



**HAL**  
open science

# Étude expérimentale des interactions aube-abradable à très grandes vitesses : influence du matériau et de sa microstructure

Julien Vincent

► **To cite this version:**

Julien Vincent. Étude expérimentale des interactions aube-abradable à très grandes vitesses : influence du matériau et de sa microstructure. Science des matériaux [cond-mat.mtrl-sci]. Université de Lorraine, 2015. Français. NNT : 2015LORR0334 . tel-02331829

**HAL Id: tel-02331829**

**<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-02331829>**

Submitted on 22 Jun 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.



## AVERTISSEMENT

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

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

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

Contact : [ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr](mailto:ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr)

## LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

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

[http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg\\_droi.php](http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php)

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

---

# THÈSE

---

Présentée à



---

l'Université de Lorraine

---

par

**Julien VINCENT**

Pour l'obtention du grade de :

**Docteur de l'Université de Lorraine**

Discipline : Science des matériaux

**ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DES INTERACTIONS AUBE-ABRADABLE  
À TRÈS GRANDES VITESSES : INFLUENCE DU MATÉRIAU ET DE  
SA MICROSTRUCTURE**

**MANUSCRIT CONFIDENTIEL**

Soutenue le 16 Mars 2015 devant le jury composé de :

Yves GOURINAT	Professeur (ISAE-SUPAERO)	Rapporteur
Yannick DESPLANQUES	Professeur des universités (LML)	Rapporteur
Joël RECH	Professeur des universités (LTDS)	Examineur
Daniel DUDZINSKI	Professeur des universités (LEM3)	Examineur
Jean MERIAUX	Docteur (SNECMA Villaroche)	Invité
Serge SELEZNEFF	Docteur (SNECMA Villaroche)	Invité
Pierre CHEVRIER	Professeur des universités (LaBPS)	Directeur de thèse
Sylvain PHILIPPON	Maître de conférences (LaBPS)	Co-directeur de thèse



A mon père...



# Table des matières

<b>Introduction</b>	<b>1</b>
<b>Chapitre 1 : Contexte de l'étude</b>	<b>5</b>
1.1 Contexte industriel . . . . .	6
1.2 Matériaux abrasables . . . . .	8
1.2.1 Différents matériaux abrasables . . . . .	10
1.2.2 Endommagement des matériaux abrasables . . . . .	15
1.2.3 Conclusion . . . . .	20
1.3 Projet MEDEA . . . . .	21
1.4 Caractérisation mécanique des matériaux abrasables . . . . .	24
1.4.1 Résistance à l'érosion . . . . .	24
1.4.2 Essais quasi-statiques . . . . .	25
1.4.3 Essais sous chargement dynamique . . . . .	28
Bibliographie . . . . .	35
<b>Chapitre 2 : Développement du banc d'essai</b>	<b>39</b>
2.1 Cahier des charges . . . . .	40
2.1.1 Rigidité de la coupe . . . . .	40
2.1.2 Bande passante . . . . .	41
2.1.3 Calibration tri-axiale . . . . .	43
2.1.4 Visualisation des interactions . . . . .	43
2.1.5 Synthèse des spécificités . . . . .	44
2.2 Analyse de l'existant . . . . .	46
2.2.1 Analyse modale du dispositif de mesure et bande passante . . . . .	46
2.2.2 Modélisation par éléments finis : raideur et modes propres . . . . .	51
2.2.3 Essais préliminaires de coupe orthogonale et oblique . . . . .	55
2.2.4 Conclusion . . . . .	60
2.3 Développement du nouveau dispositif de mesure . . . . .	61
2.3.1 Description du nouveau dispositif de mesure . . . . .	61
2.3.2 Modélisation du dispositif . . . . .	63

2.3.3	Analyse modale expérimentale tri-axiale . . . . .	64
2.3.4	Conclusion . . . . .	68
2.4	Visualisation de la coupe à grande vitesse . . . . .	69
2.4.1	Choix des accessoires nécessaires à la visualisation de la coupe à grande vitesse . . . . .	69
2.4.2	Implantation des outils de visualisation sur le banc d'essai . . . . .	70
2.4.3	Essais de validation . . . . .	71
2.4.4	Conclusion . . . . .	75
	Bibliographie . . . . .	76

**Chapitre 3 : Exploitation des outils de mesure 79**

3.1	Traitement des signaux d'efforts . . . . .	81
3.1.1	Méthode de correction . . . . .	81
3.1.2	Bandes passantes obtenues après correction . . . . .	84
3.1.3	Réponse à une excitation sinusoïdale . . . . .	88
3.1.4	Réponse à un impact . . . . .	89
3.1.5	Conclusion . . . . .	90
3.2	Traitement des vidéos . . . . .	91
3.2.1	Amélioration de l'image . . . . .	91
3.2.2	Mesure de la profondeur d'incursion réelle par analyse d'image . . . . .	93
3.3	Mesure de la densification par analyse tomographique . . . . .	96
3.3.1	Correction des images issues de la tomographie . . . . .	99
3.3.2	Définition d'une surface élémentaire représentative . . . . .	102
3.4	Mise en œuvre des outils développés . . . . .	103
3.4.1	Mesure des efforts d'interaction . . . . .	103
3.4.2	Profondeur d'incursion mesurée in-situ et usure . . . . .	106
3.4.3	Cas d'une interaction à 200 m/s . . . . .	107
3.4.4	Répétabilité des mesures . . . . .	110
3.4.5	Conclusion . . . . .	112
	Bibliographie . . . . .	113

**Chapitre 4 : Essais d'interaction : efforts et mécanismes d'endommagement 115**

4.1	Éprouvettes et campagne d'essais . . . . .	116
4.1.1	Protocole de préparation des éprouvettes . . . . .	116
4.1.2	Matériaux testés . . . . .	118
4.1.3	Paramètres d'interaction . . . . .	123
4.1.4	Essais réalisés . . . . .	124
4.1.5	Mesures réalisées lors des essais . . . . .	126

4.2	Efforts d'interaction, incursion et usure mesurée . . . . .	128
4.2.1	Essais de coupe orthogonale . . . . .	128
4.2.2	Essais de coupe oblique . . . . .	146
4.2.3	Conclusion sur l'usure et les efforts d'interaction pour les deux configurations de coupe . . . . .	152
4.3	Analyse des mécanismes d'interaction . . . . .	154
4.3.1	Mécanismes d'interaction mis en évidence . . . . .	154
4.3.2	Cartographies des endommagements . . . . .	164
4.4	Conclusion : mécanismes d'endommagement et efforts . . . . .	168
	Bibliographie . . . . .	171
	<b>Conclusions et perspectives</b>	<b>173</b>
	<b>Annexe A : Essais de touches multiples</b>	<b>179</b>
A.1	AlSi-Polyester M32 . . . . .	179
A.2	AlSi M2 . . . . .	182
	<b>Annexe B : Influence du vieillissement thermique de l'AlSi</b>	<b>185</b>



# Introduction

Les enjeux économiques, techniques, énergétiques et environnementaux actuels conduisent les motoristes aéronautiques à développer des turboréacteurs toujours plus performants, efficaces et fiables. Une des solutions techniques permettant d'améliorer le rendement et les performances des moteurs consiste à limiter les fuites inter-étages en réduisant les jeux aube-carter à leur minimum grâce à l'emploi de joints sacrificiels en matériaux abrasables déposés sur le carter moteur. Durant le cycle de fonctionnement du moteur, le jeu aube-carter est amené à évoluer sous l'effet des chargements thermomécaniques subis par les composants du turboréacteur entraînant des risques de contact rotor-stator. Les matériaux abrasables ont pour rôle de s'user sans effort, sous forme de fins débris, sans endommager les aubes lorsque le jeu de fonctionnement devient trop faible et qu'un contact rotor-stator se produit.

Il existe ainsi une grande variété de matériaux abrasables adaptés aux différents environnements moteur. Ils sont généralement élaborés par projection thermique à partir de poudres de différents matériaux. La structure hétérogène et poreuse ainsi obtenue permet au matériau d'avoir une « bonne » abrasabilité. Toutefois, les matériaux obtenus par ce procédé possèdent une microstructure fortement dépendante des paramètres du process. Les efforts de contact rotor-stator, minimisés par la présence de joint abrasable, ne sont toutefois pas négligeables et interviennent sur la dynamique des aubes. Le couplage fort entre la dynamique du rotor et les efforts d'interaction aube-abrasable peut conduire à un phénomène vibratoire divergent risquant d'entraîner une rupture d'aube. Lors des contacts aube-abrasable, un grand nombre de mécanismes d'endommagement complexes sont combinés. Ceux-ci peuvent générer une usure du joint abrasable sans conséquence pour le bon fonctionnement du moteur ou provoquer des dégâts importants du revêtement et de l'aubage.

Il est alors primordial de prédire et comprendre les mécanismes mis en jeu et les efforts d'interaction associés en fonction des conditions de contact. Cette compréhension des phénomènes et des efforts permettra ensuite d'élaborer des modèles de prédiction du comportement du moteur lors de contacts aube-carter. Lors de la phase de conception

des moteurs, ces modèles permettront d'optimiser le dimensionnement du moteur et ainsi concevoir des moteurs plus fiables et performants.

Des études expérimentales doivent alors être réalisées afin de fournir aux modélisateurs les données nécessaires au développement des codes de calcul. Toutefois, les conditions de chargements extrêmes en terme de vitesse d'interaction et de température d'utilisation mises en jeu durant ces contacts rendent l'étude expérimentale des contacts aube-abradable très complexe. Les essais sur géométries réelles, très coûteux, sont particulièrement difficiles à mettre en œuvre et à exploiter. Ainsi, différents bancs d'essai ont été développés pour étudier les interactions aube-abradable sous chargement dynamique.

Cette thèse s'inscrit au sein du projet MEDEA en partenariat industriel avec Snecma, Turbomeca et Techspace-Aero et un grand nombre de partenaires universitaires spécialisés en procédés de fabrications (LERMPS), en caractérisation mécanique (LML, LaBPS, LGP (ENIT), UCL) et en modélisation (McGill, GéM, LML, ULG). Ce projet a pour but de développer des méthodologies d'étude autour des matériaux abrasables d'un point de vue procédé, caractérisation expérimentale et modélisation.

Ces travaux de thèse ont pour but de mesurer expérimentalement les efforts d'interaction et d'étudier les mécanismes d'endommagement. L'accent sera porté sur l'influence de la microstructure du revêtement sur le comportement du matériau. Ainsi, 4 matériaux abrasables ont été étudiés dans le cadre de ces travaux : 1 AlSi utilisé par Turbomeca et 3 AlSi-Polyester de dureté différente développés au LERMPS à partir de différents paramètres de projection. Il s'agit de matériaux utilisés au sein du compresseur basse pression pour des températures inférieures à 500 °C.

Dans un premier temps, le chapitre 1 présentera une analyse du contexte industriel et des différents matériaux abrasables existants. Les différents mécanismes mis en œuvre lors de telles interactions seront ensuite détaillés. Puis, les différentes techniques expérimentales mises en œuvre pour caractériser le comportement mécanique des matériaux abrasables seront détaillées. Le second chapitre présentera les performances du dispositif nécessaires à la réalisation de cette étude expérimentale. Une analyse des performances du dispositif actuel sera ensuite présentée. Ce dispositif de mesure ne répondant pas aux nouvelles exigences, un nouveau dispositif expérimental, plus performant, permettant la mesure des 3 composantes de l'effort d'interaction sera proposé. Enfin, les modifications apportées au banc d'essai afin d'y apporter les accès nécessaires à la visualisation de la coupe à l'aide d'une caméra à très grande fréquence d'acquisition seront décrites. Le chapitre 3 présentera la méthode de correction dynamique des efforts mise en œuvre pour cette étude. Celle-ci permet d'étendre la bande passante du dispositif de mesure en prenant en compte le comportement dynamique du dynamomètre dans les trois directions de mesure. Elle permet également de limiter les couplages entre les différentes voies de

---

mesure sur toute la plage de fréquences calibrée. Ce chapitre détaillera également les outils de traitement utilisés pour mesurer la profondeur d'incursion in-situ sur les vidéos à très grande vitesse. Les outils conçus pour mesurer le taux de porosités dans les revêtements abrasables à partir d'observations tomographiques seront ensuite décrits. Pour conclure ce chapitre, un exemple d'utilisation des outils développés au travers de deux essais sera présenté. Il mettra en évidence le bien-fondé des outils proposés jusqu'ici. Dans le chapitre 4, les matériaux étudiés et les analyses réalisées avant essai seront détaillées. Puis, la matrice d'essais et d'analyses retenue sera décrite. Deux configurations d'interaction ont été étudiées : une première configuration de coupe orthogonale facilitant l'analyse et la modélisation et une seconde configuration de coupe oblique permettant d'étudier l'influence du vrillage de l'aube sur les mécanismes et les efforts d'interaction. Les résultats obtenus durant cette campagne d'essais seront ensuite décrits par configuration et par matériau. Durant cette campagne, cinq mécanismes d'endommagements ont été identifiés : le transfert-sillonnage, la formation de particules, le « beurrage », la fissuration périodique et la densification. Les outils expérimentaux et de traitement du signal développés ont alors permis d'identifier différents profils de signaux d'efforts et d'usure associés à certains mécanismes d'endommagement. Enfin, la comparaison des différentes microstructures testées a mis en évidence un lien entre la dureté, les efforts et l'apparition de mécanismes d'usure.



# Chapitre 1

## Contexte de l'étude

### Sommaire

---

1.1	Contexte industriel . . . . .	<b>6</b>
1.2	Matériaux abrasables . . . . .	<b>8</b>
1.3	Projet MEDEA . . . . .	<b>21</b>
1.4	Caractérisation mécanique des matériaux abrasables . . . . .	<b>24</b>
	Bibliographie . . . . .	<b>35</b>

---

Ce chapitre a pour objectif de présenter le contexte spécifique des études menées durant cette thèse. Dans un premier temps, l'aspect industriel sera exposé. Dans un deuxième temps, il introduira les différents matériaux abrasables existants et tout particulièrement ceux étudiés dans le cadre de cette thèse qui s'inscrit dans le projet MEDEA. Enfin, différentes techniques de caractérisations du comportement matériau sous sollicitations statique et dynamique seront décrites.

## 1.1 Contexte industriel

Les avionneurs ont sans cesse pour objectif de concevoir des avions toujours plus performants et économes. Pour cela, ils cherchent à employer des moteurs plus légers et performants. A l'heure actuelle, les turboréacteurs, dont le principe de fonctionnement est décrit en figure 1.1, représentent le choix idéal pour la motorisation des vols long et moyen-courriers grâce notamment à leur rapport poids-puissance avantageux. Ces moteurs produisent leur force de poussée à l'aide de l'accélération d'une veine gazeuse générant un effort de réaction sur l'avion. Pour cela, au sein du compresseur, une première série d'aubages permet d'accélérer et de comprimer l'air admis afin d'en augmenter sa pression et donc la masse d'oxygène admis. Du carburant est ensuite injecté et brûlé au sein de la chambre de combustion générant une augmentation de la température et de la pression du mélange gazeux. Ce mélange est ensuite détendu au sein d'une seconde série d'aubages afin d'alimenter le compresseur et les différents organes de l'avion en énergie. Les turboréacteurs modernes adoptent des architectures plus complexes en décomposant le compresseur et la turbine en plusieurs étages fonctionnant à des vitesses de rotation différentes. La grande majorité des turboréacteurs actuels possèdent ainsi des architectures double corps voire triple corps. Il est toutefois difficile d'augmenter encore le nombre d'étages du fait de la complexité mécanique, de l'augmentation de la masse du moteur et de la chute éventuelle de fiabilité.

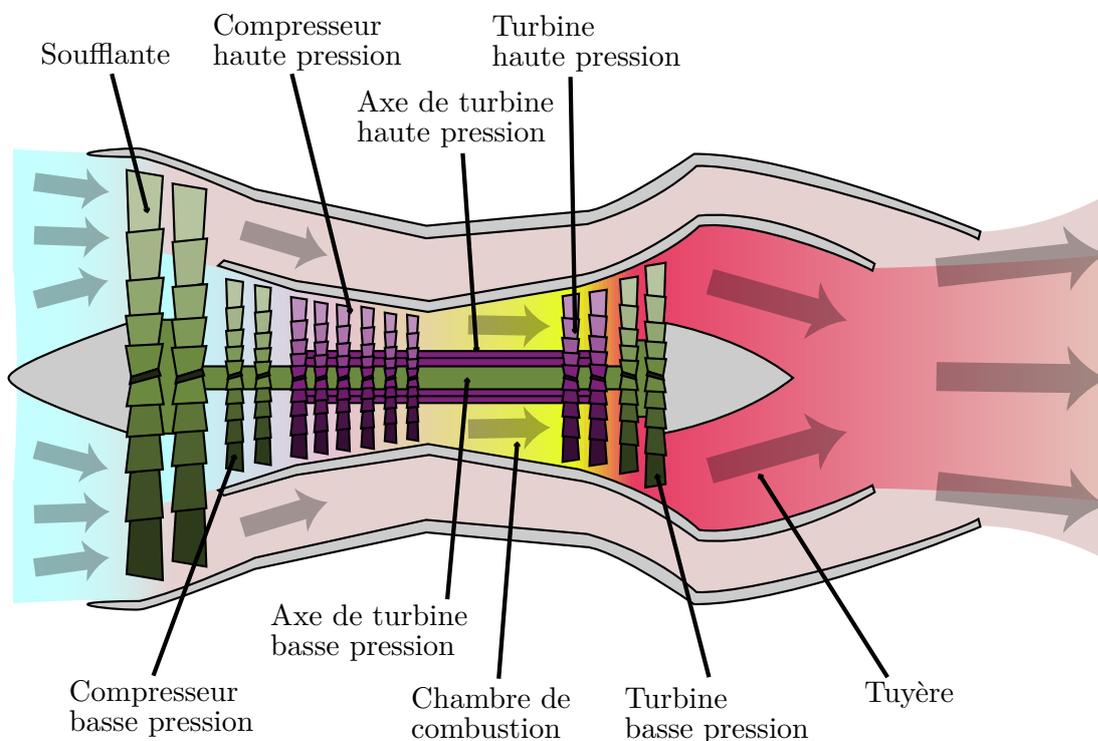


FIGURE 1.1 – Schéma de principe d'un turbocompresseur double flux [Cuny 2012]

Les fabricants de turboréacteurs cherchent donc à améliorer l'efficacité énergétique et le rapport poids-puissance de leurs moteurs par d'autres moyens. Ainsi, il est possible d'employer des matériaux plus légers et/ou résistants, d'augmenter la température interne du moteur ou encore d'optimiser l'aérodynamisme des différents organes composant le turboréacteur [Schmid 1997]. Une autre solution développée pour optimiser le rendement des moteurs est de réduire les fuites entre les aubages et le carter. Celles-ci occasionnent d'importantes pertes de rendement au niveau des différents étages de compression et de détente. Ces pertes peuvent occasionner de graves problèmes d'instabilité du compresseur et de refroidissement de la turbine. Il a ainsi été montré que des gains de rendement de 5% peuvent être obtenus en réduisant ces fuites [Schmid 1997].

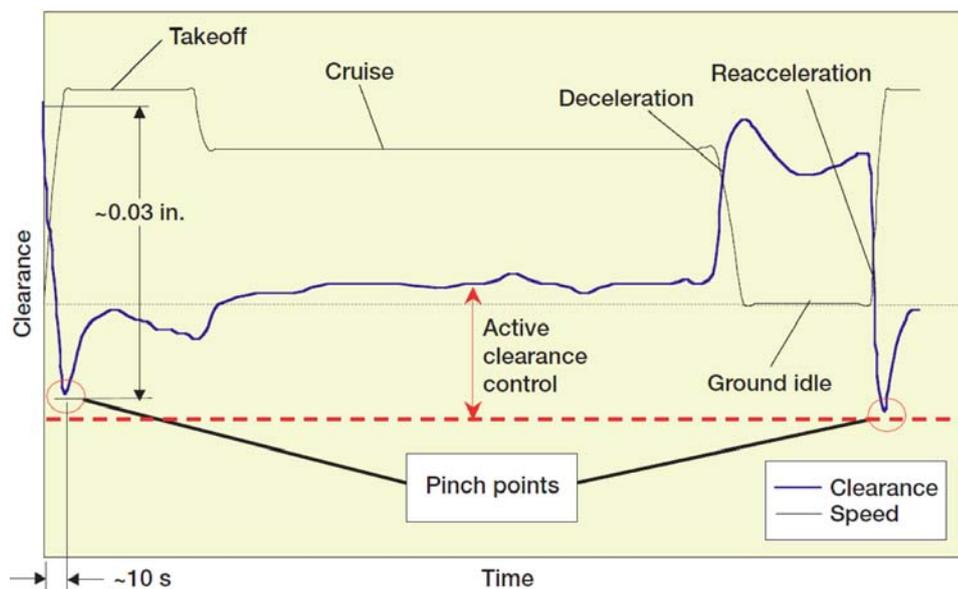


FIGURE 1.2 – Évolution du jeu radial aube-carter d'une turbine haute pression durant les différentes phases de vol [Hendricks *et al.* 2004]

L'une des solutions utilisées afin de limiter ces pertes est de réduire le jeu existant entre l'extrémité de l'aube et le carter moteur. Du fait des fortes variations dimensionnelles des différentes pièces composant le moteur lors des différentes phases de vol, le jeu varie fortement (jusqu'à 0,7 mm de variation) comme le montre la figure 1.2. Dans les conditions normales de fonctionnement du moteur, ces variations sont essentiellement dues aux vibrations, aux dilatations thermiques et aux effets centrifuges. Le moteur subit également des agressions extérieures telles que les impacts de glace ou d'oiseaux entraînant des déformations importantes des aubages. Ces différentes perturbations occasionnent alors des risques de contact à très grande vitesse entre les aubes et le carter moteur en particulier lors des phases d'accélération (décollage de l'appareil). On notera que les vitesses tangentielles en bout d'aube sont comprises entre 200 et 650 m/s dans des conditions nor-

males d'utilisation suivant l'étage considéré au sein du turboréacteur [Schmid 1997]. Les interactions rotor-stator sont alors très violentes et occasionnent des endommagements de l'aube et du carter allant jusqu'à la casse moteur. Il est alors nécessaire de minimiser ces endommagements tout en garantissant une étanchéité maximum entre les différents étages du moteur.

## 1.2 Matériaux abrasables

Durant les années 70 et afin de répondre à cette problématique, de nouveaux matériaux dits « abrasables » ont été développés afin de revêtir les carters moteurs [Chupp 2003, Schmid 1997]. Ceux-ci ont pour rôle d'assurer l'étanchéité du moteur en autorisant des jeux de fonctionnement plus faibles. En effet, ces revêtements ont été conçus afin de s'user sous forme de fins débris avec peu d'effort et sans endommager l'aube [Ghasripoor *et al.* 1997]. Ils sont déposés sur le carter moteur et forment un joint d'étanchéité abrasable. Des contacts rotor-stator peuvent ainsi être tolérés lors du fonctionnement normal du moteur sans conséquences pour celui-ci.

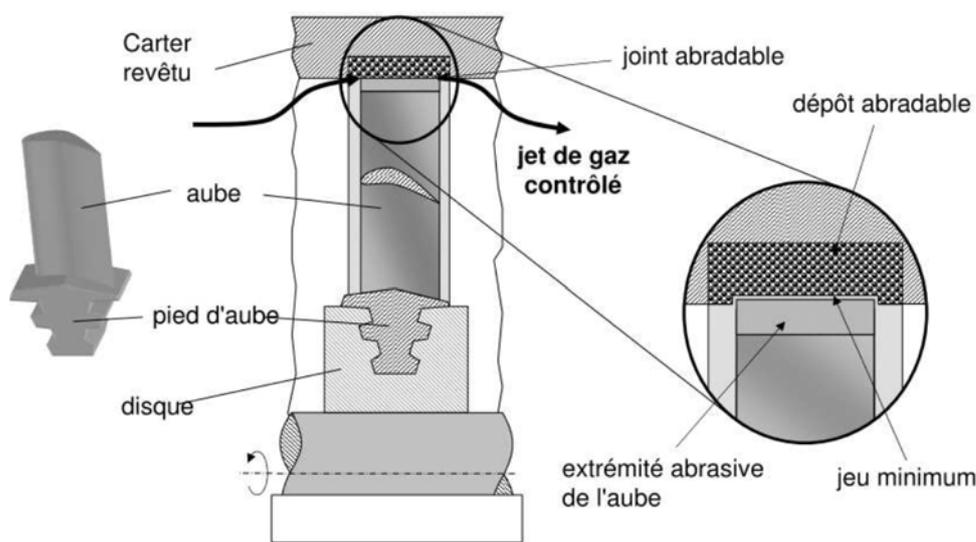


FIGURE 1.3 – Localisation du joint abrasable sur le carter moteur [Baiz 2011]

Différents matériaux abrasables répondant aux exigences de chaque environnement moteur ont été conçus. Plusieurs familles de matériaux abrasables ont été développées pour répondre aux diverses sollicitations thermomécaniques et chimiques (chargement mécaniques importants, hautes températures, milieux corrosifs et érosifs, ...) auxquelles ils sont soumis dans les moteurs [DeMasi-Marcin et Gupta 1994]. Par conséquent, ces revêtements doivent présenter diverses propriétés suivant les conditions moteur [Schmid 1997] telles que :

### 1. Abradabilité

Pour permettre un bon fonctionnement du joint abradable, les matériaux utilisés doivent s'user aisément lors des contacts rotor-stator en formant une surface lisse favorable aux bonnes propriétés aérodynamiques. Ils ne doivent également occasionner ni usure sur l'extrémité de l'aube [Ghasripor *et al.* 1997] ni effort trop important lors des contacts.

### 2. Résistance à l'érosion

Du fait des fines particules présentes dans l'air (sable, cendres, résidus de combustion, ...), les turboréacteurs sont sujets à une usure par érosion [Hamed et Tabakoff 2006]. Dans le cadre des joints abradables, l'érosion conduit à une augmentation du jeu en bout d'aube et donc une chute des performances du moteur et une diminution de la marge de pompage. L'abradabilité et la résistance à l'érosion étant des propriétés mécaniques opposées [Maozhong *et al.* 2002, Hendricks *et al.* 2004], il est difficile pour les fabricants de produire des abradables possédant une bonne abradabilité et une grande résistance à l'érosion. Un compromis est donc recherché.

### 3. Résistance à la température et à la corrosion

Les températures rencontrées au sein des turboréacteurs varient de  $-70^{\circ}\text{C}$  en entrée du moteur,  $300^{\circ}\text{C}$  dans le compresseur basse pression,  $550^{\circ}\text{C}$  dans le compresseur haute pression et jusqu'à  $1550^{\circ}\text{C}$  dans la chambre de combustion [Schmid 1997]. Les différents matériaux abradables doivent donc résister et conserver de bonnes propriétés mécaniques dans les environnements d'utilisation auxquels ils sont soumis [DeMasi-Marcin et Gupta 1994]. Les abradables utilisés à haute température sont également amenés à jouer le rôle de barrière thermique afin de protéger le carter moteur [Schmid 1997]. De plus, ces grandes températures, les fortes pressions et les atmosphères corrosives rencontrées au sein du moteur favorisent la corrosion et l'oxydation des matériaux abradables. Leur composition doit alors être optimisée pour résister à l'agressivité de l'environnement moteur [Clegg et Mehta 1988].

### 4. Nature des débris

Dans le cadre du fonctionnement normal du moteur, les matériaux abradables sont amenés à s'user lors des contacts aube-abradable. Il est alors important de s'assurer que les débris générés n'endommagent pas les composants moteurs situés en aval. Les matériaux abradables sont donc développés pour se rompre en fins débris lors des contacts rotor-stator [Ghasripor *et al.* 1997]. Certains métaux comme le titane peuvent brûler spontanément et tout particulièrement dans le compresseur au sein duquel la teneur en oxygène est importante. Il est alors important de s'assurer que les débris d'abradable générés ne risquent pas de déclencher la combustion de l'aubage ou du carter [Schmid 1997].

### 5. Facilité de mise en œuvre et d'entretien

Enfin, les revêtements abrasables doivent présenter une facilité de dépôt permettant un traitement aisé des carters moteurs. Ils doivent également pouvoir être renouvelé lors des opérations de maintenance [Clegg et Mehta 1988] afin de rétablir l'épaisseur initiale de revêtement perdue au fur et à mesure de l'utilisation du moteur.

6. Compatibilité avec le substrat

Les matériaux abrasables doivent également présenter une certaine compatibilité avec le substrat sur lequel ils sont déposés et ne pas générer de corrosion galvanique avec celui-ci [Clegg et Mehta 1988].

Ces matériaux ne peuvent répondre efficacement à l'ensemble de ces exigences souvent antagonistes et le développement de tels matériaux représente un challenge important pour les ingénieurs matériaux. Ceux-ci doivent être traités comme des système tribologiques complexes faisant intervenir la vitesse d'interaction, la profondeur d'incursion, l'environnement, le matériau, la géométrie de l'aube et le matériau du carter [Chupp 2003]. Il est alors nécessaire de faire des compromis entre ces différentes propriétés [Clegg et Mehta 1988, DeMasi-Marcin et Gupta 1994].

1.2.1 Différents matériaux abrasables

Différents matériaux abrasables ont ainsi été développés pour répondre efficacement aux contraintes liées aux différents environnements moteur. La figure 1.4 présente quelques familles de matériaux utilisés comme joints abrasables en fonction de leur technicité et de la température d'utilisation. Ces différents matériaux présentent des compositions et caractéristiques différentes adaptées à l'environnement local : couple tribologique aube/abrasable, milieu ambiant.

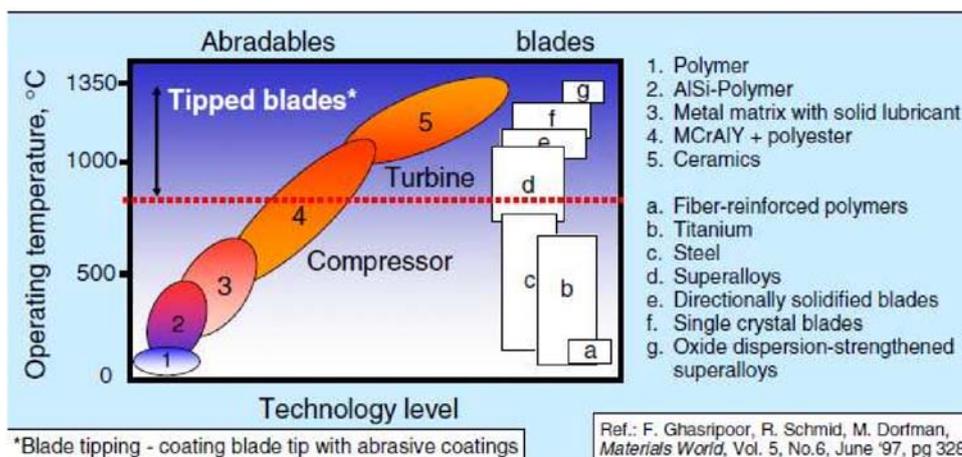


FIGURE 1.4 – Familles de matériaux abrasables utilisés en fonction de la température de l'environnement moteur (0 - 1500 °C), du matériau de l'aube (a - g) et du niveau technologique. [Ghasripor *et al.* 1997, Baiz 2011]

### Abradables massifs

Les **abradables massifs** comme les *polymères* utilisés à des températures inférieures à 200°C [Baïz 2011] sont généralement obtenus par moulage. Ils sont utilisés en entrée du compresseur du fait de leur faible résistance à la température. Ils ont pour principale fonction d'amortir les vibrations et de s'accommoder face aux déformations du fan lors des impacts d'oiseaux [Schmid 1997]. Ils peuvent également aider au confinement des aubes de soufflante en cas de rupture de celles-ci. Le silicone est le polymère le plus utilisé pour cette application. Les polymères sont parfois chargés de billes de verre creuse afin d'améliorer leur abradabilité (Brevet Snecma FR2887890).

Des *nids d'abeille métalliques* déposés par brasage sous vide [Schmid 1997] sur les carters moteur et employés au sein du compresseur et de la turbine sont également utilisés. Ils peuvent être réalisés en aluminium dans le cadre d'une application à basse température (< 300 °C) ou en superalliage pour un emploi à haute température (800 -1000 °C) dans les turbines [Faraoun 2005]. Ces revêtements sont de bons concurrents aux revêtements obtenus par projection thermique. Pour réduire leurs surfaces de contact avec l'atmosphère et améliorer leur résistance à l'oxydation, leurs pores sont souvent remplis à l'aide de MCrAlY ou de céramiques jouant le rôle de barrière thermique. Toutefois, cela diminue leur abradabilité en empêchant la déformation des cellules [Schmid 1997]. Leur surface étant rugueuse, ils génèrent des perturbations aérodynamiques néfastes aux performances des turboréacteurs [Faraoun 2005]. Des problèmes de décohésion peuvent survenir au niveau du brasage du fait de la forte dilatation des nids d'abeille en comparaison d'autres revêtements tels que ceux obtenus par projection thermique [Schmid 1997].

Des *feutres métalliques* constitués de fibres métalliques résistantes à la corrosion sont également utilisés comme matériaux abradables. Ils sont formés à partir de fibres métalliques pressées pour former un mat. Pour garantir l'intégrité de la structure, ces fibres sont liées par diffusion. Les feutres métalliques sont également fixés par brasage sous vide. Le fort taux de porosité ouverte de ces revêtements conduit à une mauvaise étanchéité du fait des fuites au travers du revêtement. Cela conduit également à une densification et donc un durcissement du revêtement lors des contacts aube/carter [Schmid 1997]. La forte surface de contact avec l'atmosphère du moteur favorise la corrosion des feutres métalliques Bill et Ludwig [1980].

Des abradables obtenus par frittage ont également été développés. Ils sont élaborés à partir de poudres métalliques (NiAl, NiCrAl, NiCoCrAl, etc.) auxquelles des éléments réfractaires (Y, Hf, La,...), des lubrifiants solides (hBN : nitrure du bore hexagonal) ou des éléments dislocateurs (argile) sont parfois ajoutés. Il s'agit de matériaux poreux à faible cohésion favorisant l'abradabilité. Ce type de matériaux, en fonction de leur com-

position, peuvent être utilisés dans toute la gamme de température rencontrée dans les turboréacteurs.

### **Abradables obtenus par projection thermique**

Les abrasables les plus couramment rencontrés sont des abrasables obtenus par projection thermique. Il existe plusieurs procédés de projection thermique tels que la projection par flamme, l'HVOF (High Velocity Oxy-Fuel), l'APS (Atmospheric Plasma Spraying) ou l'Arc-fil. Le revêtement, initialement sous forme de fil ou de poudre est transporté à travers une flamme ou un arc électrique. Des particules fondues, semi-fondues et in-fondues sont alors projetées sur le substrat traité (fig. 1.5). L'épaisseur totale de revêtement est réalisée par dépôts de strates successives jusqu'à des épaisseurs de plusieurs millimètres. Une grande variété de matériaux peut être déposée par projection thermique tels que les métaux et les céramiques mais aussi des polymères. La microstructure obtenue se présente sous forme d'une structure poreuse constituée de particules agglomérées. Lors de la projection, les particules fondues s'écrasent et forment des grains en forme de disque contrairement aux particules semi-fondues ou infondues qui conservent une géométrie sphérique [Iordanova *et al.* 2001]. Les revêtements obtenus par projection sont faciles à mettre en œuvre et permettent une rénovation aisée du revêtement lors des opérations de maintenance.

Les matériaux obtenus par projection thermique sont très dépendants des paramètres procédés employés. La composition du matériau et sa microstructure peuvent ainsi être affectées. Les travaux menés par Bounazef *et al.* [2004] sur des revêtements  $Al_2O_3 - TiO_2$  ont montré une forte influence des paramètres de projection sur les contraintes internes et les propriétés tribologiques des revêtements obtenus par APS. De même, d'après les travaux de Schmid [1997], les abrasables AlSi-polymère seront plus dur et occasionneront des dommages à l'aube si sa teneur en polymère est trop faible. Si l'abrasable est mal déposé, le revêtement peut être formé de couches favorables au transfert de l'abrasable sur l'aube générant un sillonnage important du revêtement défavorable à l'étanchéité.

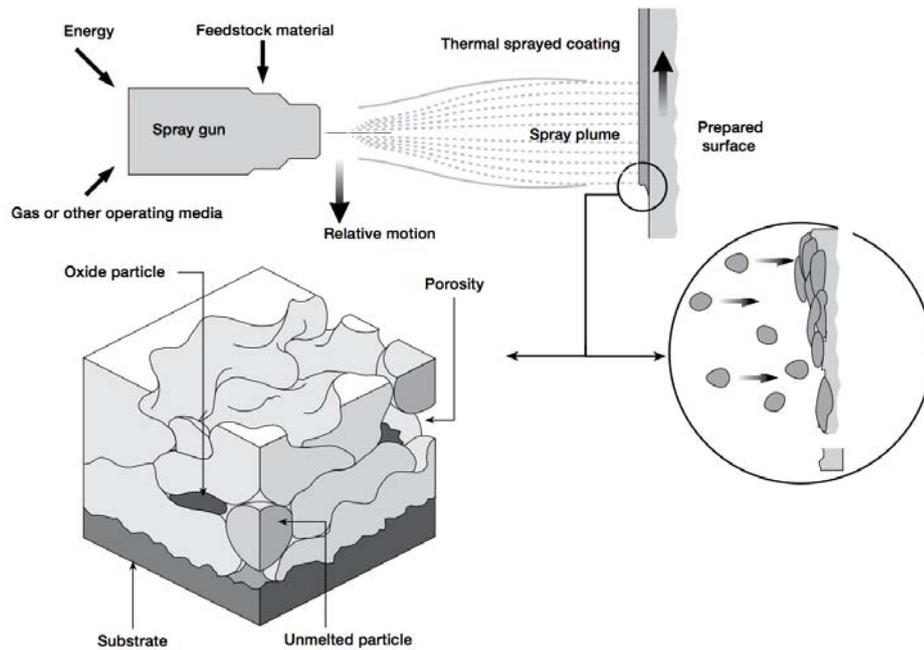


FIGURE 1.5 – Projection thermique, Metco [2011]

Les *Aluminium-polymère* obtenus par projection thermique ont été introduits tôt et possèdent de bonnes performances, ces matériaux abrasables sont parmi les plus répandus. Ils font partie des quelques matériaux n'occasionnant que peu ou pas de dommages aux aubes en titane. Ils supportent des températures pouvant atteindre 350°C en fonction du polymère associé et sont donc présents essentiellement au niveau du compresseur basse pression. Ces matériaux abrasables sont généralement obtenus par procédé APS ou HVOF à partir de poudres. Il existe deux familles principales d'abrasables aluminium-polymère : les AlSi-polyester et les AlSi-polyamide.

Les abrasables de type AlSi-polyester sont généralement composés d'une poudre d'aluminium alliée à 12% en masse de silicium mélangée à une poudre de polyester. Ces matériaux sont utilisés jusqu'à des températures de 320°C du fait de la forte oxydation de celui-ci à partir de 400°C et de sa combustion spontanée à 500°C.

Contrairement aux revêtements AlSi-polyester, les abrasables AlSi-polyamide résistent mieux aux surchauffes et peuvent être utilisés jusqu'à 350°C. En effet, le polyamide a la particularité de se sublimer alors que le polyester a tendance à fondre.

Lors de la projection par procédé HVOF, la faible température de transition vitreuse et la vitesse de particule élevée génèrent un aplatissement du polyester sur le substrat. Le polyamide, plus rigide, ne s'écrase pas contre le substrat et une répartition très régulière de blocs de polyamides favorable à l'abrasabilité est observée dans le revêtement.

Toutefois, le polyamide ne se lie pas à l'aluminium. Il en résulte un risque de séparation non souhaitée du polyamide lors de la projection. Il est alors nécessaire d'agglomérer le

polyamide à AlSi lors de la production des poudres contrairement aux poudres d'AlSi et de polyester. Les abrasables AlSi-polyamide, du fait de leur technicité et de leur coût plus important sont réservés à des applications spécifiques telles que les applications militaires. [Faraoun 2005, Schmid 1997]

Afin de dépasser les limitations en terme de température de fonctionnement des abrasables *AlSi-polymère*, le polymère a été supprimé. Les abrasables *AlSi* sont obtenus à partir de poudre ou de fil d'AlSi et sont projetés par procédé APS ou à la flamme. Cette dernière permet alors d'obtenir des taux de porosité supérieurs. Ces abrasables sont utilisés pour des températures comprises entre 300 et 500°C. Il a été montré lors d'expériences précédentes [Schmid 1997] que ces abrasables, utilisés à moins de 200°C, génèrent des risques d'usure ou même de déformation par flambage de l'aube. Sous cette température, l'abrasable s'accommode peu face à l'incursion de l'aube. Pour des températures supérieures à 500°C, une importante usure par fusion est observée et conduit à des transferts massifs d'abrasable sur l'aube.

Les besoins de l'industrie aéronautique en terme d'abrasables pouvant fonctionner à des températures plus élevées (300 à 750 °C) pour les compresseurs à pression intermédiaire et haute a conduit à l'élaboration de nouveaux matériaux abrasables de type *métal-lubrifiant solide*. Sur la base des abrasables AlSi-polymère, des abrasables de type *AlSi-graphite* ont vu le jour. Toutefois, ces matériaux très sensibles à la corrosion, posent de graves problèmes d'adhérence du revêtement [Schmid 1997]. Le graphite a également été utilisé dans les abrasables *Ni-graphite*. Par la suite, le graphite, source des problèmes de corrosion, a été remplacé par du nitrure de bore hexagonal pour donner naissance aux abrasables de type AlSi-hBN [Baiz 2011].

Il est également possible de citer d'autres matériaux tels que les *NiCrAl-bentonite* utilisés dans les compresseurs haute pression face aux aubes en acier ou en alliage à base nickel. Ils sont très sensibles à la porosité et sont déposés par projection à la flamme. Un durcissement de l'abrasable est observé après 3 heures à 550 °C occasionnant une usure importante de l'aube. Pour atténuer cette usure, l'extrémité des aubes est revêtue d'alumine ou de zircon par procédé APS [Schmid 1997].

Les revêtements MCrAlY (ou M représente un métal : Co, Ni, CoNi, ... ) sont initialement employés pour protéger les composants métalliques de la corrosion. Ces revêtements sont également projetés en épaisseur plus importante pour jouer le rôle de revêtements abrasables. Ces matériaux peuvent être utilisés dans les turbines à des températures pouvant atteindre 1150 °C. Pour obtenir des propriétés mécaniques satisfaisantes, ces revêtements sont traités thermiquement pour relaxer les contraintes internes. Ils doivent être déposés sans porosités ouvertes pour garantir la protection du substrat. Dans ce but,

les procédés de projection plasma sous vide, à basse pression ou HVOF sont privilégiés [Schmid 1997].

### Les barrières thermiques modifiées

Les *barrières thermiques* utilisées pour les atmosphères à haute température ont été modifiées pour faire office de matériau abrasable. Utilisées dans les turbines, elles ont pour rôle de préserver l'intégrité du carter et d'assurer l'étanchéité du moteur. Celles-ci sont généralement composées de zircone stabilisée à l'Yttrium [Schmid 1997] auxquelles on ajoute des polymères afin d'en accroître le taux de porosité et donc l'abrasabilité. L'épaisseur nécessaire au rôle de joint abrasable étant supérieure, les abrasables sont alors déposés en couche plus importante (2 mm contre 0,5 mm pour une barrière thermique classique) et sont donc très sensibles à l'écaillage.

Afin d'assurer la résistance de l'aube lors des interactions aube-abrasable, leurs extrémités sont revêtues de particules abrasives capables d'user le revêtement abrasable. Pour ces raisons, le nitrure de bore cubique (CBN) ou encore le carbure de silicium (SiC) sont couramment employés. Toutefois, le CBN est sujet à l'oxydation et n'est donc utilisé que lors du rodage du moteur. Le SiC ayant tendance à réagir avec les métaux, il doit être encapsulé afin de protéger les aubes. Cependant, cette opération complexe représente un surcoût non négligeable.

## 1.2.2 Endommagement des matériaux abrasables

La nature de ces matériaux (hétérogènes, anisotropes), leurs conditions extrêmes d'utilisation et les chargements à très grande vitesse qu'ils subissent lors d'une interaction avec une aube conduisent à des mécanismes d'usure très complexes. Les travaux menés par Borel *et al.* [1989] sur des abrasables utilisés en service ont permis d'identifier différents mécanismes d'endommagement apparaissant lors des contacts rotor-stator. Il est ainsi possible de distinguer deux familles de mécanismes d'endommagement ; les mécanismes liés à l'environnement moteur et les mécanismes liés au contact aube-carter. Dans le cadre de cette étude, nous nous intéresserons plus particulièrement à ces derniers.

### 1.2.2.1 Mécanismes liés à l'environnement moteur

Une des formes d'usure rencontrée sur les matériaux abrasables est l'**usure érosive** (fig. 1.6). Celle-ci est due à l'impact à grande vitesse de fines particules contenues dans l'air. En fonction de la nature du matériau abrasable et de sa faible résistance à l'abrasion, l'usure issue de l'érosion peut être très importante. Lors de l'usure des joints abrasables,

les particules émises peuvent, à leur tour, participer à l'érosion des matériaux en aval [Faraoun 2005].

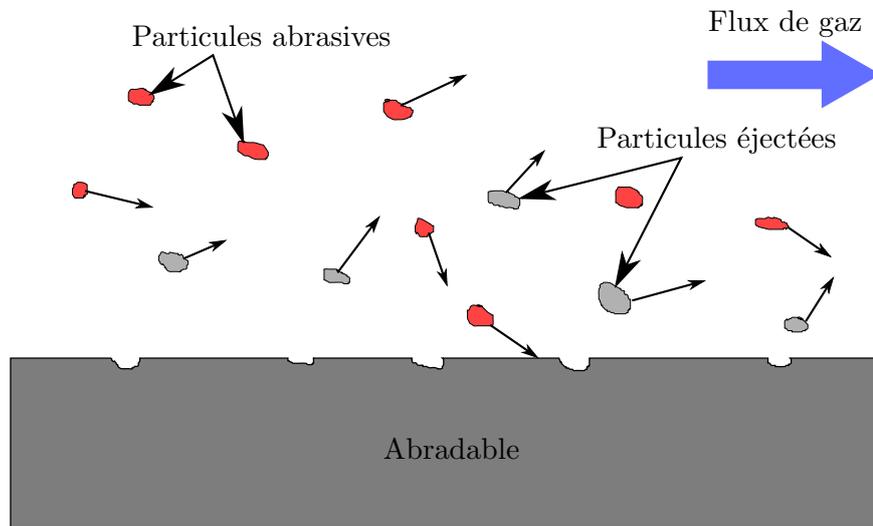


FIGURE 1.6 – Usure du joint abradable par érosion

Les fortes températures et les atmosphères corrosives rencontrées dans les environnements moteur entraînent une **usure par corrosion** causée par des phénomènes électrochimiques entre le milieu environnant, l'aube et l'abradable. Il en résulte une modification de la chimie des surfaces de l'aube et/ou de l'abradable générant une usure indésirable du joint abradable.

### 1.2.2.2 Mécanismes d'endommagement liés au contact aube-carter

Lors des interactions aube-carter différents mécanismes interviennent en fonction de la nature des interactions rencontrées (vitesse d'interaction, température, profondeur d'incursion de l'aube dans l'abradable,...). Les principaux mécanismes observés sont l'abrasion, la coupe, la déformation plastique, le transfert adhésif et la rupture.

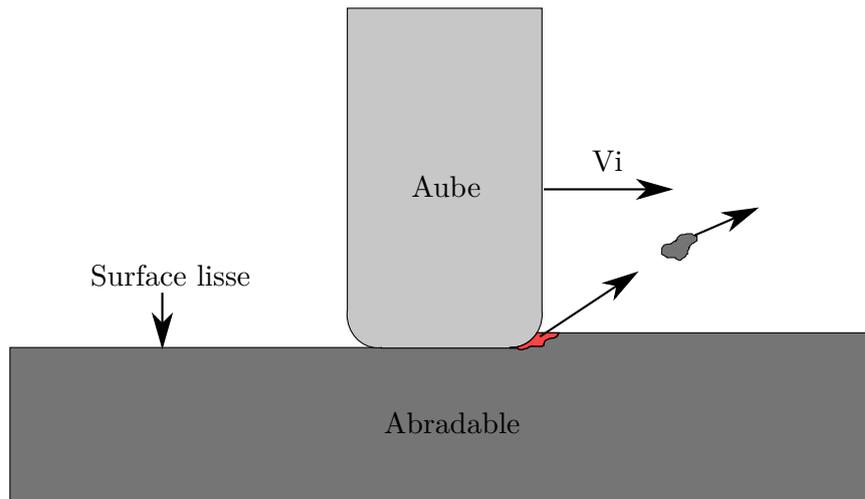


FIGURE 1.7 – Mécanisme de coupe de l’abradable par l’aube

Certains mécanismes d’endommagement conduisent à des enlèvements de matière important tels que l’**abrasion** due au frottement entre un matériau dur présentant une certaine rugosité et un matériau moins dur. Il en résulte alors des arrachements de fines particules d’abradable. L’abrasion peut également être due à la formation d’un troisième corps lors du frottement jouant le rôle d’abrasif [Faraoun 2005]. Lors des interactions à grande vitesse, l’aube peut également jouer le rôle d’outil coupant. Il n’y a pas ou peu d’usure de l’aube ni de transfert de matière. La surface générée sur l’abradable est alors lisse, non striée et le matériau n’est pas ou peu densifié. On parle alors de **coupe** (fig. 1.7). La formation des copeaux est ici similaire à celle présente sur les matériaux fragiles même dans le cas des matériaux ductiles tels que les polymères. Lors de contact violents entre l’aube et l’abradable (grande vitesse et grande profondeur d’incursion), l’abradable peut rompre et former des débris de taille importante. Ces débris peuvent alors endommager les composants en aval. Il est alors question de **rupture** de l’abradable. Ce type d’endommagement doit évidemment être évité au maximum.

Les matériaux abradables obtenus par projection thermique sont réalisés par dépôt de couches successives. Si la cohésion entre ces différentes couches est insuffisante, il en résulte un risque d’arrachement local de plaques d’abradable lors du contact avec l’aube [Faraoun 2005]. Le mécanisme mis en jeu est alors appelé **micro-rupture**. Bounazef *et al.* [2007] évoque sous le terme de micro-rupture, l’apparition de **micro-fissures** sur le revêtement facilitant l’arrachement de larges particules pouvant endommager les composants en aval. De la même manière, si le revêtement abradable n’est pas suffisamment adhérent à son substrat (le carter), il y a risque de **décohésion** sous forme de décollement

massif d'abradable. Les débris sont alors de forte dimension et peuvent occasionner de graves dommages aux différents composants du moteur.

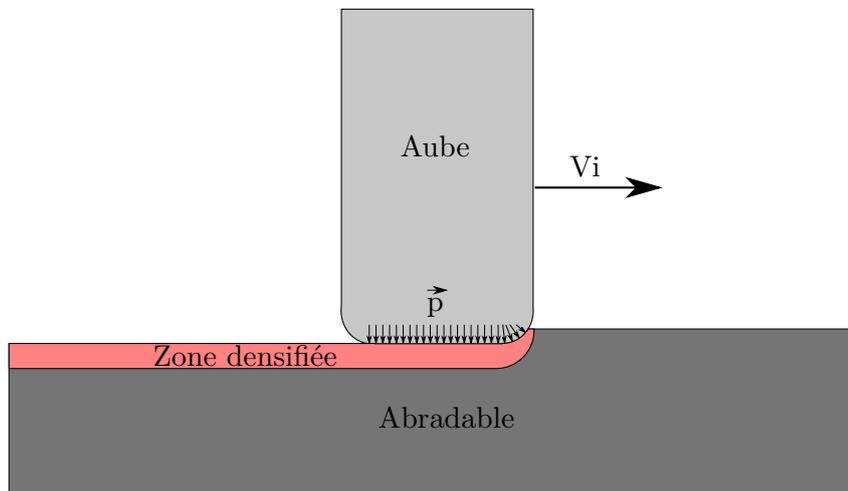


FIGURE 1.8 – Mécanisme de densification du revêtement abradable

D'autres mécanismes apparaissant lors des interactions aube-abradable vont modifier la structure du revêtement. Le passage de l'aube peut déformer plastiquement le dépôt abradable. La surface ainsi générée présente une forte rugosité et donc de mauvaises propriétés aérodynamiques. Ce mécanisme doit donc être évité. Du fait des comportements mécaniques différents pour chaque phase, la **déformation plastique** peut apparaître sous différentes formes. La phase métallique peut être étalée et la phase polymère fragmentée. Les matériaux poreux peuvent également subir une **densification** lorsque la déformation plastique est essentiellement radiale réduisant ainsi le taux de porosité nécessaire au bon fonctionnement du joint abradable (fig. 1.8). Si l'aube vient à entrer à nouveau en contact avec la zone préalablement densifiée, celle-ci peut subir une usure plus importante du fait du durcissement local du matériau. Un autre phénomène fréquemment rencontré lors des contacts aube-carter est le **transfert adhésif** (fig. 1.9). Le matériau de l'aube peut alors se déposer sur l'abradable ou inversement. Il s'agit d'un phénomène généralement associé à la déformation plastique de l'abradable. Ces transferts adhésifs peuvent agir comme des particules abrasives qui vont strier le revêtement. Dans le cadre des abradables AlSi-polymère, la perte du polymère par surchauffe du revêtement peut occasionner des transferts massifs de revêtement [Schmid 1997]. L'aube prend alors le profil complémentaire à celui de l'abradable. L'ordre de grandeur de la profondeur des rainures ainsi formées varie du micromètre au millimètre.

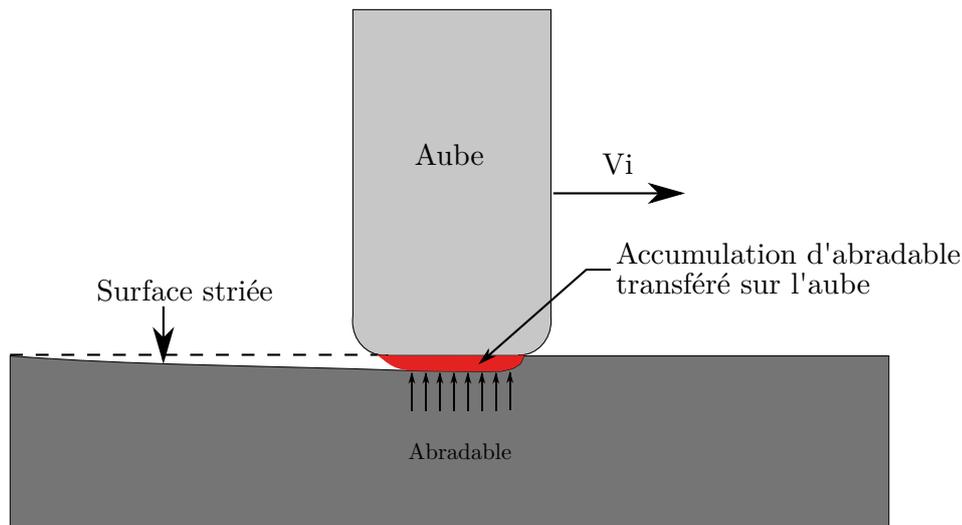


FIGURE 1.9 – Transfert adhésif du revêtement abrasif sur l’aube

Les chargements cycliques que subissent les matériaux abrasifs conduisent à un endommagement progressif du matériau par **fatigue**. Ce type de détérioration apparaît donc lors de contacts répétitifs entre l’aubage et le matériau abrasif. Il est alors possible d’observer du délaminage sur les matériaux ductiles tels que les polymères. Dans les cas des matériaux plus fragiles tels que les abrasifs obtenus par projection thermique, des ruptures peuvent se former au niveau des zones de forte contrainte en tension [Faraoun 2005]. Toutefois, l’usure par fatigue est généralement faible vis-à-vis des autres mécanismes d’usure.

Le contact entre l’aubage et le carter peut générer une **fusion** locale de l’abrasif ou de l’aube. Après solidification, ils peuvent former une zone plus dense et plus dure que le matériau de base. Si une seconde interaction a lieu avec une aube, cette zone plus dense peut causer de graves dommages à l’aube.

Lors de ces interactions, les températures du revêtement sont amenées à varier rapidement avec de forts gradients. Ces chargements thermo-mécaniques ne doivent pas provoquer un effritement ou un décollement du revêtement abrasif [Schmid 1997, Faraoun 2005, Cuny 2012].

Enfin, des phénomènes de **tribo-oxydation** peuvent apparaître sur les joints de type labyrinthes lors du frottement de l’aube sur le carter. La forte vitesse de frottement à haute température génère une forte oxydation du joint abrasif au niveau de la zone de contact. La tribo-oxydation n’est pas un des principaux mécanismes d’endommagement des abrasifs, toutefois elle peut être la cause d’une forte et rapide usure de celui-ci.

### 1.2.3 Conclusion

Dans le cadre de cette étude, les interactions entre une aube en TA6V et des revêtements abrasables AlSi et AlSi-polyester seront étudiées. Ces abrasables sont obtenus par projection thermique. Ils sont utilisés dans les compresseurs basse et haute pression à des températures variant de la température ambiante à 320 °C pour les AlSi-polyester et de 300 à 500°C pour les AlSi. Les études de Bounazef *et al.* [2004] et Schmid [1997] ont montré que la microstructure, les contraintes internes, la composition et les propriétés mécaniques des revêtements obtenus par projection thermique sont très sensibles aux paramètres procédés. Les paramètres de projection influencent donc les mécanismes d'endommagement mis en oeuvre lors des contacts aube-abradable.

Les travaux de cette thèse porteront tout particulièrement sur l'analyse des efforts et des mécanismes mis en jeu lors d'interactions TA6V-abradable à grande vitesse et à température ambiante pour des contacts uniques et de courte durée. Bien qu'il soit possible d'identifier les mécanismes d'endommagement principaux pour des conditions d'interaction données (vitesse, profondeur d'incursion, température, etc...), un grand nombre de mécanismes d'endommagement interviennent conjointement lors des contacts aube-abradable. Pour les conditions d'interaction imposées durant ces travaux, les principaux mécanismes mis en oeuvre seraient :

- mécanismes avec enlèvement de matière : abrasion, coupe, rupture, micro-rupture, décohésion, transfert adhésif.
- mécanismes sans enlèvement de matière : déformation plastique, densification, microfissures.

### 1.3 Projet MEDEA

La nature hétérogène et le procédé d'élaboration par projection thermique des matériaux abrasables conduisent à une grande variabilité microstructurale des revêtements. Ces variabilités sont synonymes de comportement mécanique et de mécanismes mis en jeu tout aussi variables lors du fonctionnement des moteurs. Comme présenté à la section 1.2.2, un grand nombre de mécanismes d'endommagement apparaissent lors des contacts rotor-stator. Ces mécanismes n'apparaissent que pour de très grandes vitesses de contact rendant les études expérimentales et la modélisation de ceux-ci très complexes. Toutefois, l'élaboration de modèles de prédiction est primordiale pour le développement de nouveaux moteurs plus performants.

Le projet MEDEA (MÉthodologie Développement caractÉrisation Abradable) a pour but de développer différentes approches visant à mieux maîtriser les différents aspects de l'étude des matériaux abrasables. Pour cela, différents acteurs industriels (Snecma, Turbomeca, Techspace Aero) et laboratoires (LML, LERMPS, GeM, McGill, LaBPS,..) sont regroupés autour des différentes approches d'élaboration, de modélisation des procédés de fabrication, de caractérisation et de modélisation du comportement mécanique des matériaux abrasables.

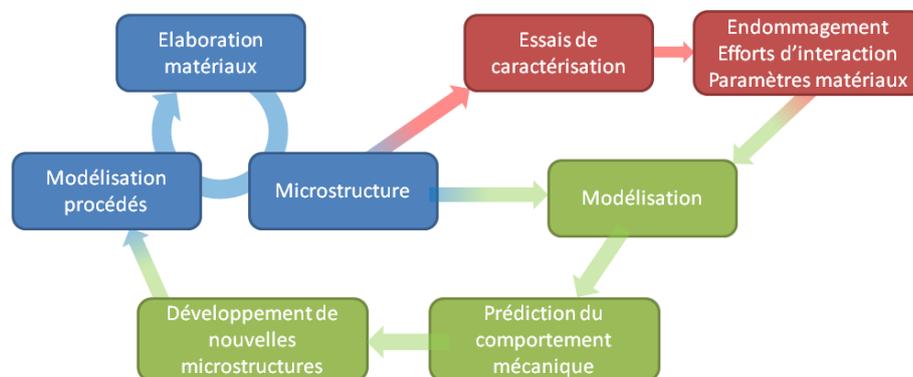


FIGURE 1.10 – Interaction entre les différents axes de recherche au sein du projet MEDEA

Le LERMPS étudie **l'élaboration des matériaux abrasables par projection thermique et l'influence des paramètres de projection sur les proportions de phase des abrasables AlSi-polyester et la dureté des revêtements obtenus**. Les études d'influence des paramètres de projection permettront ensuite de modéliser le procédé de fabrication et de prédire la composition et la microstructure des abrasables obtenus. L'objectif est alors de déterminer les paramètres « procédé » nécessaires à l'obten-

tion d'une microstructure d'abradable connue en fonction des caractéristiques mécaniques souhaitées.

Dans le but d'étudier le comportement mécanique des matériaux abrasables, différentes techniques expérimentales ont été mises en œuvre. Des essais de dureté suivant la norme HR15Y particulièrement adaptés à l'étude des matériaux abrasables ou encore des essais de rayage à l'aide d'un indentateur sont utilisés pour caractériser localement et rapidement des matériaux abrasables dans des conditions quasi-statiques.

Les travaux de Baiz [2011] ont montré un comportement asymétrique des matériaux abrasables en compression et en traction se rapprochant de celui des roches. Au sein du projet MEDEA, des essais de fendage (ou essais brésiliens) particulièrement adaptés à l'étude de ce type de matériaux sont menés au LML. Classiquement, ces essais sont réalisés dans des conditions quasi-statiques, toutefois, ceux-ci ont été adaptés sur une tour de chute afin de les réaliser dans des conditions de chargement dynamique.

Afin d'étudier le comportement des matériaux abrasables lors de contact aube-carter à grande vitesse, deux bancs d'essais spécifiques sont utilisés dans le cadre du projet MEDEA. Dans le cadre d'une thèse au LML [Mandard *et al.* 2015], un banc d'essai spécifique (contact aube-cylindre) ayant pour but d'**analyser expérimentalement la dynamique de l'interaction, les forces en jeu et les mécanismes d'accommodation de la vitesse et de l'incursion** est employé. Les spécificités de ce banc d'essais seront décrites plus en détails en section 1.16.

Dans le cadre de ces travaux de thèse, au LaBPS, un banc balistique spécifiquement développé pour l'étude des interactions à grande vitesse est utilisé. Il a pour but d'**étudier les efforts d'interaction et les mécanismes d'endommagement mis en jeu lors d'interactions TA6V-abradable à grande vitesse pour des interactions à profondeur d'incursion constante**. Contrairement au banc de l'ONERA, ce dispositif a pour but de s'affranchir un maximum du comportement dynamique de la structure en limitant les phases transitoires. Le fonctionnement et les spécificités de ce dispositif expérimental seront décrites plus en détails en section 1.4.3.3.

Au sein du projet MEDEA, ces différents essais ont donc pour objectif d'étudier le comportement mécanique, les scénarios d'endommagement et les efforts mis en jeu lors des contacts rotor-stator. Ces données permettront alors aux modélisateurs de développer des outils mathématiques pour la prédiction des endommagements et des efforts lors des contacts rotor-stator. Ces données expérimentales ont ensuite pour but d'alimenter les **modèles permettant de prédire les efforts d'interaction et le comportement dynamique des aubes lors des interactions aube-carter**. Ces travaux de modélisation sont réalisés conjointement par le GeM de Nantes et l'Université de McGill à Montréal.

Pour cela, 4 microstructures de matériaux abrasables seront étudiées : un matériau abrasable AlSi possédant une microstructure utilisée par Turbomeca et 3 matériaux abrasables AlSi-Polyester possédant des microstructures différentes. Ces 3 microstructures ont été définies afin de répondre aux exigences en terme de dureté de Snecma. La première microstructure est une microstructure type appelée ici « M3 » obtenue avec les paramètres procédés utilisés sur les lignes de production. Deux autres microstructures aux duretés différentes ont ensuite été développées. Le tableau suivant résume les taux de phases surfaciques mesurés par microscopie optique et la dureté des différents matériaux testés au sein du projet MEDEA :

Matériau	Références MEDEA	Références LaBPS	Taux de phase			Dureté HR15Y
			AlSi	Polyester	Porosités	
AlSi	Turbomeca	M2		N/A		
AlSi-Polyester	Snecma	M3	40,7 %	58,2 %	1,0 %	62
AlSi-Polyester	Réf. 47	M4	43,8 %	55,9 %	0,3 %	66
AlSi-Polyester	Réf. 23	M5	34,1 %	65,6 %	0,3 %	54

Tableau 1.1 – Matériaux abrasables sélectionnés pour le projet MEDEA

## 1.4 Caractérisation mécanique des matériaux abradables

Comme vu précédemment, il est nécessaire d'étudier expérimentalement le comportement mécanique des matériaux abradables et les mécanismes mis en jeu lors des contacts aube-carter. Pour cela, différentes techniques expérimentales ont été utilisées afin de caractériser le comportement mécanique des matériaux abradables.

