



**HAL**  
open science

**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**

Sarah Baïz

► **To cite this version:**

Sarah 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. Autre. Ecole Centrale de Lille, 2011. Français. NNT : 2011ECLI0002 . tel-00605091

**HAL Id: tel-00605091**

**<https://theses.hal.science/tel-00605091>**

Submitted on 30 Jun 2011

**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.

N° d'ordre : 153

ECOLE CENTRALE DE LILLE

## THESE

présentée en vue  
d'obtenir le grade de

## DOCTEUR

en spécialité :  
**Mécanique**

par :  
**Sarah BAÏZ**

DOCTORAT DELIVRE PAR L'ECOLE CENTRALE DE LILLE

Titre de la thèse :

**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**

Soutenue le 29 mars 2011 devant le Jury d'examen :

<b>Président du Jury</b>	Jean-Philippe PONTHOT, Professeur, Université de Liège, LTAS
<b>Rapporteur</b>	Pierre CHEVRIER, Professeur, ENI de Metz, LaBPS
<b>Rapporteur</b>	Philippe KAPSA, Professeur, Ecole Centrale de Lyon, LTDS
<b>Examineur</b>	Xavier BOIDIN, Maître de Conférences, Ecole Centrale de Lille, LML
<b>Examineur</b>	Roland ORTIZ, Ingénieur, ONERA de Lille
<b>Directeur de thèse</b>	Yannick DESPLANQUES, Professeur, Ecole Centrale de Lille, LML
<b>Invité</b>	Jacky FABIS, Ingénieur, ONERA de Lille
<b>Invité</b>	François GARCIN, Ingénieur, SNECMA Villaroche

Thèse préparée à l'Office National d'Etudes et de Recherches Aérospatiales (ONERA) de Lille, en collaboration avec le Laboratoire de Mécanique de Lille (LML, UMR CNRS 8107)  
Ecole Doctorale SPI 072 - PRES - Université Lille Nord-de-France

# Remerciements

Au terme de la préparation de cette thèse de doctorat, je tiens à adresser mes remerciements à :

- l'ONERA et à la *Région Nord Pas-de-Calais* pour avoir cofinancé mes travaux de recherche dans le cadre du projet CISIT,
- l'ONERA de Lille et à son directeur Monsieur **Jean-Michel WAUQUIER**, au Département d'*Aéroélasticité et de Dynamique des Structures* (DADS) et à son directeur Monsieur **Jean-Pierre GRISVAL**, de même qu'à l'Unité *Recherche et Conception Dynamique* (CRD) et à son directeur Monsieur **Laurent LEFEBVRE**, pour m'avoir si agréablement accueillie et soutenue pendant mes trois années de thèse,
- l'*Ecole Centrale de Lille* (EC Lille) et à son directeur Monsieur **Etienne CRAYE**, à l'équipe *Mécanique et Matériaux* à l'EC Lille menée par Monsieur **David BALLOY**, au *Laboratoire de Mécanique de Lille* (LML) dirigé par Monsieur **Jian-Fu SHAO**, ainsi qu'à l'équipe de recherche *Freinage-Contact-Surfaces* du LML et à son directeur, Monsieur **Yannick DESPLANQUES**, pour m'avoir judicieusement permis d'investiguer la problématique du contact dynamique aube/abradable en associant des savoirs et des moyens expérimentaux du LML et de l'ONERA dans les domaines respectifs de la Tribologie et de la Dynamique Rapide,
- l'EC Lille pour m'avoir confié des charges d'enseignement dans le cadre d'un monitorat sous la tutelle du *Centre d'Initiation à l'Enseignement Supérieur* (CIES), dont je remercie le directeur Monsieur **Christian VASSEUR**, ainsi que mon tuteur et mentor pédagogique et scientifique de longue date, Monsieur **Jean-Yves DAUPHIN**,
- l'*Ecole Doctorale des Sciences pour l'Ingénieur* (SPI 072) pour son offre de formation des doctorants, et à Madame **Claudine DUMONT**, chef de projet au P.R.E.S de l'Université Lille Nord-de-France, pour son accompagnement et ses initiatives visant à améliorer l'insertion professionnelle des docteurs,
- Messieurs **Julien SERGEANT** (société ESCIL), **Olivier LANDEMARRE** (laboratoire LERMPS), **Mathieu BAGOT** (Société CEDRAT RECHERCHE) et **Jean-Jacques LUBIN** (ONERA de Châtillon), pour avoir ponctuellement contribué à ces recherches par leur expertise technique pertinente et réactive.

J'adresse mes remerciements respectueux aux membres de mon Jury de thèse pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail, et pour l'expertise et le temps qu'ils ont chacun consacré à son évaluation. Je remercie à cet effet Monsieur **Jean-Philippe PONTHOT** pour avoir accepté de présider ce Jury, Monsieur **Pierre CHEVRIER** et Monsieur **Philippe KAPSA** pour m'avoir fait l'honneur d'être rapporteurs, ainsi que Monsieur **François GARCIN**, pour avoir participé à ce Jury en tant qu'invité.

Je tiens à exprimer ma gratitude à mon Directeur de Thèse, Monsieur **Yannick DESPLANQUES**, pour l'implication forte et constante avec laquelle il a encadré et accompagné mes travaux. Je me souviendrai de ses encouragements à « ne pas décrire...mais expliquer ! », et que le temps de la réflexion peut être une économie de temps. Par ailleurs, son dévouement dans chacune de ses missions d'enseignant-chercheur a été pour moi une véritable source d'inspiration. Prêchant par l'exemple, Monsieur **Xavier BOLDIN** a épaulé cet encadrement avec générosité, en ne reculant jamais devant l'effort. Je le remercie très chaleureusement pour toutes ses contributions et ses critiques constructives, son dynamisme, ainsi que son sens des priorités et du travail

d'équipe. Aristote disait que "*le commencement de toutes les sciences, c'est l'étonnement de ce que les choses sont ce qu'elles sont*". Je suis à ce propos grandement reconnaissante envers Monsieur **Jacky FABIS**, expérimentateur passionné et passionnant, pour m'avoir fait profiter de son expérience et de son intuition, pour sa contribution notable au développement du banc d'interaction aube/abradable présenté dans ce mémoire, mais aussi et surtout, pour la confiance qu'il m'a accordée. Un grand merci également à Monsieur **Roland ORTIZ** pour la constance de son encadrement et de ses encouragements, et à Monsieur **Eric DELETOMBE**, pour sa participation au rapprochement scientifique ONERA/LML à l'origine de cette thèse, et pour les discussions que nous avons eues et qui m'ont aidée à prendre du recul sur le sujet pour pouvoir ensuite l'enrichir en profondeur. Je souhaite également exprimer ma gratitude envers Madame **Anne-Lise CRISTOL-BULTHE**, Monsieur **Philippe DUFRESNOY**, Monsieur **Jean-François BRUNEL**, Monsieur **Jacques CHARLEY** et Monsieur **Jean-François WITZ**, qui en m'apportant leur expérience et leurs conseils sur plusieurs points clés de ces recherches, m'ont ainsi permis de progresser dans mes travaux en mettant en œuvre des techniques pertinentes.

Pour avoir contribué à une bonne ambiance de travail et pour leur collaboration bienveillante (certains, qui se reconnaîtront, m'auront plus d'une fois dépannée là où rien ne les y obligeait), je tiens à remercier chaleureusement mes collègues et amis (listes non exhaustives) :

- à l'ONERA : **Bertrand L., David D., Alain D., Jean-Michel M., Gérald P., Sylvain M., David H., Samuel B., Nicolas L., Delphine N., Didier J., Hugues M.D.R., Léon B., Eric F., Jean-François S., Eric L., Bernard P., Corinne D., Florence L., Yannick M., Olivier R., Annie G., Pierre-Luc M., (...)** ;
- au LML et à l'École Centrale de Lille : **François L., Ahmed E.B., Rian S., Haytam K., Emmanuel B., Mathilde C., Laurent P., Flore B., Franck A., Jaouad N., Marie-Claire T., Nadine D., Philippe Q., Christophe N., Jean-Marc F., Patrick D., Amir A., Ahmed G., François G., Khodor A. (...)**.

Je profite de l'occasion pour exprimer une pensée particulièrement reconnaissante envers **Jean G.** (alias DDLM), que je remercie pour ses conseils pragmatiques et ses coups de main expérimentaux providentiels. Merci à vous, **Jean, Pauline, Gauthier, Ben, Lise, Lucille, Shadan, Julie, Juan, Thomas et Stéphane** pour tous les moments que nous avons partagés et aussi pour m'avoir accompagnée tout au long de mes trois années de thèse...

Enfin, mes plus humbles remerciements vont à mes parents, à mon frère, à mes sœurs et à ma famille, pour ces petits riens et ces grands tous, pour leur amour inconditionnel et pour leur précieux soutien.

Et merci à toi, lecteur, pour ta lecture critique. Gardons à l'esprit, comme le disait Georges Poulet, que « *L'être humain n'a jamais le temps d'être, il n'a jamais le temps que de devenir* ».

# Sommaire

Remerciements .....	2
Sommaire .....	4
Introduction générale .....	5
Chapitre 1 Synthèse bibliographique.....	7
1.1 Introduction.....	7
1.2 Le joint abradable d'étanchéité dynamique rotor-stator .....	8
1.3 La nuance abradable étudiée (Metco 320NS).....	13
1.4 Etude du contact aube/abradable .....	18
1.5 Conclusions.....	33
Chapitre 2 Expertise de l'abradable Metco 320NS.....	34
2.1 Introduction.....	34
2.2 Conditions d'élaboration de l'abradable étudié .....	35
2.3 Analyses de morphologie et de composition chimique.....	38
2.4 Nombre et distribution des porosités .....	45
2.5 Dureté superficielle HR15Y.....	49
2.6 Traction uni-axiale simple .....	52
2.7 Conclusions.....	57
Chapitre 3 Caractérisation mécanique de l'abradable .....	58
3.1 Introduction.....	58
3.2 Comportement de l'abradable en compression uniaxiale.....	59
3.3 Comportement de l'abradable sous sollicitation bi-axiale par l'essai Brésilien .....	61
3.4 Conclusions.....	78
3.5 Perspectives.....	78
Chapitre 4 Etude expérimentale de l'interaction aube/abradable .....	78
4.1 Introduction.....	78
4.2 Etude du frottement au contact aube/abradable sur tribomètre.....	78
4.3 Développement d'un banc d'interaction dynamique aube/abradable .....	78
4.4 Conclusions.....	78
Conclusion générale .....	78
Annexes .....	78
Références bibliographiques.....	78

# Introduction générale

Dans un contexte sécuritaire, économique et environnemental de plus en plus contraignant, les motoristes aéronautiques cherchent à améliorer la fiabilité, le rendement et les performances des turboréacteurs. La réduction et la maîtrise du jeu rotor/stator constitue de ce point de vue un enjeu majeur et la solution technologique utilisée sur la grande majorité des moteurs d'avion est le recours aux joints d'étanchéité abrasables. Il s'agit de revêtements projetés sur la paroi interne du carter et qui s'usent au contact des bouts d'aube, minimisant ainsi le jeu aube/carter.

Toutefois, compte tenu du jeu très faible en fonctionnement, de l'ordre du dixième de millimètre, des touches en bouts d'aube peuvent survenir dans des situations accidentelles qui peuvent conduire par exemple à une usure catastrophique du joint abrasable, pouvant provoquer l'arrêt du réacteur par pompage, ou à une rupture d'aubes, notamment dans le cas d'excitations dynamiques conduisant à un phénomène de divergence. L'un des obstacles majeurs à la modélisation numérique de ces situations accidentelles est la méconnaissance de l'interaction aube/abrasable et des forces mises en jeu au contact, qui dépendent à la fois du comportement mécanique du matériau abrasable, des mécanismes d'endommagement et de rupture responsables de son usure et des situations d'incursion de l'aube dans le revêtement abrasable, et qui résultent de forts couplages entre les phénomènes.

L'objectif de cette thèse est de contribuer à la compréhension des mécanismes d'interaction ainsi qu'aux couplages associés, et à la détermination des forces d'interaction. Il s'agit d'un travail essentiellement expérimental, qui concerne à la fois la caractérisation des matériaux abrasables et de leur comportement mécanique et l'étude de l'interaction dynamique avec une aube, notamment par un essai original sur un banc rotatif spécifiquement développé.

Ce travail, cofinancé par l'ONERA et par la Région du Nord Pas-de-Calais, s'inscrit dans le cadre du thème « Comportement, rupture et conception robuste sous chargements dynamiques de crash et d'impact » de l'axe « Sécurité Humaine et Technique » du programme CISIT (Campus International Sécurité et Intermodalité des Transports). Le sujet a motivé la collaboration entre l'ONERA et le Laboratoire de Mécanique de Lille (LML), qui associent leurs compétences dans les domaines respectifs de la dynamique rapide et de la tribologie. De plus, ce travail s'intègre dans la thématique MM3 du projet de recherche MAIA (Méthodes Avancées en Ingénierie mécanique), qui fédère le CNRS, l'ONERA et le groupe SAFRAN autour de projets visant à accroître la sécurité dans les transports par une meilleure connaissance du comportement dynamique et transitoire des matériaux et des structures.

Plus particulièrement, l'étude concerne le revêtement abrasable Metco 320NS, constitué d'un matériau composite à matrice en aluminium-silicium et d'un lubrifiant solide, le nitrure de Bore, utilisé pour l'étanchéité dynamique des compresseurs basse pression.

Le mémoire est organisé en quatre chapitres :

- Le **chapitre 1** est une synthèse bibliographique relative aux matériaux abrasables et à l'interaction aube/abrasable. Elle montre qu'il existe un ensemble d'installations et de procédures expérimentales capables de caractériser le matériau et le contact aube/abrasable. En particulier, les phénomènes dynamiques qui se produisent au contact font l'objet d'essais sur bancs industriels, jusque l'échelle 1. Ce chapitre montre que le comportement mécanique des matériaux abrasables reste néanmoins mal connu, et qu'il existe un besoin de compréhension et de caractérisation des couplages induits par l'interaction dynamique entre l'aube et le revêtement abrasable.
- Le **chapitre 2** traite de la caractérisation du Metco 320NS, notamment de sa porosité et de sa dureté. Les résultats du comportement mécanique en traction quasi-statique sont présentés, ainsi que des essais en dynamique, montrant la dépendance du comportement à la vitesse de sollicitation. Les résultats confidentiels sont résumés en annexe.
- Le **chapitre 3** prolonge la caractérisation mécanique du matériau abrasable. Un essai de compression uniaxial révèle la forte capacité du matériau à se densifier. Compte-tenu de la forte dissymétrie en traction et en compression du comportement, un essai Brésilien, multiaxial, est mis en œuvre. La corrélation d'images numériques permet l'étude des champs de déplacements et de déformations en surface de l'éprouvette. Ce chapitre montre notamment l'intérêt de cet essai pour comprendre et quantifier les mécanismes de déformation et d'endommagement qui mènent à la rupture.
- Le **chapitre 4** est consacré à la caractérisation tribologique du matériau et à l'interaction aube/abrasable. La première partie du chapitre consiste en une caractérisation du frottement et de l'usure sur un tribomètre de laboratoire, dans deux configurations : un contact « confiné » disque/abrasable et un contact « non confiné » lame/abrasable, plus proche de la situation de service. La seconde partie du chapitre concerne le développement d'un banc rotatif original, dédié à l'étude de l'interaction dynamique aube/abrasable. L'approche expérimentale repose sur une aube fortement instrumentée et une configuration de contact aube/carter simplifiée dans des conditions d'interaction proches des situations de service. Les résultats révèlent l'importance des couplages entre la dynamique de l'aube et l'interaction selon les situations d'incursion.

La conclusion générale fait la synthèse des résultats expérimentaux et de leurs apports pour la caractérisation de l'interaction aube/abrasable.

# Chapitre 1 Synthèse bibliographique

## 1.1 Introduction

Ce chapitre a pour but d'apporter des informations bibliographiques sur le comportement mécanique des matériaux abrasables et sur leur interaction dynamique avec l'aube dans les compresseurs de turboréacteurs aéronautiques, tout en mettant en évidence leurs apports et limites relativement à la réponse à la problématique.

En première partie, les zones dans lesquelles le joint abrasable réalise l'étanchéité dynamique rotor/stator sont localisées, les différentes catégories d'abrasables sont présentées, et les performances attendues sont explicitées, pour les conditions de fonctionnement et des sollicitations escomptées en service.

La seconde partie est consacrée à la présentation de la nuance d'abrasable étudiée (le Metco 320NS) : de son processus d'élaboration d'une part, et des différentes procédures de caractérisations physico-chimiques et mécaniques d'autre part.

La troisième partie traite du contact aube/abrasable. Les principales installations expérimentales et procédures d'essai qui ont été mises en œuvre pour caractériser ce contact sont présentées, en mettant l'accent sur les essais qui ont porté sur les abrasables appartenant à la même catégorie que le Metco 320NS. Les résultats expérimentaux concernent le frottement aube/abrasable, l'usure de l'abrasable et ses mécanismes de dégradation au contact avec l'aube, tels qu'observés expérimentalement. Les quelques approches numériques et de simulation du comportement de l'abrasable et de l'interaction aube/abrasable sont également présentées.



## 1.2 Le joint abrasable d'étanchéité dynamique rotor-stator

### 1.2.1 Etanchéité dynamique dans un turboréacteur

Le turboréacteur, dont l'architecture typique est montrée en Figure 1, est le moteur de choix pour la motorisation des avions de ligne long-courriers, moyen et gros porteurs, aux vitesses de croisière transsoniques. Il équipe également des avions de transport militaire supersoniques, et peut être utilisé pour le décollage des fusées. Dans un turboréacteur, la propulsion par réaction est produite par l'éjection des gaz issus de la combustion du carburant, et une partie de l'énergie cinétique de ces gaz est utilisée pour comprimer le comburant (air).

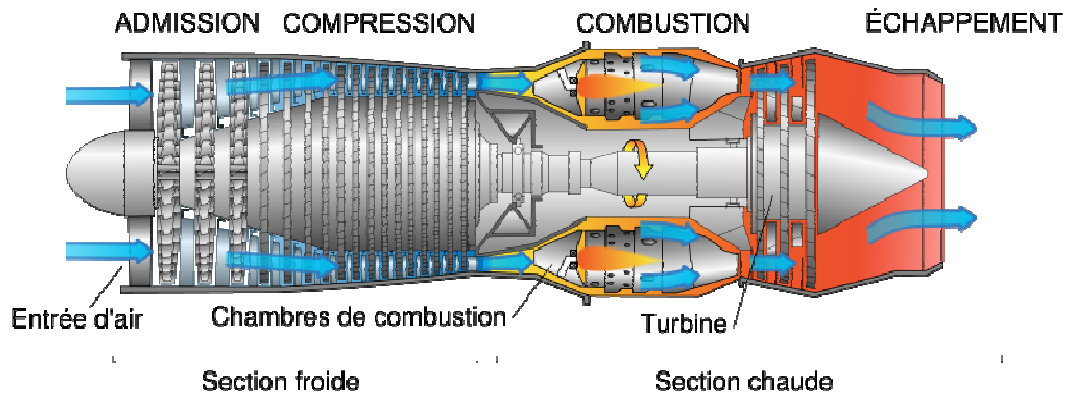


Figure 1. Architecture du turboréacteur

L'étude présente se restreint aux turboréacteurs de taille et de puissance moyennes, et concerne les compresseurs basses pressions situés après l'entrée d'air (Figure 1). Les conditions de fonctionnement rencontrées dans ces zones sont des pressions inférieures à 5 bars, des températures comprises entre 300 et 500°C, et une vitesse axiale du flux d'air limitée à  $200 \text{ m s}^{-1}$  [Hendricks et al. (2004)]. Comme les turboréacteurs de type CFM56 de CFM International ainsi que GE90 de General Electric sont de puissance et architecture représentatives de la gamme étudiée, les données relatives au fonctionnement de leurs premiers étages de compression seront donc exploitées de manière privilégiée (Annexe 1).

Au regard des milliers d'heures de vol qu'effectue un turboréacteur, toute perte même minimale de débit moteur affecte le travail mécanique utile et par conséquent la consommation en kérosène [Demasi-Marcin and Gupta (1994)]. De plus, un manque d'étanchéité rotor-stator nuit au bon fonctionnement du réacteur : le gradient de pression étant de direction opposée à celle du flux d'air au niveau des compresseurs, ces zones peuvent être le lieu d'écoulements parasites de retour d'air qui, lorsqu'ils deviennent importants, peuvent mener à provoquer le phénomène dit de pompage et mettre le moteur hors-service. Ces raisons poussent les constructeurs à adopter des solutions permettant de minimiser les espaces qui existent entre les parties fixes et les parties tournantes de la turbomachine [Novinski (1991)], en particulier entre le carter et l'extrémité des aubes du rotor, entre le rotor et l'extrémité des aubes fixes ou redresseurs et au niveau des paliers et des roulements [Hendricks et al. (2004)]. Pour réaliser l'étanchéité dynamique, les vitesses élevées du flux d'air et des pièces en mouvement relatif ainsi que les importantes modifications de géométrie dans les espaces rotor-stator en fonctionnement nécessitent l'utilisation de joints sans contact.

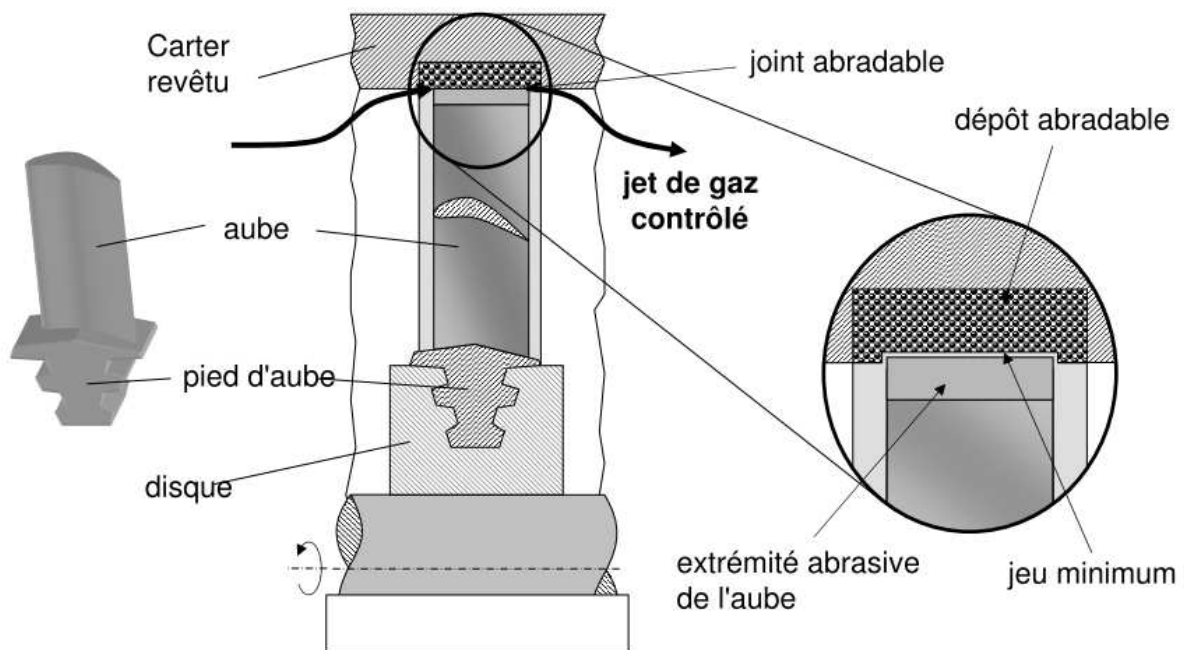


Figure 2. Localisation du joint abrasible au droit des aubes

Le joint abrasible a été introduit dans les années 60 comme solution technologique au problème d'étanchéité rotor-stator dans les turboréacteurs d'avion [Chupp (2002)]. Suivant l'étage dans lequel il est installé, il permet d'améliorer le rendement de 0,5 à 1% [Chupp (2003)]. Son utilisation est aujourd'hui systématique sur la grande majorité des moteurs d'avions, et s'est généralisée depuis les années 1980 aux turbines à gaz de centrales électriques, aux turbocompresseurs pour automobiles et autres compresseurs et pompes [Dowson et al. (2004)]. Placé sur les parois intérieures du stator (Figure 2) en couche de quelques millimètres d'épaisseur, le revêtement abrasible est conçu pour être sacrifié en cas de contact avec les ailettes mobiles situées en vis-à-vis. Dans le compresseur, ces aubes ont une géométrie complexe en forme de « lame vrillée » et de section variable et fine (Figure 3).

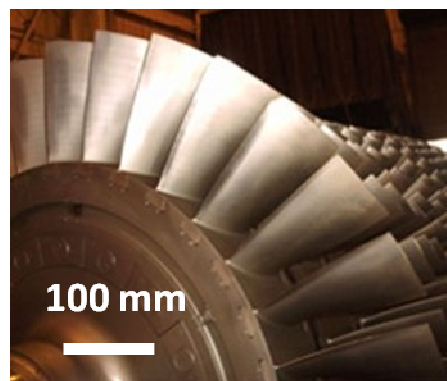


Figure 3. Aubes de compresseur axial

### 1.2.2 Catégories de joints abrasibles

Les joints doivent être conçus en adéquation avec la forte possibilité de contacts entre les pièces fixes et mobiles entre lesquelles ils se trouvent [Chappel (2001)]. Il existe de nombreux types de joints abrasibles, chaque nuance étant fabriquée sur mesure pour supporter les sollicitations de l'étage de turboréacteur auquel elle est destinée. Les abrasibles se distinguent

principalement suivant deux critères liés à leur environnement d'utilisation [Lugscheider et al. (2003)] :

- la température jusqu'à laquelle ils conserveront leurs propriétés et leur fonctionnalité ;
- le matériau des aubes susceptibles de les impacter en cas de contact rotor-stator.

Les gammes de matériaux abrasables destinés à réaliser l'étanchéité dynamique rotor/stator dans les turboréacteurs, représentées en Figure 4, sont :

- (1) : les polymères (gomme de silicone, résine époxy, etc.), qui sont déposés par moulage au niveau des étages fonctionnant à une température inférieure à 200°C ;
- (2-3) : les composites à matrice métallique (fibres Al-Si, Ni, etc.) et lubrifiant solide céramique (ex. graphite, nitrure de bore) ou polymère (ex. polyester, polyamide, acrylique), qui sont déposés par projection thermique plasma au niveau des étages fonctionnant à basse ou moyenne température (en deçà de 500°C), et au frottement contre des aubes en acier, ou en alliage de Titane ou de Nickel ;
- (4) : les alliages métalliques du type Ni-Cr-Al-Fe ou Ni-Cr-Al-Co avec lubrifiant solide (bentonite, nitrure de bore, polyester, etc.), obtenus par frittage, et qui sont adaptés aux hautes températures, à l'atmosphère corrosive et au frottement contre les aubes de turbines ;
- (5) : les composites à matrice céramique (ex. zircone) obtenus par pressage, et qui constituent une barrière thermique capable de préserver l'intégrité du carter de turbines face aux gaz chauds issus de la combustion [Yi et al. (1999)].

