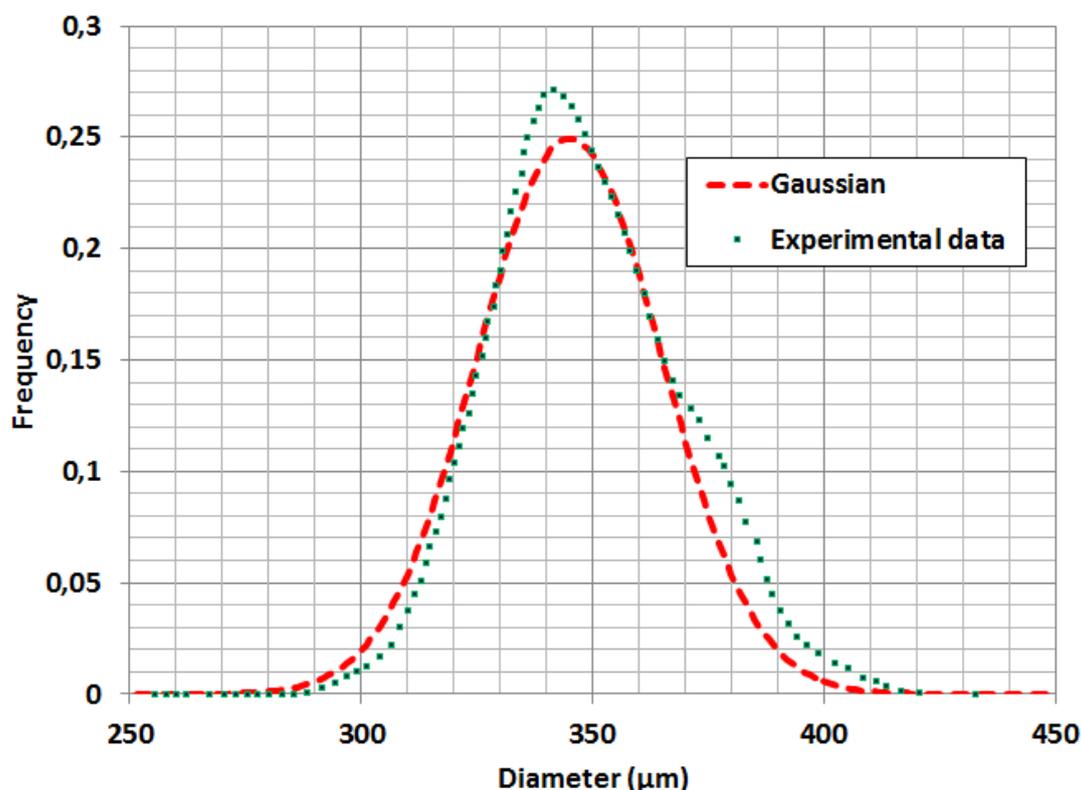


FIGURE 4.20 – Mesure et modèle de distribution de diamètres de grenaille (S130 58 HRC).

de propulsion des billes dans la buse (air sous pression), aux interactions entre les billes au sein du jet notamment. Ces mesures ont révélé un écart-type de 3 à 5  $m.s^{-1}$  sur la vitesse. A l'instar du diamètre des billes, leur vitesse initiale est générée avec une loi normale déterminée par une valeur moyenne et un écart-type issus des mesures.

### 4.3 Validation du modèle

Dans cette section, les résultats obtenus avec le modèle numérique sont discutés. Dans un premier temps, on s'intéressera à la comparaison de celui-ci avec des cas simples : le contact élastique de Hertz et une étude mono-impact menée spécialement dans le cadre de cette thèse. Les champs mécaniques fournis seront ensuite analysés dans le détail. La comparaison avec un modèle analytique sera enfin proposée et discutée.

#### 4.3.1 Contact élastique de Hertz

La validation élastique du calcul a été menée à partir des solutions analytiques développées par Hertz pour le contact sans frottement de deux solides sous incidence normale, décrites dans la section 1.2.3. On considère une bille en acier (module de Young 210 GPa) de rayon 1 mm, le module de Young du massif est de 70 GPa. Le tableau 4.4 reprend l'écart constaté entre la solution analytique de Hertz et le calcul numérique équivalent (pression maximale  $p_0$ , diamètre de l'indent  $a$  et la profondeur  $\delta$  lors de l'enfoncement

maximal).

	$p_0$ (MPa)	$a$ ( $\mu m$ )	$\delta$ ( $\mu m$ )
Théorique (Hertz)	11280	0.225	0.5088
Simulation	11390	0.228	0.499
Erreur (%)	1.0	1.3	1.9

Tableau 4.4 – Valeurs analytiques et simulées des caractéristiques de l'impact (maille 10  $\mu m$ ).

Sur la figure 4.21, on présente l'évolution de la pression  $p(r, z = 0)$  en fonction de la distance  $r$  au centre de l'impact (chemin horizontal) et la composante  $\Sigma_{zz}(r = 0, z)$  sous la zone d'impact en fonction de la profondeur (chemin vertical). Ces deux grandeurs sont tracées au moment de l'enfoncement maximal de la bille, et l'on compare les valeurs théoriques données par Hertz et les valeurs numériques. Nous pouvons constater que ces grandeurs sont reproduites de manière très satisfaisante. Nous pouvons maintenant poursuivre la validation de notre modèle en tenant compte du comportement élasto-viscoplastique du matériau.

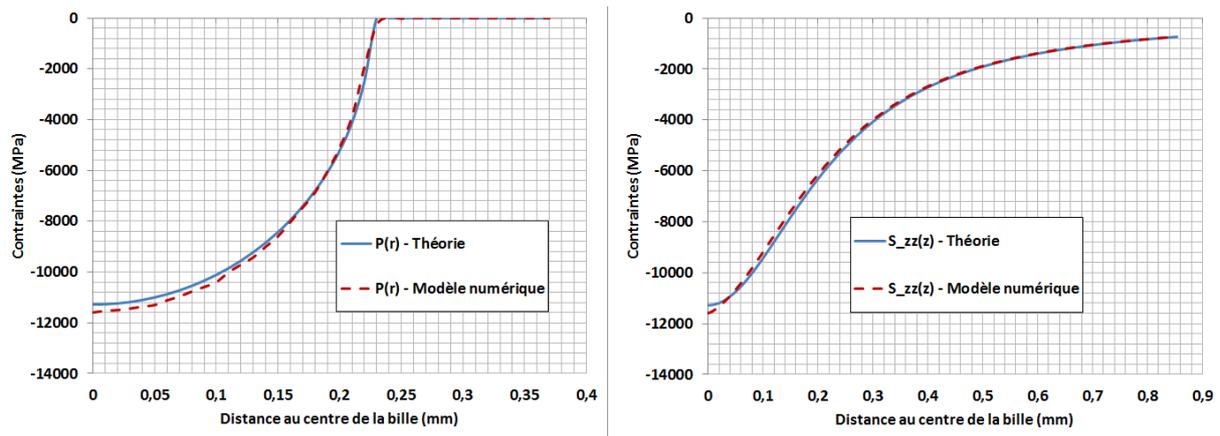


FIGURE 4.21 – Comparaison de la pression  $p(r, z = 0)$  et la composante  $\Sigma_{zz}(r = 0, z)$  à l'enfoncement maximal obtenues par la théorie de Hertz et la simulation.

### 4.3.2 Essais mono-impact

Dans le cadre de la validation du modèle numérique, une campagne d'essais mono-impact a été mise en place. Elle consiste en l'analyse de l'impact d'une bille unique sur une plaque, afin d'en extraire un certain nombre de données de nature géométrique (diamètre et profondeur de l'impact). Il s'agit d'une première étape de validation du modèle qui présente le précieux intérêt de connaître précisément les conditions d'impact d'une bille isolée (vitesse et angle d'arrivée, vitesse et angle de rebond, coordonnées d'impact...) ce qui n'est pas possible au cours du grenailage.

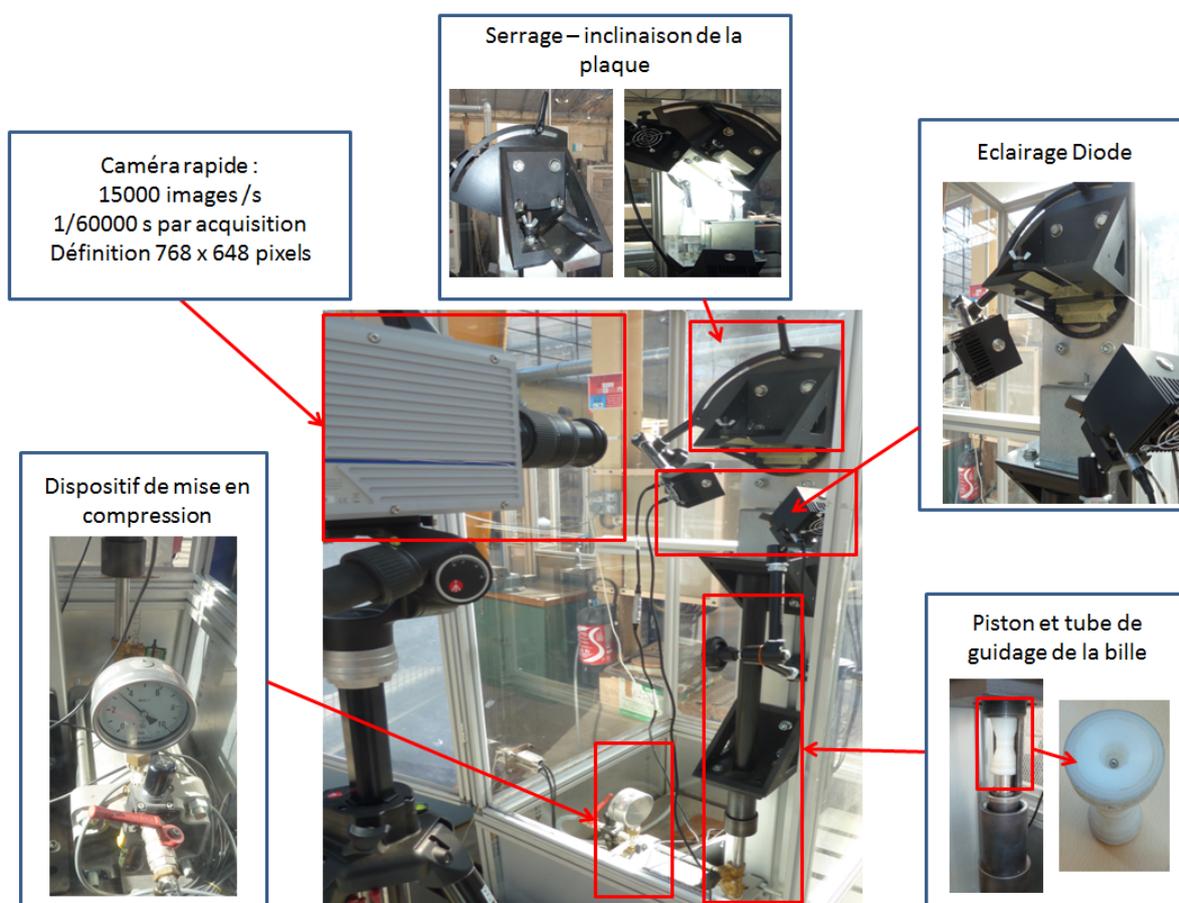


FIGURE 4.22 – Détail du montage du canon à bille pour essais mono-impact.

Ces essais ont été réalisés au laboratoire Mechanic, Surface and Materials Processing (MSMP) d'Aix en Provence. Le montage utilisé, développé et amélioré au sein même du laboratoire, est présenté en figure 4.22. Il est constitué d'un réservoir d'air sous pression permettant de projeter un piston inséré dans un tube de guidage. Dans ce piston est placé la bille, d'un diamètre de 0.5 à 10 mm, qui viendra impacter la cible. Celle-ci est placée dans l'alignement du tube de guidage, serrée dans un système pivotant permettant de contrôler l'angle d'incidence de la bille (le tube de guidage est quant à lui fixe). Une caméra rapide effectuant 50000 images par seconde est utilisée pour réaliser une acquisition

vidéo de l'impact.

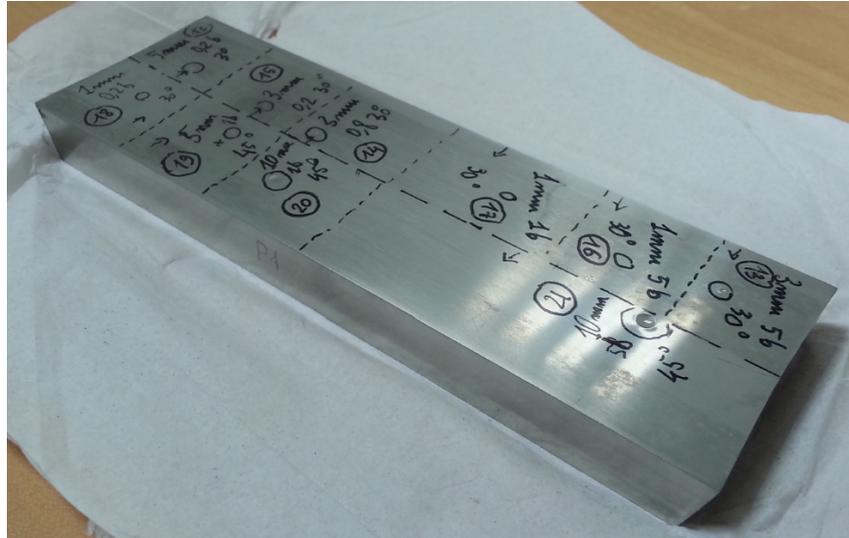


FIGURE 4.23 – Bloc de matière utilisé pour les essais mono-impact (150 x 50 x 30 mm).

Les essais sont pilotés en pression initiale du compresseur. La vitesse incidente effective et la vitesse de rebond de la bille sont mesurées à l'aide des acquisitions faites par caméra rapide. Il en est de même pour l'angle d'incidence qui est mesuré précisément au moment du contact de la bille. Les données image par image sont traitées à l'aide du logiciel Tracker. Cette analyse fournit toutes les informations sur les conditions de l'impact qui seront prises comme conditions initiales dans le modèle numérique. La cible est un bloc massif d'Inconel 718 issu du disque de turbine étudié dans le cadre de ce travail. Ses dimensions sont de 150 x 50 x 30 mm<sup>3</sup> et garantissent l'hypothèse de massif semi-infini. La surface du bloc a été polie afin d'obtenir un paramètre de rugosité  $R_a \leq 0.2$ . Chaque impact sur la surface de la cible est espacé de 25 mm ; un aperçu de la matière impactée est donné figure 4.23.

	angle d'impact		
Diamètre	0°	30°	45°
5 mm		x	
10 mm	x	x	x

Tableau 4.5 – Conditions des essais réalisés. L'angle est exprimé par rapport à la normale de la surface impactée, la pression est de 5 bars pour tous les essais.

Les cratères laissés par chaque bille au cours des différents impacts sont mesurés au microscope 3D. Une cartographie dans l'espace est dressée, sous la forme d'un ensemble de points dans l'espace  $(x,y,z)$ . Un exemple de mesure en fond de cratère est donné en figure 4.24. En parallèle de ces mesures, une simulation de l'impact dans les mêmes conditions est réalisée. La position des points des noeuds de la surface du massif est également

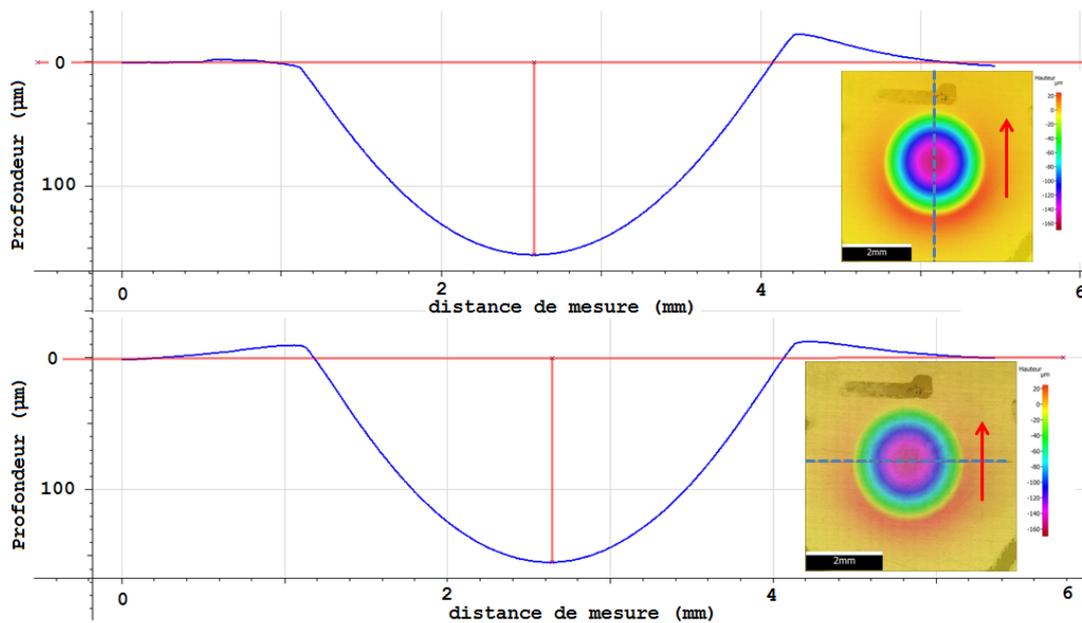


FIGURE 4.24 – Mesure en fond de cratère effectuée au microscope 3D sur un impact de bille à  $45^\circ$ . Le trait pointillé représente le chemin de mesure et la flèche rouge l'orientation de l'impact.

extraite sous la forme d'un nuage de points dans l'espace. Les deux surfaces sont ainsi comparées pour les trois lois de comportement considérées dans le cadre de ce travail.

Les mesures de cratères d'impacts réalisés avec des billes de gros diamètre et avec une pression importante s'avèrent les plus précises. En effet le calcul de la vitesse initiale de la bille repose sur une distance étalon. Dans le cas des billes de diamètre 5 et 10 mm, la bille est assez grosse pour servir de référence de longueur (figure 4.25). Pour les diamètres inférieurs, un décimètre est placé dans le champ de la caméra et fixe les distances. Cependant, le montage ne permet pas de placer cet étalon strictement dans le plan de la bille et une incertitude sur la vitesse initiale demeure. D'autre part, les cratères laissés par les billes de 1 à 3 mm sont de l'ordre de quelques microns, se rapprochant de la limite de précision du microscope. Ainsi, bien que les essais couvrent des plages de pressions allant de 0.2 à 5 bars et de diamètres de bille de 1 à 10 mm, seule la pression de 5 bars et les diamètres de 5 et 10 mm sont considérés dans le cadre de cette étude. Ces conditions d'essais sont résumées tableau 4.5.

Nous présentons en détail la comparaison des mesures expérimentales des cratères avec la simulation. Numériquement, ce profil est réalisé le long d'un chemin comme illustré figure 4.26 pour être confronté au profil dressé au microscope.

La figure 4.27 se place dans le cadre d'un essai réalisé avec une bille de 10 mm propulsée avec une pression initiale de 5 bars sous incidence normale. La vitesse incidente réelle mesurée est de  $65 \text{ m.s}^{-1}$ , pour un angle incident de  $0.5^\circ$  par rapport à la normale à la surface de la plaque. La profondeur des cratères numériques dans le cas des mo-

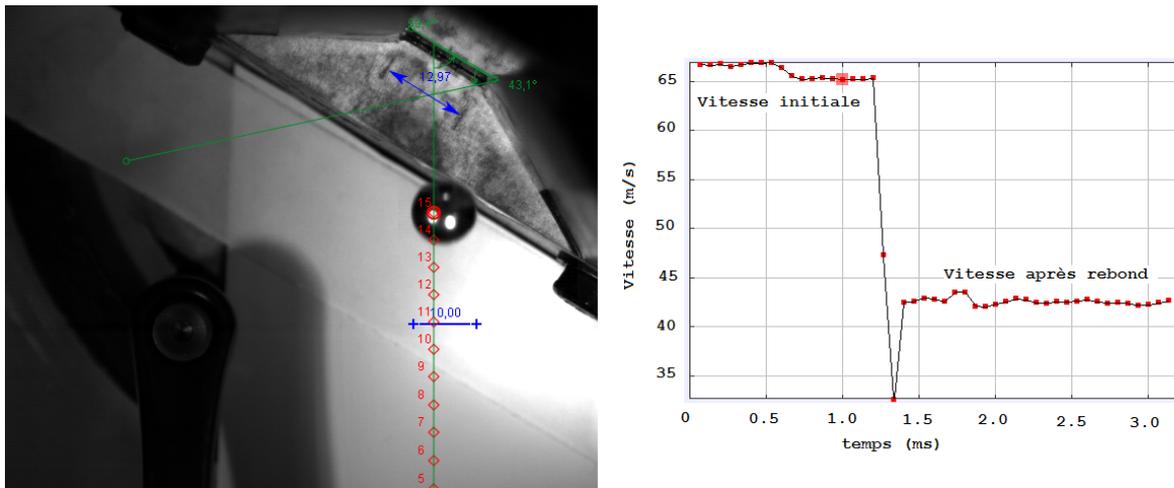


FIGURE 4.25 – Capture à la caméra rapide de l'arrivée de la bille (10 mm) sur la cible. Ici la bille sert d'étalon de longueur pour le calcul de sa vitesse.

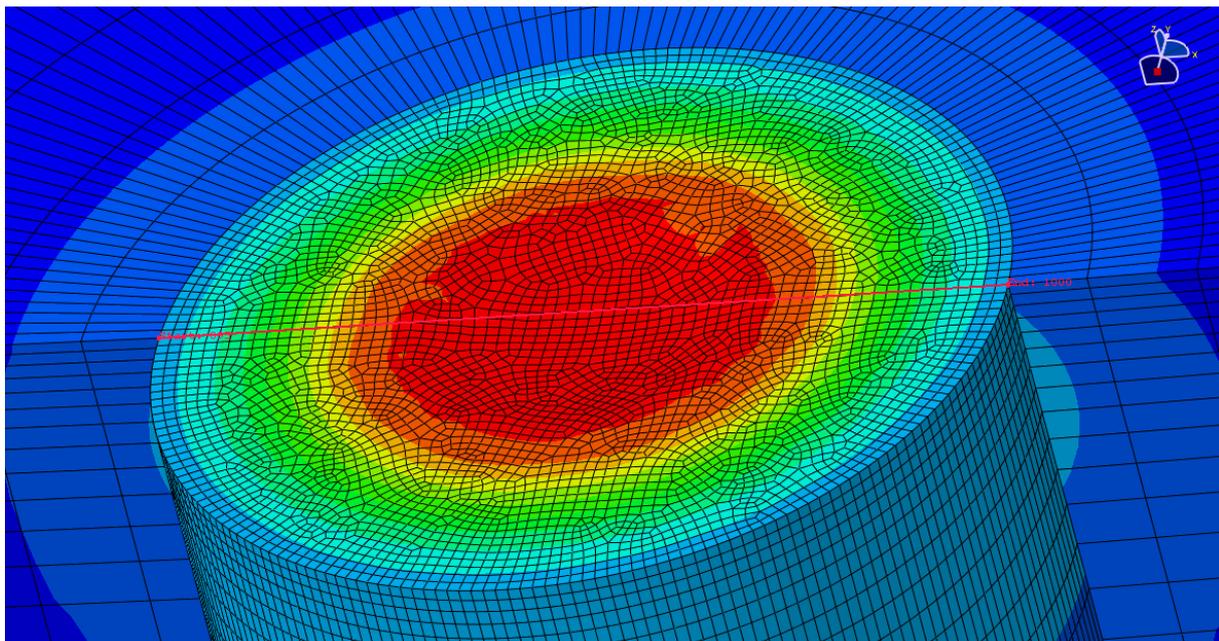


FIGURE 4.26 – Aperçu du modèle numérique pour la simulation mono-impact et du chemin d'extraction du profil du cratère.

dèles élasto-visco-plastique et de Johnson-Cook sont fidèles à l'expérience. Dans le cas du modèle élastoplastique, la profondeur prédite est nettement supérieure. Ceci s'explique simplement par le fait que cette loi ne tient pas compte de la contrainte visqueuse.

Les comparaisons pour les quatre cas étudiés révèlent que la profondeur obtenue par le calcul a tendance à surestimer systématiquement la mesure, bien que le modèle de Johnson-Cook parvienne à être en meilleur accord. Les écarts constatés sont de l'ordre

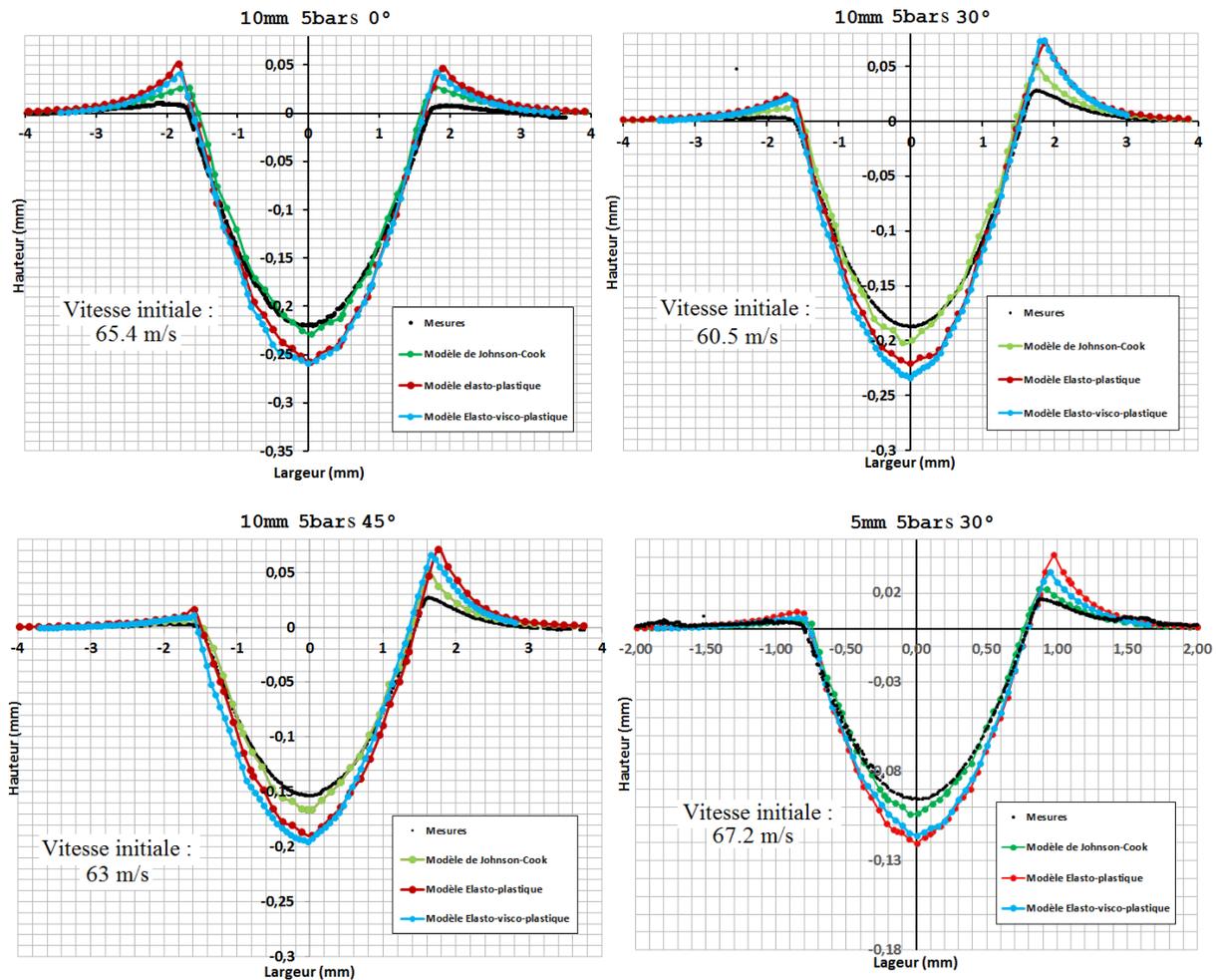


FIGURE 4.27 – Comparaison des mesures expérimentales et numériques du cratère laissé par un impact de bille pour les conditions testées.

de 10 à 15 %. On remarque de plus que la hauteur des bourrelets numériques est plus importante que l'expérience, quel que soit le modèle de comportement ou la condition d'essai considérés. La bonne répétabilité des essais mono-impacts qui a pu être constatée indique que les écarts sont plutôt à imputer au modèle. De tels écarts sont également constatés dans les travaux expérimentaux menés par Cochenec et al. [19]. Les auteurs observent en effet que, malgré une bonne corrélation du modèle avec la théorie de Hertz, la prédiction élastoplastique du modèle numérique mono-impact surestime les dimensions de l'impact plastique. Il semble nécessaire d'étendre les tests de validation du modèle sur d'autres cas que le simple contact élastique.

Notons ici que la nature du chargement ne permet pas ici de distinguer les effets cinématiques et isotropes de la loi de comportement. Il semble que l'identification des modèles de comportement soit correcte au regard de ces résultats. Néanmoins, un chargement plus complexe est nécessaire afin de discriminer plus finement chaque loi.

### 4.3.3 Comparaison avec un modèle analytique

Nous comparons ici les résultats obtenus avec le modèle analytique mis en place par Guechichi [44] détaillé section 1.2.3, basé sur la méthode élastoplastique simplifiée, et les résultats obtenus avec le modèle numérique. On se donne pour cela une condition de grenailage, d'intensité F22-23A pour 100 % de taux de recouvrement. Pour une telle intensité, les mesures réalisées sur le jet de grenaille révèlent une vitesse moyenne de billes de  $65 \text{ m.s}^{-1}$ . La grenaille utilisée a un diamètre de  $345 \mu\text{m}$ .

Les résultats sont donnés figure 4.28. Constat est fait, qu'en termes de contraintes, les deux modèles coïncident parfaitement sur le maximum de contraintes résiduelles de compression et la profondeur de retour à contraintes nulles. Néanmoins, le modèle analytique prédit des contraintes résiduelles constantes sur l'épaisseur du massif grenailée, inhérent ses hypothèses, ce que l'on sait être peu réaliste d'après les mesures effectuées. La contrainte en surface est égale au maximum de contrainte de compression, et est donc surestimée. On mentionnera que cet aspect du modèle a été amélioré par Khabou [59].

Les profils de déformations plastiques sont quant à eux très différents quantitativement. Le modèle numérique prévoit un équivalent de déformation plastique de l'ordre de 15 à 20 % en surface contre seulement 3.5 % pour le modèle analytique. Ces valeurs sont très éloignées de celles usuellement constatées après grenailage. Ceci s'explique simplement parce que le modèle analytique ne considère strictement que la partie incompatible des déformations générées par le grenailage.

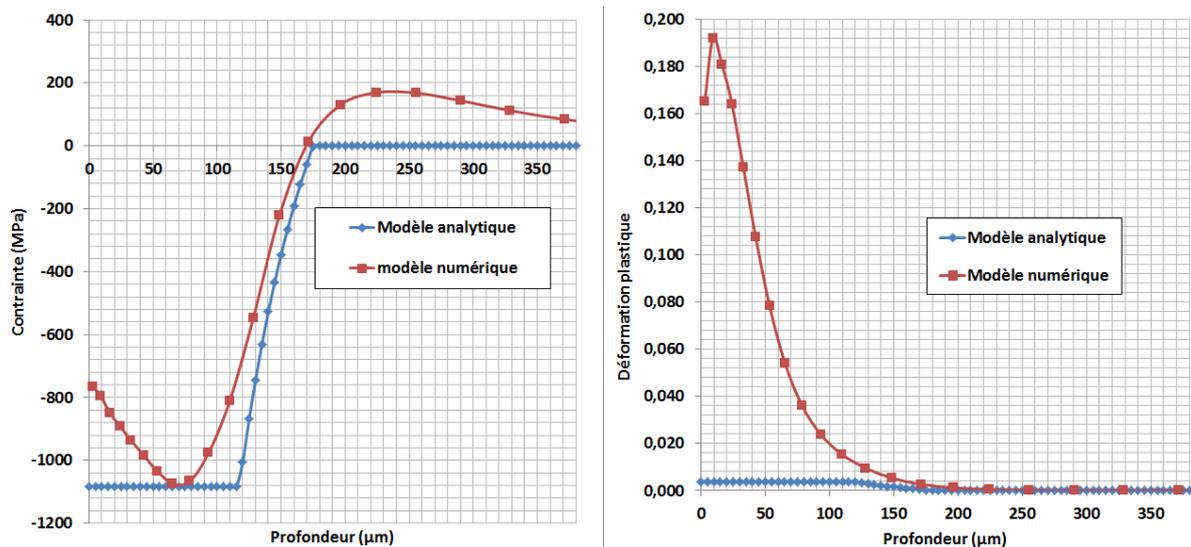


FIGURE 4.28 – Comparaison du modèle analytique de Guechichi [44] et du modèle numérique. Intensité F22-23A, taux de recouvrement 100 %.