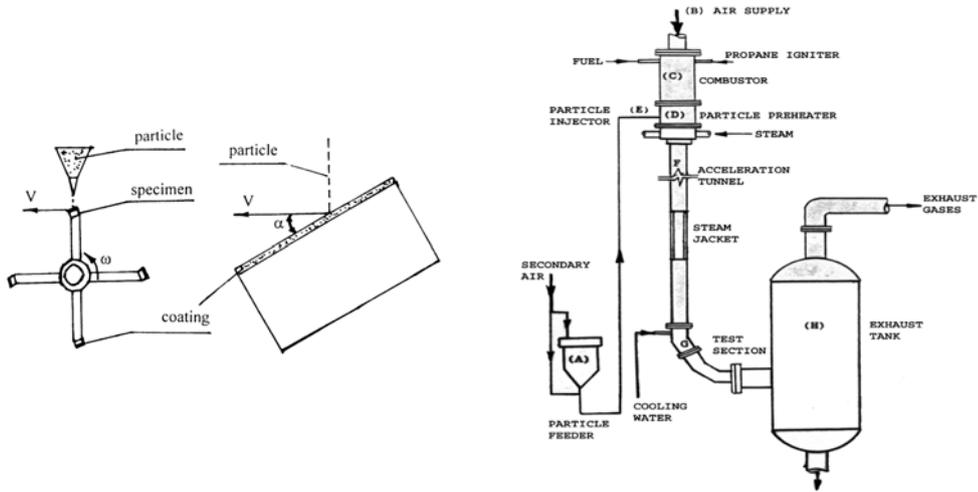
En fonctionnement, les revêtements abradables sont soumis à différents chargements tels que l'érosion, les contacts à très grande vitesse entre le rotor et le stator ou encore des sollicitations thermiques. Les essais conventionnels ne permettent alors pas de caractériser le matériau pour des conditions proches de celles rencontrées au sein des turboréacteurs. Différentes techniques expérimentales spécifiques ont alors été développées afin de simuler ces cas de chargement.

### 1.4.1 Résistance à l'érosion

Comme présenté en section 1.2.2, l'érosion est due à l'impact à grande vitesse des particules présentes dans l'air qui parcourt le moteur. Afin de reproduire ce phénomène et de mesurer la résistance des différents matériaux à ce type de sollicitations, différents dispositifs ont été mis au point.

La figure 1.11 présente deux bancs d'essais utilisés pour étudier l'érosion développés par Maozhong *et al.* [2002] et Tabakoff et Wakeman [1979]. Ces bancs permettent de faire varier la vitesse, l'angle d'incidence et la nature des particules (taille, forme, composition). Le dispositif de Tabakoff et al. permet également de faire varier la température des particules. Celui-ci a été utilisé par Hamed et Tabakoff [2006] pour étudier l'érosion des matériaux employés pour élaborer des aubes de turboréacteurs. Les travaux de Maozhong *et al.* ont été menés, pour leur part, sur les abradables Metco 307 (Ni-Graphite), 310 (AlSi-graphite), 313 (AlSi-graphite-liant organique) et 601 (AlSi-Polyester).

Maozhong *et al.* [2002] ont ainsi montré que l'érosion est maximale lorsque l'angle d'impact est de  $60^\circ$  (fig. 1.12). De plus, lorsque l'angle d'incidence est de  $30^\circ$  de la microcoupe de l'abradable est observée. Ces essais mettent en évidence une influence de la microstructure et de la dureté du matériau sur la résistance à l'érosion du revêtement. Il a été noté que, le taux d'érosion  $E$  pour un angle d'incidence de  $30^\circ$  suit une loi empirique de type  $E = CV^n$  où  $C$  est une constante,  $V$  la vitesse d'impact des particules et  $n$  un coefficient dépendant de l'angle d'incidence.



(a) Maozhong [Maozhong *et al.* 2002] (b) Hamed et Tabakoff [Hamed et Tabakoff 2006]

FIGURE 1.11 – Dispositifs d'étude de l'érosion

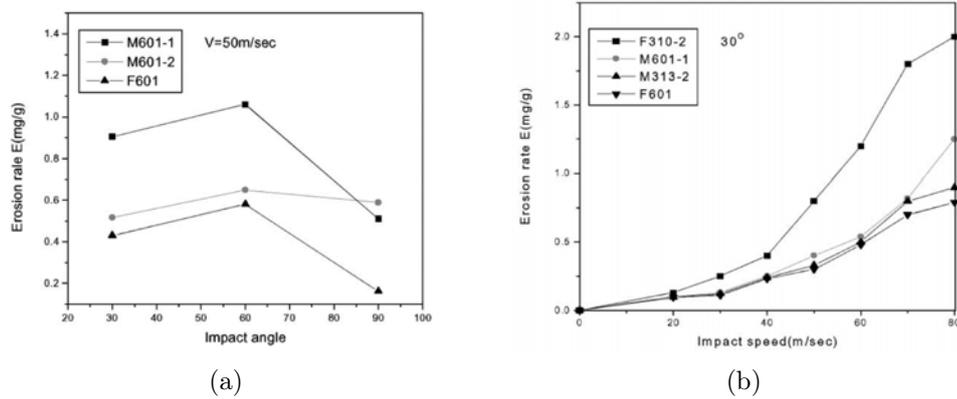


FIGURE 1.12 – Taux d'érosion en fonction de a) l'angle d'incidence  $\alpha$  b) la vitesse d'impact  $V$  [Maozhong *et al.* 2002]

Mxxx : poudre d'origine Metco - Fxxx : poudre d'origine chinoise  
 601 : AlSi-Polyester - 310 : AlSi-graphite - 313 : AlSi-graphite-liant organique

### 1.4.2 Essais quasi-statiques

La plupart des matériaux abrasables, et en particulier l'AlSi-Polyester et l'AlSi étudiés dans le cadre de cette thèse, sont obtenus par projection thermique sur un substrat métallique. Associé à la fragilité de ces revêtements, il est difficile d'élaborer des éprouvettes de revêtement abrasable. Johnston et Evans [2007] ont développé une technique expérimentale permettant de réaliser des éprouvettes d'abrasable sans substrat. Pour cela, ils ont utilisé un moule en composite qui résiste à une température de 200°C. Celui-ci possède des

dimensions supérieures à celle de l'éprouvette afin de s'affranchir des effets de bord de la projection thermique. Ce moule est ensuite dissout dans l'eau. La finition des éprouvettes se fait ensuite par usinage.

Ils ont pu ainsi réaliser des éprouvettes pour des essais de flexion sur des éprouvettes curvilignes et de traction sur des éprouvettes planes. Les essais réalisés sur ces échantillons ont permis de mesurer le module de Young, la contrainte à la rupture et l'allongement à la rupture correspondant aux abrasables étudiés (AlSi-hBN, NiCrAl-Bentonite-BN, NiCrAl-Bentonite).

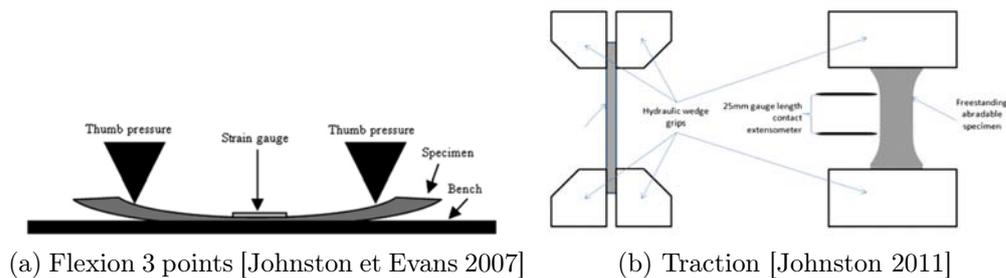


FIGURE 1.13 – Essais réalisés par Johnston et al.

Ma et al. [2007, 2009] ont effectué des essais de dureté, de traction et de flexion en porte à faux sur les matériaux abrasables. Pour les essais de flexion en porte à faux, ils ont utilisé un matériau abrasable projeté sur un substrat. Ne pouvant s'affranchir de celui-ci, il leur a donc été nécessaire de prendre en compte sa présence afin de retrouver le comportement de l'abrasable seul. Pour cela, ils ont utilisé la théorie des poutres stratifiées appliquées à l'ensemble substrat-abrasable en flexion. Ces essais leur ont ainsi permis de mesurer le module de Young  $E$  et la contrainte à la rupture des matériaux testés. Enfin, des essais de traction ont été réalisés sur des éprouvettes projetées sur un substrat acier afin de quantifier la contrainte limite à rupture.

Baiz [2011] a également réalisé des essais sur des éprouvettes d'abrasable prélevées par découpe sur une plaque revêtue. Des éprouvettes de traction et de compression ont ainsi été fabriquées. Les résultats ont montré un comportement non-linéaire des matériaux abrasables étudiés (Metco 320NS, AlSi-hBN). Ces essais ont également montré un comportement dissymétrique entre la traction et la compression. De plus, les essais de compression ont montré une forte densification des revêtements abrasables essentiellement due à la fermeture des pores. Ce type de comportement dissymétrique est caractéristique des matériaux de type roche. Des essais de fendage (essais brésiliens), classiquement utilisés sur des roches, ont alors été mis en œuvre afin de solliciter le matériau sous un chargement bi-axial.

Les résultats expérimentaux obtenus pour les abrasables AlSi-Polyester (Metco 601NS) étudiés dans le cadre de cette thèse sont résumés dans le tableau 1.2.

Module d'Young (GPa)	Contrainte à la rupture (MPa)	Contrainte d'écoulement en compression (MPa)	Dureté Vickers ( $kgf/mm^2$ )	Dureté HR15Y
$2,1 \pm 0,9$	8,6	6,9	20,6	60-70

Tableau 1.2 – Résultats expérimentaux des études menées par Ma et al. [2007, 2009]

Peu d'essais existants permettent d'évaluer l'abrasabilité de tels matériaux. Afin de quantifier plus simplement l'abrasabilité et permettre une comparaison rapide entre plusieurs revêtements, Ma et Matthews [2007] proposent d'utiliser le PAH (Progressive Abrasability Hardness) calculé à partir des mesures réalisées lors d'un essai de rayage. Il s'agit d'essais d'indentation durant lequel un indentateur (de type Rockwell C à  $120^\circ$  dans le cadre de cette étude) pénètre le matériau puis se translate le long d'une droite inclinée à faible vitesse. Le PAH est ensuite défini comme étant la rapport entre l'énergie dissipée lors du mouvement de l'indentateur et le volume d'abrasable utilisé.

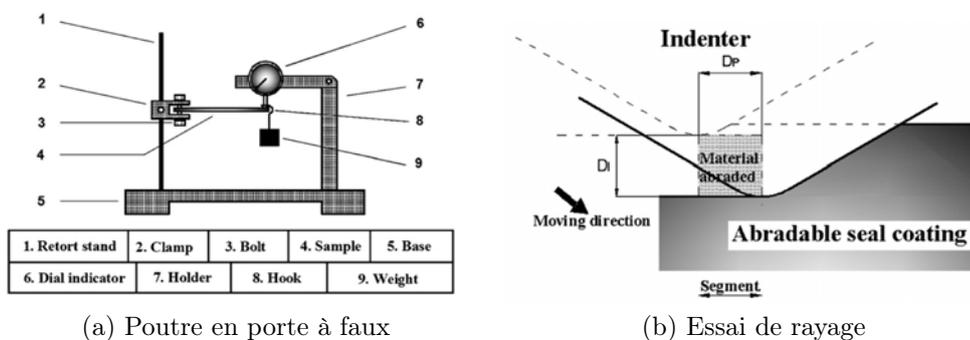


FIGURE 1.14 – Essais réalisés par Ma et Matthews [2009]

Ces différents essais permettent donc de quantifier les propriétés mécaniques des différents matériaux abrasables. Toutefois, les essais ont été réalisés pour des chargements quasi-statiques peu représentatifs des conditions réelles de chargement des matériaux abrasables. Ces matériaux étant soumis à des sollicitations extrêmes (grande vitesse d'interaction, durée de contact faible, température, etc.), il est nécessaire de les tester dans conditions similaires afin d'étudier leur comportement mécanique dans les différents environnements moteur.

### 1.4.3 Essais sous chargement dynamique

Les conditions réelles d'utilisation des matériaux abrasables sont particulièrement difficiles à reproduire. C'est pour cela que la validation de ces matériaux est effectuée sur des moteurs en fonctionnement sur banc d'essais. Toutefois, de telles expérimentations ont un coût très élevé et nécessitent une mise en œuvre complexe. Afin de faciliter l'étude des matériaux abrasables, divers bancs d'essais ont été conçus dans le but de reproduire les conditions d'interaction réelles. Ces essais ont pour but de recalibrer les codes de calcul permettant aux ingénieurs de dimensionner les composants des moteurs, il est nécessaire de connaître précisément les efforts générés lors des interactions aube/carter en fonction des différents paramètres imposés (vitesse, profondeur d'incursion, température, couple de matériaux, ...). Pour étudier ces interactions, différentes techniques expérimentales spécifiques permettant de générer des interactions avec des paramètres donnés (vitesse, profondeur d'incursion, ...) ont été mises en œuvre. Il est par exemple possible de citer les dispositifs de Sulzer [Metco 2009], de l'ONERA [Baiz 2011] et du LaBPS [Cuny et al. 2011, 2012, 2013].

#### 1.4.3.1 Banc d'abrasabilité - généralités

Les bancs d'abrasabilité (fig. 1.15) ont pour but de caractériser les mécanismes d'usure mis en œuvre lors des contacts aube-abradable. À partir de paramètres d'entrée tels que la **vitesse d'interaction**  $V_i$ , la **vitesse d'incursion** de l'aube dans l'abrasable  $V_{inc}$  et le **couple aube/abrasable**, ils sont souvent utilisés pour établir des **cartographies des mécanismes d'endommagement** apparaissant en fonction des régimes de fonctionnement du joint abrasable.

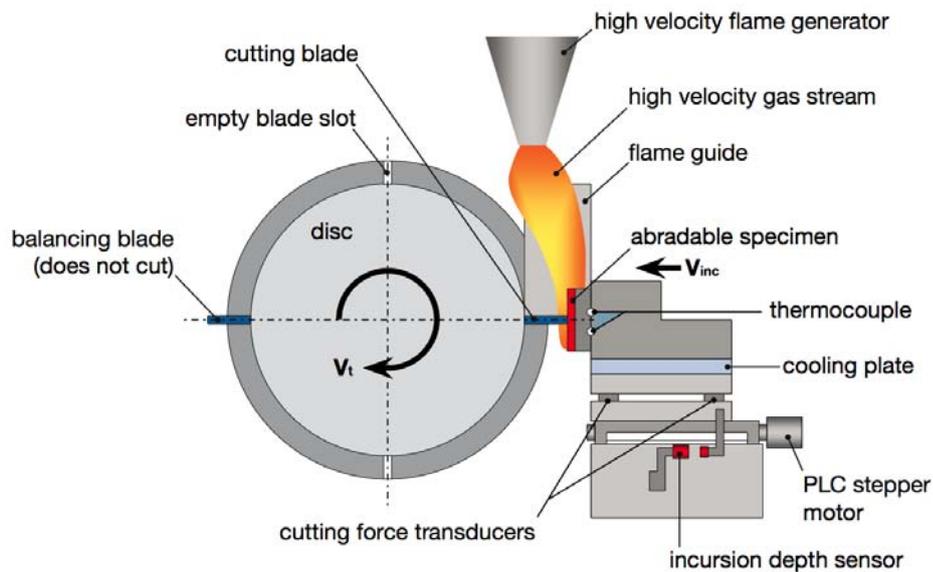


FIGURE 1.15 – Banc d’essai haute température utilisé par Sulzer Metco [2009]

Il s’agit de dispositifs expérimentaux composés d’un disque en rotation pourvu d’aubes factives rigides sur sa circonférence générant la vitesse d’interaction. Le matériau abradable est, quand à lui, placé sur un chariot motorisé par un moteur pas à pas permettant d’imposer une vitesse d’incursion de l’abradable. Ces bancs sont parfois munis d’un système de chauffage reproduisant la température d’utilisation des matériaux. Le banc d’essai de Sulzer Metco [Metco 2009], permet ainsi d’atteindre des vitesses d’interaction de 450 m/s et de générer des vitesses d’incursions comprises entre 1 et 2000  $\mu\text{m/s}$ . Son dispositif de chauffage permet, en outre, de faire varier la température d’essai entre la température ambiante et 1200 °C [Dorfman *et al.* 2002].

Suite à l’essai, les éprouvettes d’abradable sont analysées pour identifier la réponse en terme d’usure du matériau [Bounazef *et al.* 2009]. L’observation des surfaces usées permet d’identifier les mécanismes d’endommagement mis en jeu lors du contact. A partir de ces données, des cartographies de mode d’endommagement peuvent être réalisées [Schmid 1997, Bounazef *et al.* 2007, Ghasripor *et al.* 1998]. Ces cartographies permettent alors aux ingénieurs de choisir les matériaux abradables adaptés aux conditions d’interaction pour lesquelles les mécanismes d’endommagement sont favorables au bon fonctionnement du moteur.

Cette technologie de banc est utilisée dans de nombreuses études sur le comportement des matériaux abradables telles que celles menées par Borel *et al.* [1989, 1990], Schmid [1997], Ghasripor *et al.* [1998], Dorfman *et al.* [2002], Stringer et Marshall [2012] et [Fois *et al.* 2013; 2014].

Certains bancs d'abradabilité sont équipés de capteur d'effort, de température en surface des aubes factices et/ou de capteur de température du revêtement Bill et Ludwig [1980], Laverty [1982], Taylor *et al.* [2007], Dadouche *et al.* [2008], Fois *et al.* [2014]. Ils permettent alors de mesurer des **efforts d'interaction** et des **échauffements des matériaux abradables et des aubes factices**.

Laverty [1982] utilise un banc d'essai dans une configuration inversée où un cylindre en rotation revêtu d'abradable interagit avec une aube factice fixe fixe. Il a ainsi été montré que des échauffements de l'ordre de 600 °C peuvent être observés lors des contacts pour des vitesses d'interaction comprises entre 152 et 213 m/s pour un abradable de type feutre métallique en Hastelloy X.

Fois *et al.* [2014] ont instrumenté leur banc d'essai à l'aide d'un capteur d'effort piézoélectrique permettant de mesurer les forces de contact entre l'aube et l'abradable pour des vitesses d'interaction pouvant atteindre 100 m/s. Après avoir effectué une calibration dynamique du capteur et une compensation accélérométrique, des efforts normaux au contact de 1500 N ont ainsi été identifiés pour une interaction entre une aube en TA6V d'une épaisseur de 2 mm et une éprouvette revêtue d'abradable AlSi-hBN.

#### 1.4.3.2 Banc d'essai de l'ONERA

Les bancs d'abradabilité font abstraction de la dynamique du contact en employant des aubes factices rigides. Pour se rapprocher des conditions réelles de contact, le banc d'essai utilisé par Baiz et al. [2011, 2013] à l'ONERA (fig. 1.16) a pour but d'étudier les mécanismes mis en jeu lors de l'interaction d'une aube flexible avec un revêtement abradable et les couplages existants entre l'interaction et la dynamique du système. Pour de telles interactions, les entrées sont similaires à celles d'un banc d'abradabilité (vitesse d'interaction  $V_i$ , vitesse d'incursion  $V_{inc}$ , couple de matériaux) auxquelles s'ajoute la géométrie de l'aube flexible. Le banc permet alors de mesurer la dynamique de l'aube et d'estimer les efforts d'interaction mis en jeu pour identifier les couplages existants. L'identification des mécanismes mis en œuvre durant les contacts avec l'aube est ensuite menée par analyse des surfaces usées.

Le banc est ici constitué d'un tambour en rotation sur lequel a été préalablement déposé le revêtement abradable. Un chariot mobile permet de mettre en contact une lame flexible représentant l'aube avec l'abradable. Ce banc d'essai est donc dans une configuration de courbure inverse vis à vis des interactions rencontrées dans les turboréacteurs ou sur les bancs d'abradabilité habituellement utilisés. Lors de la touche, il est possible de mesurer le déplacement du bout de la lame à l'aide d'un capteur laser, la déformation de celle-ci proche de son point d'encastrement à l'aide d'une jauge de déformation, la transla-

tion de la lame vers l'abradable ainsi que les efforts normaux au niveau de l'encastrement de la lame.

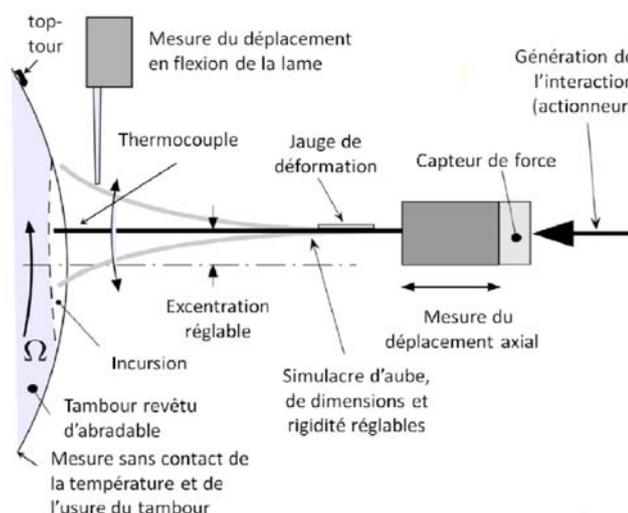


FIGURE 1.16 – Banc de simulation de l'interaction aube/carter de l'ONERA [Baiz 2011]

Le banc initial a ensuite été modifié par Mandard *et al.* [2015] afin d'implanter un nouveau moteur brushless autorisant des vitesses maximum de 95 m/s. Un système de chauffage par induction a également été mis en œuvre afin de chauffer le matériau abradable aux températures observées dans les compresseurs (jusqu'à 300°C). Dans le but de déterminer les efforts normaux et tangentiels mis en jeu lors des interactions, deux méthodes ont été mises en œuvre. Les efforts tangentiels sont estimés à partir d'une méthode indirecte basée sur le modèle analytique de la déformée de lame à 1 DDL liant le déplacement de la lame en un point à l'effort tangentiel. Le déplacement de la lame mesuré expérimentalement à l'aide d'un capteur de déplacement laser permet alors, par inversion du modèle, de déterminer les efforts tangentiels au niveau de l'interaction. Les efforts normaux, quant à eux, sont mesurés à l'aide d'un capteur piézoélectrique placé en pied de lame. Il a été montré que la déformation de la lame dans la direction normale est ici négligeable et donc que l'effort mesuré correspond à l'effort normal d'interaction perturbé par une composante due à l'accélération de la masse de la lame. Une méthode de compensation accélérométrique a alors été employée afin de corriger les efforts mesurés expérimentalement.

1.4.3.3 Banc d'essai du LaBPS

Le dispositif expérimental utilisé au LaBPS et développé par Cuny et al. [2012, 2013] durant sa thèse permet de générer de la coupe à grande vitesse à l'aide d'un banc balistique (fig. 1.19). Il permet d'imposer en théorie une interaction à profondeur d'incursion et vitesse constante entre une éprouvette revêtue de matériau abrasable et un outil rigide représentant le bout d'aube. Ces essais s'affranchissent alors au maximum de l'influence de la structure de l'aube sur les interactions. Les capacités du banc d'essai sont résumées dans le tableau 1.3.

Vitesse d'interaction	de 50 à 400 m/s
Profondeur d'incursion	0,1 mm et +
Efforts de coupe	4,45 kN max
Efforts normaux et tangentiels	2,22 kN max

Tableau 1.3 – Capacités maximales du banc de coupe [Cuny 2012]

Ce banc d'essai a été conçu sur la base d'un canon à gaz conçu par Thiot Ingénierie (fig. 1.17) composé d'un système de déclenchement permettant de libérer très rapidement le gaz stocké dans la chambre haute pression. Le gaz propulse alors le projectile le long du tube. L'utilisation d'un canon à gaz pour générer les vitesses d'interaction permet d'atteindre des vitesses supérieures à celles généralement observées sur d'autres bancs. Il est ainsi possible de générer des interactions à des vitesses pouvant atteindre 400 m/s.

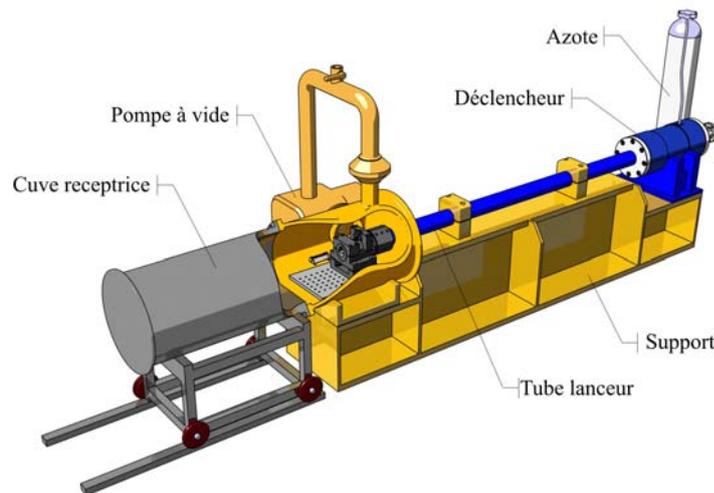


FIGURE 1.17 – Canon à gaz du LaBPS [Cuny 2012]

Le projectile en aluminium utilisé pour cette étude (fig. 1.18) possède une première surface cylindrique qui permet de guider le projectile dans le tube lanceur et dans le dispositif. Une seconde surface de guidage, plane cette fois-ci, vient prendre appui sur

un rail placé sur toute la longueur du tube et du dispositif de mesure permettant ainsi de garantir la position de l'éprouvette durant l'interaction. Les éprouvettes revêtues de matériau abrasable sont fixées au projectile par collage puis usinées par fraisage conventionnel pour respecter les tolérances géométriques souhaitées (le protocole de préparation des éprouvettes sera détaillé en section 4.1.1).

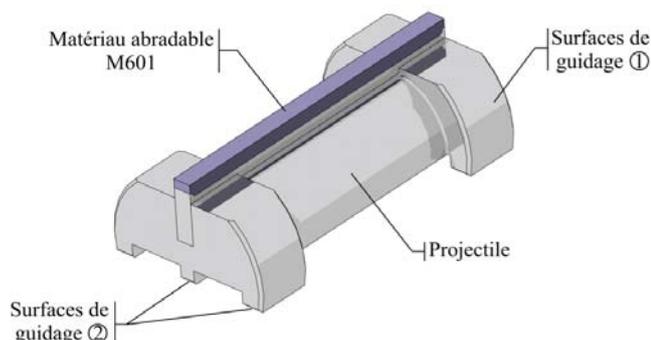


FIGURE 1.18 – Projectile [Cuny 2012]

Lors du tir, l'éprouvette d'abrasable passe à travers un dispositif expérimental instrumenté (fig. 1.19) et vient interagir avec un outil reprenant la géométrie de bout d'aube. Afin de régler la profondeur d'incursion souhaitée, l'outil est préalablement positionné par rapport au rail à la hauteur souhaitée. La mesure de la vitesse d'interaction se fait par le biais de 3 faisceaux laser coupés par le projectile lors de son passage. La vitesse est alors calculée en fonction des instants de coupure et des distances entre les diodes. La composante axiale de l'effort d'interaction est mesurée à l'aide d'un capteur piézoélectrique. Le projectile est ensuite réceptionné dans une cuve réceptrice aménagée afin de minimiser l'endommagement de l'éprouvette. Afin de s'affranchir des problèmes liés au déplacement de la colonne d'air dans le tube l'ensemble du canon est placé sous un vide de quelques millibars avant le tir.

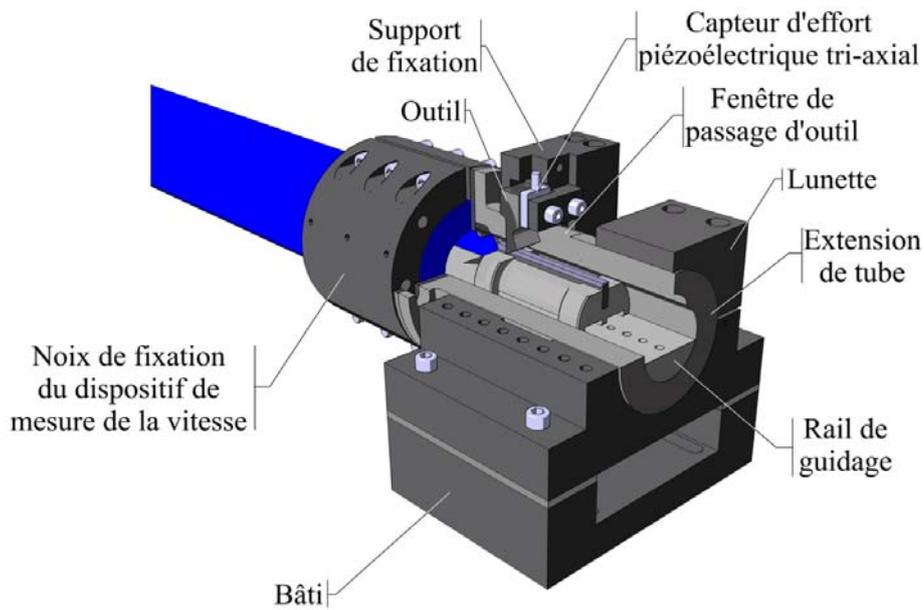


FIGURE 1.19 – Dispositif expérimental d'étude de la coupe à grande vitesse du LaBPS [Cuny 2012]

Enfin, Cuny *et al.* [2013] ont développé une méthode de calibration dynamique du dispositif. Cette méthode, basée sur l'analyse modale expérimentale, permet de supprimer l'influence du comportement de l'appareil de mesure sur l'effort de coupe. Après correction, il est possible d'observer une diminution des efforts due à la suppression des effets inertiels perturbants la mesure. Cette méthode de correction et les modifications qui lui ont été apportées durant la thèse seront décrites plus en détail en section 3.1.

## Bibliographie

- S. BAÏZ : *Etude expérimentale du contact aube/abradable : Contribution à la caractérisation mécanique des matériaux abradables et de leur interaction dynamique sur banc rotatif avec une aube*. Thèse de doctorat, Ecole Centrale de Lille, 2011.
- S. BAÏZ, J. FABIS, X. BOIDIN et Y. DESPLANQUES : Experimental investigation of the blade/seal interaction. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J : Journal of Engineering Tribology*, 227(9):980–995, 2013. doi: 10.1177/1350650112472853.
- R.C. BILL et L.P. LUDWIG : Wear of seal materials used in aircraft propulsion systems. *Wear*, 59(1):165 – 189, 1980. ISSN 0043-1648. doi: 10.1016/0043-1648(80)90277-X.
- M. O. BOREL, A. R. NICOLL, H. W. SCHLAPFER et R. K. SCHMID : The wear mechanisms occurring in abradable seals of gas turbines. *Surface and Coatings Technology*, 39:117–126, 1989. doi: 10.1016/0257-8972(89)90046-7.
- M.O. BOREL et R.K. SCHMID : Abradable increase turbine blade life. Rapport technique, Metco, 1990.
- M. BOUNAZEF, A. DJEFFAL, M. SERIER et E.A.A. BEDIA : Optimisation by behaviour modelling of a protective porous material. *Computational Materials Science*, 44(3):921 – 928, 2009. doi: 10.1016/j.commatsci.2008.06.022.
- M. BOUNAZEF, S. GUESSASMA et E.A.A. BEDIA : Blade protection and efficiency preservation of a turbine by a sacrificial material coating. *Advanced Powder Technology*, 18(2):123 – 133, 2007. doi: 10.1163/156855207780208583.
- M. BOUNAZEF, S. GUESSASMA, G. MONTAVON et C. CODDET : Effect of aps process parameters on wear behaviour of alumina-titania coatings. *Materials Letters*, 58(20): 2451 – 2455, 2004. doi: 10.1016/j.matlet.2004.02.026.
- R.E. CHUPP : Development of higher temperature abradable seals for industrial gas turbines. *In NASA Seal/Secondary Air System Workshop*, 2003.
- M.A. CLEGG et M.H. MEHTA : Nicral/bentonite thermal spray powder for high temperature abradable seals. *Surface and Coatings Technology*, 34:69 – 77, 1988. ISSN 0257-8972. doi: 10.1016/0257-8972(88)90090-4.
- M. CUNY : *Contribution à la caractérisation locale des couples de matériaux mis en jeu lors du contact rotor/stator dans une turbomachine*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz, 2012.

- M. CUNY, S. PHILIPPON, P. CHEVRIER et F. GARCIN : Experimental investigation of dynamical blade-casing contacts in aircraft engines. *In Proceedings of the 4th international conference on mechanical engineering and mechanics*, pages 459 – 463, August 2011.
- M. CUNY, S. PHILIPPON, P. CHEVRIER et F. GARCIN : Experimental measurement of dynamic forces generated during short-duration contacts : Application to blade-casing interactions in aircraft engines. *Experimental Mechanics*, 54:101 – 114, August 2013. doi: 10.1007/s11340-013-9780-z.
- A. DADOUCHE, M.J. CONLON, W. DMOCHOWSKI, B. LIKO et J.-P. BEDARD : Experimental evaluation of abradable seal performance at high temperature. *In ASME Turbo Expo*, volume 5, June 2008.
- J.T. DEMASI-MARCIN et D.K. GUPTA : Protective coatings in the gas turbine engine. *Surface and Coatings Technology*, 68(0):1 – 9, 1994. doi: 10.1016/0257-8972(94)90129-5.
- M. DORFMAN, U. ERNING et J. MALLON : Gas turbines use 'abradable' coatings for clearance-control seals. *Sealing Technology*, 2002(1):7 – 8, 2002. doi: 10.1016/S1350-4789(02)80002-2.
- H. FARAOUN : *Modélisation des propriétés thermomécaniques des matériaux abrasables*. Thèse de doctorat, Université de Technologie de Belfort-Montbéliard, 2005.
- N. FOIS, J. STRINGER et M.B. MARSHALL : Adhesive transfer in aero-engine abradable linings contact. *Wear*, 304(1):202 – 210, 2013. ISSN 0043-1648. doi: 10.1016/j.wear.2013.04.033.
- N. FOIS, M. WATSON, J. STRINGER et M.B. MARSHALL : An investigation of the relationship between wear and contact force for abradable materials. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J : Journal of Engineering Tribology*, 2014. doi: 10.1177/1350650114545139.
- Brevet Snecma FR2887890 : Composition de matériau abrasable, pièce thermomécanique ou carter comprenant un revêtement et procédé de fabrication ou de réparation d'un revêtement présentant cette composition, P. Le Biez et C. Mons, Janvier 2007.
- F. GHASRIPOOR, R. SCHMID et M. DORFMAN : Abradables improve gas turbine efficiency. *Materials World*, 5 (6):328–330, 1997.
- F. GHASRIPOOR, R.K. SCHMID, M.R. DORFMAN et L. RUSSO : A review of clearance control wear mechanisms for low temperature aluminium silicon alloys. *In Proceedings of the 15th International Thermal Spray Conference*, 1998.

- A. HAMED et W. TABAKOFF : Erosion and deposition in turbomachinery. *Journal of Propulsion and Power*, 22 (2):350–360, 2006. doi: 10.2514/1.18462.
- R.C. HENDRICKS, B.M. STEINETZ et M.J. BRAUN : Turbomachine sealing and secondary flows. part 1 - review of sealing performance, customer, engine designer, and research issues. Rapport technique, NASA, Juillet 2004.
- I. IORDANOVA, M. SURTCHEV et K.S. FORCEY : Metallographic and sem investigation of the microstructure of thermally sprayed coatings on steel substrates. *Surface and Coatings Technology*, 139:118 – 126, 2001. doi: 10.1016/S0257-8972(01)00991-4.
- R.E. JOHNSTON : Mechanical characterisation of als-hbn, nicral-bentonite, and nicral-bentonite-hbn freestanding abradable coatings. *Surf*, 205:3268–3273, 2011. doi: 10.1016/j.surfcoat.2010.11.044.
- R.E. JOHNSTON et W.J. EVANS : Freestanding abradable coating manufacture and tensile test development. *Surface and Coatings Technology*, 202(4-7):725 – 729, 2007. doi: 10.1016/j.surfcoat.2007.05.082. ICMCTF 2007, 34th International Conference and Metallurgical Coatings and Thin Films (ICMCTF 2007).
- W.F. LAVERTY : Rub energetics of compressor blade tip seals. *Wear*, 75:1 – 20, 1982. ISSN 0043-1648. doi: 10.1016/0043-1648(82)90137-5.
- X. MA et A. MATTHEWS : Investigation of abradable seal coating performance using scratch testing. *Surface and Coatings Technology*, 202(4-7):1214 – 1220, 2007. doi: 10.1016/j.surfcoat.2007.07.076. ICMCTF 2007, 34th International Conference and Metallurgical Coatings and Thin Films (ICMCTF 2007).
- X. MA et A. MATTHEWS : Evaluation of abradable seal coating mechanical properties. *Wear*, 267(9-10):1501 – 1510, 2009. doi: 10.1016/j.wear.2009.03.044.
- R. MANDARD, J.F. WITZ, X. BOIDIN, J. FABIS, Y. DESPLANQUES et J. MERIAUX : Interacting force estimation during blade/seal rubs. *Tribology International*, 82(0):504–513, 2015. doi: 10.1016/j.triboint.2014.01.026.
- Y. MAOZHONG, H. BAIYUN et H. JIAWEN : Erosion wear behaviour and model of abradable seal coating. *Wear*, 252(1-2):9 – 15, 2002. doi: 10.1016/S0043-1648(01)00681-0.
- METCO : Improve efficiency and reduce emissions with high pressure turbine abradable coatings for industrial gas turbines. *Solutions Flash*, 2009.
- METCO : An introduction to thermal spray. Issue 4, 2011.

## BIBLIOGRAPHIE

---

- R.K. SCHMID : *New high temperature abrasives for gas turbine*. Thèse de doctorat, 1997.
- J. STRINGER et M.B. MARSHALL : High speed wear testing of an abrasible coating. *Wear*, 294:257 – 263, 2012. ISSN 0043-1648. doi: 10.1016/j.wear.2012.07.009.
- W. TABAKOFF et T. WAKEMAN : Test facility for material erosion at high temperature. *American Society for Testing and Materials*, pages 123–135, 1979.
- T.A. TAYLOR, B.W. THOMPSON et W. ATON : High speed rub wear mechanism in in-718 vs. nicral-bentonite. *Surface and Coatings Technology*, 202(4):698 – 703, 2007. ISSN 0257-8972. doi: 10.1016/j.surfcoat.2007.05.054.

# Chapitre 2

## Développement du banc d'essai

### Sommaire

---

2.1	Cahier des charges . . . . .	40
2.2	Analyse de l'existant . . . . .	46
2.3	Développement du nouveau dispositif de mesure . . . . .	61
2.4	Visualisation de la coupe à grande vitesse . . . . .	69
	Bibliographie . . . . .	76

---

Le travail expérimental de cette thèse s'appuie sur un banc existant qui a déjà permis d'étudier les interactions aube/abradable. Les nouveaux enjeux scientifiques et technologiques imposent de nouveaux besoins en terme de mesure d'efforts et surtout de visualisation des mécanismes d'interaction. Suite à une analyse critique de l'existant, les nouvelles solutions seront décrites précisément dans le but de répondre aux exigences de l'étude.

## 2.1 Cahier des charges

Cette thèse ambitionne de caractériser les efforts d'interaction et les mécanismes d'endommagement associés lors des contacts aube-carter pour des vitesses d'interaction comprises entre 100 et 300 m/s. L'objectif est ici de réaliser des interactions de type « coupe » avec une profondeur d'incursion constante de 100  $\mu\text{m}$ . Une configuration de coupe orthogonale et une seconde configuration de coupe oblique sont étudiées dans le cadre de ces travaux. Les essais de coupe oblique ont pour objectif d'analyser l'influence du vrillage de l'aube sur la composante tangentielle des efforts d'interaction mis en œuvre au sein des turboréacteurs.

Lors de telles interactions, la rigidité du dispositif de mesure permet de garantir une profondeur d'incursion constante lors de l'essai. Dans le cadre de l'étude de la coupe oblique, le dispositif de mesure doit permettre une mesure d'effort tri-axiale. Il doit également posséder une bande passante suffisante pour retranscrire fidèlement les efforts d'interaction générés lors du contact dans les 3 directions de mesure. Comme tout dispositif de mesure, celui-ci doit être calibré dans chacun des axes de mesures étudiés pour garantir une mesure précise.

L'un des objectifs principaux de la thèse étant d'analyser les mécanismes d'endommagement mis en jeu lors des interactions aube-carter, il a été décidé d'implanter un système de visualisation à grande vitesse de l'interaction afin de mettre en évidence la profondeur réelle d'incursion, la formation des particules d'abradable et la direction d'éjection de particules.

Les performances du dispositif de mesure et de visualisation nécessaires à une mesure précise doivent alors être définies.

### 2.1.1 Rigidité de la coupe

Comme décrit précédemment, l'objectif des essais expérimentaux de cette thèse est de réaliser des interactions à grande vitesse avec une profondeur d'incursion constante de 100  $\mu\text{m}$ . Afin de garantir la constance de cette profondeur d'incursion, il est nécessaire d'avoir à disposition un dispositif de mesure suffisamment rigide pour que les variations de profondeur d'incursion restent négligeables au cours de l'essai. Les travaux précédents menés par Cuny *et al.* [2013] ont montré que les efforts de coupe lors de telles interactions peuvent atteindre 1 kN à 230 m/s et sont croissants suivant une loi de type puissance fonction de la vitesse d'interaction entre 25 et 280 m/s.

Pour ces travaux, des variations de profondeur d'incursion liées aux déformations du banc d'essai inférieures à 10% de la profondeur d'incursion minimale (soit 10  $\mu\text{m}$ ) seront tolérées. Les 3 composantes de l'effort d'interaction contribuent à une variation de la pro-

fondeur d'incursion et tout particulièrement l'effort normal et l'effort de coupe. Toutefois, les études précédentes ont porté uniquement sur la mesure de l'effort de coupe et aucune mesure de l'effort normal lors d'interactions aube-abradable pour ces conditions d'essai n'est disponible dans la littérature. Une étude préliminaire décrite en section 2.2 a donc été réalisée afin d'estimer l'ordre de grandeur des efforts mis en jeu.

### 2.1.2 Bande passante

Les interactions étudiées sur le banc du LaBPS sont continues avec des conditions de chargement quasi-instantanées. Si l'on considère un comportement matériau, une profondeur d'incursion et une vitesse d'interaction constants durant l'essai, il peut alors être admis que les signaux d'efforts sont constants durant l'essai. Le signal théoriquement obtenu est alors de forme « carrée ». Le système au repos mesurerait ainsi des efforts nuls avant contact puis lors de l'interaction, un régime stationnaire (valeur d'effort constante) s'établit instantanément pour ensuite chuter brutalement à une valeur nulle dès la fin de l'interaction (fig. 2.1).

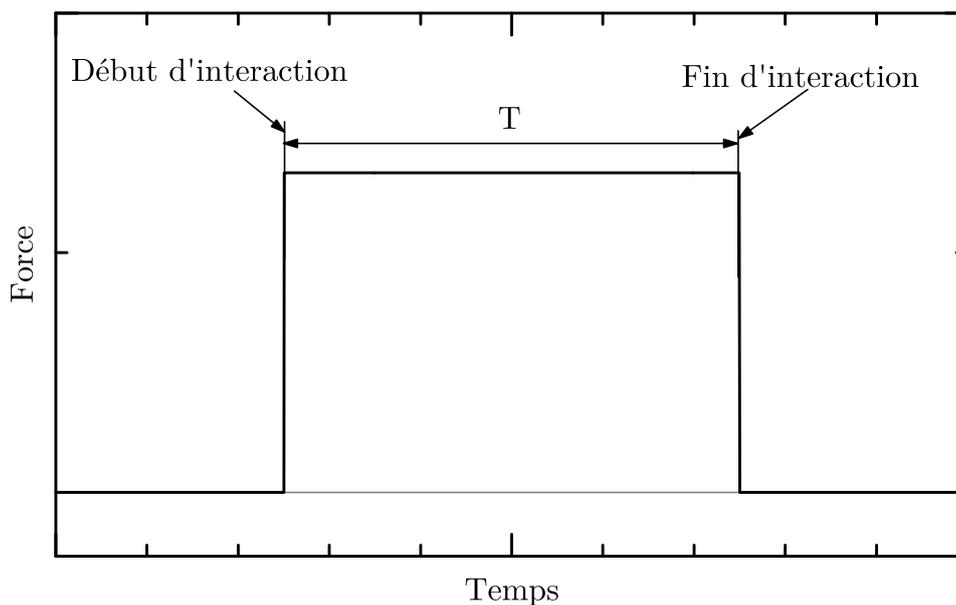


FIGURE 2.1 – Signal d'effort théorique lors d'une interaction à profondeur d'incursion constante

C'est sur cette hypothèse que la bande passante nécessaire du dispositif de mesure sera définie. Les besoins en bande passante seront alors essentiellement liés à la durée d'interaction  $T$ . La bande passante est généralement exprimée en Hz et correspond à la plage de fréquence pour laquelle la réponse du dispositif est jugée constante et n'est donc

pas influencée par la dynamique du système. Différents critères existent pour définir la tolérance accordée aux variations de réponse du l'appareil de mesure. Une variation de  $\pm 3\text{ dB}$  par rapport à la réponse statique du système est habituellement tolérée pour les système audio par exemple. Dans le cadre des capteurs d'effort, une tolérance de  $\pm 10\%$  est généralement acceptée. Nous choisisons donc ce critère pour définir la bande passante du dispositif de mesure. Les données obtenues en dehors de cette bande passante sont erronées et doivent donc être filtrées à l'aide d'un filtre passe bas de fréquence de coupure égale à la fréquence maximale de la bande passante. Une bande passante maximum est alors souhaitable pour la mesure de signaux dynamiques et éviter la perte d'information à haute fréquence.

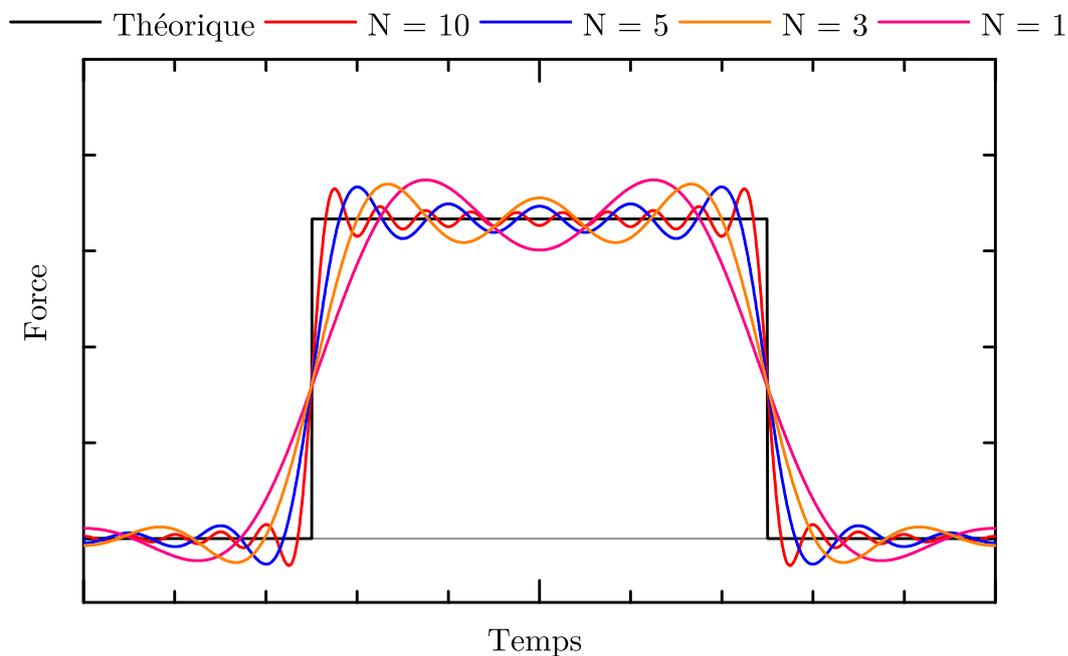


FIGURE 2.2 – Influence du nombre d'oscillations sur les signaux d'effort théoriques

Dans le cas de cet effort idéal, la bande passante du dispositif de mesure nécessaire à la bonne représentation des signaux d'efforts ne dépend que de la durée d'interaction  $T$ . Le filtrage des fréquences en dehors de la bande passante disponible occasionne des oscillations dues au phénomène de Gibbs aux niveaux des discontinuités. Pour pouvoir quantifier précisément l'effort moyen d'interaction lors de l'essai, le signal doit présenter un niveau d'effort stabilisé et ne doit donc pas présenter d'oscillations de trop forte amplitude à trop faible fréquence. Le nombre d'oscillations résiduelles sur le signal est directement lié à l'ordre d'approximation des transformées de Fourier défini par  $N = \frac{f_{filtre}}{f_{signal}} = T * f_{filtre}$  avec  $T = \frac{1}{f_{signal}}$ , la durée d'interaction en secondes, et  $f_{filtre}$  la fréquence de filtrage en Hz. La figure 2.2 présente l'influence de l'ordre d'approximation  $N$  sur l'allure des signaux

d'effort théorique. On observe alors que si  $N < 3$ , il est très difficile d'estimer l'effort d'interaction moyen. Le dispositif de mesure devra alors posséder une bande passante telle que  $N > 3$ . Pour cela, la durée d'interaction et la bande passante doivent être suffisantes.

### 2.1.3 Calibration tri-axiale

Une force n'est pas une grandeur observable. Il n'est donc pas possible de réaliser une mesure directe de l'effort. Pour réaliser des dynamomètres, la technique généralement employée consiste à mesurer la déformation d'un corps élastique à l'aide de jauges de déformation (mesure de  $\mu\text{V}/\text{V}$ ) ou celle d'un quartz piézoélectrique (mesure d'une charge en  $\mu\text{C}$ ). Pour cela, tout dispositif de mesure doit être calibré afin d'établir un lien précis entre la donnée physique mesurée ( $\mu\text{V}/\text{V}$  ou  $\mu\text{C}$ ) et celle recherchée (la force en Newtons). Les accès nécessaires à cette calibration doivent alors être aménagés. De plus, comme évoqué dans la section précédente, le dispositif de mesure sollicité dynamiquement doit posséder une bande passante suffisante à la mesure précise des efforts d'interaction. Pour cela, sa réponse dynamique doit être déterminée.

Ces mesures sont généralement réalisées par analyse modale expérimentale (dans le domaine fréquentiel) à l'aide d'un marteau d'impact ou d'un pot vibrant. Ce type d'excitation en traction compression à haute fréquence impose une fixation rigide entre le pot vibrant et la zone d'interaction. En effet, la calibration du dispositif doit se faire au point précis où a lieu le contact car la sensibilité du dispositif de mesure peut varier en fonction du point d'application de l'effort.

Le dispositif de mesure devra donc pouvoir être excité dans les trois directions de mesure pour permettre sa calibration car trois composantes d'effort doivent être déterminées à partir de trois tensions électriques. Les détails de cette étape d'analyse du comportement dynamique du dispositif de mesure sont détaillées en sections 2.2.1 et 2.3.3.

### 2.1.4 Visualisation des interactions

Cette thèse a également pour but d'identifier in-situ la profondeur d'incursion réelle, la taille des particules générées et leur direction d'éjection afin de mieux comprendre les mécanismes mis en jeu lors des interactions aube-carter à grande vitesse. Pour cela, il a été décidé d'implanter une caméra à très grande vitesse sur le banc d'essai. Le dispositif de mesure devra donc posséder les accès nécessaires à l'apport de lumière et à la visualisation de la coupe.

Afin de visualiser les particules générées lors des interactions aube-abradable, la résolution de la caméra rapide doit être suffisante. N'ayant pas connaissance a priori de l'ordre de grandeur des particules, il a été convenu qu'un pixel devrait représenter au

maximum  $10 \mu m^2$ . La taille de pixel étant très faible vis à vis des vitesses d'interaction étudiées, la caméra devra posséder une très grande vitesse d'acquisition. En effet, si l'on souhaite réduire le flou de bougé à 1 pixel pour une telle résolution à 300 m/s la caméra devrait posséder des temps d'intégration inférieurs à  $33 ns$ . Toutefois très peu de caméras du marché sont capables de telles performances et les besoins en lumière sont alors très importants. De plus les caméras capables de réaliser des temps d'intégration aussi courts utilisent généralement des intensifieurs au phosphore diminuant la résolution optique de la caméra et ne peuvent réaliser que quelques images (entre 4 et 16 images pour la plupart) or nous souhaiterions réaliser au minimum 50 images afin de décomposer correctement la cinématique des phénomènes. Un temps d'obturation minimal de 300 ns est alors plus facilement réalisable et représente un flou de bougé de 10 pixels soit 0,1 mm à la plus grande vitesse étudiée ce qui reste exploitable.

Afin de décrire correctement la cinématique des phénomènes mis en jeu, la caméra devra permettre une très haute fréquence d'acquisition. L'épaisseur de l'outil représentant le bout d'aube dans le cadre de cette étude est de 1 mm, la réalisation d'une image tous les 0,5 mm de glissement semble alors être un minimum pour décrire la cinématique des mécanismes. A 300 m/s, une image tous les 0,5 mm représente une fréquence d'acquisition de 600 000 img/s.

Enfin, les essais étant réalisés dans une enceinte sous vide sur le banc d'essai, la solution technique de visualisation devra pouvoir s'y adapter. Les accès nécessaires à l'éclairage et à la visualisation devront donc être aménagés tout en conservant l'étanchéité au vide du banc d'essai et la résistance à la détente de la pression du gaz propulseur suite à l'essai.

### 2.1.5 Synthèse des spécificités

Pour satisfaire aux exigences de cette étude, le dispositif expérimental d'étude des interactions à grande vitesse devra posséder une rigidité suffisante. Les déplacements du bout de l'outil représentant l'aube ne devraient pas dépasser  $10 \mu m$  sous l'effet des efforts d'interaction.

La mesure d'efforts lors d'interactions de très courtes durées ( $T < 1 ms$ ) exige une grande bande passante dépendant de la durée d'interaction et de la qualité du signal souhaité. Dans le cas de signaux discontinus tels que ceux observés lors de ces essais, la bande passante nécessaire est encore plus importante si l'on souhaite s'affranchir un maximum des phénomènes de Gibbs. Une approximation à l'ordre 3 ( $N = 3$ ) semble alors minimum pour mesurer un effort moyen d'interaction. La bande passante minimale est alors définie par :  $f_{BP} \geq \frac{N}{T}$ .

Le dispositif de mesure devra également posséder les accès nécessaires à la calibration par analyse modale dans les trois directions de mesure. Enfin, le banc d'essai et le dispositif

expérimental devront permettre la visualisation des interactions à grande vitesse. Pour cela, ils devront posséder les accès nécessaires pour la lumière et l'image.

Il existe sur le marché des dynamomètres commerciaux de type platine dynamométrique tels que les platines Kistler. Ces dynamomètres sont communément utilisés dans l'étude des efforts en usinage. Toutefois, leur bande passante est modeste pour les applications envisagées dans cette étude. La platine Kistler 9256C1 utilisée par Korkmaz *et al.* [2014] est donnée pour une bande passante de 5 kHz pour une plage de mesure de 250 N. Les travaux menés par les auteurs ont montré que la bande passante réelle, une fois une plaque fixée sur la platine, était de 3,5 kHz. Cette différence s'explique par l'ajout de masse sur l'appareil de mesure. Cette bande passante est inférieure à celle exigée par notre application, cette platine ne peut donc pas être utilisée pour ces travaux. D'autres platines Kistler existent et présentent des capacités en effort et des bandes passantes différentes mais toujours insuffisantes pour satisfaire les exigences de l'étude.

De nombreux auteurs [Jin *et al.* 1995, Kim et Kim 1997, Şeker *et al.* 2002, Yaldiz et Ünsaçar 2006, Yaldiz *et al.* 2007, Totis *et al.* 2014] ont développé des dynamomètres principalement appliqués à l'étude de l'usinage conventionnel ou à grande vitesse des métaux. Le développement d'un dynamomètre requiert une attention particulière pour éviter les perturbations des mesures par son comportement dynamique. Pour étudier ces interactions de courte durée, le dispositif de mesure doit posséder une bande passante aussi large que possible. Cette propriété intrinsèque est souvent limitée, non pas par le système d'acquisition, mais par le comportement dynamique du dispositif et en particulier sa première fréquence propre.

Les dynamomètres spécifiques développés par ces différents auteurs sont généralement conçus autour de technologies basées sur la mesure de déformation (par jauge de déformation ou quartz piézoélectrique) ou par mesure de déplacement dans le cas du dynamomètre développé par Jin *et al.* [1995]. Pour obtenir une sensibilité suffisante et un rapport signal/bruit satisfaisant, les dynamomètres basés sur l'utilisation de jauges de déformation ou de capteur de déplacement doivent présenter des accidents de forme permettant de localiser les déformations ou les déplacements de la structure. Des anneaux hexagonaux [Korkut 2003, Yaldiz et Ünsaçar 2006, Yaldiz *et al.* 2007] ou des structures prismatiques affaiblies par des enlèvements de matière [Kim et Kim 1997] instrumentés à l'aide de jauges de déformation peuvent être utilisés pour obtenir une bonne sensibilité du capteur. Ces structures sont caractérisées par une faible rigidité, de faibles fréquences de résonances et donc un comportement dynamique incompatible avec la mesure d'interaction de très courte durée. Les dynamomètres basés sur l'utilisation de capteurs piézoélectriques sont plus sensibles et autorisent l'utilisation de structures plus rigides au comportement dynamique optimum. Toutefois, les capteurs piézoélectriques sont caractérisés par une plus

faible linéarité face aux jauges de déformation (1% contre 0,05%) et une dérive importante dans le temps. Dans le cas d'interactions de très courte durée, la dérive est négligeable et la non-linéarité acceptable. Totis *et al.* [2014] ont ainsi développé un dynamomètre appliqué à l'usinage à grande vitesse basé sur 3 capteurs piézoélectriques alliant rigidité importante et large bande passante.

## 2.2 Analyse de l'existant

Le banc balistique et le dispositif de mesure disponibles au LaBPS sont décrits précédemment en section 1.4.3.3. Les sections suivantes décrivent les analyses préliminaires réalisées sur ce dispositif de mesure. Celles-ci ont pour but de vérifier si les performances du banc d'essai existant sont conformes aux performances attendues. Pour cela, une analyse modale du dispositif de mesure a été réalisée afin d'estimer sa bande passante naturelle. Ensuite, une modélisation par éléments finis du dispositif de mesure a été développée. Celle-ci a ensuite été confrontée aux données expérimentales et a permis d'évaluer la raideur du dispositif de mesure. Enfin une première campagne d'essais préliminaires en coupe oblique a été effectuée pour estimer les efforts mis en jeu lors de telles interactions.

### 2.2.1 Analyse modale du dispositif de mesure et bande passante

#### 2.2.1.1 Principe de l'analyse modale expérimentale

L'analyse modale expérimentale du dispositif de mesure a pour but d'identifier sa transmissibilité. Dans notre cas, la transmissibilité  $T(j\omega)$  représente le rapport entre un effort de sortie  $S(j\omega)$  et un effort d'entrée  $E(j\omega)$  du dispositif dans le domaine fréquentiel.

$$T(j\omega) = \frac{S(j\omega)}{E(j\omega)} \quad (2.1)$$

Durant cette phase, le dispositif de mesure est généralement excité à l'aide d'un marteau d'impact. Toutefois, les marteaux d'impact miniatures capables de générer des excitations pouvant atteindre 10 kHz ne peuvent pas fournir un effort suffisant pour exciter la structure. Korkmaz *et al.* [2014] ont développé un dispositif d'excitation capable de produire des impacts répétables de très courte durée. Il est alors possible de réaliser des analyses modales pour des fréquences atteignant 40 kHz. Toutefois, les efforts mis en jeu lors de ces impacts sont également trop faibles pour exciter la structure. Il est également possible de réaliser une excitation par pot vibrant (fig. 2.3) piloté par balayage sinus ou par signaux aléatoires tels que le bruit blanc. Cette méthode d'excitation permet d'obtenir

un niveau d'effort important pour une bande de fréquence étendue. Une excitation par bruit blanc à l'aide d'un pot vibrant a donc été retenue pour cette étude. Le bruit blanc est un signal aléatoire qui a la particularité de posséder un contenu spectral constant quelque soit la fréquence. Il permet alors de produire en entrée du dispositif un signal d'effort dynamique dont l'amplitude est constante sur toute la plage de fréquence étudiée.

$$\begin{cases} E(j\omega) = FFT(e(t)) \\ S(j\omega) = FFT(s(t)) \end{cases} \quad (2.2)$$

Une acquisition des efforts en entrée  $e(t)$  mesurés à l'aide d'un capteur piézoélectrique et des efforts de sortie  $s(t)$  mesurés par le capteur à calibrer dans le domaine temporel est alors réalisée. Une transformée de Fourier rapide (FFT) est ensuite appliquée sur les efforts d'entrée  $e(t)$  et de sortie  $s(t)$  (eq. 2.2). Une fenêtre de Hann est appliquée au signal avant calcul des FFT afin d'améliorer la résolution spectrale des transformées de Fourier. Du fait de l'utilisation d'une excitation aléatoire, il n'est pas possible de calculer la transmissibilité à l'aide de l'équation 2.1 [Ewins 2008]. Il est alors nécessaire de moyenner les signaux en entrée et en sortie obtenus par de multiples acquisitions.

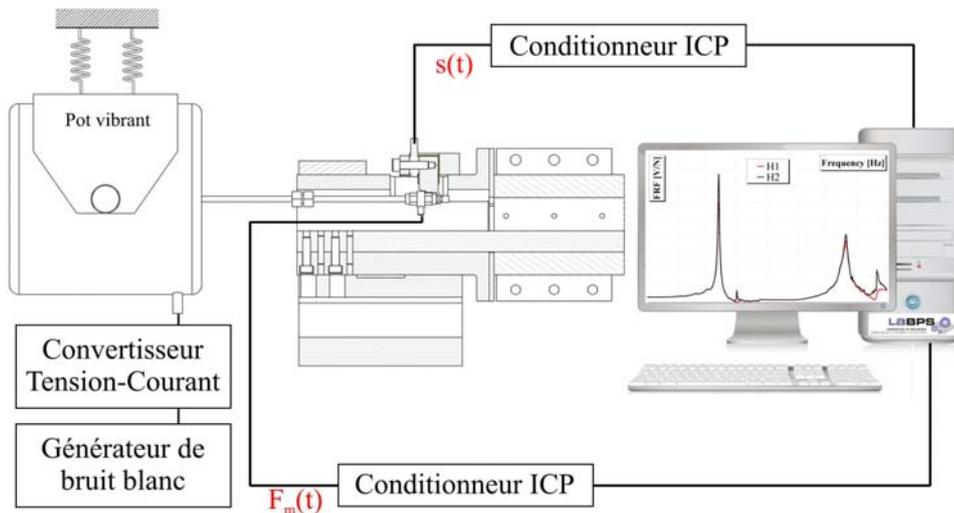


FIGURE 2.3 – Calibration du dispositif de mesure [Cuny 2012]

Deux estimateurs appelés  $H_1(j\omega)$  et  $H_2(j\omega)$  sont alors définis par les équations 2.3 et encadrent la fonction exacte  $T(j\omega)$ . H1 est retenu lorsque le bruit est contenu en sortie (meilleure estimation au niveau des antirésonances) et H2 est retenu lorsque le bruit est contenu en entrée (meilleure estimation au niveau des résonances).

$$\begin{cases} H_1 = \frac{\langle S \cdot \bar{E} \rangle}{\langle E \cdot \bar{E} \rangle} \\ H_2 = \frac{\langle S \cdot \bar{S} \rangle}{\langle E \cdot \bar{S} \rangle} \end{cases} \quad (2.3)$$

$\langle \rangle$  : moyenne arithmétique

$\bar{A}$  : conjugué de  $A$

Il est ensuite possible de mesurer la qualité des estimations  $H_1$  et  $H_2$  calculées à l'aide de la cohérence  $\gamma^2$  définie par l'équation 2.4. Il est admis ici qu'une cohérence supérieure à 0,9 est représentative d'une bonne évaluation la fonction réelle.

$$\gamma^2 = Coh(f) = \frac{H_1(j\omega)}{H_2(j\omega)} \quad (2.4)$$

### 2.2.1.2 Réalisation pratique de l'analyse modale

En pratique, lors d'une excitation par bruit blanc, une large bande de fréquences est sollicitée. A puissance égale, le niveau de signal est alors beaucoup plus faible que lors d'une excitation harmonique. Il en résulte un faible rapport signal-bruit et donc une faible qualité des estimateurs  $H_1$  et  $H_2$  mise en évidence par une faible cohérence. Afin d'améliorer la cohérence, la méthode d'excitation par bande de fréquence localisée (BFL) développée par Martinez *et al.* [2006] a été mise en oeuvre. L'excitation se fait à l'aide d'un bruit blanc filtré à l'aide d'un filtre passe-bande de largeur fixée. Pour une même puissance délivrée au pot vibrant, les signaux d'efforts sont de plus grande amplitude et le rapport signal-bruit est amélioré. La plage de fréquence étudiée est ainsi partagée en un nombre donné de bandes de fréquences plus petites. La transmissibilité est ensuite construite par assemblage des différentes mesures.