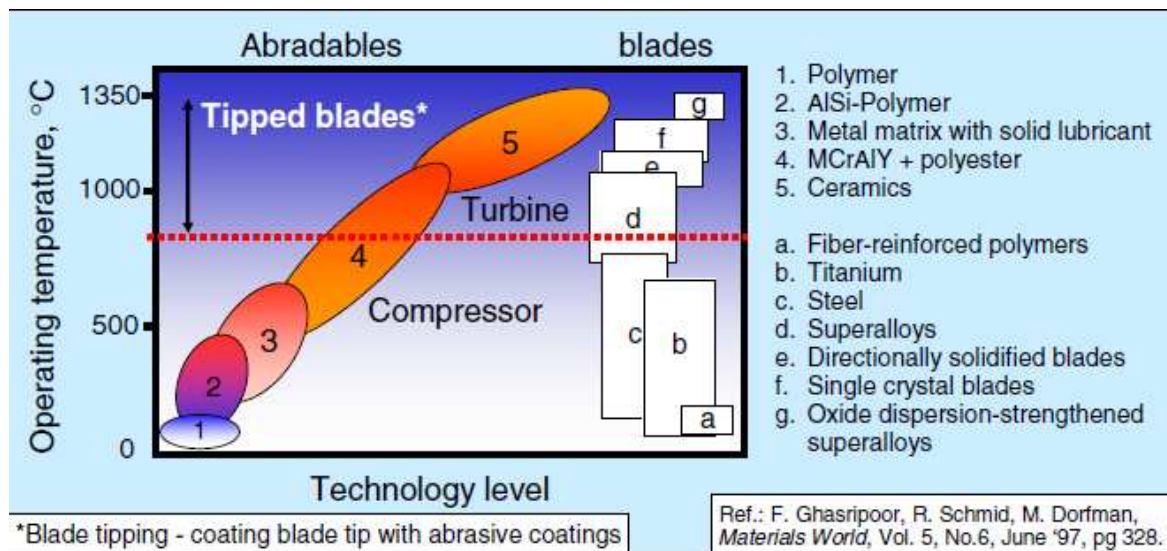


Figure 4. Classification des joints abrasables (1-5) en fonction de la température d'utilisation (0-1500°C) ; du matériau de l'aube en vis-à-vis (a-g) [Ghasripoor et al. (1997)]

La conception de revêtements capables de résister à des températures de plus en plus élevées est une condition nécessaire au perfectionnement du turboréacteur, puisqu'un meilleur rendement implique une élévation de la température atteinte en sortie de turbine. De 1960 à 1985, cette température est passée de 350 à près de 1500°C grâce à l'introduction de céramiques et de systèmes de refroidissement toujours plus performants. Le prochain défi technologique se situe à 1800°C.

### 1.2.3 Sollicitations du joint en fonctionnement

Lors des premiers tours du rotor, sous les effets centrifuges et thermiques, les aubes s'allongent et usinent le revêtement déposé en creux de carter, de telle sorte qu'un jeu dynamique de l'ordre du dixième de millimètre est atteint au terme de cette phase, dite de « rodage » [Nezym (2007)]. Pendant les premiers tours de fonctionnement, le rodage se poursuit en raison des effets centrifuges et de la dilatation thermique différentielle entre les aubes du rotor et le carter. Ce fonctionnement à jeu aube/carter réduit occasionne à répétition des contacts appelé « touches », entre l'aube et la zone de carter située en vis-à-vis, qui peuvent être plus ou moins sévères [Dowson et al. (2004)].

Les conditions dans lesquelles se produisent ces touches sont encore mal connues, mais un certain nombre de phénomènes causant une variation transitoire des géométries peuvent expliquer les variations dynamiques du jeu aube/abradable, notamment [Li et al. (2000)] :

- la présence de charges aérodynamiques dues à la formation de flux d'air tourbillonnaires autour des extrémités d'aubes ;
- l'amorçage du fluage et/ou d'une oxydation de l'aube conduisant à une modification de sa rigidité ;
- la manifestation d'un comportement gyroscopique du rotor, induit par un balourd dynamique ou des charges inertielles telles que la modification de son orientation lors d'un changement de direction du à des turbulences en vol ou de brusques manœuvres de pilotage ;
- l'aspiration de corps étrangers par la soufflante, notamment de la vapeur d'eau au dessus de la mer, des grains de sable, des fragments de glace ou de volatile aux faibles altitudes ;
- une ovalisation du carter pouvant réduire le jeu aube/carter de plusieurs dixièmes de millimètres [Chupp (2002)], soit de manière permanente par usure du joint qui le tapisse, soit de manière transitoire sous l'effet de la mise en rotation ou de l'arrêt du moteur ou bien d'une variation rapide et importante de l'altitude de l'avion, notamment pendant quelques secondes au décollage ou à l'atterrissage ;
- une excitation dynamique du carter et une résonance du système rotor-stator (charges vibratoires) conduisant à un nombre d'interactions simultanées des aubes avec les lobes rentrants de carter (Figure 5) ;

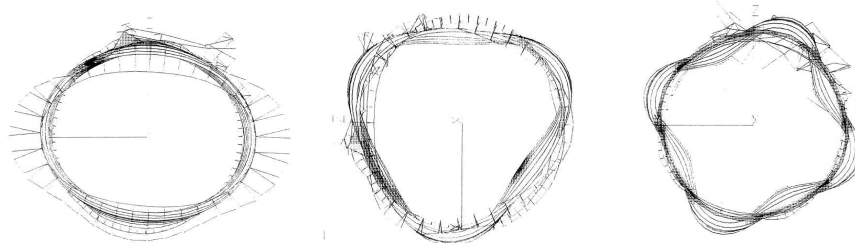


Figure 5. Résultats de calculs de déformées modales d'un carter [Di-Rienzo (1995)]

- Ou encore, la mise en place d'un couplage entre vibrations de l'aube au contact aube/abradable et rotation du rotor. Ce phénomène engendre une usure périodique du revêtement de carter sous forme de lobes (Figure 6), et est suspecté d'être responsable d'excitations sévères des aubes, et de s'auto-entretenir jusqu'à rupture d'une ou plusieurs aubes.

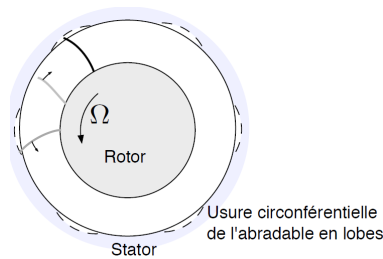


Figure 6. Schématisation d'une usure périodique du joint de stator

#### 1.2.4 Performances d'un joint abrasable

Dans l'étage de turboréacteur où il est déposé, le joint abrasable doit répondre à un certain nombre d'exigences, principalement celles :

- d'abrasabilité, c'est-à-dire de capacité du revêtement à se disloquer au contact de l'aube, et ce grâce à une faible résistance au cisaillement [Li et al. (2000)]. Même usée, la surface du revêtement doit par ailleurs garder de bonnes propriétés aérodynamiques ;
- de résistance à l'érosion par impact des particules présentes dans le flux d'air traversant le turboréacteur à grande vitesse [Chupp (2002)]. Il y a néanmoins un compromis à assurer entre cette propriété et celle d'abrasabilité [Bounazef et al. (2004)] ;
- de résistance à l'oxydation, étant donné le fort taux d'oxygène présent dans les gaz d'entrée et les fortes températures et pressions dans certaines sections du moteur ;
- de tenue en ambiance corrosive, la vapeur d'eau pouvant notamment circuler dans les premiers étages lors de vols à faible altitude au dessus de la mer.

D'un point de vue aérodynamique, l'étanchéité rotor-stator dans un compresseur est considérée optimale du moment que l'amplitude du jeu en fonctionnement reste inférieure à 2% de la corde en bout d'aube, et excessive dès lors qu'elle dépasse 5% [Hendricks et al. (2004)]. Par exemple, au niveau du deuxième étage de compression du CFM56-7B, la corde étant de 5 cm, le jeu rotor-stator doit rester inférieur à 2 mm. La durée de vie usuelle d'un joint abrasable en service est de plusieurs milliers d'heures, et dix fois plus longtemps sans les phénomènes d'oxydation et de corrosion [Nava et al. (2001)]. Le remplacement des joints, suivant un calendrier de maintenance basé sur un taux d'usure en microgrammes par heure de vol [Hendricks et al. (2004)], consiste à décoller le joint usé et à décaper la surface, puis à réaliser un nouveau dépôt [Metco (2010)].

#### 1.2.5 Bilan

Le revêtement abrasable déposé en creux de carter remplit la fonction de joint d'étanchéité au sein des premiers étages de compression dans le turboréacteur, dans le but de réduire le jeu dynamique aube/carter tout en préservant l'intégrité des aubes. Par sa localisation au droit des aubes et un jeu aube/carter réduit, ce revêtement est soumis à un nombre répété de contacts par l'aube en vis-à-vis, que nous appellerons « touches aube/abrasable » dans ce mémoire. Il existe diverses catégories d'abrasable, mais nous ne présenterons dans le détail que la nuance composite Al-Si/hBN (Metco 320NS), laquelle est obtenue par la technique de projection thermique plasma.

### 1.3 La nuance abrasable étudiée (Metco 320NS)

La présente étude se concentre sur un joint abrasable obtenu par projection thermique de type plasma, et utilisé pour réaliser l'étanchéité dynamique rotor/stator des compresseurs basses pressions. La nuance d'abrasable étudiée est de type Al-Si/hBN, c'est-à-dire constituée d'une matrice en alliage d'Aluminium-Silicium et de nitrure de Bore jouant le rôle de lubrifiant solide. La présence de porosités dans le revêtement abrasable est une conséquence de la projection thermique et de la réalisation possible d'un traitement thermique pour dégrader la phase organique présente dans le matériau. Le choix du taux de porosité découle d'un compromis entre la résistance à l'érosion et l'abrasabilité par des aubes en alliage de Titane TA6V (Ti-6Al-4V).

#### 1.3.1 Processus d'élaboration

La projection thermique est la technique de dépôt la plus courante du fait de sa simplicité et de son coût raisonnable [Novinski (1991)]. Elle offre la facilité de dépôt requise pour l'installation et la maintenance in-situ des joints d'étanchéité dans le turboréacteur. Elle permet également l'obtention de structures composites poreuses aux propriétés remarquables. La projection thermique peut être plasma, à la flamme, à l'arc, par détonation, à froid, ou encore de type *High Velocity Oxygen Fuel*.

Cette technique consiste à projeter une poudre solide – pour le Metco 320NS : Al, Si et hBN, en proportion visées par le fabricant - sur une paroi métallique. Ce substrat est préalablement sablé et revêtu d'une couche d'accroche de quelques dixièmes de millimètres afin de garantir l'adhésion du revêtement, potentiellement sollicité par les dilatations thermiques différentielles joint/substrat en fonctionnement [Zheng et al. (2003)]. Entraînées à grande vitesse par un flux de gaz chaud, les particules de la poudre fondent avant de percuter la paroi froide, au contact de laquelle elles se solidifient instantanément. L'épaisseur du revêtement croît par dépôt de couches de 100 micromètres d'épaisseur au fil de passes successives décrites par le canon générant le flux [Faraoun et al. (2006a)].

Les principaux fabricants d'abrasables - Sulzer-Metco, Technetics, Flame Spray, Praxair, Sheritt Gordon et Neomet - privilégient généralement la projection de type plasma pour le dépôt et la maintenance des joints abrasables et autres revêtements de protection utilisés dans les turboréacteurs. La technique consiste à introduire un gaz tel que l'argon ou l'azote dans une chambre, où il est ionisé par un arc électrique généré vers l'anode lorsque la cathode est portée à fort potentiel (Figure 7).

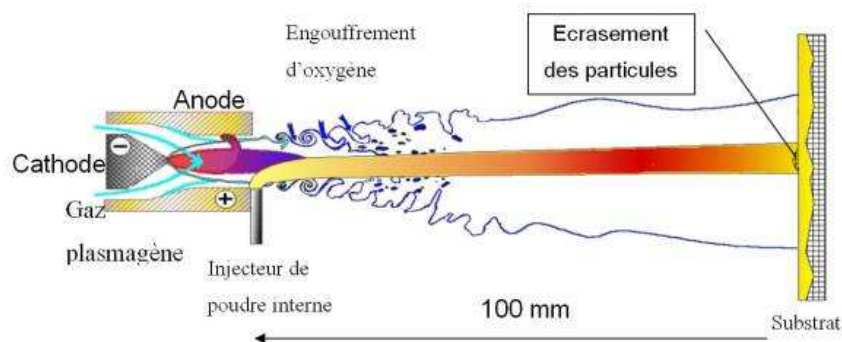


Figure 7. Principe de la projection thermique plasma [Rigot (2003)]

De manière générale, les matériaux abrasables à matrice métallique, lubrifiant solide et/ou résine organique tels que l'Al-Si/hBN sont devenus un matériau de référence pour la réalisation des joints d'étanchéité dynamique dans les compresseurs basses pressions. La composition précise

de ces joints est ajustée au cas par cas pour répondre aux sollicitations rencontrées en fonctionnement dans les différents étages de compression [Matejcek et al. (2006)].

Les propriétés physico-chimiques et mécaniques du joint sont usuellement optimisées par un ajustement empirique de leur élaboration ([Chupp (2002)], [Faraoun et al. (2006a)]). Les caractéristiques du revêtement, telles que son épaisseur ou son taux de porosités, sont obtenues, d'une part, par le choix des constituants de la poudre constituée de particules métalliques, céramiques ou organiques finement calibrées (grains de 10 à 100  $\mu\text{m}$ ), et d'autre part, par le choix des paramètres de projection suivants :

- les débits de gaz et de poudre ;
- la vitesse de projection ;
- la vitesse latérale de déplacement du substrat ;
- la température du substrat, la vitesse de refroidissement des particules fondues influant sur l'intensité des contraintes résiduelles (compression du substrat, traction du revêtement).

De manière générale, chaque phase d'un abrasable (Figure 8) contribue aux fonctionnalités de ce matériau composite ([Li et al. (2000)], [Atkinson (2002)]) :

- la matrice métallique lui confère rigidité et résistance à la corrosion ;
- la phase non métallique, constituée d'un lubrifiant solide, limite les frottements au contact des extrémités d'aubes contre le revêtement ;
- les porosités rendent le matériau friable, en favorisant la décohésion des particules au moment du contact [Faraoun et al. (2006b)].

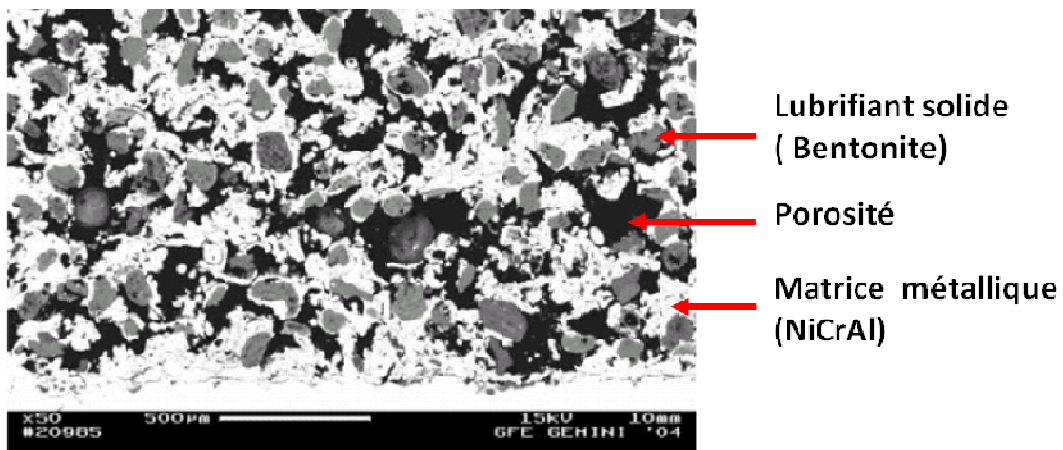


Figure 8. Micrographie typique d'un revêtement abrasable [Lugscheider et al. (2003)]

### 1.3.2 Procédures de caractérisations physico-chimiques et mécaniques

Le joint d'étanchéité abrasable doit répondre dans la durée à de fortes contraintes en termes de fonctionnalité (température, pression, touches). Les propriétés du matériau lui étant conférées lors de son élaboration par projection thermique, il est important de sélectionner avec soin les paramètres de fabrication. Il est ensuite nécessaire de contrôler sous des sollicitations proches des conditions opérationnelles, si les performances visées ont bien été obtenues. Ces dernières années, les études visant à caractériser les propriétés et performances des revêtements

abradables mettent l'accent sur le développement de procédures de caractérisation standardisées et peu coûteuses. Plusieurs projets associent ainsi universités et industriels, notamment :

- Le projet MACE (*Materials for Arduous Cycles and Emissions*), qui met en collaboration le motoriste Rolls-Royce, le fabricant d'abradable Sulzer-Metco et l'Université de Cranfield [Johnston and Evans (2007)],
- Le projet SEALCOAT (*Abradable Seal Coatings and Claddings for Compressor Applications*) qui réunit depuis 2001 les motoristes Rolls-Royce et MTU Aeroengines, le fabricant d'abradables Neomet, l'Institute of Plasma Physics et le LERMPS-UTBM ([Chandler (2001)], [Hendricks et al. (2004)], [Matejicek et al. (2006)]),
- Le projet NEWAC (*New Aeroengine Concepts*), qui implique depuis 2006 une quarantaine de partenaires européens dont Airbus, SNECMA, et l'ONERA. ([Peyraut et al. (2007)], [Sieber (2010)]).

Ce paragraphe présente différentes techniques de caractérisation physico-chimique et mécanique des revêtements abradables.

### **1.3.2.1 Propriétés élémentaires du dépôt abradable**

En première approche, l'analyse d'image est utile pour quantifier les phases en présence ainsi que leur morphologie à partir de micrographies : forme, taille et orientation des grains [Faraoun et al. (2006a)]. En particulier, les porosités jouant un rôle majeur dans le processus de dislocation des particules qui confère au matériau sa propriété d'abradabilité, il est important de caractériser leur nombre et leur distribution dans le revêtement, ce qui peut se faire par intrusion de fluide et/ou manipulation d'images digitalisées (Figure 9).

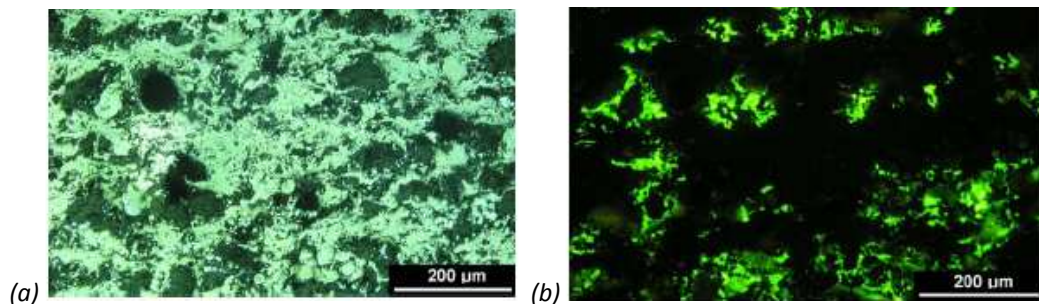


Figure 9. Micrographies optiques d'un abradable Al-Si/hBN en lumière UV avant (a) ou (b) après imprégnation par une résine fluorescente [Matejicek et al. (2006)]

Dans le cadre du projet SEALCOAT, une simulation numérique a été développée pour rendre compte du comportement du revêtement abradable et estimer ses propriétés mécaniques et thermiques du revêtement à partir de certains paramètres géométriques tels que forme, taille et orientation des grains [Faraoun et al. (2006b)]. Pour cela, un maillage basé sur la microstructure de l'abradable distingue deux phases, la matrice d'une part, et les porosités d'autre part, contenant ou non du lubrifiant solide [Faraoun et al. (2006a)]. Le module d'Young et le coefficient de Poisson de chacune des deux phases de l'abradable ont été calculés en calibrant un modèle élastoplastique linéaire à partir de résultats expérimentaux d'essais de flexion et de traction, et une analyse inverse des profondeurs de pénétration plastique obtenues par des essais de dureté HR15Y [Peyraut et al. (2007)].



### 1.3.2.2 Essais d'oxydation

Une batterie d'essais d'oxydation accélérée à l'air a mis en évidence l'influence du taux de porosités sur la capacité de l'abradable à résister à l'oxydation et/ou à la corrosion haute température [Nava et al. (2001)]. La fissuration du revêtement survenant plus rapidement lorsque la porosité est plus importante, le choix d'un taux de porosité correspond à un compromis entre abradabilité et résistance à l'oxydation [Chupp (2003)].

### 1.3.2.3 Essais de résistance à l'érosion

Comme mis en évidence sur banc d'érosion (Figure 10), un revêtement se disloquant trop facilement résistera mal à l'impact de particules à faible incidence [Maozhong et al. (2002)]. Il y a donc un compromis à réaliser entre abradabilité et résistance à l'érosion. En effet, les compresseurs du turboréacteur sont traversés par un flux d'air à grande vitesse – jusqu'à  $200 \text{ m s}^{-1}$  dans les compresseurs basses pressions - pouvant transporter de la vapeur d'eau, des grains de sable ou de glace et autres particules.

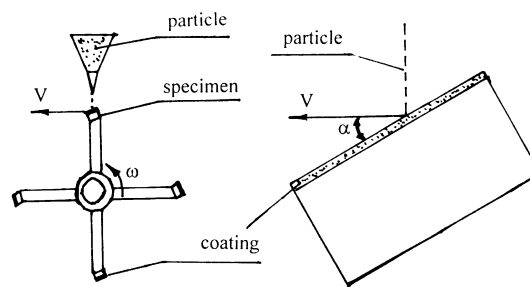


Figure 10. Principe de fonctionnement du banc d'érosion au sable

### 1.3.2.4 Analyse granulométrique

La résistance à l'érosion, tout comme la taille des particules libérées, dépend fortement de la composition, de la microstructure et de la dureté du revêtement [Prchlik and Sampath (2007)]. La capacité de déformation de l'abradable à matrice métallique est fortement amoindrie par la présence dislocatrice des porosités de l'abradable [Maozhong et al. (2002)]. En outre, la granulométrie des constituants de l'abradable doit être soigneusement définie, de manière à ne pas obtenir in fine des débris de taille supérieure au dixième de millimètre qui pourraient endommager les organes du turboréacteur [Ghasripoor et al. (1997)].

### 1.3.2.5 Essai de dilatation thermique

Il est crucial de garantir en fonctionnement que la dilatation thermique différentielle entre le carter et le revêtement ne nuira pas à l'adhésion du joint, et que ce dernier présente une bonne résistance à la fatigue thermique. Ces critères influent donc sur le choix des constituants de l'abradable. Les propriétés thermiques obtenues peuvent être caractérisées par les techniques usuelles, telles que des essais de dilation thermique linéaire, des analyses thermogravimétriques (ATD, ATG) et calorimétrique (DSC).

### 1.3.2.6 Essai de cohésion

L'adhésion du joint au carter est renforcée grâce à la préparation de la surface juste avant la projection thermique, par le sablage du substrat et l'application d'une couche d'accroche. Le test de cohésion développé par le fabricant Sulzer-Metco permet de tester la force d'adhésion des revêtements [ASTM (2008)]. Il consiste à réaliser un test de traction sur un cylindre dont une extrémité plane est revêtue d'abradable puis collée contre l'extrémité d'un second cylindre de

mêmes dimensions. La force mesurée au moment de la rupture de cet assemblage à l'interface cylindre/abradable caractérise la force d'adhésion revêtement/substrat.

### 1.3.3 Comportement mécanique de l'abradable

Comme l'obtention d'éprouvettes normalisées pour la réalisation d'essais de caractérisation mécanique de l'abradable est une étape délicate en raison de la fragilité du revêtement et des faibles épaisseurs disponibles, des essais permettant de tester l'abradable sans avoir à le détacher de son substrat ont donc été développés. Ils sont présentés dans cette partie.

#### 1.3.3.1 Comportement en flexion

L'essai de flexion, réalisé sur une éprouvette constituée d'une lame métallique de section rectangulaire dont les deux faces ont été recouvertes d'une même épaisseur d'abradable, a été exploité par Ma et Matthews pour déterminer le module élastique du matériau à partir des valeurs d'effort et de flèche relevés à la rupture. Ils ont obtenu des valeurs de l'ordre de 2 GPa pour le Metco 601NS, qui est un abradable de type Al-Si/Polyester [Ma and Matthews (2007)].

#### 1.3.3.2 Comportement en traction

Ma et Matthews ont également mis au point un essai de traction jusqu'à rupture sur une éprouvette plate de traction constituée d'un substrat en acier de 1,65 mm d'épaisseur, revêtue d'une couche abradable de 3 mm d'épaisseur [Ma and Matthews (2009)]. La rupture par traction de l'abradable se produisant brutalement, et survenant avant que le revêtement ne commence à se détacher de son substrat par délamination, la résistance en traction peut être déterminée à partir de la valeur maximale de l'effort avant la première chute en charge (Figure 11) à laquelle est retranchée la force induite par l'allongement du substrat. Les auteurs ont obtenu une résistance à la traction de l'ordre de 8 MPa pour un abradable Al-Si/Polyester [Ma and Matthews (2009)].

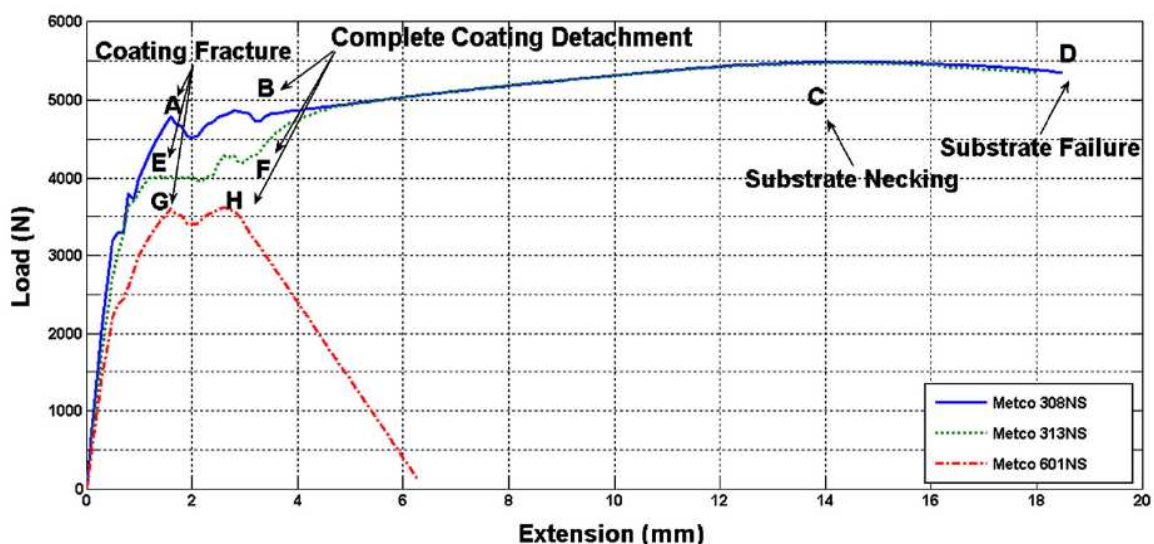


Figure 11. Courbe expérimentale force/déplacement au cours d'un essai de traction jusqu'à rupture, sur une éprouvette substrat/abradable [Ma and Matthews (2009)]

Johnston et Evans ont développé, dans le cadre du projet européen SEALCOAT, une solution expérimentale qui permet de tester l'abradable en l'absence de substrat malgré la fragilité du matériau, facilitant ainsi l'exploitation des essais mécaniques. Elle consiste à réaliser la projection plasma dans un moule dégradable à l'eau [Johnston and Evans (2007)]. L'éprouvette ainsi obtenue (Figure 12) est ensuite rectifiée pour garantir une épaisseur uniforme dans la zone

utile, et éliminer les éventuels agglomérats. Ce mode d'obtention d'éprouvettes de traction en abrasable a permis d'obtenir des géométries répétables [Johnston (2009)].

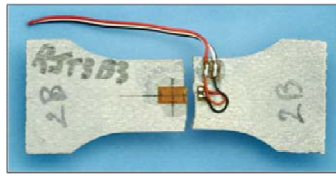


Figure 12. Epreuve d'abrasable Al-Si/hBN après essai de traction statique [Johnston and Evans (2007)]

Les résultats d'essais de traction uniaxiale statique sur un abrasable de type Al-Si/hBN ont permis de relever une réponse non-linéaire et des déformations relatives à rupture inférieures au pour cent (Figure 13).