On concluera cependant que le modèle analytique s'avère un outil efficace et surtout extrêmement rapide au regard du modèle numérique pour estimer le niveau de contraintes résiduelles et la profondeur affectée pour une condition de grenailage donnée. En effet,

les résultats sont fournis de manière instantanée alors que plusieurs jours sont nécessaires pour le modèle numérique. En revanche le modèle analytique ne fournit que la partie incompatible des déformations plastiques, c'est à dire la seule partie des déformations plastiques responsables de la génération des contraintes résiduelles. L'écrouissage supplémentaire lié à la déformation compatible n'est pas décrit.

#### 4.3.4 Comparaison du modèle avec l'expérience

En préambule de la comparaison du modèle avec les mesures de grenailage menées par DRX, nous présentons ici la méthode d'analyse des résultats numériques. Comme détaillé précédemment, la zone impactée par les billes sur le massif est un cylindre. Les grandeurs mécaniques d'intérêt (contraintes résiduelles, écrouissage) sont analysées pour chacune des couches d'éléments qui constitue ce cylindre. L'épaisseur des couches est donc de l'ordre de  $10\ \mu\text{m}$ , ordre de grandeur de la profondeur affectée par les rayons X dans les conditions de mesure détaillées dans le chapitre précédent. Ainsi, la cohérence entre les valeurs numériques et expérimentales est respectée. Pour une couche considérée, la grandeur d'intérêt est moyennée au point d'intégration de tous les éléments. On obtient ainsi une valeur du profil numérique correspondant à la profondeur de la couche. La méthodologie d'extraction, dans le cas des contraintes résiduelles, est schématisée sur la figure 4.29.

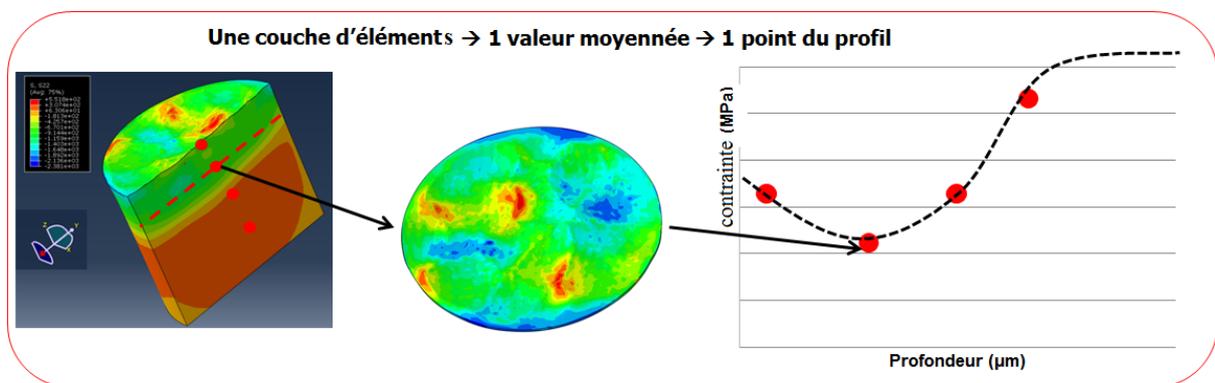


FIGURE 4.29 – Illustration de la méthodologie d'extraction des résultats numériques.

Cette manière d'analyser les résultats numériques, utilisée par plusieurs auteurs [63], [38], [82], nécessite de choisir avec soin le rayon du cylindre afin d'être représentatif du grenailage. Une comparaison des profils moyennés a donc été menée sur des cylindres de rayons  $R$ ,  $1.5R$  et  $2R$ , où  $R$  est le rayon de la grenaille. Ces résultats, présentés figure 4.30 montrent que pour un cylindre d'étude de rayon  $R$  le profil de contraintes moyennées présente des fluctuations qui n'apparaissent pas pour les deux autres profils. Pour ce même rayon, on constate également que le maximum de contraintes résiduelles est nettement plus marqué. Ces observations suggèrent qu'un cylindre d'étude de seulement  $1R$  est trop restreint pour étudier un état mécanique homogène après simulation du grenailage. On veillera à respecter un rayon d'au moins  $1.5R$  pour la suite de ce travail.

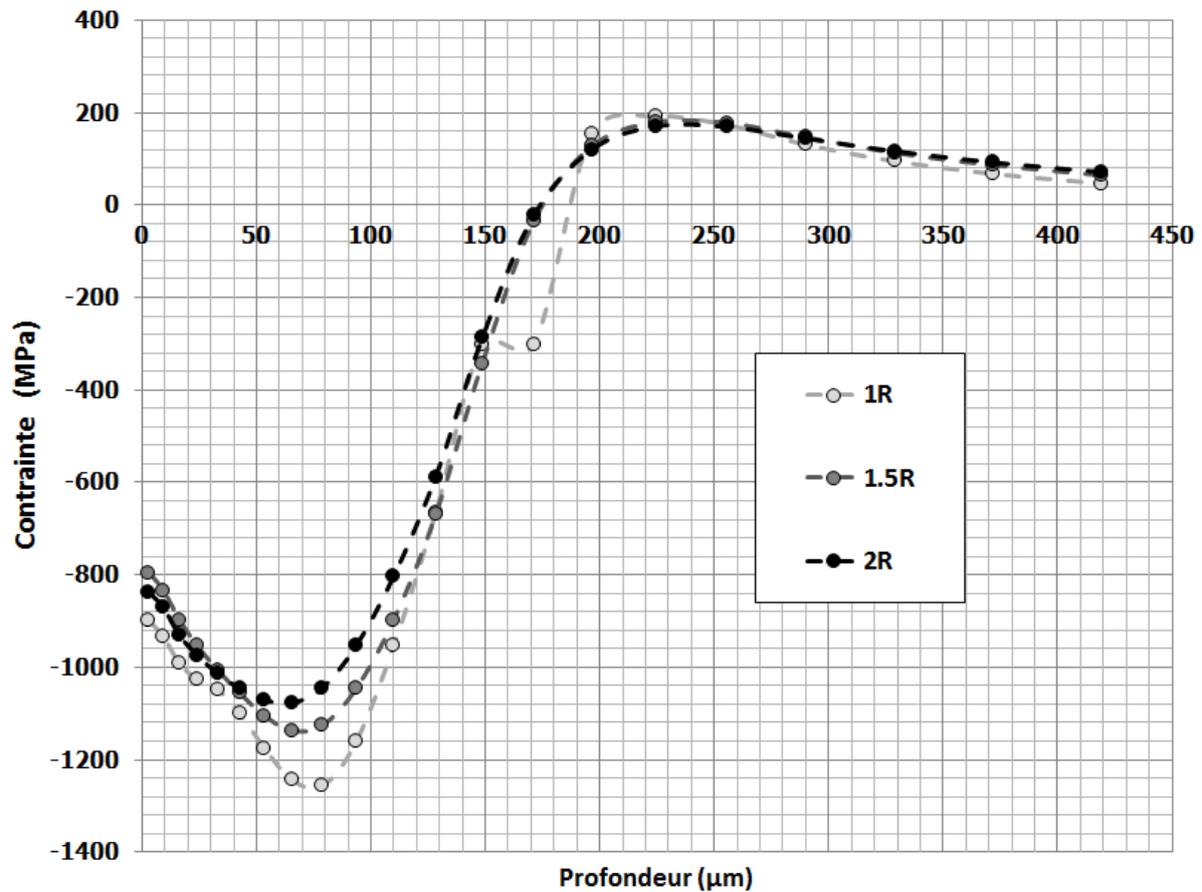


FIGURE 4.30 – Comparaison de résultats numériques pour 3 tailles de cylindre d'étude. Conditions de grenailage F22-23A, 100% de taux de recouvrement.

### Matrice d'essais numériques

Pour la suite, nous présentons conjointement les profils numériques et expérimentaux de contraintes résiduelles et d'écroissage. Nous rappelons que l'écroissage expérimental est obtenu à partir de la méthode de calibration expliquée au chapitre 3 et que d'un point de vue numérique, l'écroissage est associé à la déformation plastique équivalente  $\varepsilon_{peq}$  (section 3.2.2). Le tableau 4.6 détaille l'ensemble des conditions testées afin de corréliser le modèle. Lorsque cela n'est pas précisé, on utilise implicitement le modèle élasto-viscoplastique pour décrire le comportement du matériau.

Les calculs ont été réalisés en grande partie sur le ordinateur de l'université de Reims, Roméo. Le temps de calculs dépend de la vitesse initiale de la grenaille et du taux de recouvrement, et s'étend de quelques jours à deux semaines. Le temps moyen est estimé à environ 6 jours. L'ensemble de la campagne numérique représente environ 30000 heures de calculs.

Taux de recouvrement →	65%			125%			200%		
Comportement →	EVP	EP	JC	EVP	EP	JC	EVP	EP	JC
F12-13A	DA	NI	NI	DA	NI	NI	DA	NI	NI
F17-18A	NI	NI	NI	NI	NI	NI	DA	NI	NI
F22-23A	DA GG	DA	DA	DA GG	DA	DA	DA GG	DA	DA

Tableau 4.6 – Matrice d’essais numériques. EVP : élasto-visco-plastique, EP : élastoplastique, JC : Johnson-Cook, DA : microstructure *Direct Aged*, GG : microstructure modifiée à gros grains, NI : non investigué.

### Influence de la loi de comportement

Nous comparons ici les résultats expérimentaux obtenus avec la simulation, pour les trois lois de comportement identifiées. Pour cela, nous fixons la condition de grenailage à une intensité de F22-23A pour 125% de taux recouvrement ; les résultats sont présentés figure 4.31. Les mesures de contraintes ici présentées regroupent divers taux de recouvrement, de 65 à 400 %. Les observations du chapitre précédent nous ont permis en effet de conclure que pour cette intensité, le taux de recouvrement n’avait pas d’influence en termes de contraintes résiduelles. Le faisceau en pointillé représente l’enveloppe des mesures. En revanche, le profil d’écroutissage est donné uniquement pour un taux de recouvrement de 125 %.

D’un point de vue numérique, les calculs reposent sur une distribution de position de diamètre et de vitesse unique. Ainsi, la variabilité due à la définition probabiliste du modèle n’intervient pas ici, seule l’influence de la loi de comportement est analysée.

On remarque tout d’abord que le modèle de Johnson-Cook prédit des contraintes résiduelles nettement plus élevées que l’expérience et les autres modèles de comportement. La contrainte résiduelle de compression atteint -1400 MPa, soit une différence de 25% avec les mesures. On peut ici avancer l’explication que le modèle de plasticité de Johnson-Cook est purement isotrope. Les impacts répétés des billes sur le massif ont donc progressivement augmenté la limite d’élasticité du matériau, jusqu’à des niveaux qui ne sont plus réalistes. L’intérêt de tenir compte des aspects cinématiques apparaît clairement ici. Bien que la loi donne des résultats satisfaisants sur les essais mono-impact, elle est mise en défaut lorsque des phénomènes cycliques apparaissent. De plus, le retour à contraintes nulles se fait à une profondeur plus faible par rapport à l’expérience.

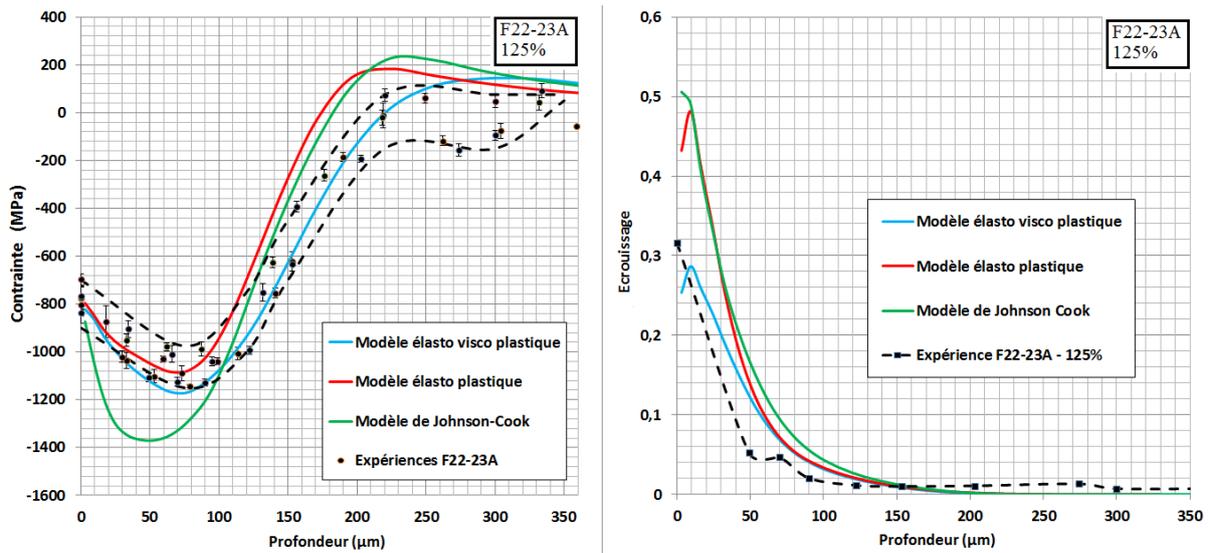


FIGURE 4.31 – Profils de contraintes résiduelles et d'écouissage pour les 3 lois de comportement identifiées. Comparaison avec les mesures effectuées sur pions grenailés pour une intensité de F22-23A. Les lignes pointillées matérialisent le faisceau expérimental.

Le modèle élastoplastique fournit des valeurs tout à fait satisfaisantes de la contrainte en surface et de la contrainte maximale en compression. On observe néanmoins un retour prématuré à contraintes nulles, à l'instar du modèle de Johnson-Cook ; l'écouissage prédit sur-estime largement les valeurs expérimentales. L'explication proposée ici est la non prise en compte des aspects visco-plastiques, importants durant le procédé. Le modèle élasto-visco-plastique, intégrant à la fois des aspects cinématiques et isotropes, se positionne de manière très satisfaisante vis-à-vis de la contrainte et de l'écouissage obtenus avec l'expérience. Nous ne considérerons donc que ce modèle de comportement pour la suite de l'étude.

### Influence du taux de recouvrement

La comparaison du calcul et de l'expérience est maintenant menée à intensité Almen fixée. Dans un premier temps, celle-ci est fixée à F12-13A. Les mesures avaient relevé au chapitre 3 qu'il était difficile de faire un lien clair entre le taux de recouvrement et la forme du profil de contraintes résiduelles ; cette tendance est également perçue sur les résultats numériques, ce que présente la figure 4.32. La correspondance entre l'expérience et le calcul est très satisfaisante pour les profils à 65 % et 200 %, mais des différences importantes sont notées pour le profil à 125 %. Une explication possible est le caractère non stabilisé de l'état mécanique après grenailage pour cette intensité, qui induit une importante variabilité dans les résultats du procédé. On retiendra qu'il est délicat de travailler à cette intensité Almen pour tirer de solides conclusions.

La difficulté à reproduire correctement les valeurs expérimentales est nettement perceptible en termes d'écouissage à cette intensité de F12-13A (figure 4.33). Sauf pour les

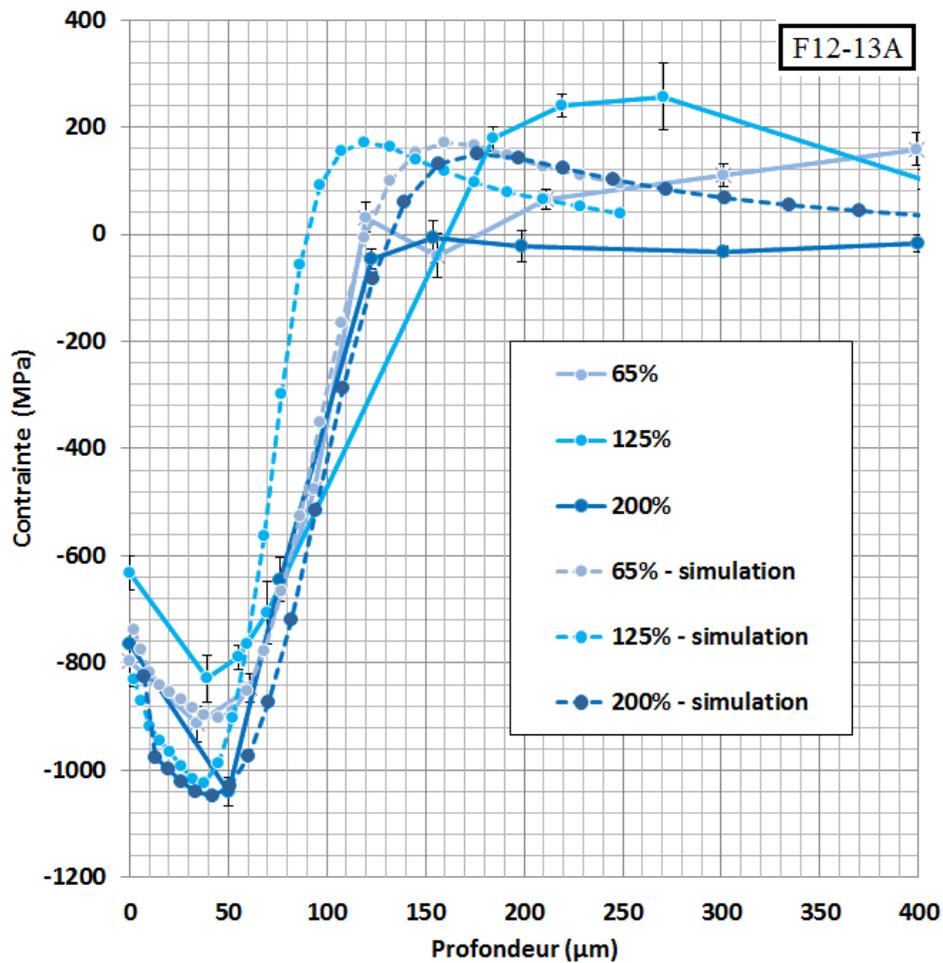


FIGURE 4.32 – Profils numériques de contraintes résiduelles pour différents taux de recouvrements - intensité F12-13A (modèle élasto-visco-plastique). Comparaison avec l'expérience (taux de recouvrement de 65 à 200 %).

faibles taux de recouvrement, la valeur prédite par le modèle est au-dessus de la valeur expérimentale. Ceci est d'autant plus marqué que l'on se rapproche de la surface. Le caractère très variable des résultats expérimentaux invitent à nouveau à la prudence pour tirer des conclusions sur la capacité du modèle à reproduire l'expérience. On cherchera davantage à travailler avec une intensité Almen plus forte.

On poursuit donc cette étude en se fixant maintenant à une intensité Almen de F22-23A, tout en faisant varier le taux de recouvrement. L'analyse des résultats expérimentaux a montré que pour cette intensité, le taux de recouvrement influe très peu sur les profils de contraintes résiduelles. Afin de vérifier si le modèle numérique était en mesure de reproduire cela, nous avons réalisé une série de trois calculs pour des taux de recouvrement de 65, 125 et 200 %. Ces simulations sont comparées au faisceau expérimental des mesures effectuées pour cette intensité (figure 4.34). On ne constate pas d'évolution marquante des profils numériques de contraintes résiduelles. La contrainte surfacique demeure stable ; la profondeur affectée et la contrainte maximale de compression fluctuent légèrement sans

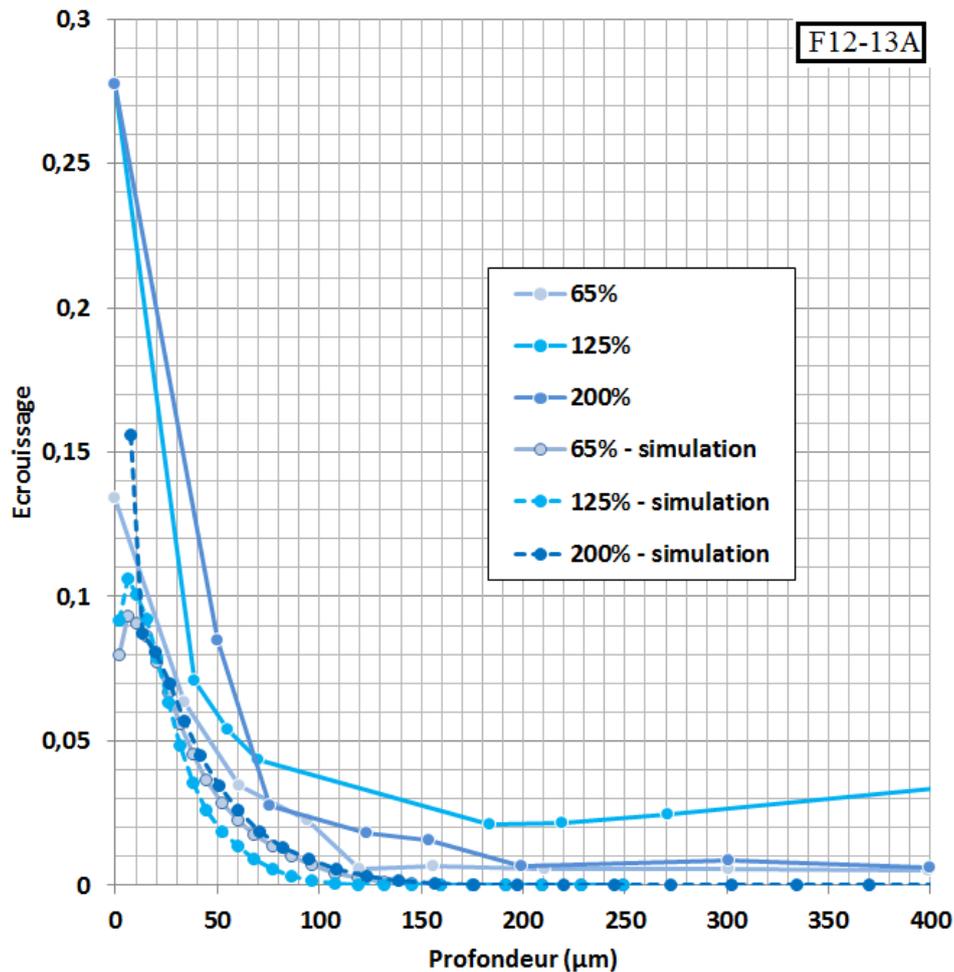


FIGURE 4.33 – Profils numériques d'écroissage pour différents taux de recouvrement - intensité F12-13A (modèle élasto-visco-plastique). Comparaison avec l'expérience (taux de recouvrement de 65 à 200 %).

lien direct avec le taux de recouvrement. On peut conclure ici que le modèle reproduit bien l'expérience.

L'analyse de l'écroissage pour ces trois taux de recouvrement est donnée sur la figure 4.35. La simulation s'avère la plus éloignée de la mesure pour le taux recouvrement le plus faible, la première surestimant cette dernière. Pour les taux de recouvrement de 125 et 200 %, le modèle est nettement plus fidèle, mais des différences persistent en surface où les mesures de l'écroissage sont au-dessus de la simulation. L'écroissage mesuré est parfois supérieur de 0.1 point. Néanmoins après quelques dizaines de microns, modèles et expérience sont en très bon accord. Les différences constatées ont un poids important étant donné que la relaxation des contraintes résiduelles est généralement constatée en surface, et très liée à l'écroissage. Les problématiques de gestion du contact numérique demeurent la piste principale d'investigation afin de réduire ces différences.

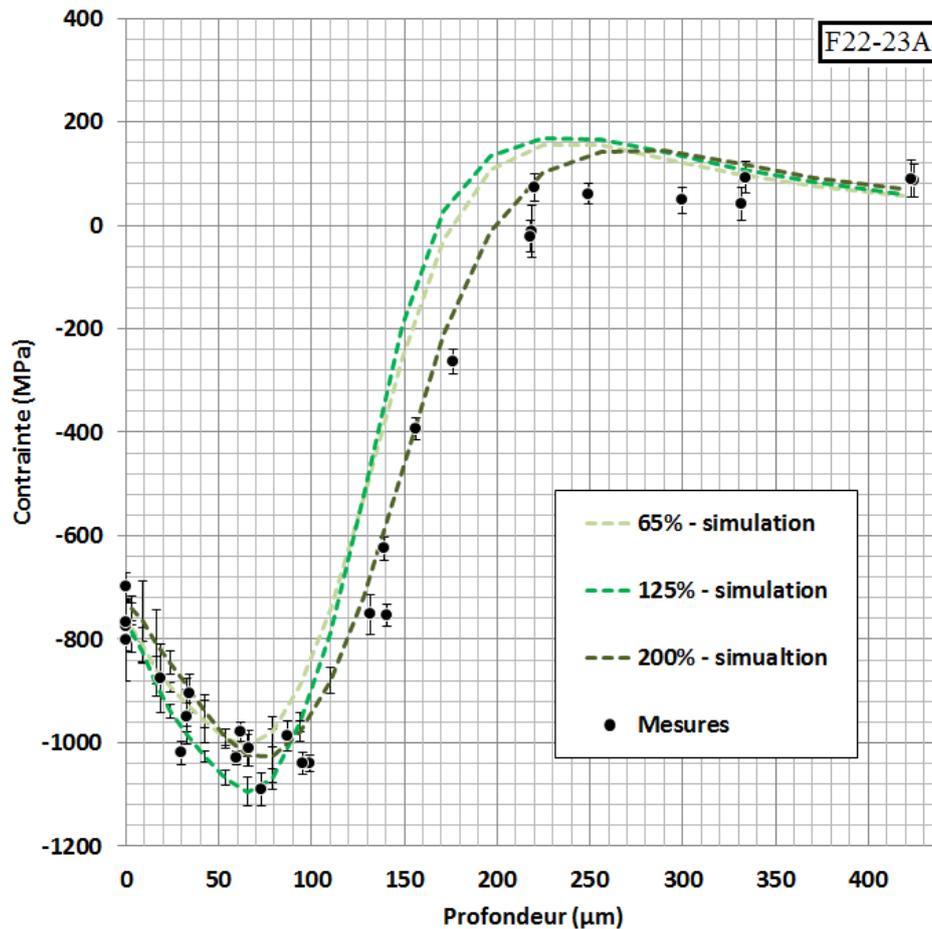


FIGURE 4.34 – Profils numériques de contraintes résiduelles pour différents taux de recouvrement - intensité F22-23A (modèle élasto-visco-plastique). Comparaison avec l'expérience (taux de recouvrement de 65 à 200 %).

### Influence de l'intensité Almen

Le modèle numérique est ici éprouvé sur sa capacité à reproduire fidèlement l'influence de l'intensité Almen sur l'impact du grenailage. Le taux de recouvrement est fixé à 200 % et le seul paramètre qui diffère entre chaque simulation est la vitesse moyenne des billes. D'autre part la variabilité du modèle n'est pas activée. Les résultats obtenus concernant les contraintes résiduelles, présentés figure 4.36, montrent que la contrainte surfacique ainsi que le maximum de compression prédit par le modèle sont en bon accord avec l'expérience quelle que soit l'intensité Almen considérée. Si la profondeur en compression est bien reproduite à F17-18A, on constate que le modèle sous-estime l'expérience à F22-23A et la surestime à F12-13A.

L'analyse est maintenant menée en termes d'écaillage (figure 4.37). A nouveau, la tendance est bien respectée pour une intensité de F17-18A, mais de légères différences sont constatées pour une plus forte intensité, où le modèle sous-estime la mesure. Pour l'intensité modérée de F12-13A, le modèle surestime les mesures cette fois. Les conclusions

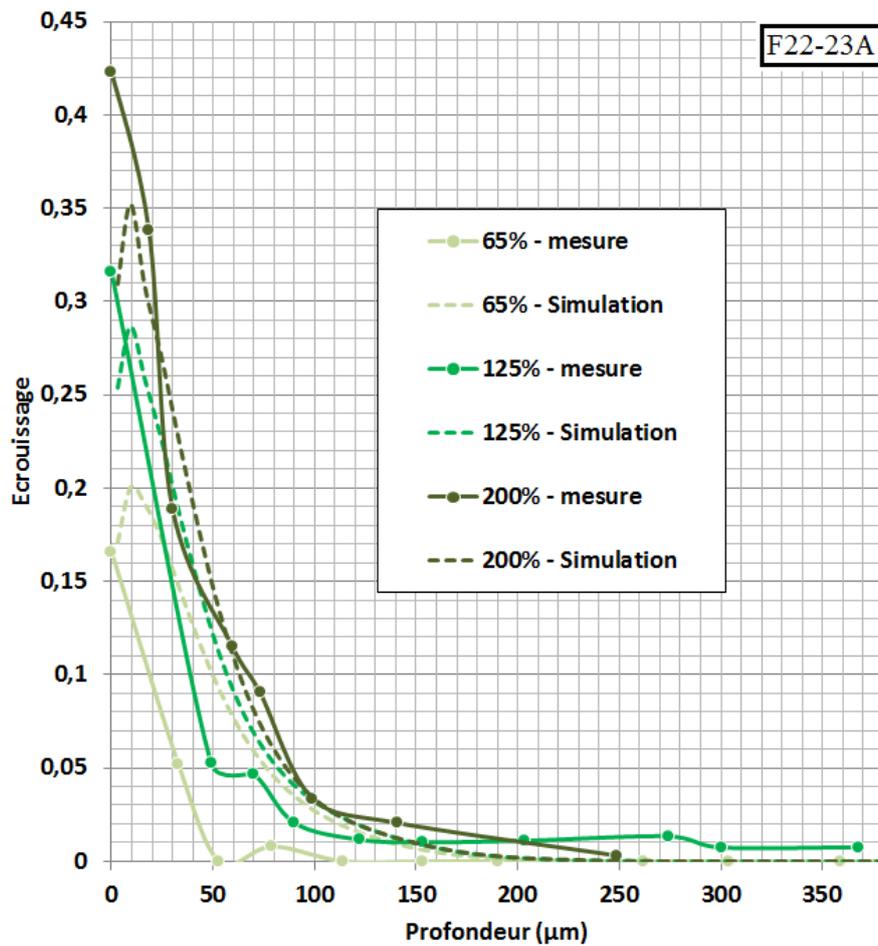


FIGURE 4.35 – Profils numériques d'érouissage pour différents taux de recouvrement - intensité F22-23A (modèle élasto-visco-plastique). Comparaison avec l'érouissage mesuré par DRX.

sont donc identiques à celles dressées précédemment dans le cas de la contrainte. On note que l'on retrouve à nouveau des différences significatives entre l'expérience et le modèle en surface. Ici les problématiques de contact, peu abordées dans ce travail, sont soupçonnées de jouer un rôle important dans ces différences. Une étude plus poussée serait nécessaire.

### Impact de la microstructure initiale

Le modèle est enfin testé sur sa capacité à reproduire l'influence que peut avoir la microstructure initiale sur l'impact du grenailage. Nous avons vu précédemment que d'un point de vue modèle de comportement, les deux microstructures étudiées (*Direct Aged* et modifiée à gros grains) se distinguent par une limite d'élasticité différente (loi de Hall-Petch).