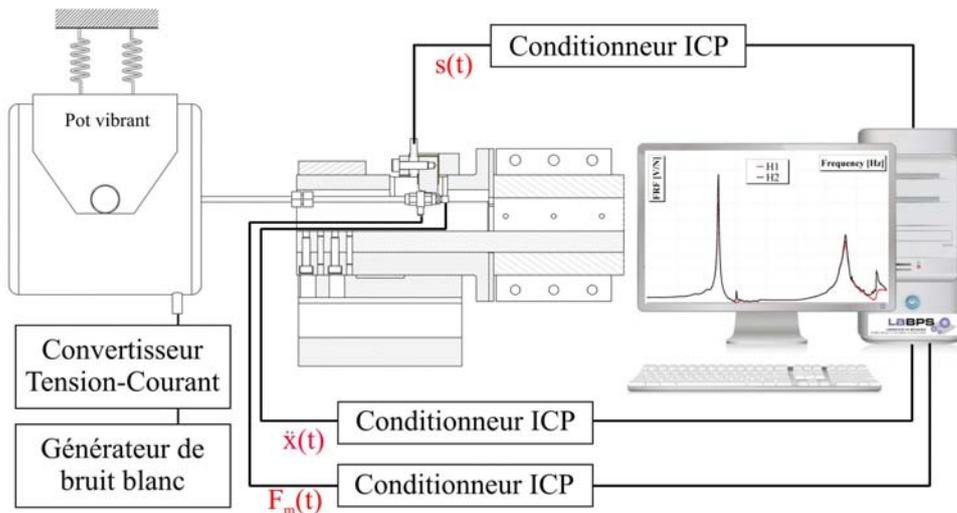


FIGURE 2.4 – Mise en oeuvre expérimentale de l'analyse modale expérimentale avec compensation accélérométrique [Cuny 2012]

Afin de réaliser l'excitation par pot vibrant, un outil spécifique de calibration est utilisé en remplacement de l'outil d'interaction. Celui-ci permet de fixer le capteur piézoélectrique utilisé pour mesurer l'effort entrant au niveau du point central de la surface de contact outil-abradable. Toutefois, l'effort entrant mesuré  $F_m(t)$  par le capteur est perturbé par les efforts liés à l'accélération de sa masse  $M$  du capteur. Cuny [2012] propose de réaliser une compensation accélérométrique pour corriger l'effort entrant. Ainsi, un accéléromètre est placé sur l'outil dans la direction de sollicitation (fig. 2.4) et mesure l'accélération  $\ddot{x}(t)$ . L'effort entrant corrigé est alors calculé à partir de l'équation 2.5. L'effort sortant  $s(t)$  est ici mesuré à l'aide du capteur piézoélectrique du dispositif de mesure.

$$e(t) = F_m(t) - M.\ddot{x}(t) \quad (2.5)$$

Les fonctions de réponse en fréquence H1 et H2 et la cohérence sont alors calculées à partir de l'effort entrant corrigé et de l'effort sortant.

### 2.2.1.3 Fonction de réponse en fréquence et bande passante

La figure 2.5 représente la fonction de réponse en fréquence (FRF) H1 et la cohérence calculée lors de l'analyse modale du dispositif de mesure. On observe que la cohérence est toujours supérieure à 0,9 pour la plage de fréquence étudiée (0 à 10 kHz). La FRF est donc représentative de la transmissibilité réelle du dispositif de mesure. Celle-ci présente deux résonances importantes. La première se situe à 2,8 kHz et la seconde à 9,5 kHz.

Pour une tolérance en sensibilité de  $\pm 10\%$ , la bande passante du dispositif de mesure dans la direction de coupe (dans l'axe du mouvement) est ici de 1,3 kHz. Cette faible bande passante est ici due au premier mode de résonance du dispositif expérimental. Lors des travaux précédents [Cuny 2012], des éprouvettes (projectiles) de 110 mm ont été utilisés pour des interactions de 100 à 300 m/s. Les temps d'interaction sont alors compris entre 100 à 366  $\mu\text{s}$ . La bande passante minimale ( $f_{BP}^{min}$ ) satisfaisant le critère établi dans le cahier des charges ( $N \geq 3$ ) est alors de  $F_{BP}^{min} = \frac{N}{T} = \frac{3}{366 \cdot 10^{-6}} = 8,2 \text{ kHz}$ . La bande passante naturelle du dispositif de mesure ne permet donc pas d'étudier les efforts mis en jeu lors de ces interactions avec une précision suffisante. Pour étendre la bande passante disponible, une méthode de correction des signaux d'effort a été mise en oeuvre [Cuny 2012, Cuny *et al.* 2013].

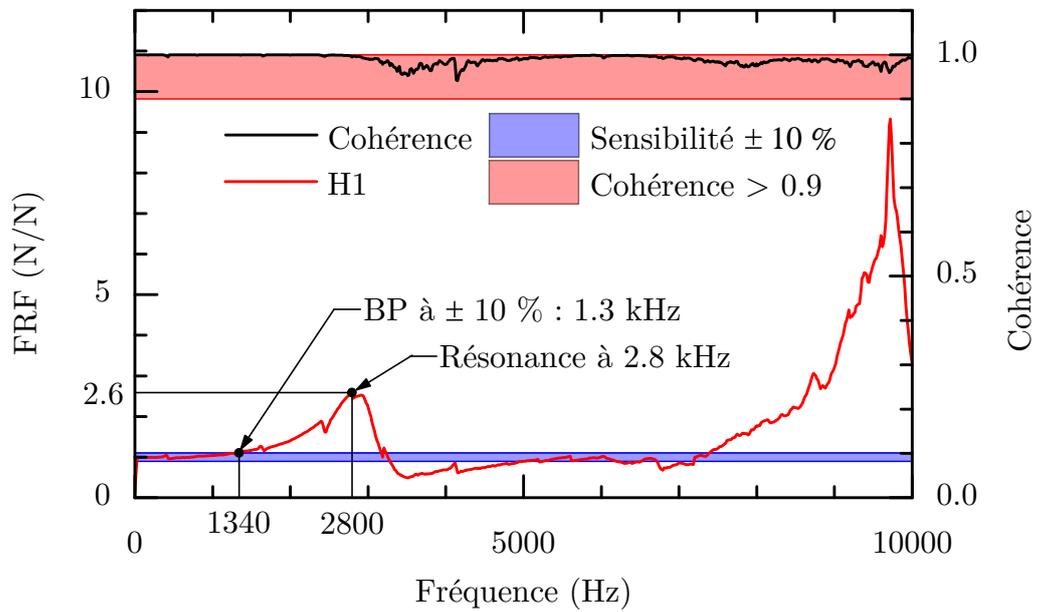


FIGURE 2.5 – Fonction de réponse en fréquence (FRF) du dispositif de mesure existant  
Cohérence, première fréquence propre et bande passante

### 2.2.2 Modélisation par éléments finis : raideur et modes propres

Afin d'identifier les points perfectibles de la version actuelle du dispositif de mesure, un modèle numérique de celui-ci a été réalisé sur Abaqus<sup>TM</sup>. Il a pour but d'identifier les formes propres, fréquences propres et les raideurs suivant les trois directions de sollicitations subies lors des essais d'interaction à grande vitesse. L'influence du banc d'essai sur les comportements statiques et dynamiques du dispositif de mesure est ici négligée. La modélisation est alors limitée au dispositif de mesure en supposant que les points de fixation au banc balistique sont infiniment rigides. Les liaisons entre le dispositif de mesure et le banc balistique sont donc modélisées par des liaisons encastrement au niveau des faces A et B (fig. 2.6a).

Le capteur d'effort comporte plusieurs composants constitués de divers matériaux (quartz piézoélectrique, acier, etc...). La composition interne du capteur et les propriétés mécaniques des matériaux étant inconnues, le capteur a alors été modélisé comme étant un solide homogène. Seules les raideurs du capteur dans les différents axes de mesure sont fournies par le constructeur. Un modèle du capteur, soumis à un chargement de compression  $F$  dans l'axe normal (fig. 2.6.b), a alors permis de déterminer les propriétés mécaniques du matériau équivalent permettant de retrouver la raideur constructeur.

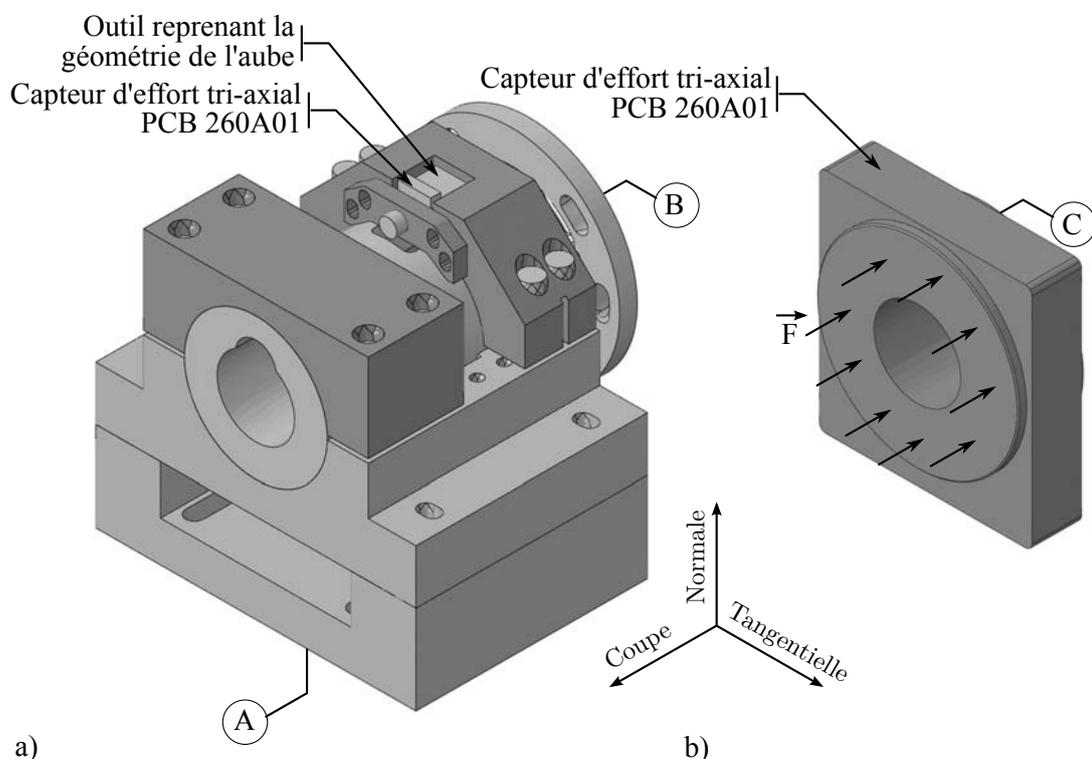


FIGURE 2.6 – Modèle numérique

Afin de valider le modèle, la configuration de calibration (outil de calibration, capteur d'effort entrant, ...) a été modélisée et comparée aux résultats expérimentaux obtenus lors de la calibration dans la direction de coupe. Les écarts relevés entre les fréquences propres théoriques et expérimentales sont ici inférieurs à 6 % (Tableau 2.1). Ce modèle (maillage, conditions aux limites retenues) est alors suffisamment représentatif de la réalité. Il est alors possible de l'exploiter pour valider de nouvelles conceptions et ainsi déduire l'influence des modifications apportées.

Mode	Fréquences		Écart
	Modèle numérique	Expérimental	
1	1687	1632	-2,97%
2	2132	1998	-6,2%
3	2545	2456	-3,50%
4	4117	4104	-0,32%
5	5831	5981	2,57%
6	6488	6500	-0,18%
7	7025	6881	-2,05%

Tableau 2.1 – Comparaison expérimental / théorique des fréquences propres du dispositif de coupe

Des extractions de fréquences propres ont ensuite été réalisées dans la configuration d'interaction (géométrie de l'outil d'interaction). La figure 2.7a représente la forme propre correspondant à la première fréquence de résonance à 2,8 kHz observée lors de la calibration. Le mouvement est un mouvement de flexion au niveau de la vis. Lors de la vibration de l'outil suivant ce mode, la hauteur de l'outil et donc la profondeur d'incursion varie et influence les efforts mesurés.

La figure 2.7b présente la forme propre du premier mode de vibration à 3,4 kHz dans la direction tangentielle au mouvement. La vibration s'effectue principalement dans la direction tangentielle à la coupe et peut être décrite comme une torsion dans l'axe de la vis de fixation de l'outil.

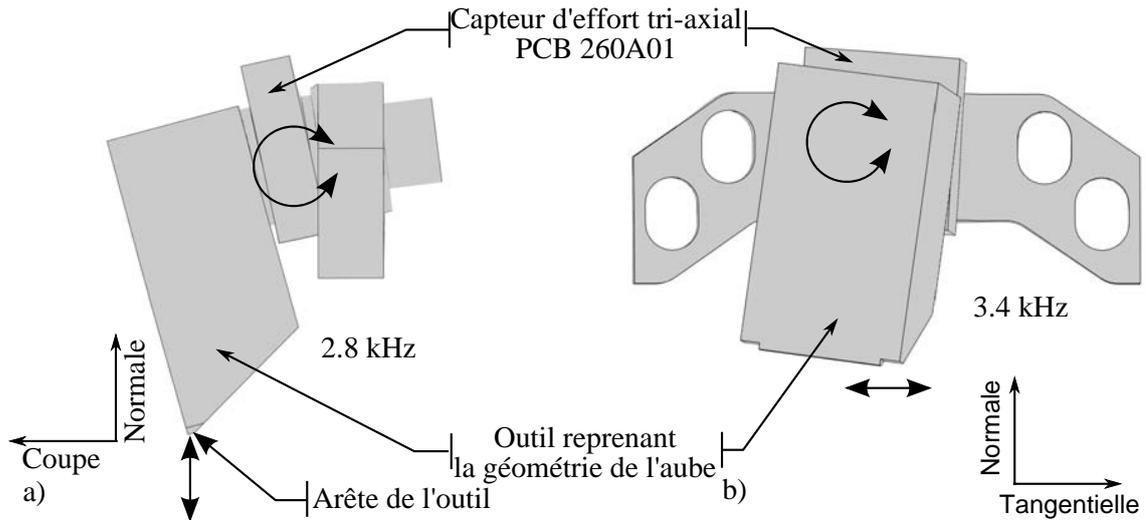


FIGURE 2.7 – Modélisation numérique : Analyse fréquentielle

- a) Forme du premier mode propre dans les directions de coupe et normale à 2,8 kHz  
 b) Forme du premier mode propre dans la direction tangentielle à la coupe à 3,4 kHz

L'étude des fréquences propres de la version existante du dispositif a montré que le bâti n'était pas suffisamment rigide et ne fournissait pas un maintien nécessaire du dispositif de mesure. La figure 2.8a illustre la forme propre du premier mode de vibration de la structure à 2,5 kHz correspondant au premier pic de résonance observé lors de la calibration dynamique. On peut y voir que le bâti subi une déformation latérale correspondant à la direction tangentielle. Cette déformation est ici due à la forme en U de celui-ci ne permettant pas une rigidité optimale dans la direction tangentielle. Sur la figure 2.8b, il est possible d'observer la forme propre du troisième mode de vibration à 3,4 kHz. Celui-ci présente une déformation principale suivant la direction normale et met en évidence un support insuffisant du bâti pour obtenir un comportement dynamique optimum.

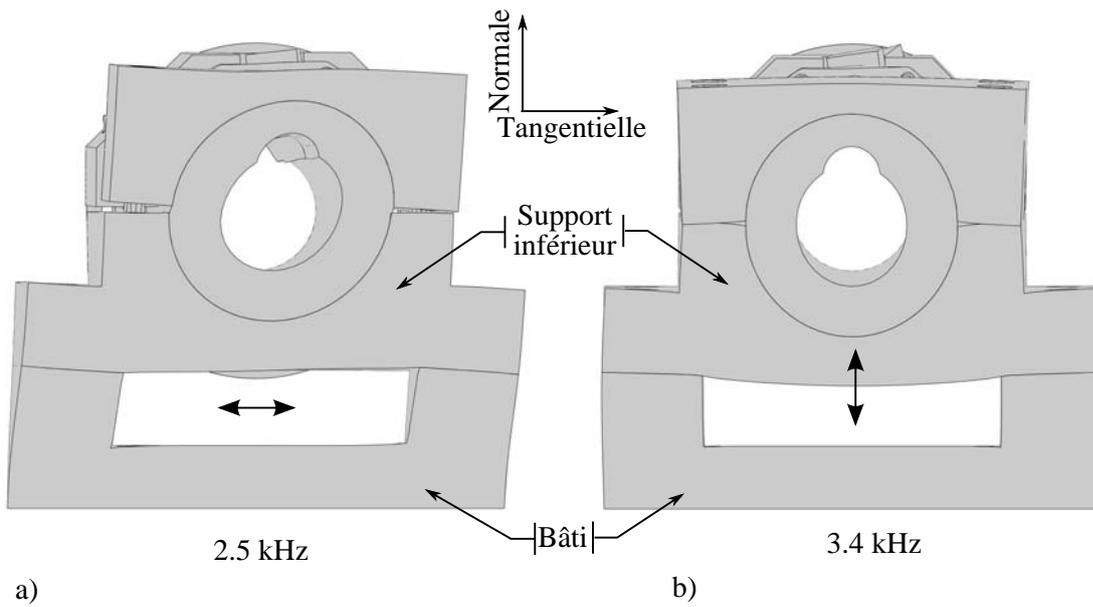


FIGURE 2.8 – Modélisation numérique : Analyse fréquentielle  
 a) Mode de vibration lié à la déformation du bâti dans la direction tangentielle : 2,5 kHz  
 b) Mode de vibration lié à la déformation du support inférieur : 3,4 kHz

Ce modèle a également permis de mesurer la raideur du dispositif dans les trois directions de mesure (Tableau 2.2). Comme il est possible de s’y attendre du fait des résultats obtenus lors de l’analyse fréquentielle, l’essentiel de la déformation élastique se concentre au niveau de la bride et de la vis de fixation de l’outil.

Direction	Raideur (N/ $\mu\text{m}$ )
Coupe	13
Tangentielle	12
Normale	20

Tableau 2.2 – Raideurs de la version actuelle du dispositif de mesure estimées numériquement

La modélisation numérique du dispositif de mesure a permis de reproduire le comportement dynamique du dispositif de mesure avec une précision suffisante. L’analyse des modes de vibration a permis d’identifier les composants mis en jeu. Il met en évidence les points à améliorer pour rigidifier le dispositif de mesure et augmenter ses premières fréquences propres. Afin d’obtenir une bande passante importante et ainsi permettre d’étudier des interactions de plus courte durée, le dispositif de mesure doit posséder des fréquences de résonance les plus élevées possibles.

Le modèle a également permis d'estimer les raideurs du dispositif de mesure. Toutefois, sans connaissance *a priori* des efforts mis en jeu lors des interactions de coupe oblique, il n'est pas possible de statuer sur la raideur minimum nécessaire dans les trois axes de mesure pour répondre aux besoins de l'étude. Des essais de coupe oblique préliminaires ont donc été réalisés afin de quantifier les efforts mis en jeu lors des interactions aube-abradable à grande vitesse et dans les trois directions de sollicitation.

### 2.2.3 Essais préliminaires de coupe orthogonale et oblique

Lors de travaux précédents concernant la mesure d'efforts d'interaction aube-abradable menés sur banc rotatif (Taylor *et al.* [2007], Dadouche *et al.* [2008], Fois *et al.* [2014]) ou sur banc balistique (Sutter *et al.* [2006], Cuny *et al.* [2011a, 2011b, 2012, 2013]), seules des configurations de coupe orthogonale ont été étudiées. Dans le but d'analyser le comportement de ce dernier dispositif de mesure en coupe oblique, une série d'essais a été réalisée. Ils ont permis de mesurer la qualité des signaux et de quantifier les efforts mis en jeu lors de telles interactions.

Les essais réalisés sur le banc sont caractérisés par différents paramètres (fig. 2.9) :

- conditions d'interaction : vitesse  $V_i$ , profondeur d'incursion théorique  $t_{1th}$
- géométrie de l'arête : rayon d'arête  $r$ , angles de coupe  $\alpha$  et de dépouille  $\gamma$  (non représenté), épaisseur d'arête  $e$
- angle de calage  $\beta$
- couple de matériaux

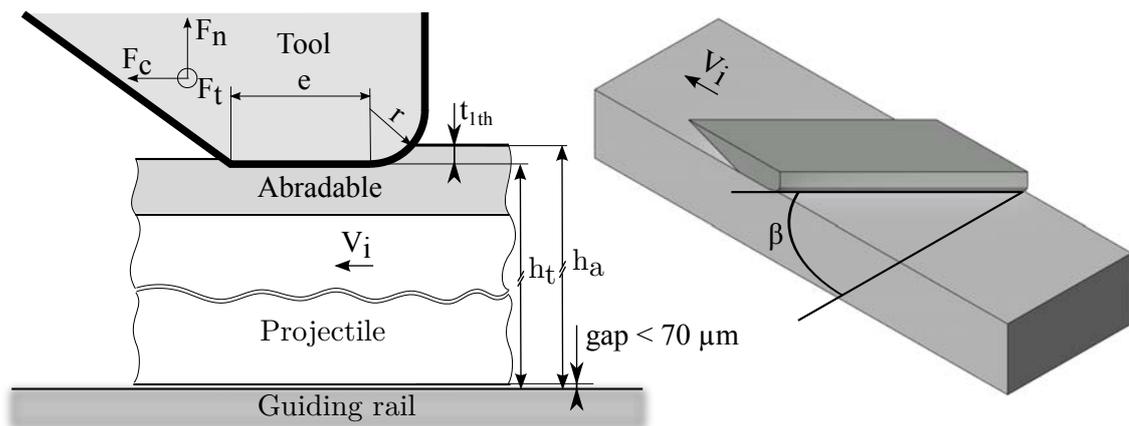


FIGURE 2.9 – Paramètres d'interaction

Pour ces essais, les conditions d'interaction, la géométrie de l'outil et le couple de matériaux ont été fixés en se basant sur les essais réalisés lors des études précédentes [Cuny 2012]. Seule l'influence de l'angle de calage de l'outil  $\beta$  a été étudiée dans le cadre

de cette campagne. Le tableau 2.3 présente les différentes configurations d'essai. Pour chacune d'elles, deux essais de répétabilité ont été réalisés. L'abrasable étudié ici, issu des études précédentes, est un AlSi-polyester possédant une microstructure et une dureté HR15Y inconnues.

Configuration	A	B	C	D
Angle de calage $\beta$	0°	20°	30°	45°
Vitesse d'interaction $V_i$	100 m/s			
Profondeur d'incursion $t_{ith}$	250 $\mu\text{m}$			
Couple de matériau	AlSi-Polyester/TA6V			
Rayon d'arête $r$	100 $\mu\text{m}$			
Épaisseur d'arête $e$	1 mm			
Angle de coupe $\alpha$	0°			
Angle de dépouille $\gamma$	0°			

Tableau 2.3 – Paramètres d'interaction retenus pour la campagne d'essais

De nouveaux outils possédant différents angles de calage ont été développés. Ces différents outils ont été conçus en respectant une masse et un centre de gravité proche des outils utilisés en coupe orthogonale. La variation du comportement dynamique du dispositif de mesure lors des changements d'outils est alors négligeable.

### 2.2.3.1 Coupe orthogonale

Dans un premier temps, des essais en coupe orthogonale ( $\beta = 0^\circ$ ) ont été réalisés. Ceux-ci serviront ensuite de base comparative aux essais de coupe oblique présentés dans la section 2.2.3.2. Sur la figure 2.10, il est possible d'observer les signaux d'efforts obtenus après filtrage passe-bas à 10 kHz pour un essai de coupe orthogonale à 97 m/s. Comme il est possible de s'y attendre, ici, les efforts tangentiels ( $F_T$ ) sont quasi-nuls. Les efforts de coupe ( $F_C$ ) et normaux ( $F_N$ ) ne présentent que peu d'oscillations. L'influence du comportement dynamique du dispositif de mesure est ici négligeable. Les efforts normaux sont relativement élevés comparés aux autres composantes avec une moyenne de 937 N pour le premier essai et de 820 N pour le second. Les efforts moyens relevés lors de ces essais sont résumés dans le tableau 2.4.

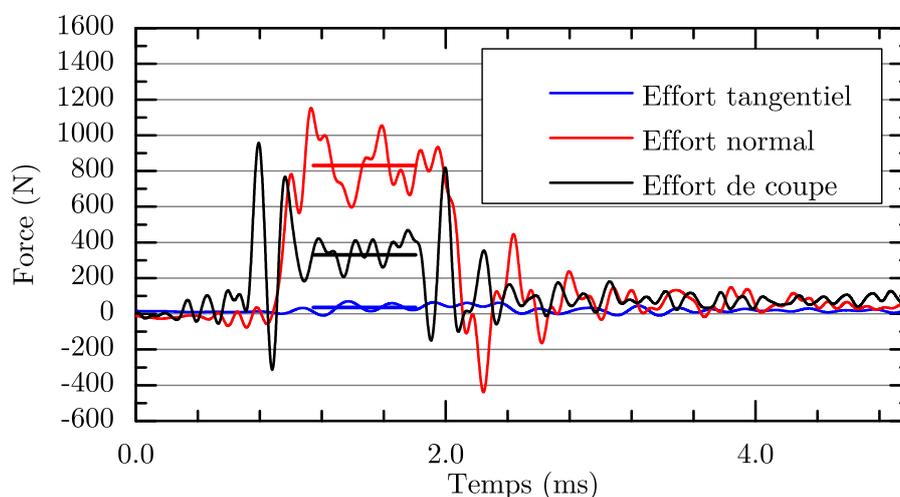


FIGURE 2.10 – Signaux d'efforts après filtrage passe bas à 10 kHz en coupe orthogonale  $V_i = 97 \text{ m/s}$ ,  $t_{1th} = 250 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $r = 100 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $\alpha = 0^\circ$ ,  $\gamma = 0^\circ$

	Efforts moyens (N)			$V_i$ (m/s)	$t_{1th}$ ( $\mu\text{m}$ )
	$F_T$	$F_N$	$F_C$		
Essai 1	30	-937	370	97	250
Essai 2	28	-820	350	97	250

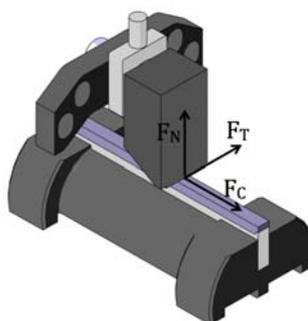


Tableau 2.4 – Efforts moyens en coupe orthogonale après filtrage passe bas à 10 kHz  
 $F_C$  : efforts axiaux ou de coupe,  $F_T$  : efforts tangentiels,  $F_N$  : efforts normaux

La figure 2.11 présente le profil d'usure mesuré post-mortem sur une éprouvette par profilométrie optique. Celui-ci met en évidence des variations de  $\pm 25 \mu\text{m}$  en fonction de la position sur l'éprouvette. L'importante variation du profil d'usure en début d'éprouvette (20 premiers millimètres) est, dans cet exemple, due au choc à la réception. L'étude statique par éléments finis du dispositif de mesure a permis de montrer que les efforts mis en jeu lors de telles interactions conduisent à des déplacements de l'arête de  $25 \mu\text{m}$  dans la direction normale. Ces variations observées sur le profil d'usure s'expliquent par le manque de rigidité du dispositif de mesure.

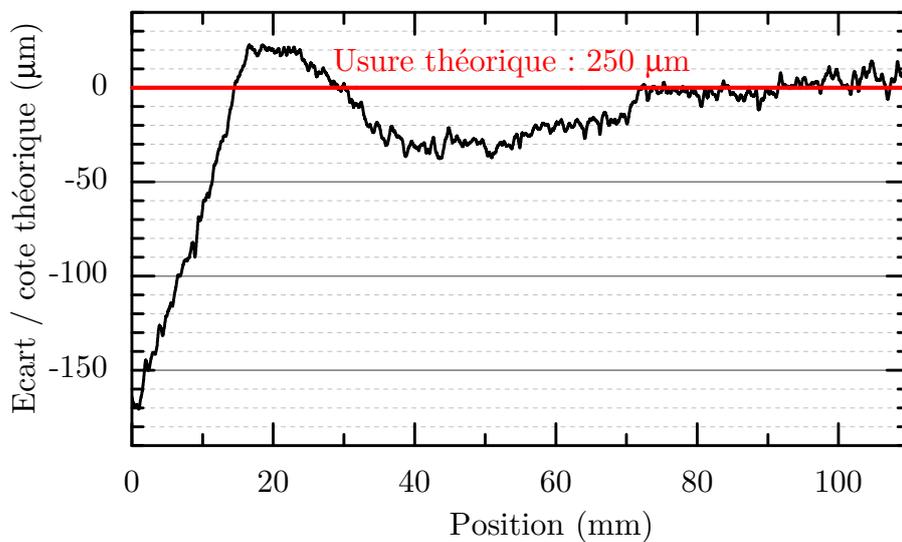


FIGURE 2.11 – Variation de la profondeur d'incursion  
 $V_i = 97 \text{ m/s}$ ,  $t_{1th} = 250 \mu\text{m}$ ,  $r = 100\mu\text{m}$ ,  $\alpha = 0^\circ$ ,  $\gamma=0^\circ$ ,  $\beta = 0^\circ$

### 2.2.3.2 Coupe oblique

Suite aux essais de coupe orthogonale, trois séries de mesures ont été réalisées en coupe oblique pour des angles de calage de  $20^\circ$ ,  $30^\circ$  et  $45^\circ$ . Une étude qualitative et quantitative des signaux d'efforts a ensuite été réalisée.

Tout d'abord, la figure 2.12 présente un exemple de signaux d'efforts obtenu pour un essai de coupe oblique à  $45^\circ$ . Les signaux d'efforts tangentiels mesurés sont perturbés par des oscillations à 3300 Hz. La modélisation par éléments finis du dispositif a permis de mettre en évidence deux modes de vibrations à 3417 Hz et 3425 Hz liés au battement de l'outil dans la direction tangentielle à la coupe. Ces modes de vibration peuvent donc expliquer les oscillations observées lors des mesures.

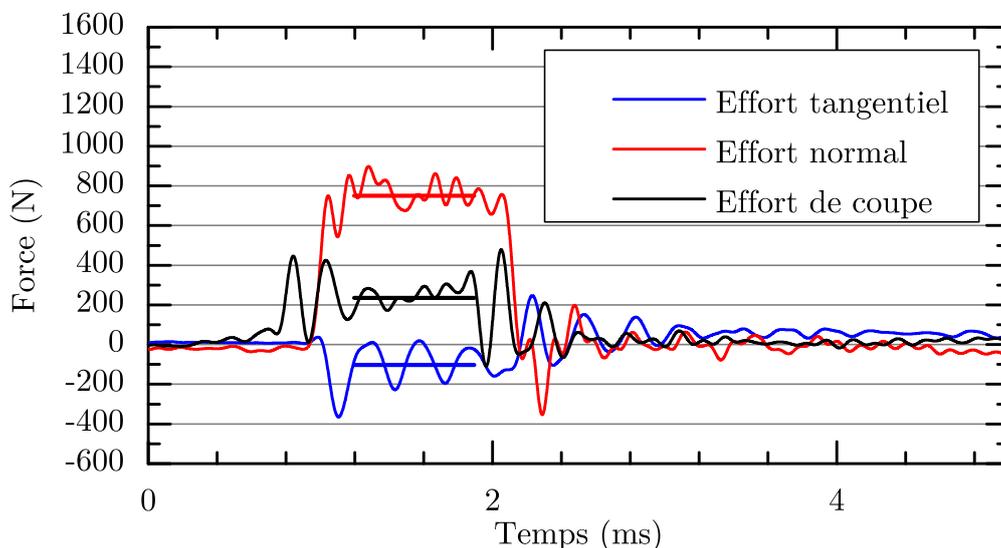


FIGURE 2.12 – Signaux d'efforts filtrés à 10 kHz en coupe oblique  
 $V_i = 96 \text{ m/s}$ ,  $t_{1th} = 250 \mu\text{m}$ ,  $r = 100 \mu\text{m}$ ,  $\alpha = 0^\circ$ ,  $\gamma = 0^\circ$ ,  $\beta = 45^\circ$

Les différents efforts moyens mesurés lors de ces essais sont représentés dans le tableau 2.5. Dans le cadre de ces essais, l'ordre de grandeur des efforts normaux est de 600 à 950 N. Il s'agit de la composante principale de l'effort d'interaction. L'amplitude des efforts de coupe et tangentiels est plus faible en comparaison avec environ 300 N pour le premier et de 0 à 150 N pour le second.

$\beta$	Efforts bruts filtrés			$V$ (m/s)	$t_{1th}$ ( $\mu m$ )
	Effort tangentiel $F_T$	Effort normal $F_N$	Effort de coupe $F_C$		
0°	30	-937	370	97	250
0°	28	-820	350	97	250
20°	-38	-712	353	98	250
20°	-41	-619	334	97	250
30°	-54	-727	327	98	250
30°	-59	-769	342	97	250
45°	-102	-859	277	96	250
45°	-149	-945	293	98	250

Tableau 2.5 – Efforts moyens d’interactions observés en coupe oblique (étude préliminaire)

### 2.2.4 Conclusion

Ces essais préliminaires ont montré que, vis à vis des efforts mis en jeu lors de ce type d’interaction, le dispositif expérimental ne répond pas aux exigences en terme de raideur. Les efforts d’interaction conduisent à des déplacements de l’arête de coupe sous l’effet de la déformation du dispositif de mesure, de l’ordre de 25  $\mu m$ . Dans le cadre de cette étude, de tels déplacement représentent des variations de profondeur d’incursion de 25% et ne sont donc pas tolérables.

L’analyse qualitative des signaux a montré une influence non négligeable du comportement dynamique du dispositif de mesure consécutive d’un manque de bande passante. Afin de remédier à cela, il est possible d’augmenter la durée d’interaction en utilisant des éprouvettes plus longues ou encore d’améliorer la bande passante en modifiant le dispositif de mesure ou en utilisant une méthode de correction permettant d’étendre la bande passante disponible.

Lors des travaux précédents Cuny et al. [2011b, 2012, 2013], une méthode de correction basée sur l’analyse modale expérimentale du dispositif de mesure a été développée et appliquée pour corriger l’effort de coupe. Cette méthode permet d’étendre la bande passante disponible jusqu’à la fréquence limite d’excitation lors de l’analyse modale.

Dans le cadre de cette étude, un nouveau dispositif expérimental a été développé afin d’améliorer la rigidité de la coupe et le comportement dynamique dans les trois directions de mesure. Ce dispositif de mesure a également été conçu de manière à permettre l’analyse modale dans les trois axes de mesure. Les données recueillies lors de ces analyses seront ensuite utilisées pour alimenter une méthode de correction basée sur celle développée par Cuny *et al.* [2013] et étendue aux trois directions de mesure.

## 2.3 Développement du nouveau dispositif de mesure

L'analyse du dispositif de mesure existant a montré ses limites mécaniques en terme de raideur ne permettant pas d'obtenir une coupe à profondeur d'incursion constante lors de l'essai. La modélisation numérique du dispositif de mesure a permis de mettre en évidence les points à modifier pour améliorer la rigidité et d'augmenter au maximum les premières fréquences de résonance. Augmenter la première fréquence propre permet d'améliorer la bande passante du dispositif de mesure. Afin d'étudier les trois composantes d'effort, il est nécessaire de posséder une bande passante suffisante dans les trois directions de mesure. Pour cela, une analyse modale expérimentale du dispositif de mesure doit être réalisée dans les trois directions de mesure. Pour cela, des accès et des outils dédiés à la calibration devront donc être développés. Enfin, ces travaux ont également pour but d'observer in-situ la profondeur d'incursion et les particules générées lors de la coupe. Les accès permettant la visualisation des interactions à grande vitesse devront donc être aménagés.

### 2.3.1 Description du nouveau dispositif de mesure

L'étude numérique de la version actuelle du dispositif de mesure a permis de mettre en évidence les points à améliorer afin d'optimiser son comportement dynamique et la raideur de la coupe. Il a ainsi été montré que l'ensemble bride-captur-outil conditionne en grande partie le comportement dynamique et la raideur du montage. Ceci est dû en particulier à la longueur de l'outil existant (fig. 2.13.a) générant des moments importants au niveau de la vis de fixation lors de la coupe et à la raideur de ce cette même vis de fixation. Un nouvel outil, plus court, a donc été conçu (fig. 2.13.b). Afin d'optimiser la raideur dans la direction normale, celui-ci est maintenant fixé par sa face supérieure.

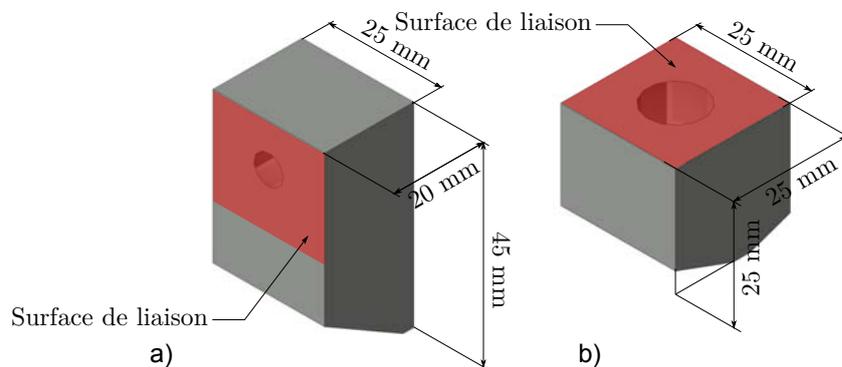


FIGURE 2.13 – Différentes versions de l'outil de coupe  
a) Outil de coupe existant b) Nouvel outil de coupe

Une nouvelle bride plus rigide a ensuite été conçue (fig. 2.14b). Cette modification du montage a également permis d'implanter un nouveau capteur de raideur plus importante (PCB 260A02 :  $3,3 \text{ kN}/\mu\text{m}$  contre  $1.75 \text{ kN}/\mu\text{m}$ ). Ce capteur autorise l'utilisation d'une vis de fixation de plus grand diamètre et permet d'améliorer encore la rigidité de l'ensemble. Pour limiter les risques de sensibilité transverse entre les différents axes de mesure, l'arête de coupe a été placée dans l'axe du capteur supprimant ainsi les moments dus aux efforts normaux au niveau du capteur d'effort.

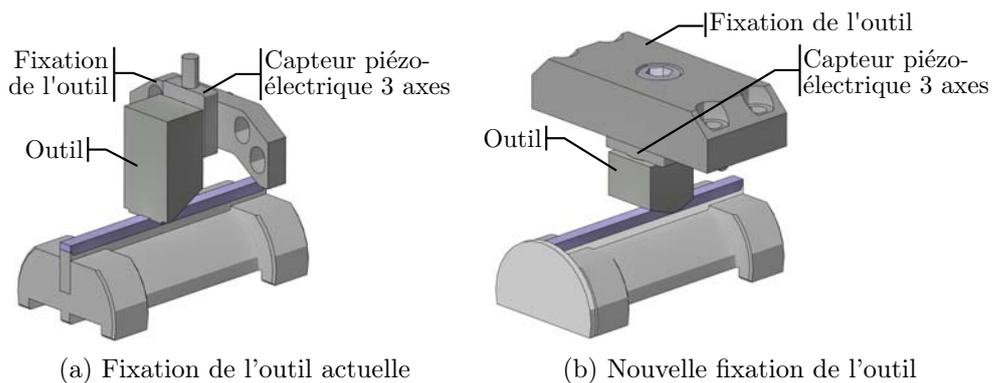


FIGURE 2.14

La figure 2.15 montre l'ensemble de la nouvelle version du dispositif de mesure. Un nouveau bâti a été conçu de façon à être plus rigide tout en garantissant les accès nécessaire à la maintenance. Le maintien du support supérieur et la rigidité du bâti sont ici optimisés compte tenu des contraintes d'encombrement imposées par le banc d'essai et des résultats de la modélisation numérique du dispositif de mesure existant. Les supports supérieurs et inférieurs ont également été modifiés dans le but d'optimiser la rigidité dans les trois axes de sollicitation. Dans la version existante, deux supports supérieurs sont utilisés et permettent un accès aux vis de fixation de la bride. Cet accès n'étant plus nécessaire, les deux supports ont été unifiés. La forme prismatique a également été abandonnée au profit d'une forme cylindrique optimisant le rapport raideur/masse et garantissant des fréquences propres plus hautes. Différents accès ont également été aménagés sur le dispositif de mesure pour permettre la calibration dans les trois directions de mesure et la visualisation de la coupe.

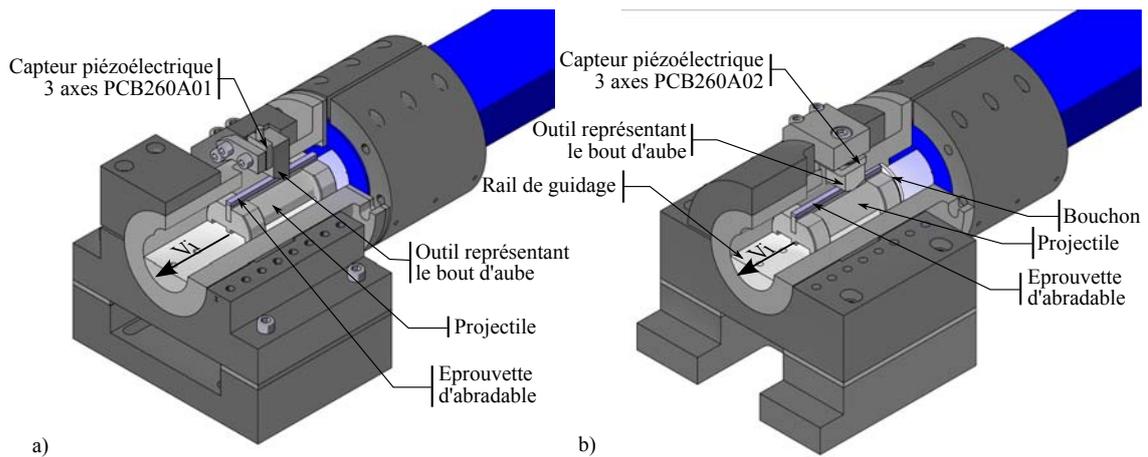


FIGURE 2.15 – Évolution du dispositif expérimental  
 a) version existante b) nouveau dispositif de mesure

### 2.3.2 Modélisation du dispositif

Le modèle numérique décrit en 2.2.2 a été utilisé comme support afin de valider les modifications apportées au dispositif de mesure. Une fois la conception terminée, une étude fréquentielle et statique a été réalisée sur le modèle initial et le modèle modifié. Les gains en terme de raideur et de première fréquence propre sont présentés dans le tableau 2.6. Une importante augmentation de la raideur (de 280 à 1000 % suivant les axes) a ainsi pu être réalisée. Le déplacement de l'arête de coupe sous l'effort d'un effort normal de 1 kN comparable à ceux observés lors des essais préliminaire conduit alors à un déplacement de 5  $\mu\text{m}$  et répond donc mieux aux exigences fixées dans le cahier des charges ( $< 10 \mu\text{m}$ ).

En terme de fréquence propre, les gains varient entre 12 et 94 %. La bande passante naturelle du dispositif de mesure devrait donc être supérieure à celle du dispositif de mesure existant. L'analyse modale du nouveau dispositif de mesure permettra de mesurer précisément la bande passante disponible.

	Raideur			Première fréquence propre		
	Actuel	Nouveau	Gain %	Actuel	Nouveau	Gain %
Dir. de coupe	13 N/ $\mu\text{m}$	50 N/ $\mu\text{m}$	+ 280 %	2814 Hz	3995 Hz	+ 42 %
Dir. tangentielle	12 N/ $\mu\text{m}$	60 N/ $\mu\text{m}$	+ 400 %	2535 Hz	2848 Hz	+ 12 %
Dir. normale	20 N/ $\mu\text{m}$	200 N/ $\mu\text{m}$	+ 1000 %	2814 Hz	5463 Hz	+ 94 %

Tableau 2.6 – Comparaison des résultats du modèle numérique pour les deux versions du dispositif de mesure

### 2.3.3 Analyse modale expérimentale tri-axiale

L'analyse modale du nouveau dispositif de mesure a été réalisée suivant la même méthode que pour le précédent dispositif de mesure (cf. section 2.2.1). Dans le cadre de cette étude, les trois directions de sollicitations sont étudiées. Ce type d'analyse nécessitant un point de fixation pour le capteur d'effort entrant et le pot vibrant sur le dispositif de mesure, trois nouveaux outils de calibration (fig. 2.16) ont été conçus dans ce but. Pour ne pas influencer le comportement dynamique du dispositif, ces outils doivent conserver une géométrie proche de l'outil de coupe réellement utilisé lors des essais. Ils ont ainsi été conçus pour posséder une masse et des moments d'inerties proches des outils utilisés lors des essais d'interaction. De plus, le point de fixation du capteur d'effort entrant doit se faire au centre de la surface de contact avec l'abradable pour mesurer précisément la réponse du dispositif à un effort d'interaction.

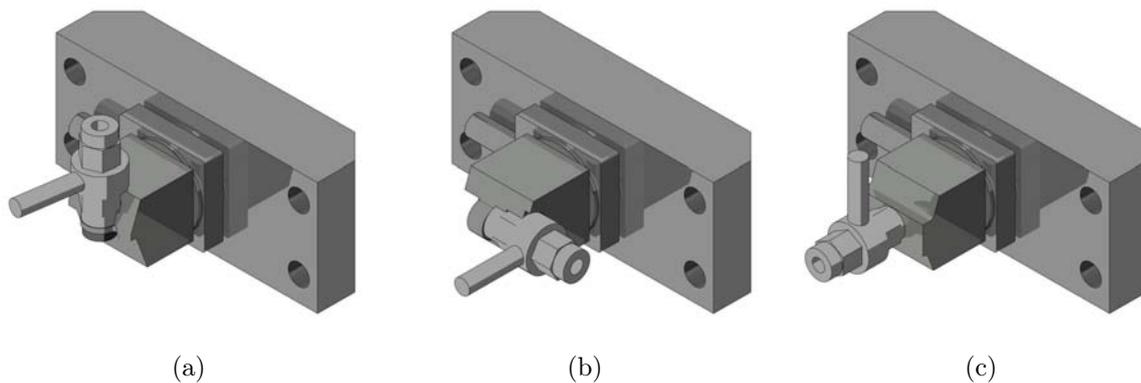


FIGURE 2.16 – Outils de calibration :  
a) direction de coupe b) direction tangentielle c) direction normale

Idéalement, l'analyse modale doit se faire in-situ dans la configuration réelle d'essai. Dans le cadre de la calibration tri-axiale et par manque de place, seule la direction de coupe peut être calibrée in-situ sur le banc de coupe (fig. 2.17.a). Un banc de calibration externe (fig. 2.17.b, 2.17.c, 2.17.d) a été conçu afin d'autoriser la calibration des 3 voies de mesure tout en conservant un comportement dynamique proche de celui du banc d'essai.

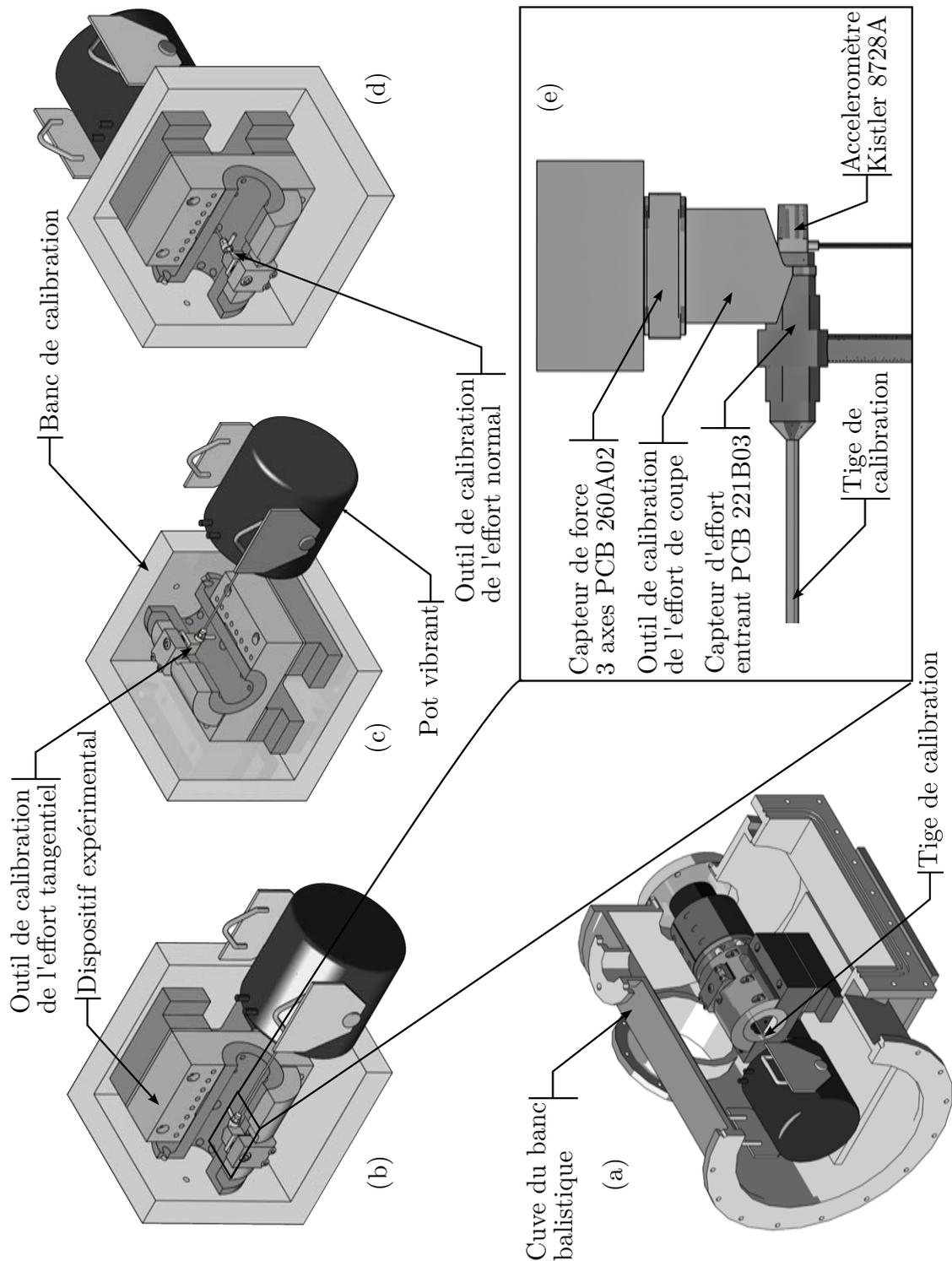


FIGURE 2.17 – Calibration dynamique :  
 a) in-situ de l'effort de coupe b) sur banc externe de l'effort de coupe  
 c) sur banc externe de l'effort tangentiel d) sur banc externe de l'effort normal

L'analyse modale a été réalisée dans les trois directions de mesure. Ces calibrations ont permis de mesurer les sensibilités dynamiques des trois voies de mesure et les sensibilités transverses associées en fonction de la fréquence d'excitation. Pour chaque voie calibrée, 3 fonctions de réponse en fréquence sont ainsi obtenues, une dans la direction d'excitation représentant la sensibilité de l'axe calibré et deux représentant les couplages entraînant des sensibilités transverses avec les deux autres axes de mesure. Ces 9 fonctions (3 fonctions  $\times$  3 voies) sont représentées dans la figure 2.18 sous forme de graphiques dont l'abscisse représente la fréquence d'excitation et l'ordonnée la sensibilité du dispositif en  $N/N$  ( $F_{mesuré}/F_{entrant}$ ).

Sur la figure 2.18.a, la réponse du dispositif dans la direction de coupe peut être observée. Celle-ci met en évidence une résonance à 7,6 kHz liée à l'oscillation de l'outil. La sensibilité transverse du dispositif de mesure est très faible en dessous de 6 kHz pour cette direction de sollicitation mais devient très importante au niveau de la résonance. La bande passante du dispositif de mesure est de 4 kHz dans la direction de coupe. Les modifications apportées apportent alors un important gain de bande passante (1.3 kHz pour la version précédente du dispositif).

Les fonctions de réponse en fréquence issues de la calibration dans la direction tangentielle sont représentées sur la figure 2.18.b. La résonance du dispositif de mesure est ici moins marquée. Pour cette direction de sollicitation, les sensibilités transverses sont plus faibles hormis pour la mesure de l'effort normal qui présente une sensibilité à l'effort tangentiel aux alentours de 2 kHz. La bande passante dans la direction tangentielle est également de 4 kHz.

Enfin, la figure 2.18.c présente les résultats de la calibration pour un effort normal entrant. On peut y observer que la réponse du dispositif est quasiment constante sur toute la plage de fréquence. Les sensibilités transverses restent faibles pour les fréquences inférieures à 5 kHz. Toutefois, l'amplitude de celles-ci augmente pour les fréquences supérieures. Malgré la réponse relativement constante du dispositif de mesure, la bande passante à  $\pm 10\%$  est de 2,8 kHz.

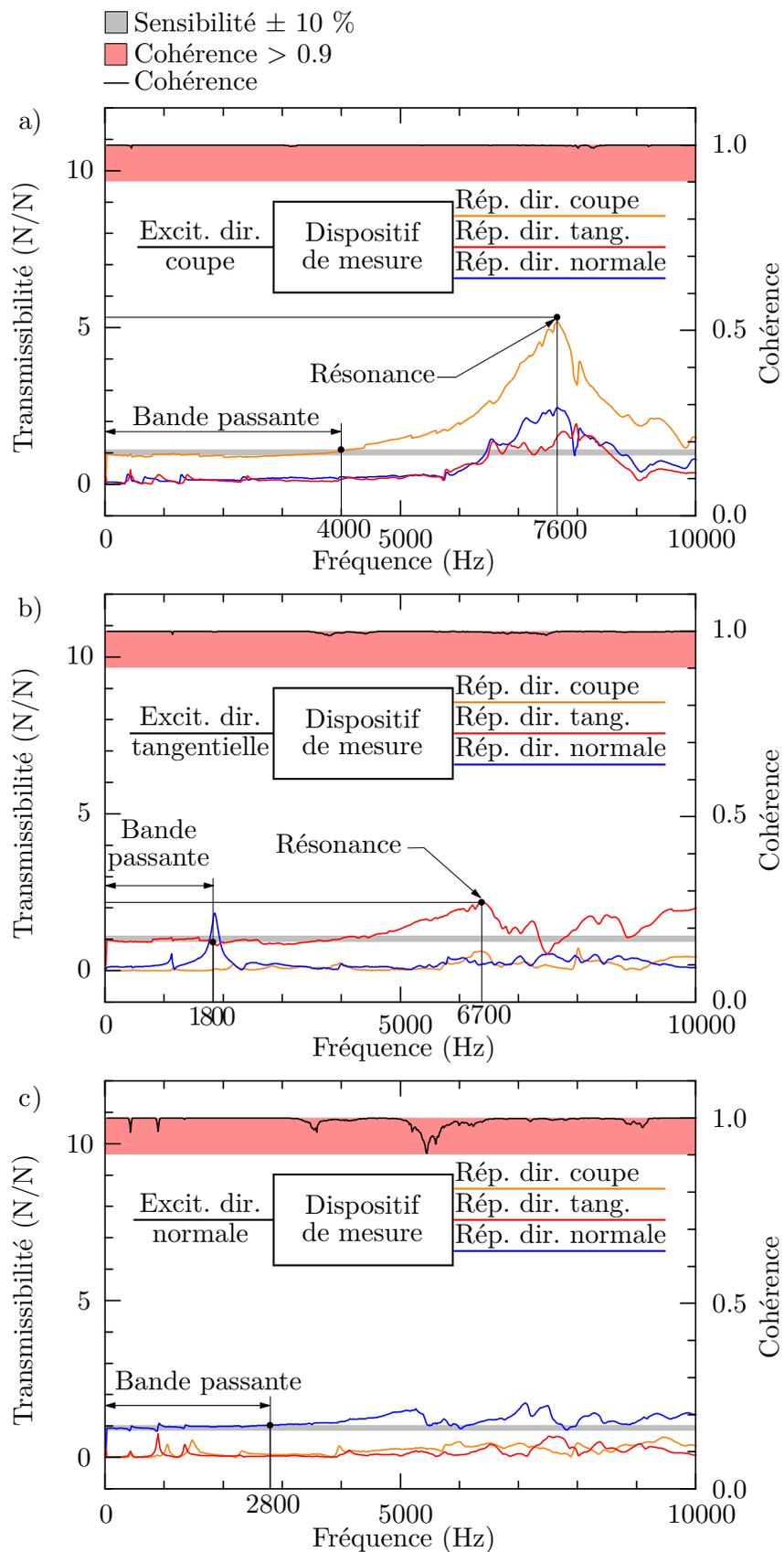


FIGURE 2.18 – Fonctions de Réponse en Fréquence mesurées lors de la calibration

### 2.3.4 Conclusion

Un nouveau dispositif de mesure a été conçu afin de répondre aux exigences du cahier des charges. La modélisation numérique de cette nouvelle version du dispositif de mesure a mis en évidence d'importants gains en terme de rigidité du dispositif sous l'effet des efforts d'interaction. Les déformations dues à ces efforts sont alors inférieures aux limites imposées dans le cahier des charges.

L'analyse modale expérimental triaxiale a mis en évidence des phénomènes de sensibilité transverse entre les différentes voies de mesure. Les bandes passantes naturelles mesurées sont de 4 kHz pour l'effort de coupe et l'effort tangentiel et de 2,8 kHz pour l'effort normal. Pour de mêmes projectiles et éprouvettes que lors des études précédents, cette bande passante n'est pas suffisante pour étudier les essais à 300 m/s (8,2 kHz nécessaires, cf. 2.2.1.3). Il existe deux solutions permettant de satisfaire aux besoins de l'étude. La première consiste à allonger la durée d'interaction en augmentant la longueur d'éprouvette. Cet allongement entraînerait inévitablement une augmentation de la masse du projectile. Le canon à gaz ne serait alors plus en mesure de propulser le projectile aux vitesses requises. La seconde solution consiste à calibrer dynamiquement le dispositif de mesure. C'est cette dernière solution qui sera mise en œuvre dans le cadre de cette étude. Pour cela, la méthode de calibration développée lors des travaux de Cuny *et al.* [2013] sera étendue à la calibration tri-axiale. Cette méthode aura également pour objectif de corriger l'influence des sensibilités transverses entre les différents axes de mesure. Les détails de l'élaboration de la méthode de correction des signaux d'efforts dynamiques sera détaillée en section 3.1.

## 2.4 Visualisation de la coupe à grande vitesse

Afin de visualiser les mécanismes mis en œuvre lors des interactions à grande vitesse et les particules générées, une caméra à très grande vitesse a été implantée sur le banc d'essai. Lors de la rédaction du cahier des charges, il a été montré que la caméra rapide devrait pouvoir enregistrer un minimum de 50 images à une cadence de 600 000 img/sec pour un temps de pose maximum de 300 ns. Une caméra Shimadzu HPV-2 a alors été acquise en partenariat avec SNECMA et la Région Lorraine. Celle-ci permet de réaliser 100 images d'une résolution de 320 X 260 pixels à 1 000 000 d'images/sec avec un temps de pose minimum de 250 ns. Cette caméra répond alors aux exigences de cette étude.

### 2.4.1 Choix des accessoires nécessaires à la visualisation de la coupe à grande vitesse

La visualisation des essais de coupe a pour but de mettre en évidence les mécanismes de rupture des matériaux abrasables et la taille des particules générées. Pour cela, il est important d'observer la rupture avec le grandissement le plus important possible. La taille des particules générées étant difficile à estimer, le grandissement nécessaire à leur observation l'est également. Il a alors été convenu que la taille maximale des pixels devrait être de  $10 \mu m^2$ . La résolution de la caméra étant relativement faible, un grandissement optique important est nécessaire. En effet, les pixels du capteur IS-CCD de la caméra Shimadzu mesurent  $66 \mu m^2$ . Un grandissement optique X6 est nécessaire pour satisfaire les exigences du cahier des charges. La distance de travail élevée imposée par l'encombrement du dispositif de mesure et par la structure du banc balistique impose une distance de travail minimale (distance entre l'éprouvette et la lentille frontale de l'objectif) de 170mm. Seule les objectifs de microscopie longue distance permettent d'obtenir un tel grandissement à une distance de travail élevée.



FIGURE 2.19 – Objectif de microscopie longue distance Infinity K2/SC  
Grandissement : X6.6 / Distance de travail : 170 mm

Deux objectifs de la marque Navitar et Infinity ont alors été testés. Tout deux autorisent le grandissement et la distance de travail souhaités. Toutefois, l'objectif Navitar s'est révélé trop peu lumineux pour permettre une vidéo supérieur à 100 000 img/sec.

L'objectif Infinity est un objectif composé de différents éléments qui ont été ici sélectionnés pour répondre au mieux à notre besoin. L'ajout ou la modification de certains de ces éléments permet alors d'adapter le grandissement et/ou la distance de travail au besoin. Toutefois, ce type d'objectif nécessite une quantité de lumière très importante par rapport aux objectifs photo ou vidéo classique. La zone étudiée est ici très petite (3,12x2,6mm), il est donc nécessaire concentrer toute la lumière nécessaire sur cette zone de travail.

Les sources de lumières fibrées sont tout particulièrement désignées pour l'éclairage local de petites zones. Plusieurs sources fibrées ont été testées avec des éclairages à base de LED haute puissance et à base de lampe UHP. Les lampes halogènes sont quand à elles de trop faible puissance en comparaison. Les sources testées sont la KL2500 de Schott (LED) et l'Olympus ILP-2 (UHP). L'éclairage LED s'est avéré trop peu performant. La source Olympus a, pour sa part, permis de fournir une puissance suffisante pour atteindre 1 000 000 d'img/sec.

### **2.4.2 Implantation des outils de visualisation sur le banc d'essai**

Toutefois, dans les conditions réelles du banc de coupe, les fibres optiques ne pourront pas être placées à l'intérieur de la cuve du fait de leur fragilité (risque de chocs, résistance à la pression et au vide). L'éclairage devra alors être réalisé au travers de la cuve par le biais d'un hublot générant des pertes de lumière importantes. Le banc d'essai a donc été profondément modifié afin d'y implanter un hublot en PMMA. Il s'agit du matériau idéal pour cette application car il allie bonne résistance aux chocs éventuels lors d'un rebond de projectile, bonne résistance en statique face à la pression du gaz lanceur et bonnes propriétés optiques. La figure 2.20 présente une vue globale de l'implantation de la caméra au sein du banc d'essai.

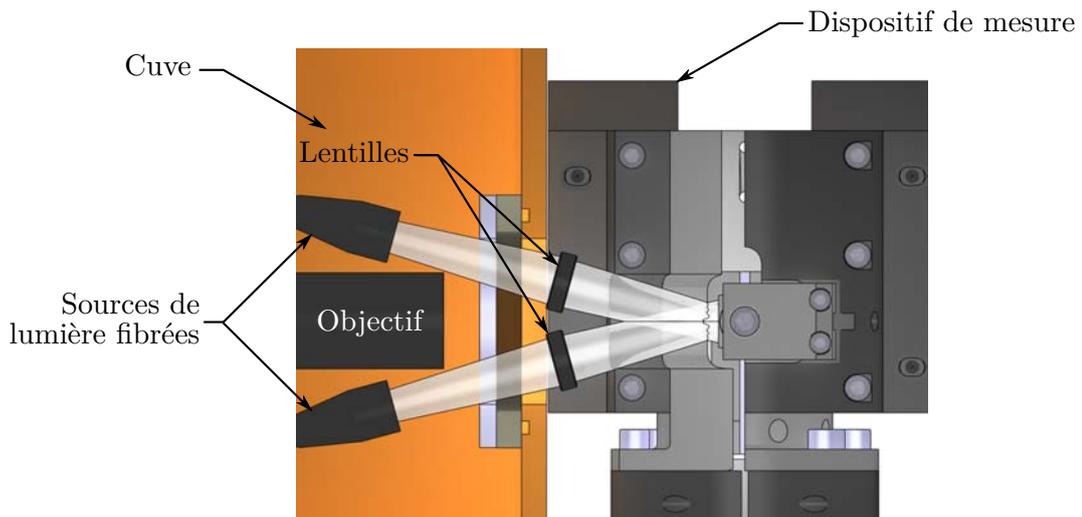


FIGURE 2.20 – Vue en coupe de l'implantation de l'ensemble des composants nécessaire à la visualisation de la coupe

De plus, l'éloignement des fibres de la zone d'étude, du fait de la divergence du faisceau, génère une diminution du flux lumineux sur la surface d'étude. Deux lentilles convergentes ont donc été installées au sein de la cuve du banc balistique afin de concentrer un maximum de lumière sur la zone observée représentée en figure 2.21.