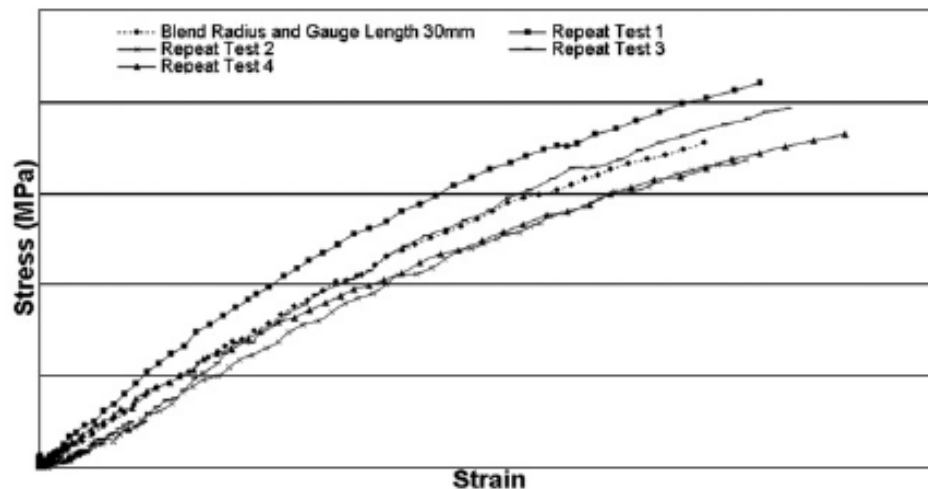


Figure 13. Courbe normalisée contrainte/déformation obtenue par essai de traction de l'abrasable Metco 320NS, à température ambiante et à vitesse de sollicitation de  $1 \text{ min min}^{-1}$

#### 1.3.4 Bilan

Ces résultats expérimentaux montrent un comportement fragile en traction du matériau abrasable. Cependant, l'influence de la vitesse de sollicitation n'a pas été testée dans le cadre de ces essais. Par ailleurs, le comportement du joint abrasable en compression n'a pas été étudié. Afin d'appréhender le comportement du joint au contact des aubes dans le turboréacteur, il paraît nécessaire de compléter les approches existantes par des essais permettant d'évaluer en particulier sa capacité de déformation en compression avant rupture et sa résistance maximale en traction comme en compression, en statique comme en dynamique.

### 1.4 Etude du contact aube/abrasable

Pour que le joint d'étanchéité ait une durée de vie optimale, il ne faut pas que ses performances mécaniques et physico-chimiques soient significativement altérées lors du frottement contre l'aube. Or il arrive que certains mécanismes indésirables (ci-après) soient activés lors de l'interaction aube/abrasable, et mènent à la ruine du joint et/ou de l'aube. Dans le but de prédire et d'éviter ces phénomènes, industriels et chercheurs développent des installations d'essai dédiées à l'étude des mécanismes d'interaction, de frottement et d'usure du joint abrasable en conditions proches des sollicitations de service.

### 1.4.1 Expertise de la dégradation de joints usés en service

En théorie, les caractéristiques du matériau abrasable confèrent au joint la capacité de se disloquer aisément lorsqu'il entre en contact avec les aubes, ce qui permet de minimiser le frottement dans la zone d'interaction et de protéger l'aube en sacrifiant le revêtement. En pratique, l'observation d'aubes et de joints post-mortem révèle certains endommagements sévères, tels que [Borel (1989)] :

- une oxydation à haute température des matériaux constituant le carter et les aubes, traduisant un échauffement important au contact aube/carter ;
- la présence de ruptures en bout d'aube (Figure 14, a), et de fissures en pied d'aubes, montrant une sollicitation en fatigue des aubes (Figure 14, b) ;
- une usure excessive du joint (Figure 15).

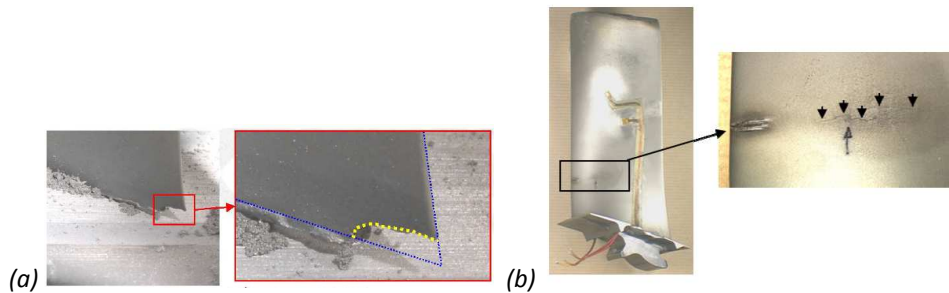


Figure 14. Aubes de compresseur endommagées (a) à l'arrêt ; (b) en pied

Ainsi, le rapport d'incident du turboréacteur Trent 800 de Rolls Royce [Nezym (2007)] indique que sur plusieurs étages de compression, les pistes abrasables ont accusé des marques d'usure irrégulières et profondes : sur 2 mm environ de profondeur, soit près des 5/6<sup>èmes</sup> de l'épaisseur initiale de joint (Figure 15). Ces observations ont confirmé l'hypothèse qu'un phénomène de pompage s'est produit au sein de ces compresseurs et a mis le turboréacteur hors service [ASTB (2004)].

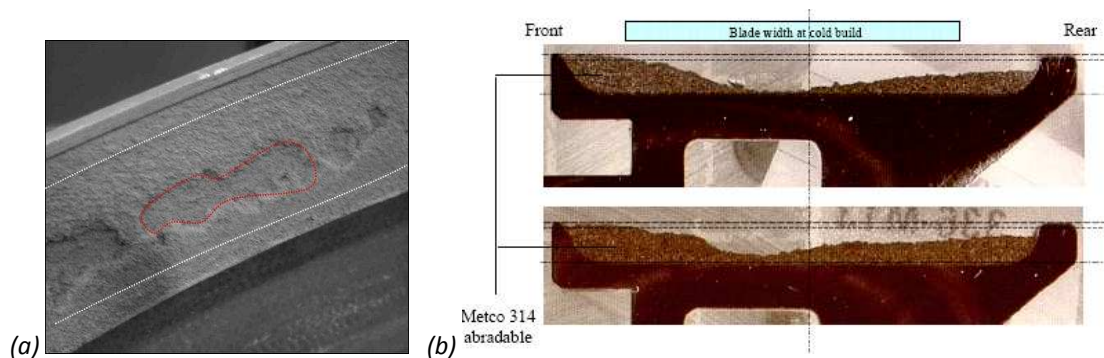


Figure 15. Aspect post-mortem du joint abrasable accidenté (a) en surface (b) en coupe [ASTB (2004)]

Deux pistes ont été proposées pour expliquer l'usure excessive de l'abrasable. D'une part, l'aspect des traces d'usure est corrélé à une vibration d'aube au moment du contact. D'autre part, l'analyse de composition de l'abrasable a révélé une proportion de matrice métallique anormalement faible, ayant entraîné une abrasabilité excessive du joint.

### 1.4.2 Essais permettant d'évaluer l'abrasabilité du joint

L'abrasabilité du revêtement désigne sa capacité à se disloquer lorsqu'il est impacté par une aube [Li et al. (2000)], et s'évalue expérimentalement par l'appréciation qualitative de la perte de volume de matériau abrasé au passage de l'aube [Yi et al. (1999)].

### 1.4.2.1 Essais d'abrasabilité sur banc industriel

Il existe un banc européen industriel et de recherche, le banc SULZER-METCO, dédié à la réalisation de tests de tenue de revêtements abrasables à haute vitesse et à haute température [Bounazef et al. (2004)]. Les motoristes TECHNETICS et GENERAL ELECTRIC possèdent leurs propres bancs d'usure ([Chupp (2002)]). Les essais d'abrasabilité consistent à frotter à différentes vitesses et pénétrations un substitut d'aube rigide en rotation sur une portion de carter revêtu d'abrasable (Figure 16).



Figure 16. Banc d'abrasabilité basse vitesse TECHNETICS [Chappel (2001)]

Cependant, comme il n'existe pas de procédure standardisée pour caractériser l'abrasabilité, les résultats peuvent varier d'un banc industriel à l'autre, en fonction de la méthode employée [Hendricks et al. (2004)].

### 1.4.2.2 Essai de dureté HR15Y

Etant donnée la complexité et la disparité des méthodes d'évaluation de l'abrasabilité, plusieurs études se sont attachées à la corréler à la dureté superficielle, dit Rockwell HR15Y. L'essai de dureté fournit des mesures normalisées, plus simples et peu coûteuses à mettre en œuvre. Il consiste à appliquer sur la surface du revêtement une pointe sphérique en diamant avec une charge constante et à mesurer la profondeur d'indentation résiduelle [ASTM (2005)].

Divers études ont en effet mis en évidence que plus l'abrasabilité d'un revêtement est élevée, moins sa dureté est grande ([Chappel (2001)], [Chupp (2003)], [Peyraut et al. (2007)]). Cette mesure de dureté est devenue un critère de contrôle qualité et de comparaison relative des revêtements abrasables. Cependant, deux abrasables de composition différente peuvent avoir la même dureté sans pour autant présenter rigoureusement la même abrasabilité [Yi et al. (1999)].

### 1.4.2.3 Essai de rayure

Une étude plus récente et relative aux joints abrasables propose de remplacer la mesure de dureté HR15Y par un essai de rayure pour caractériser la facilité avec laquelle l'abrasable s'use [Ma and Matthews (2009)]. L'essai consiste à faire pénétrer un indenteur sphérique en diamant (0,2 mm de diamètre) dans le revêtement tout en le déplaçant à faible vitesse ( $10 \text{ mm min}^{-1}$ ) et perpendiculairement à la direction de pénétration (Figure 17).

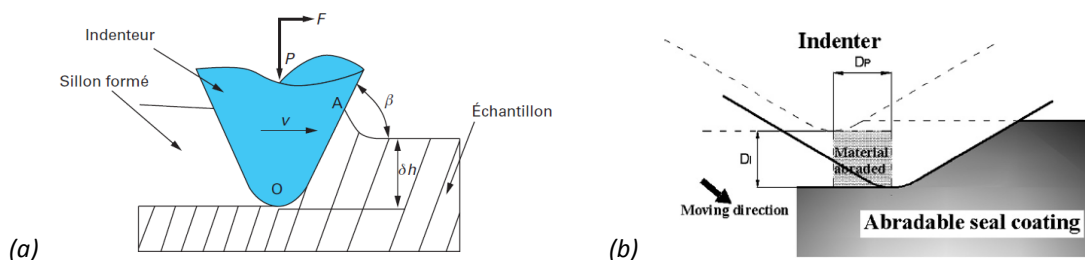


Figure 17. (a) Principe général d'un essai de rayure [Felder (2008)]  
 (b) Essai de rayure sur revêtement abrasable [Ma and Matthews (2009)]

La force tangentielle s'opposant au mouvement ainsi que de la géométrie du sillon laissé par l'indenteur dans l'abrasable sont mesurées, pour un choix de variables opératoires que sont la charge normale (constante ou croissante), la profondeur de pénétration, la vitesse de déplacement ou encore l'angle d'attaque. L'indicateur PAH proposé – *Progressive Abradability Hardness* - consiste à calculer le quotient entre le travail des efforts normal et tangentiel au contact, et le volume d'abrasable usé. Les expérimentations menées sous diverses conditions d'essai et sur trois types d'abrasables ont montré que plus un revêtement s'use de manière importante sous une charge donnée, et plus la valeur de son PAH est élevée. L'abrasable de type Al-Si/Polyester a présenté une abrasabilité nettement supérieure à un joint de type Nickel/Graphite. De plus, une corrélation expérimentale très nette a été obtenue entre l'indicateur PAH et certains des paramètres mécaniques de l'abrasable (valeurs de micro-dureté, de module élastique, et de résistance en traction) [Ma and Matthews (2007)]. Cependant, l'utilisation des efforts mesurés au cours de l'essai d'indentation pour calculer un coefficient de frottement est à considérer avec précaution, puisqu'il dépend de la géométrie de l'indenteur, la composante tangentielle qui résiste au mouvement étant notamment liée à la déformation, au cisaillement et à la coupe du matériau abrasable (Figure 18, [Blau (2001)]).

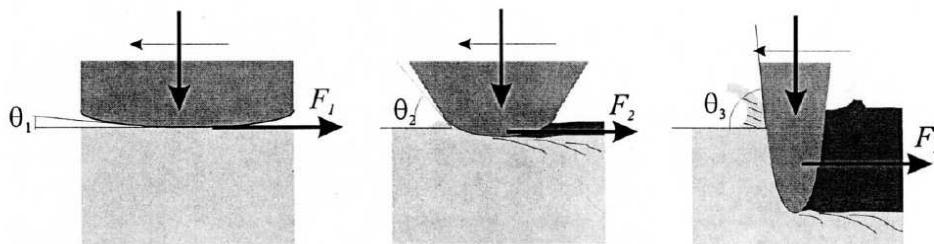


Figure 18. Influence de la géométrie de l'indenteur sur sa profondeur de pénétration, et en conséquence sur la nature de l'effort résistant au glissement [Blau (2001)]

#### 1.4.2.4 Essai de sclérométrie pendulaire

Dans la continuité de l'essai de rayure, l'essai de sclérométrie pendulaire peut également être considéré pour tester des vitesses de glissement plus importantes et quantifier l'énergie absorbée lors du frottement via l'angle de remontée du pendule [Felder (2008)]. Les essais réalisés sur un revêtement (semi)fragile en graphite ont en effet montré qu'il existe une pénétration critique (0,5 mm) au-delà de laquelle le mécanisme d'usure passe d'un mode ductile (sillon plastique de largeur croissante) à un mode fragile (écaillage), ce qui affecte l'évolution et la répartition des composantes normale et tangentielle de la force de contact.

#### 1.4.3 Caractérisation des mécanismes d'usure de l'abrasable

##### 1.4.3.1 Introduction

Lors de l'essai de rayure, le passage de l'indenteur sphérique a causé une densification des revêtements de type Nickel/Graphite, tandis que des joints de type Al-Si/Polyester ont présentés des signes de fissuration (craquellement), comme confirmé par des mesures acoustiques [Ma and Matthews (2009)]. Cependant, cet essai ne permet pas la caractérisation de l'ensemble des mécanismes d'usure qui se manifestent au contact aube/abrasable dans le turboréacteur, tout d'abord parce que le matériau et la géométrie de l'indenteur sont peu représentatifs de ceux d'une aube de compresseur. C'est pourquoi il convient de s'intéresser aux installations d'essai développées dès les années 1980 par motoristes et chercheurs pour la caractérisation de l'usure

du revêtement abradable frotté par une aube en alliage de titane. Etant donnée la diversité des modes d'usure observés, les données expérimentales sont généralement présentées sous forme de cartes d'usure, spécifiques au couple de matériaux testés. Passons en revue les mécanismes d'usure de l'abradable que ces essais ont permis de mettre en évidence.

#### **1.4.3.2 Mécanismes et lois d'usure : généralités**

L'activation de différents mécanismes d'usure au contact outil/revêtement peut expliquer les différences d'abradabilité entre les revêtements ainsi que l'obtention de différents taux d'usure ou d'échauffement pour une configuration d'essai donnée. Dans le but de prédire et prévenir l'usure des pièces en frottement, les observations expérimentales peuvent être traduites par une loi d'usure dans les cas où une modélisation analytique simple est possible, ou alors consignés sous forme de cartes d'usure, particulièrement adaptées aux études expérimentales paramétriques. Dans tous les cas, cela implique d'une part de choisir les variables opératoires susceptibles d'influer sur le frottement et l'usure, et d'autre part, de choisir la manière d'évaluer l'usure. Or comme il n'existe pas d'unité standard de l'usure, sa quantification est sujette à discussion [Felder (2000)]. Elle est souvent évaluée par un taux d'usure, c'est-à-dire une perte de masse ou de volume rapportée à une distance parcourue ou à une surface de contact.

La loi d'usure proposée par Archard en 1953, qui stipule la proportionnalité du volume usé avec la distance de glissement et le quotient entre charge normale et dureté du matériau le plus mou [Archard (1953)] est la plus utilisée pour estimer la durée de vie d'un corps usé par frottement. Cependant, cette loi a été établie dans le cas de l'usure par adhésion. Elle apparaît donc peu appropriée au cas de l'usure des revêtements abradables. Plus généralement, lorsque plusieurs mécanismes sont impliqués dans un processus d'usure, l'utilisation d'un taux d'usure s'avère souvent inadapté à la description du comportement tribologique d'un couple de matériaux.

Les cartes d'usure, comme proposé par Tabor dès 1983, permet d'explorer des cas où l'usure résulte de l'interaction de plusieurs mécanismes d'usure sans qu'un seul ne domine [Tabor (1983)]. Une carte d'usure est une représentation graphique 2D ou 3D de données expérimentales qui distingue des domaines d'usure. Elle met en évidence les mécanismes d'usure prédominants selon des conditions de frottement, telles que la température, la vitesse de glissement ou la pression de contact. Les limites de chaque domaine sont fixées pour les transitions d'un mécanisme d'usure à l'autre [Lim (1998)]. Des lois mathématiques peuvent être calibrées pour chaque domaine, et exploitées pour apprécier des taux d'usure dans des conditions de frottement pour lesquelles aucune donnée expérimentale n'est disponible.

#### **1.4.3.3 Bancs de frottement aube/abradable existants**

Etant donnée la diversité des modes d'usure de l'abradable et leur dépendance aux caractéristiques géométriques, à la vitesse et à la température, il est nécessaire de disposer d'informations relatives aux sollicitations du contact. A défaut de pouvoir instrumenter les turboréacteurs en service, les chercheurs basent leurs études sur les données récoltées sur des installations à échelle réduite, dont les conditions d'essais sont partiellement représentatives de celles rencontrées en vol (flux d'air, vitesses, températures).

Sur le banc SULZER-METCO (Figure 19), une aube rigide fixée sur un disque en rotation frotte une fois par tour contre une paroi abradable qui peut être déplacée radialement et axialement dans la trajectoire de cette aube. La vitesse en bout d'aube peut atteindre  $450 \text{ m s}^{-1}$ , et la température d'essai contrôlée jusqu'à  $350^\circ\text{C}$  [Bounazef et al. (2004)]. Les premiers essais réalisés sur ce banc en 1989, sur des joints abradables de type Al-Si/Polyester et Nickel/Graphite, ont permis de mettre en évidence cinq mécanismes de dégradation qui se distinguent les uns des

autres par le taux d'usure et/ou l'élévation de température lors du contact : la coupe, la déformation plastique, le transfert adhésif, la fusion et la tribo-oxydation [Borel (1989)].

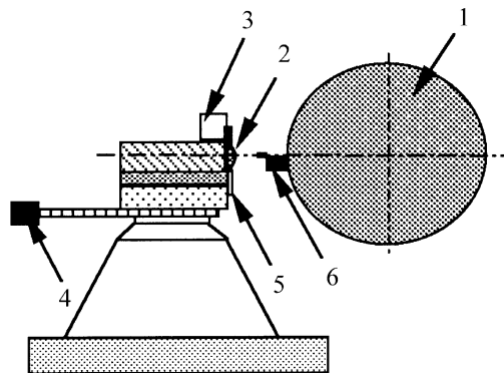


Figure 19. Configuration du banc d'abrasivité SULZER-METCO [Bounazef et al. (2004)]  
 1 : rotor ; 2 : paroi abrasivable ; 3 : thermocouple ; 4 : moteur pas à pas ; 5 : capteur de force ; 6 : aube

Les cartes d'usure consistent l'influence des vitesses de glissement et de pénétration et de la température de l'essai, sur la prédominance d'un mécanisme ou de l'autre (Figure 20).

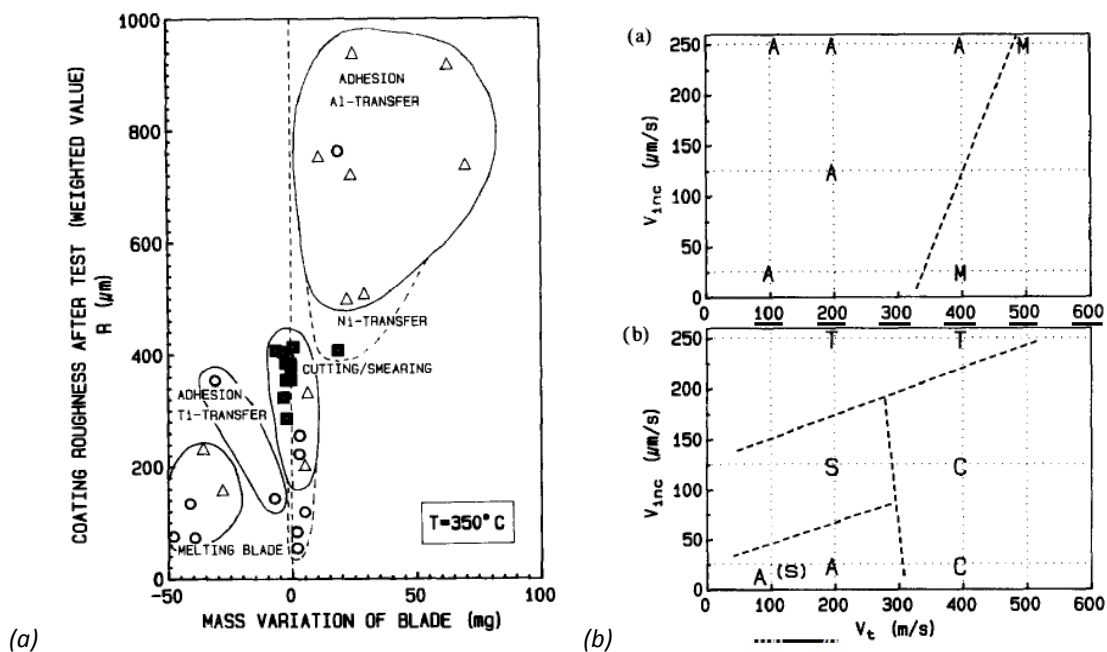


Figure 20. (a) Identification des seuils de transition entre mécanismes de dégradation  
 (b) Carte d'usure obtenue sur le banc SULZER-METCO C : coupe ; S : écrasement ; M : fusion ;  
 A : transfert adhésif sur l'aube ; T : transfert adhésif sur le revêtement [Borel (1989)]

Le mécanisme le plus favorable à un bon fonctionnement du joint d'étanchéité est celui de la coupe, puisque l'absence de transfert de matériau, d'oxydes ou de sillons permet de conserver une bonne performance aérodynamique (Figure 21). De plus, ce mécanisme s'accompagne d'une faible élévation de température, ce qui est préférable [Li et al. (2000)].



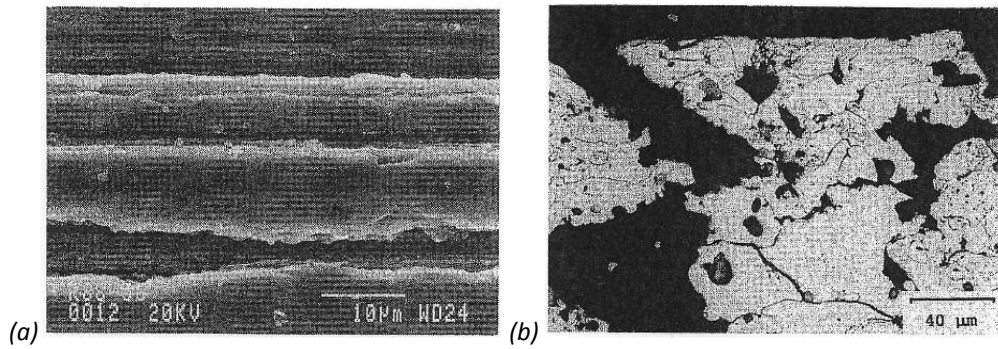


Figure 21. Micrographies des joints testés sur le banc SULZER-METCO [Borel (1989)]  
 (a) Usure du joint Al-Si/Polyester par déformation plastique  
 (b) Usure du joint Ni/Graphite par coupe

Les essais d'usure d'un abrasable de type Al-Si/hBN/Polymère sur ce même banc, pour des conditions d'essais proches de celles rencontrées en fonctionnement dans les compresseurs - vitesse tangentielle de 200 à 400  $\text{m s}^{-1}$ , vitesse d'incursion de 10 à 550  $\mu\text{m s}^{-1}$ , profondeurs d'incursion inférieures à 0,7 mm et durées de contact de 1 à 2 min -, ont montré que l'usure du revêtement est plus importante pour les faibles vitesses de glissement et d'incursion aube/abrasable (Figure 22), et lorsque le revêtement a été préalablement traité thermiquement donc présentant une plus grande porosité [Chandler (2001)].

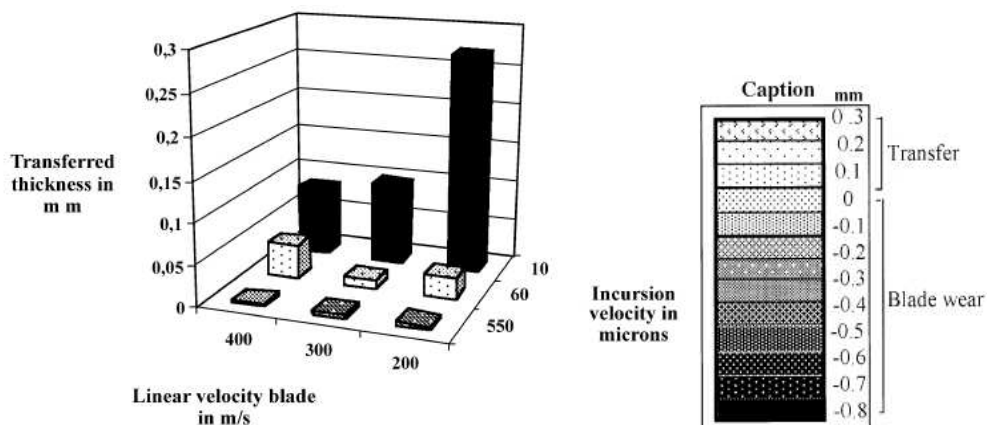


Figure 22. Représentation de l'usure de l'abrasable (transférées vers l'aube) en fonction des paramètres d'essai (vitesses de glissement et d'incursion) [Chandler (2001)]

Les variations significatives du taux d'usure sont utilisées pour délimiter les domaines de prédominance des mécanismes d'usure (Figure 23) :

- usure par coupe (rayures inclinées) lorsque la vitesse de glissement est supérieure à 300  $\text{m s}^{-1}$ , et fusion (points) si la vitesse d'incursion dépasse 550  $\mu\text{m s}^{-1}$ .
- usure par transfert adhésif lorsque la vitesse de glissement est inférieure à 300  $\text{m s}^{-1}$  et que la vitesse d'incursion reste inférieure à 60  $\mu\text{m s}^{-1}$ .

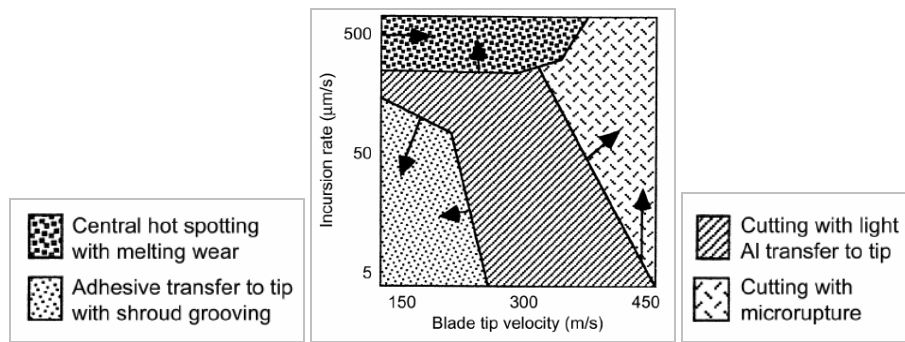


Figure 23. Carte d'usure de l'abrasable Al-Si/hBN/Polymère obtenue par frottement contre une aube rigide en TA1V à température ambiante - Les flèches indiquent vers quel mode d'usure évolue l'abrasable lorsqu'il est moins poreux [Chandler (2001)]

Comme le montre la Figure 23, le transfert adhésif des particules de revêtement vers l'aube est observé aux faibles vitesses, tandis qu'aux vitesses élevées, ces particules sont soit éjectées de la zone de contact (rupture fragile), soit écrasées ce qui provoque de l'échauffement (usure par fusion). Ces résultats ont été confirmés et affinés par une étude paramétrique réalisée pour le même abrasable et sur le même banc (Figure 24).