Nous reprenons en figure 4.38 les données expérimentales et la prédiction numérique fournie par le modèle élasto-visco-plastique dans le cas de la microstructure *Direct Aged*

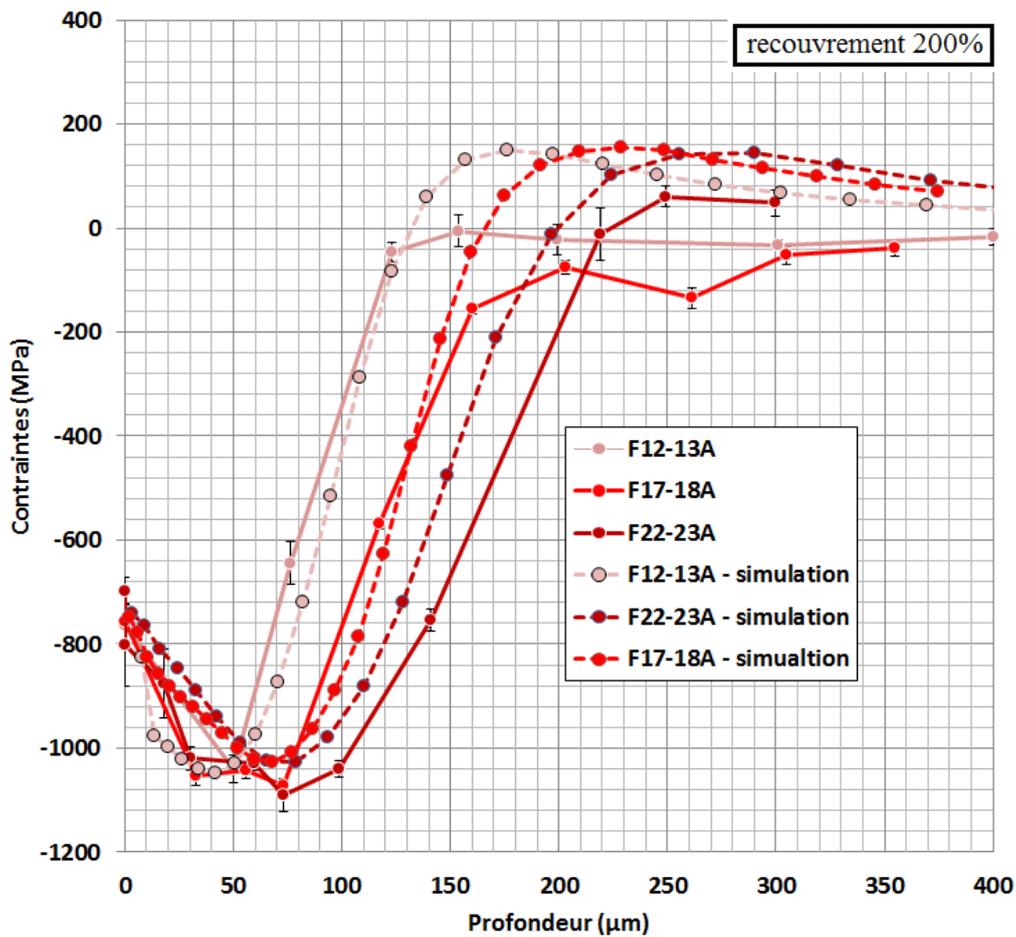


FIGURE 4.36 – Profils numériques de contraintes résiduelles pour différentes intensités (modèle élasto-visco-plastique) - taux de recouvrement 200%. Comparaison avec l'expérience.

pour un taux de recouvrement de 200 % et une intensité Almen de F22-23A, et ce en termes de contraintes résiduelles et d'écaillage. On retrouve un accord très satisfaisant des résultats de l'expérience et du modèle, sauf pour les valeurs de l'écaillage en extrême surface. La figure 4.39 reprend cette comparaison dans les mêmes conditions de grenailage, pour une microstructure à gros grains cette fois. Les mêmes tendances sont observées pour la microstructure *Direct Aged*, le modèle numérique reproduit fidèlement les profils de contraintes résiduelles et d'écaillage, sauf en surface.

On peut conclure d'une part, que l'influence de la microstructure initiale sur l'état mécanique post-grenailage est bien reproduite par le modèle. D'autre part, ces différences s'expriment uniquement en termes de profondeur affectée par la contrainte de compression. Dans la mesure où la différence de taille de grains a été exacerbée par un traitement thermique, ces différences peuvent être qualifiées de modérées. En effet, au sein du disque, les différences extrêmes de taille de grains sont d'environ  $10 \mu m$ . Or ici nous comparons des tailles de grains différentes de plusieurs dizaines de micromètres.

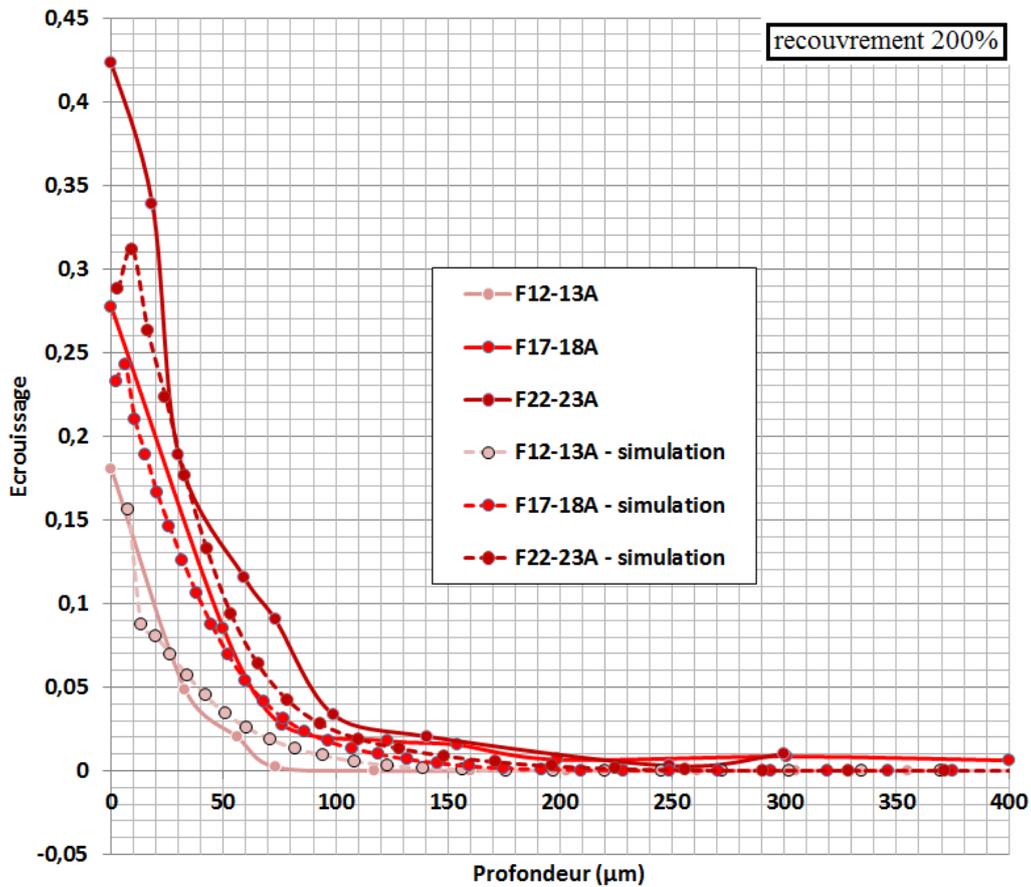


FIGURE 4.37 – Profils numériques d'écrouissage pour différentes intensités Almen (modèle élasto-visco-plastique) - taux de recouvrement 200%. Comparaison avec l'expérience.

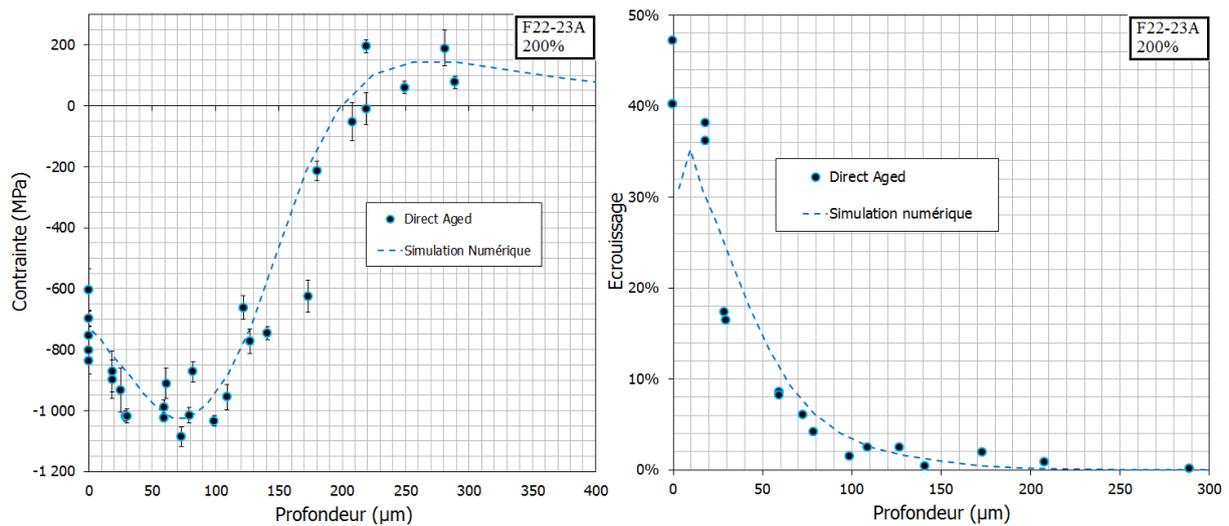


FIGURE 4.38 – Comparaison des profils de contraintes résiduelles et d'écrouissage pour la microstructure de référence Direct Aged (F22-23A, 200%).

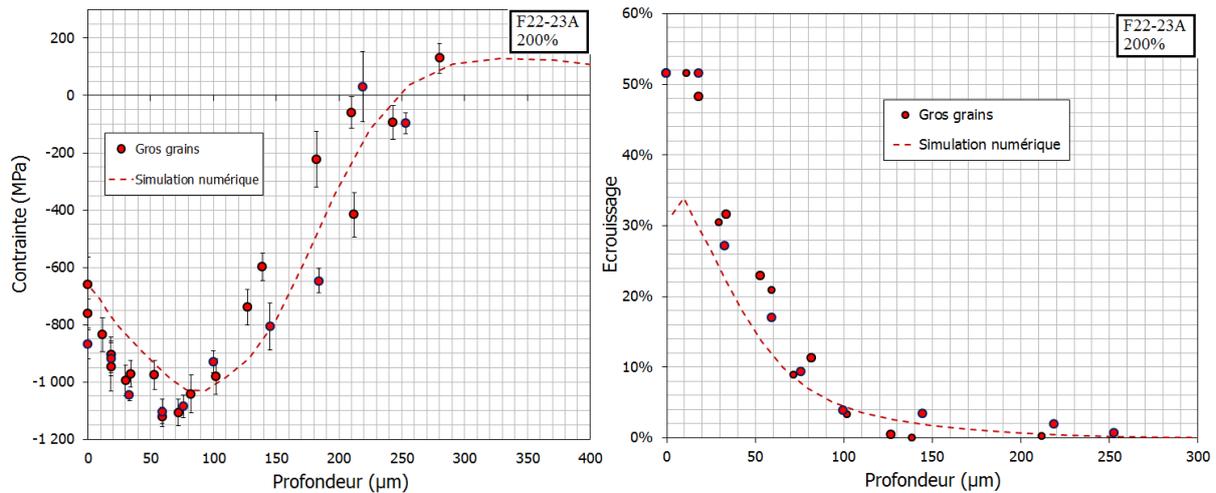


FIGURE 4.39 – Comparaison des profils de contraintes résiduelles et d'écrouissage pour la microstructure de référence Direct Aged (F22-23A, 200%).

## 4.4 Synthèse

Dans ce chapitre, nous avons détaillé la mise en place d'un modèle numérique de grenailage de précontrainte, outil central de ce travail de thèse. Basé sur la méthode des éléments finis, cette démarche nécessite de faire des hypothèses que nous nous sommes ici efforcés de justifier. Les résultats des études de la littérature consacrées aux conditions aux limites, au maillage, aux dimensions du massif ont été vérifiés et repris pour notre modèle. Une étude poussée concernant la cohérence physique du modèle a été menée afin de fixer un cadre de travail rigoureux. Autre particularité de ce modèle, une investigation détaillée du meilleur comportement de la bille a été effectuée, incluant des mesures sur billes impactées. Enfin, dans le prolongement des avancées en termes de simulation du grenailage, le modèle se propose de tenir compte de la variabilité des paramètres du procédé et de certains aspects statistiques.

Une batterie de tests de validation a également été mise en place. Le modèle analytique de Hertz a permis de valider le contact élastique. La méthode élastoplastique simplifiée quant à elle, plus qu'une étape de validation, est un outil permettant d'estimer avec une extrême rapidité le niveau de contraintes dans des conditions de grenailage simples. Ceci peut s'avérer utile pour anticiper les résultats d'un calcul ou d'une mesure de grenailage. Les essais mono-impact ont révélé la pertinence de prendre en compte des aspects dynamiques et ont validé sur un cas pratique l'identification faite des lois élasto-visco-plastiques. Un besoin d'étendre les essais a été identifié. D'autre part, cette étude mono-impact invite à se poser des questions sur l'influence des conditions de contact (algorithme et coefficient de friction) sur les résultats numériques. Cette réflexion n'a pas été engagée par choix dans le cadre de ce travail, et est laissée en perspective en vue d'améliorer le modèle.

Le modèle a enfin été confronté aux mesures de contraintes résiduelles et d'écrouissage

réalisées dans le cadre du chapitre 3. Ont été étudiées l'influence de la loi de comportement, de l'intensité et du taux de recouvrement. Les conclusions sont les suivantes :

- la prise en compte à la fois des aspects cinématiques et visqueux du comportement du matériau améliore sensiblement la qualité de la prédiction numérique. Dans le cas de l'Inconel 718, une loi purement isotrope surestime les contraintes résiduelles expérimentales et l'écroissage. Un comportement non visqueux ne permet pas correctement de reproduire la profondeur affectée par les contraintes de compression ;
- l'évolution des contraintes résiduelles en fonction de l'intensité Almen ou du taux de recouvrement est, globalement, bien reproduite par le modèle. Une tendance persiste toutefois à sous-estimer la profondeur affectée par la contrainte de compression. Nous mettrons en perspective ce résultat dans le chapitre suivant lors de l'analyse statistique du modèle ;
- il semble que le modèle parvienne difficilement à reproduire l'écroissage généré dans les premiers microns sous la surface du massif. Les pistes de réflexion ont deux origines. D'une part une origine numérique, les problématiques de contacts sont complexes et induisent de fortes non linéarités, difficiles à résoudre. Des erreurs peuvent alors survenir. D'autre part, une origine expérimentale, puisque toutes les validations faites concernent la géométrie de l'indent ou les contraintes résiduelles, mais aucune ne se penche sur les déformations plastiques.

Une étape de validation supplémentaire est envisagée à la suite de cette thèse. Il s'agit de corrélérer le volume plastique généré au cours de l'impact d'une bille dans le massif. La donnée expérimentale, fournie par mesures EBSD sous l'indent plastique est actuellement en cours de réalisation. Cette étude complémentaire permettrait de réduire les écarts constatés entre l'expérience et le modèle sur les premiers microns. Enfin, une discussion est engagée dans le chapitre suivant quant au choix d'une variable pertinente à mettre en regard de la largeur de corde mesurée expérimentalement.

Les résultats fournis par le modèle demeurent satisfaisants et nous permettent d'en faire maintenant l'exploitation.

# Chapitre 5

## Exploitation du modèle numérique

Le chapitre précédent s'est attaché à la mise en place d'un modèle numérique de grenailage et sa validation. On consacre le présent chapitre à l'analyse des possibilités offertes par celui-ci. Ce chapitre a également vocation à amorcer le passage de relai vers les deux autres thématiques phares du projet CONDOR que sont l'analyse en fatigue d'une pièce grenailée et l'étude de pièces à géométrie complexe. Dans un premier temps, on procèdera à l'étude des champs mécaniques prédits par le modèle. On s'intéressera ensuite à l'apport de la vision statistique qu'il propose. Finalement, un cas d'application concret sera traité avec le grenailage d'un coin.

### 5.1 Analyse des champs prédits par le modèle

L'avantage majeur du modèle numérique est de pouvoir accéder à toutes les variables mécaniques souhaitées, en tout point du massif et à tout instant. On présente les résultats obtenus lors de la simulation du procédé pour une condition de grenailage fixée. L'intensité de grenailage est fixée à F22-23A pour un taux de recouvrement de 125 %. Les billes impactent le massif sous incidence normale ; l'ensemble des hypothèses du modèle présentées précédemment sont reprises ici.

#### 5.1.1 Etat mécanique dans le massif

Plusieurs hypothèses sont communément faites concernant la forme du champ de contraintes résiduelles résultant du grenailage d'un massif semi-infini. Celles-ci reposent sur l'analyse théorique de la mise en compression uniforme d'une couche superficielle du massif. Ces calculs, détaillés chapitre 1, donnent un champ de contraintes résiduelles  $\tilde{\sigma}(z)$  équi-biaxial :

$$\tilde{\sigma}(z) = \begin{pmatrix} \sigma(z) & 0 & 0 \\ 0 & \sigma(z) & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (5.1)$$

Le tenseur des déformations plastiques, s'écrit quant à lui dans l'hypothèse d'un écou-

lement isochore :

$$\tilde{\epsilon}_p(z) = \begin{pmatrix} \epsilon_p(z) & 0 & 0 \\ 0 & \epsilon_p(z) & 0 \\ 0 & 0 & -2\epsilon_p(z) \end{pmatrix} \quad (5.2)$$

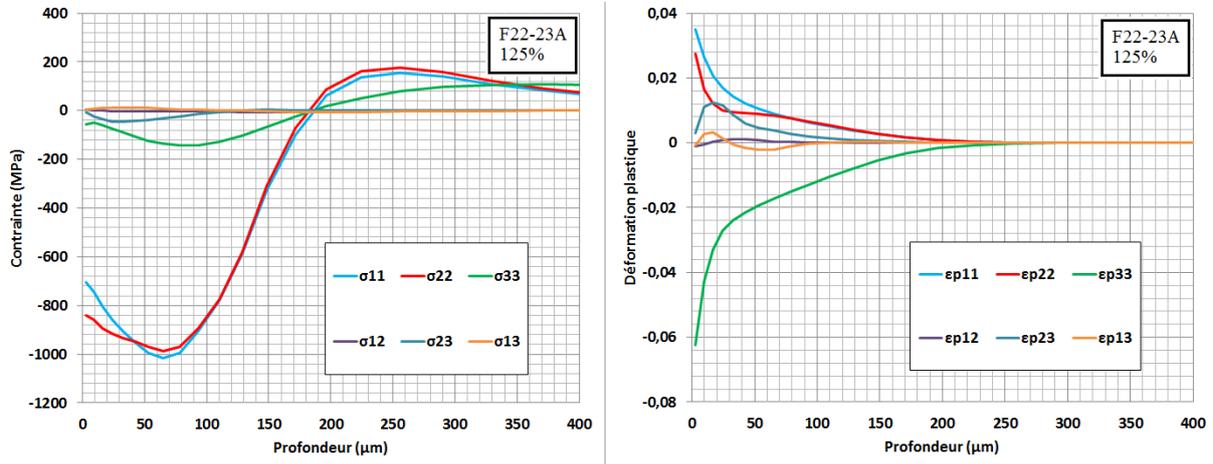


FIGURE 5.1 – Etude des composantes finales du tenseur de contraintes et de déformation en fonction de la profondeur (intensité F22-23A, taux de recouvrement 125%).

Pour une intensité de grenailage F22-23A et un taux de recouvrement de 125%, on étudie le profil moyen de toutes les composantes du tenseur de contraintes et de déformations plastiques finales. Ces résultats sont présentés figure 5.1. Nous pouvons constater dans un premier temps que les composantes extra diagonales de la contraintes sont très faibles, de l'ordre de quelques dizaines de MPa. Par ailleurs, les composantes,  $\sigma_{xx}$  et  $\sigma_{yy}$ , dans le plan du massif sont quasiment confondues au-delà de 40  $\mu m$  de profondeur. Des différences allant jusqu'à environ 60 MPa sont observées de 0 à 40  $\mu m$ . La contrainte hors plan  $\sigma_{zz}$  demeure faible mais atteint localement une centaine de MPa.

Le tenseur des déformations plastiques est, conformément aux attentes, de trace nulle (sur l'intégralité du massif, celle-ci est inférieure à  $5 \cdot 10^{-9}$ ). Ceci est en accord avec le caractère isochore de l'écoulement plastique. En revanche, comme pour la contrainte, des différences avec la forme attendue sont constatées sur les premières dizaines de microns. Des différences de l'ordre de 1% de déformation persistent jusqu'à 40  $\mu m$ . Les déformations  $\epsilon_{pyz}$  sont également non négligeables dans cette partie superficielle du massif.

En conclusion, les formes des tenseurs de contraintes résiduelles et des déformations plastiques sont bien celles attendues par la théorie, et on retrouve l'hypothèse d'un état de contraintes équi-biaxial, excepté sur une couche superficielle de quelques dizaines de micromètres. Sur cette épaisseur, des composantes extra-diagonales non nulles apparaissent. Ces écarts aux résultats attendus en surface s'expliquent par le fait que dans cette zone, les éléments sont très déformés. Leur repère principal s'écarte donc du repère  $(X, Y, Z)$  de travail. Or, la moyenne est effectuée sur les composantes dans repère de travail. Le tenseur final moyen n'est donc plus représentatif du tenseur principal des éléments, et des composantes extra-diagonales non nulles apparaissent. Il n'est pas non plus pertinent,

afin de connaître précisément l'état de contraintes dans cette zone, de s'intéresser à l'état mécanique d'un élément. En effet, cette vision est trop locale et ne reflète pas l'état global du massif grenailé. Ceci invite à analyser avec précaution les grandeurs mécaniques en surface du massif. Plus en profondeur, ce problème ne se pose pas car les éléments, peu déformés, conservent un repère principal très proche du repère de travail.

Cette observation fait écho aux méthodes mises en oeuvre pour extraire les résultats numériques, généralement basées sur une moyenne des composantes de grandeurs tensorielles. Des erreurs systématiques peuvent être commises proche de la surface du massif, où des grandeurs caractéristiques des profils sont évaluées.

### 5.1.2 Trajets de chargement

Une autre donnée accessible avec le modèle est celle du trajet de chargement subi par la matière au cours du contact avec une bille. Cette analyse peut renseigner sur le caractère radial du chargement, et éclairer notamment sur le type d'érouissage le plus représentatif pour décrire le grenailage [21]. Cette analyse est menée sur la simulation d'une bille impactant un massif à incidence normale. La vitesse initiale de celle-ci est de  $40 \text{ m.s}^{-1}$  pour un diamètre de  $315 \mu\text{m}$ . Les composantes du tenseur des contraintes sont suivies au cours du temps. Ce suivi est réalisé sur plusieurs éléments situés à des profondeurs et à des distances différentes du point de contact de la bille (figure 5.2).

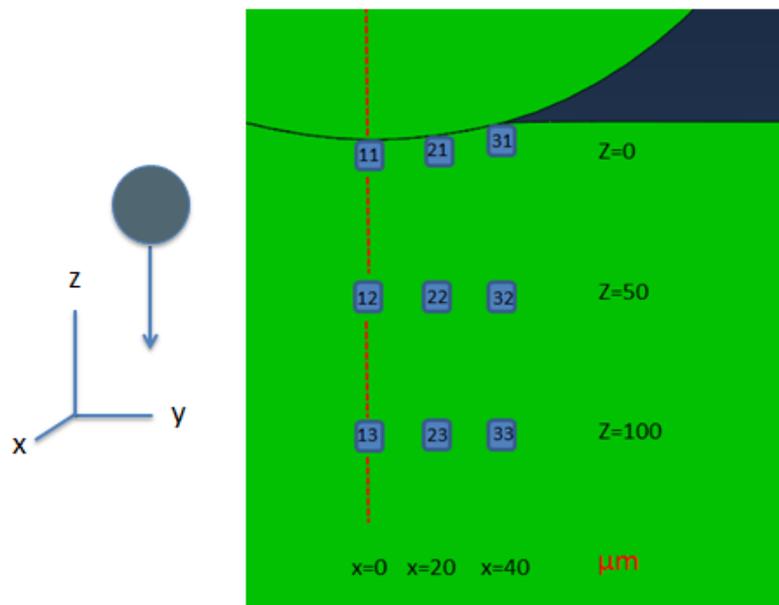


FIGURE 5.2 – Coupe du modèle numérique mono-impact pour l'étude des trajets de chargement. La bille arrive suivant l'axe repéré en rouge. On repère chaque élément afin de l'identifier dans la suite de l'étude.

Pour chacun de ces éléments, on trace l'évolution de la première contrainte principale

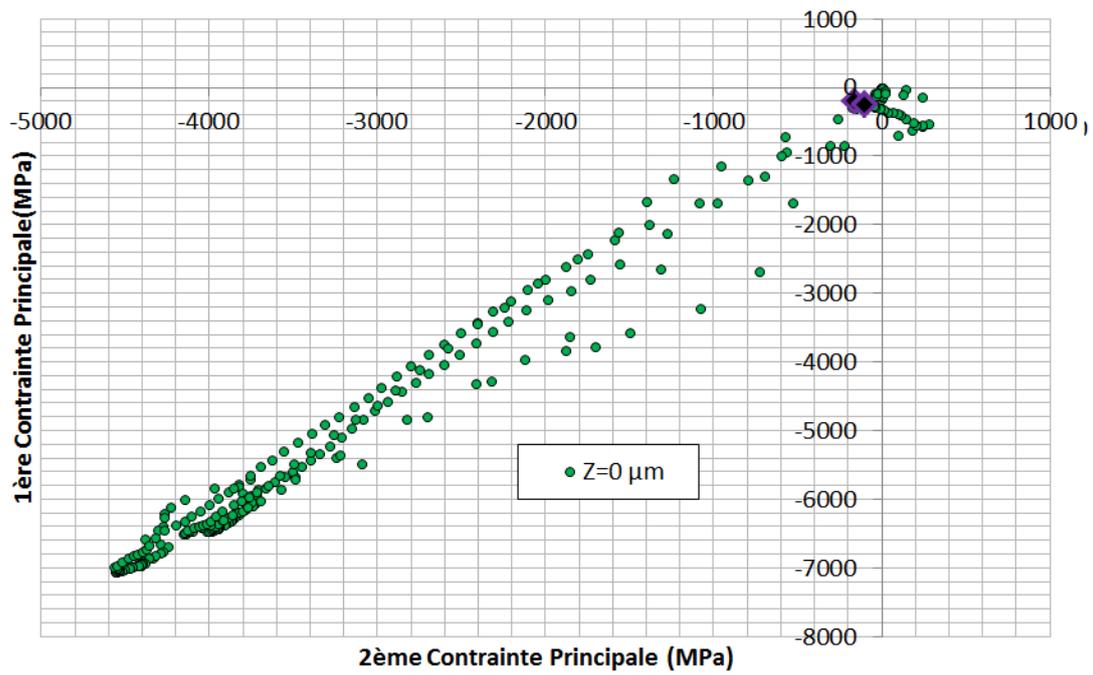


FIGURE 5.3 – Trajet de chargement pour les éléments situés en surface du massif. La fin du trajet est repéré par les losanges noirs.

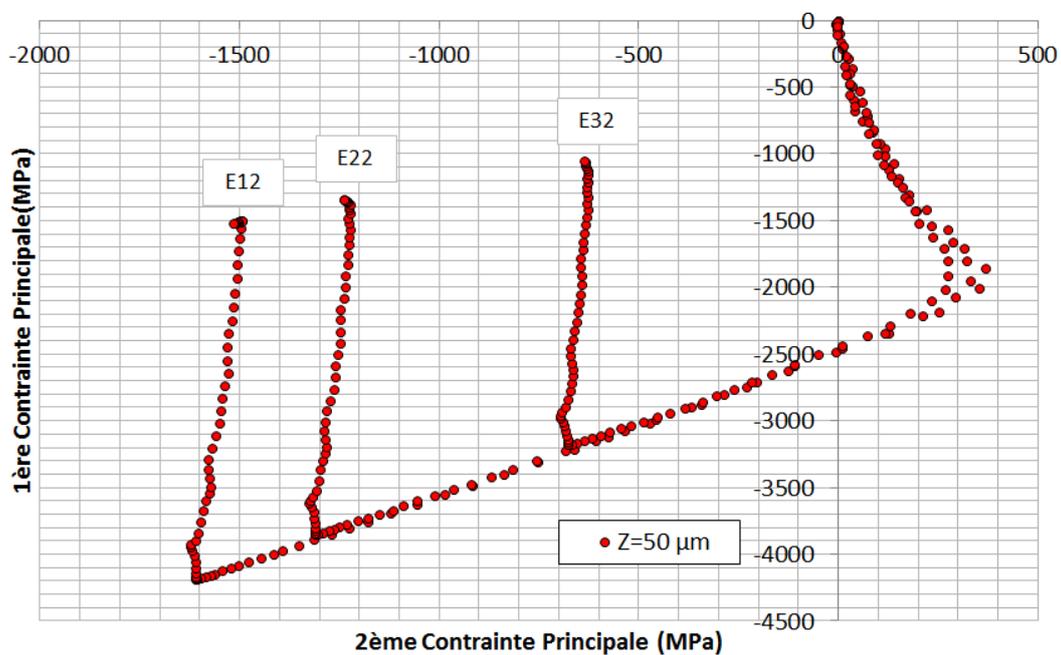
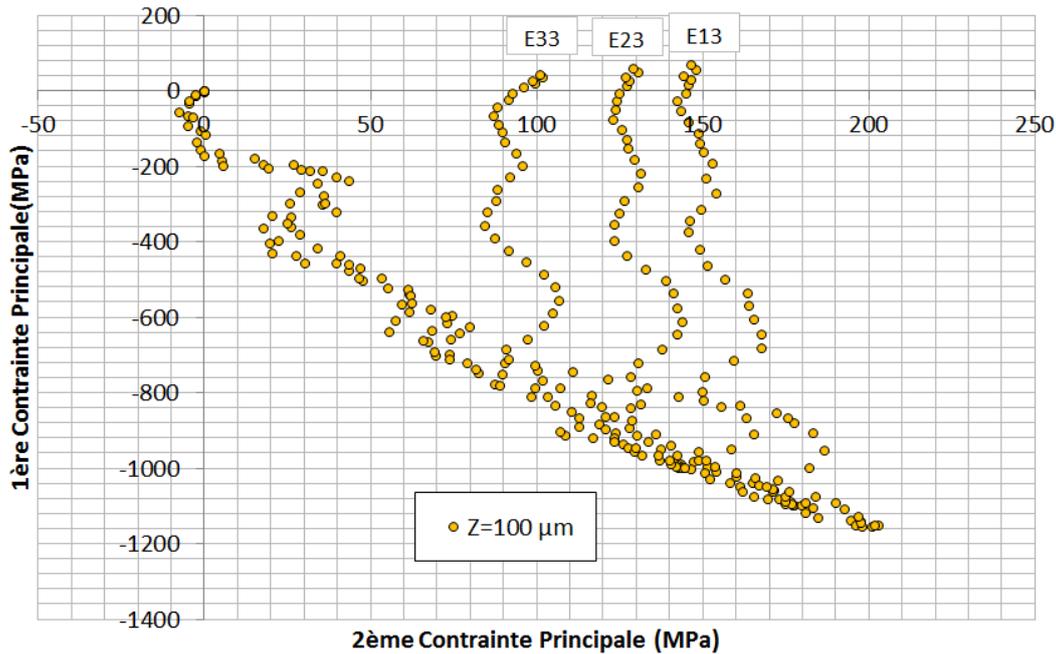


FIGURE 5.4 – Trajet de chargement pour les éléments à  $z=50 \mu\text{m}$ .

en fonction de la deuxième. Les éléments ont été regroupés en fonction de leur profondeur à la surface, aux figures 5.3, 5.4 et 5.5. On distingue alors trois types de chargement :


 FIGURE 5.5 – Trajet de chargement pour les éléments à  $z=100 \mu m$ .

- un chargement quasi-radial pour les éléments en surface,
- un état de traction radiale croissante, puis décroissante et enfin de la compression pour les éléments situés à  $50 \mu m$ ,
- un état de traction radiale pour les éléments plus en profondeur.

Le chargement n'est donc pas uniformément radial dans le massif. On remarque, de plus, que la décharge se caractérise de manière différente pour chaque type d'éléments :

- une décharge à contrainte nulle pour les éléments en surface,
- une décharge en compression pour les éléments à  $z=50 \mu m$ ,
- une décharge en traction pour les éléments plus en profondeur.

On observe notamment que ces derniers sont hors du domaine plastique, mais qu'ils ne reviennent pourtant pas à une contrainte nulle. Une plastification locale n'est donc pas nécessaire à la génération de contraintes résiduelles [21]. Une étude complémentaire est proposée dans le cadre d'un calcul multi-impact. La démarche consiste à observer le chargement subi par un élément en sous-couche du massif ( $30 \mu m$  de profondeur) lors de l'impact de 40 billes positionnées aléatoirement sur le massif (figure 5.6), dans le même diagramme des deux premières contraintes principales. Chaque point du diagramme correspond à l'enfoncement maximal d'une des billes au cours de la simulation. Il est intéressant de constater que l'élément passe dans les trois configurations de chargement décrites dans le cas mono-impact. Dans le cas d'un impact lointain, on constate une charge puis décharge en traction (zone 1). Cette zone est caractérisée par une distance entre le centre de la bille et l'élément de l'ordre de  $R$ , le rayon de la bille. Les impacts les plus directs, lorsque le centre de la bille et l'élément sont quasiment sur le même axe vertical, donnent un chargement quasi-radial (zone 3). Un impact intermédiaire entre les deux cas décrits

précédemment provoque une traction radiale puis une décharge en compression (zone 2).