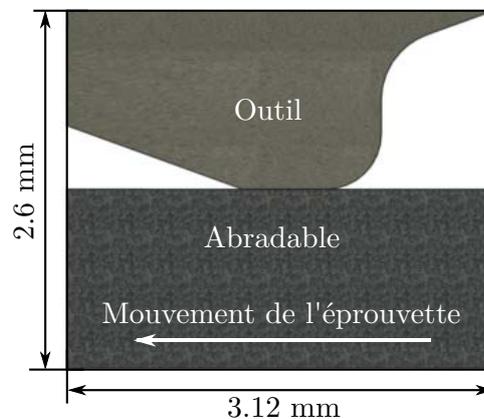


FIGURE 2.21 – Champ de visualisation de la caméra

### 2.4.3 Essais de validation

Des essais de validation de la solution de visualisation ont été réalisées en coupe orthogonale pour des vitesses d'interaction inférieures à 100 m/s sur un abrasable Metco 601 (microstructure non définie). Étant en attente de la réception des hublots, ces essais ont été réalisés sans fenêtre. Comme nous pouvons le voir en figure 2.22a, malgré les importants apports en lumière, les vidéos réalisées à 500 000 img/sec restent sombres.

Un traitement d'image a ensuite été réalisé sur ces vidéos afin d'éclaircir les images au détriment du bruit. Un exemple d'image ainsi traitée est présenté en figure 2.22b.

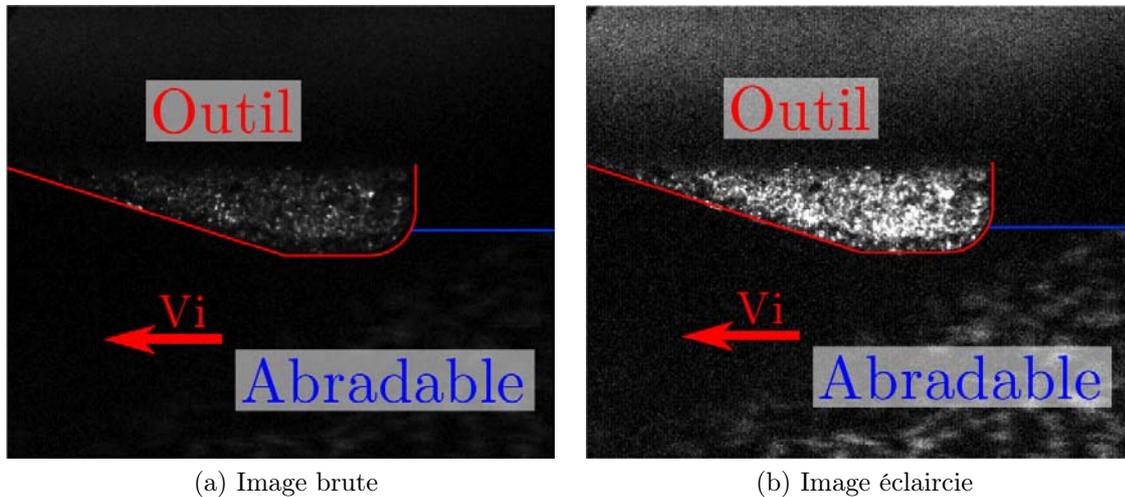


FIGURE 2.22 – Exemple d'images issues d'une vidéo à 500 000 img/s

Tout d'abord, les vidéos réalisées ont permis de mesurer la profondeur de passe réelle lors de l'interaction en mesurant la position de la surface frottante de l'outil et celle de la surface d'abradable comme illustré en figure 2.24. Dans le cadre de cet exemple, la profondeur de passe réelle mesurée est de  $140 \pm 30 \mu\text{m}$ .

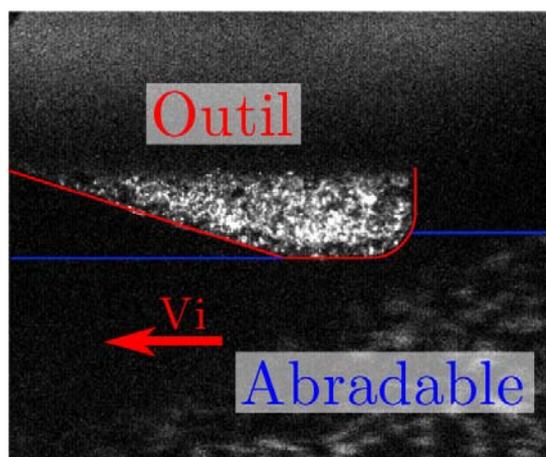


FIGURE 2.23 – Mesure de la profondeur réelle d'incursion

L'une des vidéos réalisée à 250 000 img/sec lors de ces essais de validation a permis de mettre en évidence une particule générée lors de la coupe sur deux images prises par la caméra (fig. 2.24). La taille apparente dans le plan focal de cette particule sur cette image est de  $19 \pm 1$  pixels soit  $215 \pm 35 \mu\text{m}$ . Entre ces deux images, le centre de la particule parcourt 4 pixels soit  $56 \mu\text{m}$  en  $4 \mu\text{s}$ . La particule possède donc une vitesse de  $14 \text{ m/s}$ . Cette vitesse génère un flou de bougé sur les images. Le temps d'obturation étant ici de  $3 \mu\text{s}$ , la taille de la particule est alors surestimée de  $42 \mu\text{m}$  ( $14 \text{ m/s} \times 0,000003 \text{ s} = 42 \mu\text{m}$ ). La taille minimale de la particule observée est donc de  $215_{-77}^{\pm 7} \mu\text{m}$  pour une profondeur théorique d'incursion de  $100 \mu\text{m}$  à  $67 \text{ m/s}$ .

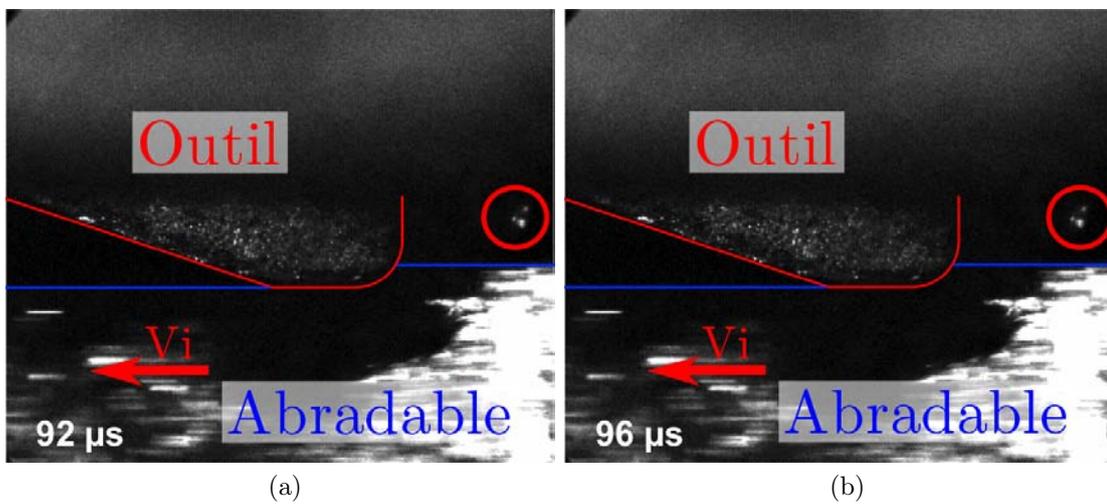


FIGURE 2.24 – Particule d'abradable générée lors de la coupe

Ces essais de validation ont également permis de mettre en évidence une compression de l'abradable lors de son passage sous l'outil. Ce tassement de l'abradable est illustré sur la figure 2.25 où l'on peut observer une zone brillante de l'abradable de forme elliptique entourée en rouge comprimée au passage de l'outil.

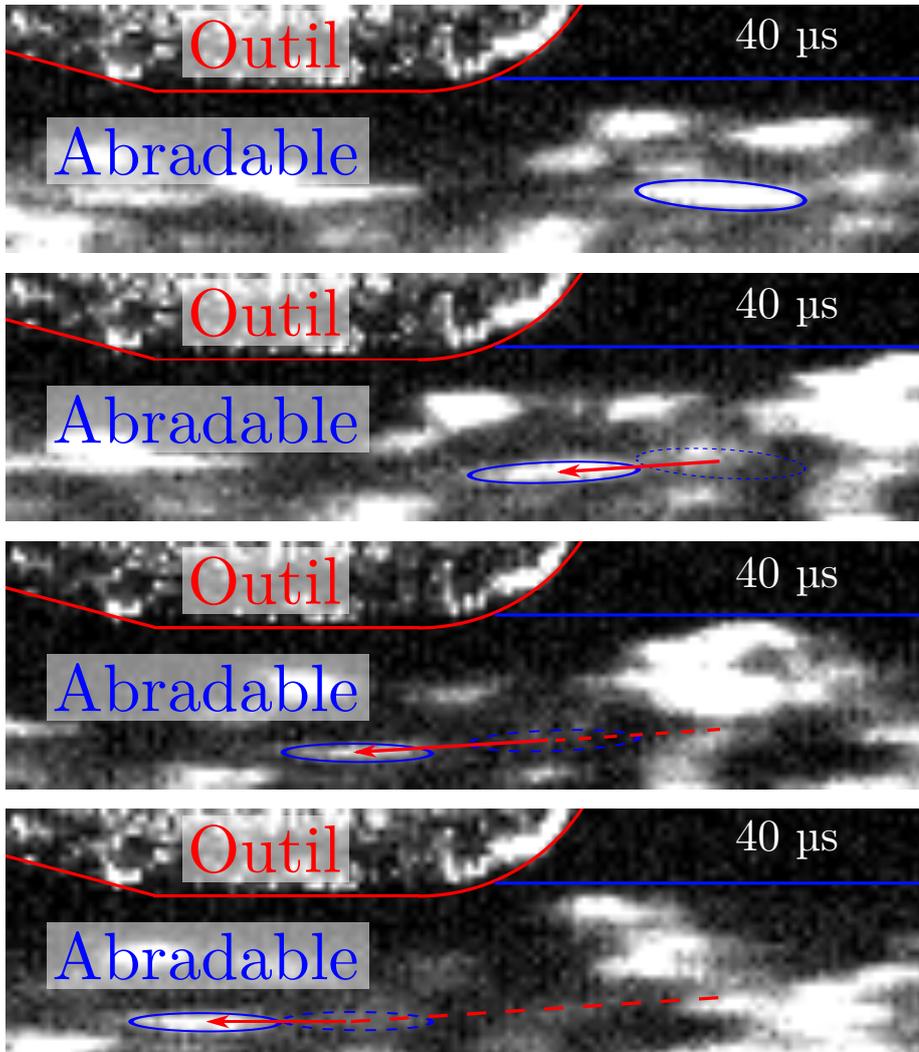


FIGURE 2.25 – Compression de l'abradable au passage de l'outil

### 2.4.4 Conclusion

Les outils de visualisation implanté sur le banc d'essai ont permis de mettre en évidence la taille des particules et la compression de l'abradable au passage de l'outil. Ces vidéos permettent également de mesurer la profondeur d'incursion réelle lors de l'interaction. Cette mesure est ici manuelle et peu précise. Des outils mathématiques basés sur la corrélation d'image ont été développés afin de déterminer précisément la position de l'abradable et de l'outil et donc la profondeur d'incursion réelle au cours de la vidéo. Les essais préliminaires ont également montré des besoins en lumière encore plus important probablement dus aux conditions particulière d'éclairage au sein du banc. L'ajout du hublot par la suite a généré de nouvelles pertes de lumière. Des traitements spécifiques ont alors été utilisés pour améliorer la qualité des images réalisées. Ces différents traitements seront décrits en section 3.1.

## Bibliographie

- M. CUNY : *Contribution à la caractérisation locale des couples de matériaux mis en jeu lors du contact rotor/stator dans une turbomachine*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz, 2012.
- M. CUNY, S. PHILIPPON, P. CHEVRIER et F. GARCIN : Etude expérimentale des interactions dynamiques aube/carter. 20eme Congres Francais de Mécanique, September 2011a.
- M. CUNY, S. PHILIPPON, P. CHEVRIER et F. GARCIN : Experimental investigation of dynamical blade-casing contacts in aircraft engines. *In Proceedings of the 4th international conference on mechanical engineering and mechanics*, pages 459 – 463, August 2011b.
- M. CUNY, S. PHILIPPON, P. CHEVRIER et F. GARCIN : Experimental measurement of dynamic forces generated during short-duration contacts : Application to blade-casing interactions in aircraft engines. *Experimental Mechanics*, 54:101 – 114, August 2013. doi: 10.1007/s11340-013-9780-z.
- A. DADOUCHE, M.J. CONLON, W. DMOCHOWSKI, B. LIKO et J.-P. BEDARD : Experimental evaluation of abradable seal performance at high temperature. *In ASME Turbo Expo*, volume 5, June 2008.
- D.J. EWINS : *Modal testing : Theory, practice and application. Second Edition*. 2008.
- N FOIS, M WATSON, J STRINGER et MB MARSHALL : An investigation of the relationship between wear and contact force for abradable materials. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J : Journal of Engineering Tribology*, 2014. doi: 10.1177/1350650114545139.
- W.L. JIN, P.K. VENUVINOD et X. WANG : An optical fibre sensor based cutting force measuring device. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35(6):877 – 883, 1995. doi: 10.1016/0890-6955(94)E0025-E.
- J.D. KIM et D.S. KIM : Development of a combined-type tool dynamometer with a piezo-film accelerometer for an ultra-precision lathe. *Journal of Materials Processing Technology*, 71(3):360 – 366, 1997. doi: 10.1016/S0924-0136(97)00098-8.
- E. KORKMAZ, B. BEDIZ, B.A. GOZEN et O.B. OZDOGANLAR : Dynamic characterization of multi-axis dynamometers. *Precision Engineering*, 38(1):148 – 161, 2014. doi: 10.1016/j.precisioneng.2013.08.006.

- İ. KORKUT : A dynamometer design and its construction for milling operation. *Materials & Design*, 24(8):631 – 637, 2003. doi: 10.1016/S0261-3069(03)00122-5.
- L.R. Castro MARTINEZ, P. VIEVILLE et P. LIPINSKI : Correction of dynamic effects on force measurements made with piezoelectric dynamometers. *International Journal of Machine Tools Manufacture*, 46:1707 – 1715, 2006. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2005.12.006.
- U. ŞEKER, A. KURT et I. ÇİFTÇİ : Design and construction of a dynamometer for measurement of cutting forces during machining with linear motion. *Materials & Design*, 23(4):355 – 360, 2002. doi: 10.1016/S0261-3069(02)00013-4.
- G. SUTTER, S. PHILIPPON et F. GARCIN : Dynamic analysis of the interaction between an abrasable material and a titanium alloy. *Wear*, 261:686 – 692, 2006. doi: 10.1016/j.wear.2006.01.030.
- T.A. TAYLOR, B.W. THOMPSON et W. ATON : High speed rub wear mechanism in in-718 vs. nicral-bentonite. *Surface and Coatings Technology*, 202(4):698 – 703, 2007. ISSN 0257-8972. doi: 10.1016/j.surfcoat.2007.05.054.
- G. TOTIS, O. ADAMS, M. SORTINO, D. VESELOVAC et F. KLOCKE : Development of an innovative plate dynamometer for advanced milling and drilling applications. *Measurement*, 49(0):164 – 181, 2014. doi: 10.1016/j.measurement.2013.11.049.
- Sü. YALDIZ et F. ÜNSAÇAR : Design, development and testing of a turning dynamometer for cutting force measurement. *Materials & Design*, 27(10):839 – 846, 2006. doi: 10.1016/j.matdes.2005.04.001.
- Sü. YALDIZ, F. ÜNSAÇAR, H.i SAĞLAM et H. IŞIK : Design, development and testing of a four-component milling dynamometer for the measurement of cutting force and torque. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 21(3):1499 – 1511, 2007. doi: 10.1016/j.ymsp.2006.06.005.



# Chapitre 3

## Exploitation des outils de mesure

### Sommaire

---

3.1	Traitement des signaux d'efforts . . . . .	81
3.2	Traitement des vidéos . . . . .	91
3.3	Mesure de la densification par analyse tomographique . . . . .	96
3.4	Mise en œuvre des outils développés . . . . .	103
	Bibliographie . . . . .	113

---

Le dispositif de mesure développé dans le cadre de ces travaux permet de mesurer les 3 composantes des efforts d'interaction dans le cadre de la coupe oblique à grande vitesse. Toutefois, l'analyse modale expérimentale du dispositif de mesure dans les 3 directions de sollicitations a mis en évidence une bande passante naturelle insuffisante. En effet, la bande passante disponible est de 4 kHz pour les directions de coupe et tangentielle et 2.8 kHz pour la direction normale. L'analyse du besoin a montré qu'une bande passante de 8.2 kHz est nécessaire à l'étude des interactions à 300 m/s. Pour cela, une méthode de correction prenant en compte le comportement dynamique du dispositif de mesure a été utilisée. Celle-ci permet alors d'étendre la bande passante sur toute la bande de fréquences calibrée lors de l'analyse modale expérimentale. Celle-ci permet également de tenir compte des couplages entre les différentes voies de mesure.

L'implantation d'une caméra à très grande vitesse sur le banc balistique permet de visualiser l'interaction et ainsi d'identifier la taille des particules générées et la profondeur d'incursion réelle lors du contact. Les vidéos à grande vitesse réalisées lors des essais préliminaires ont montré des besoins en lumière très importants. Ces apports de lumière ne pouvant être réalisés dans l'environnement du banc du fait des contraintes d'encombrement, des traitements d'images ont été employés afin d'améliorer significativement le rapport signal/bruit sur les images. Des outils d'analyse d'image ont ensuite été développés afin de déterminer la profondeur d'incursion réelle durant l'essai.

Afin d'analyser les endommagements subis par les matériaux abrasables après essai, des analyses tomographiques ont été réalisées. Ces observations ont pour but de détermi-

ner la densification subie par les matériaux. Pour cela, des outils d'analyse des données de tomographie ont été élaborés afin de déterminer précisément l'évolution du taux de porosité dans l'épaisseur du revêtement.

Ce chapitre présentera dans un premier temps les outils de correction des efforts d'interaction employés permettant de supprimer l'influence du comportement dynamique de la structure et des couplages sur les mesures. Les outils d'amélioration et d'analyse d'images appliqués aux vidéos à grande vitesse et aux analyses tomographiques seront ensuite développés. Enfin, un exemple d'application de ces outils sera détaillé au travers d'essais d'interaction à grande vitesse afin de démontrer l'apport des outils développés et la répétabilité des mesures d'effort.

## 3.1 Traitement des signaux d'efforts

Comme l'ont montré les résultats précédent, la bande passante du dispositif de mesure est limitée par le comportement dynamique de la structure. Il est alors nécessaire d'employer des outils mathématiques permettant de prendre en compte l'influence de la structure sur les signaux mesurés. L'approche la plus couramment utilisée pour corriger les effets dynamiques sur des signaux d'efforts est la compensation accélérométrique [Fois *et al.* 2014, Mandard *et al.* 2015]. Cette méthode consiste à mesurer l'accélération d'un outil, d'un capteur ou de toute pièce dont l'accélération perturbe les signaux puis de soustraire les efforts liés à l'accélération de la masse en mouvement. Cette méthode est particulièrement efficace sur les structures excitées suivant un unique axe et dont les modes de vibration sont connus mais peuvent être difficiles à mettre en oeuvre pour des dynamomètres tri-axiaux comme celui développé pour cette étude. En effet, une mesure d'accélération triaxiale difficilement réalisable dans l'environnement du dispositif de mesure serait nécessaire pour corriger les 3 composantes d'effort.

Une autre approche consiste à étudier le comportement dynamique de la structure par analyse modale au marteau ou à l'aide d'un pot vibrant. Il est ensuite possible de modéliser la dynamique de la structure pour établir un lien entre l'excitation et la réponse des capteurs puis d'inverser ce modèle pour calculer les efforts dynamiques en fonction des sorties mesurées [Mandard *et al.* 2015]. La réponse dynamique du dispositif peut également être corrigée dans le domaine fréquentiel pour s'affranchir des phénomènes de résonance et d'antirésonance. Cette méthode sera employée dans le cadre de ces travaux pour étendre la bande passante du dispositif de mesure.

### 3.1.1 Méthode de correction

Martinez *et al.* [2006] proposent de corriger les efforts dynamiques mesurés en usinage à l'aide d'une platine dynamométrique Kistler à partir de la transmissibilité du dispositif de mesure. Cette méthode permet de corriger les spectres des signaux d'efforts obtenus par transformée de Fourier rapide (FFT).

#### 3.1.1.1 Calibration dynamique

Dans un premier temps, cette méthode s'appuie sur une calibration dynamique du dispositif de mesure par analyse modale. L'analyse modale (décrite en section 2.2.1) permet de déterminer la transmissibilité  $T(j\omega)$  (approximée par l'estimateur  $H_1(j\omega)$  pour cette étude) liant l'entrée et la sortie du système dans le domaine fréquentiel (eq. 3.1).

$$T(j\omega) = \frac{S(j\omega)}{E(j\omega)} \approx H_1 = \frac{\langle S.\bar{E} \rangle}{\langle E.\bar{E} \rangle} \quad (3.1)$$

$$\text{avec } \begin{cases} E(j\omega) = FFT(e(t)) \\ S(j\omega) = FFT(s(t)) \end{cases} \quad \text{et } \begin{cases} e(t) : \text{l'effort d'excitation} \\ s(t) : \text{l'effort de sortie} \end{cases}$$

$\langle \rangle$  : moyenne arithmétique ;  $\bar{A}$  : conjugué de  $A$

Ces relations peuvent être établies entre chaque couple entrée-sortie du dispositif de mesure. Dans le cadre du dynamomètre développé, il existe 3 entrées (effort de coupe  $F_c$ , effort normal  $F_n$  et effort tangentiel  $F_t$ ) et 3 tensions de sorties associées aux 3 directions de mesure ( $S_c, S_n, S_t$ ). Il est alors possible de représenter la réponse du système à un effort triaxial par 9 transmissibilités écrites sous forme matricielle dans le domaine fréquentiel (eq. 3.2). La partie diagonale de la matrice représente les sensibilités (en N/V) de chaque axe de mesure dans le domaine fréquentiel. Les parties anti-diagonales, quant à elles, représentent les couplages existants entre les différents axes de mesure. Cette calibration permet donc de prendre en compte les variations de sensibilité et de couplage pour toute la plage de fréquence analysée.

$$[T] \cdot \{F\} = \{S\}$$

$$\begin{bmatrix} T_{cc} & T_{tc} & T_{nc} \\ T_{ct} & T_{tt} & T_{nt} \\ T_{cn} & T_{tn} & T_{nn} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} F_c \\ F_t \\ F_n \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} S_c \\ S_t \\ S_n \end{Bmatrix} \quad (3.2)$$

Ce système d'équations doit ensuite être inversé pour calculer les relations liant les spectres des sorties mesurées à ceux des entrées du système. Cette matrice n'étant pas toujours inversible, la pseudo-inverse de celle-ci est calculée. Les données contenues dans ces matrices étant complexes, la matrice hermitienne  $^H [T]$  qui est la matrice transposée de la matrice des conjugués de  $[T]$  est alors utilisée. On peut alors calculer la matrice des fonctions de correction  $[H]$  à l'aide de l'équation suivante :

$$\begin{aligned}\{S\} &= [T]\{F\} \\ {}^H[T]\{S\} &= {}^H[T][T]\{F\} \\ \{F\} &= ({}^H[T][T])^{-1} \cdot {}^H[T]\{S\} \\ \{F\} &= [H] \cdot \{S\} \\ [H] &= ({}^H[T][T])^{-1} \cdot {}^H[T]\end{aligned}$$

La multiplication du vecteur des spectres des tensions de sorties  $\{S\}$  par la matrice de correction  $[H]$  permet alors de calculer le vecteur des spectres des efforts d'excitation en entrée du dispositif de mesure en s'affranchissant des effets dynamiques et des couplages dans la plage de fréquence étudiée. Dans le cadre de cette étude, nous nous intéressons aux signaux temporels contrairement aux travaux de Martinez *et al.* [2006]. Pour cela, Cuny *et al.* [2013] et Girardin *et al.* [2010] utilisent une transformée de Fourier inverse sur le spectre corrigé pour une seule direction de mesure et pour un effort tri-axial respectivement. Une cohérence suffisante est nécessaire pour obtenir des résultats exempts de perturbations liées aux incertitudes de l'analyse modale expérimentale. Girardin *et al.* [2010] proposent l'utilisation de fonctions de réponse en fréquence ayant une cohérence supérieure à 0,75. Les analyses modales réalisées sur le nouveau dispositif de mesure en section 2.3.3 ont montré que l'analyse modale par excitation aléatoire en bande de fréquences localisées permet d'obtenir des cohérences suffisantes pour l'utilisation de cette méthode de correction.

### 3.1.2 Bandes passantes obtenues après correction

Pour valider cette méthode de correction, les signaux d'excitation aléatoire utilisés pour le calcul des fonctions de correction ont été corrigés à l'aide de la méthode développée. Ces signaux corrigés ont alors permis de calculer les transmissibilités du dispositif de mesure pour chaque axe étudié. Ces fonctions de réponse, dans le cadre d'une correction parfaite des effets dynamiques, doivent présenter une sensibilité de 1 N/N pour toute la plage de fréquences étudiée et des couplages nuls. Toutefois, l'analyse modale du dispositif de mesure se fait en 3 étapes successives à l'aide d'outils de calibration différents (un outil par axe calibré) dans deux environnements différents (calibration in-situ et externe sur banc) (cf. 2.3.3). Les incertitudes sur l'orthogonalité des excitations lors de l'analyse modale et les limites des outils expérimentaux utilisés (bonne représentation de la configuration réelle durant l'essai) induisent des erreurs sur l'estimation des fonctions de réponse en fréquence se répercutant sur l'ensemble de la matrice de correction. Cette vérification a donc pour but de valider la qualité des mesures expérimentales pour la correction des signaux d'efforts tri-axiaux.

La figure 3.1 présente les 9 fonctions de réponse en fréquence obtenues après correction. Celles-ci sont nommées sous la forme  $T_{nm}$  avec n la direction d'excitation et m la direction de mesure (indice c : direction de coupe, t : direction tangentielle et n : direction normale). Les résultats obtenus montrent que les fonctions de réponse en fréquence utilisées ne peuvent pas être retenues pour corriger les signaux d'effort. En effet la sensibilité dynamique des 3 axes calibrés s'éloigne fortement de l'idéal de 1  $N_{sortant}/N_{entrant}$  et présente des résonances et antirésonances très localisées. De plus, des couplages résiduels importants subsistent après correction entre les différentes voies de mesure. Cette vérification a montré que les fonctions de réponse en fréquence (FRF) utilisées ne permettent pas une correction des signaux d'effort. L'analyse modale du dispositif de mesure (sec. 2.3.3) a montré que les cohérences des FRF liant chaque axe à la sortie du capteur correspondante sont de très bonne qualité ( $> 0.9$ ).

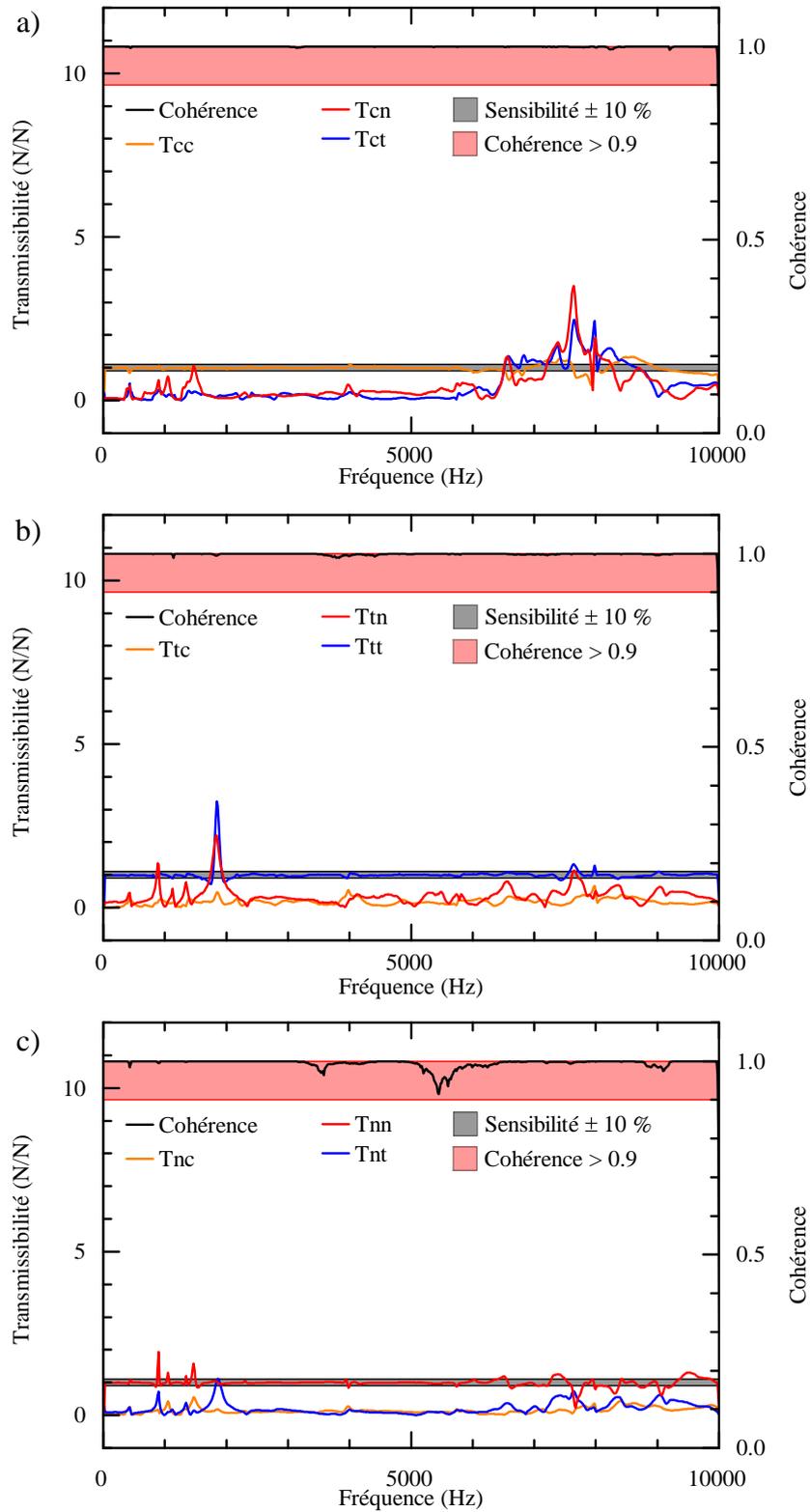


FIGURE 3.1 – Fonctions de réponse en fréquence obtenues après correction des signaux de sortie du dispositif de mesure. a) calibration dans la direction de coupe b) calibration dans la direction tangentielle c) calibration de la direction normale

La figure 3.2 montre, pour sa part, que la cohérence liée à la sensibilité transverse entre un effort de coupe entrant et un effort tangentiel mesuré présente des chutes importantes sur certaines plages de fréquence. Ces chutes de cohérence sont principalement dues à un rapport signal/bruit de mauvaise qualité du fait des couplages faibles entre les différents axes et se présentent donc principalement au niveau des antirésonances du système. Ici, la résonance de 500 Hz provoque également une chute de cohérence. Les autres sensibilités transverses et leurs cohérences associées se présentent également sous cette forme. Ces chutes de cohérence sont synonymes d'une mauvaise estimation de la fonction de réponse en fréquence du dispositif de mesure. Ces erreurs de mesures se répercutent alors sur chaque voie lors du calcul de la matrice de correction. Pour s'affranchir de ces perturbations, seuls les couplages associés à une cohérence supérieure à 0,9 seront utilisés dans le calcul des fonctions de correction. Pour les plages de fréquences où la cohérence est inférieure à 0,9, les couplages seront considérés comme nuls du fait de leur faible amplitude.

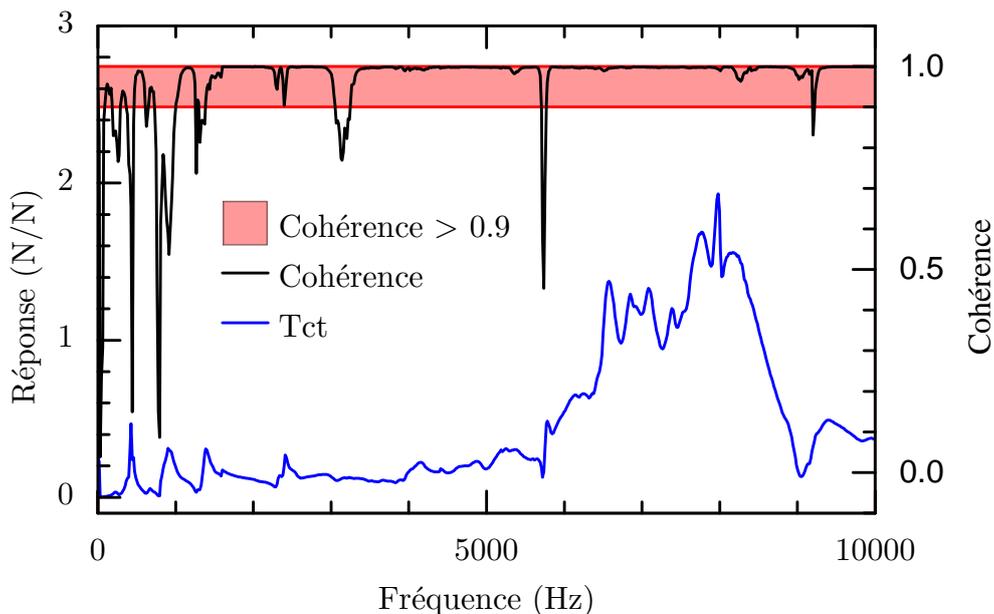


FIGURE 3.2 – Sensibilité dynamique transverse entre un effort de coupe entrant et un effort tangentiel mesuré et cohérence associée

La figure 3.3 présente les fonctions de réponse en fréquence corrigées en suivant le critère de qualité des fonctions de couplage. Les bandes passantes des 3 axes de mesure sont de 10 kHz après correction ce qui satisfait pleinement les critères fixés pour cette étude. Quelques couplages subsistent entre les voies de mesure. Ceux-ci sont probablement dus à des incertitudes de mesure liées au montage lors des calibrations. Toutefois, ces couplages sont très localisés et peuvent être tolérés vis à vis des couplages bruts observés lors de l'analyse modale (en particulier pour la direction de coupe).

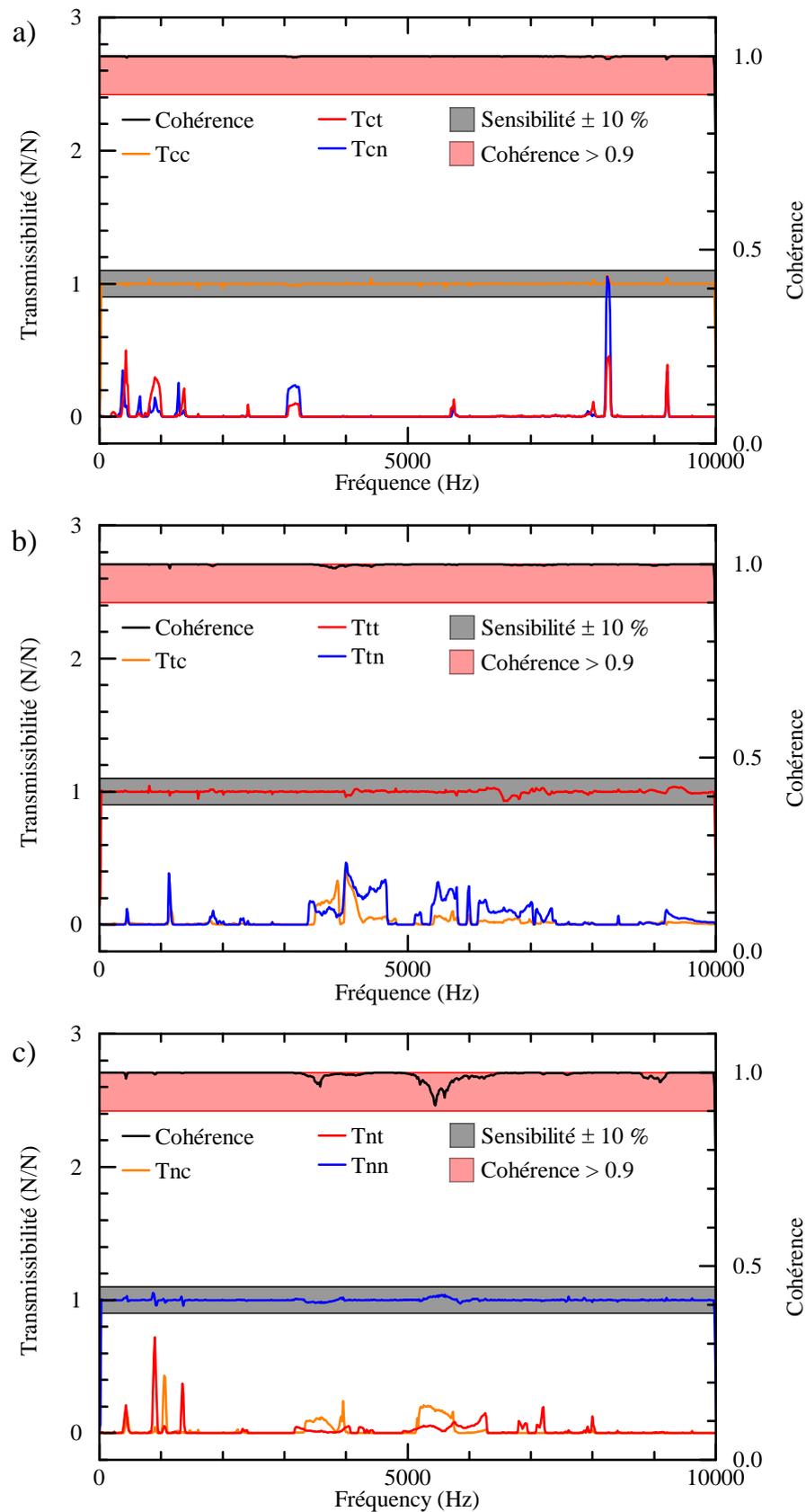


FIGURE 3.3 – Fonctions de réponse en fréquence corrigées en tenant compte des couplages dont la cohérence est supérieure à 0.9. a) calibration dans la direction de coupe b) calibration dans la direction tangentielle c) calibration de la direction normale

### 3.1.3 Réponse à une excitation sinusoïdale

La correction des signaux de calibration a montré que la méthode de correction permet d'obtenir les résultats attendus sur les signaux ayant servi à la mettre en œuvre. Afin de valider la correction des efforts, une excitation sinusoïdale a été réalisée dans la direction de coupe. La figure 3.4 présente les résultats obtenus à la fréquence de résonance de 7,6 kHz. L'effort entrant présenté sur cette figure a été corrigé par compensation accélérométrique pour prendre en compte l'accélération du capteur d'effort comme montré en section 2.2. L'amplitude du signal brut est environ 5 fois supérieure à celle de l'effort entrant du fait de la résonance du système. Il présente également un déphasage  $\varphi$  d'environ  $120^\circ$  avec l'effort d'excitation. Après correction l'erreur d'amplitude des efforts est réduite à 5 % et le déphasage entre l'effort entrant et sortant est réduit à  $30^\circ$ . Ces erreurs résiduelles sont dues aux incertitudes de mesure lors de l'analyse modale (bruit, orthogonalité des excitations, ...). Toutefois, la correction dynamique des signaux permet une amélioration significative de la précision de la mesure d'effort dynamique et permet de satisfaire les exigences du cahier des charge en terme de précision de mesure sur l'amplitude du signal (10 % d'erreur tolérée). Celle-ci permet également de réduire de manière significative le déphasage entre les efforts d'interaction et les signaux du dynamomètre assurant ainsi une concordance temporelle entre l'interaction et la mesure.

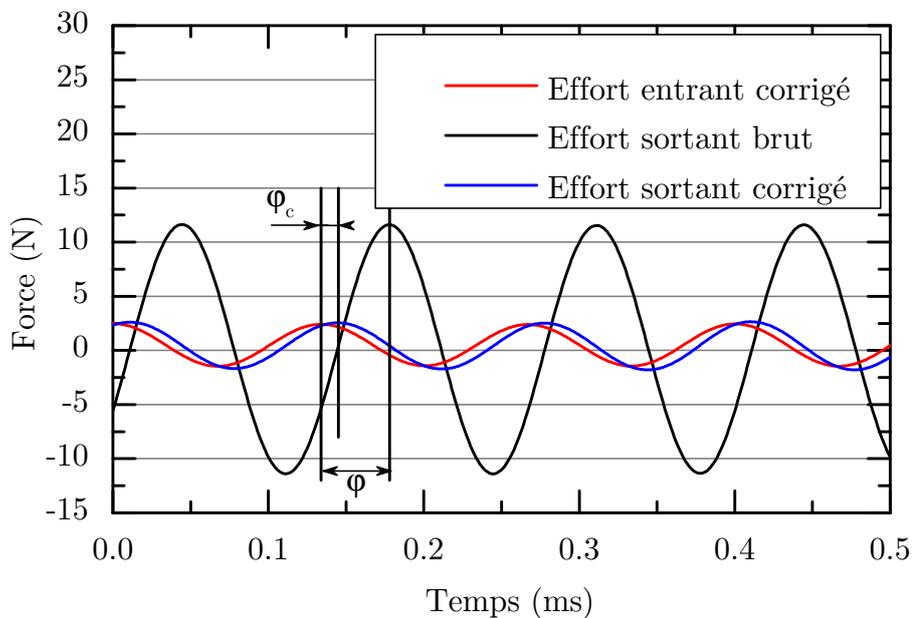


FIGURE 3.4 – Excitation sinusoïdale du dynamomètre à 7.6 kHz dans la direction de coupe

### 3.1.4 Réponse à un impact

L'analyse d'une excitation sinusoïdale du banc d'essai à l'aide d'un pot vibrant a permis de valider la méthode de correction dans la configuration d'analyse modale (outil de calibration, excitation par pot vibrant) différente de la configuration d'essai (outil d'interaction). Afin de valider les apports de la méthode de correction dans la configuration d'essai, un essai d'impact instrumenté a été réalisé. Un bélier instrumenté à l'aide d'un capteur d'effort uniaxial PCB 221B03 muni d'un impacteur en acier a été employé pour exciter le dispositif de mesure dans la direction de coupe (fig. 3.5).

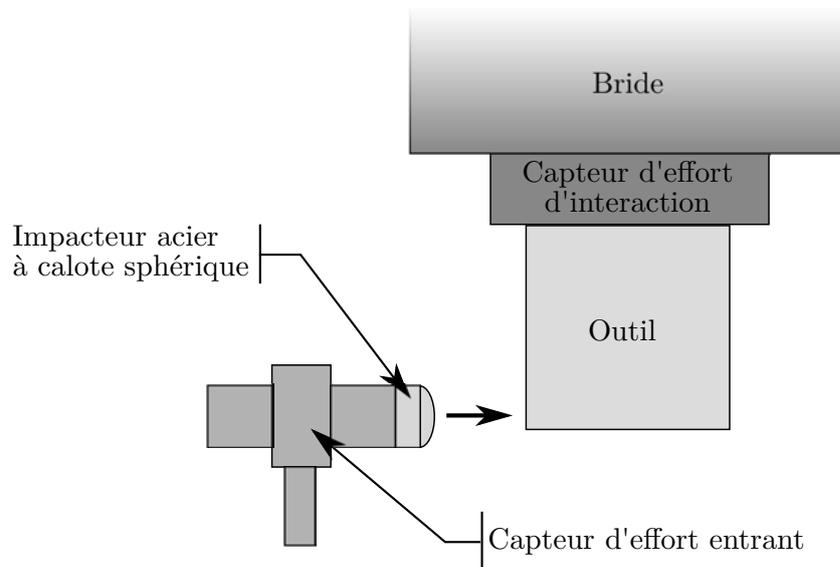


FIGURE 3.5 – Essai d'impact instrumenté sur le dispositif de mesure

La figure 3.6 présente les signaux d'effort entrant mesuré par l'impacteur, l'effort de sortie mesuré par le dispositif de mesure et l'effort de sortie corrigé. L'impact possède une durée de 900  $\mu$ s comparable à celle d'un essai d'interaction à 100 m/s. La forme du signal entrant est exempt de perturbations liées au comportement dynamique du bélier. L'effort brut mesuré par le dispositif expérimental présente des oscillations haute fréquence perturbant la mesure. Ces oscillations ont une fréquence de 7 kHz correspondant à la résonance du dispositif de mesure. Après correction, ces oscillations sont fortement atténuées permettant ainsi au dispositif de mesure de reproduire fidèlement l'effort d'interaction.

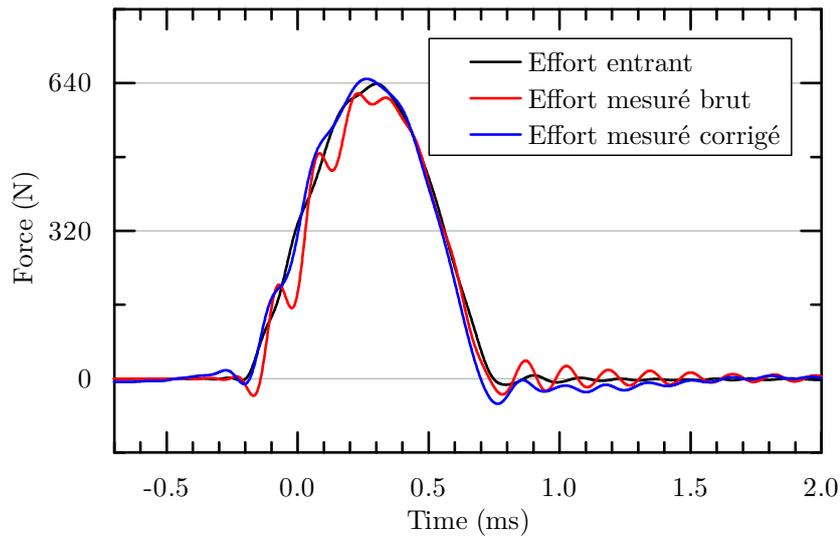


FIGURE 3.6 – Réponse du dispositif de mesure à un impact dans la direction de coupe

### 3.1.5 Conclusion

La méthode de correction appliquée à la mesure des efforts d'interaction dans le cadre de ces travaux permet d'étendre la bande passante du dispositif de mesure sur toute la plage de fréquence analysée lors de l'analyse modale expérimentale. Cette méthode permet de prendre en compte les couplages dynamiques majeures (pour lesquels la cohérence est supérieure à 0.9) existant entre les différents axes de mesure et ainsi réaliser une mesure plus précise de chaque axe de sollicitation. Cette méthode permet également de corriger le déphasage existant entre l'effort entrant et donc d'améliorer la mesure de l'effort instantané.

Après correction, le dispositif de mesure présente une bande passante de 10 kHz suivant les 3 axes de mesure et des couplages entre les voies de mesure nuls aux basses fréquences et réduits aux hautes fréquences. Seuls quelques couplages localisés sur certaines fréquences d'excitation subsistent du fait des incertitudes expérimentales.

## 3.2 Traitement des vidéos

Les premiers essais de visualisation de l'interaction à grande vitesse ont permis de démontrer la faisabilité des mesures de profondeur d'incursion et de tailles de particules. Ces essais ont également montré les limites des outils de visualisation. Le manque de lumière et l'impossibilité d'apporter une puissance d'éclairage supérieure conduit à des vidéos trop sombres pour apporter des informations précises sur l'interaction. Des outils de traitement d'image ont donc été utilisés pour améliorer la qualité des vidéos.

Il a été montré que ces vidéos permettent la mesure de la profondeur d'incursion réelle lors de l'interaction. Toutefois, cette mesure « manuelle », image par image de chaque vidéo s'avère longue et peu précise. Des outils d'analyse basés sur la corrélation d'image ont été développés pour automatiser la mesure de la profondeur d'incursion et son évolution lors de l'essai.

### 3.2.1 Amélioration de l'image

La figure 3.7.a présente une image brute obtenue lors d'une acquisition à 500 000 img/sec. Malgré le gain de la caméra réglé à son maximum (50X) l'image reste sombre. L'utilisation d'un gain important provoque une augmentation du bruit électronique du capteur et l'image présente alors un faible rapport signal/bruit. Pour améliorer la clarté de l'image, il est possible d'augmenter le gain logiciellement (par multiplication de la valeur de chaque pixel) et d'obtenir l'image éclaircie en figure 3.7.b. Cette image, bien que plus claire, est très bruitée rendant impossible tout traitement d'image. Deux filtres sont couramment utilisés dans le domaine du traitement d'image pour atténuer le bruit de mesure : le filtre Gaussien et le filtre médian. Le filtre Gaussien remplace chaque pixel par une moyenne pondérée suivant une distribution gaussienne des pixels situés dans un rayon  $r$  donné. L'utilisation de ce type de filtre sur les images obtenues avec la caméra ne permet pas une diminution sensible du bruit et provoque un lissage excessif de l'image conduisant à une importante perte d'informations (fig. 3.7.c). Le filtre médian, pour sa part, remplace chaque pixel par la médiane des pixels situés dans un rayon  $r$  du pixel traité. Ce type de filtrage n'entraîne pas de lissage excessif de l'image et celle-ci reste détaillée (fig. 3.7.d). L'image obtenue conserve un faible rapport signal/bruit et n'est pas utilisable en l'état.

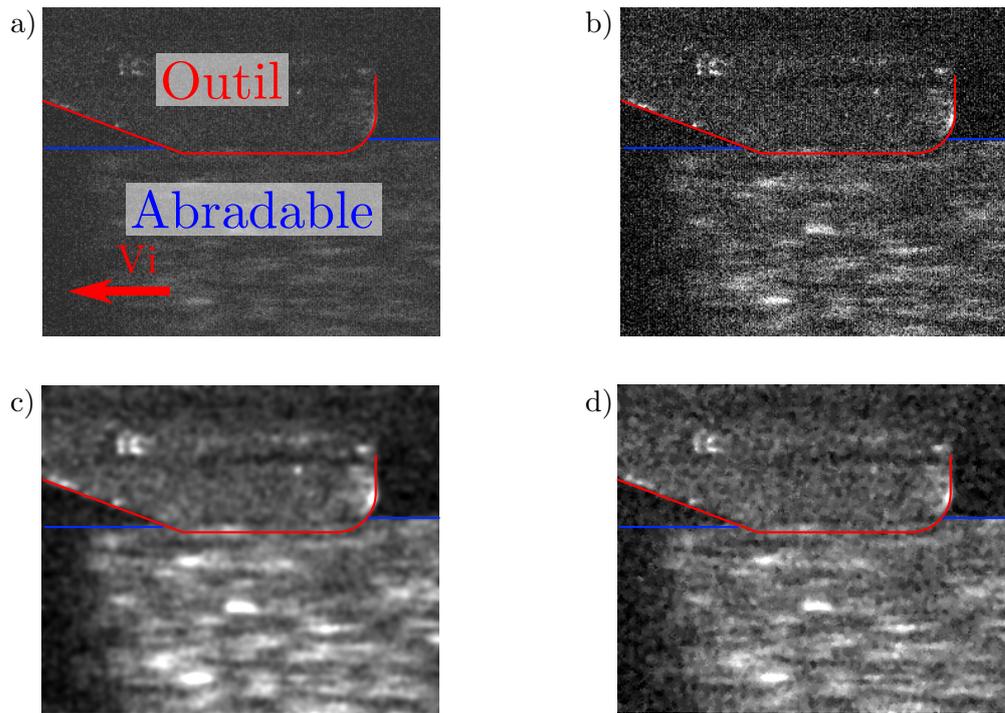


FIGURE 3.7 – Éclaircissement de l'image et filtrage courants  
 a) Image brute b) image éclaircie bruitée c) Image après filtrage Gaussien ( $r=2$ ) d)  
 Image après filtrage médian ( $r=2$ )

Un plugin ImageJ développé par Luisier *et al.* [2010] permettant de supprimer le bruit d'images corrompues par un bruit obéissant à la statistique de Poisson a été utilisé. Ce type de distribution correspond tout particulièrement au bruit de photons apparaissant lorsque le nombre de photons reçus est trop faible durant la période d'intégration du capteur. Après traitement, les images ne perdent que peu de détails et la majorité du bruit a été supprimée (fig. 3.8).

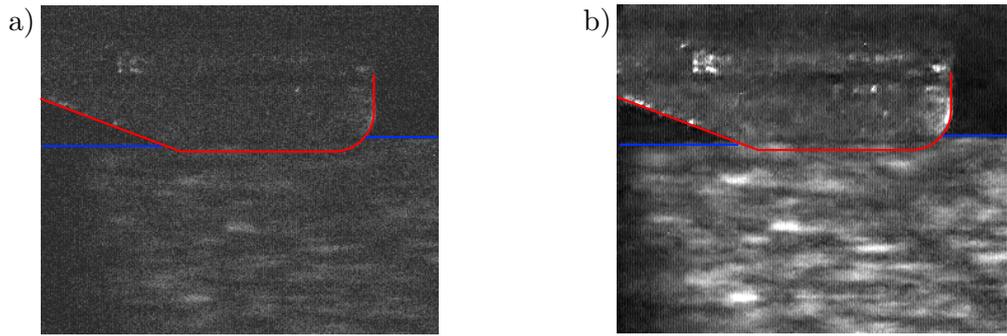


FIGURE 3.8 – Dé-bruitage à l’aide des outils développés par Luisier *et al.* [2010]  
a) image brute b) image dé-bruitée puis éclaircie

Après suppression du bruit, il subsiste une trame verticale due au capteur de la caméra. Pour supprimer celle-ci, un filtrage passe bas est employé (fig. 3.9).

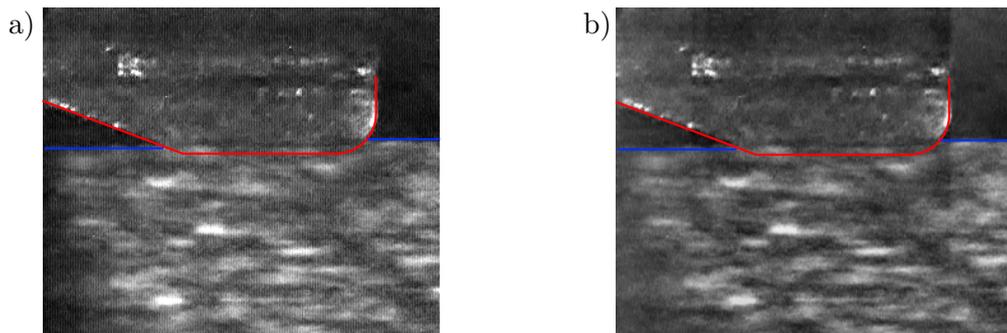


FIGURE 3.9 – Suppression de la trame due au capteur de la caméra  
a) image dé-bruitée b) image dé-bruitée après détramage

Ces traitements ont permis d’améliorer la qualité des vidéos à très grande vitesse réalisées lors des essais de coupe. Après traitement, il est possible d’utiliser des algorithmes de traitement d’image avec une meilleure précision du fait du rapport signal/bruit fortement amélioré.

### 3.2.2 Mesure de la profondeur d’incursion réelle par analyse d’image

Les vidéos réalisées lors des essais préliminaires ont permis de mesurer la profondeur d’incursion réelle sur les vidéos réalisées. Toutefois, cette étape manuelle est longue et peu précise. Un outil d’analyse d’image basé sur la corrélation d’images a alors été développé sur Mathematica pour permettre la mesure de la profondeur d’incursion réelle tout au long de la vidéo (fig.3.10).

Dans un premier temps, un motif de l'outil à sa position initiale (1) est sélectionné. La position de ce motif sera ensuite déterminée image après image par corrélation d'images. La partie de l'image en amont de l'outil est sélectionnée, filtrée à l'aide d'un filtre médian de rayon 2 puis binarisée suivant un seuil déterminé manuellement (2). L'image noir et blanc ainsi obtenue est ensuite analysée par corrélation d'image pour y détecter le passage de l'abradable (en noir) au vide (en blanc) et ainsi déterminer la position de l'abradable avant interaction (3). Il est ainsi possible de déterminer la position de l'outil et de l'abradable en amont image par image et ainsi déterminer la profondeur d'incursion réelle lors de l'essai tout au long de la vidéo.

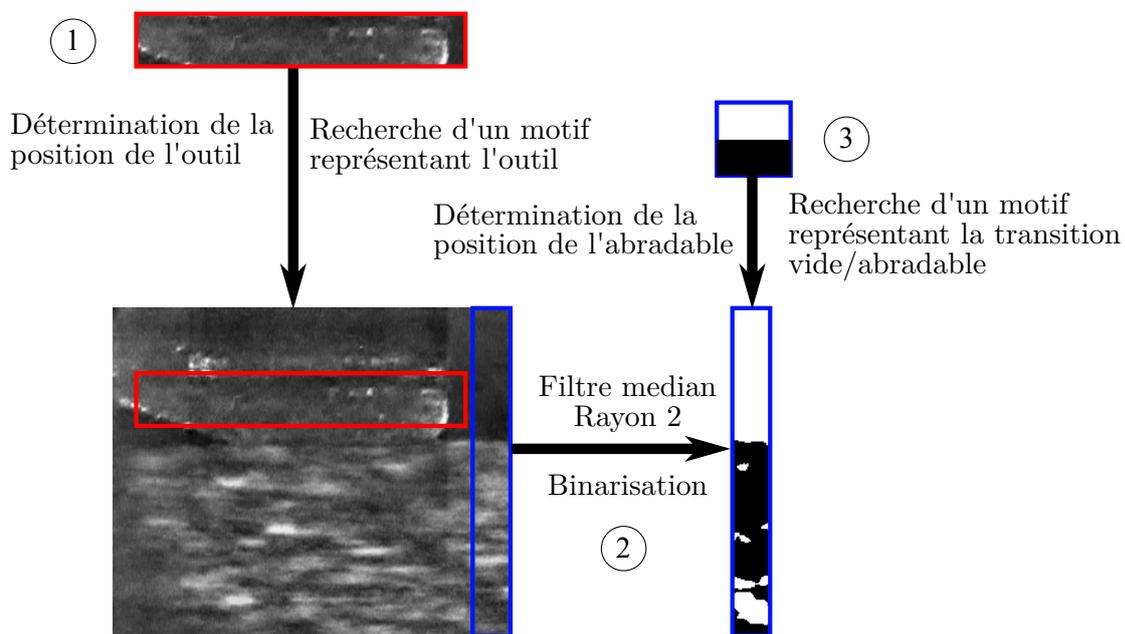


FIGURE 3.10 – Détection de la position de l'outil et de l'abradable

La profondeur d'incursion mesurée sur chacune des 102 images de la vidéo est représentée en figure 3.11. La détection étant précise à 1 pixel près, l'erreur totale maximum est de 2 pixels (détection outil et abradable) soit  $\pm 20 \mu\text{m}$  d'erreur. La mesure de la profondeur d'incursion est alors bruitée et peu lisible. Il est supposé ici, que cette variation de profondeur d'incursion est due à l'établissement du contact et à la compensation des jeux de guidage du projectile. En accord avec cette hypothèse, une approximation quadratique (permettant de reproduire la trajectoire d'un solide subissant une force constante) est alors effectuée sur le nuage de points obtenu par analyse d'image.

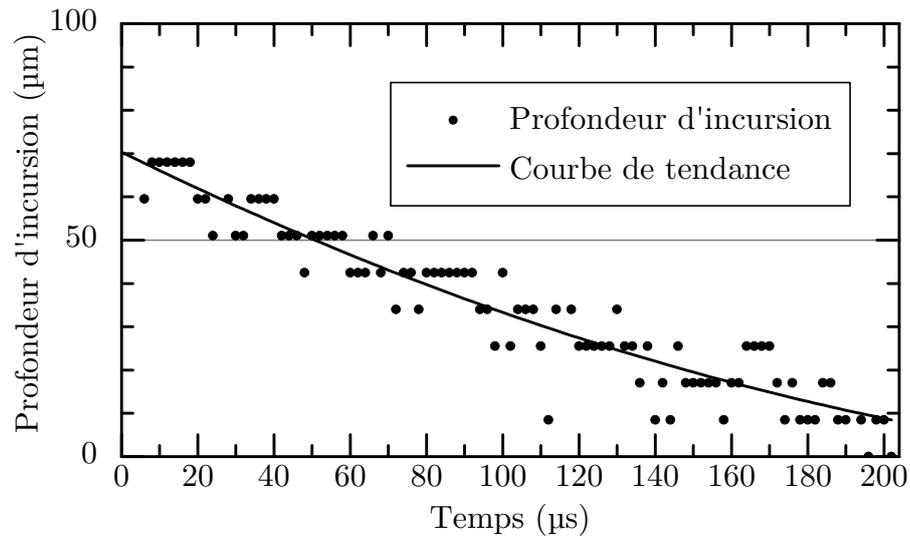


FIGURE 3.11 – Résultats de la mesure de profondeur d'incursion in-situ à partir des vidéos à très grande vitesse

Essai d'interaction à 108 m/s, profondeur d'incursion théorique : 100 µm, vidéo à 500 000 img/sec

Les outils d'analyse d'image développés permettent alors de mesurer une profondeur d'incursion in-situ avec une précision de  $\pm 20 \mu m$  à une fréquence pouvant atteindre 500 kHz (500 000 img/sec). Ces données peuvent alors être comparées aux mesures d'usure réalisées post-mortem sur l'éprouvette.

### 3.3 Mesure de la densification par analyse tomographique

L'un des mécanismes d'endommagement apparaissant sur les matériaux poreux tels que les abrasifs est la densification. La densification des matériaux poreux résulte de la fermeture des pores lors du chargement mécanique du matériau. Pour quantifier ce phénomène des analyses microstructurales sont nécessaires. Celles-ci ont pour but de déterminer le taux de porosité local du matériau et la profondeur affectée.

La mesure des taux de phase des matériaux obtenus par projection thermique est couramment réalisée par microscopie optique ou électronique. La composition des matériaux est alors déterminée par analyse d'image sur les surfaces observées. Pour mesurer la profondeur densifiée, le profil de l'éprouvette est observé et une zone affectée, plus claire du fait du taux de porosité inférieur, est déterminée manuellement. Toutefois, le polissage mécanique des matériaux abrasifs AlSi et AlSi-polyester nécessaire à la microscopie modifie sa microstructure. Son comportement friable, sa structure poreuse et la ductilité de l'aluminium et du polyester peuvent entraîner d'importants biais lors de la mesure des taux de phases :

- arrachement de particules d'abrasif et augmentation de la porosité locale,
- déformation plastique des grains ductiles et augmentation des proportions surfaciques des phases déformées (rebouchage des porosités),
- densification du revêtement sous l'effet des efforts normaux de polissage.

Du fait du polissage nécessaire, il n'est pas possible de réaliser des mesures précises des taux de phase par microscopie. De plus, ce type d'analyse ne se prête pas à une analyse précise de la matière en profondeur. La seule technique expérimentale permettant d'étudier les matériaux en profondeur sans préparation est la microtomographie à rayons X. Elle consiste à reproduire une représentation volumique de l'échantillon étudié à partir d'un ensemble de projections radiographiques sous différents angles de celui-ci sur un capteur plan. Le volume est ensuite reconstruit à l'aide d'algorithmes spécifiques (fig. 3.12). Il est ainsi possible d'obtenir des images représentant des coupes du matériau étudié dans toutes les directions avec un contraste lié à la densité locale du matériau. Le tomographe utilisé dans le cadre de ces travaux permet d'obtenir une résolution minimale de 1  $\mu\text{m}$ . Pour l'étude des matériaux abrasifs, des échantillons de 10x6x2-3 mm et une résolution de 3  $\mu\text{m}$  seront utilisés.