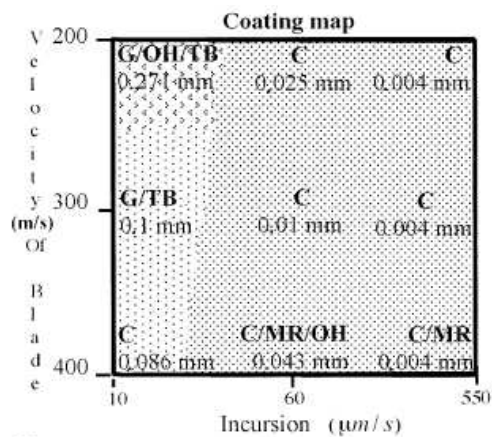


Figure 24. Carte d'usure 2D de l'abrasable Al-Si/hBN/Polymère [Bounazef et al. (2004)] – Usure par C : coupe ; MR : micro-rupture ; G : labourage ; TB : transfert adhésif ; OH : échauffement important

Constatant expérimentalement que les mécanismes d'enlèvement de matière ne sont pas les mêmes à haute vitesse et à basse vitesse, une explication à l'échelle des constituants de l'abrasable a été proposée pour mieux appréhender sa dégradation au contact avec l'aube [Ghasripour et al. (1997)]. Elle repose sur la capacité du matériau à se disloquer, de par la présence d'un lubrifiant solide et de porosités qui fragilisent le composite et favorisent la rupture par cisaillement (Figure 25) :

- aux vitesses de glissement aube/abrasable inférieures à  $100 \text{ m s}^{-1}$ , le frottement de l'aube sur le revêtement entraîne la formation d'un copeau à l'avant de l'aube, copeau qui se détache sans qu'il n'y ait eu d'échauffement. En raison de la fragilité des abrasables considérés, le copeau se libère sous forme de fines particules.
- aux vitesses de glissement aube/abrasable supérieures à  $100 \text{ m s}^{-1}$ , l'usure s'apparente davantage à de la micro-rupture qu'à de la coupe. Lorsque le bout d'aube est suffisamment mince (épaisseur inférieure à 2 mm), la restitution de l'énergie élastique de compression emmagasinée dans le revêtement au passage de

l'aube (I, II) entraîne la rupture et le détachement de particules à l'arrière de l'aube (IV, V, VI).

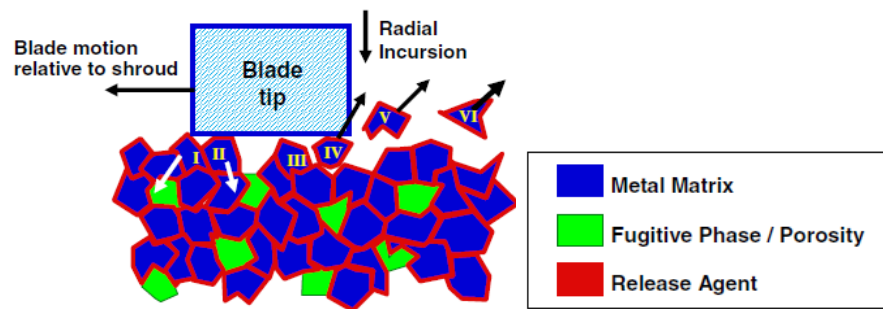


Figure 25. Schématisation de l'usure de l'abradable au passage de l'aube [Ghasripor et al. (1997)]

Ces mécanismes peuvent s'accompagner de la formation de zones de transfert adhésif aux points où l'échauffement est le plus important (Figure 26), c'est-à-dire sur l'arrêt de coupe, ou bien à l'arrière de l'aube dans les cas où son épaisseur trop importante ne permet pas l'éjection des débris. La formation d'un front de particules se déplaçant tout en s'enfonçant dans le revêtement entraîne une déformation plastique, observable sous forme de traînées. Lorsqu'il est important, l'échauffement peut également nuire à l'intégrité de l'aube.

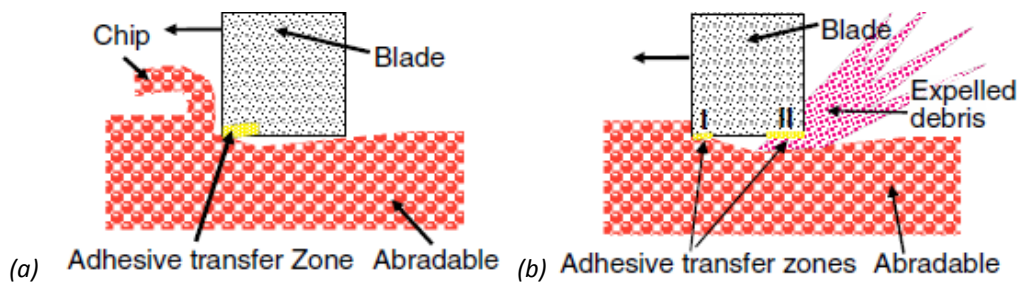


Figure 26. Interaction aube/abradable schématique à vitesse de glissement (a)  $< 100 \text{ m s}^{-1}$ ; (b)  $< 100 \text{ m s}^{-1}$  [Ghasripor et al. (1997)]

Ce scénario laisse ainsi supposer que les caractéristiques géométriques et mécaniques de l'aube ont une influence non négligeable sur les mécanismes d'usure de l'abradable.

Dans le cadre d'une collaboration entre le LaBPS/ENIM et la SNECMA, Sutter, Philippon et Garcin ont conçu une installation de laboratoire capable de simuler expérimentalement une interaction entre une éprouvette revêtue d'abradable et un simulacre d'aube rigide en TA6V, dans des conditions de coupe orthogonale (Figure 27). La profondeur d'incursion est comprise entre 0,05 et 0,5 mm et la vitesse de glissement peut atteindre  $107 \text{ m s}^{-1}$ . L'outil fixe vers lequel le projectile abradable est propulsé possède un profil représentatif de l'extrémité des aubes de compresseur, et a été muni d'une cellule permettant de mesurer l'effort dynamique d'interaction dans la direction de translation. L'objectif de ce banc est de déterminer expérimentalement les efforts à l'interaction aube/abradable.

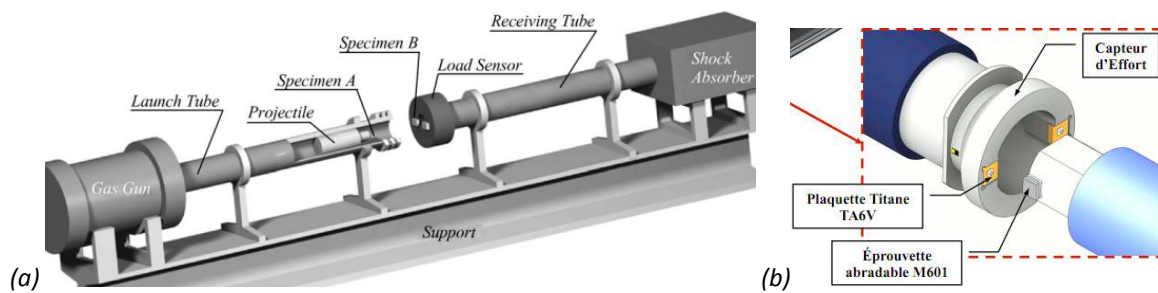


Figure 27. Dispositif expérimental (LABPS, ENIM) d'interaction aube/abrasivable  
 (a) vue générale [Sutter et al. (2006)] (b) détail de la zone d'interaction [Cuny et al. (2010)]

Les essais réalisés sur la nuance d'abrasivable Al-Si/Polyester, pour différents rayons d'outil du substitut d'aube rigide, ont mis en évidence l'augmentation de la force d'interaction proportionnellement avec la vitesse de translation du projectile ainsi qu'avec la profondeur d'interaction (Figure 28). Ces résultats sont particulièrement utiles pour le dimensionnement d'aubes. De plus, une caméra rapide filmant la zone d'interaction a capturé la production de fines particules d'abrasivable, phénomène révélateur de l'activation du mécanisme de coupe [Sutter et al. (2006)].

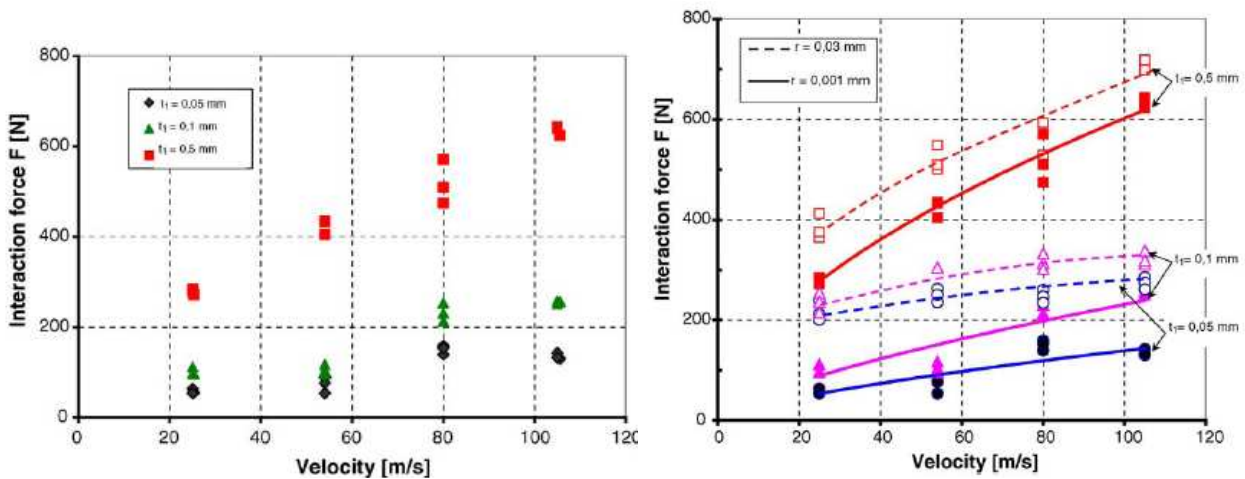


Figure 28. Force d'interaction en fonction de la vitesse de translation du projectile,  
 (a) pour différents rayons d'outil ; (b) pour différentes profondeurs d'interaction [Sutter et al. (2006)]

Enfin, pour une profondeur d'interaction théoriquement nulle (donc pour un effort de coupe nul), des valeurs d'effort d'interaction non nulles ont été relevées, et ces valeurs ont augmenté avec le rayon d'outil (ou acuité d'arête) testé. Cette observation expérimentale a permis d'apparenter cette contribution à un effort de frottement, puisqu'elle a augmenté avec la surface de friction aube/abrasivable [Sutter et al. (2006)].

Cuny, Chevrier, Philippon et Garcin ont conçu un nouveau dispositif expérimental (schématisé en Figure 29) sur ce banc d'interaction aube/abrasivable afin de réaliser des essais de « coupe oblique » à une vitesse d'interaction pouvant atteindre  $550 \text{ m s}^{-1}$  [Cuny et al. (2010)]. L'enjeu des développements actuels de cette installation réside dans la maîtrise de la trajectoire et du comportement dynamique du projectile par un guidage durant l'interaction pour assurer une profondeur d'interaction (0,05-0,2 mm) constante durant l'essai.

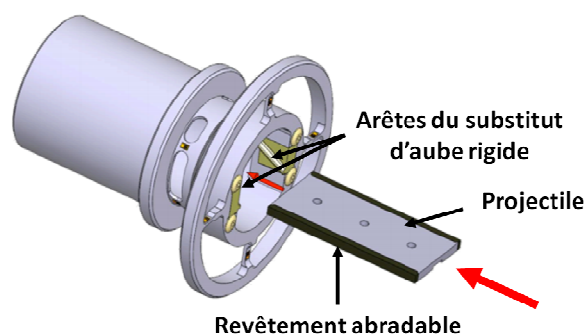


Figure 29. Zone d'interaction aube/abrasable sur le dispositif expérimental du LABPS [Cuny et al. (2010)]

#### 1.4.4 Simulation de l'interaction dynamique aube/abrasable

##### **1.4.4.1 Simulation expérimentale**

Bien qu'apportant des informations très utiles concernant les modes d'usure de l'abrasable au frottement contre un outil rigide, l'ensemble de ces procédures présentent un inconvénient majeur au regard de l'étude de l'interaction aube/abrasable : comme le substitut d'aube employé est rigide, les essais ne permettent pas de caractériser l'interaction des vibrations d'aube avec l'usure de l'abrasable.

Or des observations réalisées par la SNECMA au sein d'un étage de compresseur de turboréacteur à échelle 1 ont révélé que les contacts aube/abrasable peuvent devenir très sévères lorsqu'un couplage fréquentiel s'établit entre l'aube et le rotor. En effet, ce phénomène génère des sollicitations thermomécaniques accrues, puisque les contacts aube/revêtement se multiplient, pouvant créer des motifs d'usure périodiques et provoquer à terme la rupture d'une ou plusieurs aubes. C'est pourquoi, pour être en mesure d'appréhender pleinement la problématique du contact dynamique aube/abrasable, il est important de pouvoir tenir compte de la flexibilité de l'aube.

Sur le banc PADOVA développé par General Electric, l'objectif est d'étudier la réponse vibratoire de l'aube au contact avec le carter dans des conditions représentatives d'étages de turbine [Padova et al. (2005)]. Pour cela, une aube plus longue que les autres est montée sur un rotor de turbine échelle 1, et un quart de carter en acier est placé en périphérie de la trajectoire de cette aube (Figure 30). L'allongement de cette aube sous l'effet des forces centrifuges d'une part, et le déplacement de la section de carter d'autre part permet de générer l'interaction aube/carter avec une vitesse de relative de l'ordre de  $500 \text{ m s}^{-1}$ .

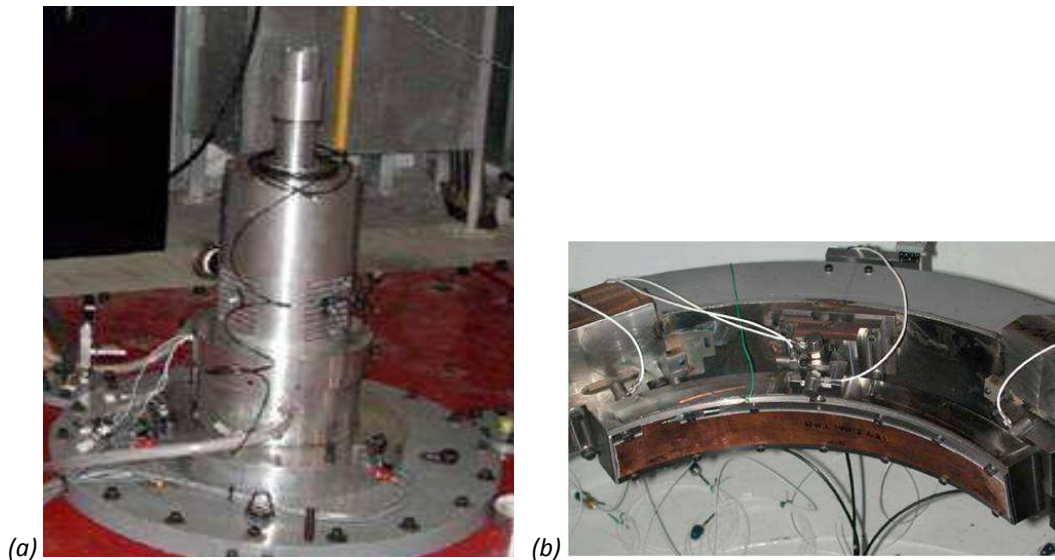


Figure 30. Banc PADOVA de contact aube/carter [Padova et al. (2005)]  
 (a) banc complet ; (b) section de carter instrumentée

La sollicitation dynamique de l'aube est évaluée à travers des mesures par jauges de déformation, cellules d'effort et accéléromètres (Figure 31).

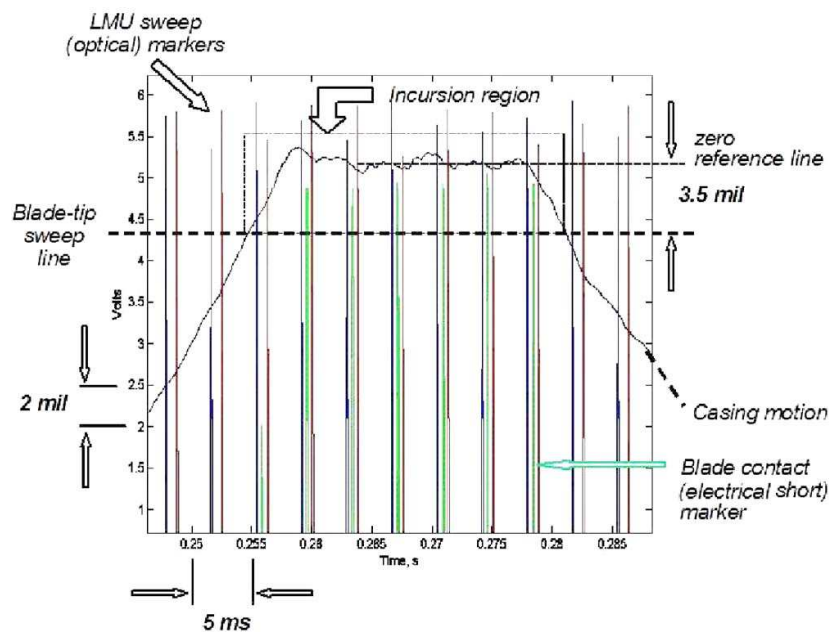


Figure 31. Détection des touches en fonction de la position du carter dans la trajectoire de l'aube

A ce jour, les essais réalisés par General Electric sur cette installation l'ont été dans l'absence de revêtement abrasable en creux de carter, ce qui limite l'exploitation des résultats obtenus pour l'étude de l'interaction aube/abrasable.

#### 1.4.4.2 Simulation numérique

##### ▪ Etudes relatives au contact rotor/stator

Compte-tenu des vitesses élevées rencontrées dans turbomachines, de nombreuses études s'intéressent au comportement dynamique de l'ensemble rotor/stator, et simulent les contacts radiaux qui peuvent se produire suite à différentes perturbations. Suivant le niveau de complexité choisi – et donc le degré de réalisme industriel et le coût de calcul –, les modèles implémentés peuvent soit conduire à des résultats qualitatifs concernant la sensibilité de l'interaction au

phénomène de désaccordage par exemple, d'entrevoir les problématiques liées à la courbure des aubes et au coefficient de frottement, ou encore, plus récemment, de décrire les déplacements, déformations et contraintes tridimensionnelles à des fins de vérification de la bonne tenue mécanique des composants. Le rotor peut notamment être modélisé par un arbre rigide plein à deux paliers [Jiang et al. (2006)], ou par un rotor à aubages (Figure 32).

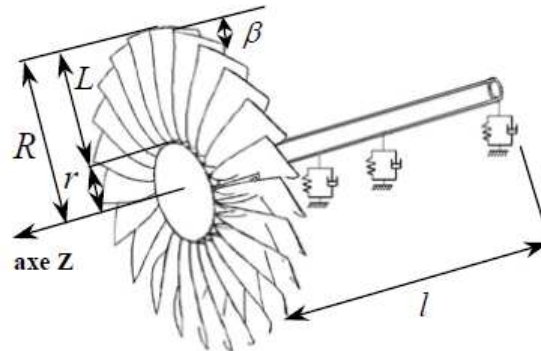


Figure 32. Modèle de rotor à aubages [Genta (2004)] [Sinha (2005)]

Le contact rotor/stator considéré peut être de type ponctuel, lorsqu'il ne se produit qu'un nombre fini d'impacts avant que le rotor ne retrouve sa configuration stable, ou bien de type frottant. Dans ce dernier cas, il s'agit d'un contact continu, étudié avec les outils de la tribologie, qui peut sous certaines conditions devenir chaotique. Seules quelques études modélisent complètement les aubes de rotor, la détermination des conditions de stabilité du rotor devenant plus complexe que dans le cas d'un rotor plein. Pour l'étude des conditions d'accélération et de frottement menant à la divergence du rotor, les aubes sont modélisées par des poutres purement élastiques, et la flexion de l'arbre de rotor est prise en compte [Sinha (2005)]. La déformée modale du carter peut également être considérée [Di-Rienzo (1995)]. La réponse transitoire d'une aube de rotor excitée selon son premier mode de flexion a été étudiée de manière analytique [Ayer et al. (2005)] et numérique [Turner et al. (2005)]. Le gradient thermique au frottement aube/carter peut être mesuré [Kennedy (1982)] ou simulé [Goldman and Muszynska (1995)]. Les études numériques les plus récentes s'attachent à affiner la modélisation du contact rotor/stator dans le but d'optimiser la représentativité des simulations, par exemple en améliorant la gestion du contact, grâce à une méthode permettant de contourner le problème de discontinuité de la normale au contact lié à la discrétisation du carter lors du maillage ([Batailly (2008)], [Legrand et al. (2009)]).

- **Etudes avec joint abradable présent sur le stator**

Du point de vue thermique, des simulations du contact entre une aube rigide et un revêtement abradable à vitesse de glissement élevée ( $150 \text{ m s}^{-1}$ ) et profondeur de pénétration constante, ont montré que l'échauffement à l'interface peut devenir important si ces contacts se multiplient [Wang (1996)]. Bien que ces simulations se basent sur l'hypothèse que l'énergie de frottement est entièrement dissipée en chaleur, sans perte de matière, les résultats obtenus montrent l'importance de mettre à jour les propriétés mécaniques des matériaux en fonction de la température pour étudier le contact aube/abradable (Figure 33).

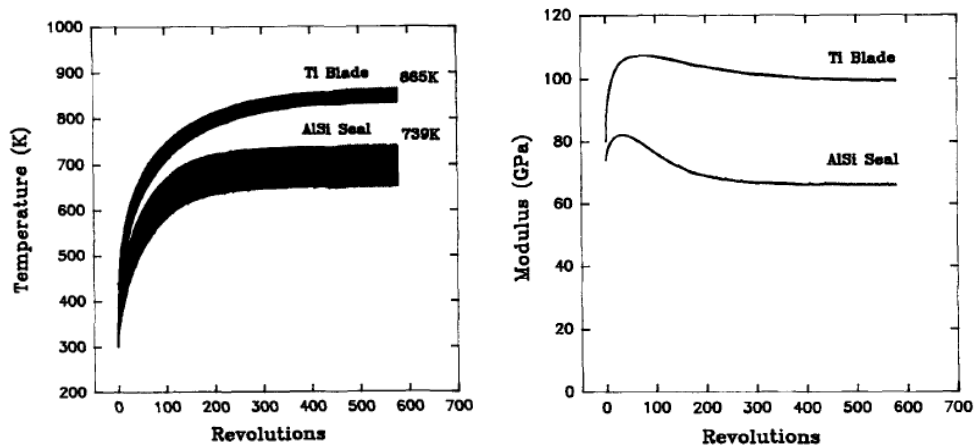


Figure 33. Simulation du contact frottant aube/abradable : (a) profil expérimental de températures et (b) évolution des modules élastiques (calculés) de l'aube et de l'abradable [Wang (1996)]

Sur le banc SULZER-METCO présenté ci-avant, le contact intermittent d'une aube rigide contre une paroi abradable a été simulé pour des revêtements abradables de propriétés mécaniques différentes et pour diverses vitesses de glissement et d'incursion relative. La Figure 34 montre Le maillage réalisé pour le dépôt abradable et une aube rigide (a), et les résultats de simulation en contraintes de Von Misès (b). On notera que ces calculs se basent sur l'hypothèse d'un comportement élasto-plastique bilinéaire de l'abradable, qui est simplificatrice étant donné la non-linéarité et la fragilité du matériau constatée expérimentalement en traction [Johnston and Evans (2007)].

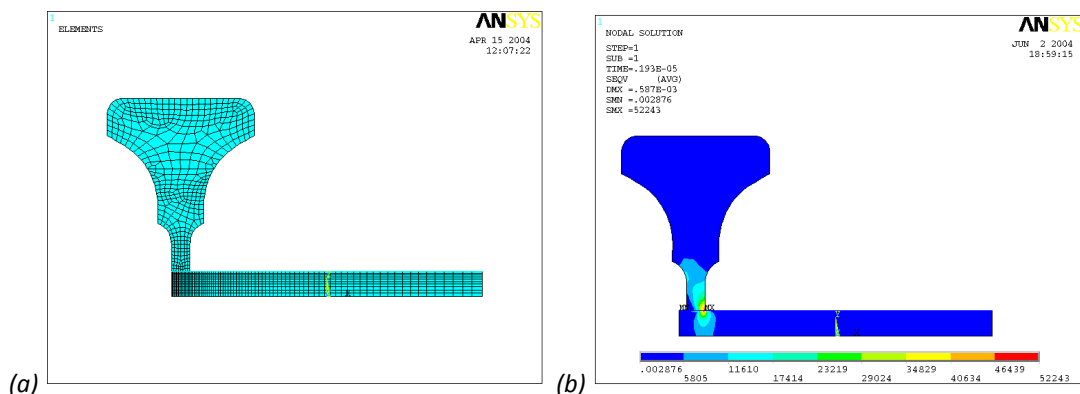


Figure 34. (a) Maillage de l'aube-abradable et le calcul (b) du champ de contrainte [Peyraut et al. (2007)]

En confrontant les résultats numériques aux données d'usure et d'échauffement obtenues en conditions réelles sur le banc SULZER-METCO, il a néanmoins été remarqué que les revêtements et conditions de vitesse pour lesquels l'usure constatée expérimentalement est la plus importante sont également ceux pour lesquels les contraintes et températures calculées sont les plus élevés [Peyraut et al. (2007)]. Bien que concordant avec l'expérimentation, les simulations se basent sur l'hypothèse de la capacité de l'abradable à se déformer plastiquement, alors qu'étant donnée la friabilité de ce matériau, il est plus probable que la perte d'épaisseur du revêtement, ici modélisée par une plastification, se fasse en réalité principalement par abrasion.

En effet, l'abradabilité du joint est sensée permettre de limiter la détérioration de l'aube au contact avec le stator. De plus, le frottement aube/joint et l'usure du joint au temps  $t$  non seulement impactent sur la valeur du jeu rotor-stator au temps  $t+1$ , mais altèrent potentiellement les propriétés mécaniques du revêtement ([Wang (1996)], [Sutter et al. (2006)]). Il est donc



nécessaire de déterminer si le comportement mécanique de l'abradable ainsi que son usure peuvent expliquer les comportements indésirables de l'aube observés expérimentalement, par la création de zones d'interaction dangereuses vis-à-vis de la stabilité de l'aube flexible.

L'étude numérique la plus récente, qui s'inscrit dans le cadre du projet MAIA, propose une approche de résolution qui permet d'évaluer l'usure et la réponse mécanique du joint en simulant le contact entre une aube en sur-longueur et le stator d'un compresseur de basse pression revêtu en creux d'un matériau sacrificiel [Legrand et al. (2010)]. La dynamique du carter n'est certes pas prise en compte, mais sa géométrie est calquée sur une déformation sur un mode à deux diamètres, illustré en Figure 35. En supposant le comportement de l'abradable gouverné par une loi élastoplastique bilinéaire, le niveau d'usure du joint est assimilé à une plastification [Peyraut et al. (2007)].

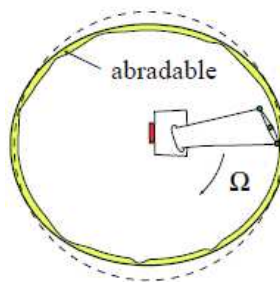


Figure 35. Configuration d'interaction aube/abradable modélisée [Legrand et al. (2010)]

L'archivage numérique en temps réel de l'usure de l'abradable est alors rendu possible numériquement en assimilant la perte d'épaisseur à une plastification uni-axiale, quasi-statique et en compression. Pour chaque pas de temps, la condition de pénétration de l'aube dans l'abradable est testée (Figure 36), et si cette condition est vérifiée, le déplacement de l'aube est corrigé de manière à s'équilibrer avec les forces intérieures de l'abradable.

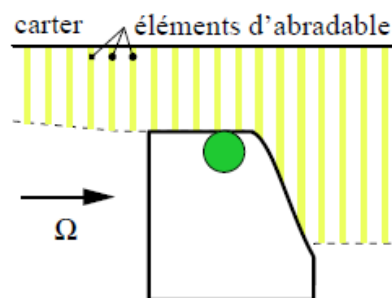


Figure 36. Profil de l'aube à un nœud frontière et discrétisation de l'abradable en éléments barres [Legrand et al. (2010)]

Les simulations numériques ont montré que la réponse vibratoire de l'aube est sensible au niveau d'usure du joint, dans la mesure où une faible usure ouvre le jeu de fonctionnement et autorise des déplacements de l'aube de plus en plus importants, tandis qu'une usure importante génère une excitation d'aube plus faible, car une plus grande fraction de l'énergie de contact est consommée par le processus d'écrasement du joint. Ces résultats sont fondamentaux car ils confirment la nécessité de tenir compte de la présence de l'abradable pour simuler les phénomènes rencontrés à l'interaction aube/carter dans les turboréacteurs. Cependant, les hypothèses simplificatrices sur lesquelles reposent les simulations peuvent s'avérer trop réductrices, et donc aboutir à des résultats éloignés de la réalité.