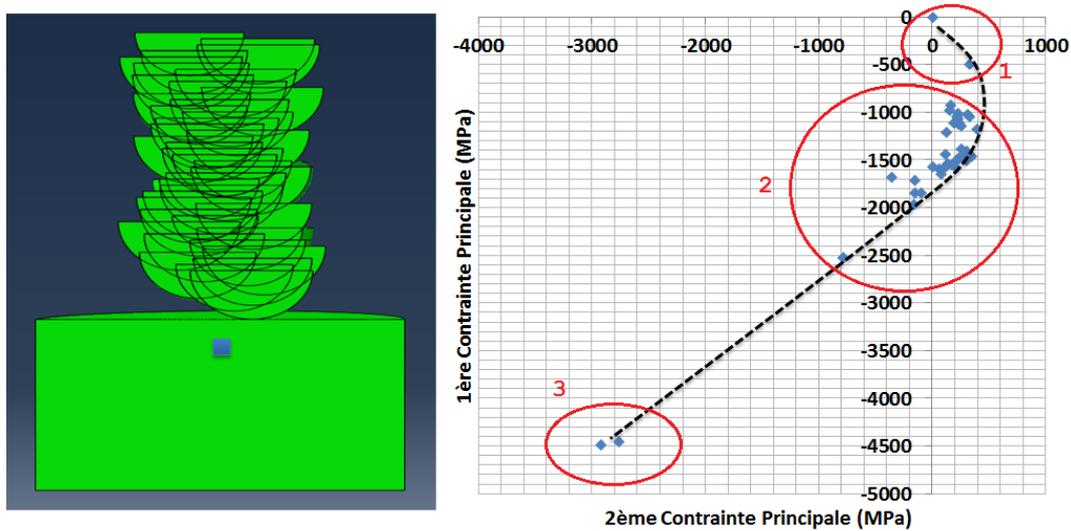


FIGURE 5.6 – Coupe du modèle et position de l'élément étudié (gauche). Suivi du chargement à l'enfoncement maximal de chaque bille (droite). La zone 1 correspond aux impacts lointains, la zone 2 aux impacts rapprochés, la zone 3 aux impacts directs.

Ceci nous permet de généraliser l'étude du chargement d'une bille au cas multi-billes et se rapprocher du chargement réel au cours du grenailage. Il apparaît que celui-ci est en fait une combinaison de trois chargements "élémentaires" que peut subir la matière à chaque nouvel impact d'une bille. Cette étude multi-billes se généralise pour des éléments situés à des profondeurs différentes du massif, seule l'intensité des contraintes varie. Ces résultats sont notamment à mettre en vis-à-vis avec les essais mécaniques réalisés pour identifier le comportement d'un matériau dans le cadre du grenailage de précontrainte.

### 5.1.3 Variable d'écroissage

L'hypothèse a été formulée que la variable mécanique représentative de l'écroissage évalué dans le matériau à l'aide de la largeur de corde était la déformation plastique équivalente,  $\varepsilon_{peq}$ . Nous sommes en mesure, à l'aide du modèle, de vérifier cette hypothèse et de comparer la mesure expérimentale avec un autre paramètre d'écroissage, la déformation plastique cumulée  $p$  définie par :

$$p = \int_0^t \sqrt{\frac{2}{3} (\dot{\varepsilon}_p(\tau) : \dot{\varepsilon}_p(\tau))} d\tau \quad (5.3)$$

On rappelle que la variable recherchée est d'origine scalaire puisque reliée à la densité de dislocation comme évoqué au chapitre 3. Les profils numériques de déformations plastiques pour des taux de recouvrement de 65%, 125% et 200% et une intensité de grenailage de F22-23A sont comparés aux mesures d'écroissage, à la figure 5.7. Il est sans appel

que cette variable n'est pas adaptée étant donné les écarts d'ordre de grandeur constatés, jusqu'à un facteur multiplicatif de 5, et ce pour tous les taux de recouvrement étudiés.

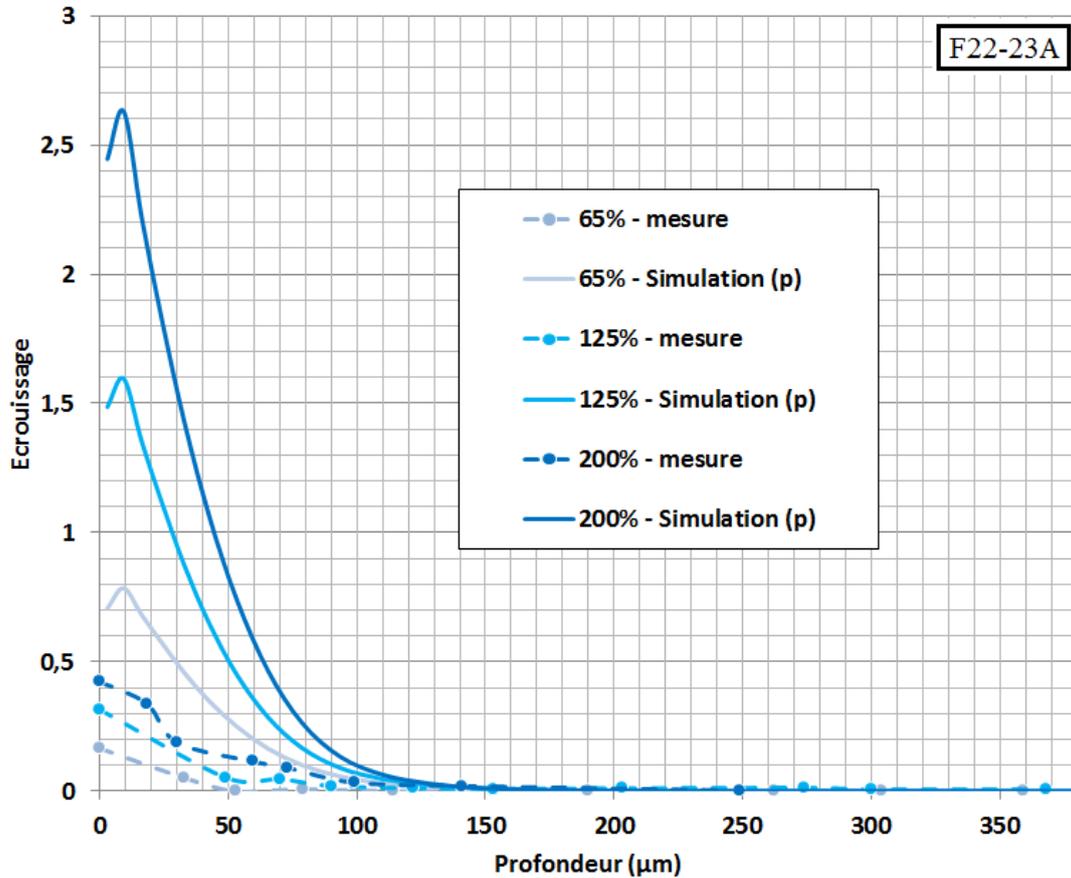


FIGURE 5.7 – Profils numériques de déformation plastique cumulée confrontés aux mesures d'écaillage, intensité de grenailage de F22-23A.

Cette comparaison appuie le fait que le chargement lors du grenailage n'est pas une compression monotone "répétée". La déformation équivalente, plus à même de décrire l'écaillage mesuré, et la déformation plastique cumulée sont très différentes, caractéristique d'un chargement cyclique, impliquant traction et compression.

#### 5.1.4 Taux de déformation dans le massif

La figure 5.8 présente le taux de déformation observé en sous-surface du massif au cours de l'impact d'une bille. Un instant arbitraire de l'impact lorsque la bille est en contact est choisi, et l'évolution du taux de déformation est tracée en fonction de la distance au centre de l'impact (suivant le chemin rouge de la figure de droite). Le trait pointillé délimite la zone de contact entre la bille et le massif. On note qu'un maximum du taux de déformation est observé à la limite du front de contact et le suit au cours de l'impact. Ce pic atteint les  $2 \cdot 10^6 \text{ s}^{-1}$  alors que les zones adjacentes sont autour de  $10^4 \text{ s}^{-1}$ .

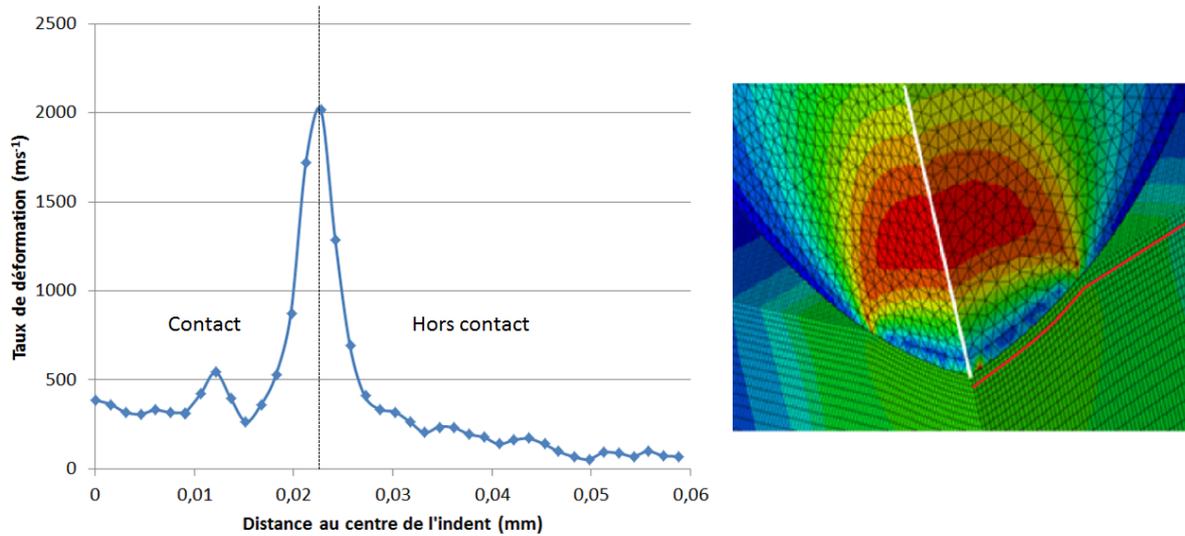


FIGURE 5.8 – Gauche - observation du taux de déformation dans un massif semi-infini au cours d'un impact par simulation numérique. Droite - modèle numérique et chemin d'analyse en sous-couche. La bille est élastique et a une vitesse incidente de  $40 \text{ m.s}^{-1}$ . Le rayon de l'indent au moment de l'impact considéré est de  $22 \mu\text{m}$ .

Ces valeurs très importantes du taux de déformation sont néanmoins en accord avec la littérature. S'il n'existe pas de mesure expérimentale pour corréler ces données numériques, cette étude suggère toutefois que le taux de déformation peut localement atteindre des valeurs particulièrement élevées. Celles-ci peuvent mettre en défaut les modèles de comportement, qui peuvent être identifiés jusqu'à  $\dot{\epsilon} = 10^4 \text{ s}^{-1}$ . Au delà, la contrainte visqueuse du matériau est extrapolée ce qui peut générer des erreurs. Ce point est abordé dans la suite de ce chapitre. On retiendra néanmoins que l'apport d'un modèle dynamique est à nouveau confirmé et justifié par cette étude.

### 5.1.5 Synthèse

L'analyse des champs mécaniques fournis par la simulation numérique a permis de caractériser le type de chargement subi par la matière au cours du procédé de grenailage. D'une part, le champ de contraintes résiduelles est bien équi-biaxial comme annoncé par la théorie. L'analyse des contraintes principales au cours du temps, pour un ou plusieurs impacts révèle qu'il n'y a pas un unique chargement, mais plutôt trois types de chargement différents. Parmi eux, un chargement complexe est observé, intégrant une charge et décharge radiale en traction.

L'analyse des variables d'érouissage comparées à la mesure expérimentale informe également que le chargement n'est pas purement monotone en raison des fortes différences entre la déformation plastique équivalente et la déformation plastique cumulée observées dans le massif. Le caractère cyclique du grenailage est ici confirmé ainsi que la pertinence d'une complémentarité des érouissages isotropes et cinématiques pour décrire le comportement de l'Inconel 718.

Le comportement viscoplastique du matériau est aussi mis en évidence par l'investigation numérique des taux de déformation au sein du massif. Les ordres de grandeur expérimentalement testés sur barre de Hopkinson au chapitre 3.6 sont largement atteints et justifient l'emploi d'un terme visqueux. On notera toutefois que la loi visqueuse doit être extrapolée à cause des pics observés localement, qui atteignent  $10^6 s^{-1}$ .

## 5.2 Apport de la vision statistique du modèle

### 5.2.1 Analyse de la dispersion des résultats

La méthode d'analyse des résultats numériques repose sur la moyenne de la grandeur d'intérêt sur chaque couche d'éléments constituant le massif, comme détaillé au chapitre 4. Cette méthode d'analyse amène à se poser la question légitime de la dispersion des résultats. En effet, si cette extraction préserve la cohérence vis-à-vis des résultats expérimentaux, elle donne également des informations sur les états mécaniques qui peuvent être observés à l'échelle d'un élément (soit quelques micromètres).

On étudie donc l'écart-type à la valeur moyenne des contraintes résiduelles et de l'écroutissage après un calcul numérique. Pour cela, on se fixe une condition de grenailage, d'intensité F22-23A pour un taux de recouvrement de 125%. La grenaille a un diamètre constant de  $345 \mu m$  et une vitesse incidente de  $65 m.s^{-1}$  constante également. La position de la grenaille demeure aléatoire sur le massif, une unique simulation est réalisée et étudiée ici. Pour chaque tranche de cylindre sur lequel est effectué la moyenne et le calcul de l'écart-type, on compte environ 8000 éléments. La figure 5.9 présente l'évolution de l'écart-type en fonction de la profondeur (droite) ainsi que le profil numérique sur lequel apparaît les écart-types associés à chaque valeur moyenne (gauche).

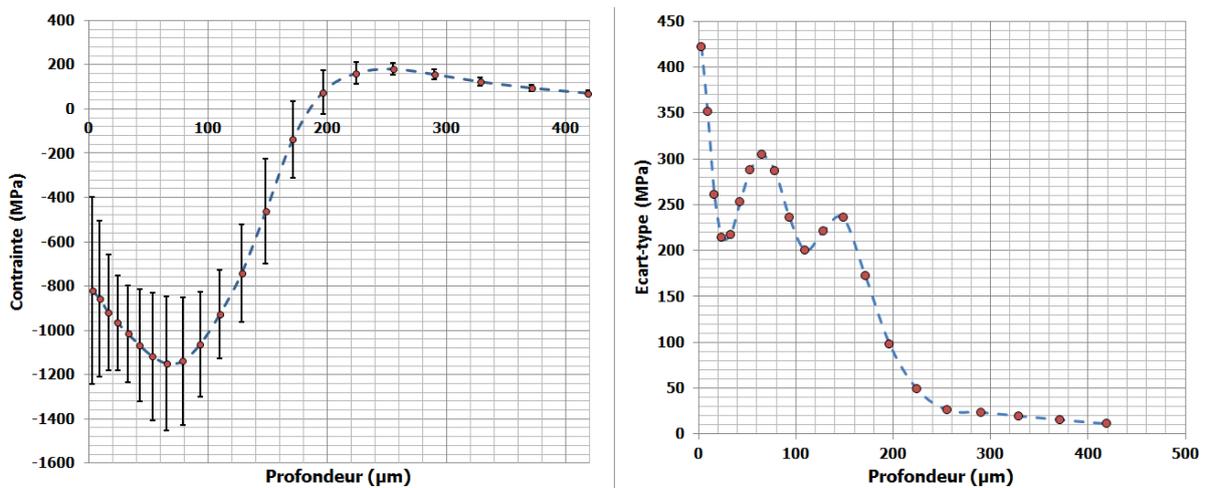


FIGURE 5.9 – Profil de contraintes résiduelles et écart-type associés à chaque point de moyenne (gauche) - profil d'écart-type par rapport à la moyenne(droite).

L'ordre de grandeur des écart-types constatés est très important, jusqu'à 400 MPa en surface. De plus, les dispersions demeurent supérieures à 100 MPa jusqu'à  $200\mu m$  sous la surface traitée, profondeur à laquelle la contrainte retrouve une valeur proche de zéro. On note également, sur le profil d'écart-types, la présence de deux pics situés à environ 70 et  $150\mu m$ , dont l'origine n'a pas pu être encore expliquée. Un détail de la distribution des contraintes pour une tranche d'éléments située en sous-surface ( $9\mu m$ ) est donné à la figure 5.10. La dispersion très importante soulève la question de savoir si celle-ci est bien inhérente au procédé ou liée à des phénomènes numériques sans fondement physique.

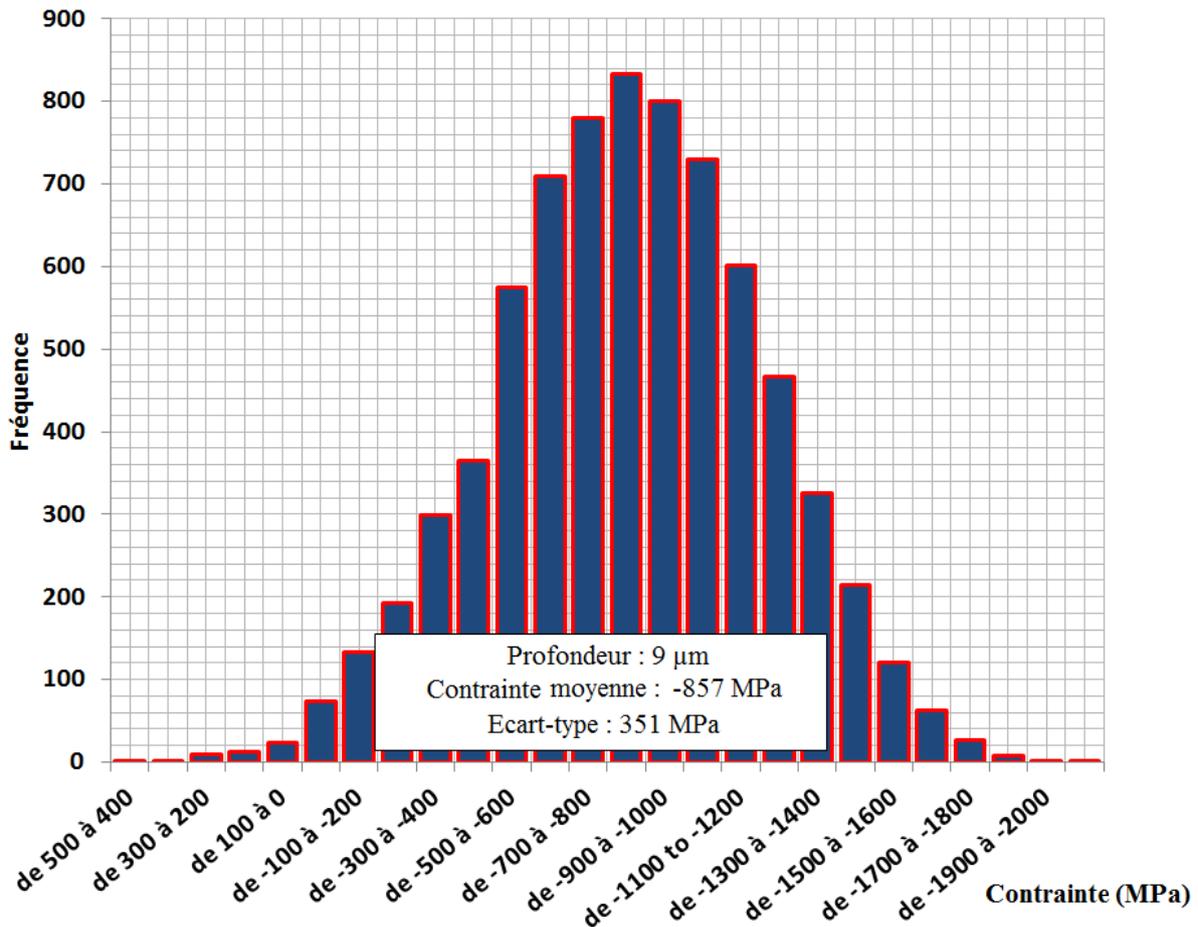


FIGURE 5.10 – Distribution de contraintes résiduelles dans une couche en sous-surface ( $9\mu m$ ) après simulation du grenailage.

Afin d'apporter des éléments de réponse, une étude plus poussée est ici menée. Dans un premier temps, la forme gaussienne de la distribution, qui se maintient tout au long du profil, indique une répartition statistique des contraintes observées. On s'est également intéressé à la répartition géographique des contraintes sur la surface numérique grenillée. On souhaite ici s'assurer que le traitement est bien homogène en termes de contraintes résiduelles. La figure 5.11 identifie les éléments où la contrainte résiduelle de compression est comprise dans un intervalle donné, d'amplitude 250 MPa. Seuls les éléments dans la

frange considérée apparaissent en couleur, les autres restent blancs ou noirs. Constat est fait que pour toutes les tranches étudiées, les éléments sont répartis de manière homogène. Les bords du cylindre, notamment, ne sont pas concentrateurs des valeurs extrêmes.

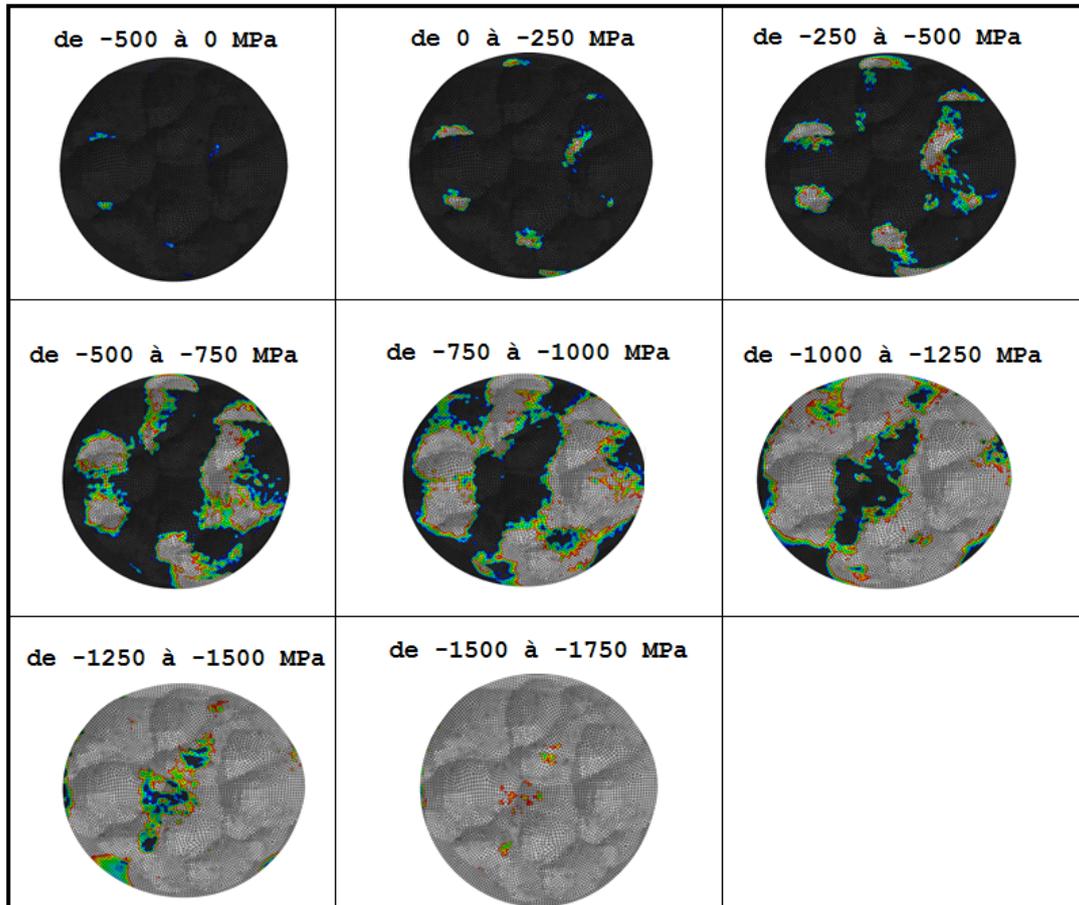


FIGURE 5.11 – Distribution géographique des contraintes sur la surface grenillée. Chaque image couvre une plage continue de 250 MPa, les éléments compris dans cette plage apparaissent en couleur.

On se propose d'étudier l'influence de certains paramètres "saturants" sur la dispersion des résultats. La figure 5.12 compare le profil d'écart-type pour trois rayons de massifs différents de  $R$ ,  $1.5R$  et  $2R$ , où  $R$  est le rayon de la grenaille. Pour chaque configuration, l'écart-type atteint plusieurs centaines de MPa en surface ; on note que pour un rayon du massif de  $R$  ces valeurs sont encore plus importantes. En revanche, pour les massifs plus grands on n'observe pas de différences significatives. Pour une valeur minimale du diamètre du massif de  $1.5R$  la dispersion des résultats n'est pas liée à la dimension du massif.

Dans le même esprit les profils d'écart-type ont été dressés pour plusieurs valeurs de taux de recouvrement, de 65 à 200 %, les résultats sont présentés à la figure 5.13. Pour les trois cas étudiés, les valeurs sont similaires, seul le calcul à 65% de taux de recouvrement se distingue par des variations plus fortes dans la profondeur. Ces différences s'expriment

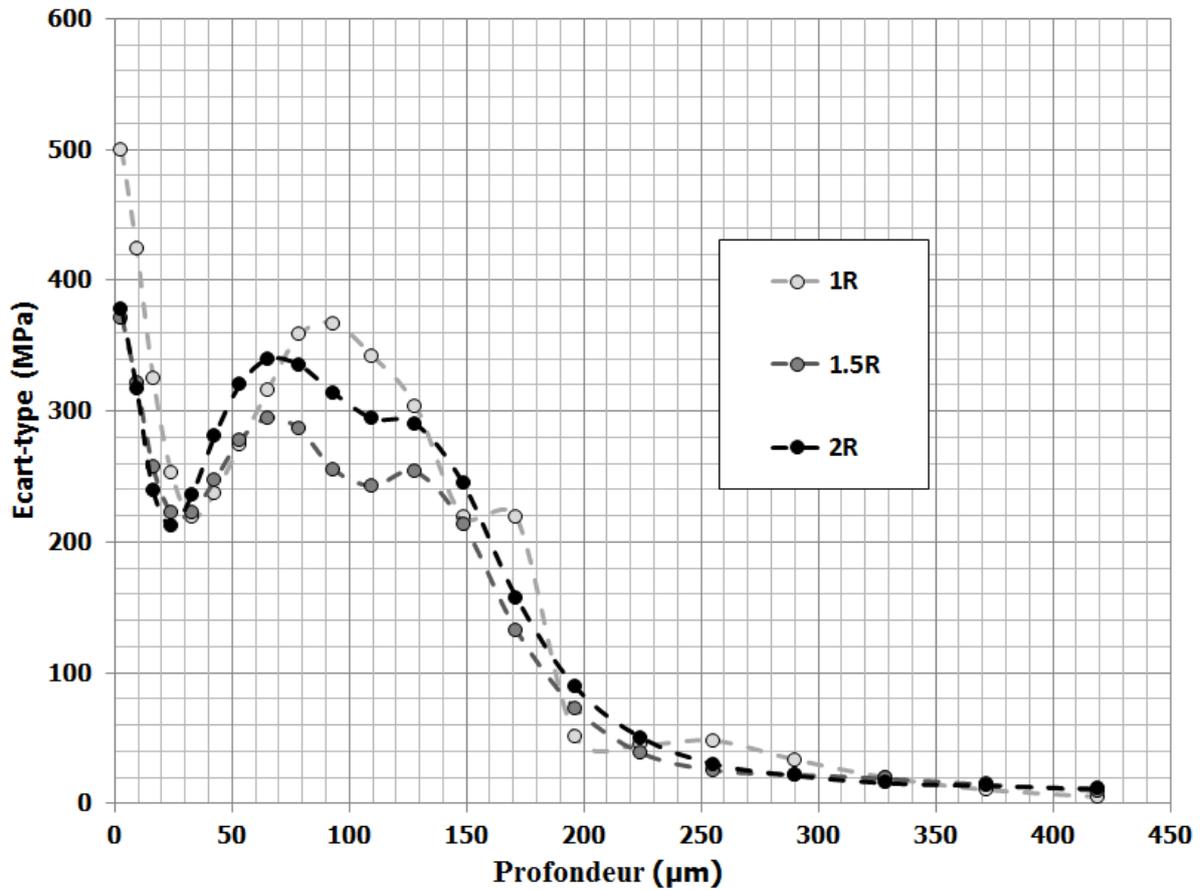


FIGURE 5.12 – Comparaison des profils d'écart-type pour 3 tailles de cylindre d'étude. Conditions de grenailage F22-23A 100% de taux de recouvrement.

notamment autour de la valeur des deux pics repérés en sous-couche. La non saturation de l'état mécanique, liée à un faible taux de recouvrement, ne semble donc pas être à l'origine des écarts à la moyenne constatés, puisque ceux-ci persistent pour des taux de recouvrement importants.

Un autre point étudié est l'influence de la loi de comportement. En effet la section précédente fait état de taux de déformation dans le massif supérieurs à ceux investigués sur barre de Hopkinson pour caractériser le comportement du matériau. La loi est donc localement sollicitée au delà de son domaine d'identification et peut y être mise en défaut. On soupçonne notamment que le front d'onde observé numériquement à la figure 5.8, au sein duquel le taux de déformation atteint  $10^6 s^{-1}$  pose problème. Une analyse simple pour trancher sur ce point est la comparaison des dispersions pour les lois élastoplastique et élasto-visco-plastique (figure 5.14). En effet pour ces premières le taux de déformation n'est pas considéré et ne peut donc pas être source d'erreur. Or on constate clairement que la dispersion est semblable dans les deux cas. On en conclut que la dispersion de la contrainte n'est pas liée aux aspects visqueux.

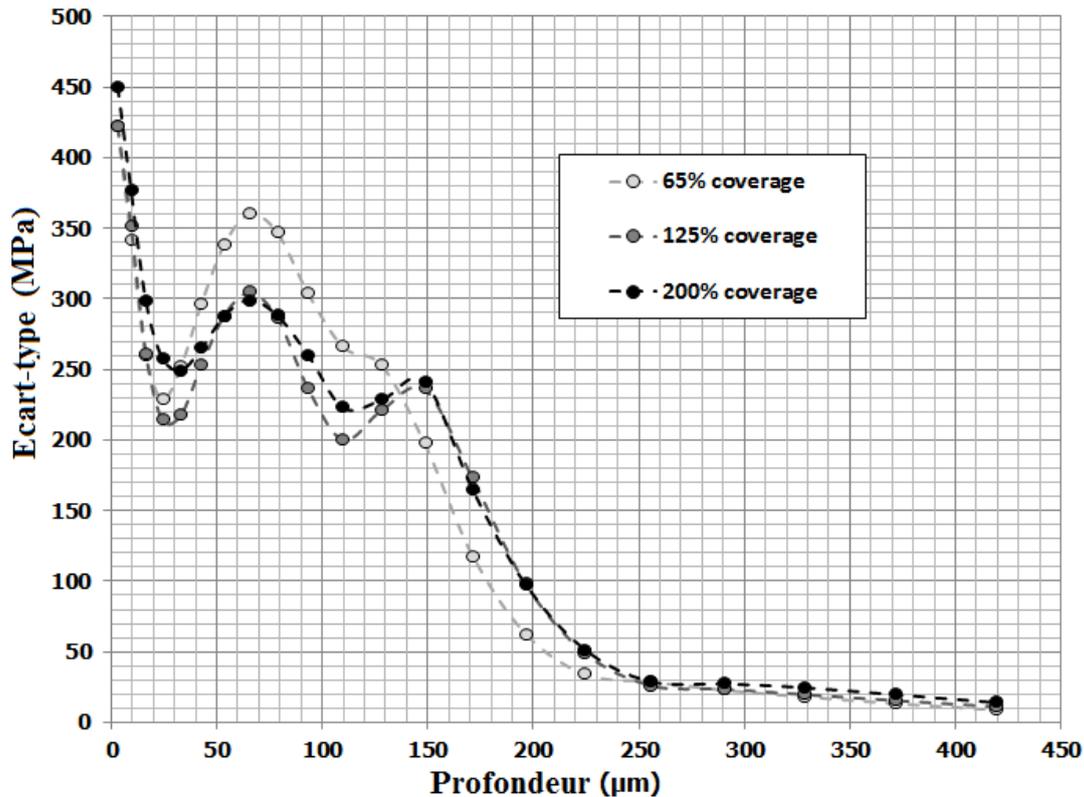


FIGURE 5.13 – Comparaison des profils d'écart-type pour plusieurs taux de recouvrement (intensité F22-23A).