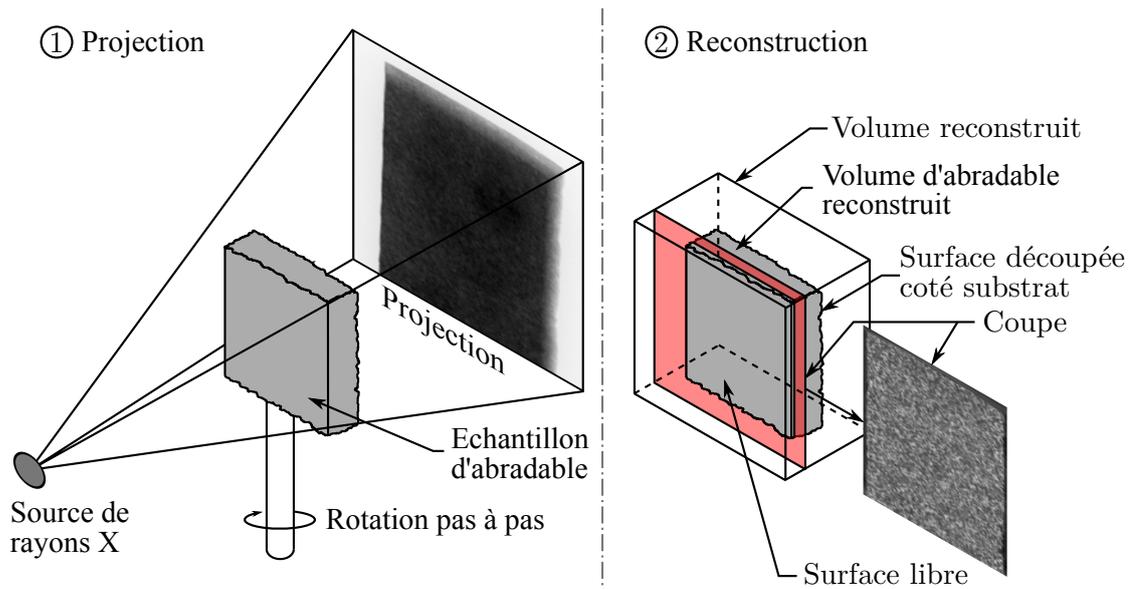


FIGURE 3.12 – Principe de la tomographie à rayons X

Le volume de l'échantillon discrétisé en coupes parallèles à la surface libre du revêtement sont ensuite traitées individuellement par analyse d'image. Il est alors possible de déterminer le taux de porosité en fonction de la profondeur dans le revêtement. Pour cela, une zone d'étude représentant 80 % des dimensions de l'échantillon ( $38 \text{ mm}^2$ ) est sélectionnée puis filtrée à l'aide d'un filtre médian de rayon 2 px. Les porosités sont extraites par seuillage des pixels ayant un niveau de gris inférieur à un seuil déterminé manuellement (fig. 3.13). Le taux de porosité surfacique est ensuite déterminé par comptage des pixels composant les porosités rapporté au nombre de pixels total de la surface étudiée.

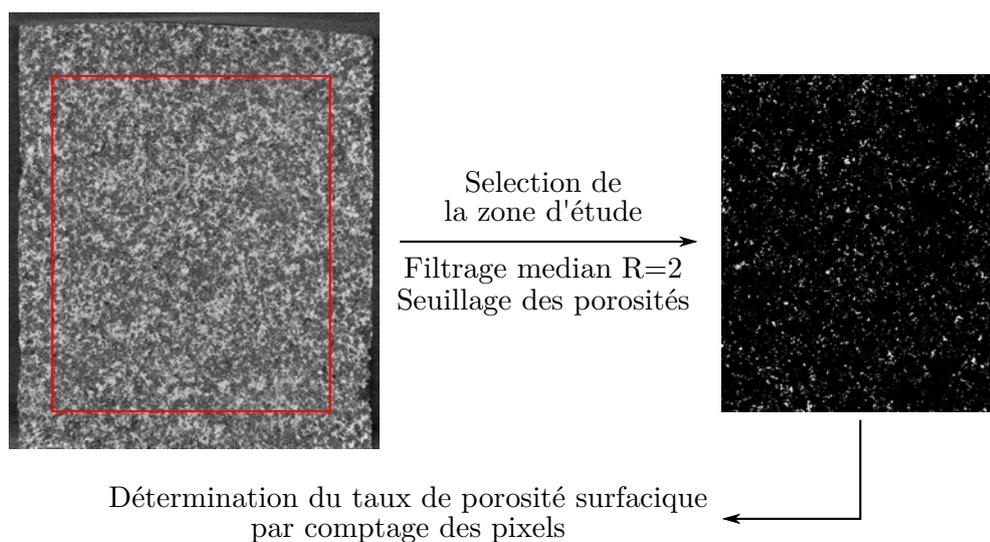


FIGURE 3.13 – Mesure du taux de porosité sur les coupes tomographiques

La figure 3.14 présente l'évolution du taux de porosité d'une éprouvette d'AlSi-polyester brut de projection en fonction de la profondeur dans le revêtement. La profondeur zéro est définie comme étant la première coupe pleinement comprise dans le volume de l'échantillon (sous la rugosité de la surface libre).

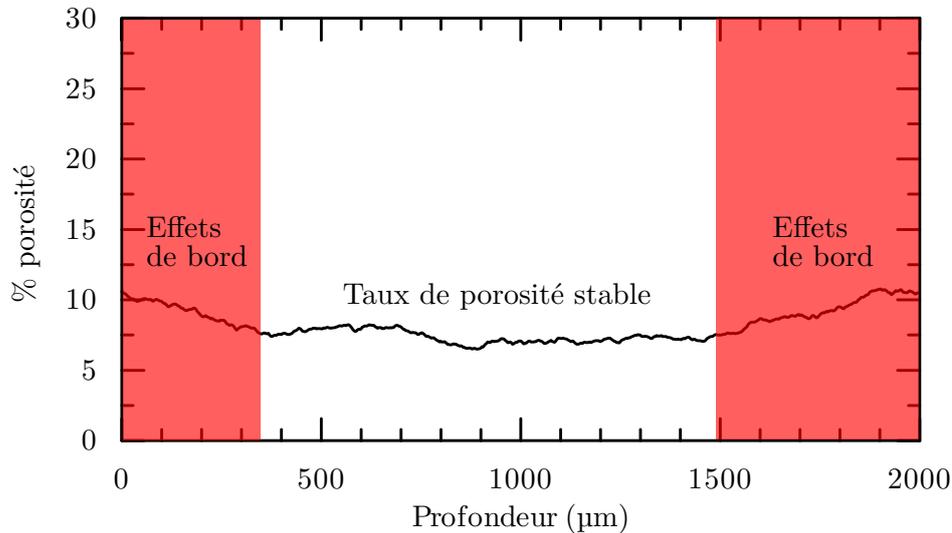


FIGURE 3.14 – Évolution du taux de porosité en fonction de la profondeur

Le taux de porosité moyen est ici de 10%. Celui-ci évolue en début et en fin d'éprouvette. Cette évolution pourrait être due à la découpe et à la projection thermique. Toutefois, l'observation des histogrammes de deux coupes situées en surface et au cœur de la matière (fig. 3.15) met en évidence un décalage des histogrammes. Cette variation est due aux effets de bord liés au mécanisme d'absorption des rayons X dépendant de l'épaisseur traversée et de l'énergie du rayonnement (dureté du faisceau). Le niveau de seuillage des porosités n'est alors plus identique pour chaque image. Lors de l'utilisation d'un seuil constant, la mesure est alors erronée sur les bords du volume reconstruit. Il est possible de corriger ce phénomène en filtrant les rayons X de basse énergie à l'aide d'un filtre métallique ou de corriger numériquement la dureté du faisceau si le niveau d'absorption dans le matériau est connu. Dans le cadre de cette étude, l'absorption du matériau dépend de sa microstructure hétérogène, il n'est donc pas possible d'utiliser les filtres numériques lors de la reconstruction. Le choix s'est ici porté sur la correction *a posteriori* des coupes tomographiques.

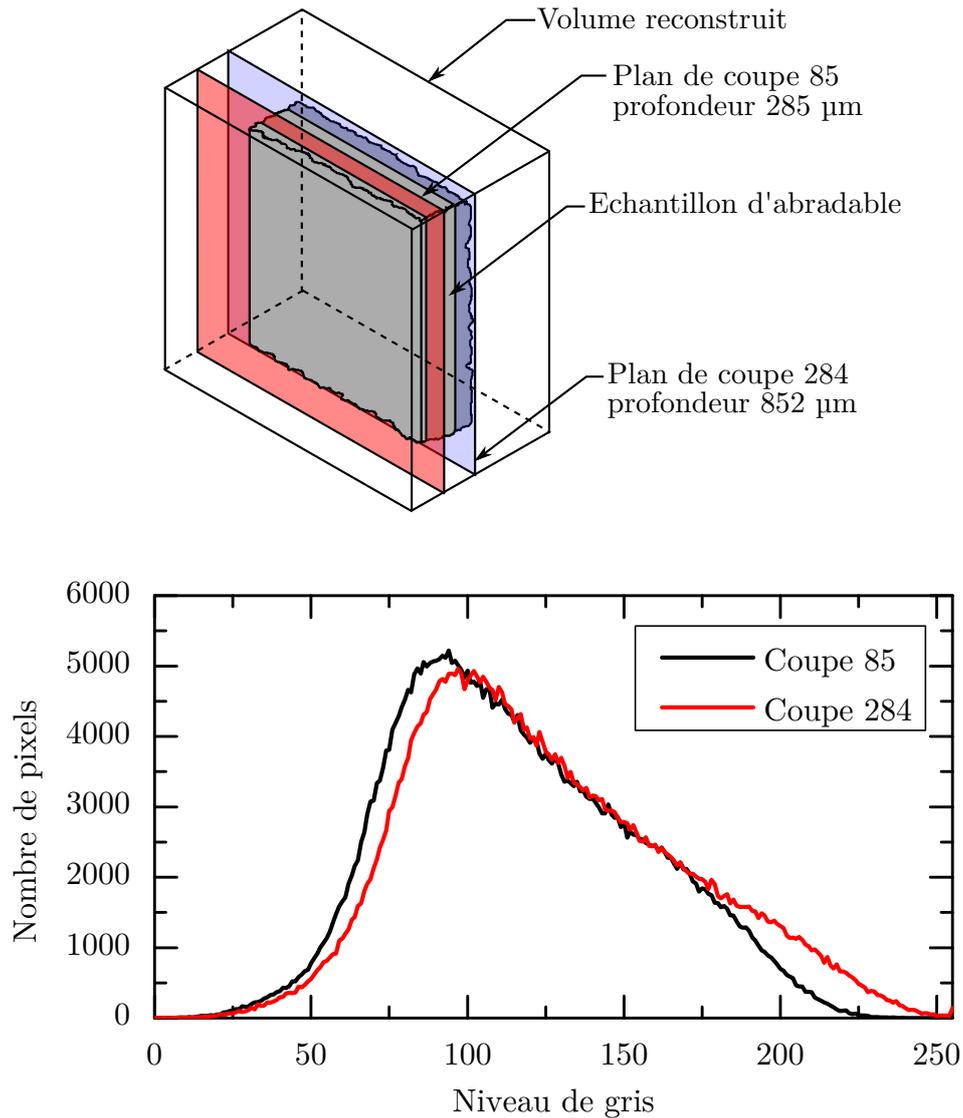


FIGURE 3.15 – Évolution de l’histogramme suivant les coupes de la reconstruction 3D coupe 85 : 255 μm de profondeur, coupe 284 : 852 μm de profondeur

### 3.3.1 Correction des images issues de la tomographie

Mandard [2015] propose de corriger les coupes image par image pour obtenir des histogrammes aux distributions comparables et un niveau de seuillage des porosités constant. Pour cela, les positions des centres des distributions représentant l’aluminium et le polyester sont identifiées. Puis une transformation (homothétie et translation) de l’histogramme est réalisée pour obtenir des distributions centrées sur des niveaux de gris de référence. Toutefois, l’histogramme obtenu sur le tomographe du LML (Laboratoire de Mécanique de Lille) possède des caractéristiques différentes. Contrairement aux histogrammes obtenus au LaBPS, l’histogramme de référence LML (fig. 3.16) possède deux pics distincts facilement identifiables.

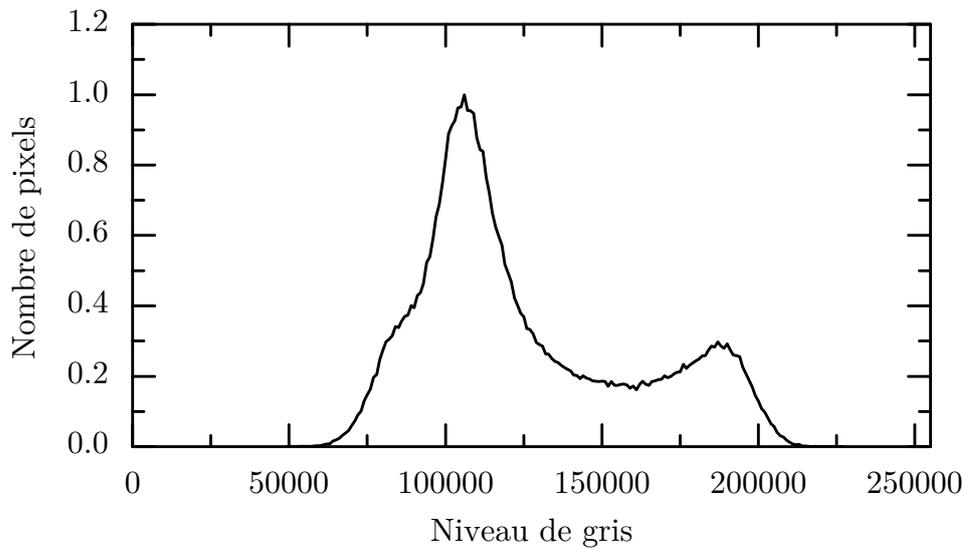


FIGURE 3.16 – Histogramme obtenu sur le tomographe du LML pour le même matériau

Pour déterminer le niveau de gris moyen correspondant aux phases AlSi et polyester, l’histogramme obtenu sur le tomographe du LaBPS est approximé par une somme de deux distributions gaussiennes. Les images sont ensuite transformées pour obtenir des histogrammes aux distributions centrées suivant un niveau de gris de référence. Dans le but d’obtenir des résultats comparables avec ceux du LML, des niveaux de gris de référence pour l’AlSi et le polyester de 106 et 189 (pour un codage sur 8 bits du niveau de gris) respectivement ont été utilisés pour cette étude et celle de Mandard [2015].

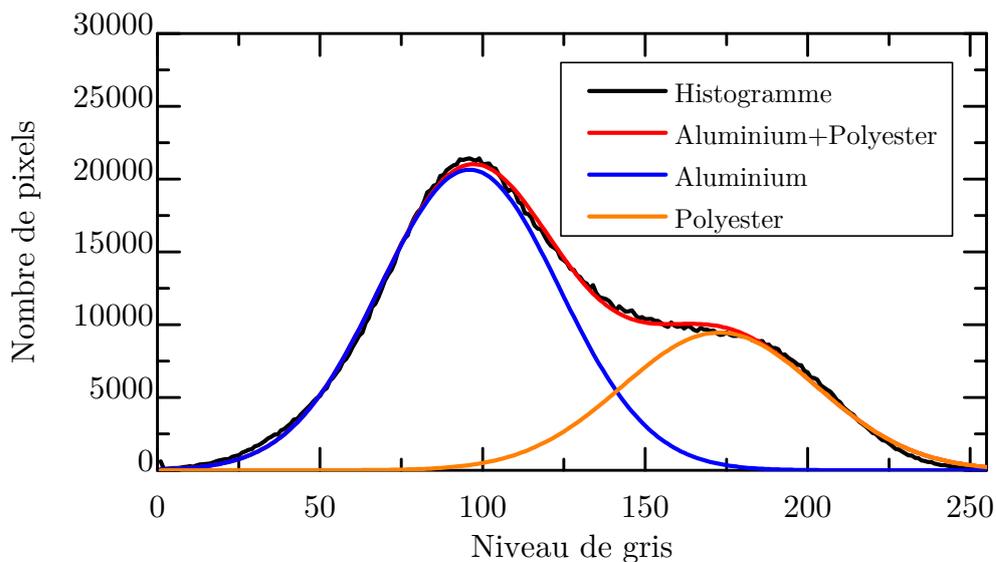


FIGURE 3.17 – Approximation de l’histogramme par courbes gaussiennes avant correction

Le taux de porosité est ensuite déterminé sur chacune des images corrigées par seuillage (seuil fixé manuellement à 80/255). La figure 3.18 présente les résultats obtenus après correction sur l'échantillon d'AlSi-Polyester brut de projection. Les incertitudes liées à l'approximation par distributions gaussiennes provoquent un bruit de mesure du taux de porosité qui est ensuite supprimé par filtrage passe-bas à l'aide d'une moyenne mobile sur 10 points (30  $\mu\text{m}$  d'épaisseur). Le taux de porosité mesuré est stable sur toute la profondeur de l'échantillon. Le taux moyen est ici de 10 %  $\pm$  1,5 % ce qui correspond au taux de porosité déterminé par Mandard [2015]. Ce taux de porosité est très supérieur à celui mesuré par le LERMPS en microscopie optique après polissage. En effet, les images obtenues en microscopie ont mis en évidence un taux de porosité de 1% sur des matériaux projetés dans les mêmes conditions. Ce faible taux de porosité semble ici du à un étalement des phases polyester et AlSi.

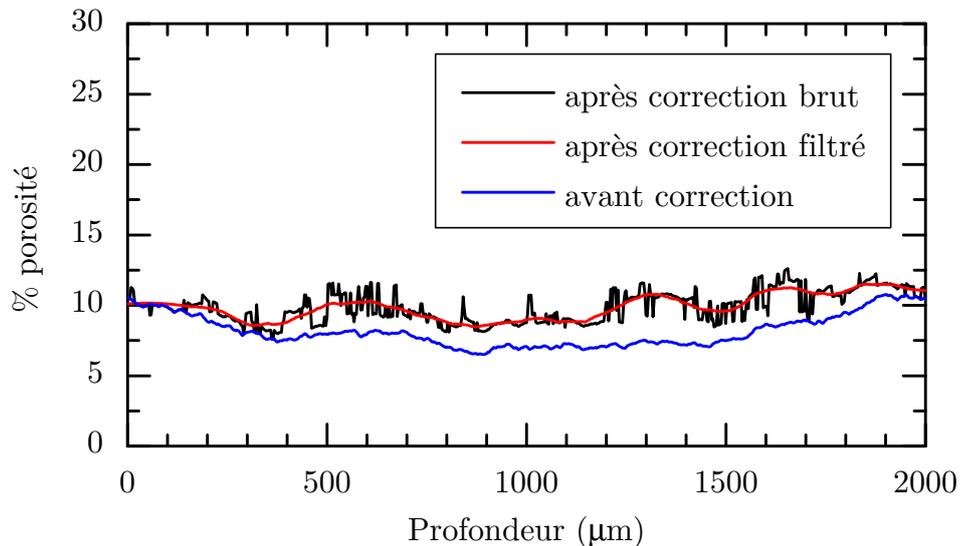


FIGURE 3.18 – Évolution du taux de porosité en fonction de la profondeur après correction individuelle des coupes pour un matériau AlSi-Polyester brut de projection

### 3.3.2 Définition d'une surface élémentaire représentative

Afin de vérifier si le taux de porosité mesuré est représentatif de la surface (coupe) analysée, différents volumes de tailles différentes ont été analysés. Pour cela, la surface des coupes analysées initialement fixée à  $38 \text{ mm}^2$  a été réduite petit à petit afin de déterminer le seuil pour lequel intervient une divergence des mesures et ainsi déterminer une Surface Élémentaire Représentative (SER). Les résultats pour 4 surfaces sélectionnées sur les coupes tomographiques sont représentés en fonction de la profondeur dans l'échantillon sur la figure 3.19.

Les résultats obtenus pour les surfaces de  $38$  et  $30 \text{ mm}^2$  sont similaires dans tout l'épaisseur de l'éprouvette. A partir d'une surface de  $18 \text{ mm}^2$ , des divergences commencent à apparaître. L'analyse de surfaces de  $6 \text{ mm}^2$  fait apparaître une divergence importante de la mesure vis à vis des surface de plus grande dimension. La surface minimale représentative du taux de porosité macroscopique est donc de  $30 \text{ mm}^2$ .

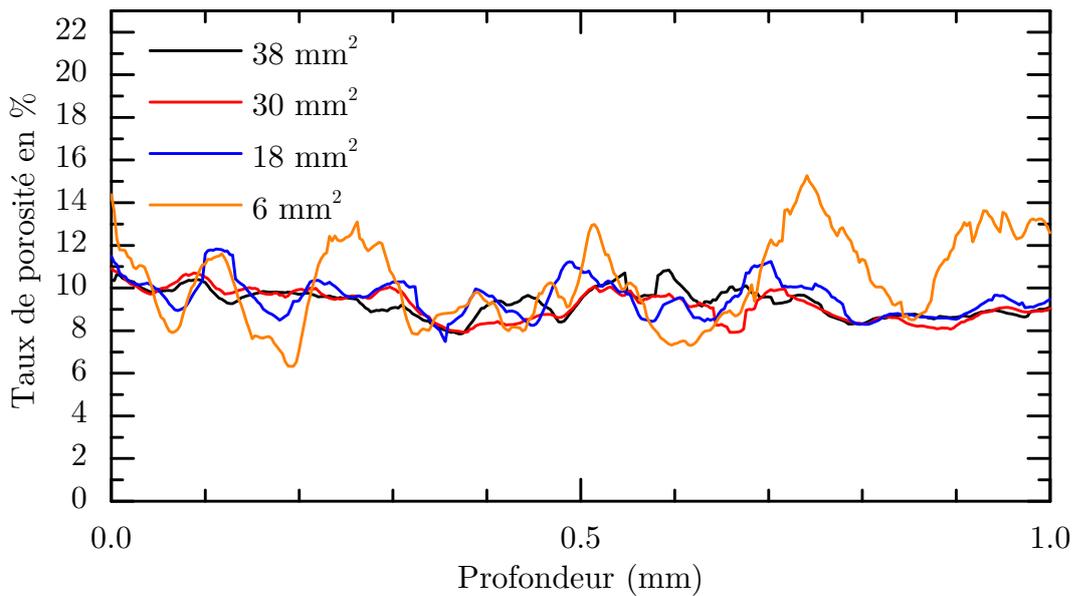


FIGURE 3.19 – Surface Élémentaire Représentative (SER) pour la mesure du taux de porosités

## 3.4 Mise en œuvre des outils développés

Différents outils expérimentaux et de post-traitement ont été développés dans les sections précédentes. Afin de valider ces outils quelques essais de coupe orthogonale sont présentés dans cette section. Dans un premier temps, les signaux d'efforts bruts et corrigés d'un essai d'interaction entre un outil en TA6V et un abrasable AlSi-polyester seront décrits. Puis, les résultats de mesure de profondeur d'incursion in-situ et d'usure de l'éprouvette seront exposés. Enfin, des essais de répétabilité de la mesure seront présentés.

### 3.4.1 Mesure des efforts d'interaction

Lors de cette essai, les trois composantes d'effort ont été mesurées. Étant dans une configuration de coupe orthogonale, seuls des efforts de coupe ( $F_c$ ) et normaux ( $F_n$ ) sont mesurés. Les efforts bruts ainsi observés sont représentés sur la figure 3.20. Le signal d'effort normal mesuré est très stable et présente des oscillations à haute fréquence (27 kHz) *a priori* liées au comportement dynamique de la structure dans la direction normale. Le temps de réponse du dispositif de mesure dans cette direction est très faible (15  $\mu$ s pour atteindre 90% du premier maximum). Un effort normal moyen de 726 N peut être mesuré en calculant une moyenne arithmétique des efforts dans la zone stable du signal. Après interaction, des oscillations libres rapidement amorties de l'effort normal à 27 kHz sont observées et confirment que les perturbations observées lors de l'essai sont dues à un mode de vibration du dispositif de mesure.

L'effort de coupe pour sa part est également très peu perturbé par la dynamique du dispositif de mesure et est donc très stable dans le temps. Le temps de réponse à l'impact dans la direction de coupe est ici légèrement plus élevé (38  $\mu$ s) mais reste faible. Cette différence est ici due à une raideur plus faible du dispositif de mesure dans la direction de coupe (4 fois inférieure à la raideur dans la direction normale). L'amplitude de l'effort de coupe moyen mesuré est ici de 75 N. Après interaction, le signal retrouve un état stable très rapidement. L'amplitude de l'effort normal est ici 9,6 fois plus importante que celle de l'effort de coupe.

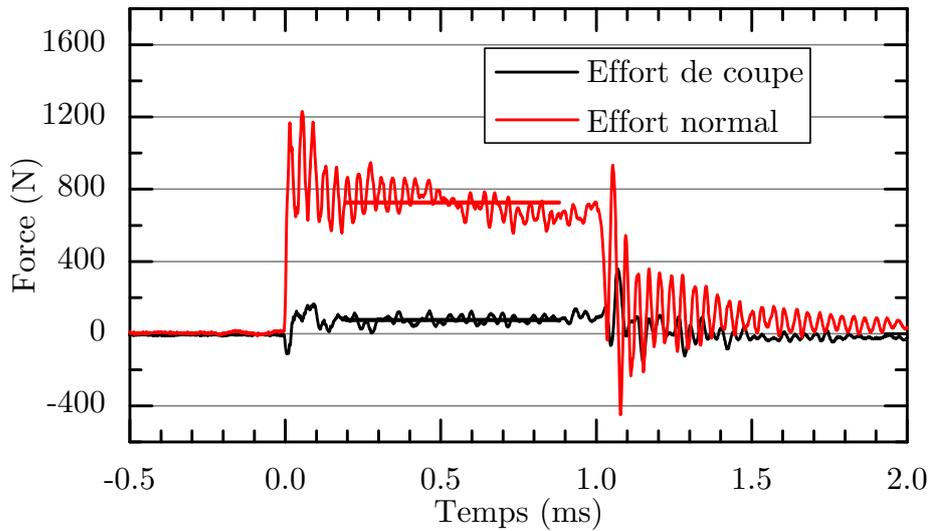
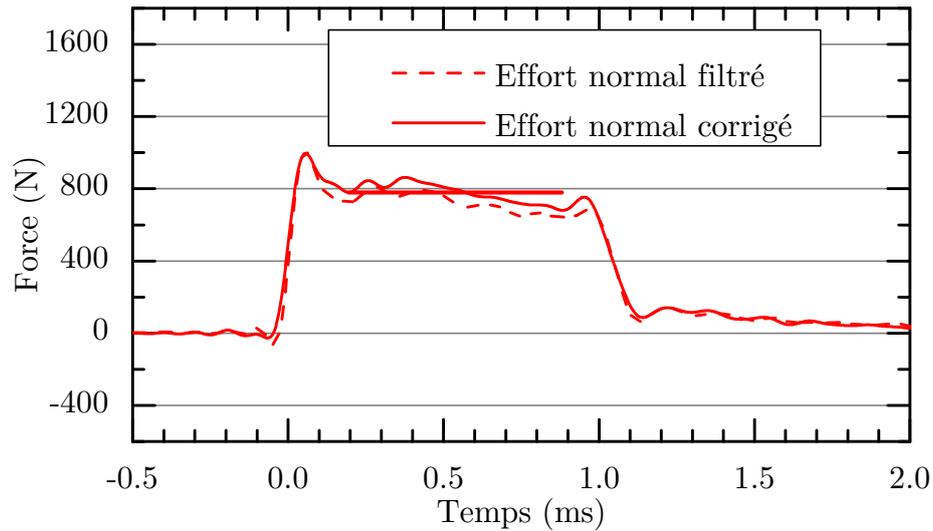


FIGURE 3.20 – Efforts bruts d'interaction  
 $V_i = 108 \text{ m/s}$ ,  $t_{1th} = 100 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $r = 400 \text{ }\mu\text{m}$ , coupe orthogonale

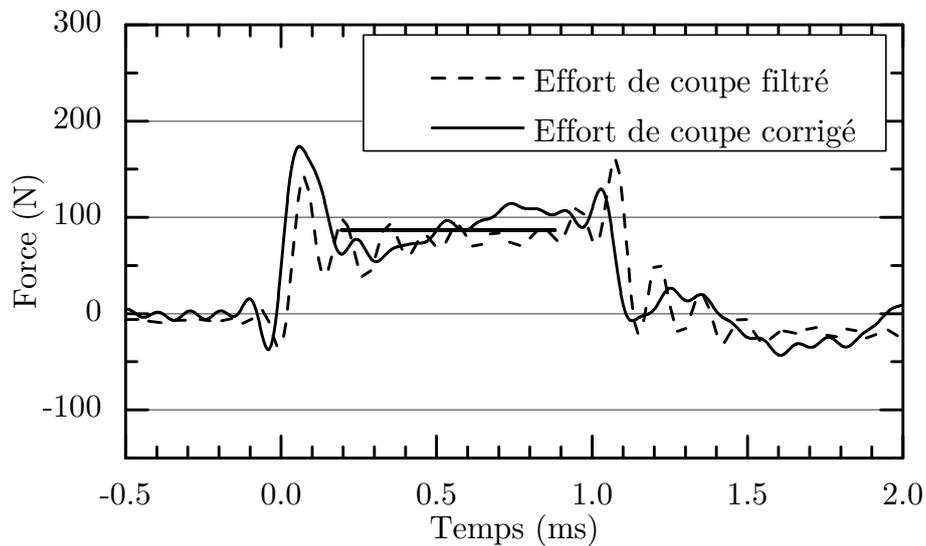
Ces signaux d'efforts ont ensuite été corrigés en employant la méthode développée en 3.1. La figure 3.21 présente les signaux d'efforts obtenus après filtrage passe bas à 10 kHz et ceux obtenus après correction. Dans les deux cas, du fait du filtrage passe bas à 10 kHz inhérent à la correction des signaux, le temps de réponse du dispositif de mesure est augmenté et atteint 90  $\mu\text{s}$ . Toutefois ce temps de réponse reste très faible et n'influence pas la mesure des efforts d'interaction. Les signaux corrigés ne présentent plus d'oscillations importantes dues au comportement dynamique de la structure pendant et après l'interaction. La première partie du signal présente un pic d'effort dû au choc puis une décroissance rapide des efforts qui n'est pas due à des phénomènes de Gibbs. Les efforts sont ensuite suffisamment stables pour déterminer un effort moyen d'interaction. Les efforts moyens mesurés après correction sont de 86 N pour l'effort de coupe et 780 N pour l'effort normal soit une augmentation de 14 % et 7 % respectivement. Cette augmentation est due à la compensation des effets inertiels de la structure et à une mesure précise de la sensibilité du capteur dans son environnement d'utilisation qui diffère des sensibilités constructeur.

La forme des signaux d'efforts normaux filtrés et corrigés est identique. A cette vitesse d'interaction, la méthode de correction n'apporte pas d'information supplémentaire par rapport à un filtrage passe bas. La forme du signal d'effort de coupe est, quand à elle, modifiée pour la méthode de correction. En effet le comportement dynamique du dispositif de mesure dans cette direction perturbe d'avantage les signaux mesurés. Le signal d'effort filtré présente une rapide décroissance des efforts après interaction puis des oscillations autour d'une valeur constante. Après correction, les outils développés permettent

de s'affranchir du comportement dynamique de la structure et de retrouver l'évolution de l'effort durant l'interaction. Dans le cadre de cet essai, l'effort qui semblait initialement constant apparaît, après correction croissant tout au long de l'interaction. Les oscillations qu'un filtrage purement mathématique ne permet pas de supprimer sont ici supprimées par la méthode de correction basée sur la dynamique du dispositif de mesure.



(a) Effort normal



(b) Effort de coupe

FIGURE 3.21 – Efforts filtrés et efforts corrigés  
 $V_i = 108 \text{ m/s}$ ,  $t_{1th} = 100 \mu\text{m}$ ,  $r = 400 \mu\text{m}$ , coupe orthogonale

### 3.4.2 Profondeur d'incursion mesurée in-situ et usure

La vidéo réalisée lors de cet essai a ensuite été traitée suivant la méthode décrite en 3.2. Celle-ci a alors permis de déterminer la variation de profondeur d'incursion en début d'interaction (200 premières  $\mu\text{s}$ ). Cette mesure de profondeur d'incursion in-situ a ensuite été comparée à un profil d'usure mesuré post-mortem sur l'éprouvette à l'aide d'un profilomètre optique. La figure 3.22 reprend les signaux d'effort de coupe filtrés et corrigés et les profils d'usure et de profondeur d'incursion mesurés. Lors des 200  $\mu\text{s}$  de la vidéo, la profondeur d'incursion diminue très rapidement. Le profil d'usure mesuré post-mortem présente la même tendance. Lors de la première phase d'interaction, les efforts présentent également une rapide décroissance sur environ 200  $\mu\text{s}$ . Ceci semble dû à l'établissement du contact et la compensation des jeux de guidage du projectile. En effet, le jeu du projectile dans le tube a été mesuré à 70  $\mu\text{m}$  ce qui correspond à l'ordre de grandeur des variations de profondeur d'incursion constatées durant les essais. L'effort normal initial variant de 1000 à 800 N durant cette phase transitoire correspond à l'effort nécessaire pour déplacer le projectile pesant 300 g de 70  $\mu\text{m}$  en environ 200  $\mu\text{s}$ . Ces variations constatées en début d'essai sont donc cohérentes avec une compensation des jeux de guidages sous l'effet des efforts normaux.

De plus, les profils d'usure post-mortem et l'amplitude de l'effort de coupe semblent directement liés. Le profil d'usure mesuré sur l'éprouvette et la profondeur d'incursion mesurée sur la vidéo ne sont pas confondus. En effet, il a été montré que la mesure de la profondeur d'incursion in-situ est mesurée avec une erreur de  $\pm 2px$  soit  $\pm 20 \mu\text{m}$ . Les deux mesures sont alors tout à fait cohérentes.

La mesure du profil d'usure a également mis en évidence une usure croissante durant l'essai. Cette augmentation de l'usure peut être directement corrélée au signal d'effort de coupe corrigé croissant contrairement à l'effort filtré. La méthode de correction, basée sur le comportement réel du dispositif de mesure, permet alors de déterminer l'évolution temporelle durant l'essai contrairement à un filtrage passe-bas purement mathématique.

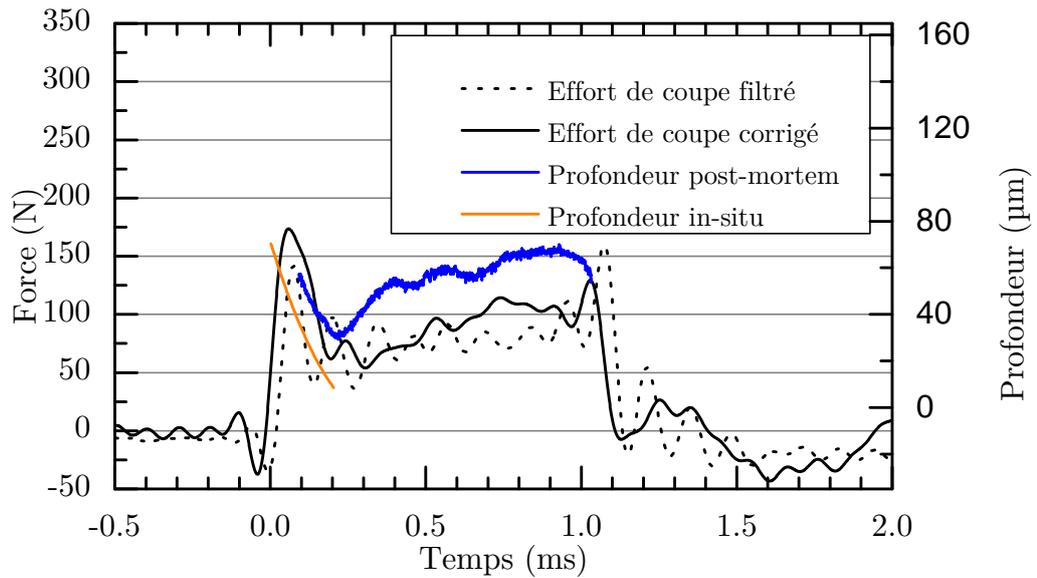


FIGURE 3.22 – Efforts d’interaction corrigé, usure, et profondeur d’incursion in-situ  
 $V_i = 108 \text{ m/s}$ ,  $t_{1th} = 100 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $r = 400\mu\text{m}$ , coupe orthogonale

### 3.4.3 Cas d’une interaction à 200 m/s

Les outils de correction ont permis d’apporter des informations supplémentaires sur l’évolution des efforts en cours d’interaction pour un essai d’interaction à 100 m/s. Les résultats obtenus pour un essai à 210 m/s réalisé dans une configuration similaire sont présentés en figure 3.23. Le signal d’effort normal brut présente des oscillations semblables à celles rencontrées à 100 m/s avec une fréquence de 27 kHz. L’effort de coupe est également perturbé par la dynamique du dispositif de mesure, cependant, aucune fréquence caractéristique n’apparaît sur le signal.

Après correction, les hautes fréquences ( $> 10 \text{ kHz}$ ) sont supprimées par filtrage passe bas. Le contenu fréquentiel entre 0 et 10 kHz est corrigé par les outils de correction développés. Les signaux d’efforts se découpent alors en 3 phases :

- une phase transitoire d’une durée de 200  $\mu\text{s}$  correspondant à l’établissement du contact (1)
- une phase quasi-stationnaire durant laquelle les efforts et l’usure évoluent peu (2)
- une augmentation de l’effort de coupe liée au choc avec le bouchon sur le projectile (3)

Après correction, la majorité des oscillations sur les signaux d’effort sont supprimées. Les figures 3.23.c et 3.23.d présentent l’apport de la méthode de correction vis à vis d’un filtrage passe bas à 10 kHz. Les différences observées sur l’effort normal restent faibles tout comme pour l’essai à 100 m/s. La sensibilité du dispositif de mesure dans la direction

normale étant quasi-constante sur la plage de fréquence étudiée, il est normal de ne pas modifier de façon significative l'allure du signal lors de la correction dynamique.

L'effort de coupe, plus perturbé par la dynamique du dispositif de mesure dans la plage de fréquence étudiée (0-10 kHz), est d'avantage affecté par la méthode de correction. Les oscillations sont réduites et le déphasage avec les efforts normaux induit par la dynamique du dispositif est atténué. En début d'interaction l'effort filtré oscille à environ 6 kHz ce qui correspond au premier mode de résonance du dispositif de mesure dans cette direction. Après correction, ces oscillations parasites sont supprimées. Le profil d'usure mesuré post-mortem révèle une évolution de l'usure corrélée à celle de l'effort de coupe corrigé. La méthode de correction permet alors de retrouver l'évolution de l'effort durant l'interaction contrairement à un filtrage passe-bas.

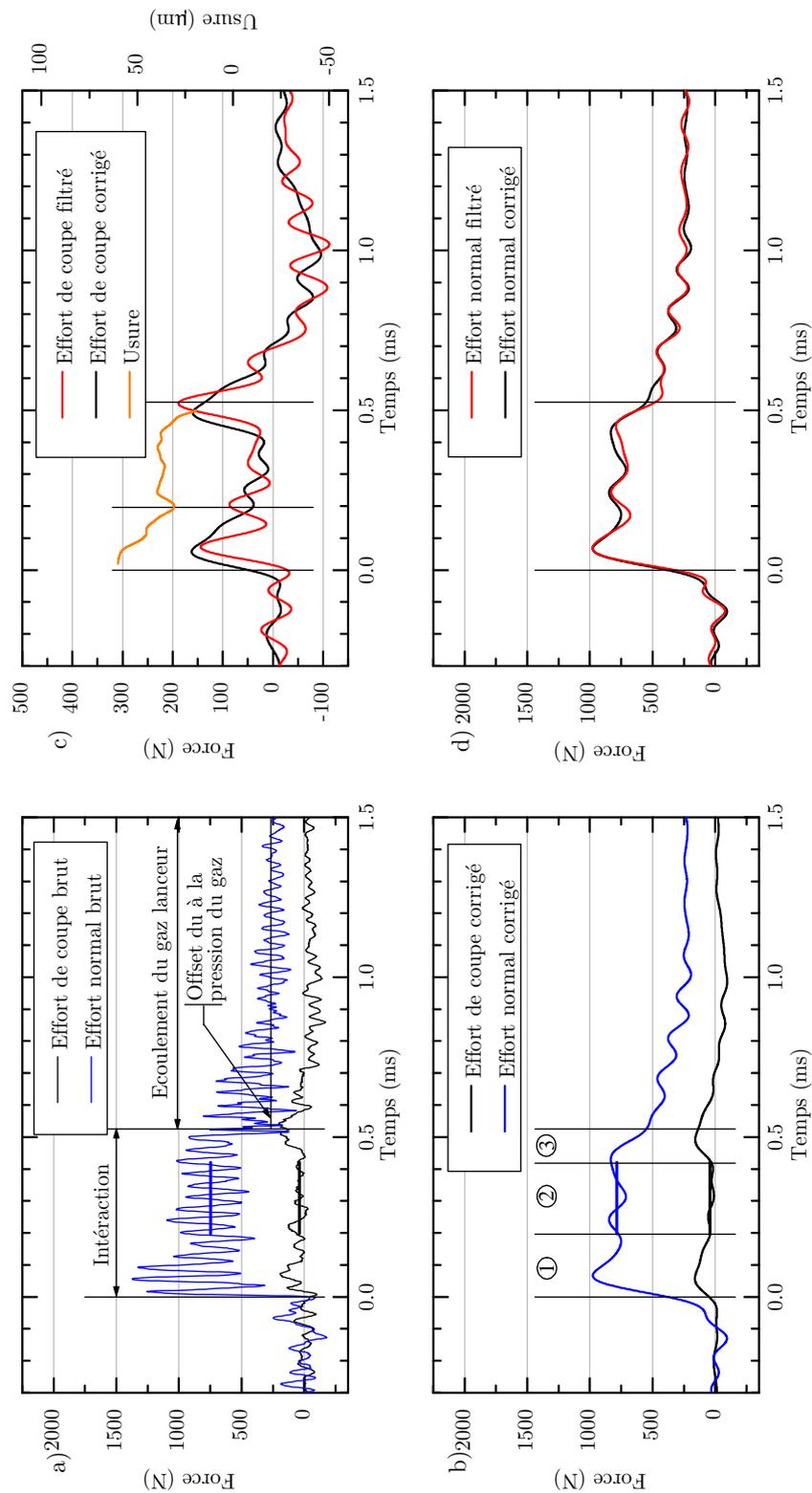


FIGURE 3.23 – Signaux d’effort et d’usure mesurés pour un essai d’interaction à 210 m/s  
 $V_i = 210 \text{ m/s}$ ,  $t_{1th} = 100 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $r = 400\mu\text{m}$ , coupe orthogonale

- a) efforts bruts, b) efforts corrigés
- c) effort de coupe filtré (passe bas 10kHz) et corrigé et usure post-mortem
- d) effort normal filtré (passe bas 10kHz) et corrigé

### 3.4.4 Répétabilité des mesures

Afin de déterminer la qualité de la préparation des essais et de la mesure, il est important de mesurer la répétabilité des essais et la fidélité des mesures. D'une part, les erreurs de mesure peuvent être dues à la préparation de l'éprouvette, au montage de l'outil, aux tolérances géométriques du dispositif de mesure et du système de guidage. D'autre part, des erreurs inhérentes à la mesure d'effort en elle-même sont inévitables. Enfin, des erreurs intrinsèques aux variations microstructurales d'une éprouvette à l'autre peuvent apparaître. Il est alors indispensable de déterminer l'erreur de répétabilité totale entre deux essais dans des conditions d'essai et de préparation identiques. La complexité des essais et la quantité limitée d'éprouvettes n'a pas permis de mener une étude statistique complète de la répétabilité des mesures. Le choix a donc été de réaliser trois séries de deux essais dans les mêmes conditions pour 3 vitesses de référence (100, 200 et 270 m/s) pour quantifier la fidélité des mesures.

La figure 3.24, présente les résultats d'efforts après correction dynamique obtenus lors de ces essais. Les essais réalisés à 100 m/s (fig. 3.24.a) montrent une excellente répétabilité. Les signaux d'efforts normaux et de coupe possèdent une allure similaire. Les efforts de coupe sont quasiment superposés sur l'ensemble de l'interaction et les efforts moyens mesurés sont très proches (erreur de répétabilité totale de 5 %). Les efforts normaux moyens mesurés sont également similaires. Toutefois, l'erreur de répétabilité sur l'effort normal moyen atteint ici 22 % pour ces deux essais.

A 200 m/s (fig. 3.24.b), les mesures sont également très répétables tout autant en terme de forme des signaux que de valeurs mesurées avec une erreur de répétabilité de 6 et 11 % pour les efforts de coupe et normaux respectivement. Enfin, pour les essais à 270 m/s (fig. 3.24.c), la forme des signaux d'efforts diffère légèrement. Les erreurs de fidélité relevées entre ces deux essais sont de 2 % pour les efforts de coupe et de 4 % pour les efforts normaux.

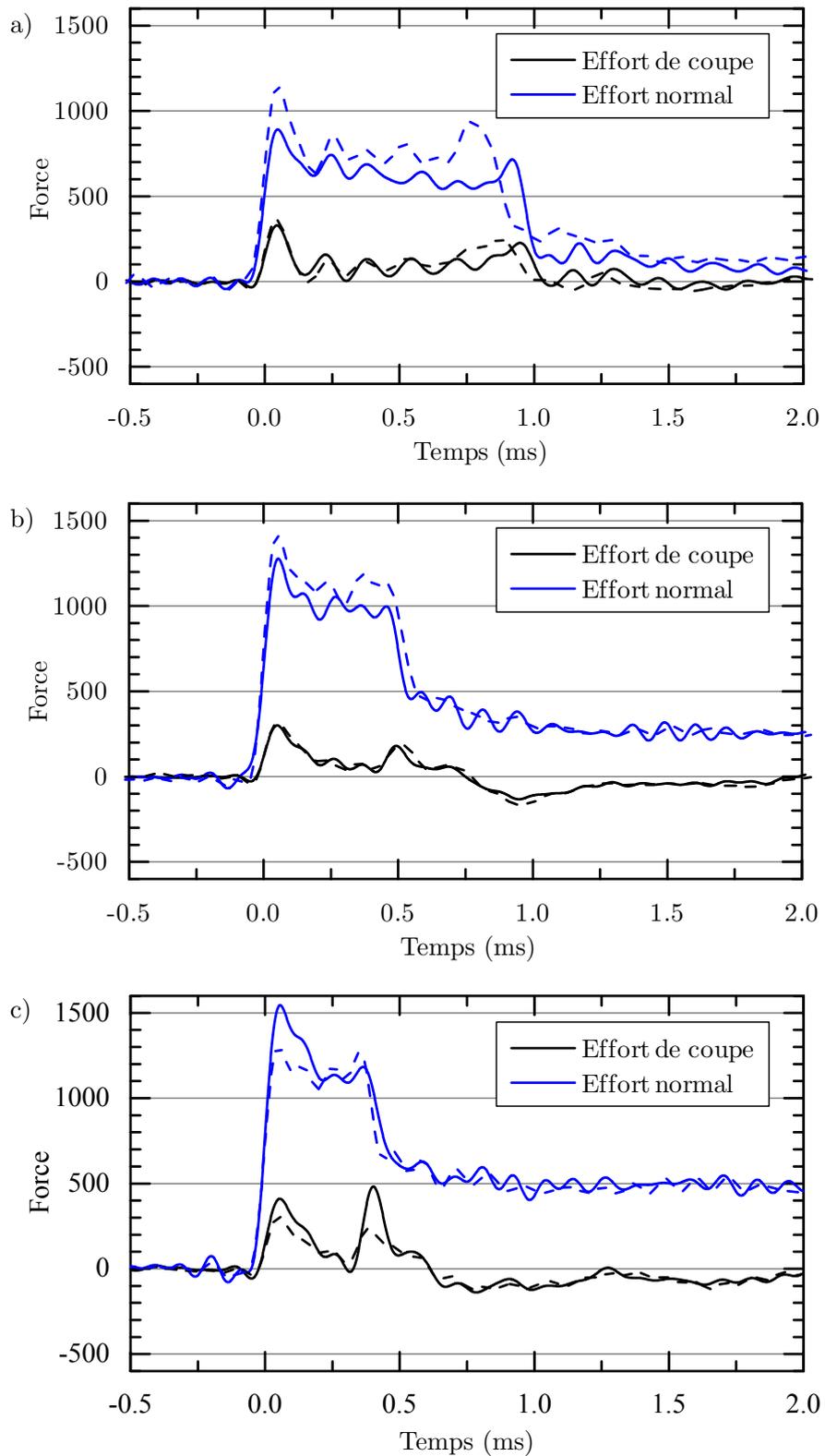


FIGURE 3.24 – Répétabilité des mesures : abrasable AlSi-Polyester,  $t_{1th} = 100\mu m$   
a) 100 m/s b) 200 m/s c) 270 m/s  
trait continu : premier essai, trait interrompu : second essai

### 3.4.5 Conclusion

La méthode de correction développée dans le cadre de ces travaux permet d'améliorer significativement la qualité des signaux d'efforts en corrigeant les effets dynamiques et les couplages entre les différents axes de mesure. Ces outils permettent de réaliser des essais répétables avec des erreurs inférieures à 6% sur la mesure de l'effort de coupe et à 22 % sur l'effort normal pour toute la gamme de vitesses étudiées. Ces erreurs cumulent les incertitudes sur le matériau et sur la géométrie des éprouvettes et les erreurs relatives à la mesure des efforts en elle même. Les outils expérimentaux développés satisfont donc pleinement les exigences de l'étude.

Les outils d'analyse d'image développés permettent de mesurer la profondeur d'incursion in-situ sur les vidéos à grande vitesse réalisées lors des essais avec une fréquence de 500 kHz et une précision de  $\pm 20 \mu\text{m}$ . Appliquée à un essai, cette mesure permet de comparer la profondeur d'incursion mesurée lors de l'essai à l'usure du revêtement mesurée post-mortem et en déduire une possible sur ou sous-consommation du revêtement.

Enfin, l'analyse tomographique du revêtement abrasable associé aux outils d'analyse d'image permet une mesure précise du taux de porosité dans le revêtement en s'affranchissant de tous biais de mesure lié à la préparation des éprouvettes. Ces outils permettront alors d'identifier les endommagements en profondeur dans le revêtement et de quantifier la densification du matériau.

## Bibliographie

- M. CUNY, S. PHILIPPON, P. CHEVRIER et F. GARCIN : Experimental measurement of dynamic forces generated during short-duration contacts : Application to blade-casing interactions in aircraft engines. *Experimental Mechanics*, 54:101 – 114, August 2013. doi: 10.1007/s11340-013-9780-z.
- N FOIS, M WATSON, J STRINGER et MB MARSHALL : An investigation of the relationship between wear and contact force for abradable materials. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J : Journal of Engineering Tribology*, 2014. doi: 10.1177/1350650114545139.
- F. GIRARDIN, D. REMOND et J.F. RIGAL : High frequency correction of dynamometer for cutting force observation in milling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 132(3), 04 2010. doi: 10.1115/1.4001538.
- F. LUISIER, C. VONESCH, T. BLU et M. UNSER : Fast interscale wavelet denoising of poisson-corrupted images. *Signal Processing*, 90:415 – 427, 2010. ISSN 0165-1684. doi: 10.1016/j.sigpro.2009.07.009.
- R. MANDARD : *Dynamique de contact aube - revêtement abradable : identification expérimentale de la force et des mécanismes d'interaction*. Thèse de doctorat, 2015.
- R. MANDARD, J.F. WITZ, X. BOIDIN, J. FABIS, Y. DESPLANQUES et J. MERIAUX : Interacting force estimation during blade/seal rubs. *Tribology International*, 82(0):504–513, 2015. doi: 10.1016/j.triboint.2014.01.026.
- L.R. Castro MARTINEZ, P. VIEVILLE et P. LIPINSKI : Correction of dynamic effects on force measurements made with piezoelectric dynamometers. *International Journal of Machine Tools Manufacture*, 46:1707 – 1715, 2006. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2005.12.006.



# Chapitre 4

## Essais d'interaction : efforts et mécanismes d'endommagement

### Sommaire

---

4.1	Éprouvettes et campagne d'essais . . . . .	<b>116</b>
4.2	Efforts d'interaction, incursion et usure mesurée . . . . .	<b>128</b>
4.3	Analyse des mécanismes d'interaction . . . . .	<b>154</b>
4.4	Conclusion : mécanismes d'endommagement et efforts . . . . .	<b>168</b>
	Bibliographie . . . . .	<b>171</b>

---

Suite au développement des outils expérimentaux et d'analyse décrits dans les chapitres 2 et 3, une campagne d'essais d'interaction TA6V-abradable à très grande vitesse a été réalisée. Ce chapitre a pour but de décrire les résultats expérimentaux en terme d'efforts et d'usure et les mécanismes d'endommagement mis en évidence durant cette étude en fonction des paramètres d'interaction et du matériau testé. Dans un premier temps, la méthodologie de préparation des éprouvettes, les matériaux abrasables sélectionnés et leur composition seront présentés. Les configurations d'essai retenues et les analyses réalisées durant cette campagne seront ensuite décrites. Dans un second temps, les résultats obtenus en terme d'efforts et d'usure seront présentés par matériau et par configuration. Pour chacune des configurations d'essais, une analyse comparative des efforts et de l'usure pour les différents matériaux testés sera présentée. La troisième partie de ce chapitre décrit les mécanismes d'endommagement mis en évidence et les scénarios associés. A partir de ces constatations, des cartographies des surfaces générées associées aux différents mécanismes ont été réalisées. Enfin, le lien entre l'évolution des efforts et les mécanismes d'interaction sera présenté.

## 4.1 Éprouvettes et campagne d'essais

### 4.1.1 Protocole de préparation des éprouvettes

Pour les besoins de ces essais, des projectiles en AU4G partiellement cylindriques sont utilisés (fig. 4.1a). Ces projectiles sont munis d'une rainure de 6 mm de largeur dans laquelle vient s'insérer une éprouvette du matériau testé. Des éprouvettes composées d'un substrat métallique de 110x18x6 mm revêtu de 3 mm d'abrasable doivent donc être réalisées (fig. 4.1b).

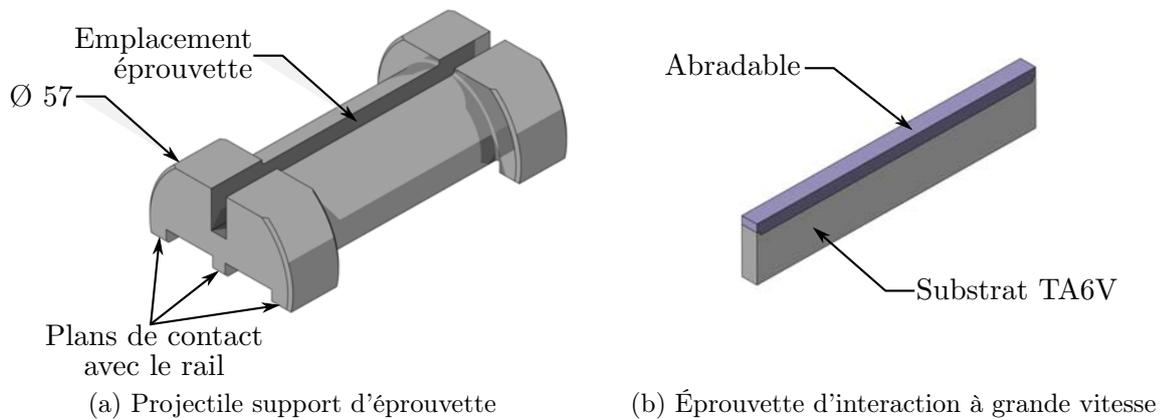


FIGURE 4.1

Les matériaux abrasables étudiés dans le cadre de ces travaux sont obtenus par projection thermique (procédé APS) sur des substrats TA6V. Les effets de bord lors de la projection ne permettent pas le traitement de surfaces trop étroites (largeur 6 mm pour cette étude). Des revêtements d'une épaisseur de 3 mm ont donc été projetés au LERMPS sur des plaques de plus grandes dimensions (125x200x18 mm ou 250x200x18 mm) en TA6V. Le choix du substrat TA6V a été retenu afin de garantir des conditions de projection proches de celles rencontrées sur les carters de compresseurs en TA6V. Des éprouvettes de 110x6x21 mm (Lxlxh) sont ensuite prélevées par découpe au jet d'eau après suppression d'une bande de 7 mm autour de la plaque pour s'affranchir des effets de bord dus à la projection (fig. 4.2).

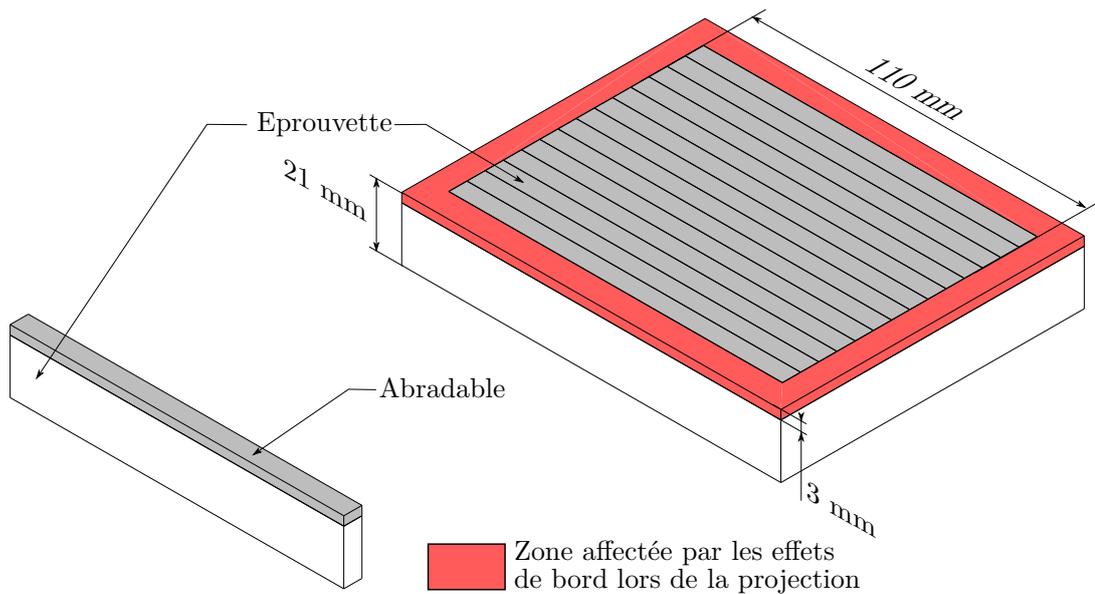


FIGURE 4.2 – Schéma de découpe des éprouvettes

Les éprouvettes ainsi prélevées sont alors collées sur le projectile à l'aide d'une colle époxy (Henkel Hysol 9394). L'éprouvette est ensuite usinée par fraisage à commande numérique à l'aide d'un montage spécifique reprenant le guidage du projectile dans le dispositif de mesure. Cette opération permet la mise en conformité de la géométrie de l'ensemble éprouvette-projectile (parallélisme entre le plan de guidage du projectile et la surface d'abrasif) avec une précision de 1/100ème de millimètre. Les éprouvettes sont ensuite contrôlées individuellement à l'aide d'un comparateur numérique (Mitutoyo Digimatic Absolute, précision  $\pm 0,003$  mm) muni d'une roulette permettant de ne pas endommager la surface lors de la mesure par contact (fig. 4.3b). Un bouchon en PTFE est ensuite collé à l'aide d'adhésif double face à l'arrière du projectile pour supprimer les perturbations dues au gaz sur les vidéos à grande vitesse (fig. 4.3a).

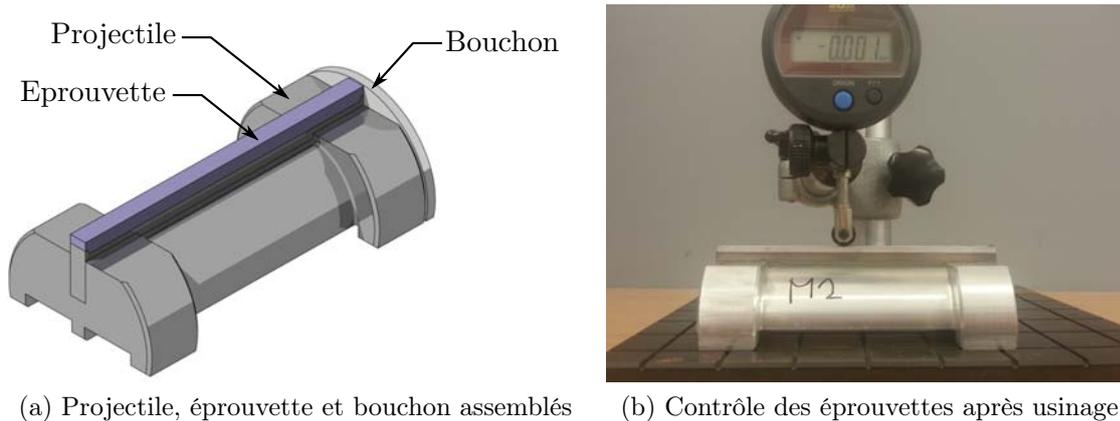


FIGURE 4.3

#### 4.1.2 Matériaux testés

Comme indiqué en paragraphe 1.3, 4 matériaux différents seront étudiés dans le cadre de ces travaux. Le tableau 4.1 reprend les données fournies par le LERMPS pour les différents abrasables projetés. Les revêtements AlSi-polyester ont été projetés sur deux plaques de 125x200 mm pour chaque microstructure. Pour sa part, le revêtement AlSi a été projeté sur une unique plaque de 250x200 mm. Les éprouvettes sont ensuite repérées à l'aide d'une référence de la forme MmP-XX avec Mm la référence du matériau, P la référence de la plaque et XX le numéro d'éprouvette (exemple : M32-01, Matériau M3, plaque numéro 2, éprouvette n° 01).

Matériau	Référence MEDEA	Référence LaBPS	Taux de phase			Dureté HR15Y
			AlSi	Polyester	Porosités	
AlSi-6%	Turbomeca	M2		N/A		
AlSi-Polyester	Snecma	M3	40.7 %	58.2 %	1.0 %	62
AlSi-Polyester	Réf. 47	M4	43.8 %	55.9 %	0.3 %	66
AlSi-Polyester	Réf. 23	M5	34.1 %	65.6 %	0.3 %	54

Référence LaBPS	Nombre de plaques réalisées	Référence plaque(s)	Dimension plaque(s)
M2	1	N/A	250x200 mm
M3	2	1 et 2	125x200 mm
M4	2	3 et 4	125x200 mm
M5	2	5 et 6	125x200 mm

Tableau 4.1 – Matériaux abrasables testés durant ces travaux  
Données fournies par le LERMPS

Lors de la projection, des échantillons de revêtements sont également réalisés. Ils ont été utilisés par le LERMPS pour réaliser des essais de dureté suivant la norme HR15Y (suivant norme ASTM E18-08a). Les 3 microstructures testées présentent 3 duretés différentes. Le matériau de référence pour ces essais est l'AlSi-Polyester M3 reprenant les paramètres de projection de Snecma et possédant une dureté HR15Y de 62. Deux autres microstructures obtenues à partir de la même poudre (PAC 905) ont été élaborées en utilisant des paramètres de projection différents permettant d'obtenir des duretés HR15Y supérieures et inférieures de 66 et 54 pour les microstructures M4 et M5 respectivement.

Ces échantillons ont également été utilisés pour mesurer les proportions de phases (AlSi, Polyester et porosités) par microscopie optique. Les différentes proportions sont évaluées par seuillage sur des images de 1000x1000 px à une résolution de 1  $\mu\text{m}$ /pixel. Ces mesures indiquent des taux de porosité similaires pour les microstructures M4 et M5 trois fois inférieures à la microstructure M3 de référence. L'analyse des taux de polyester et d'AlSi montre un lien direct entre le pourcentage de phase métallique (AlSi) et la dureté du revêtement (Tab. 4.1). Ces analyses sont toutefois sujettes à d'importants biais de mesure essentiellement liés au polissage des échantillons (cf. section 3.3). Les échantillons bruts de projection ont donc été analysés par tomographie afin de déterminer le taux de porosité.