## 1.5 Conclusions

Ce chapitre a montré qu'il existe un ensemble d'installations d'essai qui permettent d'évaluer expérimentalement les propriétés physico-chimiques du matériau abradable, d'identifier ses modes de dégradation et de quantifier son usure sous différentes conditions de température, de vitesse et de pénétration au contact aube/abradable. Les procédures existantes pour la caractérisation expérimentale du comportement mécanique du matériau abradable ont également été présentées, ainsi que les approches numériques portant sur le contact dynamique aube/carter, notamment, une étude tenant compte de la présence du joint abradable présent en creux de carter et qui a montré l'influence de l'usure de l'abradable sur la sollicitation dynamique de l'aube.

Ces informations bibliographiques ont permis de mettre en évidence un besoin de données expérimentales concernant le comportement de l'abradable et l'interaction aube/abradable, à des fins de simulation des phénomènes pouvant mener à des situations indésirables telles que : comportement divergeant en pied d'aube, usure excessive du joint abradable. Ce besoin de données expérimentales concerne, d'une part, le comportement du joint abradable sous sollicitation dynamique, en traction comme en compression, et d'autre part, les phénomènes de couplage pouvant se produire entre la vibration de l'aube, le frottement aube/abradable, et l'usure du joint abradable, à l'interaction aube/abradable entre une aube flexible et un revêtement sacrificiel.

## **Chapitre 2      Expertise de l'abrasable Metco 320NS**

### **2.1 Introduction**

L'objectif de ce chapitre est de caractériser, pour l'abrasable Al-8Si-20hBN produit par la société Sulzer Metco sous la dénomination de Metco 320NS (Fiche produit en Annexe 2), les propriétés physico-chimiques et mécaniques que la bibliographie relative à l'abrasable recommande d'évaluer. Il s'agit notamment de la composition et de la morphologie de la microstructure, du taux de porosité, de la dureté HR15Y ainsi que du comportement sous traction uni-axiale statique. L'abrasable Metco 320NS est le support de cette démarche parce qu'il s'agit d'une nuance des plus récentes, à laquelle les motoristes s'intéressent particulièrement, et qui a fait l'objet des essais de caractérisation mécanique, de frottement et d'interaction aube/abrasable réalisés dans le cadre de cette thèse.

## 2.2 Conditions d'élaboration de l'abradable étudié

### 2.2.1 Le joint abradable Metco 320NS

La nuance d'abradable Al-8Si-20hBN (Metco 320NS) est à ce jour en service sur cinq modèles de turboréacteurs, notamment chez Rolls-Royce sous la référence MSRR 9507/66, chez MTU (réf. MTS 1544), et chez la SNECMA (réf. DMR 33.100). La nuance Al-7Si-40Polyester (Metco 601NS), moins récente, est quant à elle largement utilisée compte-tenu de la quinzaine de références qui la désignent, notamment sur les turboréacteurs Pratt & Whitney, General Electric, Rolls-Royce, MTU, Volvo, SNECMA [Metco (2010)].

D'une épaisseur conseillée de 2 mm après rodage, le revêtement abradable de type Al-Si/hBN est adapté à une utilisation comme joint d'étanchéité dynamique dans les étages de compresseurs, grâce aux propriétés suivantes ([Chandler (2001)], [Metco (2010)]) :

- une bonne tenue thermomécanique jusqu'à 480°C, au lieu de 450°C pour l'abradable Ni/C (Metco 308NS) qu'il remplace également, et de 310°C pour l'abradable Al-Si/Polyester (Metco 601NS). On notera que le Metco 601NS reste, avec l'AMDREY 2010, le matériau de choix pour les étages de compression fonctionnant à température inférieure à 325°C ou nécessitant un revêtement d'abradabilité supérieure à celle du Metco 320NS ;
- une rigidité (conférée par sa matrice en aluminium-silicium) qui lui permet de se disloquer en cas de contact avec des aubes en alliage de titane, de fer ou de nickel, tout en gardant une bonne résistance à l'érosion par flux d'air et de particules traversant les compresseurs, à une vitesse axiale pouvant atteindre  $200 \text{ m s}^{-1}$  ;
- une résistance à l'érosion similaire à celle de l'abradable Al-Si/Graphite (Metco 313NS) qu'il remplace, mais une meilleure résistance à la corrosion, optimisée pour les environnements marins ;
- des propriétés physico-chimiques stables aux températures de fonctionnement visées (300-500°C) grâce à l'utilisation du nitrure de Bore (hBN) pour lubrifiant solide, qui a des propriétés similaires au graphite et conserve ses propriétés lubrifiantes au-delà de 400°C [Bernard et al. (2005)].
- une plus faible propension à l'usure par adhésion que les abrasifs contenant du graphite, la structure hexagonale du hBN conduisant à des coefficients de frottement plus bas que les réseaux cubiques [Kapsa and Cartier (2001)].

Néanmoins, la présence du silicium dans la matrice de l'Al-Si/hBN, si elle contribue à la résistance à l'érosion du joint, rend son abradabilité médiocre au-delà de 600°C. Pour ces températures, le matériau se densifie et se disloque donc moins facilement, ce qui peut endommager les aubes en vis-à-vis.

### 2.2.2 Obtention de la nuance Metco 320NS

#### 2.2.2.1 **Lot n°1**

Les plaques fournies par la SNECMA sont constituées d'un substrat en acier de 6 mm d'épaisseur, revêtu d'une couche d'abradable Metco 320NS de 3 mm d'épaisseur (Figure 37).

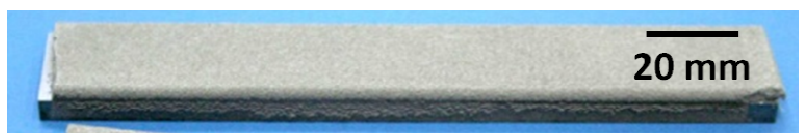


Figure 37. Plaque de revêtement abrasable sur substrat (lot 1)

Les éprouvettes issues de ce lot 1 étant réservées à la réalisation d'essais confidentiels ONERA/SNECMA, nous avons donc élaboré un second lot d'éprouvettes abrasable Metco 320NS qui ont servi pour les essais présentés dans ce mémoire. L'élaboration du revêtement a été effectuée sur la plateforme de dépôt par projection thermique plasma du *Laboratoire d'Etudes et de Recherches sur les Matériaux, Procédés et Surfaces* (LERMPS, UTBM) (Figure 38).

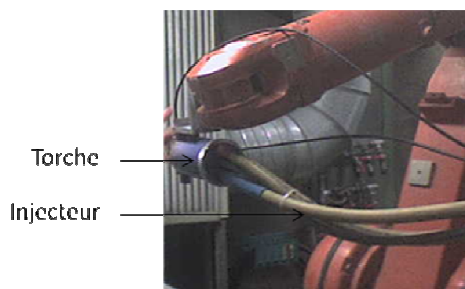


Figure 38. Plateforme de dépôt par projection thermique plasma du LERMPS

Les paramètres de projection ont été choisis en adaptant les recommandations du fabricant Sulzer Metco [Metco (2010)] au matériel disponible (Tableau 1).

Paramètres	Recommandés par SM	Utilisés au LERMPS
Type de torche	9MB	F4MB
Type d'injecteur	9MP	Twin 20
Débit d'argon (injecteur)	92.8 NLPM <sup>1</sup>	70 NLPM <sup>1</sup>
Débit d'hydrogène	5.5 NLPM <sup>1</sup>	10 NLPM <sup>1</sup>
Intensité du courant	500 A	600 A
Gaz porteur	Argon	Argon
Débit du gaz porteur	10.3 NLPM	8 NLPM
Distance de projection	15,2 cm	14 cm
Débit d'injection	53 g.min <sup>-1</sup>	40 g.min <sup>-1</sup>
Efficacité de dépôt	40 à 45%	45 à 50%

Tableau 1. Principaux paramètres de projection de l'abrasable Metco 320NS

Le substrat est une plaque en acier inoxydable ferritique, de 300 mm de côté et de 5 mm d'épaisseur. Dans le but de garantir l'adhésion du revêtement, la surface de la plaque à revêtir a été au préalable dégraissée à l'alcool au tampon, décapée sous 2,5 bars avec du corindon blanc (oxyde d'alumine artificiel broyé) de type F60, puis revêtue par projection plasma d'une couche d'accroche AMDRY 956 (95Ni-5Al) de 400  $\mu\text{m}$  d'épaisseur.

Afin d'obtenir un revêtement homogène sur l'ensemble de la surface à traiter, nous avons opté pour un déplacement en créneaux de la torche de projection à 140 mm de la surface fixe, avec une vitesse de  $1 \text{ m s}^{-1}$ , un pas latéral de 4 mm, et un déplacement de part et d'autre de la plaque d'environ 150 mm. Dans le but de faciliter le prélèvement ultérieur d'éprouvettes, nous avons cherché à obtenir une forte épaisseur de revêtement. Chaque passe déposant 100  $\mu\text{m}$

environ, les passes ont été effectuées par séries de cinq, espacées d'une courte phase de refroidissement.

Le caractère isolant du dépôt abrasable augmente avec son épaisseur, ce qui peut conduire à l'accumulation de contraintes thermiques. Deux refroidisseurs à air ont donc été fixés à l'arrière de la plaque ainsi que de chaque côté de la torche. La température de la surface du dépôt a été contrôlée par pyrométrie tout au long de la projection. D'autre part, afin d'avoir une température constante dès le début de la projection d'abrasable, le refroidissement n'a été mis en route qu'en cours de la phase de projection de la couche d'accroche, lorsque la température mesurée par le pyromètre a atteint 70°C.

Au-delà de 3,5 mm d'épaisseur de dépôt abrasable, la température de surface est devenue supérieure à 150°C, et des boursouflures se sont rapidement formées sur la surface du dépôt (comme montré en Figure 39), ce qui a conduit à l'arrêt de la projection alors que l'épaisseur atteignait 4 mm. Ce phénomène montre que le système de refroidissement que nous avons mis en place n'est pas adapté au cas d'un substrat plan et aux fortes épaisseurs de dépôt supérieures à la valeur usuelle de 3 mm.

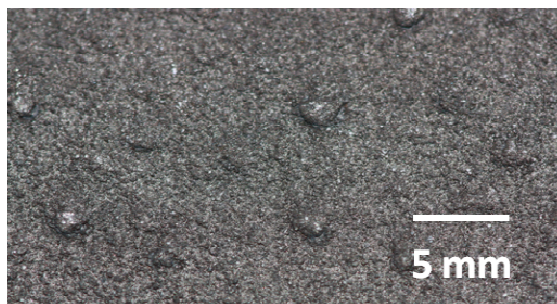


Figure 39. Aspect surfacique du revêtement Metco 320NS, brut de projection

### 2.2.3 Mise en forme des éprouvettes

Etant donné la fragilité de l'abrasable, nous avons opté pour la découpe par électroérosion au fil de laiton pour prélever les éprouvettes à partir de la plaque revêtue d'abrasable. Ce procédé d'usinage, qui permet d'atteindre une précision dimensionnelle de 5  $\mu\text{m}$  [Kremer (2000)], s'est avéré efficace sur notre matériau, qu'il s'agisse de découper dans la plaque abrasable/substrat ou bien de prélever une fine couche d'abrasable depuis le dépôt. Au cours de la projection thermique, le refroidissement brusque des particules à l'impact ainsi que la contraction thermique différentielle entre le substrat et le dépôt au retour à température ambiante en fin de projection est susceptible de générer dans le revêtement des contraintes en traction d'origine thermique, en particulier près de la surface. Afin de s'affranchir de ces contraintes résiduelles et des défauts de surface, le dépôt a donc été écroulé par électroérosion au fil, sur plusieurs centaines de micromètres, avant la mise en forme des éprouvettes (Tableau 2).



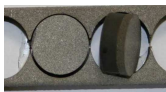



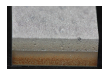
Lot n°		1		2			
Description		Plaques fournies par la SNECMA (essais confidentiels)		Plaque élaborée au LERMPS (essais non confidentiels)			
Epaisseur du substrat (acier)		6 mm		5 mm			
Epaisseur d'abrasable	Brute de projection	3,5 mm		4,1 mm			
	Après écouvillage	3 mm	3 mm	3 mm	3 mm	2,5 mm	2 à 4 mm
	Après séparation du substrat 	2,5 mm	NON	2,5 mm	2,5 mm	NON	NON
Type d'éprouvette (échelle : 1cm ~ 20 mm)		Haltère 	Pion 	Haltère 	Pastille 	Pion 	Plaquette 
Type d'essais		Traction	Compression	Traction	Compression + Brésilien	Frottement	Dureté

Tableau 2. Description de l'ensemble des éprouvettes d'abrasable Metco 320NS

## 2.3 Analyses de morphologie et de composition chimique

### 2.3.1 Objectifs de ces analyses

Il est important de noter que ces travaux n'ont pas pour objectif de caractériser de manière quantitative les propriétés d'une nuance d'abrasable bien spécifique, mais d'utiliser l'un des abrasables présents sur le marché comme support de développement d'une démarche expérimentale générique. La nuance Metco 320NS étant l'une des plus récentes, la quantité de données expérimentales appartenant au domaine public est très limitée. Il convient donc de réaliser les observations et analyses nécessaires à la qualification des phases de cette nuance, et au choix d'une échelle d'observation adaptée à celle de sa microstructure.

### 2.3.2 Constituants et proportions attendues

La dénomination de l'abrasable Metco 320NS est une indication des proportions massiques visées par le fabricant (Tableau 3). Il s'agit d'un composite à matrice métallique en aluminium-silicium et à lubrifiant solide céramique, en nitrure de Bore hexagonal (hBN).

Constituant	Proportion
Silicium	8% en masse
Nitride de Bore	20% en masse
Liant organique	8% en masse
Aluminium	Complément

Tableau 3. Composition massique de la poudre d'abrasable Metco 320NS, telle que fournie par le fabricant [Metco (2010)]

Etant donné que le matériel et les paramètres de projection ne sont pas rigoureusement les mêmes que ceux recommandés par le fabricant, et que la microstructure et les performances du dépôt peuvent être sensibles à ces différences [Bounazef et al. (2004)], nous avons jugé nécessaire de caractériser la microstructure du dépôt, et en particulier, de tester si le taux de porosité obtenu appartient bien à la fourchette visée par le fabricant (Tableau 4). En effet, la présence de porosités dans le revêtement abrasable, ici conséquence de la projection thermique et de la dégradation du liant organique, joue un rôle majeur dans le processus de dislocation des particules qui confère au matériau sa propriété d'abrasabilité [Johnston and Evans (2007)].

Propriété	Valeurs typiques <sup>1</sup>
Taux de porosité <sup>2</sup>	47 à 53% en volume
Adhésion au substrat	10,3 – 17,2 MPa
Dureté HR15Y	45-70

Tableau 4. Propriétés typiques du Metco 320NS [Metco (2010)]  
 (1) Données pour les paramètres de projection précisés en Tableau 3 ;  
 (2) Volume incluant celui du hBN, puisque surtout localisé en creux de porosités.

### 2.3.3 Mise en œuvre du MEB

Pour l'observation et l'analyse chimique élémentaire de la microstructure poreuse et hétérogène de l'abrasable, le Microscope électronique à balayage (MEB) est un outil efficace de par sa forte résolution (jusqu'à 5 nm) et sa grande profondeur de champ (jusqu'à 1 mm), pour la détection des porosités, des fissures et des amas [Matejicek et al. (2006)]. Les observations et analyses de composition chimique ont été réalisées sur le MEB HITACHI S3600 de l'École Centrale de Lille, qui est équipé d'un système NORAN System Six de microanalyse par spectrométrie de rayons X à dispersion d'énergie (EDS). A cet effet, les éprouvettes abrasable de type pion, dont les dimensions sont adaptées à la taille de la chambre du MEB, ont été choisies (Figure 40).

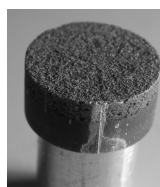


Figure 40. Eprouvette de type pion sur un support d'échantillon MEB

Pour éviter l'accumulation de charges électriques en surface, la surface à observer peut être rendue conductrice en déposant une couche mince d'or ou de graphite. Dans le cas de l'abrasable, les zones non conductrices se réduisent aux porosités contenant du nitride de Bore, aux trainées de nitride de Bore situées sur la matrice, ou encore à des amas organiques isolés. La bibliographie relative à ce type d'abrasable souligne la difficulté à réaliser un contraste entre les porosités et l'élément léger qu'est le nitride de Bore [Matejicek et al. (2006)]. Nous faisons donc le



choix de ne pas métalliser l'échantillon, puisque la surbrillance du nitrure de Bore par effet de charge peut constituer un moyen de différenciation entre cet élément et la matrice. De plus, ce choix permet de préserver la nature de la surface des pions en vue des essais de frottement.

### 2.3.4 Nature et morphologie des phases en présence

Le signal formé par les électrons rétrodiffusés (BSE) permet de former une image par contraste de numéro atomique. Pour un réglage donné de contraste et de luminosité, chaque phase se différencie en effet des autres par un niveau de gris qui lui est propre puisque celles qui sont composées d'éléments plus légers émettent peu d'électrons rétrodiffusés et apparaissent donc en sombre sur l'image. A l'aide de micrographies à faible grossissement de l'abrasable, il donc est possible de visualiser les différentes phases de ce matériau composite (Figure 41).

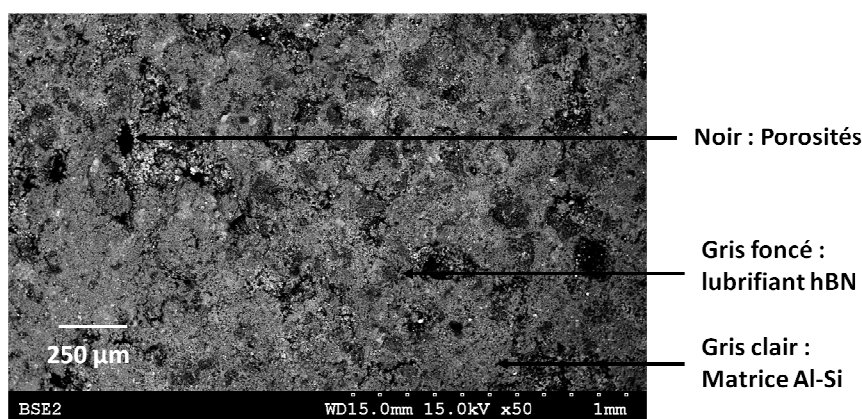


Figure 41. Micrographie MEB/BSE de la surface de projection, après écouvage

Dans le but d'obtenir un meilleur contraste entre la matrice et le nitrure de Bore, nous utilisons d'autre part le signal formé par les électrons secondaires (SE), puisque le contraste de l'image alors formée révèle la topographie de la surface observée, et que les éléments non conducteurs sont ainsi identifiables par leur brillance (0). Les charges piégées sur la surface et apparaissant en blanc, indiquent la présence d'éléments isolants et correspondent donc principalement au nitrure de Bore (hBN), et en moindre mesure, à des résidus de liant organique.

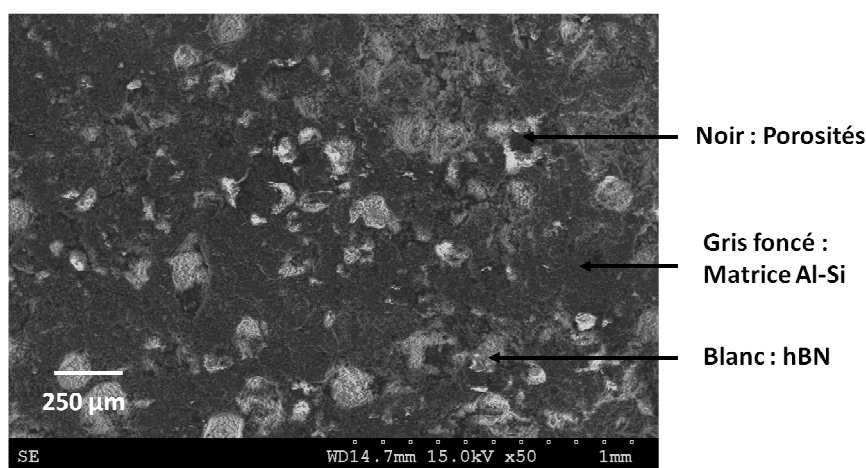


Figure 42. Micrographie (MEB/SE) de la surface de projection, après écouvage

Le caractère très poreux de la matrice est visible sur les micrographies précédentes. Les porosités sont de forme et de taille très variables : formes quelconques pouvant atteindre  $250\ \mu\text{m}$  de diamètre, ovales et des croissants de  $20\ \mu\text{m}$ , ainsi que des porosités plus allongées ( $15\ \mu\text{m}$ ) ou beaucoup plus fines (quelques  $\mu\text{m}$ ). Le nitrure de Bore est principalement situé en creux de porosités (Figure 43).

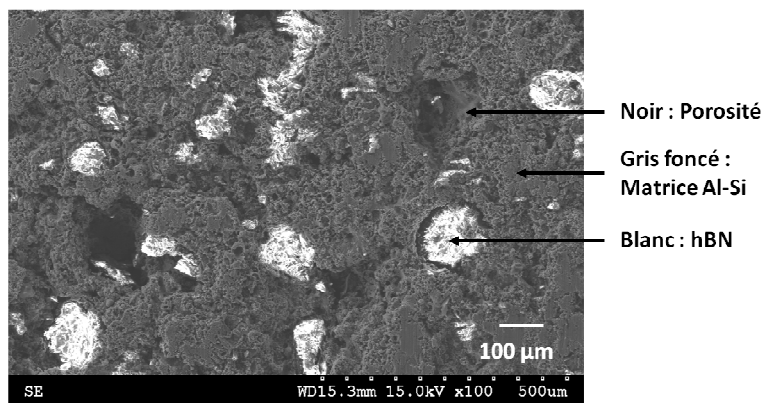


Figure 43. Micrographie (MEB/SE) de la surface de projection, après écroutage

De plus, les amas de nitrure de Bore sont structurés en fins feuilletts (Figure 44). On retrouve ainsi la structure lamellaire du nitrure de Bore hexagonal (hBN).

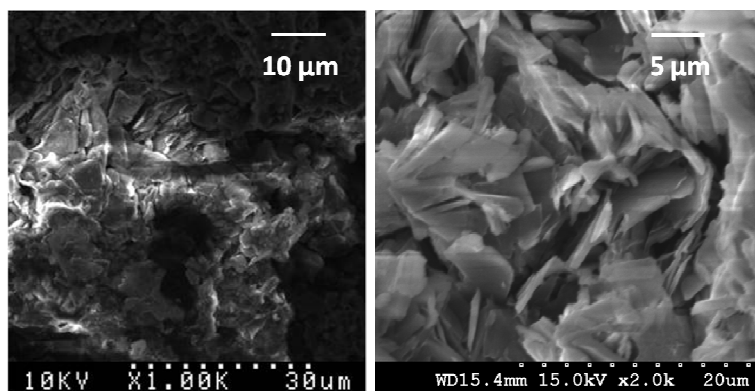


Figure 44. Micrographies (MEB/SE) à fort grossissement, centrées sur un grain de hBN

### 2.3.5 Echelle d'observation de la microstructure

En vue de caractériser par la suite la dégradation en surface de la microstructure de l'abrasable suite aux essais mécaniques ou d'interaction, il est nécessaire de déterminer une taille de zone élémentaire. La microstructure de l'abrasable, très hétérogène, présente une matrice occupant plus de la moitié du volume, du nitrure de Bore présent sous forme d'amas de taille comprise entre  $10\ \mu\text{m}$  et  $100\ \mu\text{m}$ . L'observation au MEB de la surface de l'abrasable révèle également la présence de grains sphériques de  $30$  à  $40\ \mu\text{m}$  de diamètre (Figure 45), potentiellement des particules non incorporées, des oxydes ou de la phase organique non brûlée, ou encore, à l'état de trace, de zinc provenant probablement de l'électroérosion au fil de laiton et ne faisant pas partie de la microstructure de l'abrasable.

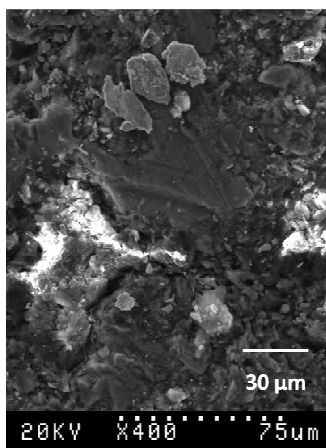


Figure 45. Micrographie (MEB/SE) de la surface de projection, après écroutage

Pour qu'une micrographie puisse fournir un aperçu représentatif de la microstructure de l'abradable, ses dimensions doivent être supérieures ou égales à dix fois la taille typique des hétérogénéités observées dans le matériau, qui sont de l'ordre de 50 µm [Faraoun et al. (2006a)]. Toute zone de 500 µm de côté ou plus est donc convenablement représentative de la microstructure du matériau.

### 2.3.6 Anisotropie du dépôt abradable

Les propriétés de l'abradable dépendent fortement de la forme et de la taille des dépôts et porosités, qui sont créés lors de la projection, par impacts successifs de gouttelettes fondues ou semi-fondues et par superposition de couches [Bounazef et al. (2004)]. Ce mode d'élaboration ainsi que le choix des paramètres de projection sont responsables de l'anisotropie du revêtement abradable [Johnston (2009)]. La réponse mécanique de l'abradable est donc susceptible de dépendre de la direction testée dans le matériau, en particulier suivant que cette direction est parallèle ou perpendiculaire à la direction de projection. Par le biais d'observations en coupe, la microstructure du matériau, en particulier la taille et le nombre de porosités, a été comparée suivant le plan de projection à celle de la coupe transversale au dépôt (Figure 46).

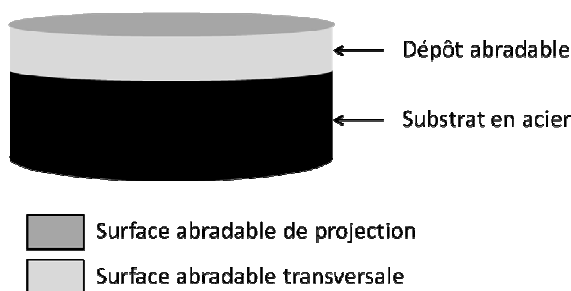


Figure 46. Surfaces abrasables à qualifier au MEB

La microstructure en coupe transversale révèle une composition et une distribution des phases similaires à celle de la surface de projection après écroutage (Figure 47). Seulement, l'aspect en surface semble plus lisse en coupe transversale que sur la surface de projection, bien que les deux surfaces aient toutes deux été découpées par électroérosion au fil, ce qui peut donc provenir d'un changement de l'un des paramètres de la découpe (vitesse, diamètre de fil, etc.).

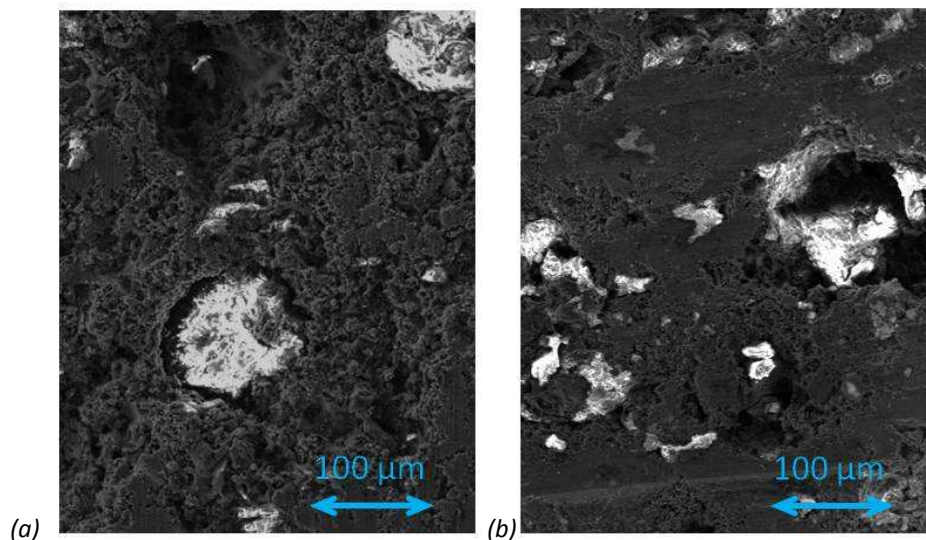


Figure 47. Micrographies (MEB/SE) après écouvage, surface (a) de projection ; (b) transversale

Une différence d'aspect surfacique et de rugosité est par ailleurs très nette entre la surface abrasable brute de projection et celle après écouvage au fil (Figure 48).