La dispersion observée sur les résultats numériques interpelle donc pour plusieurs raisons. Tout d'abord, les résultats numériques de la littérature ne présentent jamais d'écart-type, ce qui pose l'hypothèse implicite que celui-ci est nul. Or, cela est très discutable au regard des résultats présentés ici. D'autre part, les dispersions rencontrées sont importantes, de l'ordre de plusieurs centaines de MPa en surface, et sont à mettre en perspective avec la dispersion liée à la statistique de comptage de 50 MPa généralement tolérée pour les mesures expérimentales par diffraction des rayons X. Il serait intéressant à ce stade de trouver des sources expérimentales pouvant confirmer cette dispersion, ce que nous aborderons en synthèse de cette section.

### 5.2.2 Etude de la variabilité des paramètres

Comme détaillée dans le chapitre précédent, la variabilité de deux paramètres procédés est prise en compte : la vitesse et le diamètre de la grenaille. On souhaite ici analyser l'influence potentielle de cette variabilité sur les résultats du modèle. La méthode suivie consiste dans un premier temps à procéder à la simulation de deux séries de calculs. Une série pour laquelle le diamètre des billes est constant et la vitesse est variable, générée suivant une fonction gaussienne (série 1). L'autre série verra la vitesse des billes constante et le diamètre variable généré suivant une fonction gaussienne (série 2). Les paramètres (moyenne, écart-type) des fonctions gaussiennes et des constantes utilisées pour la série 1

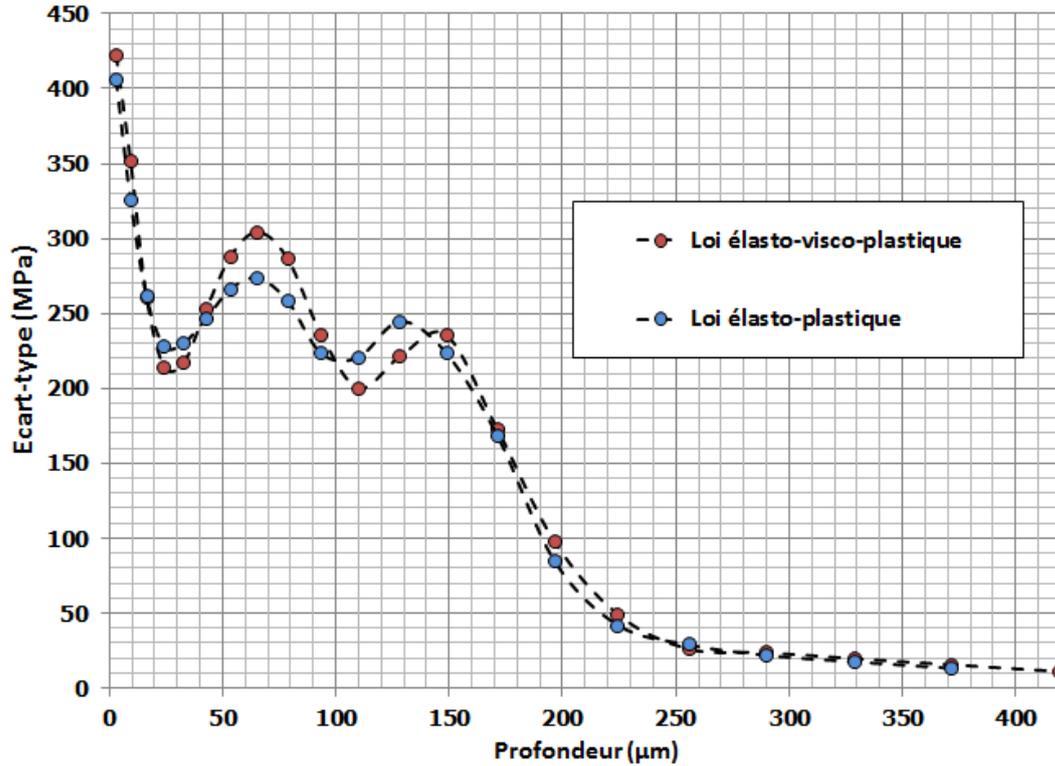


FIGURE 5.14 – Comparaison des profils d'écart-type pour une loi élastoplastique et visco-élastoplastique. Conditions de grenailage F22-23A, 125% de taux de recouvrement

et la série 2 sont ceux issus du chapitre précédent et sont rappelés dans le tableau 5.2.2.

	Série 1	Série 2	Série 3
Vitesse	var. $V = V_m \nu = 5.0$	const. $V = V_m$	var. $V = V_m \nu = 5.0$
Diamètre	const. $D = D_m$	var. $D = D_m \nu = 20 \mu m$	var. $D = D_m \nu = 20 \mu m$

Tableau 5.1 – Description des trois séries de calculs en termes de paramètres grenaille.  $V_m = 75 \text{ m.s}^{-1}, D_m = 345 \mu m$

La série 1 compte 5 simulations numériques ; les profils de contraintes résiduelles mis en regard des profils de dispersion correspondants sont présentés en figure 5.15. Constat est fait que considérer la dispersion de la vitesse au sein de la population de grenaille affecte très peu la contrainte résiduelle surfacique, des différences maximales de 25 MPa sont constatées. Le maximum de compression est également peu affecté bien que les différences aillent jusqu'à 40MPa. C'est la profondeur affectée par la contrainte de compression qui varie le plus, de 170 à 225  $\mu m$ . La variabilité de la vitesse a une influence significative sur le profil de contrainte moyenne.

La série 2, comptant également 5 calculs, conduit à des conclusions différentes (figure 5.16). L'influence de la variabilité du diamètre a très peu d'influence sur le résultat final.

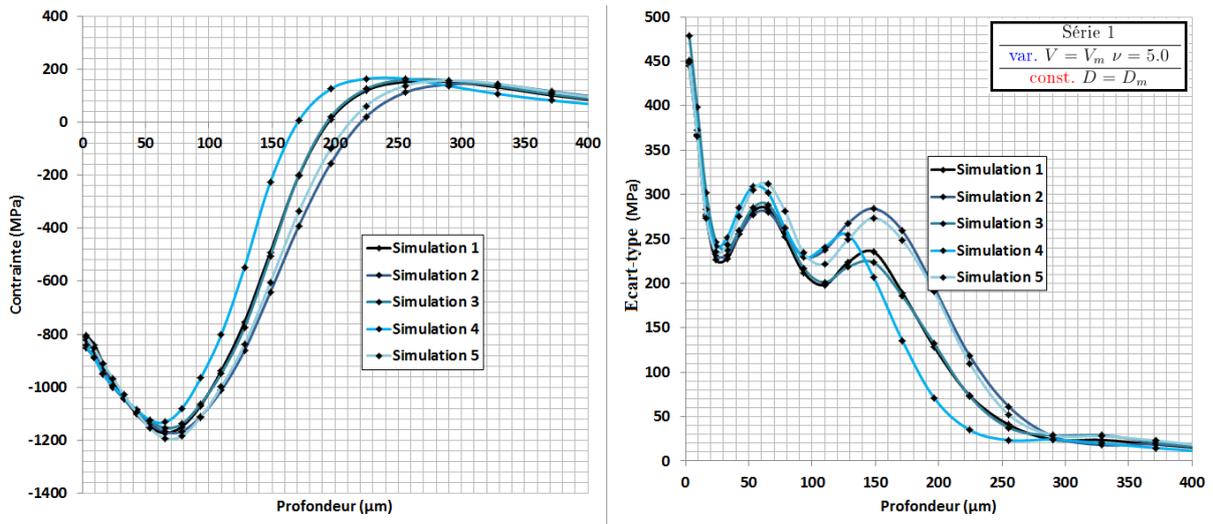


FIGURE 5.15 – Profils numériques de contraintes résiduelles de la série numérique 1 (vitesse variable  $V_m = 75 \text{ m.s}^{-1}$ ,  $\nu = 5.0$  diamètre constant  $D = 345 \mu\text{m}$ ) et dispersion correspondante

La contrainte surfacique ainsi que le maximum de compression ne varient pas de plus de 10 MPa tandis que la profondeur affectée par la compression s'étend de 180 à 192  $\mu\text{m}$ . La dispersion numérique est sensiblement la même d'une simulation à l'autre. La variabilité du diamètre de la grenaille n'a pas d'influence significative sur le profil de contrainte moyenne.

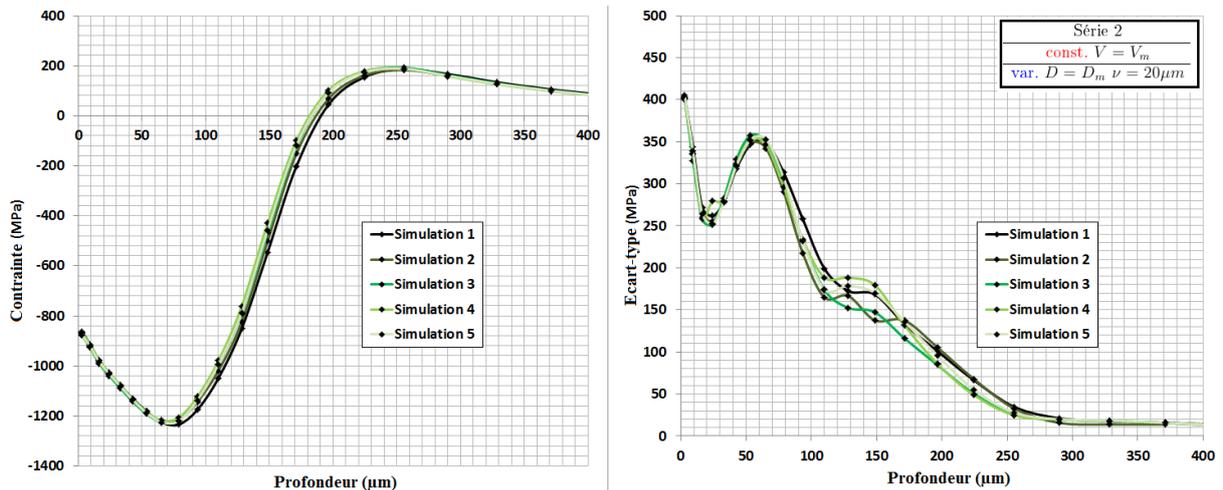


FIGURE 5.16 – Profils numériques de contraintes résiduelles de la série numérique 2 (vitesse constante  $V = 75 \text{ m.s}^{-1}$ , diamètre variable  $D = D_m$ ,  $\nu = 20 \mu\text{m}$  et dispersion correspondante

La série 3, qui compte 10 calculs, se donne pour objectif d'appréhender l'influence conjointe de la variabilité de la vitesse et du diamètre des billes. Elle fournit également un point de vue statistique plus intéressant. Sans surprise, les différences au niveau des

points caractéristiques du profil de contraintes résiduelles sont similaires à celles observées pour la série 1. Cette analyse montre également que, malgré l'importante dispersion des résultats, ceux-ci ont une bonne répétabilité.

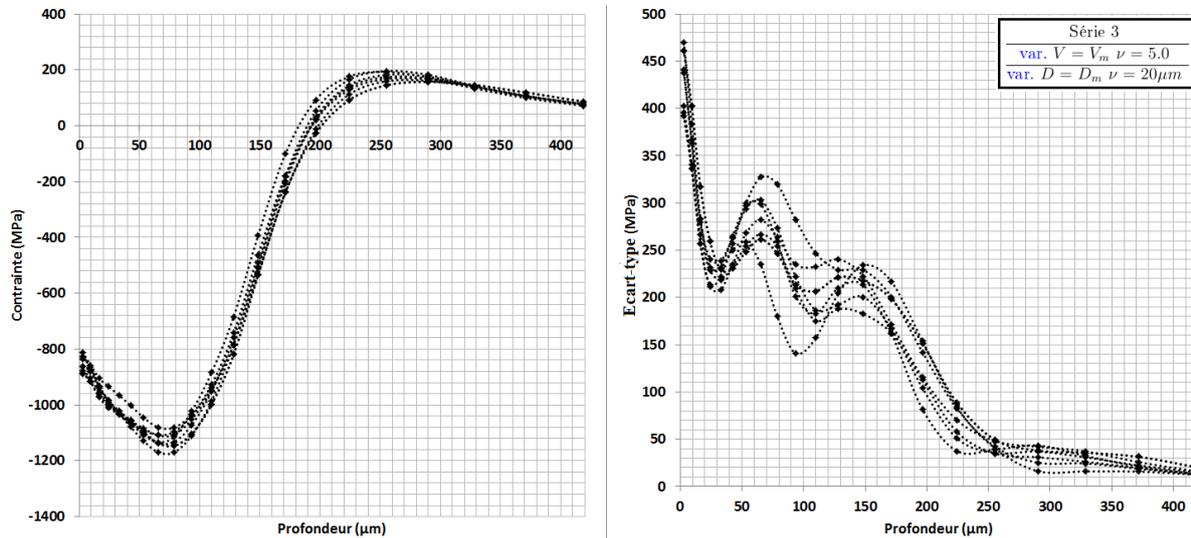


FIGURE 5.17 – Profils numériques de contraintes résiduelles de la série numérique 3 et dispersion correspondante

### 5.2.3 Synthèse

L'étude de la dispersion des résultats du modèle numérique de grenailage a été étudiée via deux approches. Dans un premier temps, par l'étude pour une simulation dans une condition de grenailage donnée, de la dispersion des résultats (contraintes résiduelles, écrouissage) entre les éléments d'une même couche du modèle. Il s'est avéré que cette dispersion est très importante, pouvant atteindre plusieurs centaines de MPa notamment en surface du modèle. Cette dispersion n'est liée ni à des phénomènes saturants tels que le taux de recouvrement ou la taille de la zone d'étude, ni aux aspects visqueux.

Bien que peu nombreuses, des données expérimentales sont en mesure de corroborer ces observations relatives à la dispersion de l'état mécanique après grenailage. Une source est fournie par O. Vöhringer [105]. Dans le cadre de la caractérisation de l'état mécanique d'un acier après grenailage par diffraction des rayons X, 11 mesures de contraintes résiduelles sont effectuées à des endroits différents, espacés d'environ 0.25 mm. L'ouverture du collimateur utilisé pour la mesure DRX est de 0.23 mm. Quant aux conditions de grenailage, la pression de grenailage est de 3 bar, une grenaille de diamètre 0.84 mm et un taux de recouvrement de 125%. Les résultats, donnés la figure 5.18, montrent que les contraintes résiduelles de compression varient de -180 à -500 MPa, pour une moyenne située à -370 MPa. La taille du collimateur est ici du même ordre de grandeur que la zone analysée numériquement, bien que les conditions de grenailage diffèrent. On constate néanmoins que les variations significatives de l'état mécanique sont une réalité physique.

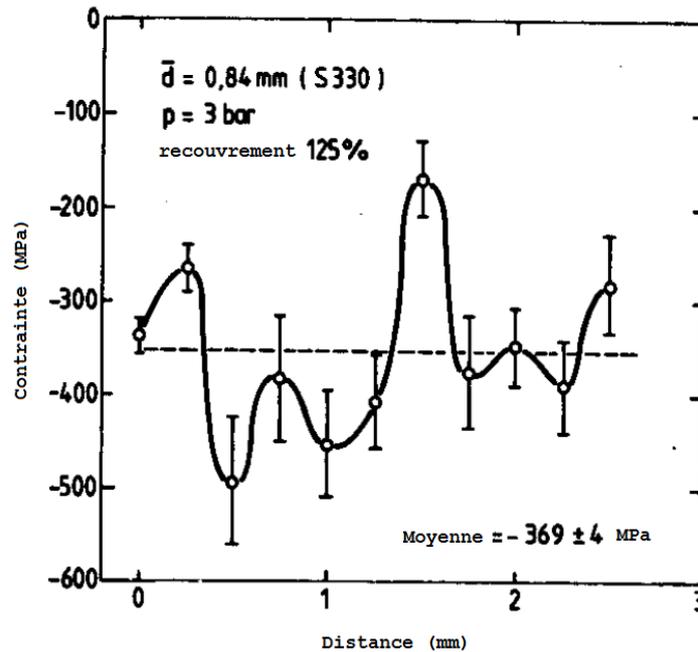


FIGURE 5.18 – Mesures par DRX de contraintes résiduelles sur un acier grenaille en différents points de la surface [105]. Le diamètre du collimateur est ici de 0.23 mm

Les profils d'écaillage, dressés de manière tout à fait similaire aux profils de contraintes, sont également sujet à une dispersion importante des résultats. A l'instar de la contrainte, cette dispersion n'est pas liée à des phénomènes saturants (taille de la zone analysée, taux de recouvrement) ou visqueux. La figure 5.19 montre que l'écart-type atteint des valeurs de l'ordre de 40% de la valeur nominale de l'écaillage, avec là encore les valeurs les plus importantes en surface. Ces observations sont une source précieuse d'informations pour l'étude du comportement en fatigue d'une pièce grenillée. En effet, l'étude de la dispersion donne accès à l'état mécanique après grenaille le plus favorable à l'amorçage des fissures.

Dans un deuxième temps, la variabilité de deux paramètres du procédé sont étudiés via la dispersion de la taille et de la vitesse de la grenaille. Il a été constaté que la variabilité de la vitesse impacte de manière significative les résultats numériques. En revanche, tenir compte de la répartition réelle des tailles de billes n'a que très peu d'influence sur le profil moyen de la contrainte. Au delà de cette dernière observation, constat est fait que malgré une forte dispersion des contraintes dans les couches d'éléments, le profil moyen est relativement stable. Bien que la profondeur affectée puisse varier, le profil moyen demeure très stable en regard de la dispersion observée. Cette remarque est à mettre en perspective des conclusions du chapitre précédent. Il a en effet été établi que le modèle a tendance à sous-estimer la profondeur de retour à contraintes nulles, or cette profondeur est affectée par la seule variation de vitesse des billes au sein du jet. Le modèle n'est donc pas directement à incriminer sur ce point.

En conclusion, la donnée du profil moyen de contraintes résiduelles ou d'écaillage

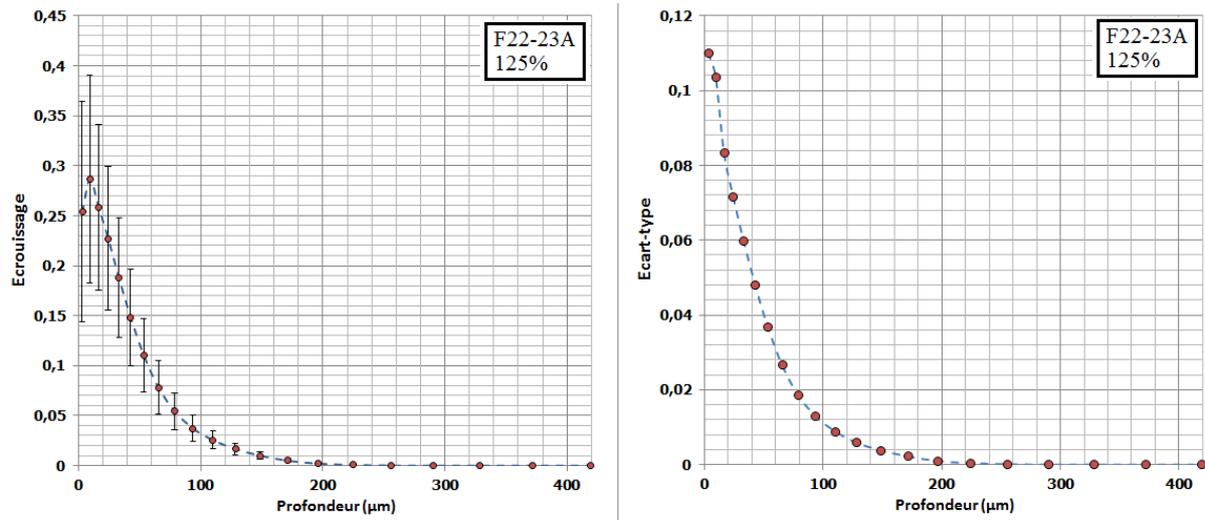


FIGURE 5.19 – Profil d'écroûissage avec barres de dispersion et profil d'écart-type. Conditions de grenailage F22-23A, 125% de taux de recouvrement

est effectivement une information pertinente car répétable. Mais elle peut être enrichie d'informations relatives à l'amorçage grâce à la dispersion dans les couches d'éléments. En effet, si ces dispersions s'avèrent avoir un fondement et une existence physique, cette approche probabiliste permet d'estimer le "pire état mécanique" que l'on puisse localement rencontrer et qui sera le plus favorable à l'initiation de fissures. La donnée de cet état mécanique peut servir de point de départ d'une simulation en fatigue.

### 5.3 Application du modèle à un cas pratique : grenailage d'un coin

Une application du modèle numérique est ici proposée, dans le but d'avancer des pistes de réflexion sur un cas pratique rencontré au cours du grenailage industriel d'une pièce mécanique. Il s'agira d'une première étape vers l'adaptation de la méthodologie de prédiction de l'état mécanique post-grenailage à des géométries complexes. Cette application est le grenailage d'un coin, cas non traité dans la littérature.

#### 5.3.1 Présentation du modèle

Le coin est supposé faire partie d'une pièce de grandes dimensions, pour laquelle on s'intéresse localement à l'état mécanique après grenailage. Les dimensions du massif sont donc choisies afin que celles-ci n'influent pas sur le résultat du calcul. Le coin est représenté par un cube d'1 mm de côté, et une arête portant un congé. Dans la pratique, un tel congé est réalisé sur les pièces pour éviter les angles vifs qui favorisent la concentration de contraintes. Ici, le rayon du congé est de 0.05 mm, ce qui se rapproche du cas d'une arête vive. L'objectif est ici d'introduire la discussion à propos de la transition des champs autour d'une singularité géométrique.

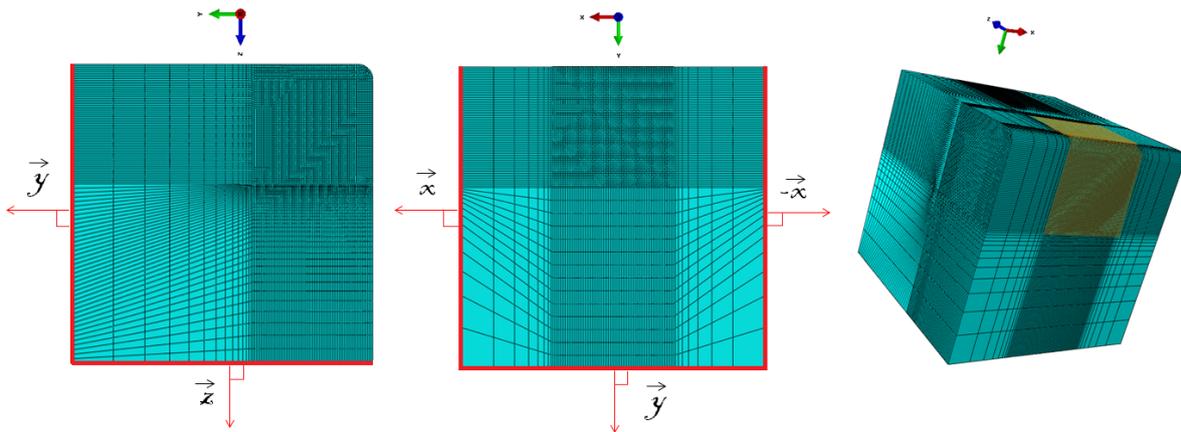


FIGURE 5.20 – Modèle numérique du coin, conditions aux limites et zone impactée (en sur-brillance à droite).

Le cadre de travail mis en place pour le modèle de grenailage d'un massif semi-infini a été appliqué ici (dimensions du massif, maillage, amortissement numérique et contrôle du bilan d'énergie). Les conditions aux limites sont schématisées en figure 5.20. Les mouvements des noeuds sur les faces latérales du cube sont bloqués suivant leur normale ( $\vec{x}$  et  $-\vec{x}$ ). On bloque également le mouvement des noeuds des faces opposées au coin suivant leur normale ( $\vec{z}$  et  $\vec{y}$ ). La matière encadrant la zone grenillée (en jaune), est formée d'éléments garantissant l'amortissement des ondes élastiques et le caractère infini du massif.

Plusieurs scénarii sont investigués ici :

- grenailage d'une seule face du coin,
- grenailage simultané des deux faces,
- grenaille séquentiel des faces.

La pertinence des divers scénarii, notamment le grenailage des deux surfaces simultanément, n'est pas discutée ici. L'objectif est d'alimenter la compréhension des mécanismes de création des contraintes résiduelles lorsque la géométrie de la pièce a une forte influence. La méthodologie d'extraction des données numériques est semblable à celle mise en place pour le massif semi-infini, mais deux profils sont proposés, un pour chaque face du coin. Afin d'éviter les confusions, la face utilisée pour dresser le profil sera illustrée à chaque fois. Comme précédemment, le profil pour une grandeur mécanique donnée est dressé en moyennant cette grandeur sur tous les éléments de la surface.

### 5.3.2 Grenailage d'une face

Dans cette situation, une seule face est grenillée avec une intensité de F22-23A et un taux de recouvrement de 125% sur la surface analysée. On analyse les composantes du tenseur des contraintes  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$  et l'équivalent de déformation plastique, suivant deux profils différents. Le premier profil est dressé suivant la face de normale  $-\vec{z}$  (face grenillée) et le deuxième suivant la face de normale  $\vec{y}$  (face non grenillée). Les profils sont dans les deux cas réalisés à partir du bord de la pièce, i.e. du début du coin. La schématisation

de ce processus d'analyse est proposée à la figure 5.21, ainsi que les résultats numériques correspondant à chaque profil.

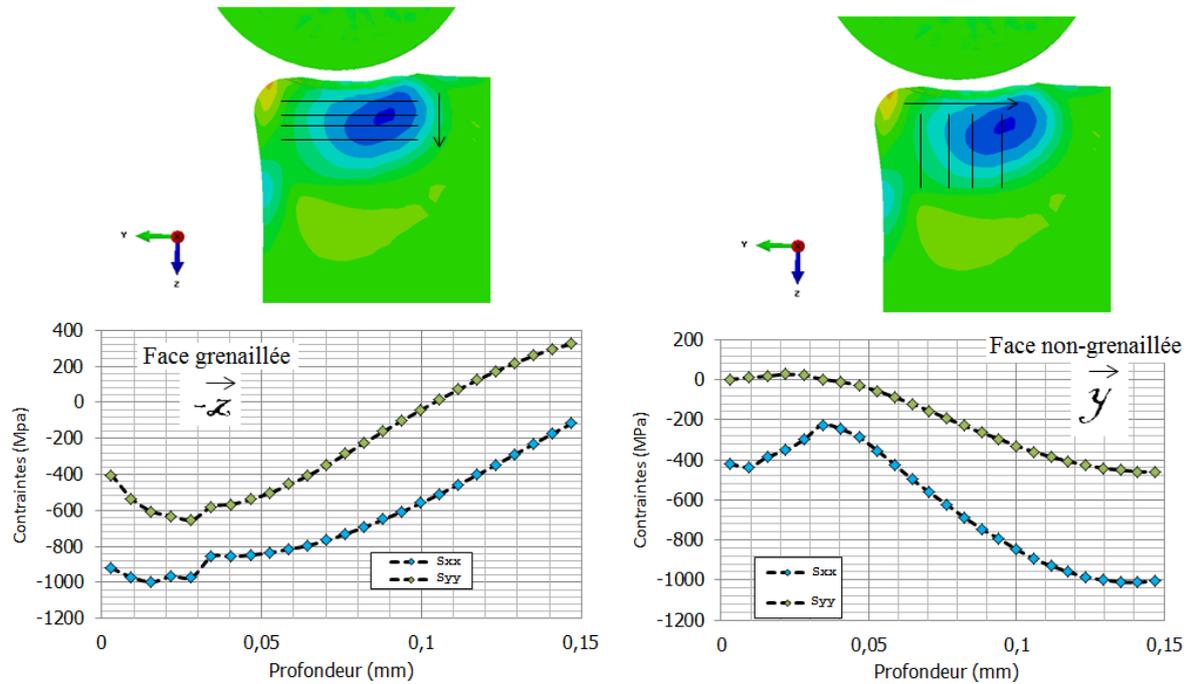


FIGURE 5.21 – Extraction des composantes de la contrainte suivant deux profils - Simulation du grenailage de la face haute uniquement.

On note que le profil de contraintes résiduelles  $\sigma_{xx}$  extrait suivant la surface de normale  $-\vec{z}$  (profil de gauche) a la forme et atteint des niveaux tout à fait équivalents à celui observé dans les mêmes conditions de grenailage sur massif semi-infini. Bien que gardant la même forme, le profil de contraintes  $\sigma_{yy}$  atteint des niveaux de compression plus faibles. La différence entre les deux composantes est quasiment constante et de l'ordre de 500 MPa, on perd donc le caractère équi-biaxial des contraintes, ce qui s'explique par la présence du bord du massif.

Les profils extraits suivant la face de normale  $\vec{z}$  sont quant à eux très différents de ceux observés jusqu'à présent. Pour les deux composantes  $\sigma_{xx}$  et  $\sigma_{yy}$ , on remarque d'une part que la forme de leur profil est semblable, et d'autre part que les valeurs en surface sont globalement les plus faibles en valeur absolue, puis croissent dans la profondeur. Il est rassurant de noter que la composante  $\sigma_{yy}$  est nulle en surface, respectant ainsi les conditions aux limites.

On s'intéresse maintenant au profil d'érouissage suivant chacune des faces, présenté sur la figure 5.22. L'extraction suivant la face de normale  $-\vec{z}$  (figure de gauche) amène à un profil moyen dont la forme est familière et correspond à celui d'un massif semi-infini. Les niveaux d'érouissage atteints sont sensiblement équivalents à ceux obtenus dans les mêmes conditions sur le massif. L'extraction suivant la face de normale  $\vec{y}$  révèle une forme

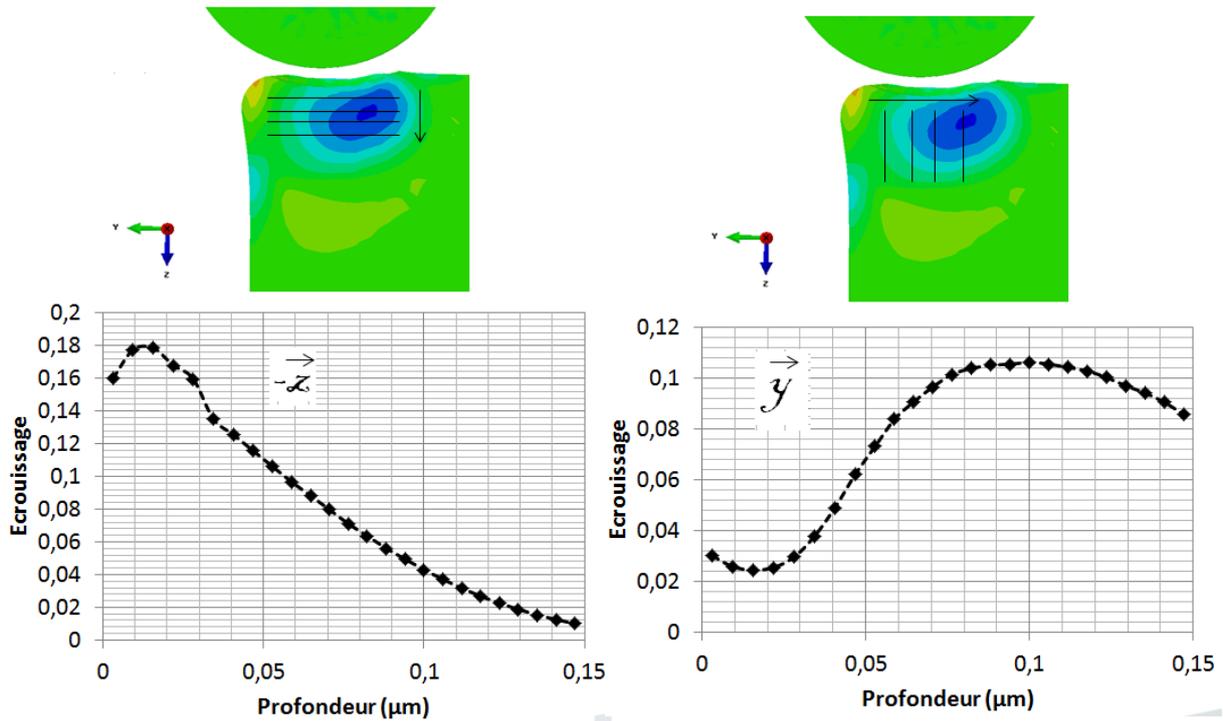


FIGURE 5.22 – Extraction des profils d'écroissage suivant deux profils - Simulation du grenailage de la face haute uniquement.

singulière, croissante jusqu'à  $100 \mu m$  puis décroissante.

Cette étude du grenailage d'un coin sur une seule face se place comme le prolongement de l'étude du massif, posant la question de l'influence d'un bord. Elle nous permet également de fixer un état de référence pour les deux cas suivants, le grenailage simultané et séquentiel des deux faces du coin.