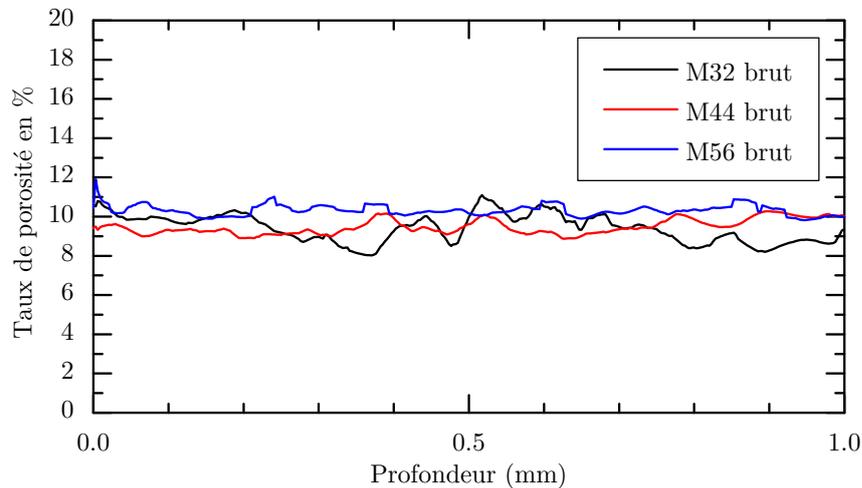


FIGURE 4.4 – Taux de porosité des abrasables bruts de projection mesurés par tomographie

Les taux de porosité mesurés par tomographie (fig. 4.4) sont très importants vis à vis de ceux mesurés par microscopie optique au LERMPS. Pour les 3 microstructures

étudiées un taux de porosité d'environ 10% est mesuré. Aucune évolution n'est constatée dans l'épaisseur. Ces différents matériaux sont donc similaires d'un point de vue du taux de porosité. Il est également possible d'étudier le taux de polyester dans le revêtement par le biais d'un seuillage différent (niveau de gris compris entre 80 et 150/255 pour le polyester et supérieur à 150/255 pour l'AlSi) sur les différentes coupes issues de la tomographie. La figure 4.5 présente les mesures de taux de polyester réalisées sur les 3 microstructures d'AlSi-Polyester étudiées. Les taux de polyester sont également constants dans l'épaisseur, en particulier pour les matériaux M44 et M56. La tendance observée sur les analyses en microscopie optique est confirmée ici avec un taux de polyester qui augmente sur les microstructures les moins dures.

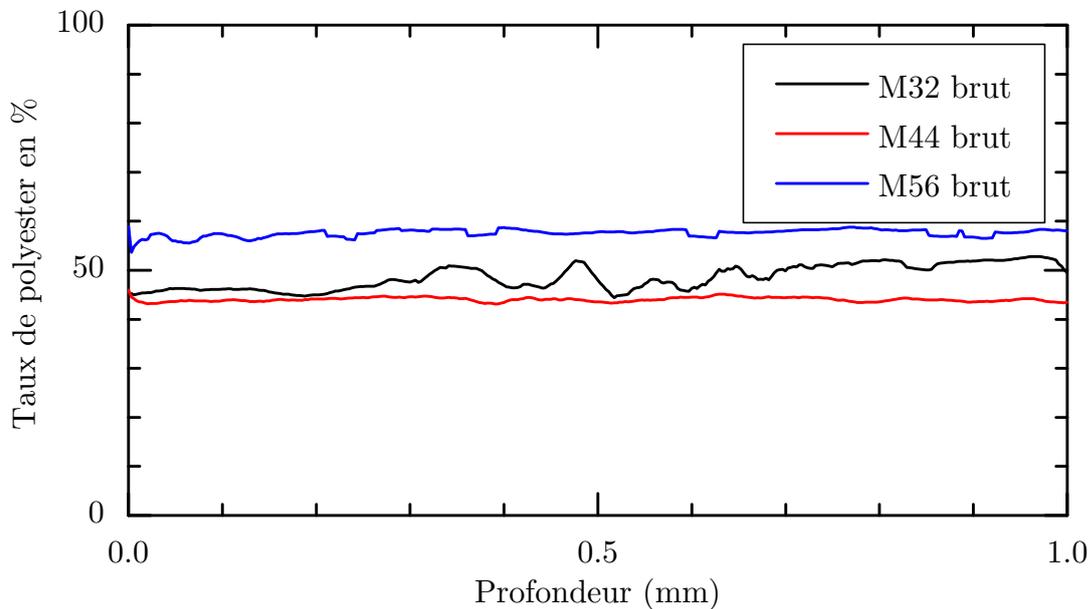


FIGURE 4.5 – Taux de polyester mesuré par tomographie pour les 3 microstructures d'AlSi-polyester bruts de projection

Le tableau 4.2 résume les taux de phase mesurés au LaBPS, par tomographie RX, pour les différentes microstructures. Les valeurs mesurées sont ici très différentes de celles mesurées par microscopie et tout particulièrement concernant le taux de porosité. Ceci s'explique, comme évoqué en 3.3, par une déformation du matériau lors du polissage des revêtements qui conduit à un « beurrage » des phases AlSi et polyester venant combler les pores de la surface observée.

Références LaBPS	Taux de phase moyen (%)					Dureté HR15Y
	AlSi	Polyester	Écart type	Porosités	Écart type	
M32	42.3	47.8	2.45	9.9	0.98	62
M44	46.4	44.1	0.45	9.5	0.35	66
M56	32.1	57.6	0.73	10.3	0.27	54

Tableau 4.2 – Taux de phase moyens des abrasables bruts de projection mesurés par tomographie

Les éprouvettes étant usinées avant essai, il est important d'étudier l'impact de cet usinage sur la microstructure de l'abrasable. Pour cela, des mesures de taux de porosité sur trois éprouvettes M32 usinées ont été réalisées. La figure 4.6 montre l'évolution du taux de porosité dans l'épaisseur du revêtement pour ces échantillons en comparaison des résultats obtenus pour le revêtement brut de projection.

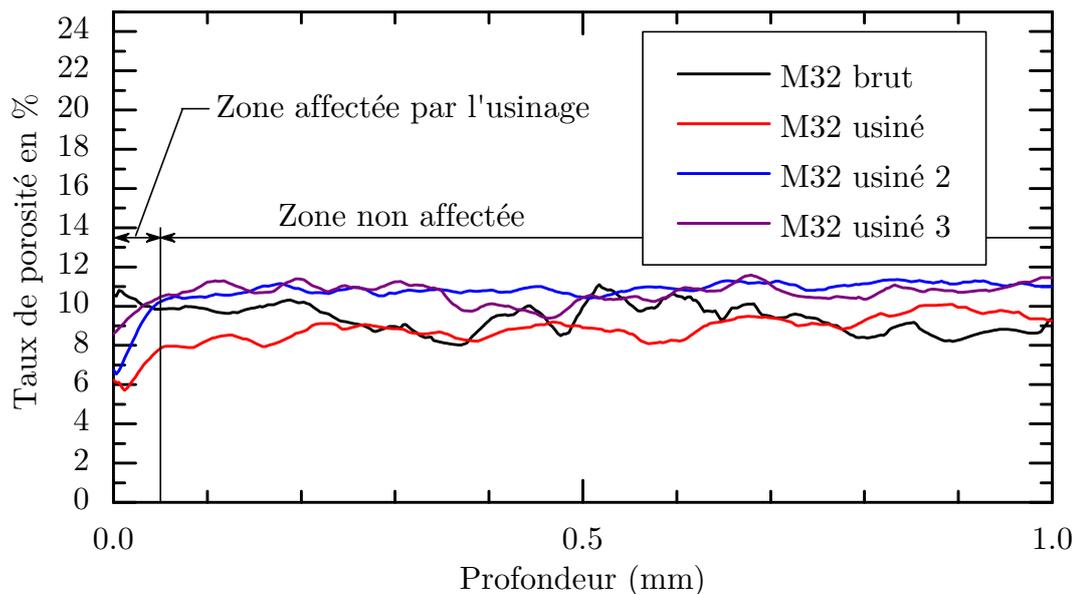


FIGURE 4.6 – Évolution du taux de porosité dans l'épaisseur du revêtement après usinage sur matériau M32

La mesure du taux de porosité montre des taux de porosités variable d'une mesure à l'autre, une approche quantitative sur les taux de porosité après usinage n'est alors pas possible. D'un point de vue qualitatif, les 3 échantillons analysés présentent une évolution similaire du taux de porosité dans l'épaisseur du revêtement. Deux zones distinctes sont mises en évidence pour chaque mesure réalisée après usinage :

- Une zone de 1 mm à 50  $\mu\text{m}$  de profondeur dans laquelle le taux de porosité n'évolue pas et est similaire à celui mesuré sur un échantillon brut de projection.
- une zone affectée par l'usinage de 50  $\mu\text{m}$  jusqu'à la surface usinée (profondeur = 0 mm), dans laquelle le taux de porosité diminue progressivement.

La préparation des éprouvettes, lors de l'usinage, modifie donc la microstructure du revêtement sur une profondeur de 50  $\mu\text{m}$  et donc ses propriétés mécaniques. Les essais étudiés dans le cadre de ces travaux portent sur des interactions entre un outil et un matériau abradable avec une profondeur d'incursion de 100  $\mu\text{m}$ . Le matériau qui interagit alors avec l'outil est donc un revêtement densifié dont la dureté n'est, a priori, plus la même que celle du matériau brut de projection.

### 4.1.3 Paramètres d'interaction

La figure 4.7 présente les paramètres d'interaction liés au banc, à l'outil et au projectile. Les outils utilisés durant cette étude présentent une géométrie d'arête unique. Ils possèdent un rayon d'arête  $r$  et une épaisseur hors rayon  $e$ . Cet outil est monté au sein du dispositif de mesure de manière à obtenir une hauteur  $h_t$  donnée (à  $\pm 0,01 \text{ mm}$ ). Après mesure de la hauteur  $h_t$ , les ensembles projectile-éprouvette sont ensuite usinés à une cote  $h_a$  tel que  $h_a - h_t = t_1$ , la profondeur d'incursion théorique connue à  $\pm 0,02 \text{ mm}$ . En pratique, cette profondeur d'incursion peut varier durant l'essai du fait du jeu de fonctionnement projectile-guidage (rail et tube du canon) existant. Celle-ci ne peut cependant pas être inférieure à l'incursion théorique  $t_{1th}$  (correspondant à l'incursion lors du contact rail-projectile). La vitesse d'interaction choisie est ensuite obtenue en faisant varier la pression du gaz lanceur. Cette pression est déterminée à partir des données de calibration pression-vitesse du canon.

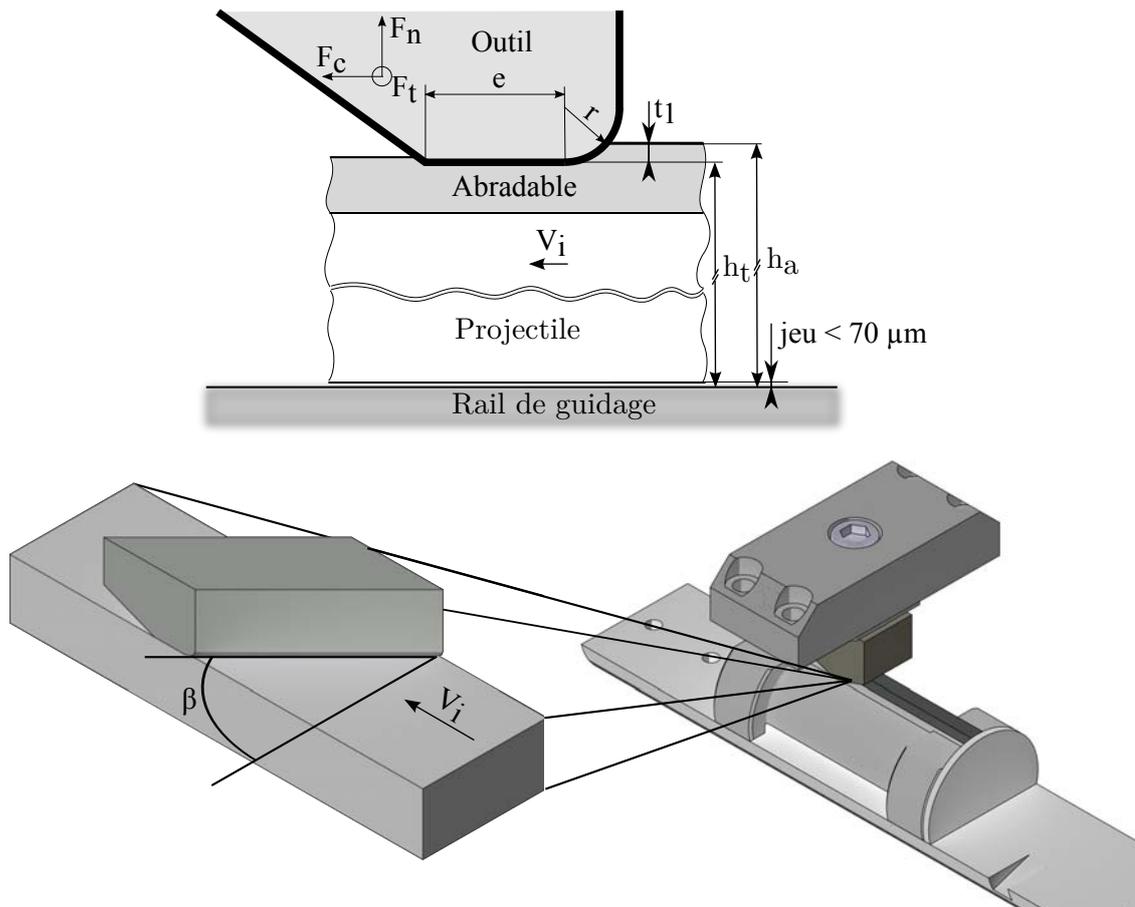


FIGURE 4.7 – Paramètres d'interaction

#### 4.1.4 Essais réalisés

Afin de s'approcher des conditions de contact semblables à celles existant dans les turboréacteurs, une arête possédant un rayon  $r$  de 0,4 mm et une épaisseur  $e$  de 1 mm a été sélectionnée pour ces essais. Deux géométries d'outils (fig. 4.8) ont alors été retenues : une configuration de coupe orthogonale et une de coupe oblique à 45°.

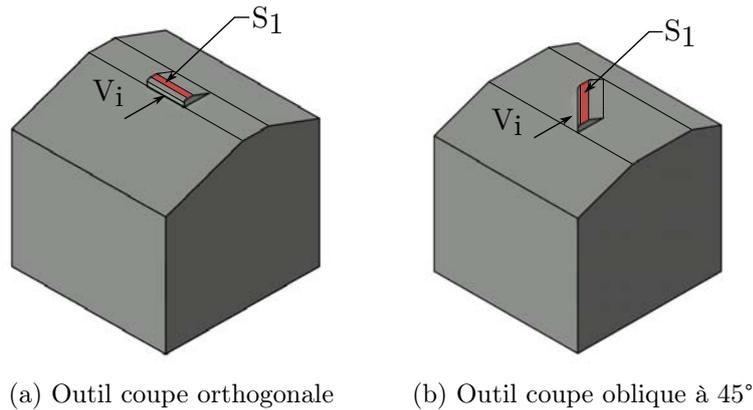


FIGURE 4.8 – Outils de coupe utilisés durant cette campagne d'essais

Pour ces essais, une profondeur d'incursion théorique  $t_1$  de 100  $\mu\text{m}$  a été sélectionnée. Il s'agit de la profondeur d'incursion minimale pouvant être réalisée sur le banc d'essai tout en conservant des variations de profondeur d'incursion dues à la déformation du dispositif de mesure faibles vis à vis de l'incursion voulue (inférieure à 10  $\mu\text{m}$  pour une passe de 100  $\mu\text{m}$ ). Cette valeur de profondeur d'incursion est très élevée par rapport aux profondeurs d'incursion constatées dans le cadre du fonctionnement normal du turboréacteur.

Une gamme de vitesses d'interaction comprise entre 100 et 300 m/s sera étudiée durant ces essais. Des interactions à 100 m/s correspondent à une vitesse radiale faible pour les étages de compression basse et haute pression. La vitesse de 300 m/s, pour sa part, représente la limite haute des vitesses d'interaction pouvant être étudiées sur le banc d'essai vis à vis de la bande passante de mesure disponible (durée d'interaction de 366  $\mu\text{s}$ ). Afin de limiter le nombre d'essais et la consommation d'éprouvettes disponibles en quantité limitée, 3 vitesses d'interaction ont été retenues : 110, 210 et 270 m/s.

Les essais de validation réalisés en coupe orthogonale sur un abrasable AlSi-polyester dont la microstructure et la dureté ne correspondait pas aux critères imposés ont mis en évidence des efforts constants pour la gamme de vitesses étudiée (fig.4.9). Ces efforts ont une amplitude moyenne d'environ 100 N pour l'effort de coupe et 750 N pour l'effort

normal. Les travaux réalisés lors d'études précédentes [Schmid 1997, Cuny 2012] ont mis en évidence des changements de mécanismes d'endommagement lors d'interaction TA6V / AlSi-polyester pour des vitesses supérieures à 150 m/s. De plus, la récupération d'éprouvettes intactes est plus délicate pour les grandes vitesses d'interaction ( $> 200$  m/s). Il a ainsi été décidé de concentrer les essais sur les vitesses élevées en ne réalisant qu'un seul essai à 110 m/s, 2 essais à 210 m/s et 3 essais à 270 m/s pour chaque configuration outil/abradable.

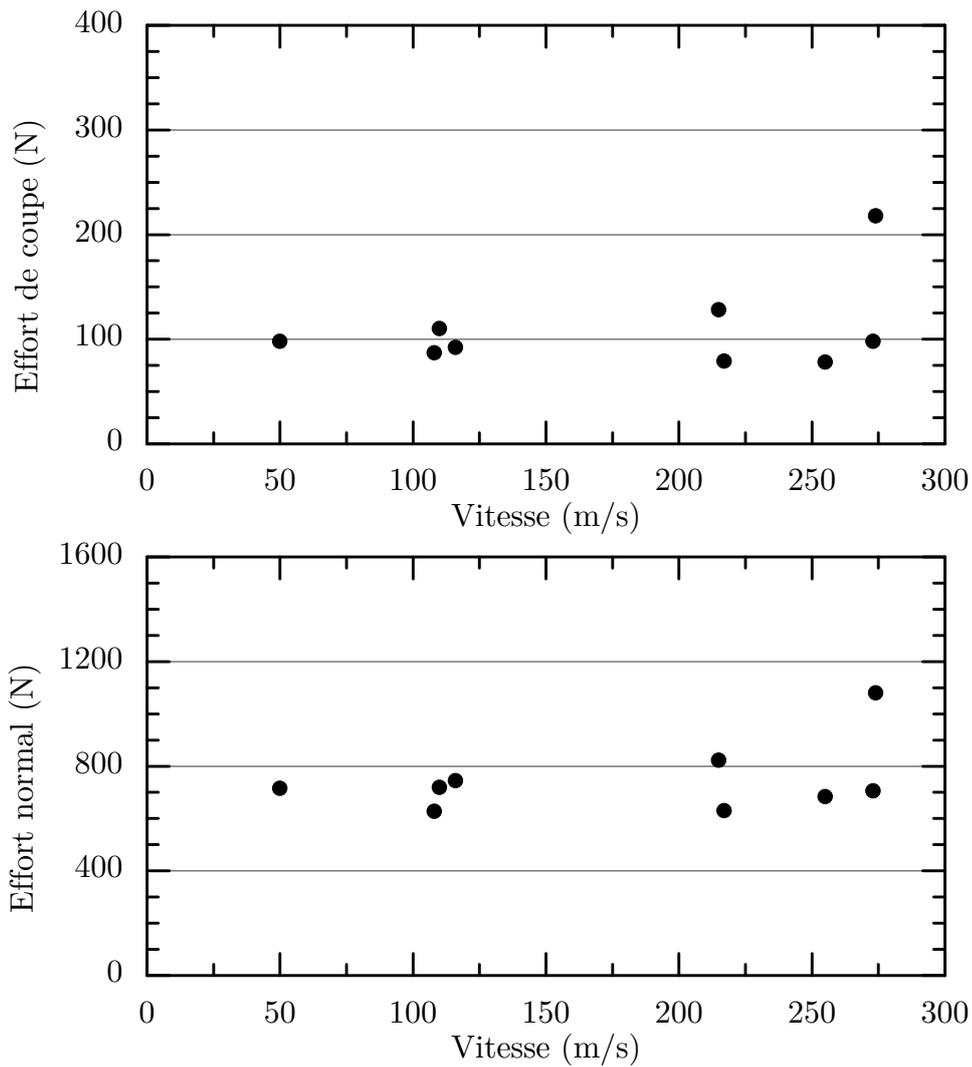


FIGURE 4.9 – Efforts de coupe et normaux moyens en coupe orthogonale en fonction de la vitesse pour un AlSi-polyester « test »

$$t_1 = 100 \mu m, r = 0,4 mm, e = 0,6 mm, \beta = 0^\circ$$

Les premiers essais de coupe orthogonale ont montré une excellente répétabilité pour les vitesses de 210 et 270 m/s (cf. section 3.4.4). La préparation soignée des éprouvettes

et des essais et l'analyse des résultats demandant un temps non négligeable, il a donc été décidé de ne pas réaliser d'essais de répétabilité pour la configuration de coupe oblique à  $45^\circ$ . Les tableaux 4.3a et 4.3b résument les configurations étudiées durant cette campagne d'essais.

#### 4.1.5 Mesures réalisées lors des essais

Pour l'ensemble de ces essais, une mesure des 3 composantes de l'effort d'interaction ( $F_c$ ,  $F_n$  et  $F_t$ ) a été réalisée. Les efforts d'interaction moyens sont ensuite calculés par le biais d'une moyenne arithmétique sur 60% de la durée d'interaction (zone où s'établit un régime quasi-stationnaire). Pour les essais de coupe orthogonale, une vidéo à 500 000 img/sec de l'interaction locale (grandissement X6) a été réalisée afin de déterminer l'incursion apparente durant l'interaction. Pour les essais de coupe oblique, des vidéos en champ large (grandissement X0.8 soit une zone de  $25,8 \times 21,5 \text{ mm}^2$ ) ont été enregistrées. Ces vidéos ont pour but d'observer la direction d'éjection des particules lors des essais, celle-ci n'ayant pu être déterminée sur les vidéos en champ proche.

Les surfaces générées lors des essais sont observées par microscopie optique afin de déterminer les endommagements subis par le revêtement. Le profil d'usure de l'éprouvette est ensuite mesuré par profilométrie optique avec une précision de  $\pm 5 \mu\text{m}$ . Enfin des échantillons sont prélevés sur les revêtements endommagés pour une observation tomographique. La disponibilité limitée du tomographe et les durées d'acquisition particulièrement longues n'ont pas permis d'analyser l'ensemble des éprouvettes. Seules les configurations de coupe orthogonale, plus facilement exploitables pour la modélisation future de l'interaction par les partenaires du projet MEDEA seront étudiées. Afin d'obtenir des données comparatives entre les différents matériaux, un échantillon de chaque abrasable testé à 210 m/s a été prélevé. Le choix de cette vitesse d'interaction comme référence a été conditionné par deux critères. Premièrement, la vitesse de référence retenue par Snecma pour les essais d'interaction aube-abrasable est de 200 m/s. Deuxièmement, ces essais présentent une très bonne précision de la mesure des efforts d'interaction (bande passante suffisante) et ont été répétés. Les tableaux 4.3a et 4.3b résument les analyses réalisées sur les éprouvettes de la campagne d'essais.

#### 4.1 ÉPROUVETTES ET CAMPAGNE D'ESSAIS

$r$ (mm)	$e$ (mm)	$\beta$ (°)	$t_1$ ( $\mu m$ )	$Mat.$	$V_i$ (m/s)	$N^{bre}$ d'essais	VCP	VCL	AS	PU	Tom.	
0.4	1	0	100	M2	110	1	X		X	X	X	
					210	2						1 ép.
					270	3						
				M32	110	1						
					210	2						1 ép.
					270	3						1 ép.
				M44	110	1						
					210	2						1 ép.
					270	3						
				M56	110	1						
					210	2						1 ép.
					270	3						
Total					24	24	24	0	24	24	6	

(a) Coupe orthogonale

$r$ (mm)	$e$ (mm)	$\beta$ (°)	$t_1$ ( $\mu m$ )	$Mat.$	$V_i$ (m/s)	$N^{bre}$ d'essais	VCP	VCL	AS	PU	Tom.	
0.4	1	45	100	M2	110	1						
					210	1						
					270	1						
				M32	110	1						
					210	1						
					270	1						
				M44	110	1						
					210	1						
					270	1						
				M56	110	1						
					210	1						
					270	1						
Total					12	12	0	12	12	12	0	

(b) Coupe oblique

Tableau 4.3 – Matrice d'essais et mesures réalisées

$r$  : rayon d'arête,  $e$  : épaisseur,  $\beta$  : angle de calage,  $t_1$  : profondeur d'incursion théorique,  $Mat.$  : matériau testé,  $V_i$  : vitesse d'interaction, VCP : vidéo en champ proche, VCL : vidéo en champ large, AS : analyse de surface en microscopie optique, PU : profil d'usure, Tom. : tomographie, ép. : éprouvette

## 4.2 Efforts d'interaction, incursion et usure mesurée

Dans un premier temps, les résultats expérimentaux en terme d'efforts, d'incursion apparente et d'usure seront présentés pour les essais de coupe orthogonale puis de coupe oblique. Les signaux d'efforts présentés dans cette section sont ceux obtenus après correction des effets dynamiques liés à la structure (cf. 3.1). Les profils d'usure des éprouvettes ont été mesurés à l'aide d'un profilomètre optique afin de ne pas endommager le revêtement abrasable. La vitesse étant constante lors de l'essai, une corrélation entre le temps durant l'essai et la position sur l'éprouvette peut alors aisément être établie et ainsi permettre la représentation du profil d'usure sur les signaux d'effort. Enfin les signaux d'incursion apparente sont ceux obtenus après traitement des vidéos à très grande vitesse suivant la méthode décrite en 3.2. Enfin, l'évolution des efforts de coupe, tangentiels et normaux moyens, en fonction du matériau et de la vitesse d'interaction, sera présentée pour chaque configuration.

### 4.2.1 Essais de coupe orthogonale

Comme évoqué dans le tableau 4.3, les travaux présentés dans le cadre de cette thèse ont essentiellement porté sur une configuration de coupe orthogonale. Dans un premier temps, les résultats obtenus pour le matériau M2, un abrasable AlSi 6%, beaucoup plus dure que les AlSi-Polyester seront présentés. Les résultats concernant les matériaux AlSi-Polyester seront ensuite détaillés pour les 3 microstructures sélectionnées. Étant dans une configuration de coupe orthogonale, seuls les composantes de coupe et normale seront étudiées.

Le tableau suivant résume les notations employées pour désigner les matériaux testés :

Matériau	Référence LaBPS	Dureté HR15Y
AlSi 6%	M2	
AlSi-Polyester	M32	62
AlSi-Polyester	M44	66
AlSi-Polyester	M56	54

Tableau 4.4 – Rappel des matériaux testés et des notations employées

## 4.2.1.1 Matériau M2 - AISi

L'ensemble des mesures d'efforts lors de la campagne d'essai sur le matériau M2 sont représentés en figure 4.10. Lors de l'essai M2\_01 réalisé à 108 m/s, la forme des signaux présente une augmentation quasi-instantanée, au temps de réponse du système près, des efforts de coupe et normaux jusqu'à une valeur d'environ 1000 N pour l'effort normal et 400 N pour l'effort de coupe. Les efforts suivent alors une évolution décroissante jusqu'à une valeur stabilisée. Les signaux d'efforts permettent alors de mesurer précisément une valeur moyenne de l'effort de coupe (245 N) et de l'effort normal (750 N). A la fin de l'interaction, une légère augmentation des deux composantes d'effort est également observée.

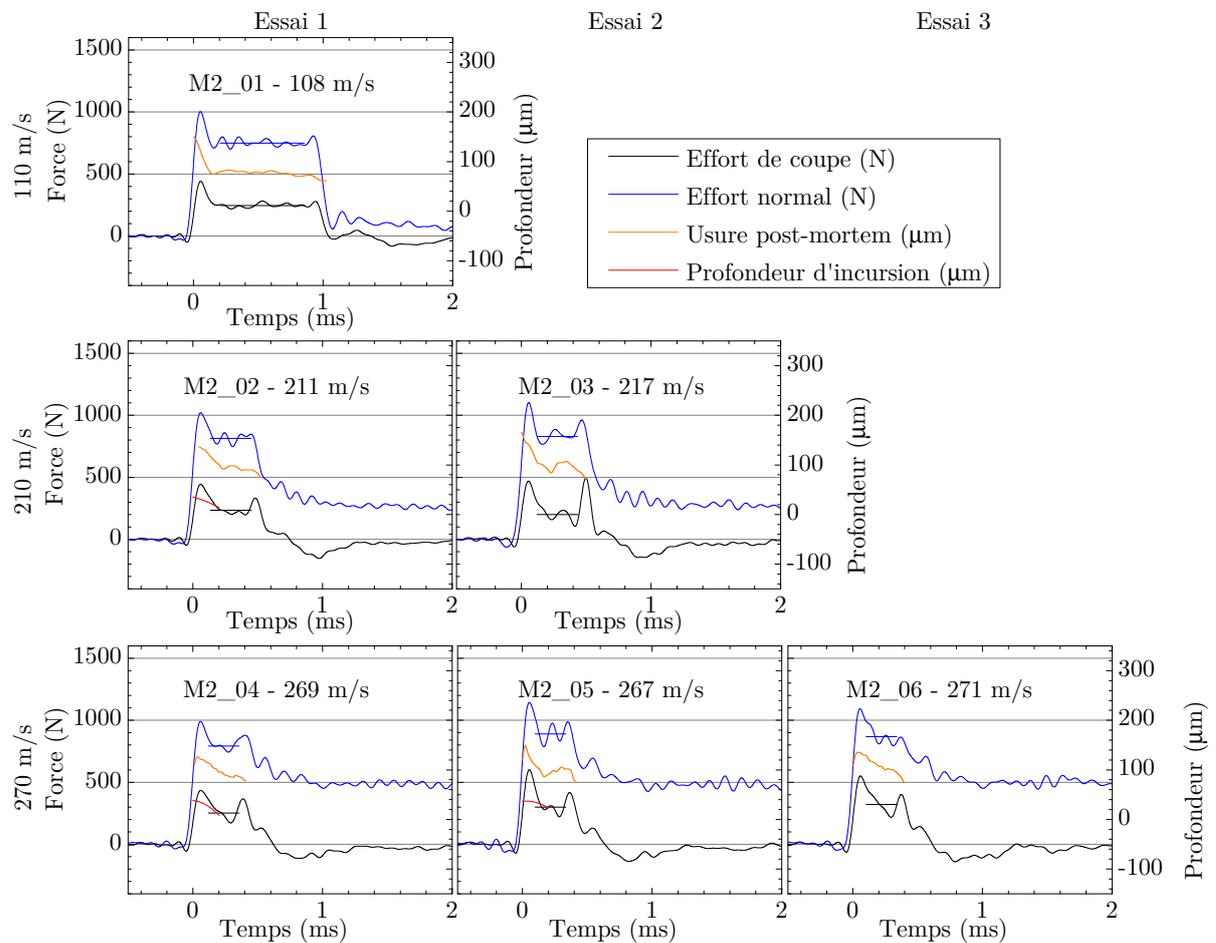


FIGURE 4.10 – Signaux d'efforts, profondeur d'incursion et usure - M2 - Coupe orthogonale  $t_1 = 100 \mu m$ ,  $r = 0,4 mm$ ,  $e = 1 mm$ ,  $\beta = 0^\circ$

Ces élévations d'efforts en début et fin d'interaction peuvent être expliquées par la décomposition en série de Fourier lors de la correction des signaux d'efforts. En effet, celle-ci provoque des erreurs d'approximation au niveau de discontinuités sous la forme d'oscillation autour des discontinuités. Toutefois, l'observation du profil d'usure montre une corrélation directe entre les efforts mesurés et l'usure constatée post-mortem. En effet,

l'usure initiale de 150  $\mu\text{m}$  décroît rapidement pour ensuite se stabiliser autour de 80  $\mu\text{m}$  suivant une évolution comparable à celle des efforts. Cette diminution de l'usure en début d'interaction peut être expliquée par une compensation des jeux de guidage rail-projectile sous l'effet des efforts d'interaction. Le pic d'effort en fin d'interaction peut également être dû au choc entre l'outil et le bouchon placé à l'arrière du projectile.

L'incursion apparente mesurée sur les vidéos à très grande vitesse d'une durée de 200  $\mu\text{s}$  suit également une évolution similaire à celle des efforts et de l'usure de l'éprouvette. La valeur d'incursion apparente est ici de  $54 \pm 20$   $\mu\text{m}$  lors du contact initial puis décroît jusqu'à une valeur de  $24 \pm 20$   $\mu\text{m}$ . Toutefois, l'incertitude sur la mesure de profondeur d'incursion est élevée et ne permet pas de conclure sur les valeurs mesurées. La nature du guidage du projectile, le protocole de préparation de l'éprouvette et le réglage de la profondeur d'incursion par rapport au rail de guidage, imposent que la profondeur minimale d'incursion lors de l'essai devrait être égale au 100  $\mu\text{m}$  réglés initialement. De plus, les vidéos ont montré que les mouvements de l'outil sont très faibles lors de l'interaction et n'expliquent pas cette faible profondeur d'incursion mesurée. Ces écarts entre les valeurs théoriques et mesurées peuvent également être dus à une incertitude sur la position de la partie inférieure de l'outil par rapport au motif recherché par corrélation d'images. Cet outil permet toutefois de déterminer comparativement à une valeur initiale l'évolution de la profondeur d'incursion.

Les essais M2\_02 et M2\_03 réalisés à 211 et 217 m/s respectivement présentent des signaux d'effort similaires. Tout comme pour l'essai à 100 m/s, la profondeur d'incursion décroît durant la première partie de l'interaction sur une période comprise entre 100 et 200  $\mu\text{s}$ . Contrairement à l'essai M2\_03 les efforts de coupe et normaux se stabilisent autour d'une valeur moyenne sur l'essai M2\_02 et permettent une mesure précise des efforts d'interaction moyens. Pour l'essai M2\_03, l'analyse du profil d'usure observé post-mortem montre une évolution de l'épaisseur de revêtement usée durant l'essai. Cette évolution est comparable à celle observée sur les efforts, ce qui explique les variations observées. Pour ces deux essais, l'amplitude des efforts mesurés est similaire à celle rencontrée lors de l'essai réalisé à 100 m/s.

L'usure et les efforts oscillants autour d'une valeur moyenne, des efforts moyens de coupe et normaux ont également été calculés. La vidéo de l'essai M2\_03 n'étant pas exploitable, seule l'évolution de l'incursion apparente sur l'essai M2\_02 a pu être mesurée. Tout comme pour le premier essai, celle-ci est faible (évolution de 35 à 13  $\mu\text{m}$ ) et suit l'évolution de l'usure constatée sur l'éprouvette recueillie après essai.

Trois essais ont ensuite été réalisés à 270 m/s (M2\_04, M2\_05 et M2\_06). Les signaux d'efforts mesurés pour les essais M2\_04 et M2\_03 sont pour leur part décroissants tout au long de l'interaction. Cette évolution des efforts est corrélée aux variations d'usure

constatées sur les éprouvettes. L'essai M2\_05 présente une évolution différente des efforts comparable à celle observée sur les essais à plus faible vitesse avec une décroissance initiale puis une stabilisation des efforts et de l'usure. Ces essais réalisés à 270 m/s, du fait d'une variation importante des efforts tout au long de l'interaction, ne permettent pas une mesure précise des efforts moyens. Ceux-ci ont toutefois été calculés afin d'estimer l'ordre de grandeur des efforts et ainsi être comparés aux efforts mesurés lors d'interaction à plus faible vitesse.

Les profondeurs d'incursion ont pu être mesurées sur les vidéos des essais 04 et 05. Tout comme pour les essais sur le matériau M2, celle-ci décroît durant toute la durée de la vidéo et reste faible (comprise entre 40 et 8  $\mu\text{m}$ ). Pour l'essai M2\_04, l'évolution de la profondeur d'incursion est similaire à l'usure mesurée à un offset près. Toutefois pour l'essai M2\_05, la chute de profondeur d'incursion est plus faible et ne suit pas la même évolution que l'usure constatée. Ceci peut être dû aux incertitudes de mesure sur cette vidéo difficilement exploitable du fait d'un rapport signal/bruit faible.

Pour l'ensemble de ces essais, l'usure mesurée post-mortem est de l'ordre de grandeur de la profondeur d'incursion théorique minimum de  $100 \pm 10 \mu\text{m}$  et n'évolue pas de façon significative avec la vitesse d'interaction. Le revêtement semble ici favorable à un enlèvement de matière ou à une densification avec un retour élastique faible.

4.2.1.2 Matériau M32 - AlSi-polyester de référence

La figure 4.11 présente les signaux d'efforts mesurés pour les 6 essais de coupe orthogonale réalisés sur le matériau AlSi-Polystère référence M32 obtenu à partir des paramètres de projection Snecma. La forme des signaux d'efforts pour les 3 configurations testées (100, 210 et 270 m/s) est similaire à celles des essais réalisés sur l'AlSi présentés dans la section précédente.

Lors de ces essais, les efforts normaux moyens mesurés sont du même ordre de grandeur que ceux observés lors des essais avec le matériau AlSi (référence M2) avec une amplitude d'environ 800 N quelque soit la vitesse d'interaction étudiée. Les efforts de coupe sont, quand à eux, beaucoup plus faibles que ceux mesurés pour le matériau AlSi avec des valeurs comprises entre 40 et 90 N contre environ 250 N pour l'AlSi.

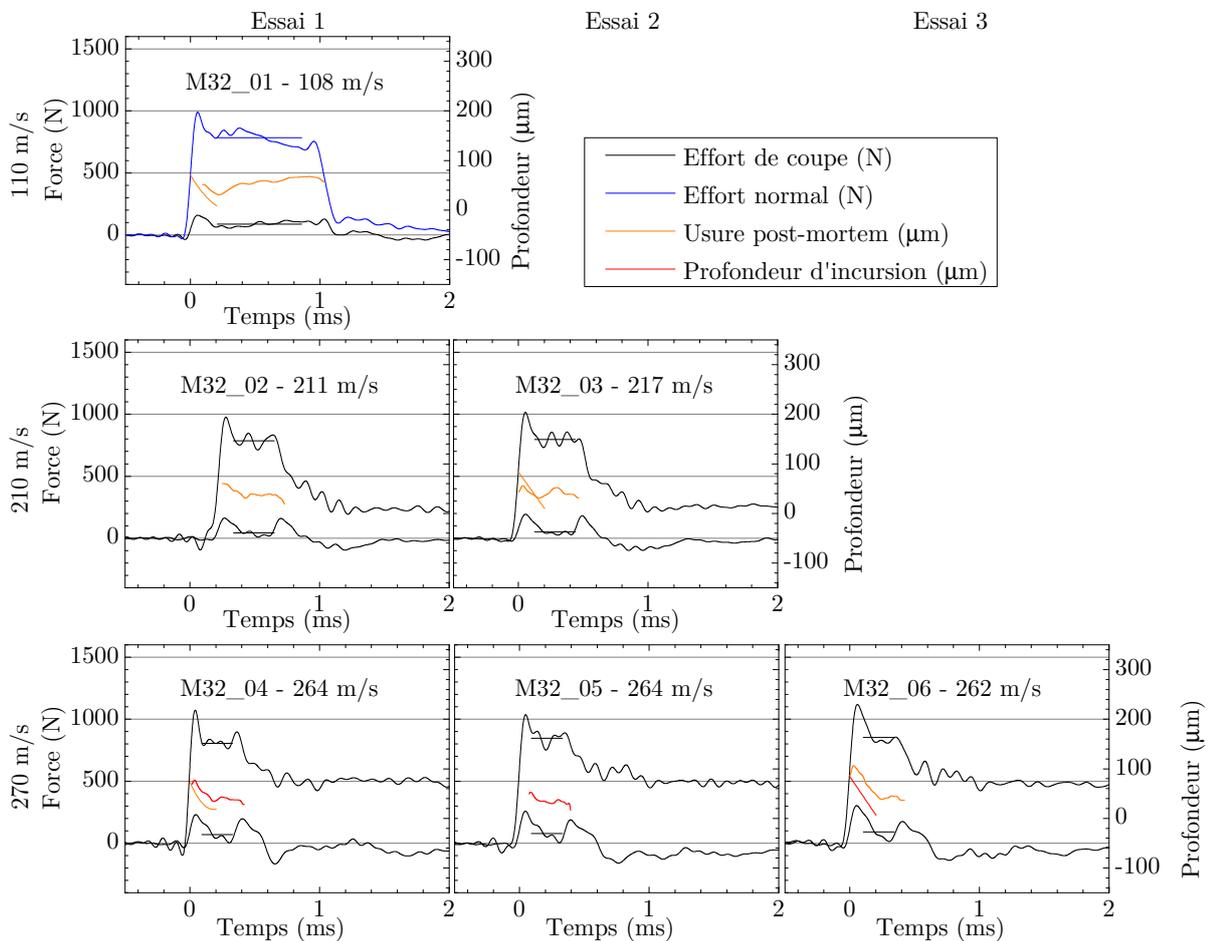


FIGURE 4.11 – Signaux d'efforts, incursion et usure - M32 - Coupe orthogonale  
 $t_1 = 100 \mu m$ ,  $r = 0,4 mm$ ,  $e = 1 mm$ ,  $\beta = 0^\circ$

Pour l'ensemble de ces essais, l'usure mesurée post-mortem sur les éprouvettes suit une évolution similaire à celle rencontrée lors des essais précédents. Celle-ci présente une diminution rapide en début d'essai durant 200  $\mu\text{s}$  environ puis se stabilise autour d'une valeur constante. Cette forme du profil d'usure se retrouve ici pour tous les essais contrairement à ce qui a pu être observé à 270 m/s pour le matériau AlSi. Toutefois, pour cette série d'essais, les efforts ne suivent pas rigoureusement l'évolution du profil d'usure. Pour l'essai réalisé à 100 m/s, alors que l'usure de l'éprouvette augmente durant l'interaction, l'effort normal diminue contrairement à l'effort de coupe qui évolue avec la profondeur d'incursion. A 210 m/s l'évolution du profil d'usure et des efforts est comparable tout au long de l'essai. Les efforts sont donc quasi-constants lorsqu'un état quasi-stationnaire de l'interaction est atteint (usure constante). Enfin pour la vitesse d'interaction de 270 m/s, l'effort normal suit une évolution comparable au profil d'usure alors que l'effort de coupe est décroissant tout au long de l'interaction bien que l'usure, après 200  $\mu\text{s}$  d'interaction, se stabilise autour d'une valeur quasi-stationnaire. En fin d'interaction, l'effort de coupe monte brutalement. Cette hausse de l'effort est ici due au choc entre l'outil et le bouchon placé à l'arrière du projectile pour assurer l'étanchéité de l'ensemble.

Les vidéos d'essai ayant pu être exploitées pour mesurer la profondeur d'incursion apparente ont montré une évolution de la profondeur d'incursion d'une valeur initiale comprise entre 70 et 80  $\pm 20$   $\mu\text{m}$  à une valeur comprise entre 6 et 20  $\pm 20$   $\mu\text{m}$  durant le 200 premières microsecondes de l'essai. Ces valeurs sont toutefois à considérer avec une certaine réserve, du fait des incertitudes liées à la méthode de mesure. L'évolution de la profondeur d'incursion observée durant ces essais suit l'évolution de l'usure mesurée post-mortem ce qui confirme un lien direct entre profondeur d'incursion et usure du revêtement.

Les éprouvettes ayant été réalisées suivant les mêmes tolérances pour tous les matériaux et l'outil n'ayant pas été démonté durant toute la campagne d'essais, les mesures d'usure peuvent être directement comparées avec celles réalisées pour les autres matériaux. L'éprouvette recueillie après l'essai à 108 m/s ne présente pas une zone où l'usure est constante. En effet, celle-ci varie de 30 à 60  $\mu\text{m}$  durant l'essai. Les éprouvettes ayant subi des interactions à 210 et 270 m/s présentent une zone où l'usure est stable et oscille autour de 40  $\mu\text{m}$  quelque soit la vitesse d'interaction. Pour le matériau M32 testé ici, les usures constatées sont ainsi beaucoup plus faibles que celles observées pour le matériau M2 et sont très inférieures à la profondeur d'incursion minimum théorique de 100  $\pm 10$   $\mu\text{m}$ . Ce matériau semble alors subir une déformation élastique durant l'essai sans enlèvement de matière important.

#### 4.2.1.3 Matériau M44 - AlSi-polyester de dureté élevée

La figure 4.12 présente les signaux d'efforts obtenus lors des essais sur le revêtement AlSi-Polyester M44 de dureté élevée. La forme des signaux d'efforts et d'usure mesurés lors de ces essais est identique à celle observée durant les essais sur le matériau M32. L'amplitude d'efforts normaux moyens est ici plus élevée que celle observée pour le matériau M32. Ces efforts sont compris entre 880 et 1350 N contre 800 N pour le M32 et sont ici croissants avec la vitesse d'interaction contrairement aux matériaux M2 (AlSi) et M32 (AlSi-Polyester). L'usure mesurée sur les éprouvettes est ici comparable à celle mesurée pour les essais sur AlSi-Polyester M32. Pour l'essai à 110 m/s, après la décroissance initiale liée à l'établissement du contact, l'usure augmente progressivement d'une valeur de 30  $\mu\text{m}$  jusqu'à 70  $\mu\text{m}$ . Pour les essais à 210 m/s et 270 m/s, l'usure moyenne sur la zone où l'usure est stabilisée varie entre 40 et 50  $\mu\text{m}$  suivant l'essai. Ces variations n'expliquent pas l'évolution de l'effort normal en fonction de la vitesse d'interaction. Cette variation d'effort semble donc due à une sensibilité du revêtement à la vitesse de sollicitation sur la gamme de vitesses d'interaction étudiée.

Comme pour le matériau M32, l'essai réalisé à 110 m/s montre une augmentation de l'effort de coupe avec la profondeur d'incursion durant l'interaction alors que l'effort normal diminue. A 210 m/s, l'évolution des efforts est comparable à celle observée sur les matériaux précédents. L'effort normal reste à un niveau stable durant toute la période où l'usure est constante alors que l'effort de coupe diminue légèrement durant l'interaction. Les mesures réalisées à 270 m/s montrent, de la même manière que pour les deux matériaux précédemment testés, une diminution de l'effort de coupe tout au long de l'interaction alors que l'effort normal est quasi-constant. Les efforts de coupe moyens mesurés durant ces essais sont également plus élevés que pour le matériau M32 avec des efforts de coupe moyens variant de 80 à 116 N suivant les essais, contre 40 à 90 N pour le M32.

Les mesures d'incursion réalisées sur les vidéos à très grande vitesse suivent, comme pour les matériaux testés précédemment, l'évolution de l'usure en début d'interaction. Les profondeurs mesurées sont ici comparables à celles mesurées sur les vidéos réalisées lors des essais sur le matériau M32.

Ces essais montrent donc un comportement du matériau M44 en terme d'efforts d'interaction et d'usure similaire à celui observé pour le matériau M32. Toutefois, la composante normale de l'effort de contact semble ici être sensible à la vitesse de sollicitation contrairement au matériau M32. Les efforts générés lors de ces interactions sont également plus importants, ce qui semble corrélé avec la dureté plus élevée du matériau. Enfin, les usures constatées sont similaires et semblent être représentatives d'un comportement élastique du revêtement abrasable M44.

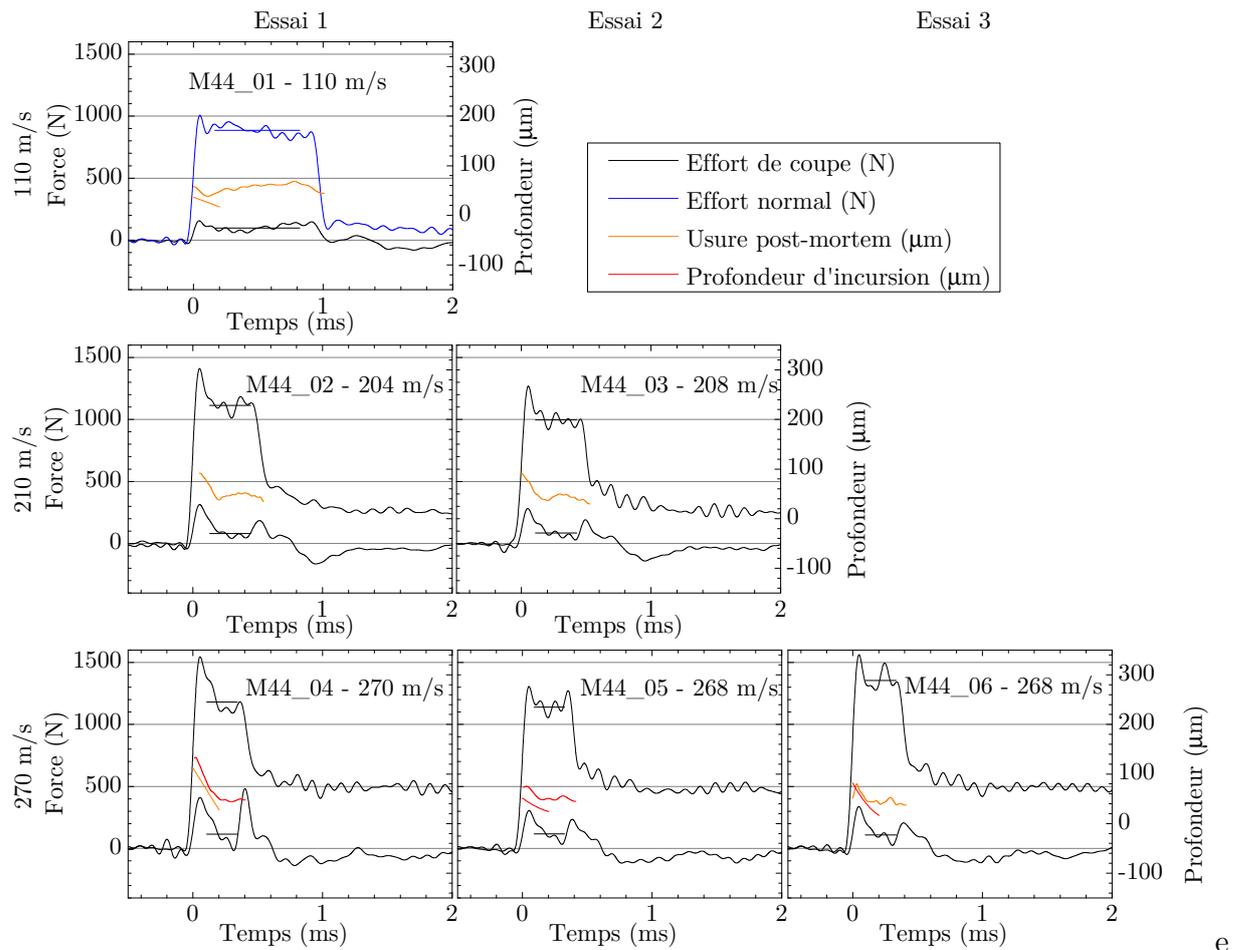


FIGURE 4.12 – Signaux d'efforts, incursion et usure - M44 - Coupe orthogonale  
 $t_1 = 100 \mu m$ ,  $r = 0,4 mm$ ,  $e = 1 mm$ ,  $\beta = 0^\circ$

#### 4.2.1.4 Matériau M56 - AlSi-polyester de dureté faible

Les signaux d'effort, d'usure et de profondeur d'incursion mesurés durant les essais sur l'abradable M56 en coupe orthogonale sont présentés en figure 4.13. La forme et l'amplitude des profils d'usure est semblable aux profils d'usures mesurés sur les abrasables M32 et M44. Toutefois, contrairement aux deux précédents AlSi-Polyester, l'usure lors de l'essai à 107 m/s n'évolue pas dans la zone quasi-stationnaire de l'essai. Durant cet essai, l'effort de coupe et normal sont quasi-constants et la forme du signal est comparable à celle observée pour l'essai à 100 m/s sur le matériau M2 (AlSi). Pour les essais à 210 et 270 m/s, l'évolution des efforts est semblable à celle rencontrée sur les essais à la même vitesse pour les matériaux M32 et M44 avec une décroissance de l'effort de coupe tout au long de l'interaction, alors que l'effort normal est quasi-constant dans la zone où l'usure reste constante.

L'analyse des vidéos a permis de mettre en évidence des profondeurs d'incursion apparentes qui suivent également l'évolution du profil d'usure pour les essais M56\_01 et M56\_06. Toutefois, les vidéos des essais M56\_02 et M56\_03 n'ont pas pu être exploitées pour la mesure de la profondeur d'incursion. De plus, les éprouvettes M56\_04 et M56\_05 ont été endommagées lors de la réception après essais. Les profils d'usure n'ont donc pas pu être mesurés.

Les efforts de coupe et normaux et de coupe moyens mesurés durant ces interactions sont plus faibles que ceux observés pour les deux autres microstructures d'AlSi-Polyester avec des efforts normaux compris entre 605 et 677 N et des efforts de coupe moyens compris entre 22 et 106 N. Les usures observées durant cette série d'essais ne dépendent pas de la vitesse. Celles-ci sont comprises entre 40 et 50  $\mu\text{m}$  sur la portion d'éprouvette où l'usure est quasi-constante.

Les différentes mesures réalisées tendent à montrer que le comportement de ce matériau abradable est comparable à celui des autres AlSi-Polyester testés. Toutefois, les évolutions observées apparaissent à une vitesse d'interaction plus faible. Ainsi l'évolution de l'allure des efforts initialement observée à 210 et 270 m/s apparaît, pour l'AlSi-Polyester M56, à 110 et 210 m/s. Les profils d'usure mesurés étant comparables, ce matériau semble également posséder un comportement élastique durant l'interaction sans enlèvement de matière important.

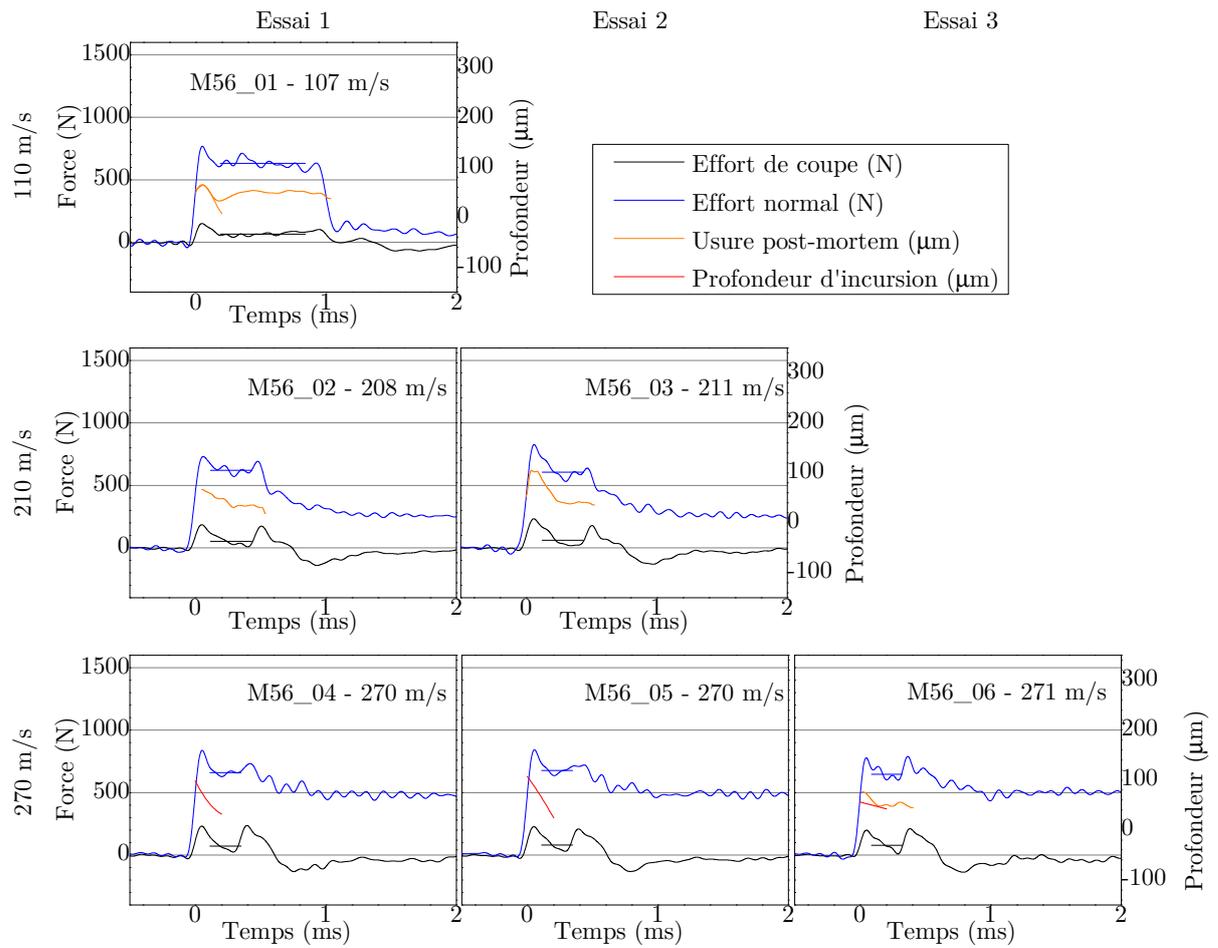


FIGURE 4.13 – Signaux d’efforts, incursion et usure - M56 - Coupe orthogonale  
 $t_1 = 100 \mu m$ ,  $r = 0,4 mm$ ,  $e = 1 mm$ ,  $\beta = 0^\circ$

#### 4.2.1.5 Analyse des résultats

Les 4 matériaux testés en coupe orthogonale pour des vitesses comprises entre 100 et 270 m/s ont montré des profils d'usure similaires dans leurs formes. Lors du contact, l'usure initiale est importante puis décroît rapidement en 200  $\mu$ s environ appelée phase transitoire de l'interaction. Cette forte diminution de l'usure peut ici être attribuée à une compensation des jeux de guidage rail-projectile en début d'interaction sous l'effet de l'effort normal. L'interaction atteint ensuite un régime quasi-stationnaire durant lequel l'usure évolue peu. La figure 4.14 reprend schématiquement l'évolution de l'usure au cours d'un essai. La suite de l'analyse portera essentiellement sur cette phase de l'essai où les paramètres d'interaction ( $V_i$  et  $t_1$ ) évoluent peu.

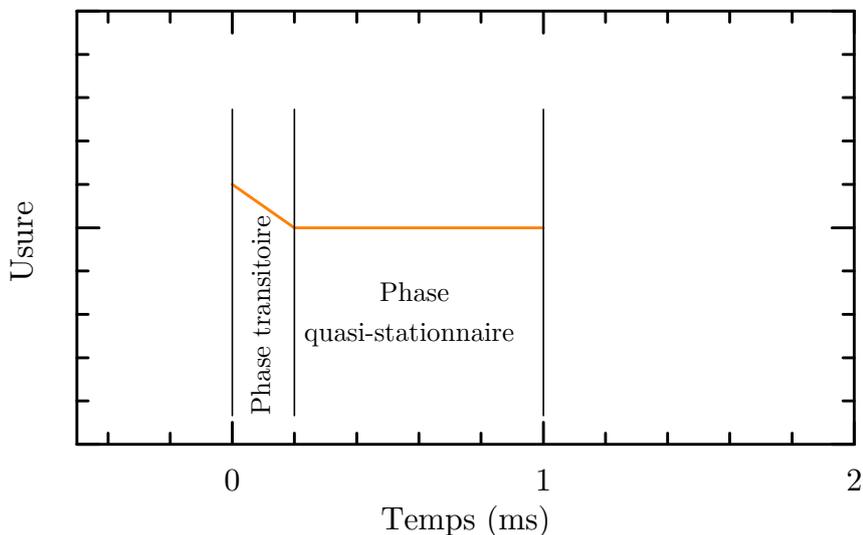


FIGURE 4.14 – Évolution de l'usure lors d'un essai

#### Essais réalisés à 110 m/s

Les essais M32\_01 et M44\_01 réalisés sur les matériaux AlSi-Polyester sélectionnés présentant les duretés les plus élevées mettent en évidence une croissance de l'usure tout au long de l'interaction. L'augmentation de l'usure s'accompagne d'augmentation de l'effort de coupe et d'une diminution de l'effort normal. Cette évolution des efforts et de l'usure ne se retrouve pas sur l'essai M56\_01 (AlSi-Polyester ayant la dureté la plus faible) dont le comportement en terme d'efforts et d'usure se rapproche de celui observé lors de l'essai M2\_01 (AlSi). Pour ces deux matériaux, l'usure est stable et oscille autour d'une valeur moyenne tout au long de la phase quasi-stationnaire. Les composantes de coupe et normale sont quasi-constantes contrairement aux revêtements M32 et M44.

### Essais réalisés à 210 et 270 m/s

Pour l'ensemble des essais à 210 et 270 m/s, l'usure reste constante après l'établissement d'un contact quasi-stationnaire. Les efforts normaux mesurés suivent, pour l'ensemble des essais, une évolution similaire à celle du profil d'usure. L'approximation des efforts de coupe à l'aide d'une fonction affine, lorsque l'usure est constante, met en évidence une tendance décroissante des efforts durant l'interaction. Pour les essais à 200 m/s, la décroissance moyenne des efforts est comprise entre 120 et 280 N/ms. Pour les essais à 270 m/s, celle-ci se situe entre 360 et 770 N/ms.

Les durées d'interaction pour ces essais sont d'environ 500 et 400  $\mu$ s pour les essais à 210 et 270 m/s respectivement. L'établissement d'un contact stable se faisant en 200  $\mu$ s et le choc en fin d'interaction avec le bouchon situé à l'arrière du projectile perturbant le signal sur environ 100  $\mu$ s, ces mesures ont été effectuées sur une période de 200 et 100  $\mu$ s. La mesure de la pente moyenne peut alors être affectée par la durée d'interaction sur laquelle celle-ci est faite. Pour cela une approximation affine a été calculée, pour les essais à 210 m/s sur les 100 premières microsecondes après établissement d'une interaction quasi-stationnaire. Cette analyse a montré que, sur les 100  $\mu$ s secondes étudiées, la chute des efforts pouvait être comparable à la chute moyenne durant un essai à 210 m/s (environ 200 N/ms) mais pouvait parfois être comparable à celle rencontrée à 270 m/s (environ 500 N/ms) indépendamment du matériau testé.

Contrairement aux essais à 110 m/s, une chute de l'effort de coupe est constatée durant l'essai. Les mesures réalisées semblent mettre en évidence une influence de la vitesse d'interaction sur le taux de chute des efforts de coupe. Cependant, la durée d'interaction, très faible pour les essais à 270 m/s, ne permet pas une mesure précise de l'évolution des efforts durant l'interaction.

La figure 4.15 représente de façon schématique les différents profils de signaux d'effort et d'usure observés durant cette campagne d'essais en coupe orthogonale.

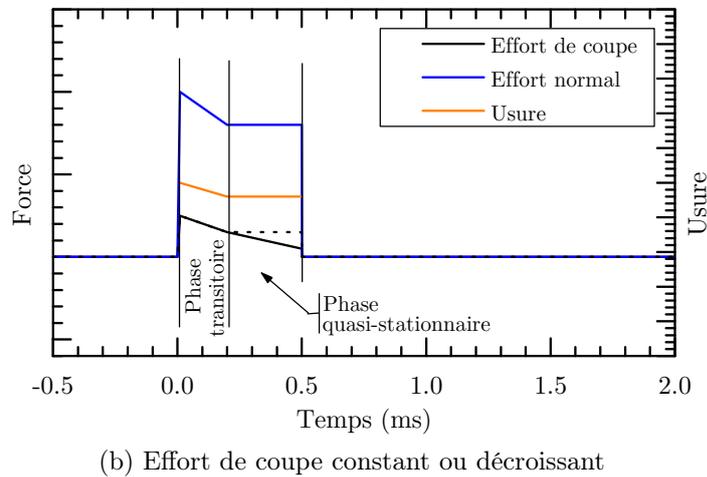
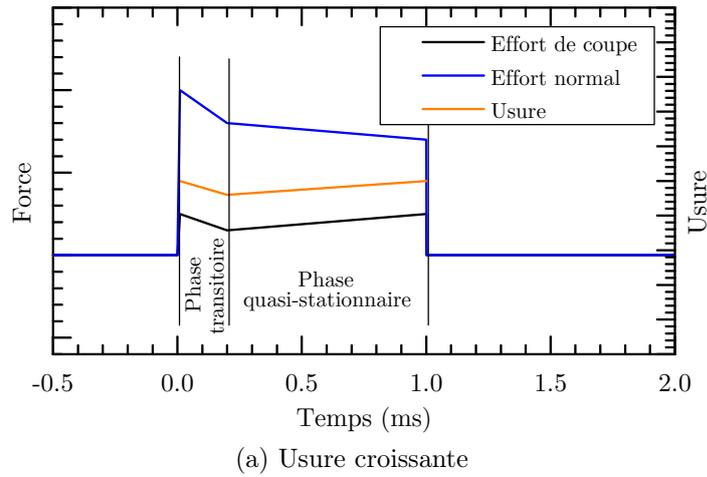


FIGURE 4.15 – Profils caractéristiques de signaux d'efforts et d'usure rencontrés

L'évolution de l'effort normal et de coupe moyen en fonction de la vitesse d'interaction et du matériau est présentée figure 4.16 et 4.18 respectivement. Sur celles-ci sont représentés des valeurs moyennes calculées à l'aide d'une moyenne arithmétique sur 60% de la durée d'interaction. Les barres d'erreurs représentent ici les efforts maximum et minimum rencontrés sur cette même période. Pour une meilleure lisibilité, les figures 4.17 et 4.19 représentent les efforts sous forme d'aires dans lesquelles évoluent les efforts d'interaction.