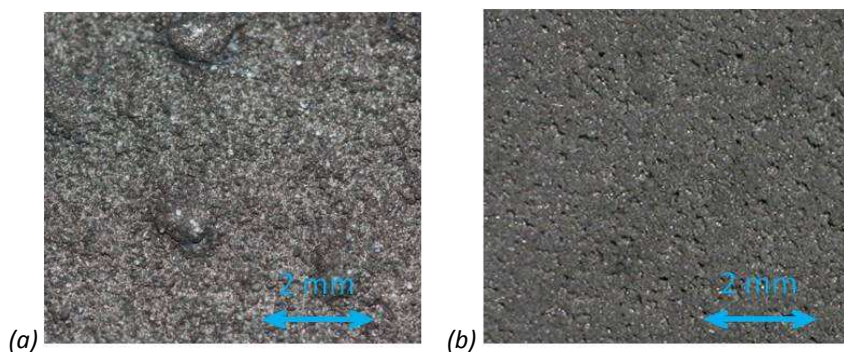


Figure 48. Photographies de la surface abrasable (a) brute de projection ; (b) après écouvage

A l'échelle de la microstructure, la matrice a un aspect plus lisse après écouvage (Figure 49). Il est donc fortement possible que ce soit la découpe au fil qui a modifié les caractéristiques du dépôt abrasable en surface et en sous-couche.

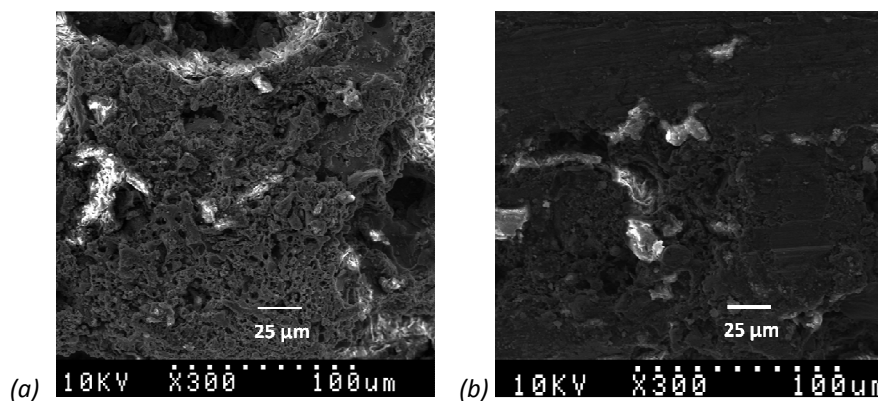


Figure 49. Micrographies (MEB/SE) de la surface de projection (a) avant écouvage ; (b) après

### 2.3.7 Analyse chimique élémentaire quantitative

La microanalyse EDS peut permettre d'évaluer de manière qualitative la composition chimique de l'abradable, puisque le spectre de distribution en énergie des photons X émis par le matériau sous l'effet du faisceau d'électrons incidents est caractéristique des éléments constituant la zone analysée sur l'échantillon (Figure 50, Figure 51). Les observations ont à cet effet été effectuées sous 15 kV.

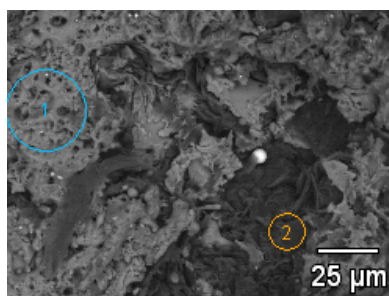


Figure 50. Micrographie BSE montrant les zones sélectionnées pour l'analyse EDS

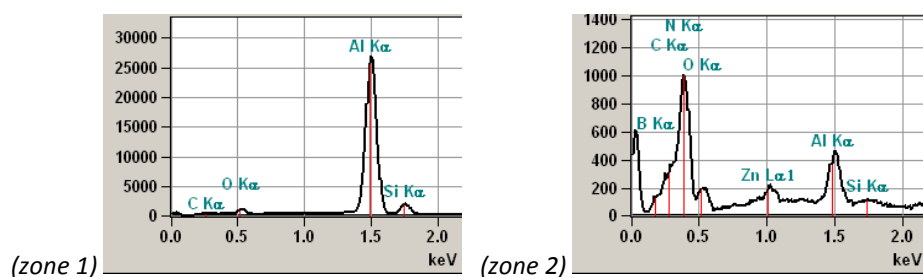


Figure 51. Spectres EDS correspondant aux deux zones analysées (Figure 50)

Au regard des spectres obtenus et de la connaissance de la composition et de l'élaboration de l'éprouvette d'abradable Metco 320NS, l'évaluation quantitative s'est restreinte aux éléments suivants : aluminium, silicium, azote, bore, cuivre, zinc, et oxygène (Tableau 5).

Élément quantifié	Al	Si	B	N	C	O	Zn	Cu
<b>Zone 1 (Al-Si)</b>	61,8	8,3	-	-	20,7	8,4	-	-
<b>Zone 2 (hBN)</b>	3,4	0,3	9,7	55,7	15,7	11	1,9	-

Tableau 5. Composition élémentaire massique (en %) des zones analysées (EDS)

En faisant abstraction des taux de carbone et d'oxygène qui révèlent la présence de résidus organiques et d'oxydes sur la surface analysée, les mesures indiquent que la phase Al-Si est constituée d'environ 88% d'Al et 12% de Si. L'alliage d'aluminium-silicium de la matrice est donc de composition très proche de celui de l'eutectique à 12,7% de silicium, qui a la particularité d'avoir un point de fusion bas (Figure 52).

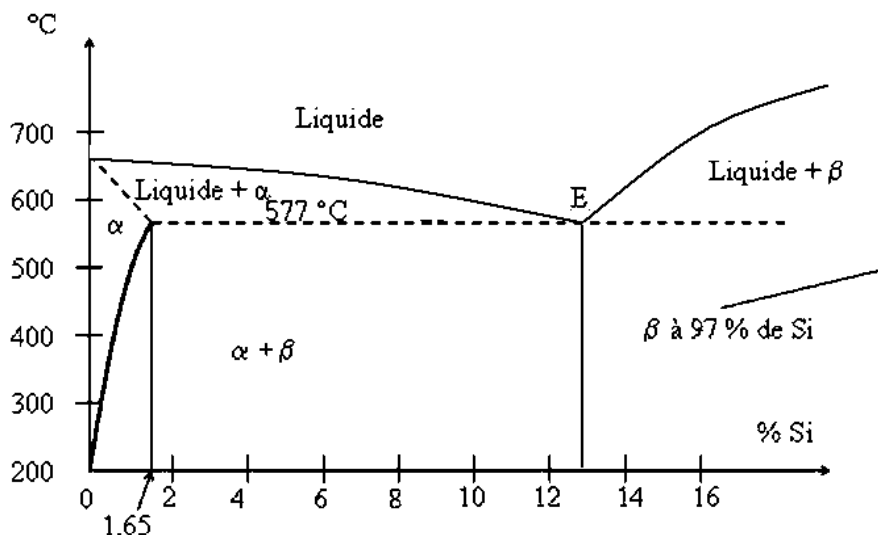


Figure 52. Diagramme des phases de l'alliage Al-Si

Les mesures indiquent une constitution de la phase BN (nitrure de Bore) en proportions 15/85. Or la bibliographie relative à une nuance similaire indique un rapport de l'ordre de 50/50 [Matejcek et al. (2006)]. La sous-estimation du Bore lors de la microanalyse est due à l'absorption de cet élément léger par les éléments plus lourds. La détection d'aluminium et de silicium en proportion 91/9 est du à l'effet de matrice. La présence de Cuivre et de Zinc est quant à elle liée à l'électroérosion par un fil de laiton. La microanalyse d'une hétérogénéité qui avait l'aspect de dendrites a confirmé cette hypothèse en révélant une présence importante de Zinc (Figure 53).

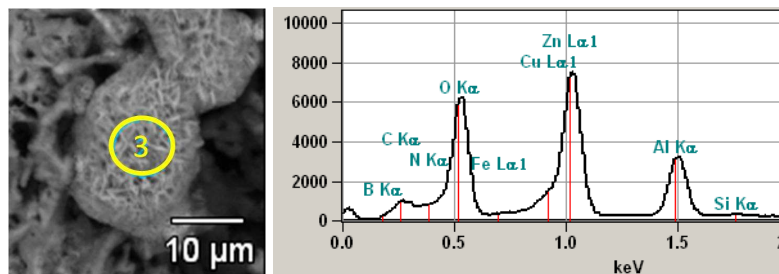


Figure 53. Mise en évidence de la présence d'oxygène, de Zinc et de cuivre par microanalyse

## 2.4 Nombre et distribution des porosités

### 2.4.1 Evaluation de la porosité ouverte par la mesure

Comme présenté ci-avant, l'obtention d'un contraste visuel significatif entre le nitrure de Bore et les porosités a été difficile, sous peine d'une accumulation trop importante des charges dans les zones non conductrices. Pour obtenir une image sur laquelle le contour des porosités est clairement distinguable, il existe cependant une solution qui consiste à imprégner sous vide le matériau d'une résine époxy fluorescente, puis de réaliser les micrographies sous UV. Dans le cas où cette solution est adoptée, il a été montré expérimentalement que la porosité d'un abrasif pouvait se faire de manière équivalente avec les techniques d'analyse d'image ou d'intrusion de fluide, les différences relevées étant de l'ordre du pour cent, fonction de la mouillabilité de la résine ou du fluide injecté, ainsi que des pressions d'injection [Matejcek et al. (2006)].

Faute de pouvoir utiliser la solution d'imprégnation, nous avons choisi de quantifier le taux de porosité par intrusion de fluide. Cette technique consiste à réaliser une pesée différentielle dans l'air et dans un liquide de masse volumique différente, et d'en déduire le volume occupé par les pores dans lesquels le fluide ou le gaz est capable de pénétrer.

Dans un premier temps, la mesure de la masse volumique du Metco 320NS a été réalisée au pycnomètre à Hélium aux Mines de Douai. En raison de son faible diamètre moléculaire, l'Hélium peut atteindre les pores les plus fins sous réserve d'une pression d'injection suffisante, et d'une communication entre les porosités. Une masse volumique de l'ordre de  $2400 \text{ kg m}^{-3}$  a ainsi été relevée. Cette mesure ne tient cependant pas compte des pores internes qui seraient non connectés à la surface (porosités fermées). Une pesée hydrostatique a ensuite permis d'évaluer grossièrement le volume occupé par les porosités ouvertes de l'abrasable et d'en déduire un taux apparent de porosité. En réalisant cette mesure sur plusieurs échantillons d'abrasable de différentes tailles, nous avons obtenu un taux de porosité moyen de  $30 \pm 2\%$  pour les deux lots d'abrasable Metco 320NS.

Dans le but de confirmer ce résultat et de l'affiner pour chaque lot, des essais de porosimétrie par intrusion de mercure ont été réalisés aux Mines de Douai. Le matériel employé permet d'imposer au flux de Mercure une pression pouvant atteindre 200 MPa pour pénétrer des pores de diamètre de plus en plus petit au fur et à mesure que cette pression est augmentée. Cette technique délivre ainsi une indication de la distribution des tailles et volumes de pores ouverts dans l'échantillon (Tableau 6).

Propriétés mesurées		Lot 1 (abrasable fourni par la SNECMA)	Lot 2 (abrasable fabriqué au LERMPS)
<b>Masse volumique</b> <i>Moyennes sur 40 mesures au pycnomètre à Hélium - MICROMERITICS ACCUPYC 1330</i>		$2400 \text{ kg.m}^{-3}$	$2385 \text{ kg.m}^{-3}$
<b>Nombre et volume des pores (ouverts)</b> <i>Par intrusion de mercure - MICROMERITICS AUTOPORE IV</i>	<b>Taux de porosité</b>	32,2 %	26,2 %
	<b>Diamètre moyen de pore pénétré</b>	170 $\mu\text{m}$	160 $\mu\text{m}$

Tableau 6. Résultats des essais réalisés aux Mines de Douai sur le Metco 320NS

On remarque que le taux de porosité obtenu est en deçà des valeurs signalées par le fabricant Sulzer Metco, typiquement comprises entre 47 à 53% [Metco (2010)]. L'écart pourrait s'expliquer par le fait que le matériel et les paramètres de projection utilisés diffèrent de ceux du fabricant, ou bien qu'il ait eu recours à l'analyse d'images plutôt qu'à l'intrusion de fluide pour quantifier le nombre et la taille des pores. En effet, si l'image analysée a été prise après coupe du matériau dans sa tranche, alors la découpe peut avoir permis l'accès à des porosités fermées, non accessibles par le fluide.

#### 2.4.2 Evaluation de la porosité totale par l'observation

Dans le but d'évaluer le degré d'interconnexion des porosités au cœur du matériau avec la surface, il est nécessaire d'accéder à la surface transverse d'une éprouvette abrasable, sans que celle-ci ne soit altérée par la technique de découpe utilisée. La bibliographie, confirmée par des premières tentatives de découpe et de polissage, montre que la friabilité de l'abrasable rend difficile l'obtention d'une section métallographique acceptable, puisque la découpe et le polissage

provoquent l'arrachement des particules en surface, la dissémination du nitrure de bore sur la surface, et une éventuelle densification des couches superficielles.

Pour éviter ces phénomènes, nous choisissons donc de ne découper l'éprouvette qu'après avoir imprégné à froid toute sa surface extérieure avec une résine de mouillabilité et de rigidité optimales. L'expertise de Julien SERGEANT, de la société ESCIL, nous a été d'une aide précieuse pour le choix du matériel d'imprégnation et de découpe, ainsi que la mise en place d'un protocole d'essai adapté. Ainsi, l'imprégnation sous vide de la couche poreuse abradable d'un échantillon de type pion a été réalisée avec un appareil d'imprégnation LI 240 et une résine de type Géofix, époxy dotée d'une grande fluidité. Après séchage de la résine, la coupe a été réalisée sur une tronçonneuse Brillant 221 équipée d'une meule C100 N en carbure de silicium de 200 mm de diamètre (Figure 54).

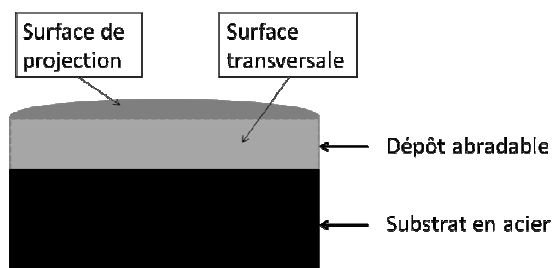


Figure 54. Schématisation du pion après coupe transversale

Après découpe, la surface transversale de l'un des deux demi pions a été soumise à une succession élaborée d'étapes de polissage, sur une polisseuse automatique cinq postes de type ATM Saphir 520 (Tableau 7).

Etape	Abrasif	Suspension	Lubrifiant	Vitesse (tr.min <sup>-1</sup> )	Durée (s)
1	Papier abrasif SiC grain 240	-	eau	300	30
2	Papier abrasif SiC grain 320	-	eau	300	30
3	Papier abrasif SiC grain 600	-	eau	200	30
4	Papier abrasif SiC grain 800	-	eau	200	30
5	Papier abrasif SiC grain 1200	-	eau	150	30
6	Papier abrasif SiC grain 2400	-	eau	150	30
7	Disque de polissage Métaplast B	ECN/V 3 $\mu$	huile	120	60
8	Disque de polissage Métaplast V	EC/GR ¼ $\mu$	huile	120	60
9	Disque de polissage Chem-Pol	POM 8	eau	50	60

Tableau 7. Etapes de polissage réalisées par la société ESCIL sur le demi pion abradable

Le choix de réaliser l'imprégnation avant la découpe garantit que les pores accédés sont au cœur du matériau et ne font pas partie de la rugosité de la surface observée. Sur la profondeur que le vide réalisé a permis à la résine d'accéder, les observations réalisées au microscope optique sur la surface polie mettent en évidence la prédominance des pores ouverts au cœur du matériau. Il s'agit des pores que la résine a réussi à infiltrer. Ils sont de taille moyenne comprise entre 50 et 250  $\mu\text{m}$  (Figure 55).



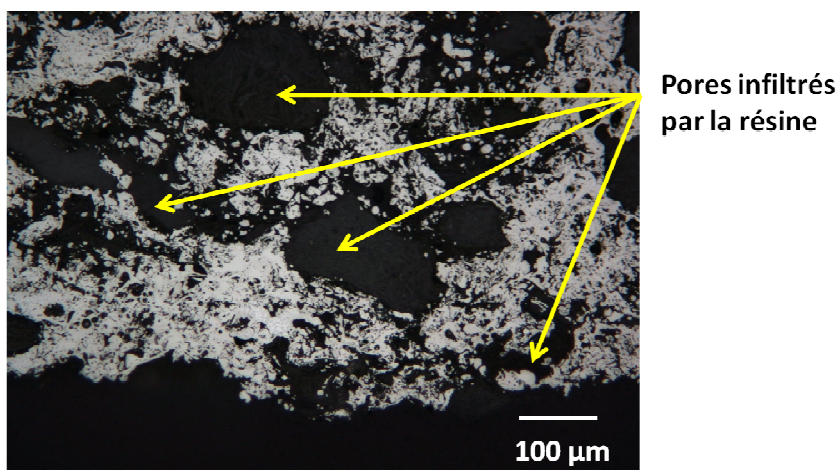


Figure 55. Micrographie optique de la surface abradable polie

La surface correspondant aux pores non-infiltrés est très faible, et ne concerne que des petites inclusions situées dans la matrice, de taille inférieure à  $20\ \mu\text{m}$  (Figure 56). Ces porosités peuvent être soit des pores fermés, soit des pores connectés à des pores ouverts, mais par un canal dont le diamètre est trop faible pour permettre le passage de la résine.

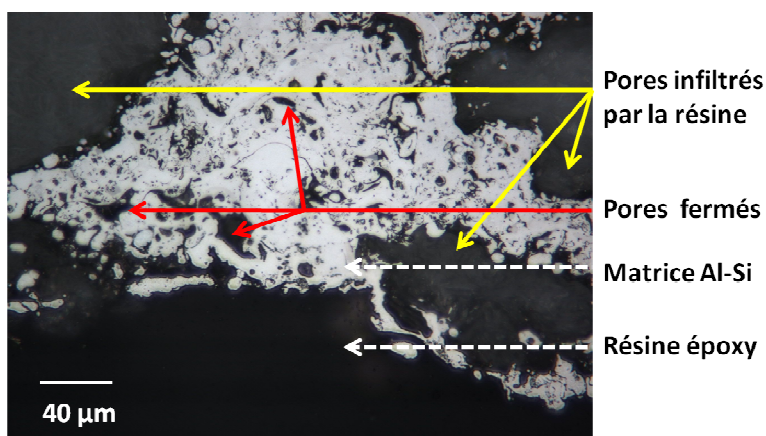


Figure 56. Micrographie optique de la surface abradable polie

Ainsi, la porosité de l'abradable est assurée par des pores de taille supérieure à  $50\ \mu\text{m}$ , dont la grande majorité sont des pores ouverts, interconnectés et connectés à la surface, tandis que le nombre et la taille des pores fermés sont négligeables devant la porosité ouverte. Ces résultats nous permettent de conclure que le taux de porosités ouvertes, caractérisé par intrusion de Mercure ci-avant, est donc une très bonne approximation du taux de porosité total de l'abradable Metco 320NS étudié.

Le recours à une solution plus sophistiquée telle que la microtomographie par rayons X, technique d'imagerie qui consiste à explorer l'échantillon avec un large faisceau et pour différentes orientations, pourrait affiner ces observations grossières, en fournissant une reconstruction 3D de la microstructure. Dans le cadre du travail présenté dans ce mémoire, une valeur indicative de porosité totale est suffisante. En effet, l'objectif était de montrer que l'abradable étudié est fortement poreux, ce qui est le cas puisque les mesures par intrusion de fluide indiquent un taux de 26 à 32%, et un diamètre moyen de pore de 160 à 170  $\mu\text{m}$ .

## 2.5 Dureté superficielle HR15Y

### 2.5.1 Objectifs de l'essai de dureté HR15Y

Comme présenté dans le premier chapitre, l'essai de dureté superficielle HR15Y est largement utilisé par les industriels pour comparer les revêtements entre eux, car des études ont montré une corrélation entre la valeur obtenue et l'abrasabilité du revêtement testé [Peyraut et al. (2007)]. Dans le but de déterminer la résistance du dépôt abrasable à la pénétration permanente par un outil en matériau plus dur, nous avons mis en œuvre l'essai de dureté, en suivant la norme Rockwell HR15Y dédié à l'abrasable [ASTM (2005)]. D'autre part, en prévision de la réalisation d'essais de contact aube/abrasable pour des épaisseurs de dépôt qui peuvent être comprises entre 2 et 4 mm, nous avons testé la dureté du revêtement pour les épaisseurs comprises entre ces deux valeurs.

### 2.5.2 Mode d'obtention des éprouvettes

Comme vu précédemment, l'usinage des éprouvettes pour les essais de dureté à partir de la plaque d'abrasable sur substrat est réalisé par électroérosion au fil. Pour s'affranchir de l'influence du substrat sur le comportement mécanique du dépôt lors de l'essai de dureté, il faut que l'épaisseur de dépôt soit au minimum 10 fois plus grande que la profondeur maximale de pénétration, pour le type d'indenteur et de charge utilisés [McGhee (May/June 2004)]. Par ailleurs, comme il a été observé expérimentalement au LERMPS que le substrat n'influence pas la mesure de dureté que lorsque l'épaisseur de dépôt est supérieure à 600  $\mu\text{m}$ , nous avons choisi de conserver le substrat des éprouvettes. L'épaisseur de dépôt abrasable des éprouvettes testées est comprise entre 2 et 4 mm, par incréments de  $0,5 \pm 0,05$  mm, sur un substrat acier d'épaisseur 5 mm (Figure 57).

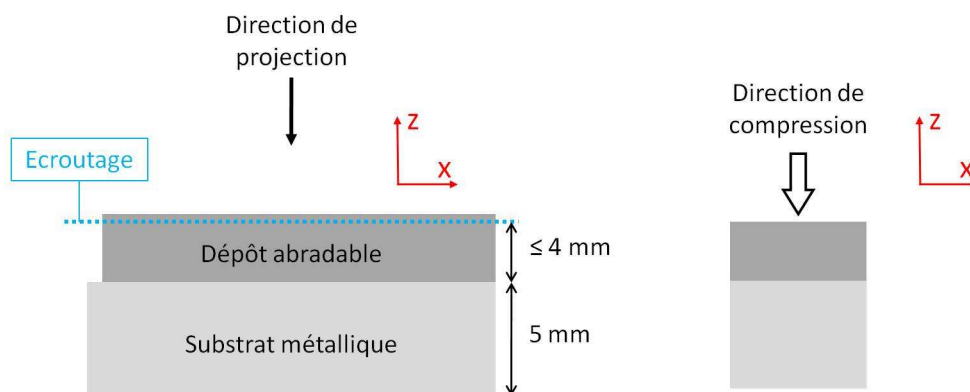


Figure 57. Direction de projection vs direction de sollicitation (essais de dureté)

### 2.5.3 Protocole instrumental

Les essais ont été réalisés au LERMPS, laboratoire au sein duquel nous avons élaboré le matériau par projection thermique. La valeur de dureté HR15Y se calcule à partir de la mesure de la profondeur d'empreinte rémanente laissée par une bille en acier de diamètre 12,7 mm après retrait de la charge appliquée (Figure 58). Chaque unité correspond à 2  $\mu\text{m}$  de pénétration résiduelle [Peyraut et al. (2007)].

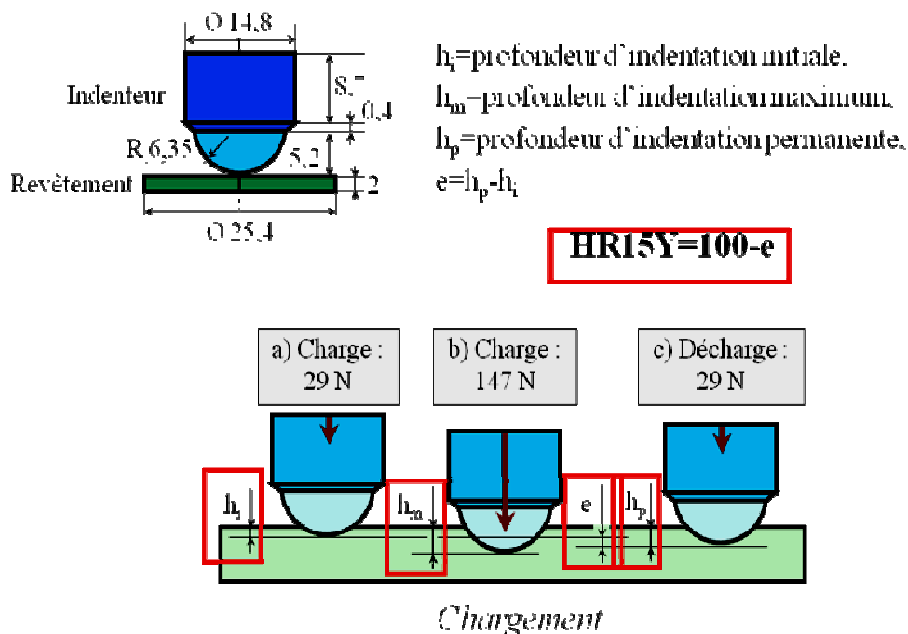


Figure 58. Conditions d'essai pour la détermination de la dureté HR15Y [Peyraut et al. (2007)]

2.5.4 Résultats des essais de dureté HR15Y

Pour chaque épaisseur, 10 points de mesure ont été effectués, de manière répartie sur la surface de dépôt de 30 mm de côté. Pour chaque épaisseur testée, l'écart-type entre les 10 points de mesure est compris entre 2 et 2,9, c'est-à-dire de 4 à 6 µm d'écart en pénétration résiduelle. Les moyennes de dureté pour chacune des épaisseurs testées sont comprises entre 56,8 et 61,1 (Tableau 8), ce qui est cohérent avec la gamme typique indiquée par le fabricant [Metco (2010)].

Epaisseur (mm)	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0
<b>Dureté moyenne</b>	<b>57,3</b>	<b>58,3</b>	<b>59,9</b>	<b>56,8</b>	<b>61,1</b>
<i>Ecart type</i>	2,0	2,4	2,3	2,9	2,2

Tableau 8. Résultats des essais de dureté réalisés au LERMPS sur le Metco 320NS

Les mesures n'ont donc pas révélé d'influence significative de l'épaisseur de dépôt abrasable sur la valeur de dureté HR15Y (Figure 59).