### 5.3.3 Grenailage simultané des deux faces

Le coin est maintenant grenailé sur ses deux faces simultanément. La méthodologie d'extraction demeure la même que précédemment. La figure 5.23 donne les composantes  $\sigma_{xx}$  et  $\sigma_{yy}$  extraites suivant les faces de normale  $-\vec{z}$  (gauche) et  $\vec{y}$  (droite). Il est intéressant de noter que les deux composantes présentent des profils quasiment identiques suivant les deux faces. Le grenailage simultané des deux faces engendre donc la symétrie des champs de contraintes. Les légères différences s'expliquent par le fait que les billes sont positionnées aléatoirement sur chacune des faces, le grenailage n'est donc pas strictement symétrique. De plus, la différence entre les deux composantes est à nouveau constante et d'environ 500 MPa.

L'aspect symétrique du grenailage se retrouve également sur l'écroissage, ce que montre la figure 5.24. Les niveaux obtenus et les formes sont très proches. Ainsi, on retrouve avec le grenailage simultané d'un coin, des niveaux et des formes de champs

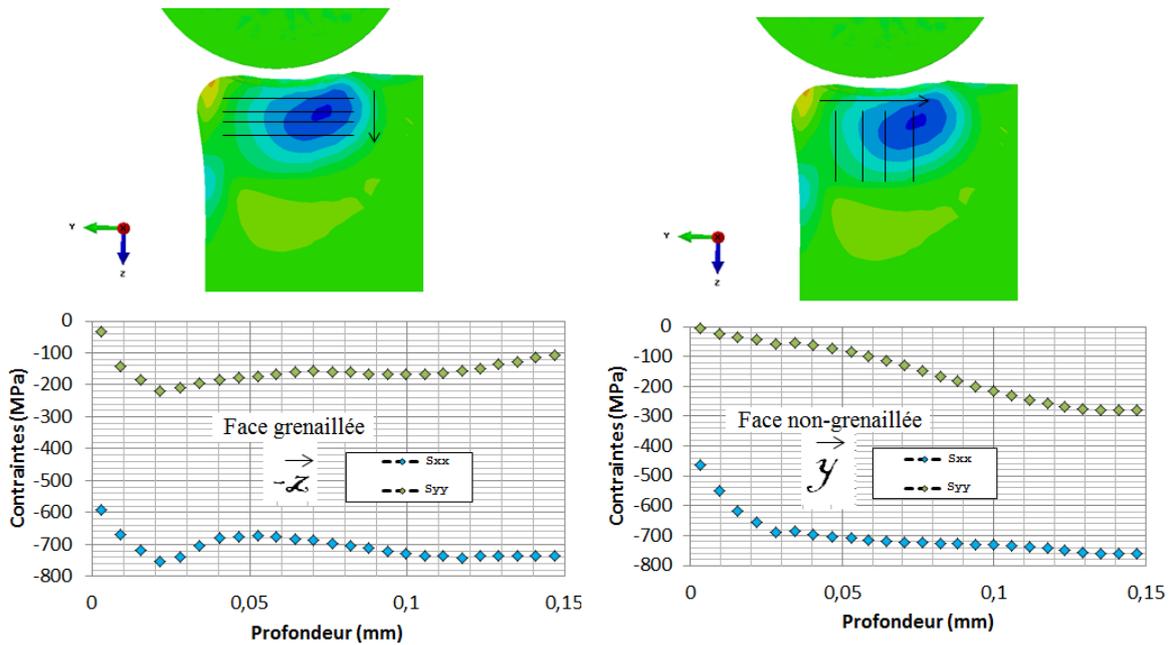


FIGURE 5.23 – Extraction des composantes de la contrainte suivant deux profils - Simulation du grenaillage des deux faces simultanément.

mécaniques semblables au grenaillage d'un massif.

### 5.3.4 Grenaillage séquentiel des deux faces

On reprend à nouveau la même approche pour l'analyse des contraintes résiduelles (figure 5.25) et de l'érouissage (figure 5.26), cette fois dans le cas d'un grenaillage séquentiel des deux faces. La face du haut est grenaillée la première. En termes de contraintes, il est très intéressant de noter que les composantes  $\sigma_{xx}$  et  $\sigma_{yy}$  ne sont plus similaires sur les deux profils. L'aspect séquentiel rompt donc la symétrie des champs. De plus, on s'aperçoit que les profils ont la même forme que ceux observés pour le grenaillage d'une face. La face grenaillée la première marque de son empreinte l'état mécanique de manière privilégiée.

Une fois encore, les tendances repérées sur les composantes du tenseur de contraintes résiduelles sont observées également sur l'érouissage : celui-ci n'est pas symétrique sur les deux faces. Cependant, la similitude s'arrête là, puisque leur forme n'est pas du tout similaire à celles obtenues dans le cas du grenaillage d'une face.

### 5.3.5 Synthèse

Le coin est l'une des géométries singulières les plus simples, et a pu être étudiée avec notre modèle dans le cadre de ce travail. Son étude permet d'apporter des pistes de réflexion sur plusieurs fronts. Tout d'abord, sur la question de l'évolution du champ mécanique dans un massif à proximité d'un bord, analysé dans le cas du grenaillage d'une seule face du coin. Il apparaît que les profils de contraintes résiduelles dans l'axe du coin

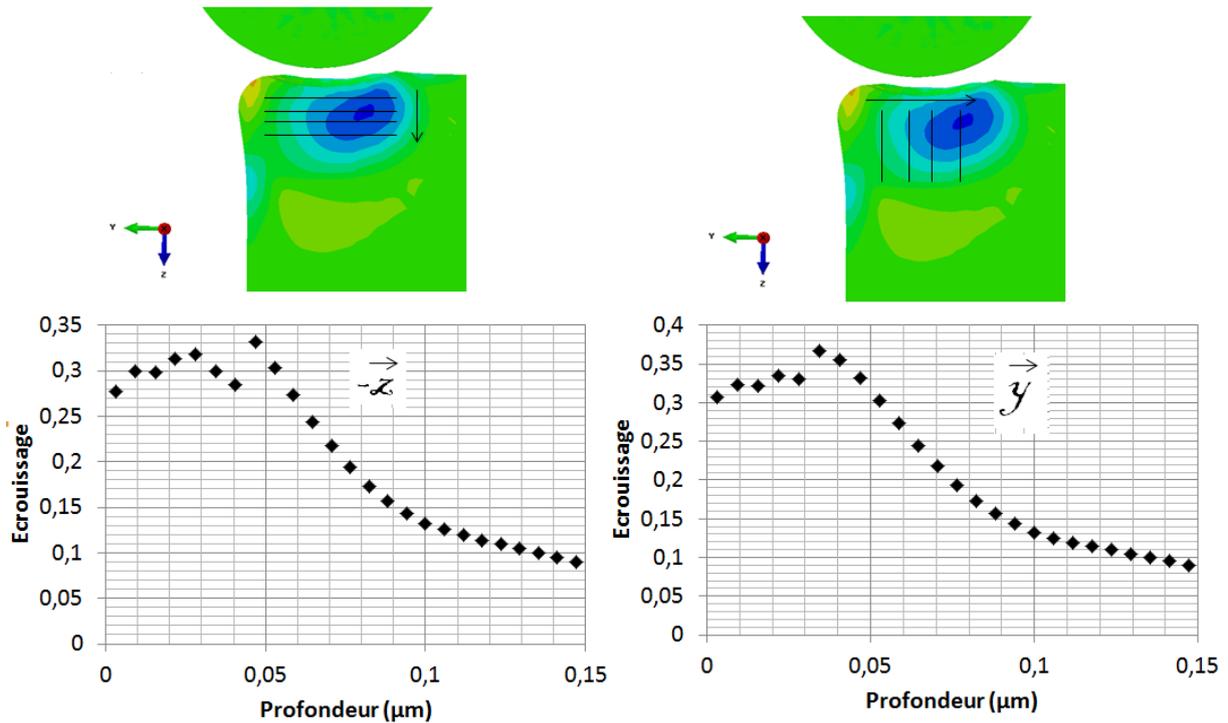


FIGURE 5.24 – Extraction de l'écroissage suivant les deux faces - Simulation du grenailage des deux faces simultanément.

( $\sigma_{xx}$ ) et d'écroissage extraits dans la direction de la normale à la surface grenillée sont équivalents, tant qualitativement que quantitativement à ceux observés dans le cas d'un massif semi-infini. En revanche, la présence du coin se manifeste par un abattement notable de la contrainte perpendiculaire à l'axe du coin ( $\sigma_{yy}$ ) différente d'environ 500 MPa dans les conditions de grenailage choisies. Les champs analysés dans la direction de la normale à la surface non grenillée montrent des formes de profils différentes, mais en respect des conditions aux limites. L'état de contraintes équi-biaxial n'est plus vérifié.

Les scénarii séquentiel et simultané apportent quant à eux des réponses sur les mécanismes aboutissant au champ final dans cette géométrie singulière. En pratique, il est très probable que le trajet d'une buse grenillant un coin soit une situation intermédiaire entre ces deux cas. Il est en effet difficile de ne greniller strictement qu'un seul coin puis l'autre ou de greniller les deux exactement en même temps. Il en ressort toutefois que la simultanéité du procédé garantit l'égalité des profils pour une grandeur donnée suivant les deux faces du coin. En revanche, un grenailage séquentiel donne lieu à des profils de contraintes résiduelles sensiblement équivalents au grenailage d'une seule face. L'ordre dans lequel le coin est grenillé a donc un impact significatif sur les champs finaux, ce qu'illustre dans le détail la figure 5.27.

Un autre point soulevé par cette étude est le challenge en termes de temps de calcul que pose l'analyse des géométries complexes. Les simulations de grenailage sur massif-semi infini durent en moyenne entre 4 et 15 jours selon les conditions choisies. L'importation

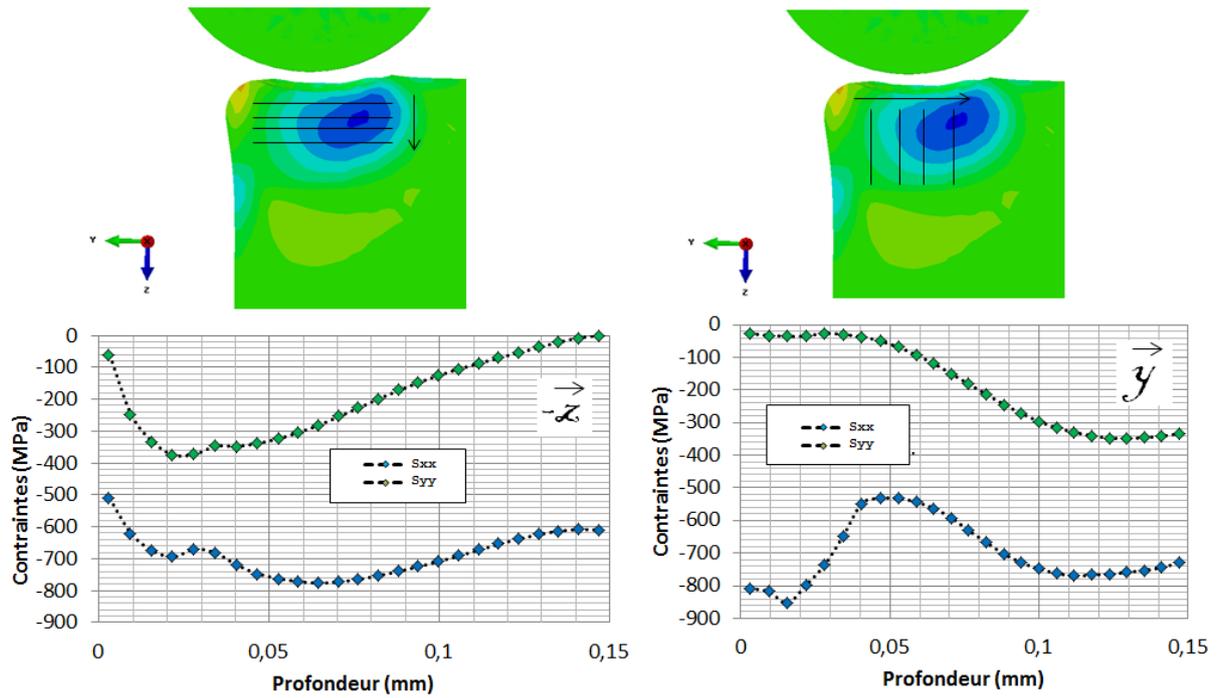


FIGURE 5.25 – Extraction des composantes de la contrainte suivant deux profils - Simulation du grenailage des deux faces séquentiellement, face du haut grenailée en premier.

d'une géométrie s'accompagne d'une multiplication du nombre de noeuds. Les calculs sur coin peuvent s'avérer nettement plus lourds si l'on considère un important rayon de courbure notamment.

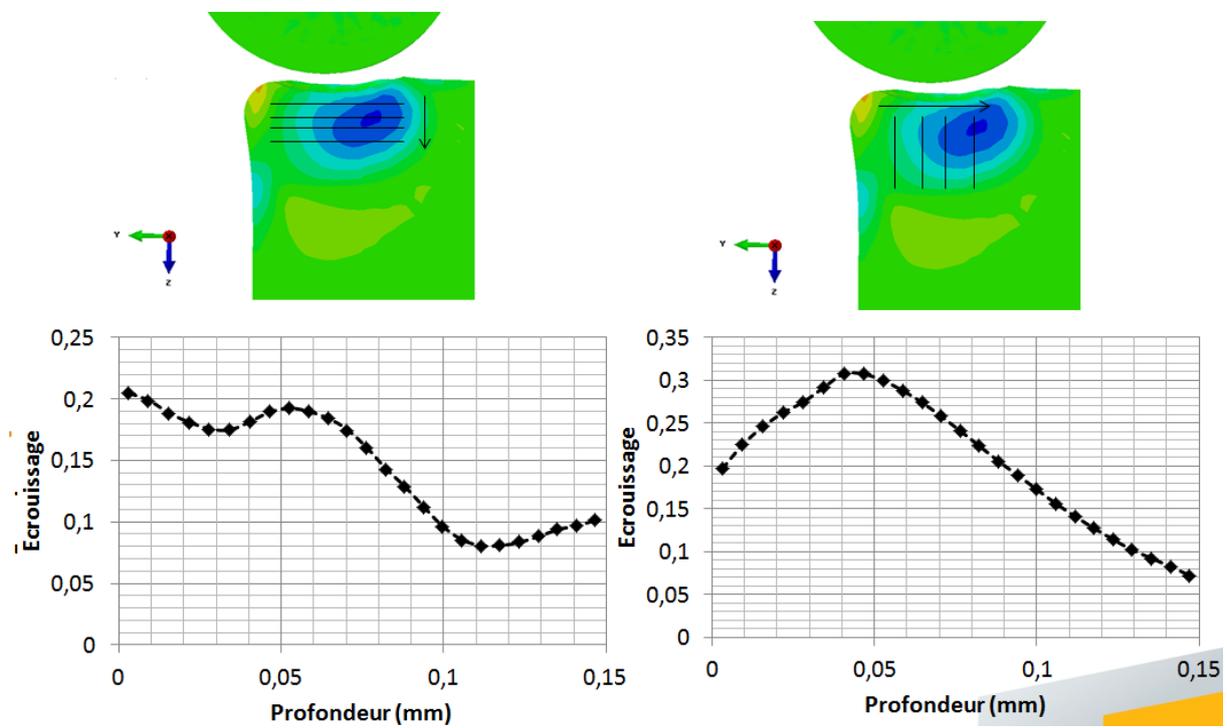


FIGURE 5.26 – Extraction des composantes des contraintes suivant deux profils - Simulation du grenailage des deux faces séquentiellement, face du haut grenailée en premier.

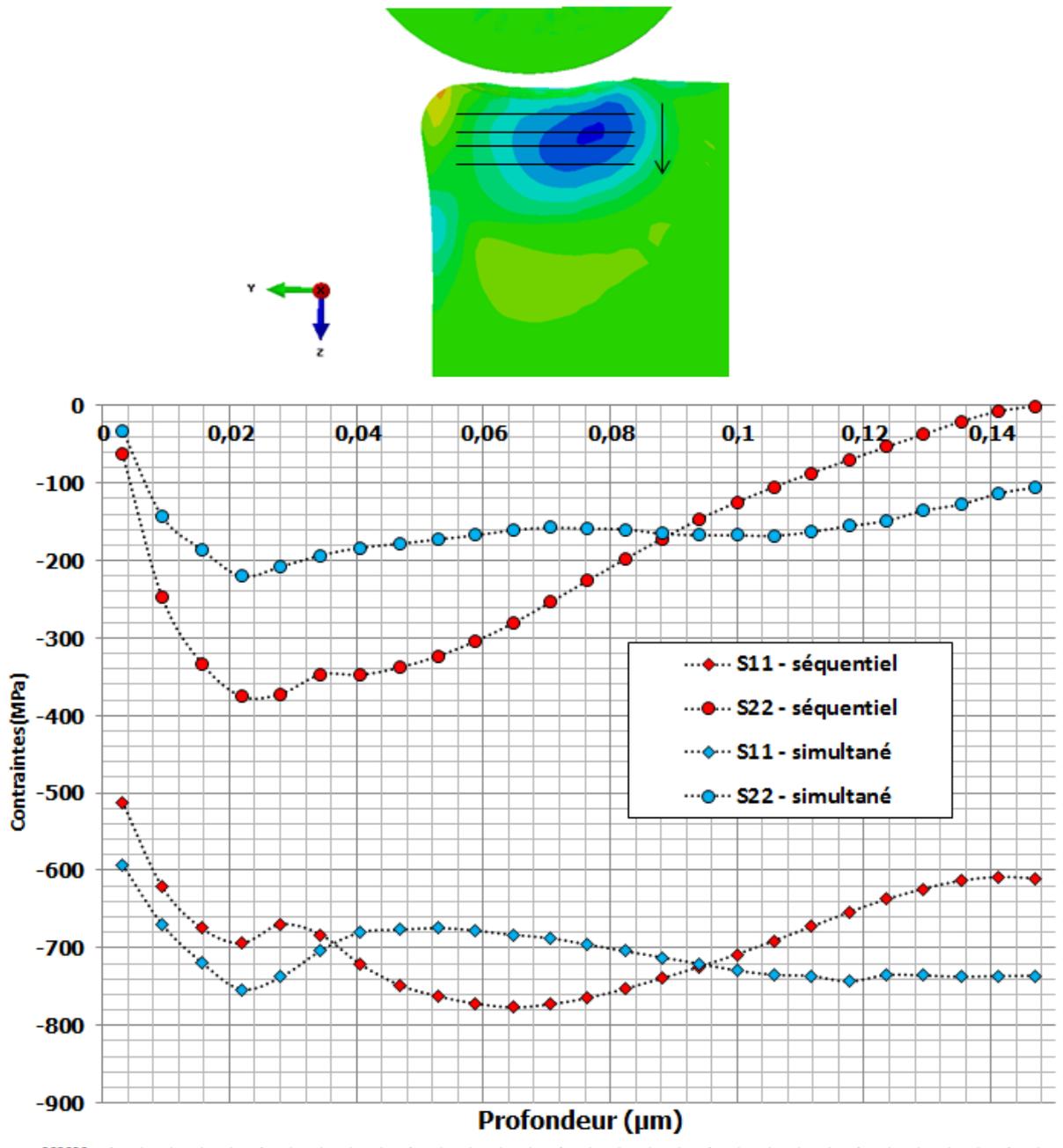


FIGURE 5.27 – Comparaison des profils de contraintes pour les grenailages séquentiel et simultané. Extraction suivant la face de normale  $-\vec{z}$

# Chapitre 6

## Conclusions générales et perspectives

Le procédé de grenailage et son impact sur la durée de vie d'une pièce focalisent l'attention de la communauté des chercheurs en mécanique depuis de nombreuses années. L'impact de ce procédé est mesuré par l'intermédiaire du champ de contraintes résiduelles générées dans la matière dont la conséquence est une amélioration du comportement en fatigue de la pièce. Ces bénéfices peuvent s'avérer énormes, multipliant par deux voire plus la durée de vie. Néanmoins, de multiples facteurs engendrent, dans certaines conditions thermo-mécaniques encore mal maîtrisées, un abattement parfois drastique et brutal de ce champ de contraintes de compression bénéfique. La connaissance, encore partielle, du phénomène de relaxation des contraintes résiduelles invite les industriels à une grande prudence lorsque des pièces critiques telles que des disques de turbine haute pression sont considérées.

L'objectif de ce travail était de proposer une modélisation déterministe du grenailage de précontrainte, première étape nécessaire à l'intégration du procédé dans la phase de dimensionnement d'un disque de turbine haute pression en Inconel 718. La prédiction de l'état mécanique après application du procédé doit permettre de définir l'état initial de la matière en vue de modéliser son comportement en fatigue, objet de la thèse de J. P. Goulmy. In fine, cette méthodologie complète, de la simulation du procédé à la prédiction de la durée de vie, doit pouvoir être appliquée à une pièce de géométrie complexe, travail réalisé dans le cadre de la thèse de M. Gelineau.

L'étude bibliographique menée sur le procédé en lui-même et sa modélisation a permis de mettre en avant plusieurs besoins et lacunes :

- les aspects matériaux et comportement revêtent une importance de premier plan dans la prédiction du champ de contraintes résiduelles. Pourtant, peu de recherches intègrent une caractérisation poussée du comportement et du chargement subi par la matière. L'influence de la microstructure initiale demeure également un point non étudié,
- l'écroûissage est clairement identifié comme un facteur très influent sur la relaxation des contraintes résiduelles. Mais aucun modèle ne propose de prédire l'évolution de cette grandeur au cours du procédé,
- le grenailage de précontrainte invite à une approche statistique de l'état mécanique, de par le nombre important de billes mis en jeu. Les champs étudiés numériquement

et expérimentalement sont de plus des champs moyens. Pourtant peu d'études s'intéressent à l'état mécanique local et aux dispersions observées qui peuvent fournir des informations précieuses sur le procédé.

L'étape préliminaire à la mise en place du modèle a consisté en l'identification d'une loi de comportement permettant de tenir compte des aspects cinématiques, isotropes et visqueux. Afin d'évaluer l'importance de chaque composante, une loi non visqueuse et une loi purement isotrope ont également été comparées. Cette étude a été doublée d'une étude des trajets de chargement subis par la matière dans le cas de l'impact d'une puis de plusieurs billes. Les conclusions sont formelles sur le besoin de prendre en compte les aspects cinématiques et visqueux. Une caractérisation complémentaire du comportement dynamique du matériau par essais d'indentation dynamique est proposée en perspective [60]. Cette méthode présente l'avantage d'étudier la matière d'un point de vue très local et permettrait d'étudier seulement la réponse visqueuse de la surface impactée au cours du grenailage.

Un deuxième point original relatif à la réponse du matériau vis-à-vis du grenailage est l'analyse du grenailage de deux microstructures. La première microstructure, dite de référence, est issue du disque de turbine faisant l'objet de ce projet. La seconde microstructure a subi un traitement thermique afin de faire grossir ses grains et d'exacerber les phénomènes liés à ce paramètre. La conclusion est que l'influence de la taille de grain initiale n'est globalement pas significative sur l'impact du grenailage. En revanche, cette étude ne prévaut en aucun cas de l'influence de ce paramètre microstructural sur la relaxation des contraintes résiduelles. Ce point est traité dans la thèse de J. P. Goulmy.

Une des principales contributions de ce travail à la modélisation du procédé de grenailage est la prédiction de l'écrouissage de la matière. Pour cela, une imposante campagne expérimentale a été mise en place, intégrant une méthodologie de calibration, basée sur la largeur de corde mesurée expérimentalement par DRX. La donnée de la largeur de corde regroupe des informations à diverses échelles de la matière, ce qui en fait une mesure globale du désordre présent dans le réseau cristallin. La recherche d'une variable afin de faire le lien avec la mesure expérimentale amène à se tourner vers une variable scalaire ; la déformation plastique équivalente s'est révélée la plus pertinente. L'étude expérimentale a mis en évidence que l'écrouissage augmente avec le taux de recouvrement et l'intensité de grenailage, ce que le modèle est en mesure de reproduire fidèlement. On constate toutefois des difficultés à reproduire avec précision l'écrouissage en surface du massif. Les problèmes de contact numériques, non traités ici sont une piste potentielle d'explication. On propose également, pour la poursuite de ce travail, l'analyse EBSD du volume plastifié par une bille au cours d'un impact. Ces données permettront une corrélation plus fine du modèle et de réduire également les écarts à la mesure, et sont actuellement en cours de réalisation.

Le modèle numérique mis en place a fait l'objet d'une campagne étendue de grenailage, intégrant une large frange de conditions de grenailage. Cette base de données a permis d'étudier l'influence des paramètres procédé (intensité, taux de recouvrement) sur les champs mécaniques (contraintes résiduelles et écrouissage). Une conclusion intéres-

sante est que l'influence du taux de recouvrement dépend de l'intensité. Pour une intensité de travail modéré, il est difficile de tirer des conclusions sur l'influence du taux de recouvrement. Pour une intensité plus forte, on observe une corrélation nette entre la forme des profils des contraintes résiduelles et de l'érouissage avec le taux de recouvrement jusqu'à atteindre un seuil de saturation. Ces informations sont autant de données qui ont rendu possible la bonne corrélation du modèle et d'en assurer sa robustesse.

Ce travail propose également une analyse statistique nouvelle du grenailage. Cette approche se décompose en deux thématiques principales, la première visant à étudier la dispersion des résultats des champs mécaniques au sein du massif autour de la valeur moyenne calculée. Cette donnée apporte des informations sur ce que peut voir localement la matière et aide à l'identification de l'état mécanique le plus défavorable potentiellement rencontré vis-à-vis de la tenue en fatigue. Certaines zones du massif peuvent être en traction alors que la valeur moyenne mesurée est de l'ordre de -800 MPa. Quelques mesures issues de la littérature viennent appuyer les observations faites numériquement, mais une investigation plus poussée est nécessaire, et suggérée en perspective de ce travail. On pense notamment à des mesures par DRX à l'aide d'un collimateur de petite taille pour capter une information locale. La deuxième thématique repose sur l'analyse de la variabilité des paramètres du procédé. Deux paramètres ont été étudiés, la vitesse des billes (liée à l'intensité) et leur diamètre. Plusieurs séries de calcul ont été menées et amènent à la conclusion que la variabilité des paramètres procédé influe significativement sur la profondeur affectée par la contrainte de compression. Celle-ci peut varier de 10%, ce qui affecte directement l'efficacité du grenailage. Le point de vue statistique proposé ici représente donc un potentiel riche qu'il serait intéressant de continuer à développer.

L'analyse des champs mécaniques, rendue possible par le modèle, permet finalement, de proposer la définition d'un état post-grenailage. Cet état est pris comme état initial pour la modélisation du comportement en fatigue d'un massif en Inconel 718 grenailé et assure le relai vers la deuxième étape de ce projet. Ce passage de relai soulève un point important. Les formalismes mis en place pour la description des aspects viscoplastiques à fort taux de déformation (pour la modélisation du grenailage) d'une part et pour le phénomène de relaxation des contraintes résiduelles (pour la modélisation de la fatigue) d'autre part sont bien souvent distincts. C'est notamment le cas du formalisme proposé dans le cadre de ce travail et de celui développé dans le cadre de la thèse de J.-P. Goulmy. L'initialisation des variables d'état d'une loi à l'autre n'est alors pas immédiat. Pour répondre à ce besoin, une méthode a été développée. D'une manière générale, au cours de la simulation du procédé, la réponse en contrainte d'une loi de comportement est calculée à partir d'un incrément de déformation. On réalise alors simplement le calcul de la réponse des deux formalismes pour le même incrément de déformation dans le calcul éléments finis, ce qu'illustre la figure 6.1. De cette manière les deux lois évoluent en parallèle pour la même histoire mécanique. A la fin de la simulation, les variables d'état des deux formalismes décrivent un état mécanique équivalent. L'initialisation du calcul est alors possible. On précise que cette démarche n'a de sens que si les deux formalismes sont identifiés sur les mêmes essais de comportement.

Une première réflexion vers l'étude des géométries complexes est également proposée

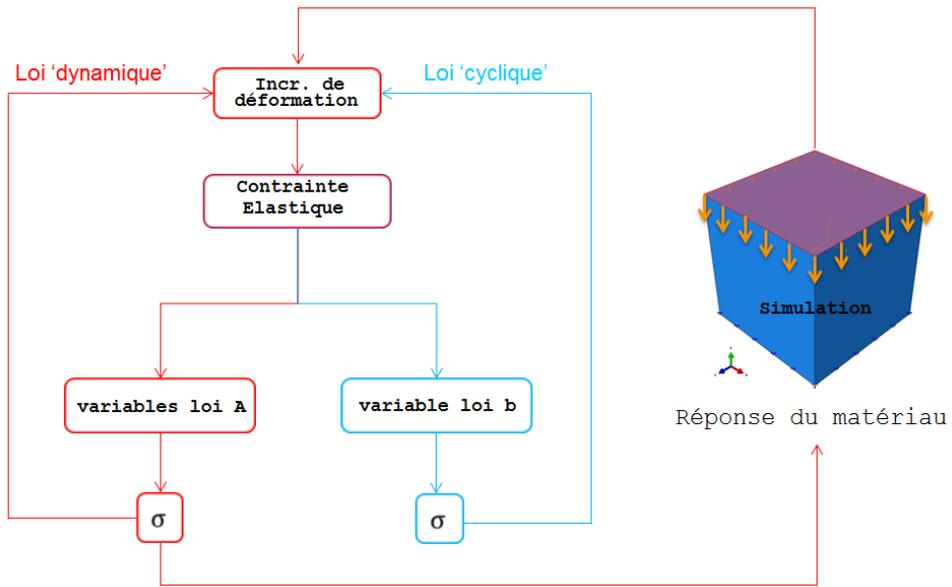


FIGURE 6.1 – Principe de fonctionnement de la méthode d'équivalence entre deux formalismes pour un même chargement mécanique.

via l'étude du grenailage d'un coin. L'évolution des profils de contraintes et d'écroûissage a pu être mis en évidence à proximité de la singularité. Il a pu également être constaté que l'ordre dans lequel sont grenillées chacune des faces a un impact important sur le résultat du procédé. D'une manière plus générale, le modèle permet de travailler sur des géométries dites représentatives des singularités rencontrés sur des pièces complexes (angles, trous, rigole). La prédiction des champs mécaniques après grenailage sur des géométries de pièces réelles est un sujet très peu traité, auquel on propose ici une première contribution.

# Chapitre 7

## Annexe - Protocole pour la mesure par diffraction des rayons-X

Une fois la préparation du diffractomètre et l'étalonnage du détecteur réalisée, nous disposons d'un outil nous permettant d'obtenir des mesures locales de l'état des contraintes résiduelles au sein du matériau. Nous décrivons dans ce chapitre l'ensemble de la méthodologie qui a été mise en place afin d'obtenir les profils de contraintes résiduelles et d'érouissage présentés dans cette thèse. Nous détaillerons les conditions de diffraction puis les conditions d'acquisition qui ont été choisies pour cette étude. Nous nous pencherons également sur la stratégie mise en place pour l'analyse des données ainsi qu'un regard critique sur l'incertitude et la validité des nombreuses mesures réalisées.

### 7.1 Enlèvement de matière sur éprouvettes

On cherche dans le cadre de la présente étude à évaluer les contraintes générées par le grenailage sur toute la profondeur affectée par le procédé. Or, le profil de contraintes résiduelles introduit suit une forme caractéristique représentée à la figure 1.9. Etant donné la faible pénétration des rayons X dans la matière (de l'ordre de  $10 \mu m$  - un calcul détaillé est proposé dans cette annexe), il est nécessaire de procéder à des enlèvements de matière successifs. Ces enlèvements de matière sont réalisés par polissage électrolytique, méthode consistant à générer un courant électrique dans une solution électrolytique qui, mise en contact avec une surface métallique conductrice, va éroder cette dernière (figure 7.1). L'intérêt d'une telle méthode est que les contraintes résiduelles générées au cours du polissage sont négligeables. Les contraintes dues au grenailage ne sont donc pas affectées.

L'électrolyte utilisé pour le polissage est une solution composée d'éthanol (70% volumique), d'acide perchlorique (20%) et d'éther monométhyle de propylène-glycol (10%). Le polissage est réalisé à température ambiante (20°C). Les intensités d'utilisation sont telles que l'échauffement de la solution reste faible d'un polissage à l'autre. Ainsi, le refroidissement se fait par simple circulation d'eau à température ambiante. Le contrôle de l'épaisseur enlevée est suivi par trois méthodes différentes, détaillées dans la section 7.5.