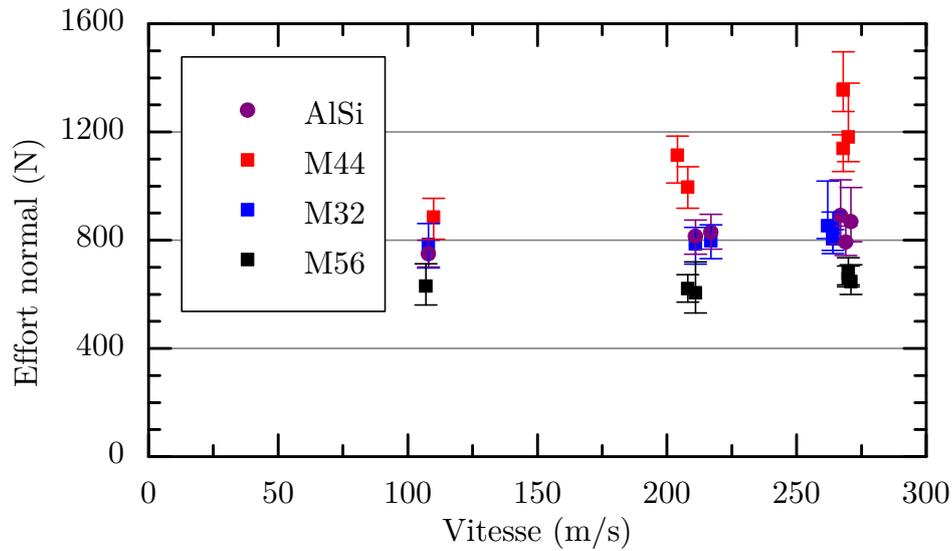


FIGURE 4.16 – Efforts normaux moyens en fonction de la vitesse et du matériau testé  
 $t_1 = 100 \mu m$ ,  $r = 0,4 mm$ ,  $e = 1 mm$ ,  $\beta = 0^\circ$

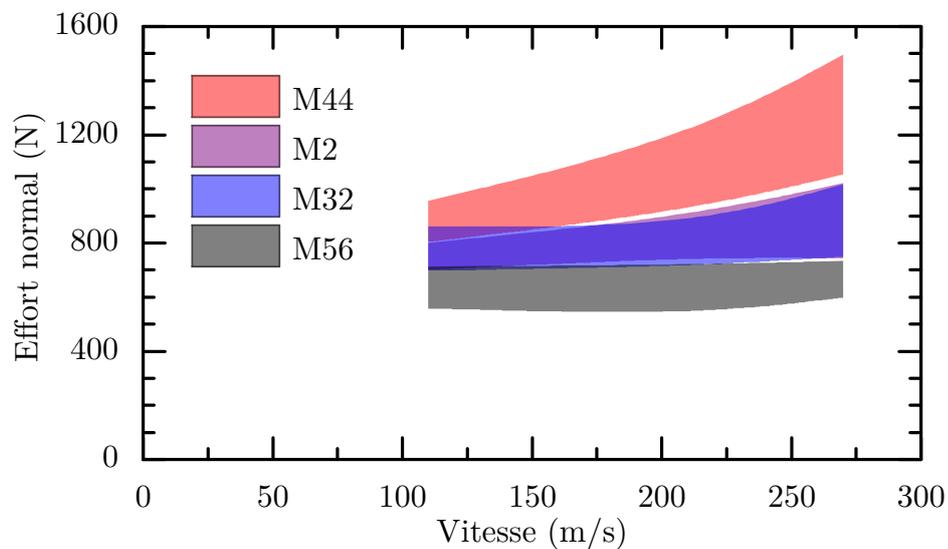


FIGURE 4.17 – Efforts normaux moyens en fonction de la vitesse et du matériau testé  
 $t_1 = 100 \mu m$ ,  $r = 0,4 mm$ ,  $e = 1 mm$ ,  $\beta = 0^\circ$

Cette campagne d'essai en coupe orthogonale a mis en évidence une évolution de l'amplitude des efforts normaux en fonction de la dureté sur les matériaux AlSi-Polyester. Le matériau générant les efforts normaux les plus importants durant ces essais est donc l'AlSi-polyester M44, suivi par la microstructure M32 et enfin par le revêtement M56 présentant

la dureté la plus faible parmi ces trois revêtements. Les efforts normaux n'évoluent pas en fonction de la vitesse d'interaction, comme il a été possible de le constater sur le matériau abrasable « test » (fig. 4.9) excepté pour l'abrasable AlSi-polyester M44, dont la dureté est la plus élevée, pour lequel l'effort normal augmente avec la vitesse d'interaction.

L'AlSi testé ici, de référence M2, génère des efforts normaux identiques à l'AlSi-polyester de M32 obtenu à partir des paramètres de projection Snecma. Bien que ce matériau soit beaucoup plus dur, les efforts de contact n'augmentent pas. Ceci peut s'expliquer par l'usure importante rencontrée lors des essais sur l'AlSi contrairement aux matériaux AlSi-Polyester. Pour ce type d'interaction, les efforts sont générés en partie par la compression du matériau sous l'outil et en partie par la résultante des efforts au niveau de l'arête de coupe. En faisant l'hypothèse que l'intégralité de la déformation plastique du revêtement s'effectue au niveau du rayon d'arête lorsque la matière est poussée sous l'outil, sur une surface de contact faible, la majorité de l'effort normal est générée par le retour élastique faisant pression sur la surface frottante, de plus grande dimension, sous l'outil. Bien que la dureté de l'AlSi-Polyester soit plus faible, son retour élastique plus important pourrait expliquer ses efforts normaux comparables.

Pour l'ensemble des matériaux étudiés, les efforts de coupe moyens mesurés sont constants sur toute la gamme de vitesses. Les efforts de coupe, tout comme l'effort normal, sont croissants avec la dureté du matériau comme il est possible de s'y attendre. Contrairement à l'effort normal, les efforts de coupe mesurés pour l'AlSi sont très importants par rapport à ceux observés pour les abrasables AlSi-Polyester. La dispersion des mesures augmente avec la vitesse d'interaction. Ceci est dû au fait que la mesure est réalisée sur un signal d'effort de coupe évoluant de façon non négligeable sur la zone moyennée pour ces vitesses d'interaction.

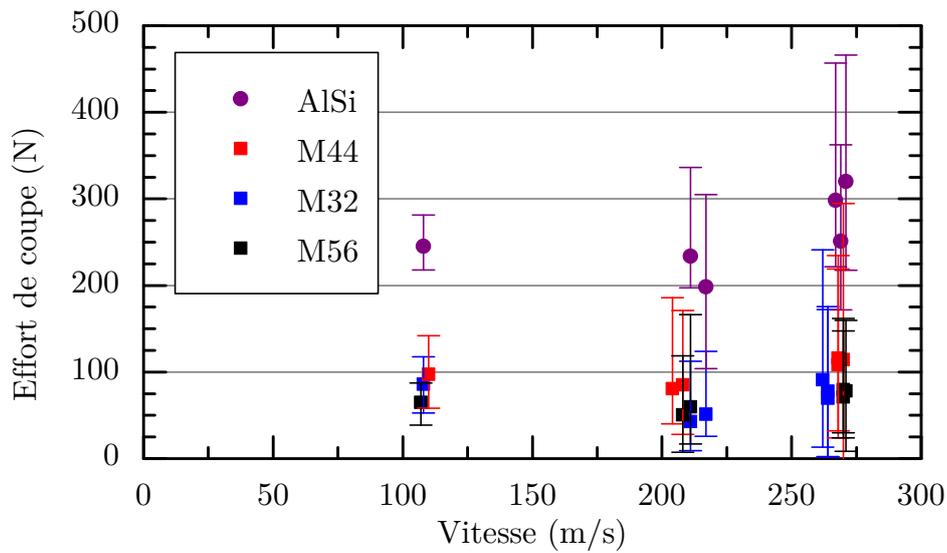


FIGURE 4.18 – Efforts de coupe moyens en coupe orthogonale en fonction de la vitesse et du matériau testé

$$t_1 = 100 \mu m, r = 0,4 mm, e = 1 mm, \beta = 0^\circ$$

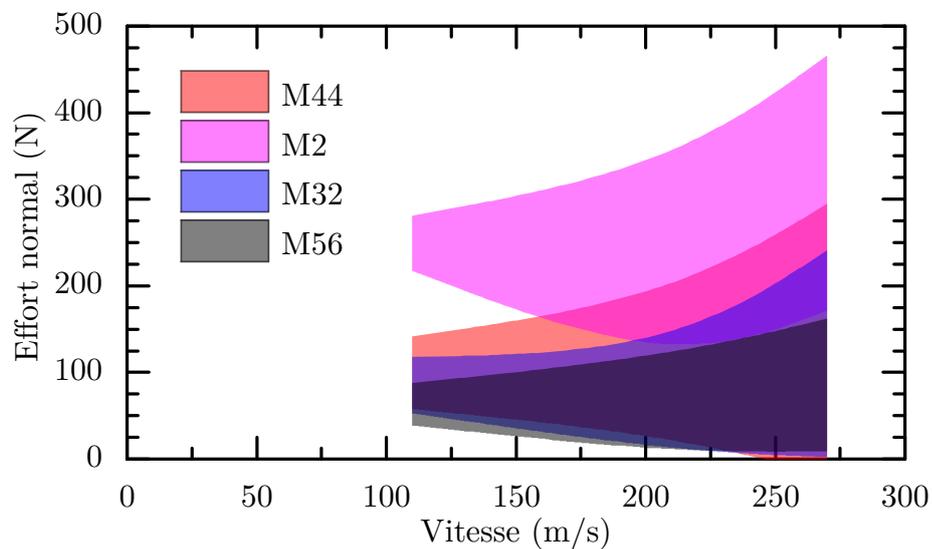


FIGURE 4.19 – Efforts de coupe moyens en coupe orthogonale en fonction de la vitesse et du matériau

$$t_1 = 100 \mu m, r = 0,4 mm, e = 1 mm, \beta = 0^\circ$$

Pour s'affranchir un maximum de ce phénomène, le rapport effort / usure mesurée post-mortem, noté  $F/w$ , a été calculé sur tout la durée de l'interaction excepté la zone affecté par le choc final contre le bouchon du projectile. Ces mesures présentent également une forte dispersion due à l'évolution des efforts à incursion constante observée précédemment. Seules les valeurs moyennes seront donc présentées en figure 4.20.

L'évolution observée sur l'effort de coupe se retrouve ici avec un rapport  $F_c/w$  plus élevé pour l'AlSi même après avoir été rapporté à la quantité de matière usée beaucoup plus grande pour l'AlSi. L'analyse du rapport  $F_n/w$  met à nouveau en évidence l'évolution des efforts normaux avec la dureté sur les AlSi-Polyester. Concernant le matériau AlSi (M2), le ratio  $F_n/w$  est ici plus faible que pour les matériaux AlSi-Polyester du fait de l'usure générée beaucoup plus importante.

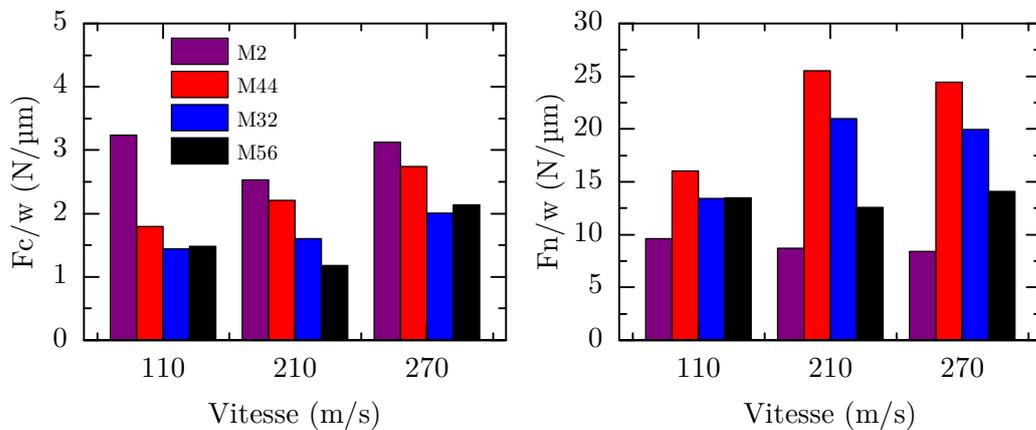


FIGURE 4.20 – Évolution du rapport  $F/w$  pour les efforts de coupe et normaux

Enfin, les usure moyennes mesurées dans la phase de contact quasi-stationnaire sont représentées en figure 4.21. Les usure constatées sur les abrasables AlSi-polyester, comprises entre 30 et 60 µm sont faibles vis à vis de la profondeur d'incursion théorique. Ces matériaux montrent une usure indépendante de la microstructure. Seules la vitesse semble avoir un impact sur l'usure du revêtement légèrement plus importante pour les essais à 110 m/s. Contrairement aux revêtements AlSi-Polyester, l'AlSi M2 s'use de façon importante durant le contact. Les usures mesurées n'atteignent cependant pas la profondeur d'incursion théorique correspondant à la profondeur d'incursion. L'usure de l'AlSi est ici dépendante de la vitesse d'interaction avec une usure plus importante pour les grandes vitesses de contact.

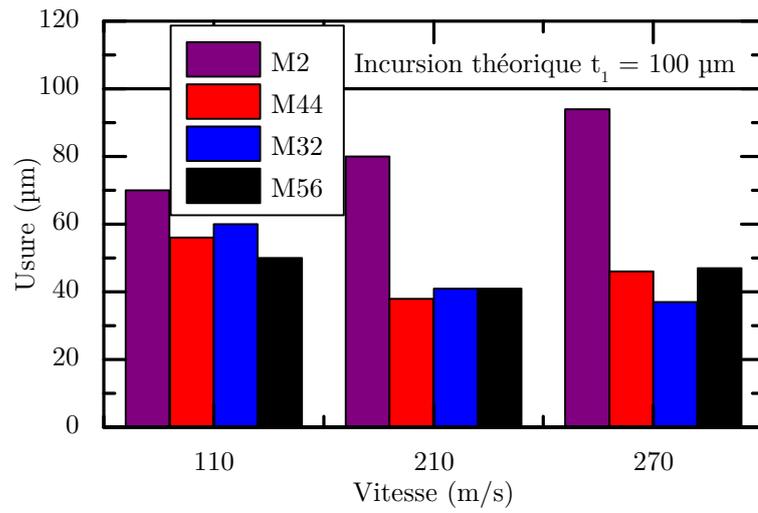


FIGURE 4.21 – Usure moyenne des revêtements mesurée post-mortem par rapport à la profondeur d'incursion théorique

## 4.2.2 Essais de coupe oblique

Suite aux essais de coupe orthogonale, une série d'essais en coupe oblique à  $45^\circ$  a été réalisée sur chaque matériaux. Cette section présente les résultats obtenus sous une forme semblable aux essais de coupe orthogonale . Aux mesures d'efforts normaux et de coupe sont ajoutés la mesure de la composante tangentielle de l'effort d'interaction. Une autre configuration de visualisation à grande vitesse ayant été employée pour ces essais, la mesure de l'incursion apparente n'a pas été réalisée.

### 4.2.2.1 Matériau M2 - AlSi

Les résultats des essais de coupe oblique sur le matériau M2 sont présentés sur la figure 4.22. Tout comme pour les essais de coupe orthogonal, les interactions en coupe oblique sur l'abradable AlSi M2 génèrent une usure importante du revêtement proche de la profondeur d'incursion théorique ( $100 \mu\text{m}$ ). Les profils d'usure observés se présentent également sous la même forme excepté pour l'essai M2\_09 réalisé à  $270 \text{ m/s}$  pour lequel l'usure décroît tout au long de l'essai.

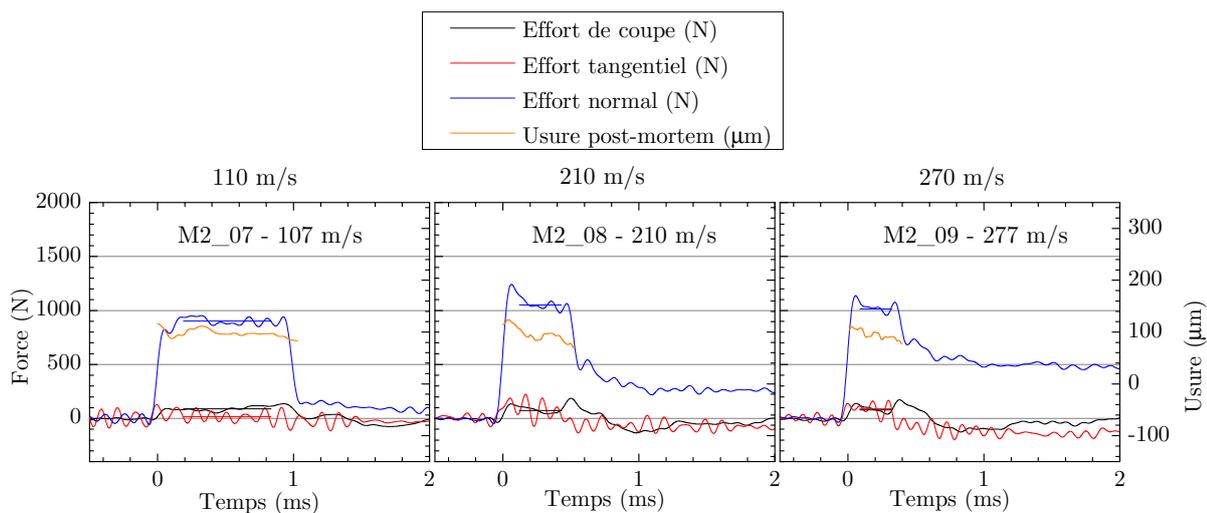


FIGURE 4.22 – Signaux d'efforts, incursion et usure - M2 - Coupe oblique à  $45^\circ$   
 $t_1 = 100 \mu\text{m}$ ,  $r = 0,4 \text{ mm}$ ,  $e = 1 \text{ mm}$ ,  $\beta = 45^\circ$

Les efforts d'interaction mis en jeu pour ces essais de coupe oblique évoluent de façon similaire à ceux rencontrés en coupe orthogonale. A  $100 \text{ m/s}$ , après la phase transitoire, les efforts de coupe et normaux sont quasi-constants durant l'interaction. A  $210$  et  $270 \text{ m/s}$  l'effort normal reste constant alors que l'effort de coupe décroît tout au long de l'interaction. Pour leur part, les signaux d'effort tangentiel présentent des oscillation importantes.

L'amplitude des efforts est ici très différente de celle mesurée en coupe orthogonale. Les effort normaux ont fortement augmentés pour atteindre environ  $1000 \text{ N}$  contre  $750$

N pour les essais précédents. Cette hausse de l'effort normal est ici due à la surface de contact outil-éprouvette plus importante en coupe oblique ( $10.7 \text{ mm}^2$  contre  $7.6 \text{ mm}^2$ ). La pression de contact apparente ( $P_a = F_N^{moyen} / S_c^{théo}, F_n^{moyen}$  : l'effort normal moyen,  $S_c^{théo}$  : la surface de contact outil-pièce théorique) est ainsi constante pour les essais de coupe orthogonale et oblique avec une valeur moyenne de 95 MPa.

La composante de coupe est d'environ 80 N pour l'ensemble des essais contre 245 N en coupe orthogonale. Enfin, la composante tangentielle apparaît comme étant quasi-nulle à 110 m/s. Pour les essais réalisés à 210 et 270 m/s celle-ci est égale à l'effort de coupe. L'allure particulière de l'effort tangentiel à 110 m/s est incohérente avec celle observée à 270 m/s. Il semblerait que cette valeur d'effort tangentiel particulièrement basse à 110 m/s soit due à un aléas expérimental.

La répartition à part égale de l'effort de coupe et de l'effort tangentiel est tout à fait cohérent avec une configuration de coupe oblique à  $45^\circ$  ne faisant pas intervenir le frottement. L'augmentation de l'effort normal, la diminution de la composante de coupe et cette répartition égale des efforts de coupe et tangentiels tendent à prouver que le frottement n'est pas le mécanisme principal de génération des efforts dans la direction du mouvement.

4.2.2.2 Matériau M32- AlSi-polyester de référence

La figure 4.23 représente les signaux d'efforts et d'usure obtenus pour les essais de coupe oblique sur abrasables AlSi-Polyester M32. Les profils d'usure relevés sont comparables à ceux observés lors des essais précédents réalisés en coupe orthogonale. L'usure moyenne se situe, comme lors des essais de coupe orthogonale, entre 40 et 60  $\mu\text{m}$ . Contrairement à la configuration de coupe orthogonale, l'usure est également constante à 100 m/s. Comme observé pour les essais de coupe oblique sur AlSi, l'effort normal augmente et la pression de contact apparente est constante et égale à 100 MPa environ pour les deux configurations de coupe.

Pour chaque configuration, l'effort normal est constant, quelque soit l'évolution du profil d'usure. L'effort de coupe, très faible, est légèrement croissant à 100m/s. Pour les interactions à 210 et 270 m/s, les efforts de coupe suivent une évolution légèrement décroissante durant l'interaction comme l'ont montré les essais réalisés à cette vitesse en coupe orthogonale. L'effort tangentiel, du fait des fortes oscillations du signal, ne peut être quantifié.

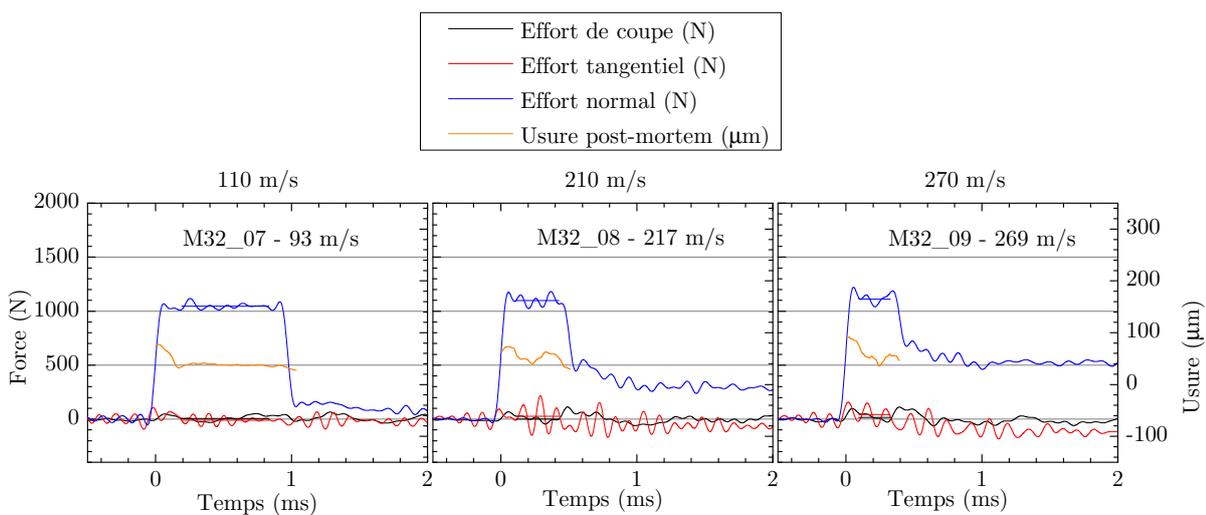


FIGURE 4.23 – Signaux d'efforts, incursion et usure - M32 - Coupe oblique à  $45^\circ$   
 $t_1 = 100 \mu\text{m}$ ,  $r = 0,4 \text{ mm}$ ,  $e = 1 \text{ mm}$ ,  $\beta = 45^\circ$

## 4.2.2.3 Matériau M44- AlSi-polyester de dureté élevée

Les signaux d'efforts et d'usure obtenus lors de la campagne d'essai en coupe oblique sur l'abradable M44 (fig. 4.24) mettent en évidence les mêmes évolution des efforts comparable à celle observée en coupe oblique sur l'AlSi-Polyester M32. Pour ces essais, contrairement à la configuration du coupe orthogonale, les efforts normaux n'évoluent pas avec la vitesse d'interaction. La pression normale apparente au contact mesurée lors de ces essais (130 MPa) est comparable à celle observée en coupe orthogonale (120 - 160 MPa).

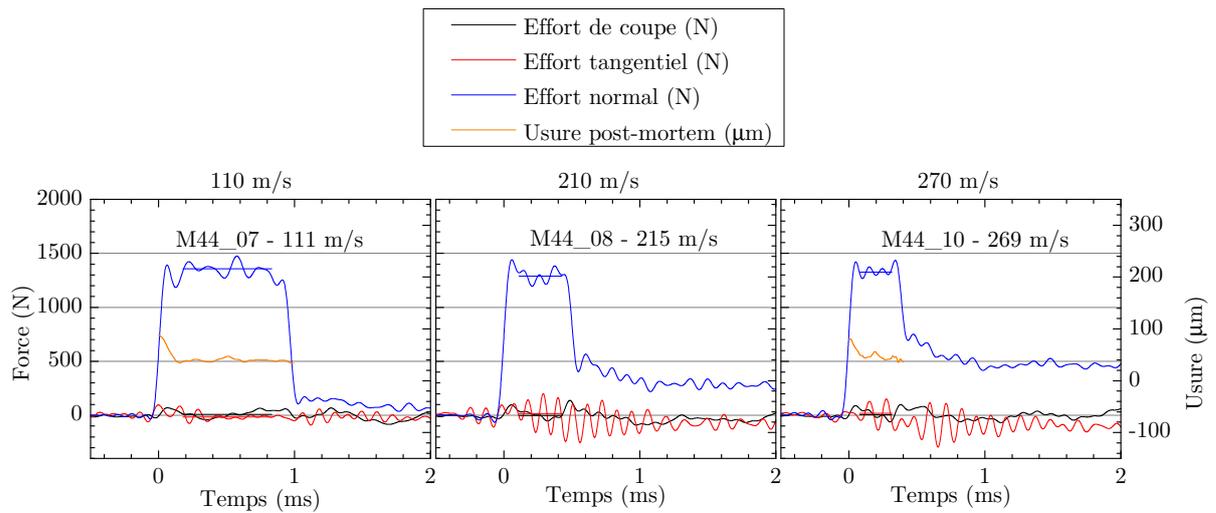


FIGURE 4.24 – Signaux d'efforts, incurSION et usure - M44 - Coupe oblique à  $45^\circ$   
 $t_1 = 100 \mu\text{m}$ ,  $r = 0,4 \text{ mm}$ ,  $e = 1 \text{ mm}$ ,  $\beta = 45^\circ$

4.2.2.4 Matériau M56 - AlSi-polyester de dureté faible

La figure 4.25 représente les signaux obtenus lors de la campagne sur l'abradable M56 de dureté la plus faible. L'évolution de l'usure en cours d'essai suit toujours le même schéma avec une décroissance en début d'essai puis une stabilisation. Tout comme les deux précédents matériaux, les efforts de coupe et tangentiels sont très faibles et difficilement quantifiables. Les efforts normaux ont également augmentés sur ces essais vis à vis de la configuration de coupe orthogonale. La pression de contact apparente pour ce matériau est de 80 MPa pour les deux configurations de coupe.

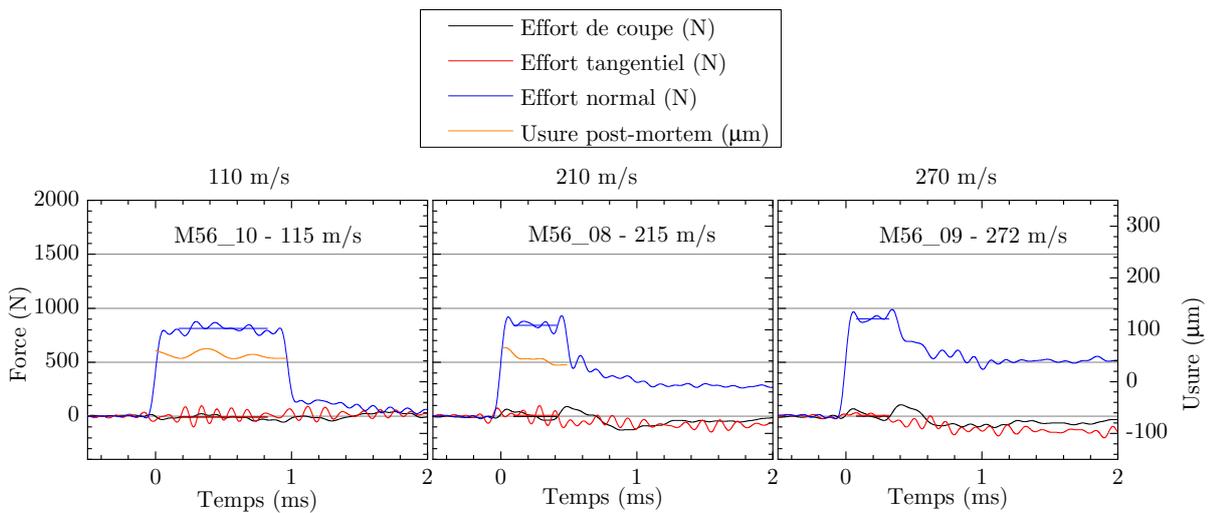


FIGURE 4.25 – Signaux d'efforts, incursion et usure - M56 - Coupe oblique à 45°  
 $t_1 = 100 \mu m$ ,  $r = 0,4 mm$ ,  $e = 1 mm$ ,  $\beta = 45^\circ$

## 4.2.2.5 Analyse des résultats

Les essais de coupe oblique ont montré une évolution similaire des efforts d'interaction à ceux observés en coupe orthogonale. De même le profil de l'usure mesurée post-mortem est de forme similaire et peut être également divisé en une phase transitoire d'établissement du contact et une phase quasi-stationnaire durant laquelle l'usure évolue peu.

Comme le montre les figures 4.26.a et 4.26.b, les efforts de coupe et tangentiel sont très faibles dans les configurations de coupe oblique. Ainsi, seul les efforts mis en jeu dans le cadre des essais sur l'abradable AlSi a permis d'évaluer l'amplitude de ces efforts. Ainsi, pour ce matériau, ces deux composantes d'effort sont égales et leur amplitude est d'environ 80 N quelque soit la vitesse excepté pour l'essai à 100 m/s pour lequel l'effort tangentiel est très faible. Cette mesure incohérente avec celles réalisée à plus grande vitesse semble ici due à un aléas expérimental lors de l'essai.

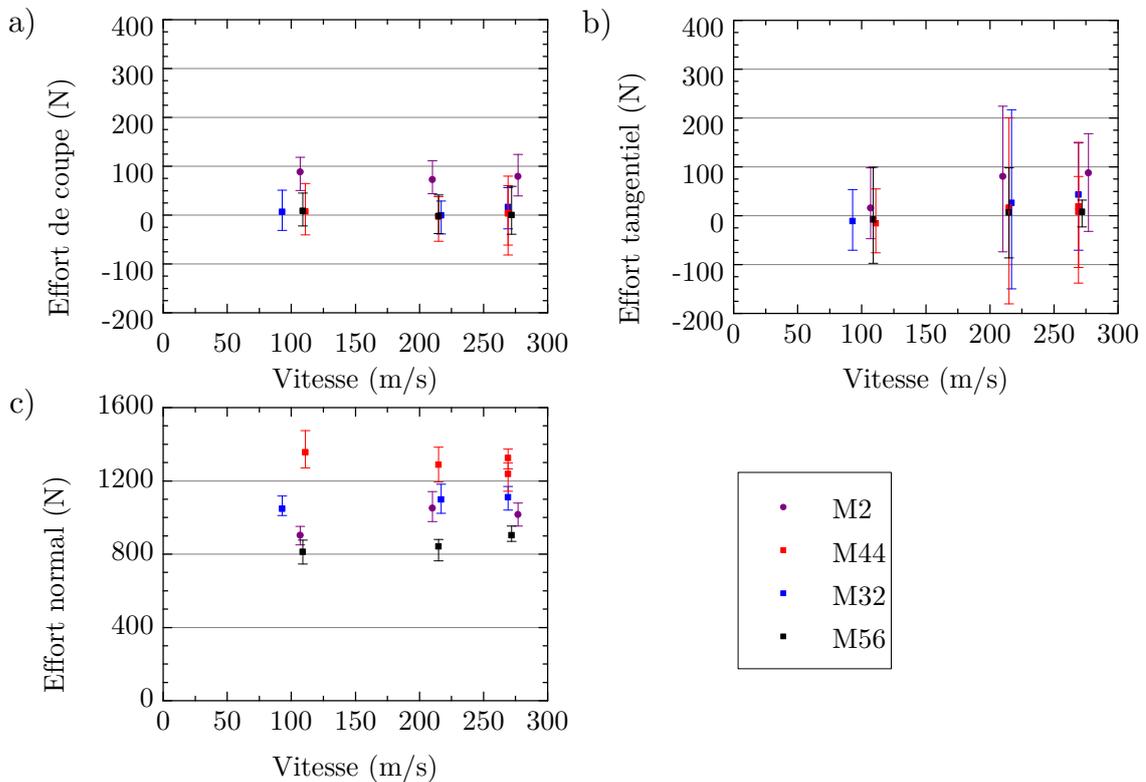


FIGURE 4.26 – Efforts moyens en coupe oblique à 45° en fonction de la vitesse et du matériau testé.  $t_1 = 100 \mu\text{m}$ ,  $r = 0,4 \text{ mm}$ ,  $e = 1 \text{ mm}$ ,  $\beta = 45^\circ$

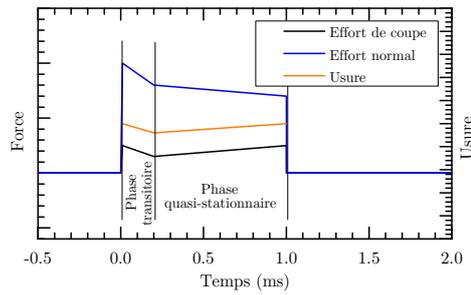
La figure 4.26.c présente les effort normaux mesurés en coupe oblique avec  $\beta = 45^\circ$ . Comme évoqué durant les paragraphes précédents, les efforts normaux mis en jeu pour l'ensemble de ces interactions sont supérieurs d'environ 40% à ceux mesurés lors des essais en coupe orthogonale. Cette hausse s'explique par une surface de contact outil-abradable plus grande. A contrainte égale, les efforts sont alors plus important.

### 4.2.3 Conclusion sur l'usure et les efforts d'interaction pour les deux configurations de coupe

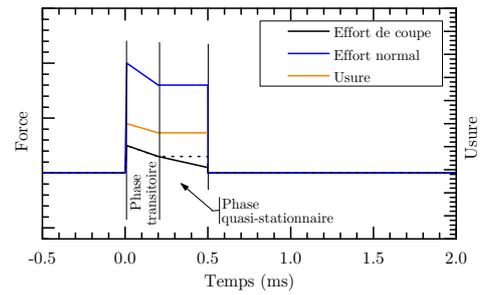
L'ensemble de ces mesure d'effort a permis de mettre en évidence divers phénomènes survenant au cours de l'interaction. Tout d'abord l'ensemble des interactions générées se décompose en deux phases durant lesquelles l'évolution des efforts et de l'usure diffèrent. Lors de la génération du contact, la position verticale du projectile est indéterminée du fait des jeux de guidage. Lors de l'initiation du contact une phase transitoire a lieu durant laquelle, sous l'effet des efforts normaux, le projectile se déplace verticalement jusqu'au contact avec le rail de guidage. L'interaction atteint alors un régime quasi-stationnaire durant lequel l'usure n'évolue plus brutalement. Les vidéos à grande vitesse réalisés lors des essais en coupe orthogonale ont également mis en évidence ce mouvement du projectile en début d'interaction alors que l'outil est immobile. L'évolution du profil d'usure sur les éprouvettes et de la profondeur d'incursion mesurée sur les vidéos suivant des variations identiques, l'hypothèse d'un mouvement d'éprouvette entraînant l'évolution du profil d'usure est confirmée.

Les efforts moyens mesurés durant ces essais n'ont pas montré de dépendance particulière à la vitesse d'interaction excepté pour l'AlSi-Polyester M44 (microstructure la plus dure) pour lequel l'effort normal est croissant avec la vitesse en coupe orthogonale. C'est évolution de l'effort normal n'a cependant pas été retrouvée en coupe oblique. Les interactions avec les abrasables AlSi-Polyester montrent que les efforts normaux augmentent avec la dureté du revêtement. Bien que l'abrasable AlSi soit le plus dur parmi ceux testés, les efforts normaux sont comparables à ceux observés pour l'AlSi-Polyester M32. En coupe oblique, les efforts normaux augmentent de façon significative. Cette augmentation est due à l'augmentation de la surface de contact outil-abradable. Pour un même matériau, la pression apparente de contact est constante sur tout la gamme de vitesses et la profondeur d'incursion testées.

Les efforts de coupe augmentent également avec la dureté du revêtement. Les efforts de coupe, en coupe oblique, sont très faibles. Ainsi, seuls les essais sur l'AlSi en coupe oblique ont permis de mesurer l'effort de coupe. Les efforts tangentiels en coupe oblique, pour leur part, sont très faibles et n'ont pu être mesuré que pour l'AlSi.



(a) Usure croissante



(b) Effort de coupe constant ou décroissant

FIGURE 4.27 – Profils de signaux d'efforts et d'usure rencontrés

Deux types de signaux d'efforts ont été mis en évidence durant cette série d'essais (fig. 4.27). Le premier apparaît pour les essais de coupe orthogonale sur AlSi-Polyester M32 et M44. Il présente, durant la phase quasi-stationnaire, une croissance de l'usure accompagnée, d'une hausse de l'effort de coupe et une diminution de l'effort normal. Le second présente une usure constante accompagnée d'un effort normal constant et d'un effort de coupe constant ou décroissant.

## 4.3 Analyse des mécanismes d'interaction

Les analyses réalisées sur les matériaux après essais ont mis évidence différents mécanismes d'endommagement survenant lors des interactions titane-abradable. Tout d'abord, ces mécanismes seront détaillés individuellement. Des cartographies d'endommagement, en fonction de la vitesse d'interaction et du matériau seront ensuite présentées pour les configurations de coupe orthogonale et oblique.

### 4.3.1 Mécanismes d'interaction mis en évidence

L'analyse des surfaces générées au microscope optique, l'analyse d'échantillon en tomographie et la visualisation à grande vitesse ont permis d'identifier 5 mécanismes d'endommagement principaux :

- le sillonnage,
- la fissuration périodique,
- formation de particules et coupe,
- la densification,
- le « beurrage ».

#### 4.3.1.1 Sillonnage

Les essais sur l'AlSi-Polyester à 100 m/s génèrent des surfaces striées (fig. 4.28). L'analyse de l'évolution de ces sillons tout au long de l'interaction met en évidence une croissance de ceux-ci au fur et à mesure de l'interaction (fig. 4.29).

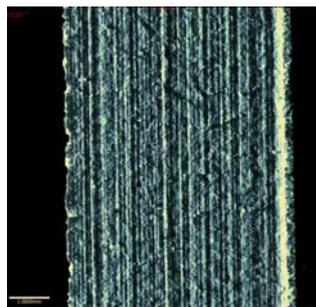


FIGURE 4.28 – Essai M56\_01, coupe orthogonale,  $V_i = 107\text{ m/s}$ ,  $t_{1th} = 100\text{ }\mu\text{m}$   
Microscopie optique, lumière rasante perpendiculaire aux sillons

La comparaison entre les surfaces obtenues sur les différents revêtements AlSi-Polyester met en évidence une influence de la dureté du revêtement sur le phénomène de sillonnage. En effet, tout particulièrement en fin d'interaction, le nombre de sillons est beaucoup plus important sur l'abradable M44 (AlSi-Polyester le plus dur - dureté HR15Y de 66 - parmi ceux testés). Le revêtement M56, pour sa part, présente peu de sillons tout au long

de l'interaction. Pour cette vitesse d'interaction, ce matériau n'est donc pas sujet à un sillonnage important.

Cette évolution croissante des sillons en largeur et en nombre semble ici être due à un transfert progressif d'abrasable sur l'outil. Ces transferts forment alors des particules abrasives sur le revêtement (fig. 4.30). Au fur et à mesure de l'accumulation de matière transférée la profondeur et le nombre des sillons augmente. L'usure du revêtement est alors croissante tout au long du contact.

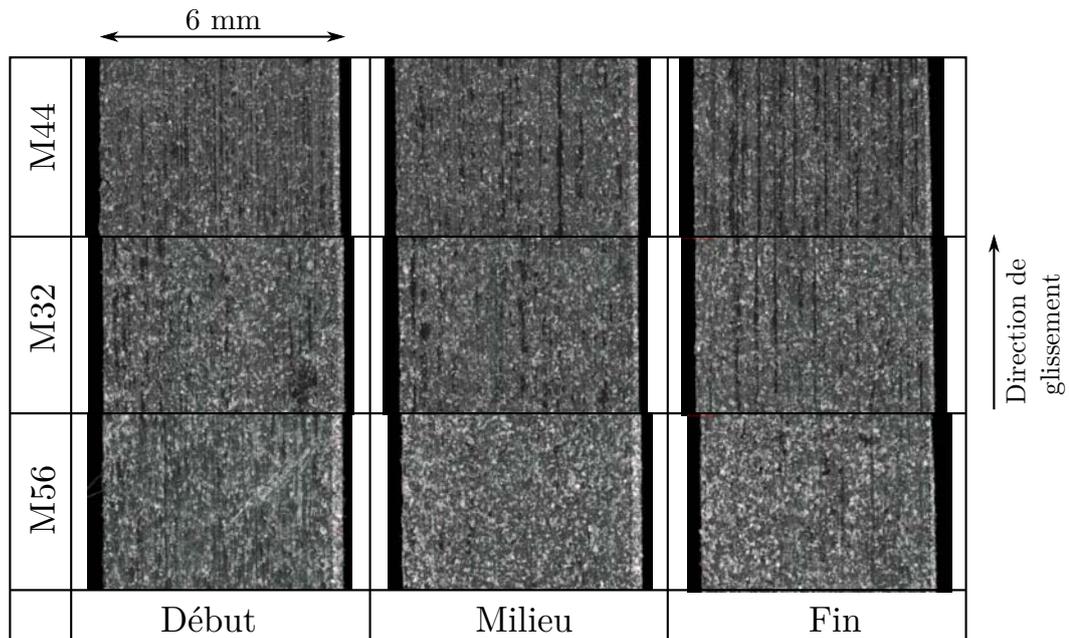


FIGURE 4.29 – Évolution des sillons durant l'interaction sur l'AlSi-Polyester  
Surface générée en fonction de la position sur l'éprouvette (début, milieu et fin  
d'interaction) et du matériau testé

Cette évolution de l'usure a été observée expérimentalement sur les essais M32\_01 et M44\_01 réalisés à 100 m/s et pour lesquels un sillonnage important apparaît. A cette augmentation de l'usure est associée une hausse de la composante de coupe de l'effort d'interaction dû à la profondeur d'incursion plus importante du fait de l'augmentation du transfert adhésif. Une légère chute de l'effort normal en cours d'interaction est également mise en évidence durant ces essais. L'abrasable, usé plus en profondeur au niveau d'un transfert d'abrasable, ne fait alors plus pression sur la surface inférieure de l'outil diminuant ainsi l'effort normal au contact.

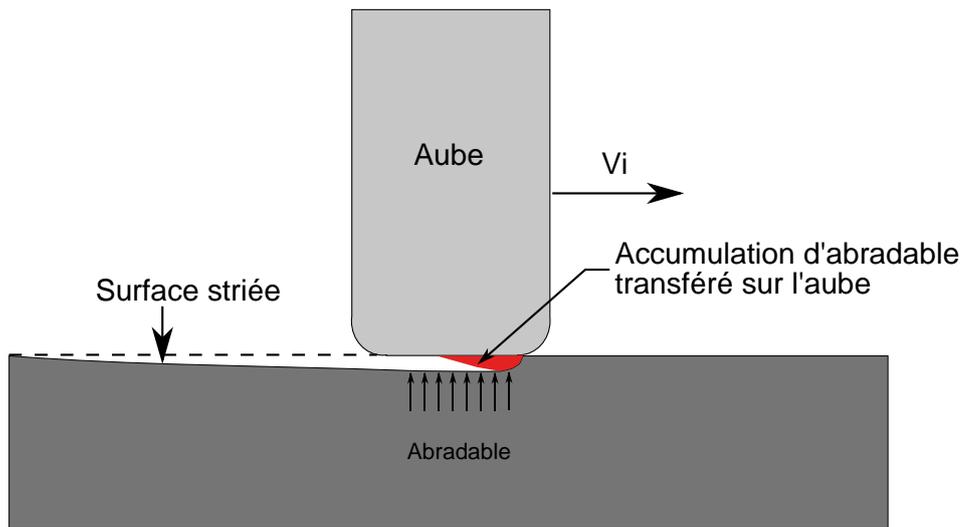


FIGURE 4.30 – Mécanisme de transfert-sillonnage

L'abradable AlSi (M2) testé est également sujet à un sillonnage en surface (fig. 4.31). Ce mécanisme d'endommagement apparaît ici pour toutes les vitesses d'interaction. La profondeur des sillons n'évolue pas durant l'interaction ce qui peut être expliqué par des transferts peu adhérents à l'aube se détachant lorsque les efforts subis sont trop importants. Il ne s'agit toutefois pas d'un mécanisme prédominant sur ce matériau présentant une fissuration périodique importante.

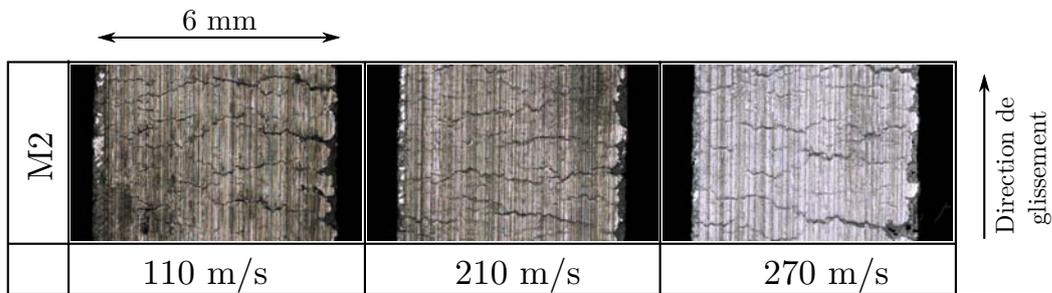


FIGURE 4.31 – Sillonnage sur l'abradable AlSi M2

### 4.3.1.2 Fissuration périodique

Les essais de coupe orthogonale et oblique sur l'abradable AlSi ont montré un phénomène de fissuration périodique parallèle à l'arête de l'outil. Les fissures sont espacées régulièrement avec un pas de 1 mm environ. Ce type de fissuration peut apparaître sur les système de freins à disques sous l'effet du chargement thermomécanique au contact Kim *et al.* [2013].

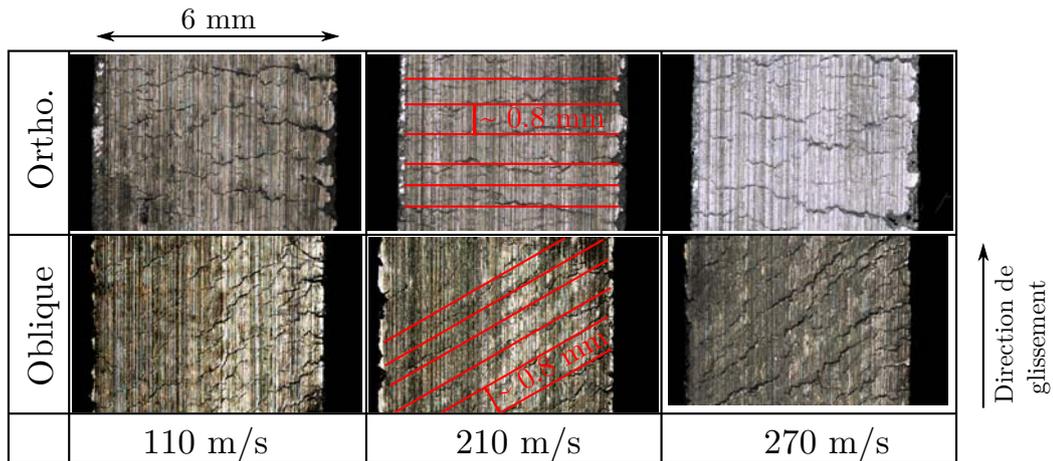


FIGURE 4.32 – Surface obtenues pour l'AlSi M2 en coupe orthogonale et oblique

Schmid [1997] ayant mis en évidence un phénomène similaire sur les matériaux AlSi-polyamide, les abrasables AlSi-polyester ont été étudiés afin d'identifier une fissuration de surface n'apparaissant pas sur les microscopies optiques. L'analyse d'échantillons prélevés sur les éprouvettes après interaction a ainsi mis en évidence une fissuration similaire des revêtements AlSi-Polyester (fig. 4.33). Pour ces essais, le pas de fissure est d'environ 1.3 mm. Sur le matériau M32, étudiée en tomographie pour 3 vitesses différentes, la fissuration périodique semble être favorisée à 110 m/s. En comparant les images obtenues pour les différents AlSi-Polyester à 210 m/s, une dureté de revêtement faible (M56) semble favoriser la fissuration périodique du revêtement. Cette même fissuration périodique peut être aperçue sur ces revêtements en microscopie optique. Cependant, la microscopie optique ne permet pas d'obtenir un contraste suffisant pour déterminer précisément la présence de ces fissures.

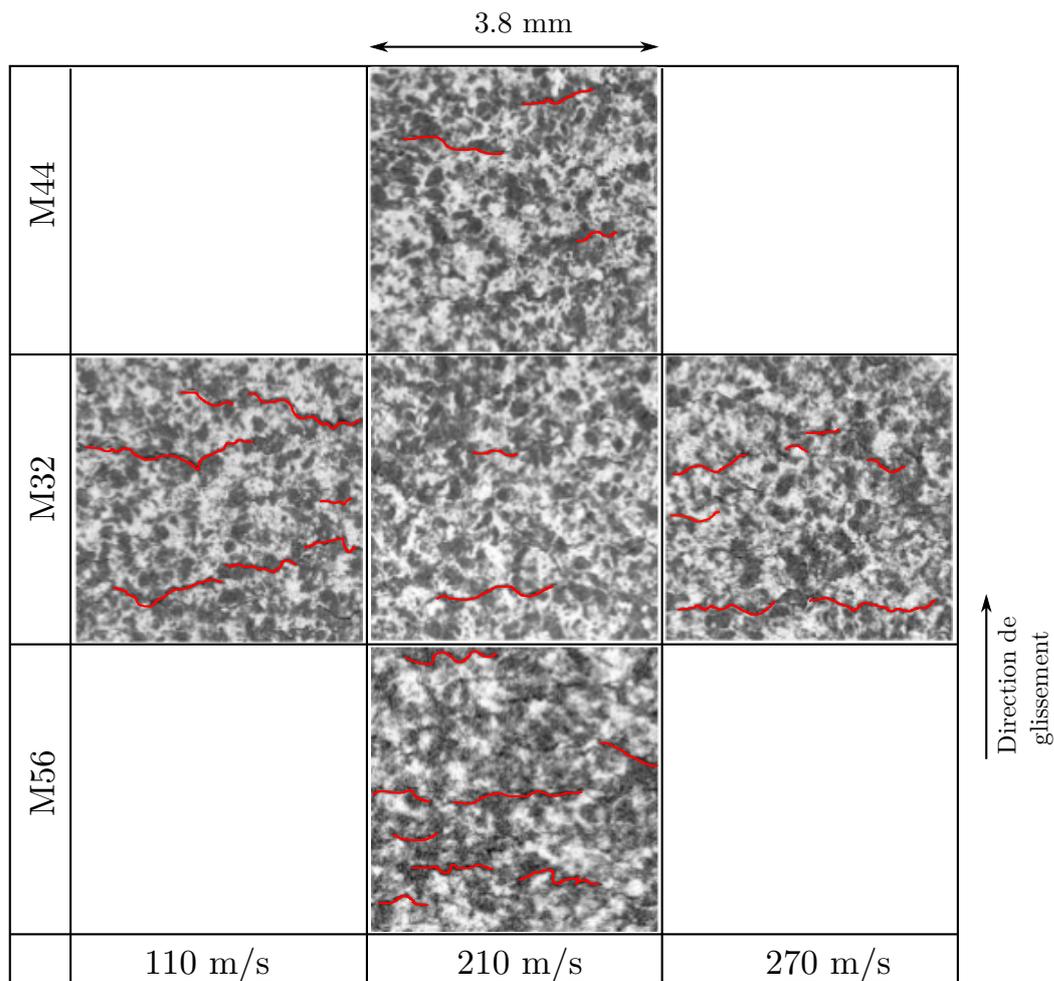


FIGURE 4.33 – Fissuration périodique sur AlSi-polyester  
Première coupe tomographique à 3  $\mu\text{m}$  en dessous de la surface frottée pour une vitesse de référence (210 m/s) et un matériau de référence (M32)

L'analyse par tomographie permet de réaliser des coupes dans toutes les directions. Il est ainsi possible de mesurer la profondeur des fissures sur les échantillons analysés. Cette mesure a été réalisée manuellement sur des coupes perpendiculaires aux fissures comme présenté en figure 4.34.

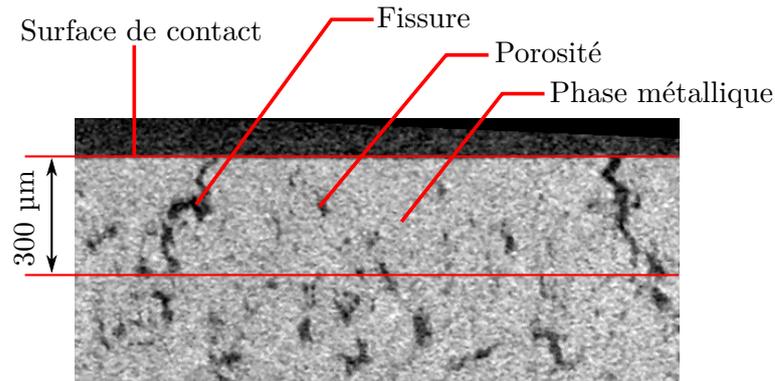


FIGURE 4.34 – Mesure de la profondeur des fissures sur coupe tomographique  
Matériau AlSi (M2)

Le tableau 4.35 présente les profondeurs de fissures mesurées sur les abrasables étudiés en tomographie. Le matériau M32 ne montre pas d'influence de la vitesse d'interaction sur la profondeur des fissures générées. De même à 210 m/s les 3 microstructures d'AlSi-Polyester présentent des profondeurs de fissures du même ordre de grandeur (environ 150 µm). Pour sa part, le matériau AlSi présente des fissures d'une profondeur importante (300 µm). Les interactions relativement faible de 100 µm générées provoquent ainsi un endommagement du revêtement en profondeur modifiant, a priori, le comportement du matériau abrasable et facilitant la rupture de larges particules lors de contacts ultérieurs.

	110 m/s	210 m/s	270 m/s
M2		300 µm	
M44		120 µm	
M32	140 µm	156 µm	125 µm
M56		135 µm	

FIGURE 4.35 – Profondeur des fissures générées lors des contacts outil abrasable  
Profondeur d'incursion théorique : 100 µm

La figure 4.36 présente de façon schématique le mécanisme de formation des fissures proposé. Lors du contact, sous l'effet de l'effort de coupe, l'abrasable est soumis à un chargement de cisaillement dans la direction du mouvement. Le revêtement se déforme et accumule de l'énergie de déformation à l'arrière de l'outil. Une fois l'énergie accumulée trop importante, une fissure s'amorce et se propage en mode 1 à l'arrière de l'outil et les contraintes se relaxent. Ce phénomène cyclique forme alors des fissures périodiques sur la surface du revêtement.

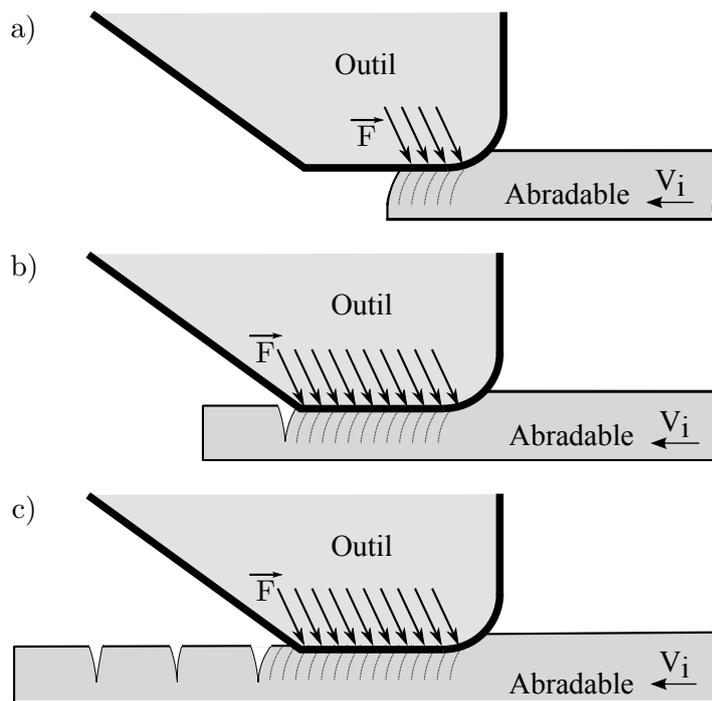


FIGURE 4.36 – Mécanisme de fissuration périodique

#### 4.3.1.3 Formation de particules

Un autre phénomène mis en évidence durant ces essais est la formation de particules lors de l'interaction. La rupture du matériau peut se faire sous forme de fines particules de taille non mesurable ou sous forme de copeaux, l'outil jouant alors le rôle d'outil de coupe. Ce phénomène de coupe a particulièrement été mis en évidence pour les essais sur le matériau AlSi M2. La figure 4.37 présente 3 images issues de vidéos d'essais à 110, 210 et 270 m/s pour lesquelles des particules sont formées en amont de l'outil. Ces particules mesurent, dans le plan focal de la vidéo, environ 200  $\mu\text{m}$ . Cependant, cette mesure est peu précise du fait du faible contraste sur les vidéos et du peu d'images sur lesquelles celles-ci apparaissent. Sur les vidéos réalisées pour les matériaux AlSi-Polyester, aucune particule n'est visible.

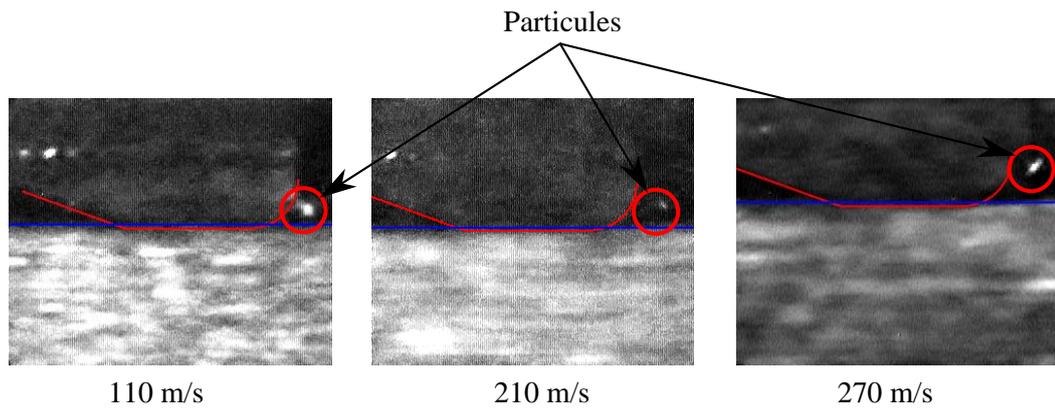


FIGURE 4.37 – Images vidéo de particules formées lors des essais sur AlSi M2

Les vidéos réalisées en champ large en coupe oblique ont, pour la plupart, permis d'identifier la direction d'éjection des particules sous la forme de nuage de fines poussières. Le tableau 4.5, résume les directions d'éjections observées en fonction du matériau de la vitesse d'interaction. L'éjection de particules peut être difficile à observer en coupe oblique du fait de la direction d'éjection à l'opposé de la caméra et de la faible profondeur de champ disponible ( $< 0,5$  mm). Toutefois, les particules sont majoritairement éjectées avant l'outil à 110 m/s et après l'outil à 210 et 270 m/s ce qui est en accord avec les observations faites par Schmid [1997].

	110 m/s	210 ms	270 m/s
M2	Amont		
M44		Aval	
M32	Amont	Aval	Aval
M56		Aval	Aval

Tableau 4.5 – Sens d'éjection des particules d'abradable en coupe oblique

Ce mécanisme, d'après Borel *et al.* [1989] et Schmid [1997], génère une surface lisse. De telles surfaces ne sont pas générées sur les matériaux AlSi du fait de la compétition avec d'autres mécanismes tels que le sillonnage et la micro-rupture (fig. 4.31). Les matériaux AlSi-polyester, pour lesquels le sillonnage n'apparaît pas, présentent pour leur part des surfaces lisses exemptes d'endommagement sévère (fig. 4.38) de rugosité aléatoire et présentant parfois de petits arrachements de matière. Ici, ce type de surfaces sera apparentée au mécanisme de formation de particules et de coupe.

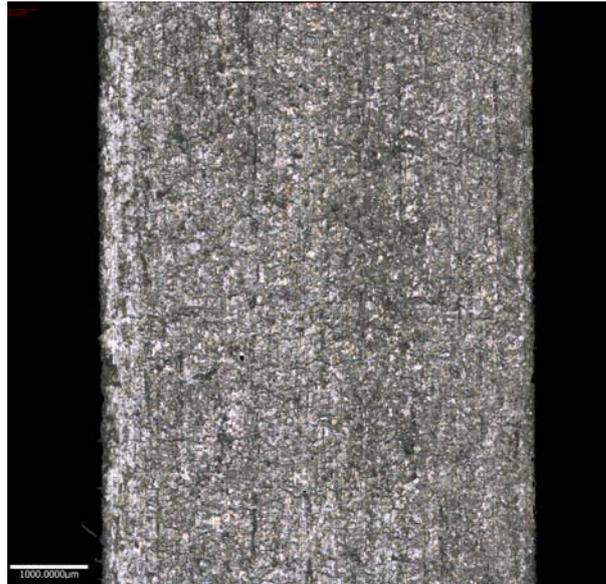
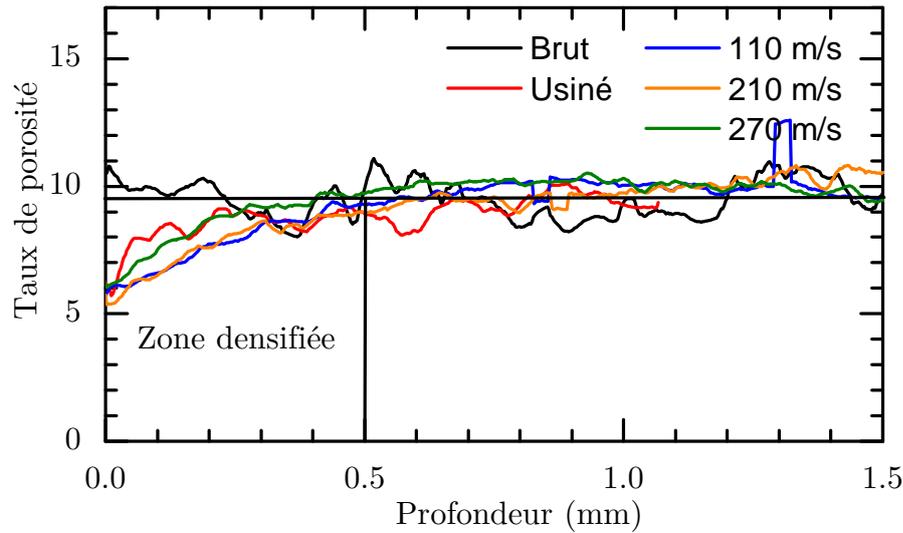


FIGURE 4.38 – Surface générée sur un matériau AlSi-Polyester M32 en coupe orthogonale.  $V_i = 270 \text{ m/s}$ ,  $t_1 = 100 \mu\text{m}$

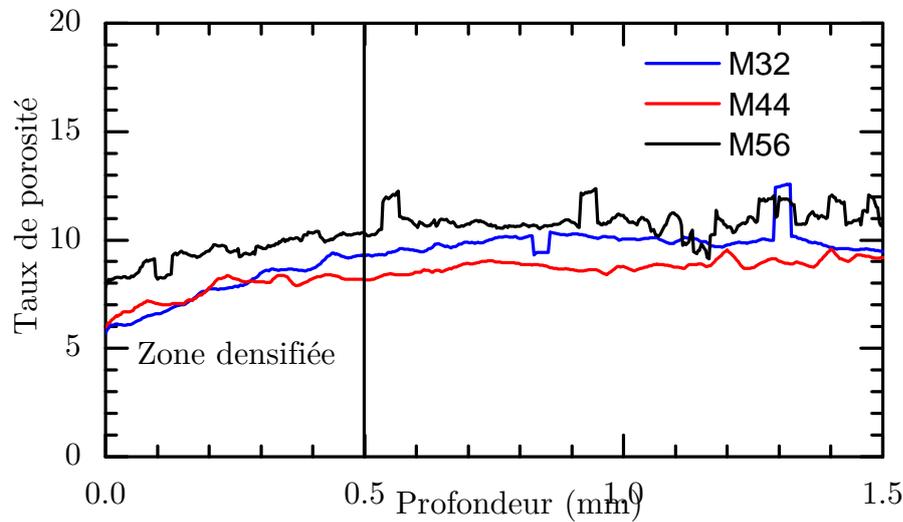
#### 4.3.1.4 Densification

Un autre mécanisme mis en évidence est la densification du revêtement abrasable. La structure poreuse des revêtements, sous l'effet des efforts d'interactions peut se densifier et voir son taux de porosité diminuer. Pour étudier l'apparition de densification, divers échantillons de matériau abrasable ont été observés par tomographie RX (cf Matrice d'essai : Tab. 4.3) suivant la méthode décrite en section 3.3.