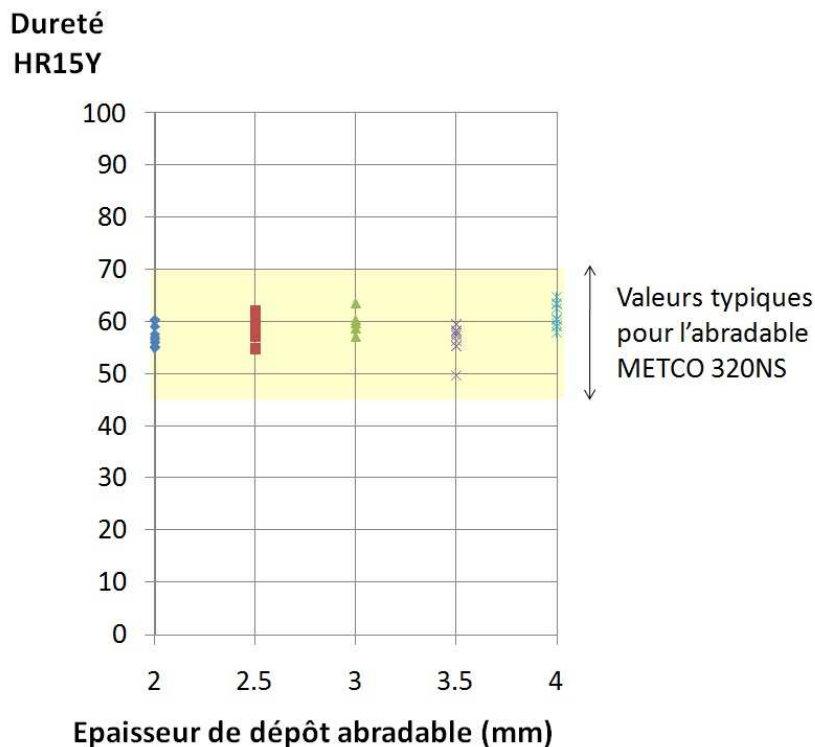


Figure 59. Résultats des essais de dureté HR15Y réalisés sur le Metco 320NS

Les valeurs de dureté correspondent à des pénétrations rémanentes inférieures à 125 microns, pour une épaisseur totale de dépôt supérieure à 2 mm. Ce résultat est cohérent avec la bibliographie, qui met expérimentalement et numériquement en évidence que lorsque l'épaisseur de dépôt est au moins 10 fois supérieure à celle de la pénétration rémanente maximale, la dureté ne varie pas avec l'épaisseur [Peyraut et al. (2007)].

#### 2.5.5 Apports et limites des essais de dureté HR15Y

Comme vu dans la synthèse bibliographique du chapitre 1, l'évaluation des propriétés mécaniques de revêtements minces, et en particulier du matériau fragile qu'est l'abrasable, est un point délicat et qui a fait l'objet d'études récentes [Johnston (2009)]. Tester le matériau sur son substrat permet certes de s'affranchir de cette fragilité, mais ne concerne que le comportement sous sollicitation de compression localisée à la surface du dépôt. Si l'indenteur et la charge de l'essai de dureté HR15Y, de type Rockwell superficiel, sont adaptés aux matériaux fins et peu rigides, ils ne peuvent justement pas solliciter le matériau dans son volume, sous peine que l'influence du substrat se fasse ressentir. De plus, le matériau abrasable étant intrinsèquement anisotrope [Johnston (2009)], il se peut que les propriétés recueillies par pénétration de l'indenteur suivant la direction de projection ne soient pas généralisables dans les autres directions. L'apport de ces essais tient néanmoins au fait que l'essai de dureté peut être interprété comme la capacité du dépôt abrasable à se déformer plastiquement sous l'action d'une compression par un indenteur en matériau de dureté supérieure. Cependant, il ne permet pas d'apprécier la déformation élastique, d'où la nécessité de mettre en œuvre un essai tel que celui de traction.

## 2.6 Traction uni-axiale simple

### 2.6.1 Objectifs des essais de traction

La caractérisation expérimentale du comportement de l'abrasable de type Al-Si/hBN sous traction quasi-statique (à vitesse de sollicitation de  $1 \text{ mm min}^{-1}$ ) a permis de détecter une réponse de type non-linéaire et fragile [Johnston and Evans (2007)]. Dans le but de retrouver ce résultat tout en s'affranchissant de l'influence suspectée du collage et de l'emplacement de la jauge de déformation sur la localisation de la rupture [Johnston (2009)], un protocole d'essai simplifié est mis en œuvre sur une machine de traction du Laboratoire de Mécanique de Lille sur des éprouvettes d'abrasable Metco 320NS.

### 2.6.2 Mode d'obtention des éprouvettes

Les éprouvettes de traction sont réalisées à partir de la plaque élaborée au LERMPS. Par électroérosion au fil, la surface abrasable est écroutée sur une épaisseur de 1 mm, et une couche abrasable de 2,5 mm d'épaisseur est séparée du substrat (Figure 60).

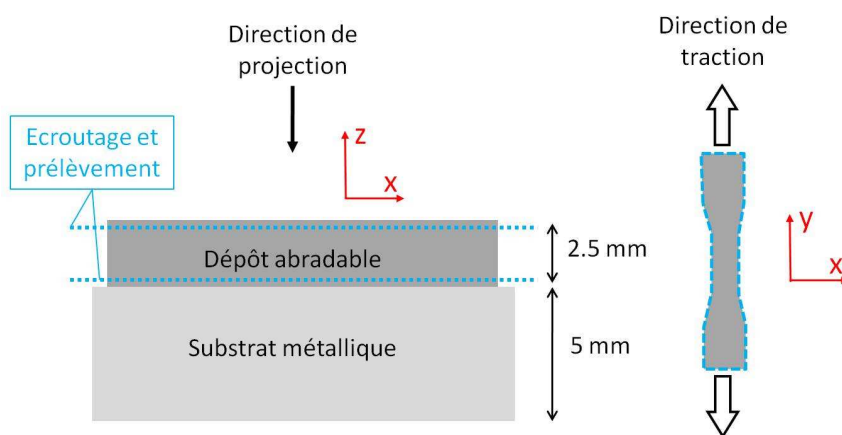


Figure 60. Directions de projection et de sollicitation (essais de traction)

Les contraintes de fabrication, la fragilité du matériau ainsi que les possibilités offertes par les montages de caractérisation développés au Laboratoire de Mécanique de Lille et à l'ONERA ont conduit à adopter une géométrie d'éprouvettes de type proportionnelle de section  $25 \text{ mm}^2$  (Figure 61).

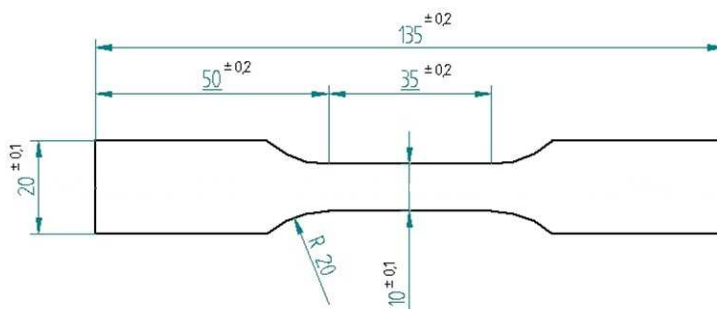


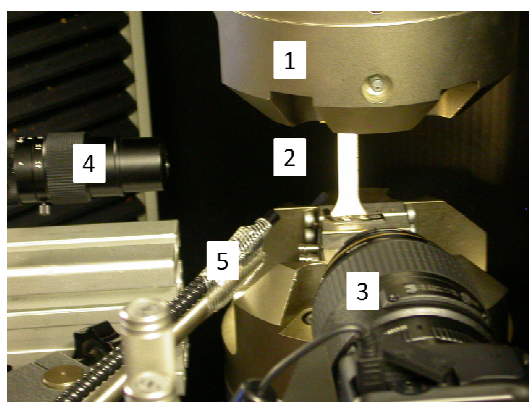
Figure 61. Plan de cotation des éprouvettes de traction

### 2.6.3 Protocole expérimental

Les essais de traction quasi-statique sont réalisés à température ambiante, sur une machine électromécanique conventionnelle de traction uni-axiale. Le déplacement de la traverse est fixé à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$  et les essais sont menés jusqu'à rupture. La mesure de la force est

effectuée à l'aide d'une cellule de charge de 50 kN (classe 0,5). Un capteur de déplacement laser permet de mesurer le déplacement de la traverse. Dans le cadre de ces essais, l'objectif n'étant qu'une évaluation qualitative du comportement de l'abradable, l'allongement de l'éprouvette de traction est évalué par le biais de ce déplacement de traverse. L'acquisition des différents signaux se fait à une fréquence de 1 Hz.

Dans le but de visualiser la rupture dans la zone utile de l'éprouvette, sur la face ainsi que sur la tranche, le montage a été également équipé de moyens d'observation disponibles au Laboratoire. Un appareil photo Canon 450D, de résolution de 4272\*2848 pixels et de dynamique de 16 bits, est placé de manière à observer la face principale, tandis qu'une caméra CCD JAI BM500CL est utilisée pour l'observation de la tranche de l'éprouvette, avec une résolution de 2456\*2058 pixels et une dynamique de 12 bits. L'éclairage est réalisé par fibre optique (Figure 62).



- 1 : Mors de traction
- 2 : Epreuve abradable
- 3 : Appareil photo
- 4 : Caméra CCD
- 5 : Eclairage

Figure 62. Montage de traction

#### 2.6.4 Résultats expérimentaux

La courbe nominale contrainte-déformation rejoint les résultats de la bibliographie puisqu'elle indique un comportement non-linéaire et fragile (Figure 63). En effet, la rupture du matériau s'est produite en l'absence de striction de l'éprouvette, et avec une faible énergie de déformation étant donné un allongement relatif à rupture faible (inférieur à 0,5%).

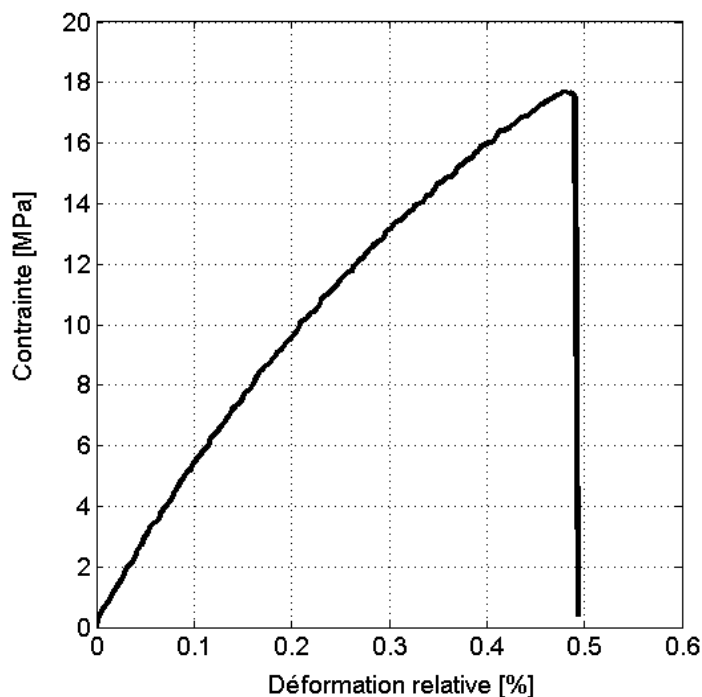


Figure 63. Courbe nominale de traction statique monotone obtenue pour l'abradable Metco 320NS

La réponse légèrement non linéaire du matériau conduit à considérer deux modules (Tableau 9) : le premier tangent à l'origine de la courbe nominale, obtenu à l'aide d'une régression linéaire entre zéro et 0,1 % de déformation, et l'autre sécant à la valeur de rupture, obtenu en divisant la contrainte maximale par la déformation relative à la rupture. La déformation est calculée en rapportant la mesure de déplacement de traverse à la longueur calibrée initiale de l'éprouvette, soit 35 mm.

Sur la base de 3 essais	Moyenne	Ecart-type
<b>Déformation ultime [%]</b>	0,51	0,04
<b>Force ultime [N]</b>	441	25
<b>Contrainte maximale [Mpa]</b>	17,4	0,73
<b>Module sécant [Gpa]</b>	3,47	0,23
<b>Module tangent [Gpa]</b>	5,00	0,17

Tableau 9. Résultat des essais de traction réalisés au LML sur l'abradable Metco 320NS

La répétitivité de ces résultats a par ailleurs été validée de manière plus rigoureuse grâce aux essais réalisés dans le cadre de la campagne dynamique d'essais ONERA/SNECMA. Sur la base de cinq essais, le module sécant présente une dispersion expérimentale similaire. Les moyennes des modules sécant et tangent néanmoins, sont néanmoins légèrement supérieures, plus proches des valeurs relevées dans la bibliographie [Johnston and Evans (2007)]. Ceci peut provenir du fait que contrairement au présent montage, les éprouvettes testées dans le cadre des essais ONERA/SNECMA ainsi que SEALCOAT sont munies de jauges de déformation. La pénétration de la colle dans les pores du matériau peut avoir rigidifié la zone utile de l'éprouvette d'une part, et les mesures de déformation relevées par la jauge sont plus représentatives du comportement de l'éprouvette que ne le sont celles de déplacement de traverse, plus approximative et intégrant des jeux machine.

2.6.5 Essais de traction cyclique

En vue de statuer sur la non-linéarité de la courbe contrainte/déformation de l'essai de traction monotone, un essai cyclique est réalisé. Le trajet de chargement est piloté en déplacement de manière à obtenir des incréments de 25 N avec retour à effort nul (Figure 64).

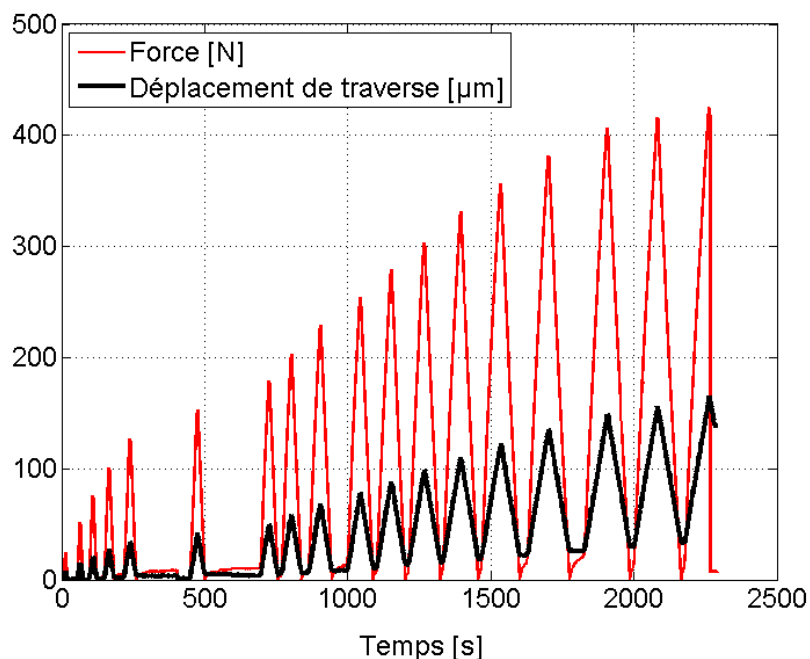


Figure 64. Chargement imposé pour l'essai de traction cyclique à 0.1 mm/min

Il s'avère que le retour à effort nul n'implique pas un retour à déplacement nul. La réponse en contrainte-déformation de l'éprouvette reflète ce phénomène par l'accumulation d'une déformation relative permanente, qui atteint 0,1 % (Figure 65). Ces déformations irréversibles peuvent s'expliquer par une fermeture incomplète des fissures à la décharge, qui serait due à la présence de particules abrasables rompues. L'allongement ultime n'est cependant pas significativement différent de celui qui a été obtenu lors de l'essai monotone. D'autre part, la diminution du module sécant au fur et à mesure du cyclage est trop faible pour permettre d'avancer l'hypothèse d'un endommagement.



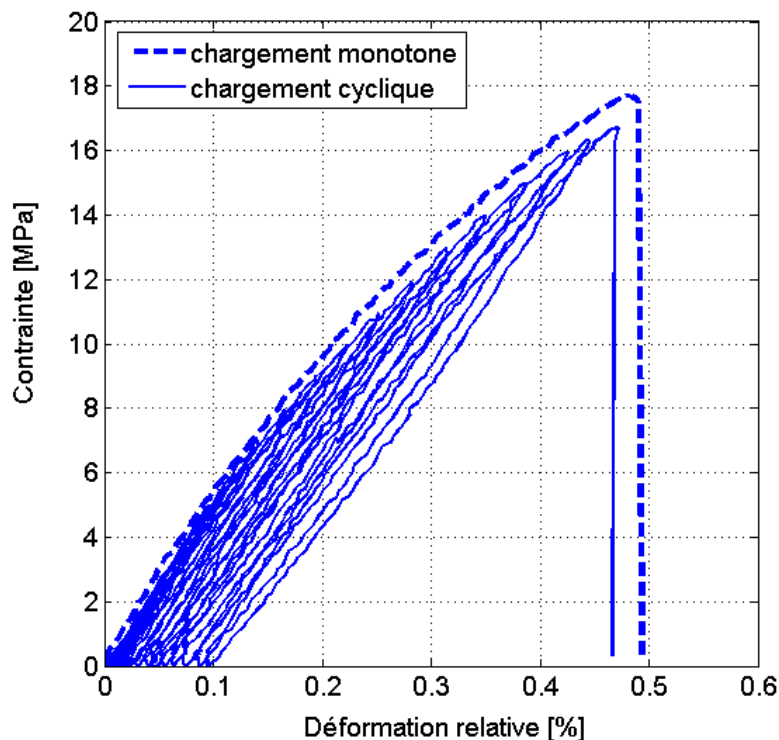


Figure 65. Comparaison entre essais de traction monotone et cyclique

Par ailleurs, les images prises en début d'essai et juste après la rupture, de face ainsi qu'en coupe, montrent la contribution des porosités de plus grande taille dans la localisation et le trajet de propagation de la fissure dans l'éprouvette (Figure 66).

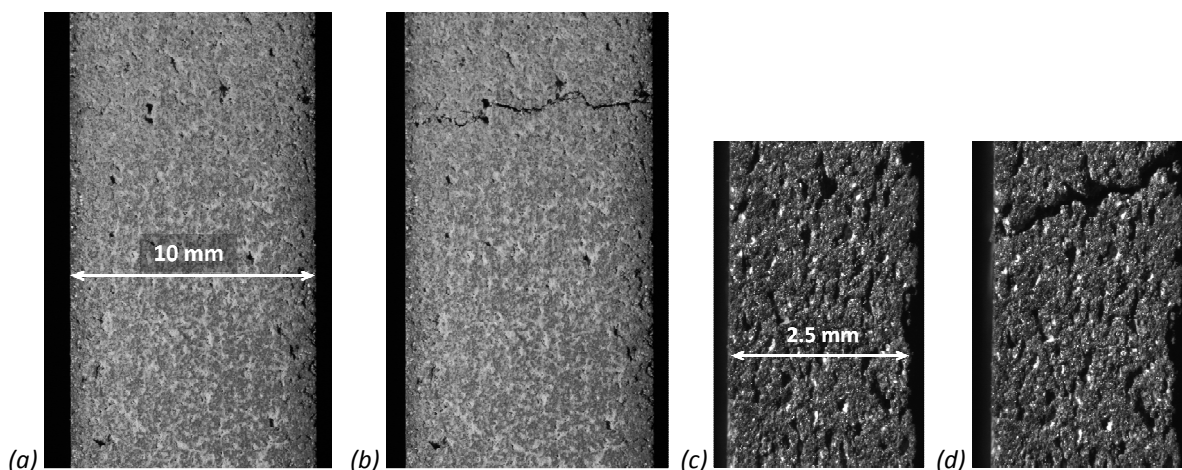


Figure 66. Zone utile de l'éprouvette de traction en abrasable Metco 320NS  
 (a) face principale avant essai ; (b) face principale après rupture ;  
 (c) tranche avant essai ; (d) tranche après rupture

La fragilité du matériau s'explique donc principalement par la présence de nombreuses porosités, mais également par celle du silicium, qui apporte à la matrice aluminium/silicium une clivabilité concurrençant la ductilité de l'aluminium. Par ailleurs, la direction sollicitée étant le plan de projection, donc perpendiculaire à la direction de projection, la fracture peut être due à une décohésion de dépôts individuels adjacents d'abrasable.

## 2.7 Conclusions

Après avoir caractérisé la microstructure hétérogène et fortement poreuse de l'abradable Metco 320NS, la dureté HR15Y a été mesurée pour différentes épaisseurs de dépôt, et comparée aux valeurs typiques de dureté d'abradables. L'essai de traction uni-axiale quasi-statique monotone a ensuite été mis en œuvre, et a confirmé la réponse fragile de l'abradable, et sa très faible capacité de déformation sous sollicitation de traction (0,5%). La résistance maximale en traction est de 17,5 MPa et le module élastique tangent de l'ordre 5 GPa. La réalisation d'essais cycliques pour statuer sur la non-linéarité de la réponse en traction n'a pas permis de conclure à la présence d'un endommagement. Le rôle des hétérogénéités du matériau à l'échelle macroscopique (porosités) dans l'amorçage et la propagation de la fissure a été observé grâce à la capture d'images haute résolution de la surface de l'éprouvette au cours des essais. Le mode de rupture fragile évoque le comportement de matériaux de type roche tels que le béton, et pose la question de savoir si la résistance de l'abradable en compression est la même que celle obtenue en traction. Ce point fait l'objet du chapitre 3, qui est consacré au développement d'essais permettant d'apprécier la capacité de déformation de l'abradable sous sollicitation de compression, de la comparer au comportement en traction, et d'observer les mécanismes de dégradation du matériau pouvant expliquer la rupture de l'éprouvette.

Signalons que la sensibilité du comportement de l'abradable à la vitesse de sollicitation a alors été investiguée sur la gamme de vitesse de déformation  $10^{-3}$  à  $10^3$  s<sup>-1</sup> dans le cadre d'essais confidentiels ONERA/SNECMA, et les principaux résultats sont présentés de manière qualitative en Annexe 3.

## Chapitre 3      Caractérisation mécanique de l'abradable

### 3.1 Introduction

Les chapitres précédents ont mis en évidence la nécessité de proposer des protocoles expérimentaux adaptés aux spécificités du matériau fragile qu'est l'abradable. Dans un premier temps, un essai de compression uni-axiale est réalisé. Ses apports et ses limites pour la caractérisation de la capacité de déformation de l'abradable et des mécanismes de ruine sous sollicitation de compression sont mises en évidence.

Dans un second temps, un essai de sollicitation bi-axial, basé sur le montage expérimental de l'essai Brésilien, est développé dans le but de répondre aux questions laissées ouvertes par les essais conventionnels précédents. Un tel essai sollicite l'éprouvette en compression dans l'axe de chargement (vertical) et en traction indirecte dans la direction perpendiculaire à cet axe (horizontale). L'influence de la structure (diamètre d'éprouvette) ayant été observée sur le mode de ruine de l'éprouvette à l'échelle macroscopique au cours d'essais préliminaires, deux diamètres différents sont éprouvés. Le montage est conçu et instrumenté de manière à permettre l'évaluation des champs de déplacements et de déformations sur l'une des faces de l'éprouvette par l'utilisation de la technique de corrélation d'images numériques. La corrélation intégrée est mise en œuvre afin de distinguer dans les champs bruts la contribution des déformations uniformes de l'éprouvette et celle des déformations élastiques linéaires.

## 3.2 Comportement de l'abradable en compression uniaxiale

### 3.2.1 Objectifs

La microstructure poreuse de l'abradable Metco 320NS ainsi que son comportement fragile ont motivé la caractérisation de ce matériau en compression. En effet, les matériaux fragiles tels que les roches se distinguent par une résistance en compression nettement supérieure à celle en traction [Yu et al. (2009)]. L'objectif des essais a été de comparer le comportement en compression de l'abradable à son comportement en traction, de rendre compte de ses modes de ruine, et de caractériser sa capacité de déformation et sa limite à la rupture.

### 3.2.2 Prélèvement des éprouvettes

Dans le but de s'affranchir de l'influence du substrat, qui perturbe le comportement du revêtement abradable, le choix a été fait de réaliser les essais sur des éprouvettes de matériau abradable dépourvues de substrat. Ces éprouvettes ont été prélevées par électroérosion dans l'épaisseur du revêtement abradable réalisé au LERMPS après écroutage. Les éprouvettes obtenues ont ainsi une forme de pastille circulaire de 2,5 mm d'épaisseur et de 12,5 mm de diamètre (Figure 67). La direction de sollicitation en compression est la direction de projection plasma du revêtement.

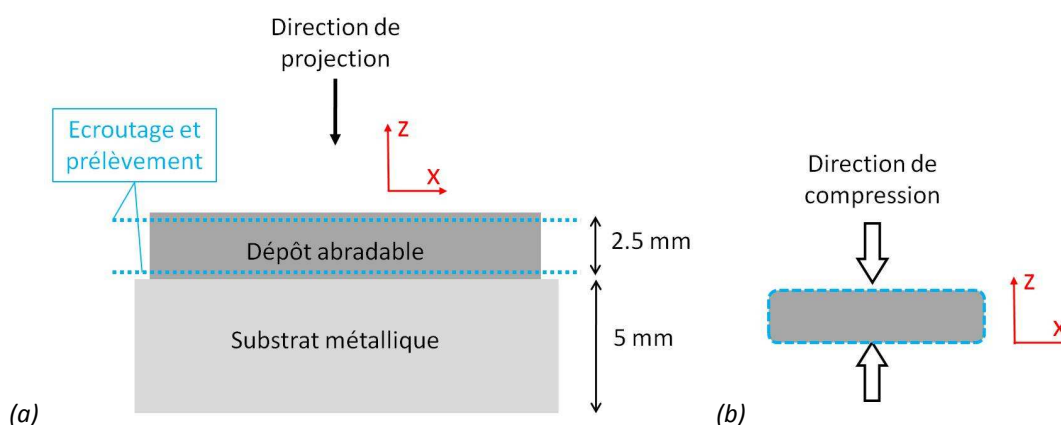


Figure 67. (a) Direction de projection du dépôt abradable ; (b) Direction de sollicitation en compression

### 3.2.3 Protocole expérimental

Deux plateaux de compression sont montés sur la machine électromécanique utilisée pour les essais de traction présentés au chapitre 2, le plateau inférieur étant fixe et le plateau supérieur équipé d'un système de rotulage débrayable. Le réglage du parallélisme des plateaux est effectué avant essai, puis verrouillé en rattrapant les jeux de la rotule. La pastille abradable est placée au centre du plateau inférieur et le plateau supérieur amené en contact avec la surface supérieure de l'abradable, jusqu'à ce que l'effort normal devienne non nul et inférieur à 1 N. L'essai est piloté en déplacement à vitesse constante de  $0,01 \text{ mm min}^{-1}$ . La mesure du déplacement de traverse permet d'évaluer la diminution de l'épaisseur de la pastille. L'acquisition des signaux d'effort et de déplacement est réalisée à une fréquence de 1 Hz.

### 3.2.4 Résultats expérimentaux

L'essai a été réalisé jusqu'à une charge de compression de 2 800 N sans qu'une perte de rigidité n'ait pu indiquer la ruine de l'échantillon. A l'inverse, la courbe charge - déplacement de la

Figure 68, non linéaire, indique que l'échantillon se rigidifie avec l'augmentation de la charge, ce que l'on peut logiquement attribuer à une fermeture progressive des pores du matériau abradable lors de la compression. La courbure initiale (pour un déplacement de traverse inférieur à 30-40  $\mu\text{m}$ ) correspond néanmoins à une mise en place du chargement sur la surface de la pastille, phénomène qu'il est important de considérer au vu de la faible épaisseur d'abradable testée.

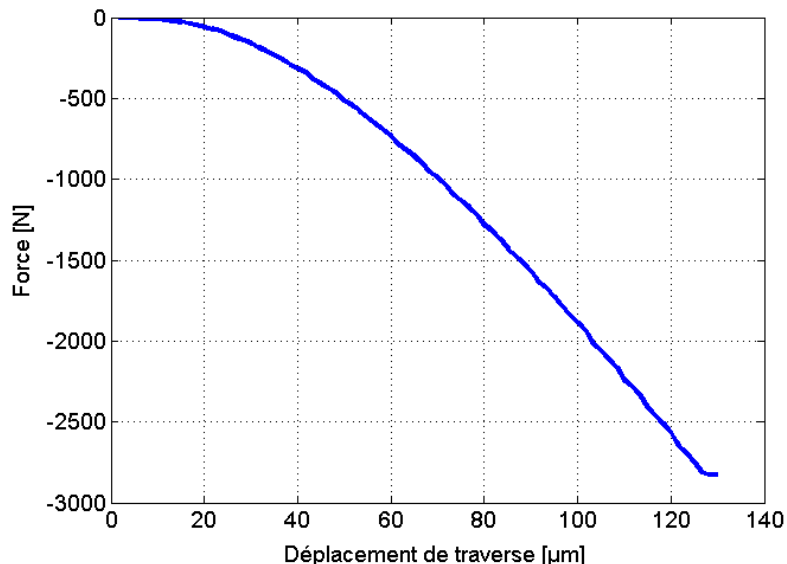


Figure 68. Courbe force- déplacement du Metco 320NS sous compression uni-axiale quasi-statique

La déformation et la contrainte nominales sont évaluées en rapportant respectivement la mesure de déplacement de traverse à l'épaisseur initiale de la pastille et la force de compression à la section initiale de l'éprouvette. La Figure 69 donne la courbe contrainte - déformation ainsi obtenue. Le comportement non-linéaire est cohérent avec les résultats des essais quasi-statiques réalisés sur une éprouvette de type pion (abradable sur substrat) (Annexe 3, confidentiels ONERA/SNECMA).