Certaines précautions sont à prendre lors de l'usage de la polisseuse. En plus du système de refroidissement intégré au montage, afin de prévenir tout risque d'explosion, les

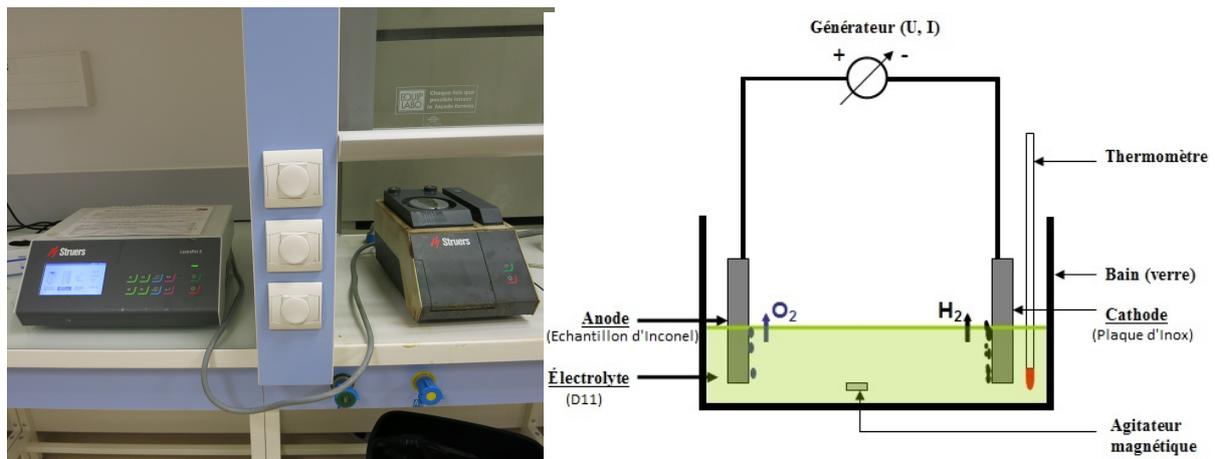


FIGURE 7.1 – A gauche - montage expérimental de polissage électrolytique. A droite - principe de fonctionnement.

manipulations se font sous hotte aspirante, équipé de gants, lunettes de protection et blouse. De plus, il s'est avéré indispensable de protéger les zones de l'éprouvette à ne pas polir. Enfin, l'éprouvette est retournée manuellement en cours de polissage afin de garantir la symétrie et l'homogénéité de la zone polie, et ce à lorsque la moitié du temps total de polissage est atteint. La taille de la zone polie a été choisie afin de garantir que le faisceau RX diffracté n'interfère pas avec le bord de la zone polie, ce qui risque de se produire pour les profondeurs de polissage les plus importantes. Une fois le polissage de l'échantillon effectué, une mesure précise de la profondeur retirée été réalisée sur MMT (Machine de Mesure Tridimensionnelle), figure 7.2

## 7.2 Corrections analytiques dues à l'enlèvement de matière

L'enlèvement de matière provoque une redistribution des contraintes résiduelles qui peut, selon les paramètres géométriques de la pièce étudiée, modifier grandement la contrainte initialement introduite. Nous présentons les méthodes analytiques mises en oeuvre afin de tenir compte de cette redistribution, et garantir de remonter au champ mécanique initialement présent dans la pièce.

On envisage le retrait d'une épaisseur  $dh$  de matière sur une surface plane (illustrée en 7.3) initialement située à une altitude  $h + dh$ . A l'altitude  $0 < z < h$  règne, avant enlèvement de matière, une contrainte  $\sigma(z)$ . La redistribution des contraintes entraîne une modification  $d\sigma(z)$  de la contrainte en  $z$  suite au retrait de matière, afin d'assurer l'équilibre statique de la pièce. Cet équilibre est vérifié par l'équilibre des efforts normaux et des moments fléchissants, avant et après retrait de la matière [15] :

$$\int_{S_x} \sigma(z) dydz = 0 \quad (7.1)$$

$$\int_{S_x} \sigma(z) \left(z - \frac{H}{2}\right) dydz = 0 \quad (7.2)$$

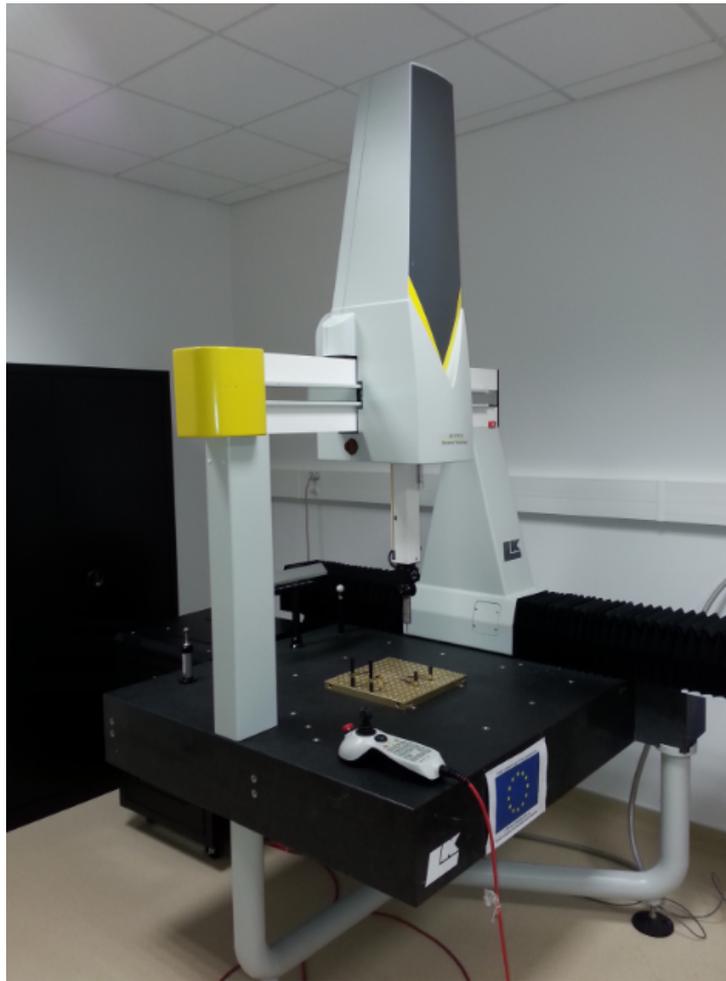


FIGURE 7.2 – Machine de Mesures Tridimensionnelles de l'UTT

On formule l'hypothèse [15] d'une évolution linéaire de la quantité  $d\sigma$  en fonction de  $z$ , vérifiée dans le cas d'un enlèvement de matière  $dh \ll H$  :

$$d\sigma(z) = az + b \quad (7.3)$$

La résolution donne alors :

$$a = \frac{6\sigma(h)(h+dh)}{H^3(\alpha-1)+h} dh \quad (7.4)$$

$$b = \frac{\sigma(h)dh}{H(\alpha-1)+h} \frac{3\sigma(h)dh(H^2(\alpha-1)+h^2)}{(H^3(\alpha-1)+h^3)(H(\alpha-1)+h)} \quad (7.5)$$

où  $\alpha \geq 1$  :

$$\alpha = \frac{y_0}{y_2 - y_1} \quad (7.6)$$

Notons que la correction proposée par Castex est faite sur la base d'un enlèvement de matière de géométrie carrée. Dans notre cas la valeur de  $\alpha$  introduite est d'environ 3. Rappelons que la zone polie a un diamètre de 5 mm. La figure 7.4 donne un exemple

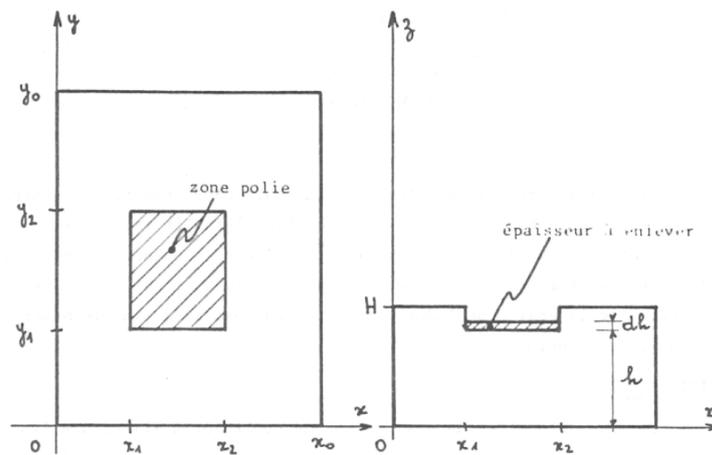


FIGURE 7.3 – Schématisation d'un retrait de matière sur une zone initialement située à l'altitude  $h + dh$  [15]

de profil mesuré et corrigé sur une éprouvette grenillée dans le cadre de l'étude. Nous constatons que la différence entre le profil corrigé et mesuré est faible mais non négligeable. Cette correction analytique a été appliquée à l'ensemble des mesures effectuées.

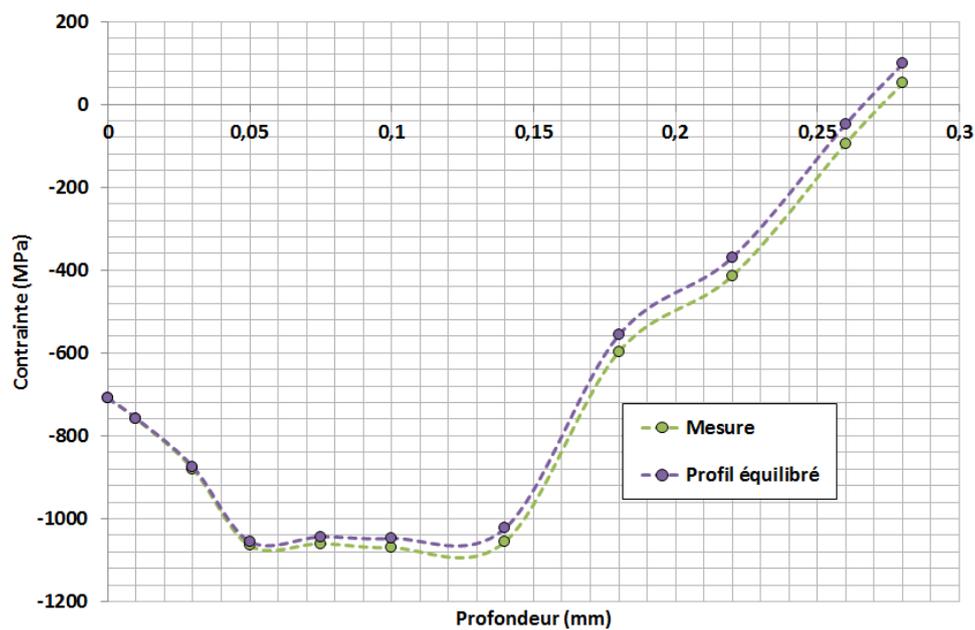


FIGURE 7.4 – Application de la méthode analytique de rééquilibrage de la contrainte ; ici  $\alpha = 0.3$

### 7.3 Choix du tube RX et du pic analysé

La littérature concernant la mesure des contraintes résiduelles sur Inconel 718 par DRX fait état de l'usage de deux types d'anticathodes : cuivre et manganèse, de longueur d'onde respective 0.15440 et 0.21014 nm. D'une manière générale, les tubes avec une longueur d'onde  $\lambda$  située en dessous de la longueur d'onde du manganèse engendrent des mesures dont le bruit de fond est élevé en raison de la fluorescence X caractéristique de l'alliage d'Inconel (due aux fortes teneurs en nickel, fer et chrome). Au-dessus de cette longueur d'onde, le nombre de plans réticulaires exploitables est en revanche restreint [73], [41], [91].

Le présent chapitre développe les recherches effectuées afin de choisir l'anticathode et les pics d'analyse les mieux adaptés. Deux tubes sont présentés : le tube de cuivre et de cobalt (longueur d'onde 0.1793 nm). Bien qu'en dessous de la longueur d'onde du manganèse, nous verrons que le tube de cobalt offre déjà des options de mesures différentes que pour le cuivre.

La figure 7.5 présente la position théorique des pics de diffraction avec l'utilisation d'une anode de cuivre, et ce pour la matrice  $\gamma$  de structure cristalline cubique à faces centrées, présente à 75 % massique. Les positions des pics pour les phases secondaires  $\gamma'$  (structure cubique simple, 5 %),  $\gamma''$  (quadratique centrée, 15 %) et  $\delta$  (structure orthorombique, 5 %) qui composent l'alliage d'Inconel [2] sont différentes. L'acquisition d'un pic de diffraction sur Inconel 718 DA est donc une convolution de plusieurs pics représentatifs de la microstructure. A l'instar des pratiques en DRX sur Inconel dans le domaine industriel, la déconvolution des différentes phases n'a pas été menée. Aux grands angles pour lesquels

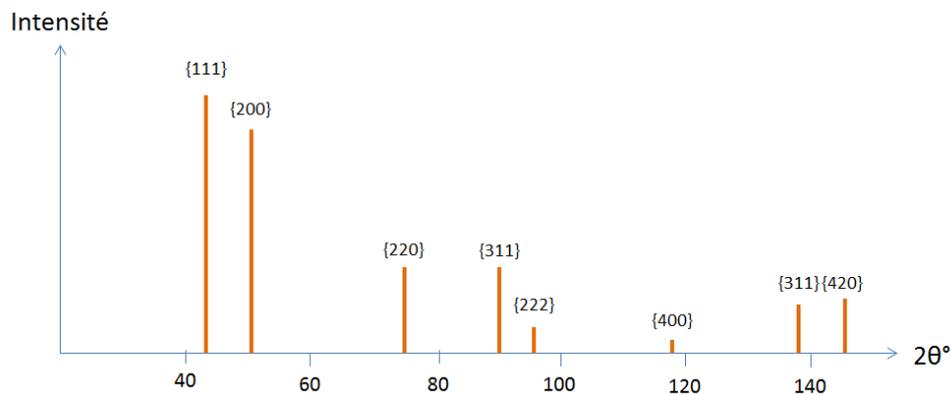


FIGURE 7.5 – Position et intensité théoriques de la matrice et des phases secondaires de l'alliage Inconel 718 avec une anticathode de cuivre [41].

la contribution instrumentale à l'intensité des pics est la plus faible possible (en pratique, angles  $2\theta$  supérieurs à  $120^\circ$ ), seuls les pics (400), (331) et (420) peuvent être analysés. Il s'est rapidement avéré qu'en pratique l'intensité du pic (400) est nettement trop faible pour être exploitée, ce pic a donc été écarté.

La position théorique du pic (420) est  $145^\circ$  [92] et sa constante cristallographique  $\frac{1}{2}S_2 = 7.1428 MPa^{-1}$ . Les mesures de contrainte sont effectuées selon la méthode des

$\sin^2 \chi$  pour 11 valeurs de l'angle  $\chi$  échelonnées de  $-60^\circ$  à  $+60^\circ$ . Les conditions de travail optimales obtenues après tests sont de 33 scans et un temps de 330 secondes ; la portion angulaire étudiée est de  $141^\circ$  à  $155^\circ$ . Le temps nécessaire pour une mesure de contrainte est alors d'environ 3 heures et 15 minutes.

La mesure du pic (420) aux conditions expérimentales présentées ci-dessus est donnée en figure 7.6. Le rapport de l'intensité maximale du pic sur l'intensité du bruit de fond est de 1.1. Nous présentons maintenant le diffractogramme obtenu sur un échantillon d'Inconel 718 DA (état de surface poli miroir) avec une anode de cobalt figure 7.7.

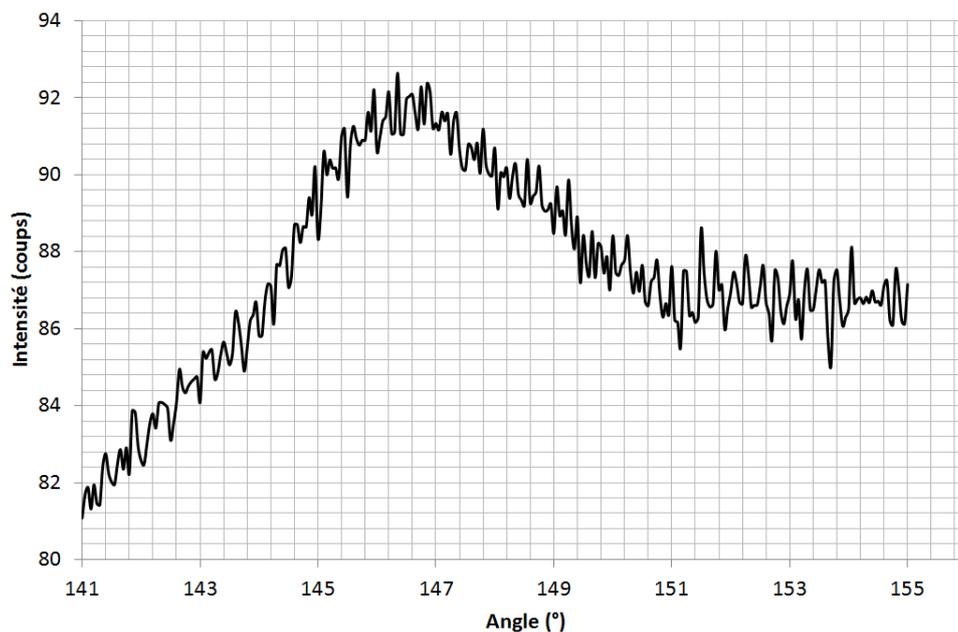


FIGURE 7.6 – Pic (420) ( $\Psi = 0^\circ$ ) mesuré en 33 scans,  $t=330$  sec, détecteur : PSD, filtre : nickel, tube de cuivre.

Nous constatons que le pic (420) précédemment étudié avec l'anode de cuivre est positionné à des angles trop importants pour la mesure. En revanche, le pic (311) est porté à  $112^\circ$ , ce qui est théoriquement exploitable mais peu recommandé en raison de la faible sensibilité de mesure des déformations [1]. Pour des raisons pratiques (netteté et intensité intéressante), ce pic a néanmoins été choisi pour l'étude. Une attention toute particulière sera donc portée à l'incertitude de nos mesures. Nous présentons, pour les mêmes conditions de mesure que le pic (420), la mesure du pic (311) avec anode de cobalt à la figure 7.8 (courbe rouge). Le rapport de l'intensité maximale du pic sur l'intensité du bruit de fond est de 1.75.

## 7.4 Mesures sur gros grains

La campagne de mesures menée sur l'Inconel 718 DA intègre deux microstructures différentes, dont une comportant des grains de taille importante (de  $35$  à  $40 \mu m$ ). Celle-ci

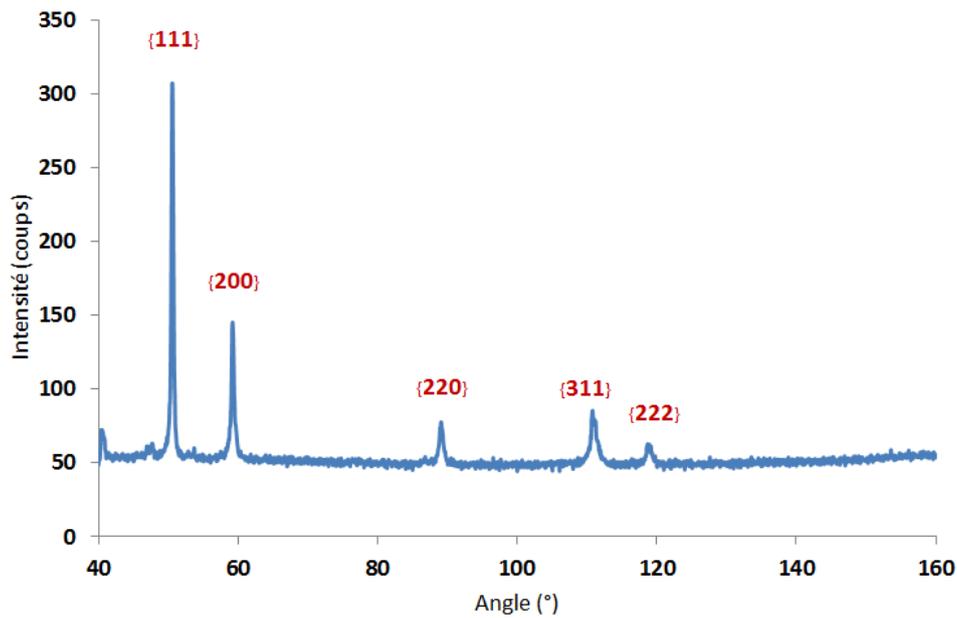


FIGURE 7.7 – Diffractogramme d'un échantillon d'Inconel 718 DA avec anode de cobalt.

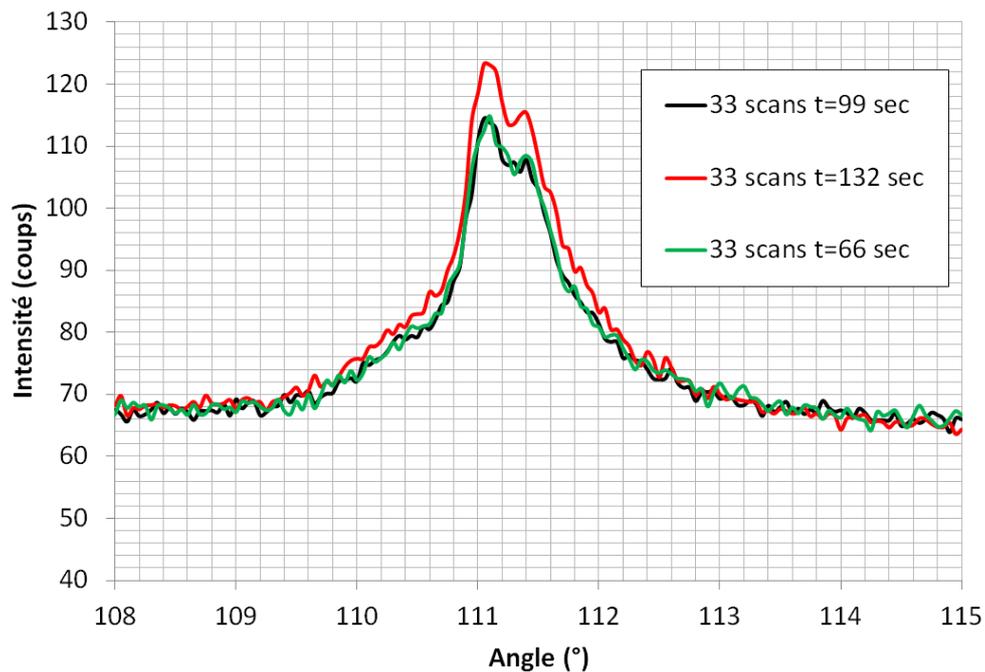


FIGURE 7.8 – Pic (311) ( $\Psi = 0^\circ$ ) mesuré pour différents temps d'acquisition, détecteur : PSD, filtre : nickel, tube de cobalt.

peut poser des problèmes lors de la mesure par diffraction ; en effet en raison de la très faible profondeur affectée par les RX, le volume diffractant compte trop peu de grains pour être statistiquement représentatif de l'état mécanique global de la microstructure. Ce phénomène se caractérise par des pics de diffraction localement très aigus, notamment

pour les angles  $\chi$  faibles, comme le montre la figure 7.9.

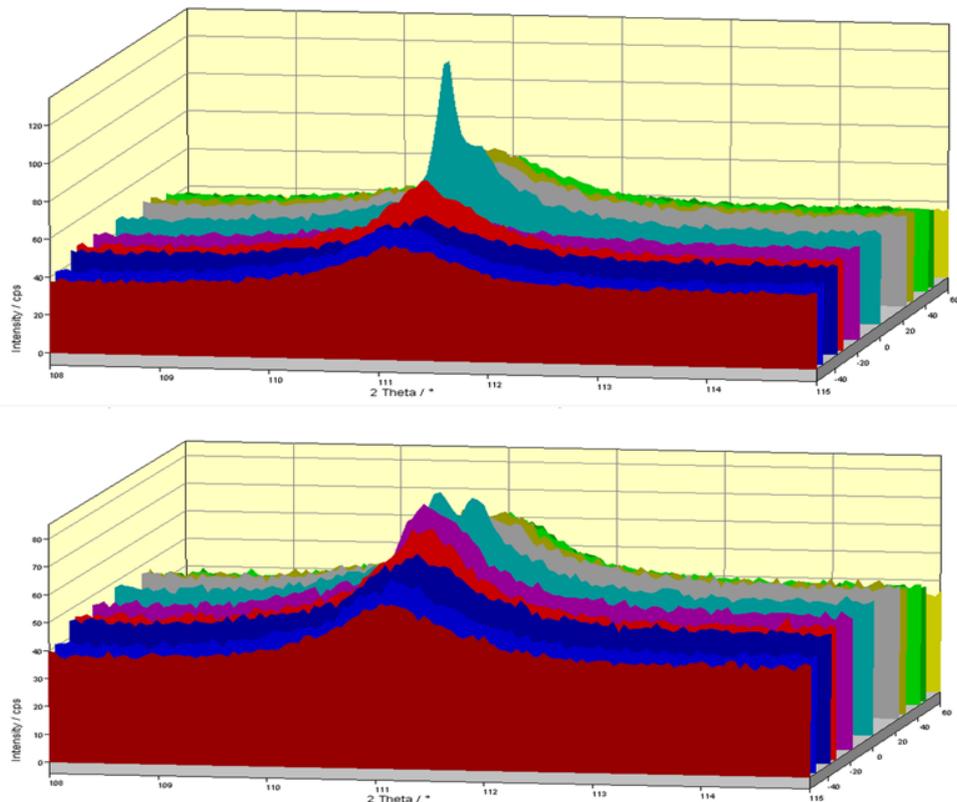


FIGURE 7.9 – Visualisation des 11 pics obtenus lors d’une mesure de contraintes sur gros grains avec tube de cobalt (en haut) et correction de la mesure par oscillation de l’éprouvette (bas).

Il convient donc d’analyser un volume de matière plus important. Pour ce faire, on fait osciller l’échantillon autour de sa position angulaire ( $\chi_0$ ,  $\phi_0$ ) d’une amplitude ( $\delta\chi$ ,  $\delta\phi$ ) durant le comptage. Sur la sphère des pôles, la zone d’analyse devient un angle solide, schématisée figure 7.10. Les amplitudes et vitesses sont choisies de telle manière que le nombre d’oscillations durant la mesure soit paire et n’excède pas  $10^\circ$  [1]. Dans le cadre des mesures oscillantes, l’équation (3.6) reliant la déformation du plan cristallin en fonction des composantes du tenseur de contraintes est modifiée de la manière suivante [35] :

$$\epsilon_{\chi\phi} = K \cdot \left( \frac{1+\nu}{E} \right)_{hkl} (\sigma_\phi - \sigma_{33}) \sin^2 \chi + \left( \frac{\nu}{E} \right)_{hkl} (\sigma_{11} + \sigma_{22}) + \left( \frac{1+\nu}{E} \right)_{hkl} (\sigma_{33} + \tau_\phi \sin 2\chi) \quad (7.7)$$

Avec

$$K = \frac{\sin(2\Delta\chi)}{2\Delta\chi} \quad (7.8)$$

Dans la pratique, l’équation (3.6) sera utilisée, l’erreur commise étant de l’ordre de 2% pour l’amplitude choisie.

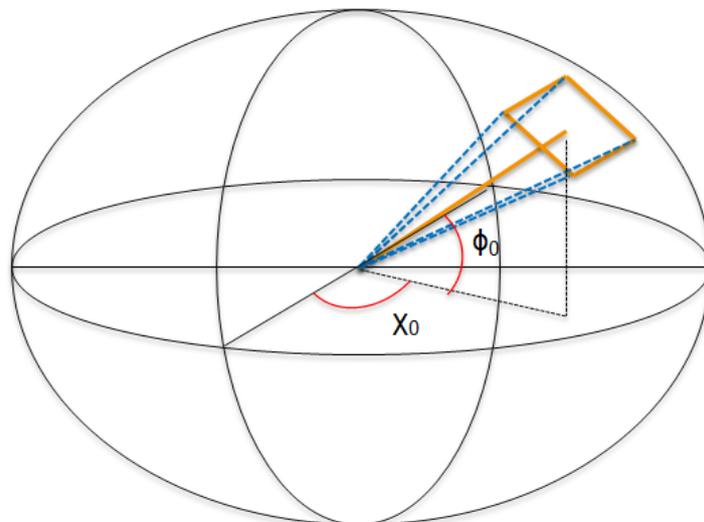


FIGURE 7.10 – Schématisation de la mesure oscillante sur la sphère des pôles (carré orange), centrée autour d'une position  $(\chi_0, \phi_0)$ .

## 7.5 Qualité et fiabilité des mesures

Dans cette partie, nous nous intéressons aux sources d'erreurs et d'incertitudes liées à la mesure des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X. Afin de préciser notre propos, on définit l'incertitude comme le paramètre associé au résultat d'un mesurage qui caractérise la dispersion des valeurs qui pourraient raisonnablement être attribuée au mesurande.

### 7.5.1 Erreur de mesures

Le protocole expérimental mis en place pour cette campagne se donne pour objectif de limiter les erreurs identifiées préalablement comme pouvant avoir un impact non négligeable sur les résultats. On cherche ici à construire un profil de contraintes résiduelles (ou d'écrouissage) dans la profondeur de la pièce. Les sources d'erreurs sont donc de deux types : celles liées à la mesure de la profondeur et celles liées à la mesure de contrainte (ou d'écrouissage).

Les enlèvements de matière successifs ont été mesurés à l'aide de 3 appareils de mesures différents : Machine à Mesurer Tridimensionnelle (MMT), palpeur et comparateur laser. La comparaison de ces trois types de mesures, se recoupant sensiblement autour de la même valeur (figure 7.11), nous permet d'écartier une erreur systématique liée à un appareil de mesure ou une méthode défectueuse. D'autre part, afin de contrôler l'erreur d'origine aléatoire, une même mesure de profondeur a été effectuée à 10 reprises. De très faibles différences ont été constatées.

Concernant la mesure de contraintes, les erreurs d'origine aléatoire sont liées notamment aux conditions de mesures. Or, l'ensemble de la campagne de mesures s'est faite

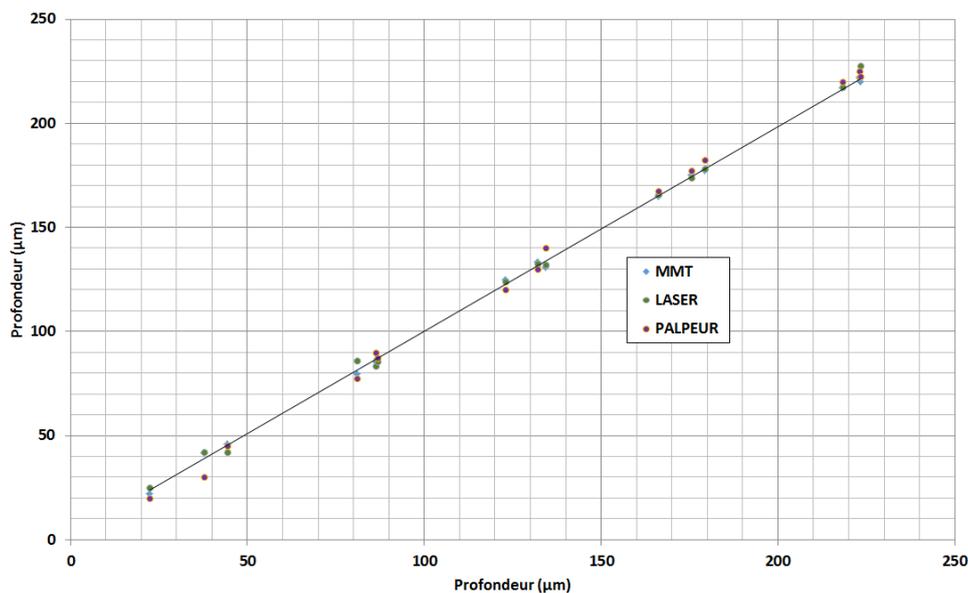


FIGURE 7.11 – Comparaison de trois techniques de mesure (en rapport avec la mesure MMT).

sur plusieurs sessions espacées de plusieurs mois. De plus, le nombre très importants de mesures (plusieurs centaines de mesures de contrainte) nous permet de conclure que ce type d'erreur, d'espérance nulle, est négligeable.

L'erreur systématique est quant à elle liée aux réglages de la machine et au matériel (tube, PSD...) utilisé. Nous considérons que celle-ci est minime, car les réglages machines ont été refaits à chaque session, que le détecteur a été changé au cours de la campagne et qu'une autre machine a été utilisée à des fins comparatives. Cependant, une source d'erreur systématique significative persiste, liée à la valeur des constantes cristallographiques, qui n'ont pas été mesurées sur notre alliage. Elles sont donc issues de la littérature, et leur valeurs varient selon les auteurs et les méthodes de calculs ou de mesures. A ce jour, un nombre peu important de données ont été collectées dans la littérature, ne permettant pas d'estimer convenablement l'erreur liée à cette source.