La figure 4.39 présente les résultats obtenus pour un AlSi-Polyester brut, usiné et après interaction à 110, 210 et 270 m/s. L'analyse des tomographies a ainsi permis d'identifier une densification du matériau sur environ 500  $\mu\text{m}$  après essai et ce, quelque soit la vitesse d'interaction étudiée. Ces résultats sont cohérents avec les mesures d'effort normaux constant quelque soit la vitesse d'interaction présentés précédemment. La profondeur densifiée est alors très importante vis à vis de la profondeur d'incursion théorique de 100  $\mu\text{m}$  imposée lors de l'interaction.

FIGURE 4.39 – Densification de l'AlSi-Polyester M32,  $t_1 = 100 \mu\text{m}$ 

Trois échantillons d'AlSi-Polyester de dureté différente ont ensuite été analysés afin d'étudier l'influence de la dureté sur la densification du revêtement. Pour ces trois échantillons ayant subi une interaction à 210 m/s, la microstructure et la dureté du revêtement n'a aucune influence sur la densification du matériau. Ainsi la profondeur densifiée est d'environ 500  $\mu\text{m}$  pour ces trois matériaux.

FIGURE 4.40 – Densification AlSi-Polyester : Influence de la microstructure  
 $V_i = 210 \text{ m/s}$ ,  $t_{1th} = 100 \mu\text{m}$ 

#### 4.3.1.5 « Beurrage »

Sur certains essais, et tout particulièrement en coupe oblique sur les abrasables AlSi-Polyester, un phénomène de « beurrage » apparaît sous la forme d'une déformation plas-

tique du revêtement abrasable en surface dans la direction de glissement. Les surfaces générées (fig. 4.41b) lors de l'apparition de ce mécanisme sont lisses et exemptes de porosités ouvertes en surface. Cuny [2012] a montré que ce phénomène est favorisé par une plus grande largeur de la zone de frottement sur l'outil. Dans le cadre de la coupe oblique la longueur frottée dans la direction de glissement est plus importante et favorise donc ce mécanisme.

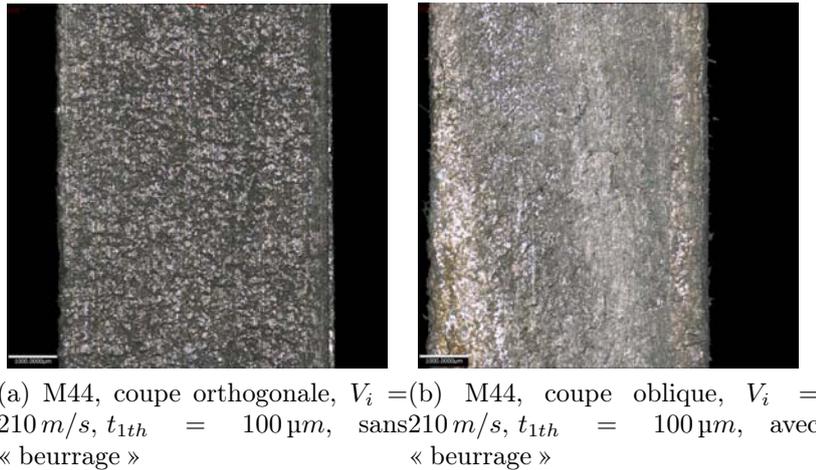


FIGURE 4.41 – Surfaces générées avec et sans apparition d'un mécanisme de « beurrage » du revêtement abrasable

### 4.3.2 Cartographies des endommagements

Lors des interactions étudiées durant ces essais, l'ensemble des éprouvettes analysées en tomographie fait apparaître un phénomène de fissuration périodique. L'observation au microscope optique montre également l'apparition de fissures périodiques sur les éprouvettes n'ayant pas été observées par tomographie RX. Toutefois, la microscopie optique ne permet pas d'obtenir un contraste suffisant pour identifier précisément les fissures. Les fissures observées s'étendent sur une profondeur d'environ  $300 \mu\text{m}$  pour le matériau AlSi M2 et sur  $150 \mu\text{m}$  pour les différents AlSi-Polyester. La profondeur de fissure n'est pas sensible à la vitesse d'interaction pour le revêtement M32.

L'analyse tomographique a également mis en évidence une densification des revêtements AlSi-Polyester. Une chute du taux de porosité d'environ  $3 \%$  est observée sous la surface de contact. La profondeur affectée est d'environ  $500 \mu\text{m}$  quelque soit la vitesse d'interaction pour le revêtement M32. La microstructure du revêtement n'influence pas de façon importante la profondeur des fissures générées pour les 3 échantillons étudiés issus d'essais d'interaction à  $210 \text{ m/s}$ . Les analyses réalisées en tomographie ont donc mis en évidence des endommagements sur une profondeur importante vis à vis de la profondeur d'incursion étudiée ( $100 \mu\text{m}$ ). Ces endommagements en profondeur ont de forte chance

de modifier les propriétés mécaniques des revêtements lors de contact futurs. La densification peut ainsi augmenter la dureté du revêtement alors que la fissuration périodique le fragilise et peut faciliter l'arrachement de larges plaques d'abradable Bounazef *et al.* [2007].

La figure 4.42 présente les surface générées en coupe orthogonale pour les différents matériaux étudiés. Après interaction, le matériau M2 (AlSi) présente un léger sillonnage de la surface et une fissuration périodique importante quelque soit la vitesse d'interaction. Les surface générées sur les matériaux AlSi-Polyester présentent deux natures différentes. Pour les vitesses d'interaction de 110 m/s, les surfaces présentent un sillonnage dans la direction de glissement. Les matériaux les plus durs (M32 et M44) présentent un sillonnage plus important. Pour la microstructure la plus dure (M44), un léger sillonnage est perceptible sur les essais à 210 m/s.

A partir de 210 m/s, des surfaces lisses, ayant une rugosité répartie aléatoirement, sont générées. Les surfaces générées peuvent également présenter de petits arrachements comme il est possible de l'observer sur le revêtement M56 testé à 210 m/s de vitesse d'interaction. Ce type de surface se retrouve également sur l'abradable M56 (AlSi-Polyester de faible dureté) testé à 110 m/s. Ce type de surface est représentative des phénomènes de coupe et de formation de fines particules. La diminution de la dureté des revêtements AlSi-Polyester semble ici favoriser ce phénomène vis à vis du sillonnage à basse vitesse.

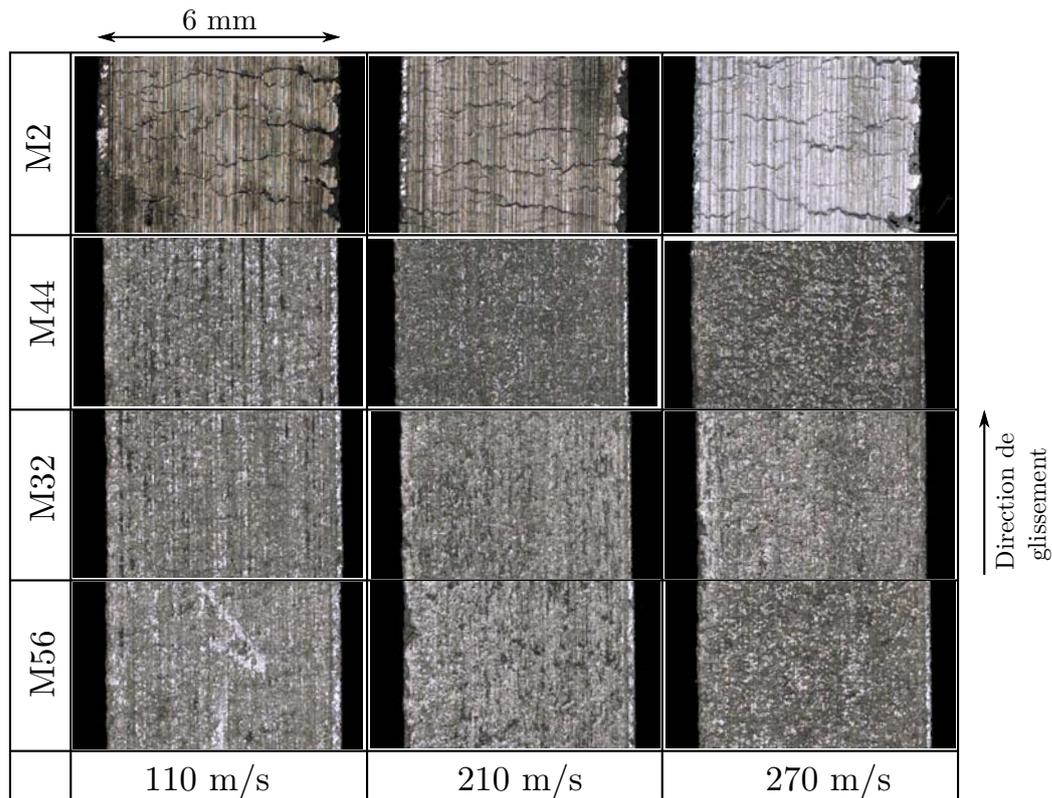


FIGURE 4.42 – Surfaces générées en coupe orthogonale

Dans une configuration de coupe oblique (fig. 4.43), les surfaces générées sur le matériau AlSi sont semblables à celles observées en coupe orthogonale avec une fissuration périodique et un léger sillonnage. Concernant les matériaux AlSi-Polyester, la configuration de coupe oblique semble favoriser la génération de surfaces lisses exemptes de sillonnage important. Le mécanisme principal mis en œuvre est donc la coupe. A partir de 210 m/s les surfaces générées sont très lisses et semblent être issues de « beurrage » du revêtement. Ce mécanisme faisant intervenir une déformation plastique du revêtement en surface pourrait masquer une fissuration périodique du revêtement en profondeur. Il serait alors intéressant de réaliser une observation de ces échantillons en tomographie.

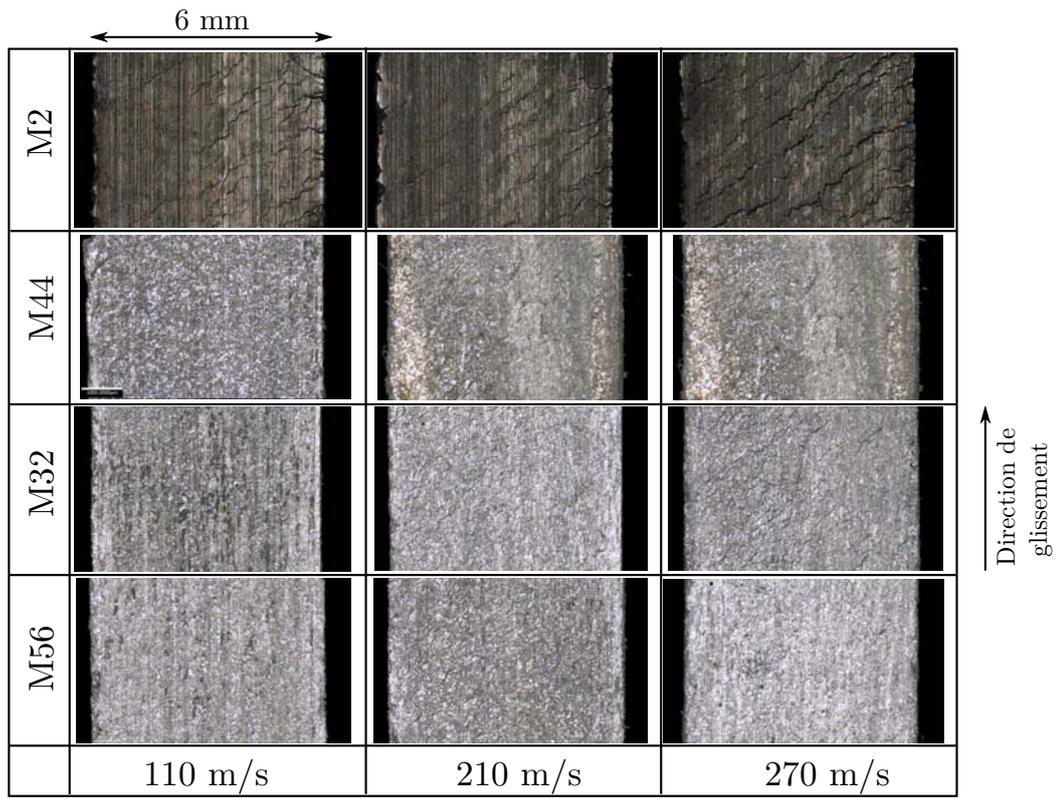


FIGURE 4.43 – Surfaces générées en coupe oblique

## 4.4 Conclusion : mécanismes d'endommagement et efforts

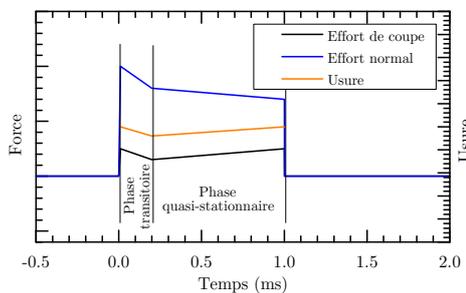
Durant cette campagne d'essais, 4 matériaux abrasables ont été étudiés (1 AlSi et 3 AlSi-Polyester de dureté différentes). Ainsi, 24 essais ont été réalisés en coupe orthogonale et 12 en coupe oblique à 45° pour une profondeur d'incursion de 100 µm et des vitesses d'interaction comprises entre 110 et 270 m/s.

Les analyses réalisées par microscopie optique et tomographie sur les échantillons recueillis post-mortem a mis en évidence 5 mécanismes d'endommagement. Deux mécanismes modifient en profondeur le matériau : la fissuration périodique et la densification. La densification a été quantifiée à l'aide de tomographies réalisées pour différents essais de coupe orthogonale sur les matériaux AlSi-Polyester. Cette mesure n'a pas pu être réalisée sur l'échantillon d'AlSi du fait de l'abondance de fissures perturbant la mesure. Pour les revêtements AlSi-Polyester la densification affecte une profondeur de 500 µm pour une incursion lors de l'essai de 100 µm. Ces analyses n'ont pas été réalisées pour les configurations de coupe oblique. Cependant, des pressions normales apparentes comparables à celles mesurées en coupe orthogonale sont mises en jeu lors des interactions de coupe oblique. Il est alors possible de faire l'hypothèse d'une densification similaire en coupe oblique pour les revêtements AlSi-Polyester.

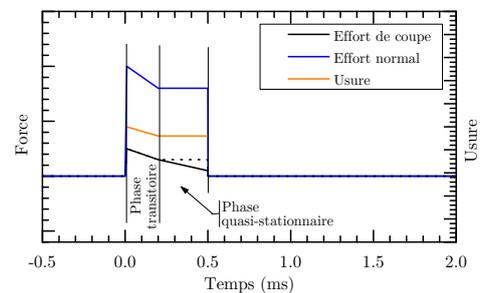
En coupe orthogonale, l'ensemble des échantillons présente une fissuration périodique du revêtement avec un pas de fissure d'environ 0,8 mm sur l'AlSi et 1,3 mm sur les AlSi-Polyester. En coupe orthogonale, alors que la profondeur d'incursion lors de l'essai est de 100 µm, les fissures s'étendent sur une profondeur de 300 µm pour l'AlSi et 150 µm pour les AlSi-Polyester. Ce mécanisme apparaît également en coupe oblique sur le revêtement AlSi avec un pas de fissure d'environ 0,8 mm également. Une fissuration du revêtement AlSi a également été identifiée en coupe oblique avec un pas de fissure d'environ 0.8 mm.

Les autres mécanismes d'endommagement mis en évidence interviennent au niveau de la surface du revêtement et non dans le volume. Contrairement aux mécanismes précédents, ceux-ci diffèrent en fonction des paramètres d'interaction. Le « beurrage » apparaît essentiellement sur les revêtements AlSi-Polyester en coupe oblique. Pour ces essais, les efforts de coupe et tangentiels sont très faibles. Il ne s'agit donc pas d'un mécanisme d'endommagement énergivore.

Durant la campagne d'essais en coupe orthogonale, deux profils d'efforts et d'usure différents ont été mis en évidence (fig. 4.44). L'analyse des mécanismes d'endommagement a montré que chacun de ces profils est associé à un mécanisme d'endommagement particulier. Ainsi, l'apparition d'un phénomène de sillonnage génère une usure croissante durant la phase quasi-stationnaire de l'interaction (fig. 4.44a). L'effort de coupe augmente également durant toute l'interaction du fait de l'effort nécessaire à la génération des sillons sur la surface usée. L'effort normal, quand à lui, diminue durant l'essai du fait de la diminution de la surface de contact entre l'outil et l'abradable du fait de la présence de sillons.



(a) Usure croissante



(b) Effort de coupe constant ou décroissant

FIGURE 4.44 – Profils caractéristiques de signaux d'efforts et d'usure rencontrés

Lorsque le mécanisme de formation de particules devient prépondérant, l'usure est constante tout au long de la phase quasi-stationnaire de l'essai. L'effort normal est constant et l'effort de coupe peut être soit constant soit décroissant (fig. 4.44b). Des efforts de coupe constants sont observés pour les matériaux M2 et M56 à 110 m/s et à 210 m/s pour les matériaux M2, M32 et M44. Des efforts de coupe décroissants apparaissent pour les vitesses supérieures. Ce profil d'efforts décroissants tout au long de l'interaction semble donc activé par la vitesse d'interaction lorsque le mécanisme d'usure principal est la formation de particules. Il est ainsi possible de faire l'hypothèse de divers phénomènes pouvant expliquer ce changement de comportement :

- La compétition entre le mécanisme de sillonnage et le mécanisme de formation de particules pour cette vitesse transitoire entre deux mécanismes peut conduire à des efforts de coupe constant durant l'interaction. Les efforts de coupe sont alors décroissants durant l'interaction lorsque le phénomène de sillonnage n'intervient plus.

- Les énergies dissipées associées aux grands vitesses de glissement conduisent à des flux de chaleur importants à l'interface pouvant entraîner un échauffement non négligeable du revêtement conduisant à une modification du comportement mécanique au contact.
- Schmid [1997] a montré qu'à partir de 150 m/s les particules des abrasives AlSi-Polyester sont éjectées à l'arrière de l'outil. Cette constatation a également été faite à partir d'une vitesse d'interaction de 210 m/s lors des essais de coupe oblique. Ces particules, passant sous l'outil du fait de leur inertie ou étant formées à l'interface outil-abradable peuvent également former un troisième corps jouant le rôle de lubrifiant.

---

## Bibliographie

- M. O. BOREL, A. R. NICOLL, H. W. SCHLAPFER et R. K. SCHMID : The wear mechanisms occurring in abradable seals of gas turbines. *Surface and Coatings Technology*, 39:117–126, 1989. doi: 10.1016/0257-8972(89)90046-7.
- M. BOUNAZEF, S. GUESSASMA et E.A.A. BEDIA : Blade protection and efficiency preservation of a turbine by a sacrificial material coating. *Advanced Powder Technology*, 18(2):123 – 133, 2007. doi: 10.1163/156855207780208583.
- M. CUNY : *Contribution à la caractérisation locale des couples de matériaux mis en jeu lors du contact rotor/stator dans une turbomachine*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz, 2012.
- ASTM E18-08A : Standard test methods for rockwell hardness of metallic materials. *ASTM International, West Conshohocken, PA*, 2008. doi: 10.1520/E0018-08A.
- S.W. KIM, D. Z. SEGU et S.-S. KIM : The thermo-mechanical cracking analysis of break system. *Procedia Engineering*, 68:586 – 592, 2013. ISSN 1877-7058. doi: 10.1016/j.proeng.2013.12.225.
- R.K. SCHMID : *New high temperature abradables for gas turbine*. Thèse de doctorat, 1997.



# Conclusions et perspectives

L'objectif de ces travaux de thèse était de caractériser les trois composantes d'effort et les mécanismes survenant lors des contacts aube-abradable à grande vitesse tout en s'affranchissant des couplages entre l'interaction et la dynamique de l'aube. Pour cela, contrairement à d'autres bancs, le choix a été fait d'utiliser des outils rigides reprenant la géométrie du bout d'aube en lieu et place d'aubes flexibles. Afin d'identifier l'influence du vrillage de l'aube sur les mécanismes et efforts d'interaction, deux configurations d'essai (orthogonale et oblique) ont été considérées. Deux matériaux abradables obtenus par projection thermique utilisés au sein des compresseurs basse-pression ont été étudiés : un AlSi-Polyester et un AlSi. La structure des revêtements ainsi obtenus est sujette à d'importantes variations en fonction des paramètres procédés. Afin d'étudier l'influence de ceux-ci, et donc de la microstructure, sur les mécanismes d'endommagement et les efforts, 3 microstructures d'AlSi-Polyester de dureté différente ont été développées au sein du projet MEDEA et testées au cours de ces travaux.

L'étude de ces interactions de très courtes durées (comprises entre 300  $\mu$ s et 1 ms pour ces essais) nécessite une bande passante du dispositif de mesure très importante ( $> 8$  kHz) pour permettre une mesure précise de l'effort durant l'essai. Du fait du comportement dynamique du dynamomètre, ces larges bandes passantes sont très difficiles à obtenir tout en conservant une forte sensibilité à l'effort. Un soin particulier doit alors être apporté, dès la phase de conception du dispositif de mesure, pour garantir un comportement dynamique le plus constant possible sur la plage de fréquences étudiées. L'analyse du dispositif de mesure existant à l'aide d'outils expérimentaux associé à une modélisation par éléments finis a permis d'identifier ses limites en terme de raideur et de comportement dynamique. En s'appuyant sur ce même modèle, un dynamomètre tri-axial au comportement dynamique et à la rigidité optimisés a été conçu. Ces améliorations ont permis de minimiser les déplacements d'outils lors de l'interaction et ainsi garantir une incursion la plus constante possible tout au long du contact. L'adjonction d'un matériau amortisseur au niveau de la fixation de l'outil a permis d'atténuer la résonance du système et donc de minimiser les vibrations lors de l'interaction sans perte de sensibilité.

En dépit du soin apporté à la conception du dispositif de mesure, il n'a pas été possible d'obtenir une bande passante brute suffisante. Une méthode permettant de corriger les effets dynamiques sur les efforts, basée sur des analyses modales expérimentales réalisées dans les trois directions de sollicitations, a donc été adaptée et employée avec succès. Cette correction des signaux d'efforts permet également d'atténuer les couplages dynamiques entre les différentes voies et ainsi obtenir une mesure la plus précise possible. La bande passante disponible a ainsi pu être étendue à 10 kHz pour les 3 composantes d'effort. Contrairement à un filtrage passe-bas mathématique couramment employé en traitement du signal, cette méthode de correction permet d'obtenir une mesure temporelle de l'effort plus précise. Dans le cadre des interactions étudiées, elle a permis de corrélérer l'évolution des efforts en cours d'interaction à l'usure constatée post-mortem, contrairement au filtrage passe-bas. L'association du nouveau dispositif expérimental et de la méthode de correction ont permis d'assurer une excellente répétabilité des mesures réalisées pour des vitesses d'interactions comprises entre 100 et 270 m/s.

De plus, le banc d'essai a été profondément modifié pour y aménager les accès nécessaires à la visualisation de l'interaction par caméra à très grande vitesse. Cette instrumentation a pour ambition d'identifier la taille des particules générées et la profondeur d'incursion in-situ pour un champ d'observation de 3.4x2.6 mm à une fréquence de 1 000 000 d'img/sec. Toutefois, les difficultés rencontrées pour fournir une quantité de lumière suffisante n'ont pas permis de réaliser des vidéos brutes satisfaisantes à plus de 250 000 img/sec. Des outils spécifiques de traitement d'image ont été mis en œuvre et ont permis d'améliorer grandement la qualité des vidéos. Celles-ci ont ensuite été traitées à l'aide d'outils basés sur la corrélation d'image conçus durant ces travaux de thèse dans le but de déterminer l'évolution de la profondeur d'incursion durant l'essai. Cette mesure a alors permis de mettre en évidence une forte diminution de la profondeur d'incursion en début d'interaction. Cette évolution de profondeur d'incursion a été validée par la mesure sans contact des profils d'usure post-mortem à l'aide d'un capteur optique confocale. Il a ensuite été montré que celle-ci lors des 200 premières microsecondes d'essai est due à une compensation du jeu rail-projectile sous l'effet des efforts normaux d'interaction. Suite à cette diminution rapide de la profondeur d'incursion, une phase d'interaction quasi-stationnaire durant laquelle l'usure évolue peu est observée.

Afin d'analyser la composition des matériaux abrasables en profondeur sans affecter la microstructure par différentes étapes de préparation, des échantillons d'abrasables ont été observés par tomographie RX. Une méthodologie et des outils informatiques d'analyse des données obtenues en tomographie, développés durant ces travaux, ont permis de mesurer les taux de phases sur des échantillons de matériaux abrasables. L'analyse de ceux-ci pour différents AlSi-Polyester bruts de projection a montré que les taux de porosité mesurés par

---

microscopie optique après polissage sont biaisés par la préparation de l'éprouvette. Ainsi la proportion de porosité constatée sur les tomographies est d'environ 10% contre moins de 1% pour les éprouvettes observées en microscopie optique. L'analyse d'échantillons prélevés après préparation des éprouvettes par usinage a montré que le matériau testé est densifié sous l'effet des efforts de coupe. Ainsi, il est probable que les caractéristiques du matériau interagissant avec l'outil de coupe soit affectées dès la préparation du projectile. Toutefois, il n'est pas possible de s'affranchir de cette étape préliminaire permettant de garantir la conformité géométrique des éprouvettes. De même, sur les turboréacteurs, les revêtements sont usinés après projection afin de garantir les tolérances géométriques du carter.

Durant la campagne d'essais, une première configuration de coupe orthogonale et une seconde de coupe oblique ont été étudiées à température ambiante. La profondeur d'incursion choisie pour ces essais est de  $100 \pm 20 \mu\text{m}$  et 3 vitesses d'interaction (110, 210 et 270 m/s) ont été étudiées. Ainsi, 36 essais d'interaction à très grande vitesse ont été réalisés. Pour l'ensemble de ces essais aucune influence de la vitesse d'interaction sur les efforts n'a été mise en évidence, excepté pour le matériau M44 dont l'effort normal en coupe orthogonale augmente avec la vitesse d'interaction. L'effort de coupe moyen durant les essais augmente avec la dureté du revêtement tout comme l'effort normal moyen sur les revêtements AlSi-Polyester. L'effort normal moyen mesuré pour les interactions avec un matériau M2 sont similaires à ceux mis en jeu lors des interactions avec l'abradable M32 malgré la dureté très élevée du revêtement AlSi. L'analyse des usures mesurées sur les éprouvettes post-mortem peut expliquer cette constatation. En effet, pour des profondeurs d'incursion identiques, mêmes tolérances d'usinage et position de l'outil identique, l'usure du revêtement AlSi est beaucoup plus importante que celle des revêtements AlSi-Polyester. Les matériaux AlSi-Polyester possèdent donc un retour élastique plus important après essai. Bien que la dureté du revêtement soit plus faible, sa déformation élastique plus importante génère une pression normale sous l'outil comparable à celle du revêtement M2 plus dur mais pour lequel la déformation élastique est très faible.

La comparaison entre les efforts moyens en coupe orthogonale et oblique a mis en évidence une forte diminution des efforts de coupe pour cette seconde configuration. La sensibilité du dispositif de mesure n'est alors plus suffisante pour quantifier les efforts de coupe et tangentiels pour les matériaux AlSi-Polyester. Les essais obliques sur AlSi ont montré des efforts de coupe et tangentiels égaux cohérents avec une configuration de coupe à  $45^\circ$ . Toutefois, la norme de l'effort dans le plan de glissement a fortement diminué (240 N en coupe orthogonale contre 113 N environ en coupe oblique). Les efforts normaux sont, quand à eux, augmentés d'environ 40% en coupe oblique. Cette hausse s'explique par

la surface de contact outil abrasable plus grande en coupe oblique. La pression normale apparente est alors constante pour chaque matériau dans les deux configurations étudiées.

A partir de microscopies optiques et de tomographies, cinq mécanismes d'endommagements apparaissant à température ambiante ont été identifiés durant ces essais : le sillonnage, la formation de particules, la densification, la fissuration périodique et le « beurrage ». Le sillonnage apparaît essentiellement sur les revêtements AlSi-Polyester pour les vitesses inférieures à 210 m/s. Il a été montré qu'une dureté importante du revêtement favorise l'apparition de sillonnage. Ainsi, un sillonnage est observé pour le matériau M44 pour des essais réalisés à 110 et 210 m/s. Le matériau M56, moins dur, n'est quand à lui pas affecté par ce mécanisme dans la gamme de vitesse étudiées. Le matériau AlSi présente un léger sillonnage pour l'ensemble des vitesses considérées. L'AlSi est exempt de sillons de taille croissante sur toute l'éprouvette ce qui est représentatif de transferts adhésifs se détachant de l'outil. Le phénomène de formation de particules, quand à lui, génère une surface usée homogène lisse à la rugosité répartie aléatoirement sur la surface présentant des porosités ouvertes. Celui-ci apparaît principalement pour les abrasables AlSi-Polyester pour les vitesses de 210 et 270 m/s. Le phénomène de « beurrage », pour sa part, est favorisé en coupe oblique par la longueur frottante de l'outil plus importante. Les surfaces générées par ce mécanisme sont très lisses et ne présentent pas de porosités ouvertes.

Les mécanismes de densification et de fissuration périodique affectent en profondeur le revêtement. La densification lors des interactions de coupe orthogonale sur AlSi-Polyester a ainsi généré une densification du revêtement sur 500  $\mu\text{m}$  de profondeur pour une incursion théorique de 100  $\mu\text{m}$ . La fissuration périodique apparaît sur l'ensemble des essais de coupe orthogonale et sur les essais de coupe oblique sur AlSi. Celle-ci semble dû au chargement thermo-mécanique du revêtement abrasable lors de l'interaction. L'analyse d'échantillons en tomographie a montré que les fissures sur l'AlSi s'étendent sur 300  $\mu\text{m}$  de profondeur pour un essai de coupe orthogonale à 210 m/s. Pour les matériaux AlSi-polyester à 210 m/s la profondeur moyenne des fissures est de 150  $\mu\text{m}$  et n'est pas influencée par la microstructure du matériau. Les mesures réalisées sur le matériau M32 pour les 3 vitesses étudiées n'a pas montré d'influence de la vitesse d'interaction sur la profondeur des fissures.

Durant ces essais, deux profils d'évolution des efforts et de l'usure ont été observés. Un profil pour lequel l'effort normal et l'usure sont constants dans la phase quasi-stationnaire alors que l'effort de coupe peut être constant ou décroissant. Un second profil pour lequel l'usure et l'effort de coupe sont croissants dans la phase quasi-stationnaire alors que l'effort normal diminue. L'analyse des mécanismes d'endommagement a montré que chacun de ces profils d'effort est associé à un mécanisme particulier. Le premier est caractéristique d'un

---

mécanisme ou la formation de particules est prépondérant. Le second est représentatif d'un phénomène de sillonnage du revêtement.

Le dispositif expérimental conçu a ainsi démontré ses capacités à réaliser une mesure précise des efforts d'interaction. Les outils d'analyse développés ont permis d'identifier différents endommagements. Toutefois, le nombre limité d'essais réalisés et tout particulièrement de répétabilité demande à être étendu afin de valider les endommagements et les profils d'efforts observés. Afin de valider les profils d'efforts observés, l'étude d'interaction à durée constante, plus longue ( $> 500 \mu\text{s}$ ) pour les 3 vitesses étudiées permettrait d'observer plus précisément l'évolution des efforts d'interaction durant l'essai. De plus, certains mécanismes observés, tels que le transfert-sillonnage peuvent être favorisés par des durées d'interaction longues et non par la vitesse d'interaction elle-même. Des essais d'interaction avec des outils de géométries différentes permettraient d'étudier les mécanismes d'interaction et efforts pour des configurations favorisant la coupe (arête vive :  $r$  et  $e$  tendant vers 0) et des configurations favorisant le frottement (surface frottante :  $r$  et  $e$  grands).

Des analyses tomographiques sur d'autres échantillons afin d'obtenir des données en terme de densification et de fissuration à d'autres vitesses doivent être menées pour valider l'évolution des endommagements en fonction des paramètres d'essai. Les échantillons d'AlSi-Polyester ayant subi une interaction de coupe oblique présentent un « beurrage » du revêtement en surface pouvant masquer une fissuration en profondeur. L'analyse par tomographie de ces échantillons permettra de vérifier si ceux-ci sont également sujets au mécanisme de fissuration périodique.

L'amélioration de la qualité des vidéos, par un apport en lumière plus important, autoriserait l'utilisation de temps d'exposition plus courts limitant de ce fait le flou de bougé. Les vidéos obtenues seraient ainsi aptes à être analysées à l'aide d'outils de corrélation d'image dans le but de visualiser les champs de déformation sur la surface du matériau testé. Ces résultats pourraient alors être employés pour l'élaboration et la validation de modèles numériques. Toutefois, un travail important reste à accomplir en terme de modélisation du comportement des matériaux abrasables pour des conditions de chargement statique et dynamiques.

Dans le cadre du fonctionnement réel du moteur, les aubes interagissent plusieurs fois avec le revêtement abrasable. Cette étude ayant montré que, lors des interactions aube-abrasable, les endommagements peuvent affecter en profondeur le revêtement, le comportement du matériau lors des interactions futures pourrait être modifié. Des essais de touches multiples permettraient alors de simuler différents scénarios de contact répétés au sein du moteur. L'annexe A présente une étude de faisabilité de tels essais sur les

matériaux testés. Celle-ci a montré que la réutilisation de projectiles est possible pour des essais à 100 m/s. Dans le cadre d'une position d'outil fixe pour l'ensemble des essais, la réalisation de ceux-ci est possible pour les matériaux présentant un retour élastique important (AlSi-Polyester) pour lesquels une stabilisation des efforts d'interaction est observée après plusieurs contacts. Les matériaux abrasables sont également soumis à des chargement thermiques pouvant conduire à une modification de leur microstructure et de leurs propriétés mécaniques. Une étude préliminaire de l'influence du vieillissement thermique à 450°C pendant 10h sur un abrasable AlSi est présentée en annexe B. Celle-ci a montré que, pour ce matériau, les mécanismes d'endommagement observés ne sont pas influencés par ce traitement. Cependant, celui-ci conduit à une diminution des efforts d'interaction.

Enfin, les abrasables sont utilisés à des températures pouvant atteindre plusieurs centaines de degrés. Toutefois, le banc d'essai, dans sa configuration actuelle, ne permet pas de tester des matériaux abrasables en température. Un des axes majeur d'amélioration de la technique expérimentale serait alors d'implanter un système de chauffage au sein du projectile afin de tester les matériaux dans des conditions les plus proches possibles de celles rencontrées dans les turboréacteurs. Dans cet optique de l'analyse du comportement thermo-mécanique du revêtement, la mesure de la température à l'interface outil-abradable est primordiale. En effet, vis à vis des énergies mises en jeu, les échauffements à l'interface peuvent ne pas être négligeables et activer des mécanismes d'endommagement particuliers. De plus, celle-ci permettrait d'enrichir le bilan énergétique de l'interaction.

# Annexe A

## Essais de touches multiples

Durant le fonctionnement des turboréacteurs, de multiples touches aube-abradable peuvent survenir. La position relative des aubes par rapport au carter peut être constante ou évoluer d'une touche à l'autre. Dans le cadre de ces essais, une configuration pour laquelle l'aube passerait successivement à la même position vis à vis du stator a été étudiée. Pour cela, un même ensemble projectile-éprouvette a été utilisé pour réaliser une série d'essais durant lesquels la position de l'outil vis-à-vis du rail de guidage est restée constante. Deux matériaux, différents dans leurs comportement, ont été étudiés durant ces essais : l'AlSi-Polyester (M32) obtenu à partir des paramètres de projection de Snecma et l'AlSi (M2) obtenu a partir des paramètres de projection de Turbomeca.

### A.1 AlSi-Polyester M32

Une série 8 essais successifs a été réalisée sur l'abradable AlSi-Polyester M32. La profondeur d'incursion initiale est fixée à  $110 \pm 20 \mu\text{m}$  (usinage éprouvette  $\pm 10 \mu\text{m}$  et positionnement outil  $\pm 10 \mu\text{m}$ ). Afin de préserver l'intégrité du projectile après chaque essai, la vitesse d'interaction retenue est de 110 m/s. La figure A.1 présente les signaux d'efforts mesurés, corrigés à l'aide de la méthode décrite en section 3.1 pour les 1<sup>ère</sup>, 4<sup>ème</sup> et 8<sup>ème</sup> touches.

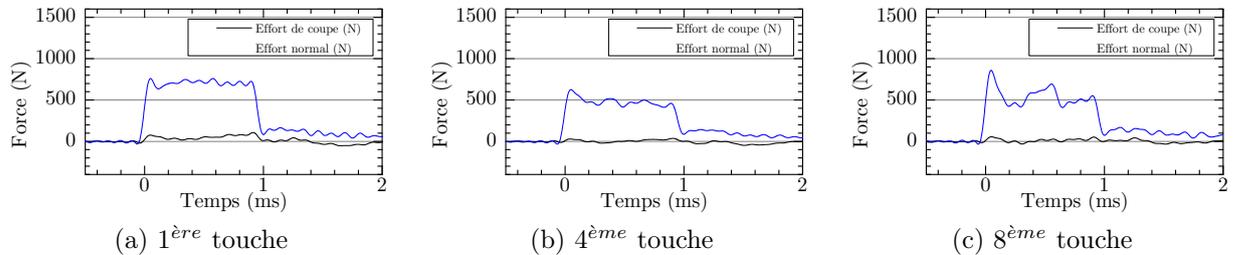


FIGURE A.1 – Signaux d'efforts corrigés obtenus pour les 1<sup>ère</sup>, 4<sup>ème</sup> et 8<sup>ème</sup> touches  
 $V_i = 110 \text{ m/s}$ ,  $t_{1th}^{initial} = 110 \mu\text{m}$ ,  $r = 400 \mu\text{m}$ , coupe orthogonale, matériau M32

Lors des premières touches, des signaux similaires à ceux présentés en section 4.2.1.2 sont observés. A partir de 7 touches, les signaux d'efforts présentent des discontinuités dues à un contact irrégulier entre l'abradable et l'outil. Il devient alors impossible de générer une interaction dans des conditions stationnaires.

La figure A.2 présente l'évolution des efforts de coupe et normal moyens en fonction du nombre de touches. Durant les 4 premières interactions, les efforts moyens diminuent rapidement. L'effort de coupe passe ainsi d'une valeur de 50 N à une valeur quasi nulle. L'effort normal initial de 700 N chute progressivement pour se stabiliser autour de 500 N.

Après 4 touches, les efforts et l'usure mesurée sur les éprouvettes se stabilisent. Le mécanisme principal d'interaction est alors le frottement. Les efforts de coupe, dans la direction de glissement, de très faible amplitude, mettent en évidence un coefficient de frottement très faible ( $\mu < 0.05$ )

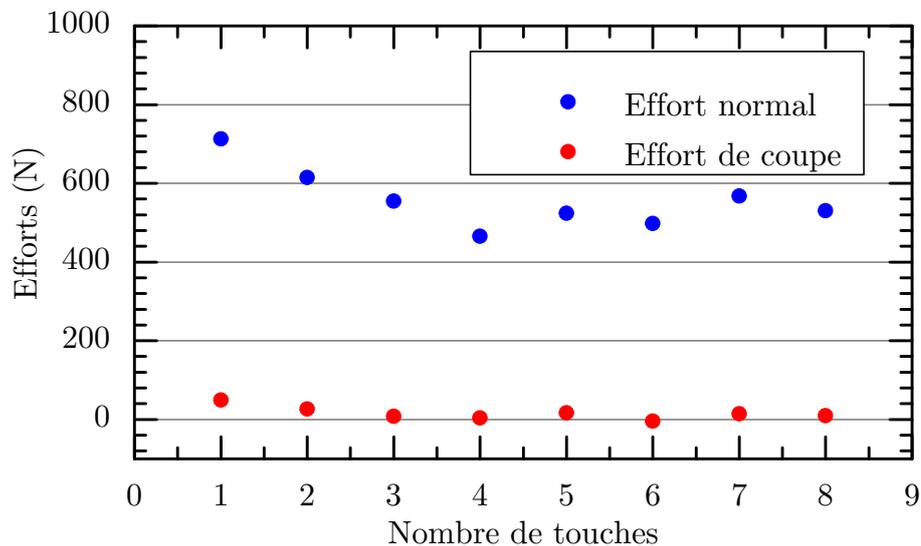


FIGURE A.2 – Évolution des efforts moyens en fonction du nombre de touches  
 $V_i = 110 \text{ m/s}$ ,  $t_{1th}^{initial} = 110 \text{ } \mu\text{m}$ ,  $r = 400 \mu\text{m}$ , coupe orthogonale, matériau M32

Les profils d'éprouvette mesurés avant essai puis après 1, 4 et 8 touches sont présentés sur la figure A.3. Sur ce graphique la cote de  $0 \text{ } \mu\text{m}$  représente la hauteur théorique initiale de l'éprouvette. Le profil mesuré après usinage a montré une pente de  $\pm 10 \text{ } \mu\text{m}$  dues aux incertitudes de parallélisme lors de l'usinage. Pour tous ces essais, une usure importante en début d'éprouvette est mise en évidence et décroît rapidement sur les 20 premiers millimètres de l'éprouvette ce qui correspond à  $200 \text{ } \mu\text{s}$  d'interaction. Cette évolution de l'usure, comme présenté en section 4.2.1 est due à la compensation des jeux de guidage sous l'effet de l'effort normal. L'usure se stabilise ensuite autour d'une valeur moyenne de  $50 \text{ } \mu\text{m}$  lors de la première touche. Au fur et à mesure des touches, l'usure en début d'éprouvette augmente de manière importante pour atteindre  $90 \text{ } \mu\text{m}$  après 8

interactions. Sur la zone de l'éprouvette où l'usure mesurée post-mortem est stable, l'usure moyenne semble augmenter progressivement avec les touches successives. La quantité de matière usée à chaque interaction est très faible et est donc difficilement quantifiable à partir des moyens de mesure à disposition.

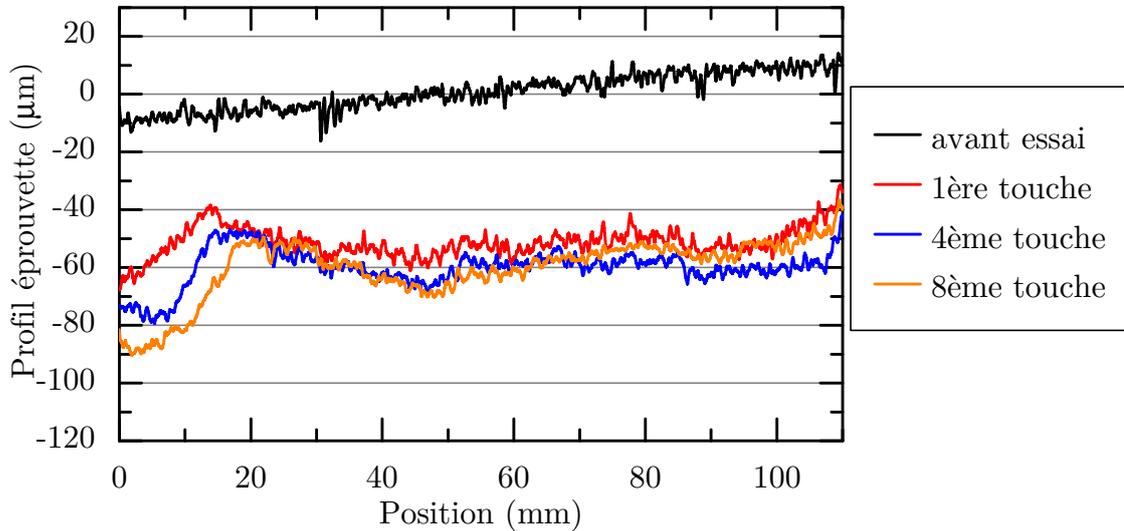


FIGURE A.3 – Évolution du profil d'usure en fonction du nombre de touches  
 $V_i = 110 \text{ m/s}$ ,  $t_{1th}^{initial} = 110 \text{ } \mu\text{m}$ ,  $r = 400 \text{ } \mu\text{m}$ , coupe orthogonale, matériau M32

L'usure mesurée reste cependant faible vis à vis de la profondeur d'incursion imposée de  $110 \pm 20 \text{ } \mu\text{m}$ . Cette faible usure est représentative d'un retour élastique du revêtement après interaction. A position relative entre l'éprouvette et le projectile constante pour chaque essai, une incursion d'environ  $50 \pm 20 \text{ } \mu\text{m}$  est générée ( $110 \text{ } \mu\text{m}$  d'incursion initiale -  $60 \text{ } \mu\text{m}$  usés). Il y a alors sous-consommation du revêtement abrasable pour ces conditions d'essais.

**Hypothèse** Dans le cadre d'un turboréacteur, après une première touche, si la position relative entre l'aube et le carter lors du passage suivant est identique, il y aura à nouveau interaction suite au retour élastique du revêtement.

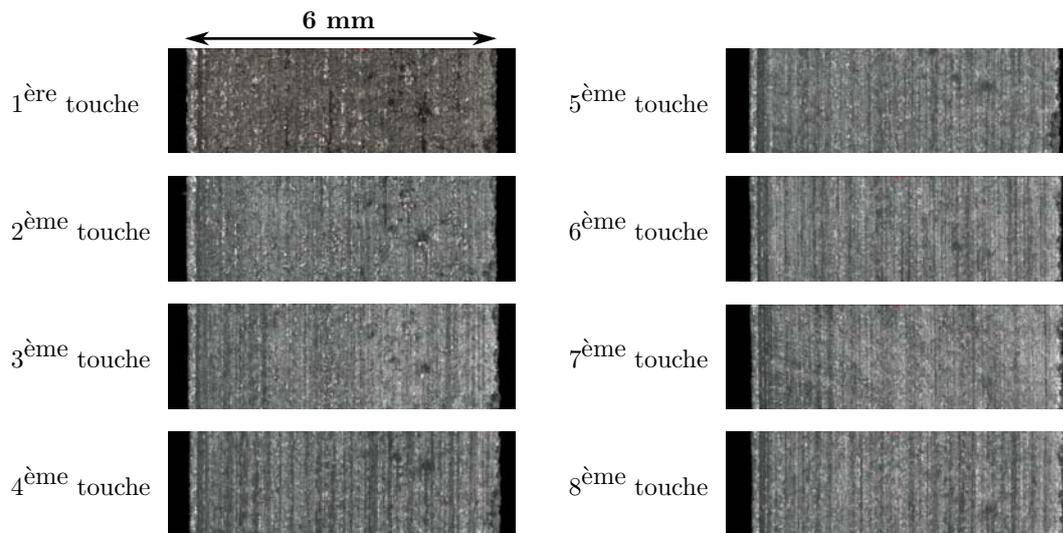


FIGURE A.4 – Évolution de la surface de l’abradable M32 en fonction du nombre de touches

Lors de la première touche, la surface générée sur l’abradable (fig. A.4) est comparable à celle obtenue lors de la campagne de coupe orthogonale à 110 m/s (cf. section 4.29). Le mécanisme d’endommagement principal est alors le transfert-sillonnage. Au fur et à mesure des touches, le nombre de sillons augmente mais leur profondeur n’évolue pas. Les moyens de mesure utilisés (profilomètre optique basé sur un capteur STIL, microscope optique 3D Alicona) n’ont pas permis de mesurer la profondeur des sillons, celle-ci étant de l’ordre de grandeur de la rugosité de la surface. L’observation de l’outil de coupe ne montre pas de transferts d’abradable après chaque touche. Ces sillons peuvent donc être formés par des transferts d’abradable de petite dimension ayant une faible adhérence avec l’outil. Les sillons se formeraient alors jusqu’à détachement du transfert puis de nouveaux transferts apparaîtraient formant, à leur tour, des sillons à une autre position aléatoire. La surface générée est relativement lisse, les fissures ne semblent pas croître avec le nombre de touches et il n’apparaît pas de surconsommation d’abradable préjudiciable à l’étanchéité du moteur lors des interactions (par augmentation excessive du jeu aube-carter).

## A.2 AlSi M2

Une série de 3 interactions successives à 110 m/s avec une profondeur d’incursion initiale de  $100 \pm 20 \mu\text{m}$  a été réalisée sur une éprouvette d’AlSi (M2). Lors de la première interaction, les signaux d’efforts observés pour l’abradable M2 sont similaires à ceux observés lors de la campagne d’essai en coupe orthogonale (cf. section 4.2.1.1). Ce-

pendant, dès le second essai, des discontinuités sont observées sur les efforts normaux comme le montre la figure A.5 présentant les signaux d'efforts bruts mesurés. A partir de la deuxième touche, l'effort de coupe est quasi-nul durant toute l'interaction. Dans ces conditions, le coefficient de frottement entre l'AlSi et le TA6V est également très faible. Toutefois, il n'est pas possible de déterminer des efforts normaux moyens du fait des fortes disparités durant l'essai.

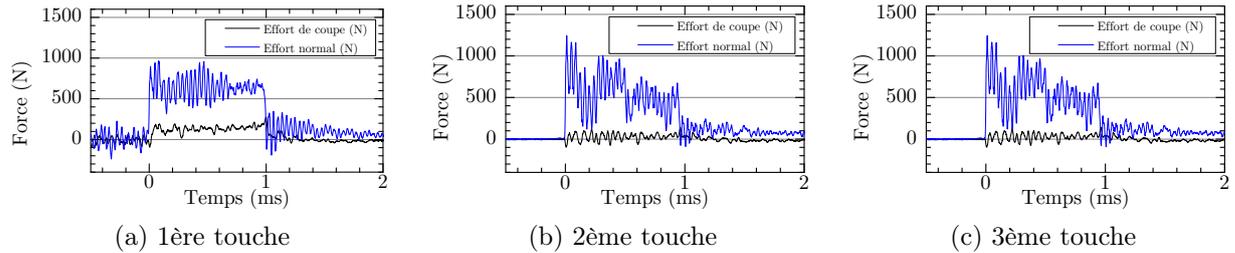


FIGURE A.5 – Signaux d'efforts bruts obtenus pour les 3 premières touches  $V_i = 110 \text{ m/s}$ ,  $t_{1th}^{initial} = 100 \mu\text{m}$ ,  $r = 400 \mu\text{m}$ , coupe orthogonale, matériau M2

Contrairement au matériau AlSi, la mesure des profils d'éprouvette post-mortem (fig. A.6) met en évidence une usure importante du revêtement. Tout comme pour les essais précédents, l'usure des éprouvettes varie de façon important durant les 20 premiers millimètres correspondant aux 200 premières microsecondes d'interaction. L'usure se stabilise ensuite autour de  $90 \mu\text{m}$  lors de la première touche puis autour de  $100 \mu\text{m}$  lors des touches suivantes pour une profondeur d'incursion théorique de  $100 \pm 20 \mu\text{m}$ . Le matériau ne présente alors pas de retour élastique important. Cette usure important explique l'impossibilité de générer des touches successives pour une configuration où la position de l'outil est fixe.

**Hypothèse** Dans le cadre d'un turboréacteur, la première touche va générer une usure importante du revêtement abrasable correspondant, a priori, au volume balayé par l'aube. Lors des passages suivants, l'aube entrera en touche avec certaines zones du revêtement de façon irrégulière jusqu'à ce que l'usure générée ne permette plus de touche.

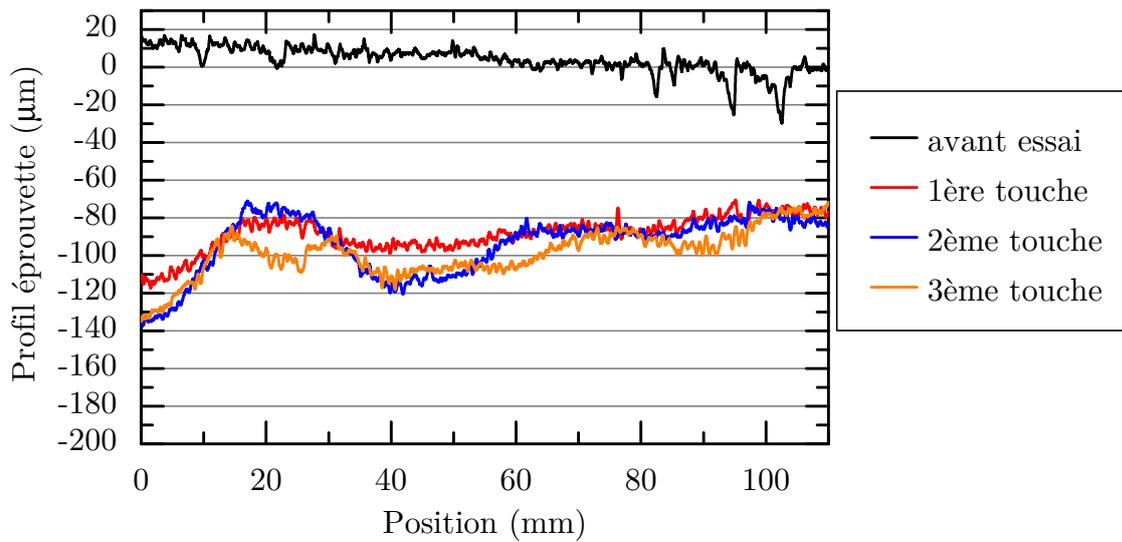


FIGURE A.6 – Évolution du profil d’usure en fonction du nombre de touches  
 $V_i = 110 \text{ m/s}$ ,  $t_{1th}^{initial} = 100 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $r = 400 \text{ }\mu\text{m}$ , coupe orthogonale, matériau M2

Lors de la première touche, la surface générée (fig. A.7) présente une fissuration périodique identique à celle observée lors des essais précédents sur ce matériau. Lors de la touche suivante, la majorité des fissures disparaissent progressivement.

**Hypothèse** Il est probable que celles-ci se soient refermées ou aient été recouvertes suite à la déformation plastique de l’abradable en surface. Il est alors probable que les fissures subsistent en profondeur ce qui pourrait être préjudiciable pour des touches ultérieures à profondeur d’incursion plus importante. Afin de valider cette hypothèse, il serait intéressant de réaliser une analyse tomographique des abradables ayant subi plusieurs touches.

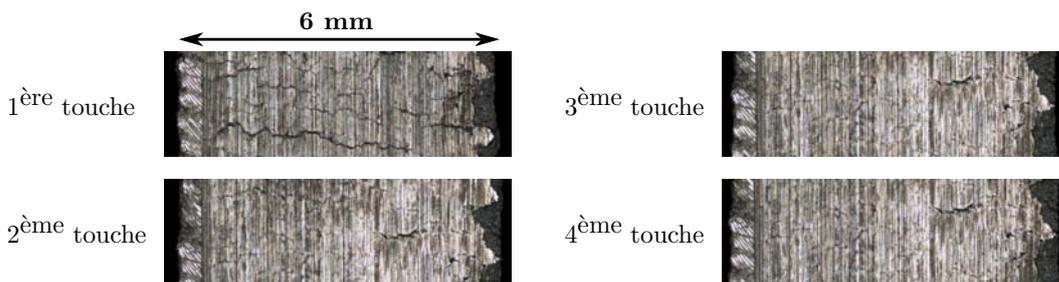


FIGURE A.7 – Évolution de la surface de l’abradable M2 en fonction du nombre de touches

## Annexe B

# Influence du vieillissement thermique de l'AlSi

Les essais réalisés sur le matériau AlSi (M2) ont mis en évidence un phénomène de fissuration périodique du revêtement durant l'interaction (cf. section 4.3.1.2). Ce type de fissuration est observé au niveau des contacts labyrinthe-AlSi sur les turbines d'hélicoptères. Ce type de fissuration peut également apparaître lors du cyclage thermique des couvercles générant un faïençage du revêtement en surface. Il a été montré qu'un traitement thermique de longue durée à 450°C des revêtements AlSi provoque la précipitation de composés riches en Si plus fragiles favorisant l'émission de petits débris et limitant les effets de collage du revêtement [Prillieux 2013].

Afin de vérifier si ce type de traitement thermique affecte le phénomène de fissuration périodique, 2 essais de coupe orthogonale à 110 et 210 m/s ont été réalisés sur un revêtement AlSi (M2) vieilli à 450°C pendant 10h. La profondeur d'incursion théorique pour ces deux essais est de 100 et 80 ±20 µm respectivement. Celles-ci sont différentes du fait d'un problème de respect des tolérances lors de l'usinage sur l'éprouvette vieillie utilisée pour l'essai à 210 m/s.

La figure B.1 présente les signaux d'efforts corrigés obtenus pour des interactions à 110 et 210 m/s sur des abrasives AlSi et AlSi vieilli. La forme des signaux obtenus ne dépend pas du vieillissement du matériau et se présentent donc deux phases : une phase transitoire de 200 µs correspond à l'établissement du contact (cf. section 4.2.1) puis d'une phase durant laquelle l'effort est constant. En fin d'interaction, un pic d'effort du au choc entre l'outil et le bouchon assurant l'étanchéité entre le projectile et le tube lanceur.

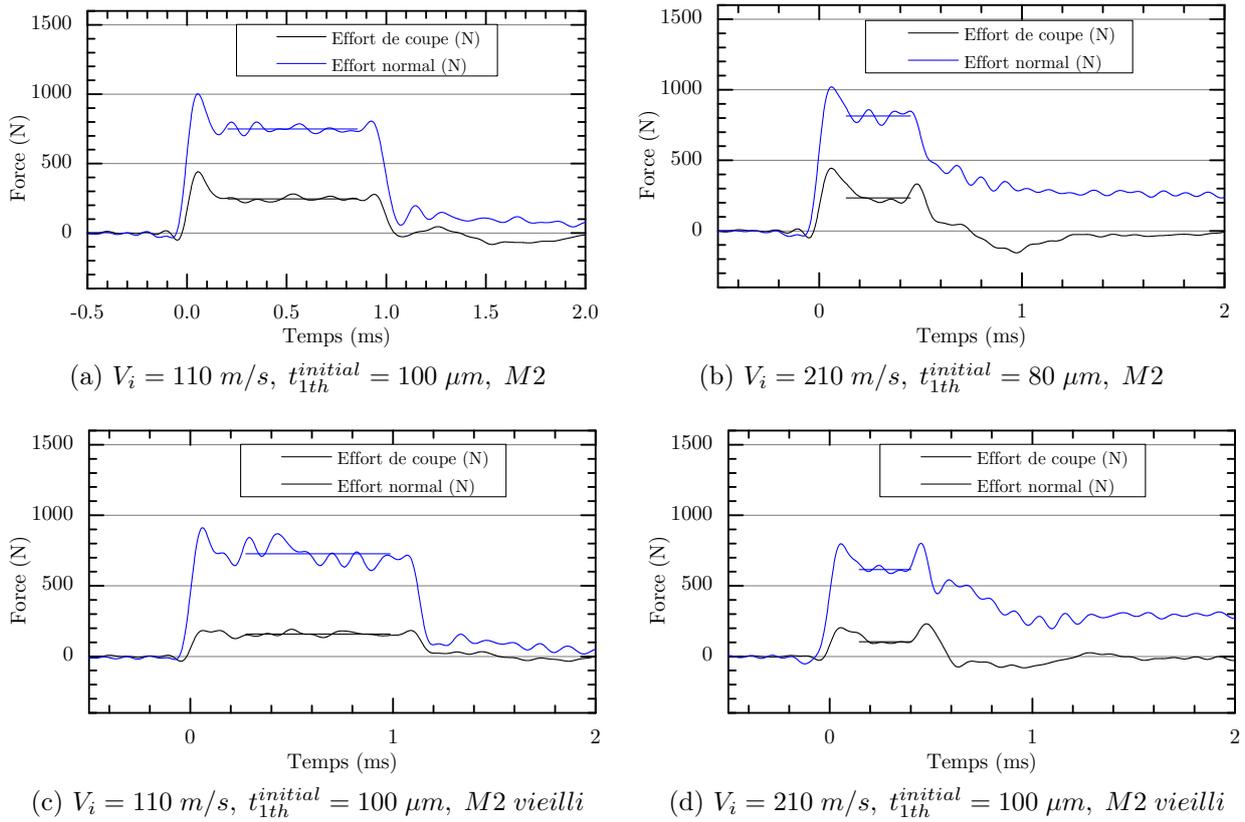


FIGURE B.1 – Efforts d'interaction pour l'abradable ALSi avant et après vieillissement  
 $r = 400\mu\text{m}$ , coupe orthogonale

Pour une vitesse d'interaction de 110 m/s, les deux essais réalisés sur ALSi et ALSi-vieilli génèrent des efforts normaux moyens comparables (750 N et 730 N respectivement). Le vieillissement thermique semble influencer l'effort de coupe moyen qui passe alors de 250 N avant vieillissement à 160 N après. Les essais réalisés à 210 m/s ont été réalisés pour des profondeurs d'incursions légèrement différentes (20% de différence soit 10  $\mu\text{m}$ ). Il n'est donc pas possible de comparer directement ces deux mesures. Le calcul du rapport effort normal / profondeur d'incursion théorique est toutefois similaire pour ces deux essais avec 8,2 N/ $\mu\text{m}$  pour l'ALSi et 7,7 N/ $\mu\text{m}$  pour l'ALSi après vieillissement. Le rapport effort de coupe / profondeur d'incursion théorique pour sa part diminue fortement entre l'ALSi et l'ALSi-vieilli avec 2,3 N/ $\mu\text{m}$  et 1,3 N/ $\mu\text{m}$  respectivement. Pour ces conditions d'interaction, le vieillissement thermique de l'ALSi semble donc provoquer une diminution des efforts de coupe. Les effort normaux ne semblent pas être affectés par ce traitement thermique. Il serait alors intéressant de réaliser des essais de répétabilité afin de valider ces observations.

Des microscopies des différentes surfaces obtenues pour ces essais sur AlSi et AlSi vieilli sont présentée sur la figure B.2. Pour ces essais, le vieillissement thermique ne semble pas modifier les mécanismes d'endommagement intervenant lors des essais. Une fissuration périodique (pas de fissure environ 1 mm) apparaît sur l'ensemble des éprouvettes testées quelque soit l'historique thermique du revêtement.

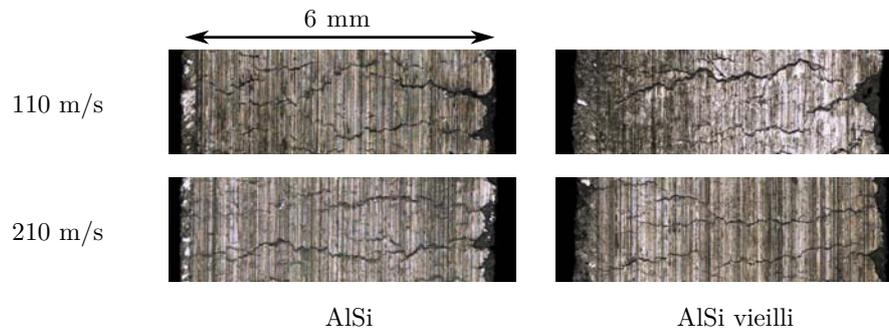


FIGURE B.2 – Comparaison des surfaces générées sur AlSi et AlSi vieilli  
 $t = 100 \mu m$ ,  $r = 400 \mu m$ , coupe orthogonale

## Bibliographie

A. PRILLIEUX : Etude microstructurale de deux abrasifs à base aluminium : AlSi et AlMg. Rapport technique, Snecma, 2013.