## 7.5.2 Incertitude

La première source d'incertitude dans le cadre des mesures de contraintes résiduelles par diffraction des rayons X est liée à la statistique de comptage. En effet, la contrainte est obtenue, comme présenté précédemment, par approximation des moindres carrés sur un ensemble de points  $(2\theta, I)$  discrets ; un résidu subsiste, illustré à la figure 7.12

L'incertitude sur la mesure de contraintes a été étudiée en répétant 30 fois la même mesure dans des conditions identiques. Les résultats sont présentés figure 7.13. Cette approche nous permet d'avoir une information sur la dispersion constatée sur la mesure de contrainte liée à la statistique de comptage. Dans notre cas, l'écart-type constaté est de 19 MPa. Bien que cette valeur puisse paraître élevée, les conditions de mesures ayant été

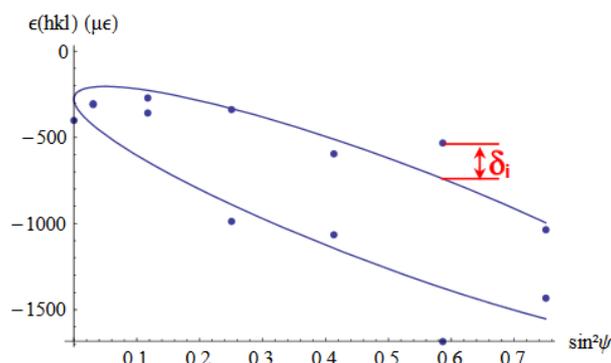


FIGURE 7.12 – Résidu d’approximation du modèle aux points expérimentaux (méthode  $\sin^2 \chi$ ).

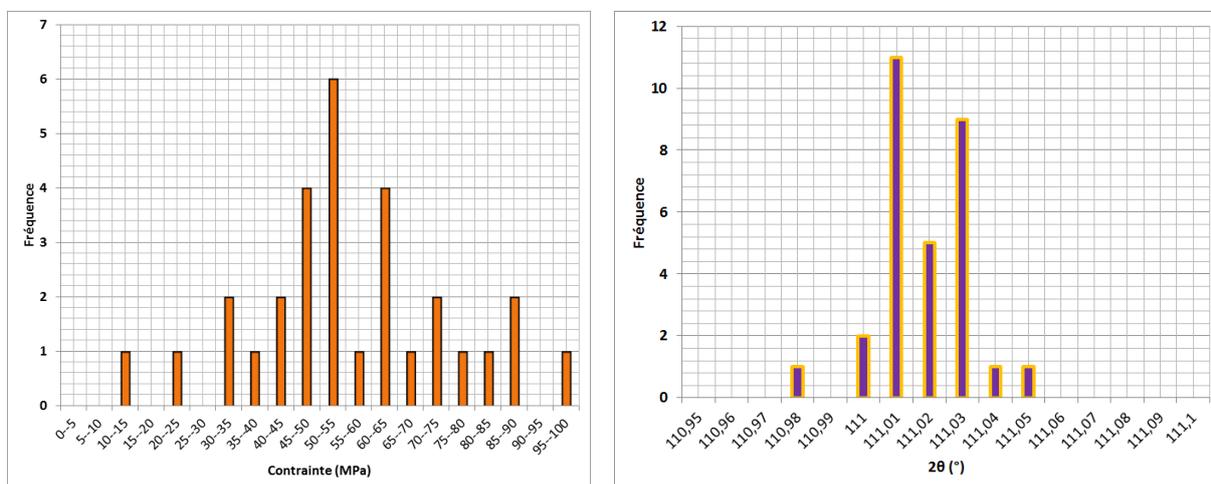


FIGURE 7.13 – Dispersion des mesures de contraintes liée à la statistique de comptage (gauche) - Dispersion de la mesure d’angle (inclinaison  $\chi = 30^\circ$ ) (droite).

gardées strictement identiques, les incertitudes globales liées à la statistiques sont toujours maintenues en dessous de 50 MPa, conformément aux préconisations de la norme [84].

L’incertitude sur la position du pic de diffraction a également été étudiée en raison de la position angulaire de notre pic de diffraction faible ( $112^\circ$ ), dégradant la sensibilité de la mesure à la déformation du plan cristallin. Nous observons en figure 7.13 un écart-type d’environ  $0.013^\circ$  de la mesure d’angle. A titre de comparaison l’usage d’un tube de manganèse permettrait de réduire théoriquement l’écart-type lié à la statistique de comptage à 9 MPa.

Pour finir, un profil complet de contraintes et de largeurs de corde à mi-hauteur ont été dressés en réalisant trois points de mesures à différents endroits pour chaque profondeurs. Ces résultats présentés figure 7.14 montrent une bonne répétabilité des mesures. En conclusion, l’impact sur la valeur des constantes cristallographiques demeure la source principale d’erreur systématique se propageant à l’ensemble de la campagne expérimentale.

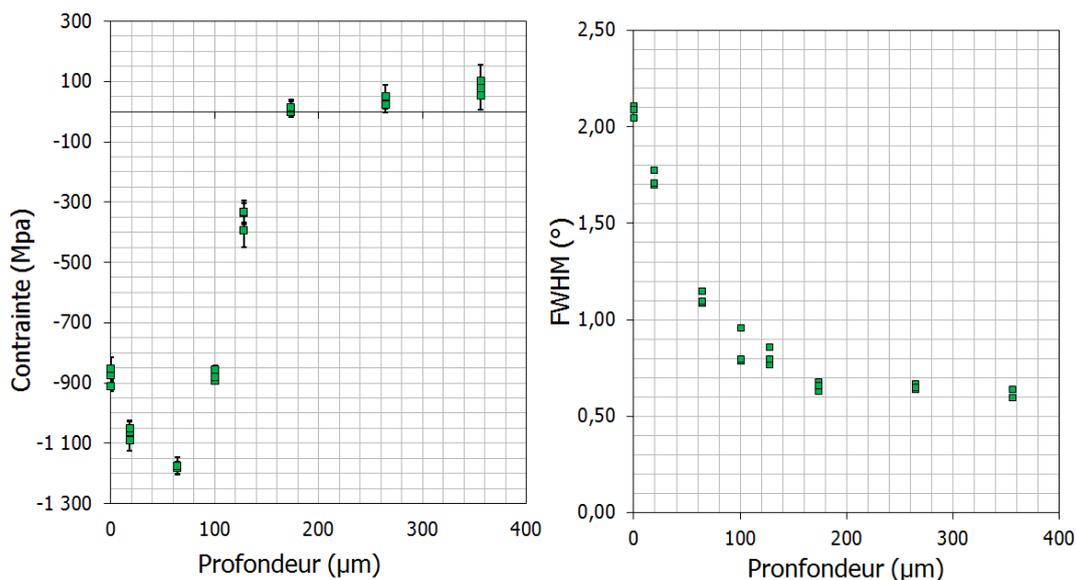


FIGURE 7.14 – Répétabilité des mesures de contraintes résiduelles et de largeur de corde étudiée sur un profil en profondeur (3 mesures à chaque fois).

tale. Une étude approfondie des valeurs employées dans la littérature s’avère nécessaire, voire une caractérisation (expérimentale ou numérique). Bien que la position angulaire du pic de diffraction ne garantisse pas une bonne sensibilité à la déformation du réseau cristallin, l’incertitude des mesures permet de rester dans le cadre fixé par la norme [84]. Le cas échéant, les mesures présentant un écart-type trop important ont été refaites.

## 7.6 Profondeur affectée par les rayons X

Dans les conditions de mesures choisies, la profondeur  $\delta$  affectée par les rayons X est donnée par :

$$\delta = \frac{\sin \theta \cos \chi}{2\mu} \quad (7.9)$$

où  $\mu$  est le coefficient d’absorption linéaire du matériau. Ce coefficient est calculé à partir des coefficients d’absorption linéaires massiques des différents éléments constitutifs de l’Inconel 718 DA [2], [54]. Ces données sont récapitulées dans le tableau 7.1.

On note que la profondeur affectée dépend de l’angle  $\chi$  d’inclinaison de l’éprouvette. Pour nos conditions de mesure, la valeur absolue de l’angle  $\chi$  varie de 0 à 60°, les valeurs de  $\delta$  correspondantes sont respectivement de 6.88 et 9.61  $\mu m$ . La composition de l’alliage pouvant varier légèrement on retiendra que  $\delta$  varie entre 6 et 10  $\mu m$ .

CHAPITRE 7. ANNEXE - PROTOCOLE POUR LA MESURE PAR DIFFRACTION  
DES RAYONS-X

Element	Proportion massique (%)	Masse volumique $\rho$ ( $g/cm^3$ )	$\frac{\rho}{\mu}$ ( $cm^2/g^{-1}$ )
Ni	53.5	8.91	73.75
Cr	19	7.19	375.0
Fe	18	7.87	56.25
Nb	5	8.58	222.9
Mo	3	10.22	236.6
Ti	1	4.52	300.5
Al	0.5	2.7	77.4

Tableau 7.1 – Récapitulatif des données matériaux nécessaires au calcul de  $\delta$  [54].  $\mu$  est ici le coefficient d'absorption linéaire massique.

# Bibliographie

- [1] Méthode d'essai pour l'analyse des contraintes résiduelles par diffraction des rayons-X Norme française et européenne NF EN 15305, 2009
- [2] F. Alexandre Aspects probabilistes et microstructuraux de l'amorçage des fissures de fatigue dans l'alliage Inco 718 Thèse, Ecole des Mines de Paris, 2004
- [3] P. J. Armstrong, C. O. Frederick A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect CEBG Report RD/B/N731, 1966
- [4] M. Avrami Geometry and dynamics of populations Philosophy of Science, vol. 8 (1941) p. 115-132
- [5] H. Bae, H. Die and M. Ramulu Influence of shot peening coverage on residual stresses induced in aluminium alloy 7050-T745. 12th International conference on Shot Peening, 2014.
- [6] S. Bagherifard, M. Guagliano. Influence of mesh parameters on FE simulation of severe shot peening (SSP) aimed at generating nanocrystallized surface layer. Procedia Engineering, 2011.
- [7] S. Bagherifard, R. Guelichi, M. Guagliano On the shot peening surface coverage and its assesment by means of finite element simulation : a critical review and some original developments Journal of Surface & Coatings Technology, vol. 259 (2012) p. 186-194
- [8] S.Bagherifard, R.Ghelichi, and M.Guagliano. A numerical model of severe shot peening (SSP) to predict the generation of a nanostructured surface layer of material. Surface and Coatings Technology, 2010.
- [9] S.Bagherifard, R.Ghelichi, and M.Guagliano. Numerical and experimental analysis of surface roughness generated by shot peening. Applied Surface Science, p. 6831-6840 (2012).
- [10] S. Bagherifard, R. Guelichi, and M. Guagliano. Mesh sensitivity assessment of shot peening finite element simulation aimed at surface grain refinement. Surface and Coatings Technology, March 2014.
- [11] S. Baragetti Three-dimensional finite-element procedures for shot peening residual stress field prediction. International journal of Materials and Product Technology, vol. 14, nos. 1-3 (2001) p. 51-53
- [12] S. Baragetti, M. Guagliano and L. Vergani A numerical procedure for shot peening optimization by means of non dimensional factors. International journal of Materials and Product Technology, vol. 14, nos. 1/2/3, p. 200

- [13] S. Baragetti Three-dimensional finite-element procedures for shot peening residual stress field prediction. *International journal of Materials and Product Technology*, 2001
- [14] J. M. Champaigne, Almen gage calibration. 8-th International Conference on Shot Peening, 2002.
- [15] L. Castex, Redistribution des contraintes dans une plaque après enlèvement de matière. Groupement français pour l'analyse des contraintes par diffractométrie X, 10 et 11 octobre 1984.
- [16] J. Lemaitre, J. L. Chaboche *Mécanique des matériaux solides* Dunod, 1988.
- [17] J. L. Chaboche, O. Jung Application of kinematic hardening viscoplasticity model with threshold to the residual stress relaxation *International Journal of Plasticity*, vol. 13 (1997) p. 785-807.
- [18] M. Chamkhi, D. Restraint, A. Roos, C. Garnier, L. Waltz, C. Demangel, G. Proust The effect of surface mechanical attrition treatment on low temperature plasma nitriding of an austenitic stainless steel. *Surface and coatings technology*, 2013.
- [19] F. Cochenec, E. Rouhaud, D. Restraint, S. Rouquette, A. Roos Analysis of the impact of a shot at low velocity using the finite element method. Application to the ultrasonic shot-peening process. *Materials Science Forum*, vol. 524-525 (2006) p. 337-342.
- [20] F. Cochenec Simulation numérique du grenailage de mise en forme pour une intégration produit-procédés en conception Thèse, Université Technologique de Troyes, 2009
- [21] O. Choumad Analyse des contraintes résiduelles générées lors du grenailage : approches analytiques, numériques et expérimentales des impacts des billes. Thèse, Université Technologique de Troyes, 2007
- [22] M. Clavel, A. Pineau Fatigue behavior of two nickel-base alloys I : Experimental results on low cycle fatigue, fatigue crack and propagation substructures. *Materials Science and Engineering*, vol.55 (1982) p. 157-171
- [23] E. D. H. Davies and S. C. Hunter The dynamic compression testing of solids by the method of the split Hopkinson pressure bar. *Journal of mechanics and physics of solids* vol. 11 (1963)
- [24] R. M. Davies A critical study of the Hopkinson Pressure bar. *Philosophical transactions of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and physical sciences* vol. 240 (1948) p. 375-457
- [25] D. Deslaef, E. Rouhaud, S. Rasouli-Yazdi 3D Finite Element models of shot-peening processes *Materials Science Forum*, vol. 347-349 (2000) p. 241-246
- [26] D. Deslaef Modélisation numérique du grenailage de précontrainte Thèse, Université Technologique de Troyes, 2007
- [27] Lambda research Lab. Finite element correction for stress relaxation in complex geometries *Diffraction Notes*, Cincinnati 1996
- [28] E. Ng M S ElTobgy. Three-dimensional elastoplastic finite element model for residual stresses in the shot peening process. *Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers Part B-journal of Engineering Manufacture*, 2004.

- [29] J.-P. Goulmy, V. Boyer Etude de l'influence de la microstructure et des conditions de grenailage sur les contraintes résiduelles et l'écroutissage générées au cours du grenailage conventionnel de précontrainte d'un alliage d'Inconel 718 Rapport Confidentiel IRT-M2P, 2016.
- [30] R. Fathallah Modélisation du procédé de grenailage : incidence des billes et taux de recouvrement. Thèse, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 1994
- [31] J. D. Fordham, R; Pilkington, C. C. Tang The effect of different profiling techniques on the fatigue performance of metallic membranes of AISI 301 and Inconel 718 International Journal of Fatigue vol. 19 (1997) p. 487-501
- [32] D. Fournier, A. Pineau Low cycle fatigue behavior of Inconel 718 à 298K and 823K Metallurgical Transacion A vol.8 (1977) p. 1095-1105
- [33] B. J. Foss, S. Gray, M. C. Hardy, S. Stekovic, D. S. McPhail, and B. A. Shollock. Analysis of shot-peening and residual stress relaxation in the nickel-based superalloy RR1000. Acta Materialia, 2013.
- [34] M. François, J. L. Lebrun X-ray stress determination on material with large size critallites - theoretical and practical approach. Proceedings of The 3rd European Conference on residual Stress, 1992.
- [35] M. François The influence of cylindrical geometry on X-ray stress tensor analysis. Journal of applied cristallography, 1995.
- [36] B. A. Gama, S. L. Lopatnikov and J. W. Gillespie Jr Hopkinson bar experimental technique : Acritical review Applied mechanics reviews vol. 57 no. 4 (2014).
- [37] S. M. H. Gangaraj, M. Guagliano, G. H. Farrahi An approach to relate shot peening finite element simulation to the actual coverage Journal of Surface & Coatings Technology, vol. 243 (2014) p. 39-45.
- [38] A. Gariépy, S. Larose, C. Perron, and M. Lévesque. Shot peening and peen forming finite element modelling. International Journal of Solids and Structures, October 2011.
- [39] P. Germain Cours de mécanique des milieux continus Masson, 1973.
- [40] C. M. Gil Determination of yield and flow surfaces for Inconel 718 under axial-torsional loading at temperatures up to 649 °C Thèse, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2000
- [41] O. Gourbesville Caractérisation par DRX de la microstructure d'alliages à base de nickel et titane forgés et traités. Thèse, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2000
- [42] M. Guagliano. Relating Almen intensity to residual stresses induced by shot peening : a numerical approach. Journal of Materials Processing Technology, 2001.
- [43] M. Guagliano, L. Vergani, M. Bandini, F. Gili An approach to relate the shot peening parameters to the induced residual stress 7th International Conference on Shot Peening, 1999.
- [44] H. Guechichi Prévision des contraintes résiduelles dues au grenailage de précontrainte Thèse, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 1986

- [45] X. Guo, T. Heuzé, R. Othman, G. Racineux Inverse identification at very high strain rate of the Johnson-Cook constitutive model on the Ti-6Al-4V alloy with an specially designed direct-impact Kolsky bar device. *Strain, An international Journal for experimental Mechanics*, vol. 50 (2014) p. 527-538
- [46] Jian Lu. *Handbook on residual stress* Society for experimental Mechanics, 2005
- [47] Dahmani Hakimi. *Caractérisation mécanique et métallurgique de la structure d'une couche grenillée*. Thèse, 1984.
- [48] D. Hakimi, C. Servant, L. Castex Etude par diffractométrie X et par Microscopie Electronique des couches grenillées *Proceedings of the 2nd International Conference on Shot Peening*, 1984.
- [49] Youssef Hammi *Simulation numérique de l'endommagement dans les procédés de mise en forme*. Thèse, 2000.
- [50] K. Han, D. Crook, A. J. Crook and D. R. J. Owen A combine finite/discrete element simulation of shot peening process *Engineering Computations*, 2000.
- [51] C. Hardy, C. N. Baronet, G. V. Tordion The elasto plastic indentation of a half-space by a rigid sphere *International Journal for numerical methods in engineering*, vol. 3 no. 4 (1971) 451-462
- [52] B. Hopkinson A method of measuring the pressure produced in the detonation of high explosives of by the impact of bullets. *Royal Society Proceedings*, 1914.
- [53] G. Inglebert and J. Frelat. Quick analysis of inelastic structures using a simplified method. *Nuclear Engineering and Design*, September 1989.
- [54] J. A. Ibers, W. C. Hamilton *International tables for X-ray crystallography* Kynoch Press, vol.4, 1974
- [55] J. Baddredine, S. Remy, M. Micoulaut CAD based model of ultrasonic shot peening for complex industrial parts *Advances in engineering software*, 2014
- [56] G. R. Johnson, W. H. Cook A constitutive model and data for metal subjected to large strains, high strain rates and high strain rates and high temperature *The 7th International Symposium on Ballistics*, The Hague, Netherlands 1983 p. 541-547
- [57] K. L. Johnson. *Contact Mechanics*. Cambridge University Press, Cambridge Cambridge; New York, reprint edition, 1987.
- [58] Y. Kato, M. Omiya, H. Hoshino Modelling of particle behaviour in shot peening process *Journal of Mechanical Engineering and Automation*, 2014
- [59] M. T. Khabou *Modélisation du comportement en vue de la prédiction de contraintes de grenillage* Thèse, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 1989
- [60] G. Kermouche, F. Grange, and C. Langlade. Local identification of the stress strain curves of metals at a high strain rate using repeated micro-impact testing. *Materials Science and Engineering : A*, 2013.
- [61] Taehyung Kim, Hyungyil Lee, Hong Chul Hyun, and Sunghwan Jung. A simple but effective FE model with plastic shot for evaluation of peening residual stress and its experimental validation. *Materials Science and Engineering : A*, 2011.
- [62] Taehyung Kim, Hyungyil Lee, Sunghwan Jung, and Jin Haeng Lee. A 3d FE model with plastic shot for evaluation of equi-biaxial peening residual stress due to multi-impacts. *Surface and Coatings Technology*, 2012.

- [63] Taehyung Kim, Hyungyil Lee, Minsoo Kim, and Sunghwan Jung. A 3d FE model for evaluation of peening residual stress under angled multi-shot impacts. *Surface and Coatings Technology*, 2012.
- [64] M. Klemenz, V. Schulze and I. Rohr Application of the FEM for the prediction of the surface layer characteristics after shot peening. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209 (2009) p. 4093-4102
- [65] M. Kobayashi, T. Matsui and Y. Murakami Mechanism of creation of compressive residual stress by shot peening. *International journal of Fatigue*, 1997
- [66] H. Kolsky An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loadings. *Proceedings of the Physical society. Section B* vol. 62 (1949)
- [67] W. S. Lee, C. F. Lin, T. H. Chen and H. W. Chen Dynamic impact response of Inconel 718 alloy under low and high temperatures. *Materials Transactions* vol. 52 no. 9 (2011)
- [68] H. P. Lieurade, J. F. Flavenot Rôle de l'usinage sur la tenue à la fatigue des composants mécaniques *Proc. 22e journées de Printemps* , (2003) p. 1-15
- [69] I. Lillammand Evolution d'une couche grenillée sous sollicitations thermiques et mécaniques, cas de la fatigue oligocyclique ThÃlse, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 1998
- [70] G. Maeder Mesures de contraintes résiduelles par diffraction X. Applications. 1983.
- [71] G. H. Majzoobi, R. Azizi, and A. Alavi Nia. A three-dimensional simulation of shot peening process using multiple shot impacts. *Journal of Materials Processing Technology*, 2005.
- [72] J. Marteau and M. Bigerelle. Relation between surface hardening and roughness induced by ultrasonic shot peening. *Tribology International*, vol. 105-113 (2015).
- [73] B. Marty Etude métallurgique de l'alliage 718 forgé par analyse de profils de raies de diffraction X ThÃlse, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers 1996.
- [74] S.A. Meguid, G.Shagal, and J.C. Stranart. 3d FE analysis of peening of strain-rate sensitive materials using multiple impingement model. *International Journal of Impact Engineering*, vol. 27 (2002) p. 119-134.
- [75] S. A. Meguid, G. Shagal, J. C. Stranart, and J. Daly. Three-dimensional dynamic finite element analysis of shot-peening induced residual stresses. *Finite Elements in Analysis and Design*, January 1999.
- [76] M. A. Meyers Dynamic behavior of materials Lavoisier, 2007
- [77] H. Miao, S. Larose, C. Perron, M. Levesque An analytical approach to relate shot peening parameters to Almen intensity *Surface & Coatings technology*, vol. 2055-2066 (2010)
- [78] M. Micoulaut, D. Retraint, P. Viot, M. François Heterogeneous ultrasonic shot peening : experiment and simulation *Proceedings of the 9th international conference on shot peening*, 119-125 (2005)
- [79] M. Micoulaut, M. Mechkov, D. Retraint, P. Viot, M. François Granular gases in mechanical engineering : on the origin of heterogeneous ultrasonic shot peening *Granular Matter*, vol. 9 no. 1-2 (2007) p. 25-33

- [80] M. G. Moore and W. P. Evans. Mathematical Correction for Stress in Removed Layers in X-Ray Diffraction Residual Stress Analysis. SAE Technical Paper 580035, SAE International, Warrendale, PA, January 1958.
- [81] K. Mori, K. Osakada, N. Matsuoka Rigid-plastic finite element simulation of peening process with plastically deforming shot. JSME International Journal A - Mechanics and Material Engineering vol. 39 no. 3 (1996) p. 306-312
- [82] G. I. Mylonas, G. Labeas. Numerical modelling of shot peening process and corresponding products : Residual stress, surface roughness and cold work prediction. Surface and Coatings Technology, 2011.
- [83] V. B. Nguyen, H. J. Poh, Y. W. Zhang Predicting shot peening coverage using multiphase computational fluid dynamics simulations Powder technology, vol. 256 (2014) p. 100-112.
- [84] Norme européenne NF EN 15305 Methode d'essai pour l'analyse des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X. 2009
- [85] A. L. Ortiz, J. W. Tian, J. C. Villegas, L. L. Shaw, P. K. Liaw Interrogation of the microstructure and residual stress of a nickel-base alloy subjected to surface severe plastic deformation Acta Materialia, 2007
- [86] I. Penulas, C. Rodriguez, T. E. Garcia, F. J. Belzunce Numerical simulation of shot peening process : influence of the constitutive model of the target material Transactions on applied and theoretical mechanics, 2015
- [87] Anne Piant Détermination des contraintes résiduelles par diffraction des neutrons. Application au grenailage de précontrainte Thèse, 1996
- [88] Paul. S. Prévay The effect of cold work on the thermal stability of residual compression in surface enhanced IN718 Lambda research, Inc, 2000
- [89] Paul. S. Prévay Thermal residual stress relaxation and distribution in surface enhanced gas turbine engine components Lambda research, Inc, 1998
- [90] Paul. S. Prévay X-ray diffraction characterisation of residual stresses produced by shot peening Lambda research, Inc, 1990
- [91] Paul. S. Prévay The measurement of subsurface residual stress and cold work distributions in Nickel base alloys Lambda research, Inc, 1987
- [92] Paul. S. Prévay X-Ray diffraction residual stress techniques Lambda research, Inc, 1986
- [93] H. Pron, J.-F. Henry, B. Flan, J. Lu, S. Offermann, J.L. Beaudouin Estimation of residual stresses induced by shot-peening. Measurement of the thermal dissipation with an infrared camera. International Journal of Thermal Sciences, vol. 41 (2002) p. 369-375
- [94] T. Roland, D. Rehrant, K. Lu, J. Lu Enhanced mechanical behavior of nanocrystallised stainless steel and its thermal stability Materials Science and Engineering, A, vol. 445-446 (2007) p. 281-288
- [95] C. C. Roth, D. Mohr Effect of strain rate on ductile fracture initiation in advanced high strength steel sheets : Experiments and modeling International Journal of Plasticity, vol. 56 (2014) p. 19-44

- [96] E. Rouhaud and D. Deslaef Influence of shot's material on shot peening finite element model. *Material science Forum*, 2002.
- [97] E. Rouhaud, A. Ouakka, C. Ould, J.L. Chaboche, M. François. Finite elements model of shot peening, effects of constitutive laws of the material. 9th International conference on Shot Peening, 2005.
- [98] S. Rouquette, E. Rouhaud, M. François, A. Roos, and J.-L. Chaboche. Coupled thermo-mechanical simulations of shot impacts : Effects of the temperature on the residual stress field due to shot-peening. *Journal of Materials Processing Technology*, (2009) p. 3879-3889
- [99] Pedro Sanjurjo, Cristina Rodriguez, Inas Punelas, Tomas Eduardo Garcia, and Francisco Javier Belzunce. Influence of the target material constitutive model on the numerical simulation of a shot peening process. *Surface and Coatings Technology*, November 2014.
- [100] Rajiv Shivpuri, Xiaomin Cheng, and Yongning Mao. Elasto-plastic pseudo-dynamic numerical model for the design of shot peening process parameters. *Materials & Design*, September 2009.
- [101] Z. Sun, D. Reintant, T. Baudin, A. L. Helbert, F. Brisset, M. Chemkhi, J. Zhou, P. Kanouté Experimental study of microstructure changes due to low cycle fatigue of steel nanocrystallised by Surface Mechanical Attrition Treatment (SMAT) *Materials Characterization*, vol. 124 (2017) p. 117-121
- [102] M. Sundararaman, P. Mukhopadhyay Precipitation of the  $\gamma$ -Ni<sub>3</sub>Nb phase in two nickel base superalloys *Metallurgical and Materials Transactions A-physical Metallurgy and Materials Science - METALL MATER TRANS A*, Vol.19 (1988) 453-465
- [103] K. Tosha Residual stress induced by shot peening Meiji university, School of Science and Technology, Japan, 1999
- [104] O. Vöhringer Residual Stresses DGM Informationsgesellschaft-Verlag, Oberursel, 47-80 (1986)
- [105] O. Vöhringer Changes in the state of the material by shot peening Shot peening Science and Technology Application, 185-204 (1987)
- [106] O. Vöhringer Relaxation of Residual Stresses by Annealing or Mechanical Treatment *Advances in Surface Treatments*, vol.4 (1987)
- [107] George Z. Voyiadjis and Farid H. Abed. A coupled temperature and strain rate dependent yield function for dynamic deformations of bcc metals. *International Journal of Plasticity*, 2006. January 1998.
- [108] V. N. Van Do, C. H. Lee, K.-H. Chang High cycle fatigue analysis in presence of residual stresses by using a continuum mechanics model *International Journal of Fatigue*, 2015
- [109] X. Wang, C. Huang, B. Zou, H. Liu, H. Zhu and J. Wang. Dynamic behavior and a modified Johnson-Cook constitutive model of Inconel 718 at high strain rate and elevated temperature. *Material science and engineering, A*, January 2013.
- [110] Shengping Wang, Yongjun Li, Mei Yao, and Renzhi Wang. Compressive residual stress introduced by shot peening. *Journal of Materials Processing Technology*, January 1998.

- [111] H. Wohlfahrt. The influence of peening conditions on the resulting Distribution of Residual Stress in 2nd International Conference on Shot Peening, 1984.
- [112] J. Zarka, J. J. Engel, and G. Inglebert. On a simplified inelastic analysis of structures. Nuclear Engineering and Design, 1980.
- [113] J. Zarka and P. K. Navidi. Simplified dynamical analysis of inelastic structures. Nuclear Engineering and Design, March 1986.
- [114] Marc Zimmermann, Manuel Klemenz, and Volker Schulze. Literature review on shot peening simulation. International Journal of Computational Materials Science and Surface Engineering, 2010.
- [115] M. Zimmermann, V. Schulze, H. U. Baron and D. Löhe A novel 3D finite element simulation model for the prediction of the residual stress state after shot peening. 10th International Conference on Shot Peening, 2008.
- [116] Wyman Z. Zhuang and Gary R. Halford. Investigation of residual stress relaxation under cyclic load. International Journal of Fatigue, 2001.

# Vincent BOYER

Doctorat : Matériaux, Mécanique, Optique et Nanotechnologie

Année 2017

## Modélisation du grenailage d'un alliage de nickel avec prise en compte de l'érouissage et de la microstructure

Le grenailage de précontrainte est un procédé de traitement de surface répandu dans le domaine industriel permettant d'augmenter la durée de vie en fatigue d'une pièce mécanique. Ce procédé demeure néanmoins empirique en raison de mécanismes mal maîtrisés liés à la dissipation des contraintes résiduelles.

Pour ces raisons, les disques de turbine haute pression forgés en Inconel 718 produits par Safran Aircraft Engines sont grenailés sans que le procédé ne soit intégré à la phase de dimensionnement, à des fins purement conservatives. Les impératifs de compétitivité et de sécurité créent le besoin d'un modèle prédictif du procédé et du gain en durée de vie pour une pièce à géométrie complexe. Cette thèse est rattachée au projet CONDOR (CONtrainte, DimensiOnnement Relaxation) qui se donne pour objectif de répondre à ce besoin. Le présent travail en est la première étape, et a pour but de mettre en place un modèle numérique rendant compte de l'érouissage généré au cours du procédé. Ce paramètre a une influence de premier ordre sur la relaxation des contraintes résiduelles.

Une caractérisation poussée du matériau, tenant compte du comportement visqueux de l'Inconel 718 est réalisée, permettant, la mise en place d'un modèle numérique de grenailage. Ce modèle prédit l'état de contrainte résiduelle et d'érouissage, et offre une vision statistique des résultats. Une vaste campagne expérimentale de mesure par DRX sur éprouvettes grenailées a permis de corréler le modèle. Celui-ci est ensuite utilisé afin de caractériser l'état mécanique post-grenailage.

Mots clés : grenailage de précontrainte – contraintes résiduelles - érouissage - éléments finis, méthodes des - barres de Hopkinson.

## Shot-peening Model of a Nickel Alloy Considering Work-hardening and Microstructure

Shot-peening is a surface treatment used in the industry to enhance fatigue life of a mechanical part. Nonetheless, this process remains empirical as complex phenomena linked with residual stress relaxation are not well understood yet. For these reasons, peening step of turbine disks produced by Safran Aircraft Engines, made in Inconel 718, is not considered in the dimensioning phase of the part. Today there is a need for a precise prediction of the process and the life enhancement of peened parts. This thesis is part of the CONDOR project, the objective of which is to answer this need. This work is the first step, and its goal is to build a numerical model of shot-peening able to predict the work-hardening state after the process. In fact this parameter is known to have an important role in the relaxation of residual stress.

Complete assessment of the mechanical behavior of Inconel 718 is first proposed. Then the numerical model is built, able to address the stress and work-hardening state of the peened part. A statistical approach is also proposed. An important XRD experimental campaign on peened samples was led to correlate the model. Finally, the simulation is used to predict the mechanical state after shot-peening.

Keywords: shot peening - residual stresses - strain hardening - finite element method - Hopkinson bar.

Thèse réalisée en partenariat entre :