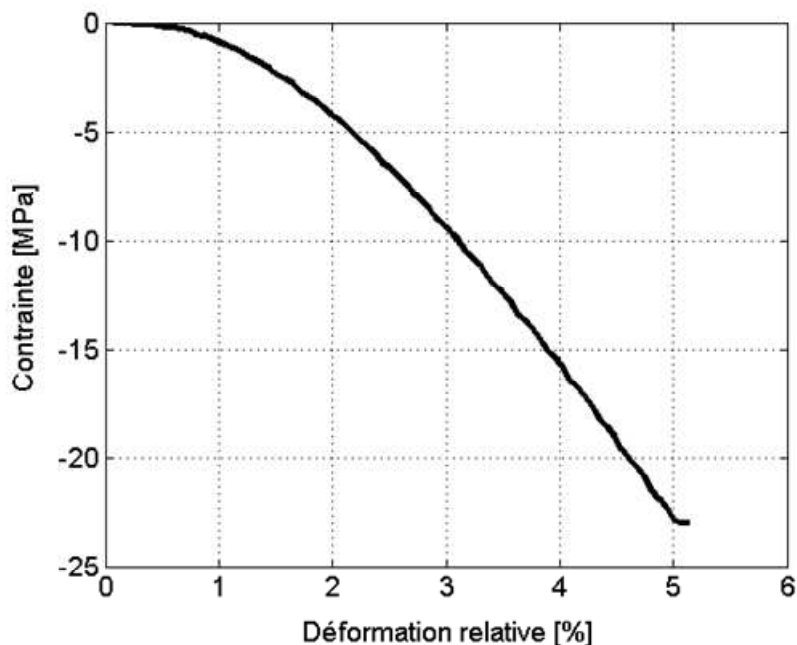


Figure 69. Courbe nominale du Metco 320NS sous compression uni-axiale quasi-statique

L'observation du faciès de la pastille après arrêt de l'essai révèle un effritement de sa périphérie, tandis que la partie centrale s'est densifiée (Figure 70, b). Il est à noter que l'endommagement périphérique de l'échantillon, qui a du progressivement se développer au cours de l'essai, a ainsi réduit la section qui a effectivement supporté la force de compression.

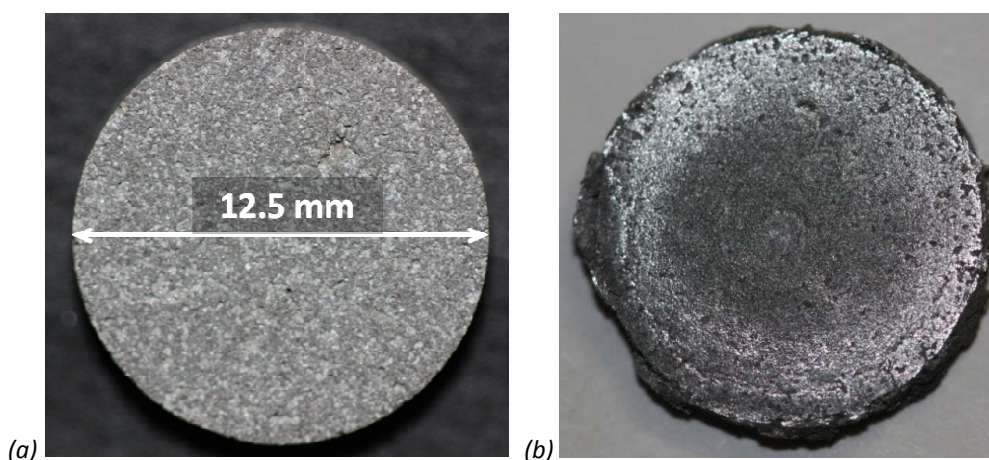


Figure 70. Face supérieure des pastilles abrasives (a) avant essai (b) après compression sous 2800 N

L'aspect brillant de la surface de la pastille après essai indique la forte présence de lubrifiant solide hBN, initialement contenu dans les porosités, et refoulé en surface par la fermeture des porosités lors de la compression.

### 3.2.5 Bilan des essais de compression

Cet essai de compression quasi-statique confirme la capacité du matériau abradable à se densifier par compression, en partie grâce à la forte porosité du matériau. Ainsi, la compression la pastille atteint 4 % sous une contrainte apparente de 15 MPa, soit près de 10 fois la déformation en traction sous une contrainte du même ordre. Ces observations évoquent le comportement de matériaux rocheux fragiles, dont la résistance en compression est typiquement de 10 à 15 fois supérieure à celle en traction [Yu et al. (2009)]. La non-linéarité de la réponse de l'abradable, en compression comme en traction uni-axiale, mérite également d'être soulignée.

La géométrie d'éprouvette et le chargement testés pour ces essais de compression ont cependant rendu difficile la caractérisation du matériau. D'une part, la configuration confinée de l'essai n'a pas permis d'atteindre la rupture de l'échantillon. D'autre part, la nature « fermée » de cet essai n'a pas permis de visualiser et de caractériser l'évolution de la dégradation hétérogène de l'échantillon (effritement en périphérie). De ce point de vue, l'essai Brésilien que nous présentons dans la section suivante, constitue une alternative intéressante.

## 3.3 Comportement de l'abradable sous sollicitation bi-axiale par l'essai Brésilien

### 3.3.1 Objectifs

La friabilité de l'abradable, aggravée par la faible épaisseur de dépôt disponible et par le choix que nous avons fait de tester le dépôt sans son substrat, nous ont orienté vers l'essai Brésilien, puisqu'il consiste à tester une éprouvette cylindrique en compression diamétrale et nous permet ainsi de disposer d'une surface d'observation de l'essai plus conséquente que précédemment. De plus, l'essai Brésilien, également appelé essai de « traction indirecte par fendage », qui est un essai de choix pour la caractérisation mécanique des matériaux fragiles de type roche, soumet l'éprouvette testée à une sollicitation biaxiale. Nous avons donc mis en œuvre

cet essai sur l'abradable étudié, avec l'objectif d'étudier les mécanismes de déformation et de dégradation de l'abradable sous l'effet de la compression directe et de la traction indirecte, ainsi que d'étudier leurs contributions respectives à la rupture de l'échantillon.

### 3.3.2 L'essai Brésilien, ou essai de fendage

L'essai Brésilien est un essai de compression qui permet de caractériser de manière indirecte la résistance en traction de matériaux fragiles tels que le béton ou les roches, et d'évaluer leur résistance à la fissuration. Traditionnellement, l'essai Brésilien consiste à comprimer une éprouvette cylindrique de 150 mm de diamètre et de 300 mm de longueur entre les plateaux d'une presse (Figure 71).



Figure 71. Essai brésilien ou de fendage sur une éprouvette de gypse

Au cours de cet essai, l'éprouvette est soumise à une sollicitation multiaxiale caractérisée par de la compression sous les plateaux et par une sollicitation de traction dans la direction diamétrale normale à la direction de la charge maximale au centre de l'éprouvette [Yu et al. (2009)]. Dans le cas d'échantillons de roche ou de béton, la rupture intervient en traction compte tenu de la fragilité et d'une résistance en traction très inférieure à la résistance en compression pour ces matériaux, de dix à quinze fois moins pour du béton ordinaire [OCleary and Byrne (1960)]. Expérimentalement, la rupture se produit par fissuration le long du diamètre parallèle à la direction de la charge (Figure 72), sous l'effet de la traction indirecte induite dans la direction perpendiculaire. Dans le cas d'une L'effort nécessaire à la rupture de l'éprouvette permet de déterminer la résistance en traction du matériau [Yu et al. (2009)]. Une description plus complète de l'essai Brésilien est fournie en Annexe 4.



Figure 72. Eprouvette de béton après essai brésilien [Yu et al. (2009)]

Yu et al. (2009) ont montré pour le béton qu'en deçà d'un ratio épaisseur sur diamètre d'éprouvette de 0,2 (éprouvettes de type pastille), permet aux valeurs de résistance relevées par fendage en traction indirecte de rejoindre les valeurs caractérisées par des essais de traction directe d'une part, et que pour ce type d'éprouvettes, la rupture par fissuration est visible sur la face de la pastille en raison d'une influence réduite des effets tridimensionnels sur le comportement de l'éprouvette [Yu et al. (2009)].

### 3.3.3 Mise en œuvre de la corrélation d'images numériques

L'essai Brésilien est très avantageux en termes d'observation des déplacements et des mécanismes d'endommagement et de rupture, chacune des deux faces de l'éprouvette de type disque (pastille) étant visible. L'instrumentation conventionnelle de cet essai consiste à mesurer la force au cours de l'essai dans le but d'en déduire une résistance apparente à la traction. Comme ce n'est pas ici l'objectif recherché, nous avons enrichi un tel protocole par une instrumentation optique de l'une des faces de la pastille, dans le but de déterminer le champ de déplacement en utilisant la technique de corrélation d'images numériques.

Pour la mise en œuvre de cette technique, un appareil photo ou une caméra numérique fait l'acquisition d'images de la surface utile de l'éprouvette pendant l'essai. Le champ de déformation est alors calculé en comparant deux images d'une même zone, prises à des instants différents, et en dérivant les déplacements mesurés [Chevalier et al. (2001)]. La corrélation d'images nécessite une richesse de la texture en niveaux de gris de la surface observée [Hild and Roux (2006)]. En effet, c'est à partir de la valeur en niveaux de gris de chaque pixel qu'il est possible de retrouver dans une image déformée chacune des zones élémentaires (ou *Zones of Interest*: ZOI) de  $N$  pixels de côté définies dans l'image initiale ou image de référence. La résolution en déplacement moyen ainsi évaluée dépend de la qualité de l'image ainsi que de la taille de zones élémentaires sur lesquelles le calcul est effectué. A cet égard, la surface abradable offre une texture naturelle très riche en niveaux de gris, notamment par la présence de nombreuses porosités dans la matrice métallique et du lubrifiant en nitrure de Bore, comme révélé par les analyses de composition et de morphologie du chapitre 2.

La détermination des champs repose sur le principe de conservation de la luminance qui s'énonce comme suit : « La préservation de la photométrie au cours du déplacement traduit le fait que la luminance associée dans l'image à un point physique ne varie pas sur le court laps de temps séparant les deux images consécutives. », hypothèse formalisée pour la première fois par Nakayama et Loomis [Nakayama and Loomis (1974)]. La traduction mathématique de cette hypothèse de conservation des niveaux de gris s'écrit [Hild et al. (2009)] :

$$g(\vec{x} + \vec{U}(\vec{x})) = f(\vec{x})$$

Où  $\vec{x}$  repère la position du pixel dans l'image,  $f(\vec{x})$  correspond à son niveau de gris sur l'image de référence et  $g(\vec{x} + \vec{U}(\vec{x}))$  sur l'image déformée, lorsque le bruit de mesure est négligé. Le vecteur déplacement  $\vec{U}(\vec{x})$  est celui qui permet de passer de l'intensité lumineuse de l'image de référence à celle de l'état déformé. L'écriture linéarisée de cette équation, pour des variations locales faibles de l'intensité lumineuse entre deux images, donne une équation ayant pour inconnues les composantes de  $\vec{U}(\vec{x})$  :

$$g(\vec{x}) - f(\vec{x}) + \vec{U}(\vec{x}) \cdot \vec{\nabla} g = 0$$

L'objectif des calculs de corrélation revient alors à déterminer le champ qui permet de minimiser le membre de gauche au sens des moindres carrés, pour l'ensemble des pixels de la zone analysée. A ce stade, il est nécessaire de faire une hypothèse sur le support des déplacements afin de pouvoir résoudre, notamment soit en utilisant pour support des fonctions de forme de type éléments finis (1, [Batoz and Dhatt (1990)]), soit en décomposant le déplacement sur une base fonctionnelle (2) :



- La méthode 1, de « corrélation brute », implique  $\vec{U}(\vec{x}) = \{N(\vec{x})\}^T \{U_i\}$ , où  $N(\vec{x})$  sont des fonctions d'interpolation de type éléments finis et  $U_i$  les déplacements nodaux à déterminer. Son implémentation dans le logiciel Correliq4 est décrite par Besnard *et al.* [Besnard *et al.* (2006)] ;
- La méthode 2, de « corrélation intégrée », fait intervenir des fonctions de forme analytiques  $U(z) = \{\alpha^k(z)\}^T \{U_i^k\}$  telles que celles précisées en Annexe 9 :

$$\{\alpha^k\} = \begin{cases} \alpha^{Corps-rigide} \\ \alpha^{Homogène} \\ \alpha^{Brésilien} \end{cases}$$

### 3.3.4 Choix des dimensions d'éprouvettes

Les pastilles abradables destinées à l'essai Brésilien ont été prélevées en exploitant l'épaisseur disponible du dépôt d'abradable Metco 320NS (Figure 73). Les directions de chargement en compression et de traction indirecte sont ainsi dans le plan de projection, comme c'était le cas de la direction de chargement en traction pour les essais de traction directe présentés dans le chapitre 2.

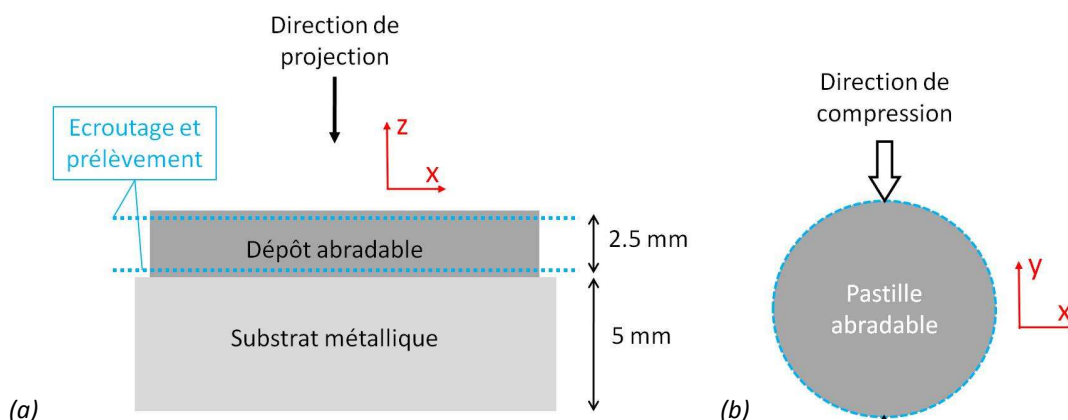


Figure 73. (a) Direction de projection du dépôt abradable ; (b) Direction de sollicitation en compression

Pour une l'épaisseur d'abradable saine égale à 2,5 mm après écroutage et séparation du dépôt abradable de son substrat par électroérosion, la recommandation de Yu *et al.* (2009) d'un ration épaisseur sur diamètre inférieur ou égal à 0,1 implique un diamètre de pastille supérieur ou égal à 12,5 mm. En réalisant des essais préliminaires sur des pastilles en craie, nous avons constaté que le mode de ruine et - de manière logique - la force de rupture de telles éprouvettes sous sollicitation de compression diamétrale sont influencées par la valeur du diamètre de pastille. Nous avons donc choisi d'éprouver deux diamètres différents de pastille. Pour une même valeur d'épaisseur égale à  $2,5^{±0,05}$  mm, les valeurs de diamètre de 12,5 et 22 mm ont été testées.

### 3.3.5 Protocole expérimental

Pour réaliser les essais brésiliens, nous avons utilisé la même machine conventionnelle que pour les essais de compression et de traction, car le plateau supérieur comporte une rotule, conformément à la norme AFNOR EN12390 relative à l'essai de fendage. De plus, pour la zone de contact entre les plateaux et l'éprouvette, la norme spécifie une tolérance de  $3/10^{\text{ème}}$  de mm sur la planéité des plateaux, et de  $5/10^{\text{ème}}$  de mm pour le parallélisme entre les faces de contact au cours de la mise en charge [AFNOR (2001)]. Etant donnée la fine épaisseur des pastilles, aucune

pièce intermédiaire de répartition de charge n'a été insérée entre la pastille et les plateaux de compression, ce qui a contraint un réglage du parallélisme des plateaux préalablement à la mise en place de l'éprouvette, avec une charge de précontrainte de 15 N.

Afin de garantir la position de l'éprouvette par rapport à la direction de sollicitation, la pastille abradable a été placée au centre du plateau inférieur et maintenue temporairement en bloquant la rotation autour de son axe à l'aide de supports. Le plateau supérieur a ensuite été amené au contact du sommet de la pastille avec une vitesse de déplacement très lente ( $0,05 \text{ mm min}^{-1}$ ), en limitant la force normale à moins de 1 N. Le plateau supérieur est ainsi initialement aligné avec la surface de l'éprouvette et reste bloqué dans cette position pour toute la durée de l'essai (Figure 74). Après le tarage de la cellule de force, la pastille est comprimée par déplacement du plateau supérieur à vitesse constante.



Figure 74. Pastille abradable en position entre les plateaux de compression pour l'essai Brésilien

Deux types de sollicitations ont été exploités :

- Un déplacement monotone du plateau de compression à vitesse constante jusqu'à rupture de l'éprouvette ;
- Un cyclage à amplitude croissante de déplacement du plateau de compression, à vitesse constante et jusqu'à rupture de l'éprouvette.

Pour des raisons expérimentales, le cyclage n'a concerné que les pastilles de petit diamètre. L'amplitude de déplacement est augmentée à chaque cycle, de manière à incrémenter la force de compression de 100 N, tandis que les décharges sont complètes et jusqu'à force nulle. Les charges et décharges sont appliquées avec la même vitesse de déplacement constante de la traverse, et le cyclage est réalisé jusqu'à la rupture (Figure 75). La réalisation de l'essai cyclique a pour objectifs de tester l'élasticité des décharges et l'irréversibilité des déformations.

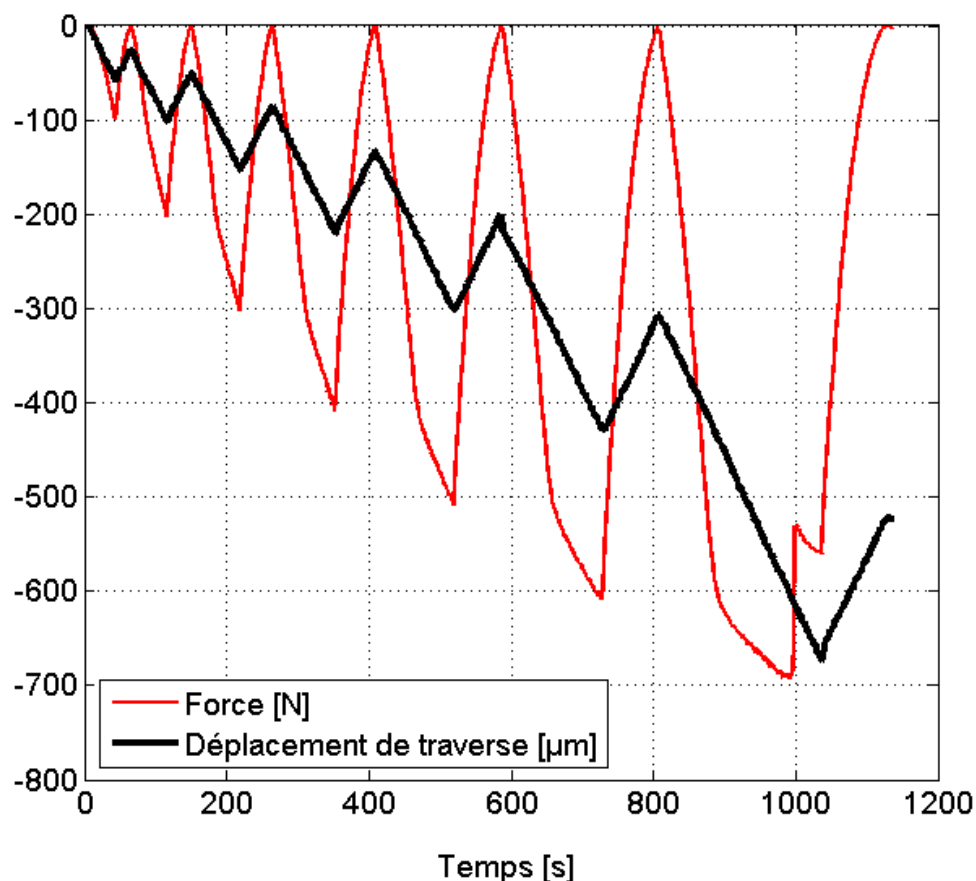


Figure 75. Chargement imposé (à  $0.1 \text{ mm min}^{-1}$ ) pour l'essai Brésilien de type cyclique

Etant donné le peu d'informations relatives au comportement de l'abradable dans une telle configuration d'essai, et des limitations inhérentes au moyen d'essai mis en œuvre, les essais ont été menés en quasi-statique avec une vitesse de déplacement de traverse comprise entre  $0,05$  et  $2 \text{ mm min}^{-1}$  (Tableau 10). Les essais ont été répétés de deux à quatre fois pour chaque diamètre de pastille et chaque vitesse de déplacement de traverse de manière à apprécier la dispersion expérimentale.

Paramètre d'essai	« Petites pastilles »	« Grandes pastilles »
Diamètre d'éprouvette [mm]	$12.5^{\pm 0.02}$	$22^{\pm 0.05}$
Vitesse de déplacement de traverse [ $\text{mm min}^{-1}$ ]	0,05 ; 0,1	0,1 ; 1 ; 2
Type de sollicitation	Monotone ; Cyclique	Monotone

Tableau 10. Paramètres d'essai et valeurs testées (essais Brésiliens)

En plus de l'acquisition de la force normale par la cellule d'effort et du déplacement de traverse à l'aide d'un capteur de déplacement laser, un appareil photo CANON 450D, dont la résolution est de  $4272 \times 2848$  pixels et la dynamique de 16 bits, a été utilisé pour la mesure des champs de déplacement. L'éclairage de la face photographiée de la pastille a été effectué par fibre optique (Figure 76).

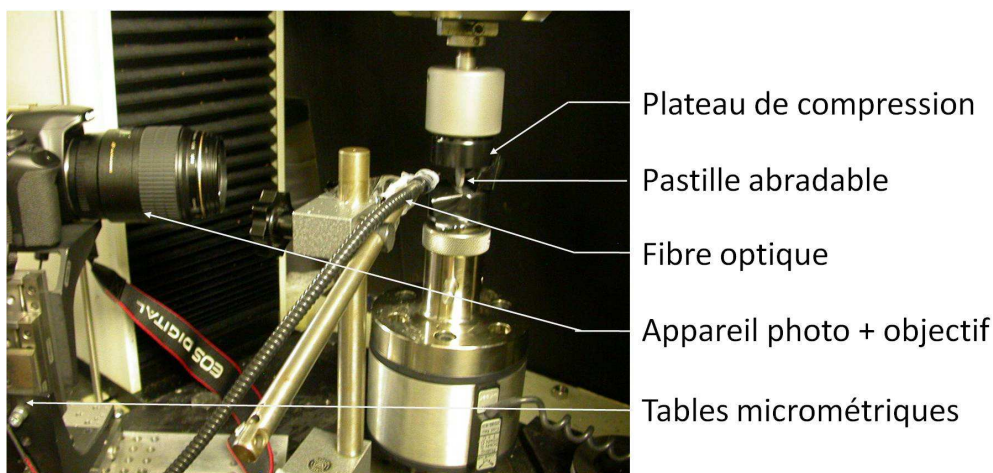


Figure 76. Montage de l'essai Brésilien instrumenté pour la corrélation d'images

Dans le but d'observer la totalité de la face des pastilles, l'appareil photo a été équipé d'un objectif CANON EF 100mm f/2.8 Macro USM, qui permet un grossissement égal à 1. Le montage de l'appareil photo sur une table micrométrique trois axes a permis de le positionner de manière à obtenir une image nette sur toute la surface de la pastille, pour une distance de mise au point fixée. La fréquence d'acquisition des signaux est de 1 Hz et la cadence d'image est de 10 s, soit une image pour chaque 10 à 300  $\mu\text{m}$  de déplacement de traverse selon la vitesse de déplacement choisie. Le champ optique de l'appareil photo comprend le diamètre complet de l'éprouvette, en pleine fenêtre, de manière à mesurer la totalité du champ de déplacements sur l'une des deux faces planes de la pastille.

### 3.3.6 Mode de rupture des éprouvettes

Les modes d'endommagement et de rupture des éprouvettes ont été les mêmes quelque soit la vitesse de sollicitation. Par contre, comme escompté, la ruine des éprouvettes a différé selon le diamètre de pastille testée :

- Pour les pastilles de petit diamètre (12,5 mm), la compression a entraîné un léger écrasement des éprouvettes aux points de contact avec les plateaux, suivi d'un effritement au plus fortes charges (désagrégation de particules en surface). La rupture est survenue en traction indirecte par fissuration du diamètre vertical l'éprouvette (Figure 77).

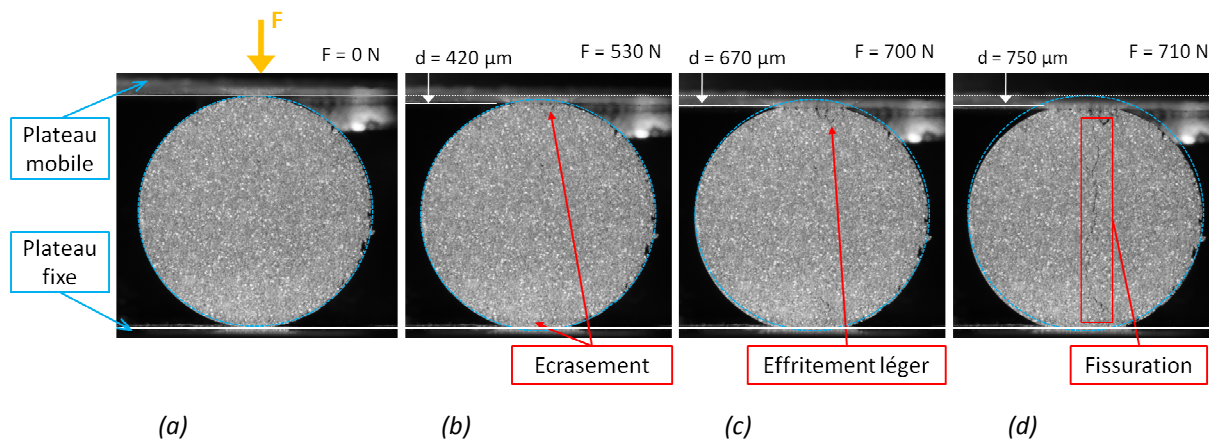


Figure 77. Essai Brésilien monotone sur une pastille de diamètre 12.5 mm, à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$   
Image prise à : (a)  $t = 0 \text{ s}$  ; (b)  $t = 250 \text{ s}$  ; (c)  $t = 400 \text{ s}$  ; (d)  $t = 450 \text{ s}$

- Pour les pastilles de grand diamètre (22 mm), le phénomène d'écrasement au contact des plateaux est dominant et s'est amplifié jusque la fin des essais, et ce, sans que l'éprouvette

ne se fissure. Cet écrasement se traduit par une densification visible de l'abradable et s'accompagne d'un effritement au niveau des zones de chargement (Figure 77). Il est important de signaler que pour ces pastilles, l'essai a été stoppé avant que la ruine de l'éprouvette ne soit complète, puisque la chute de l'effort ainsi que l'écrasement de l'éprouvette se poursuivraient suivant les mêmes mécanismes d'écrasement et d'effritement.

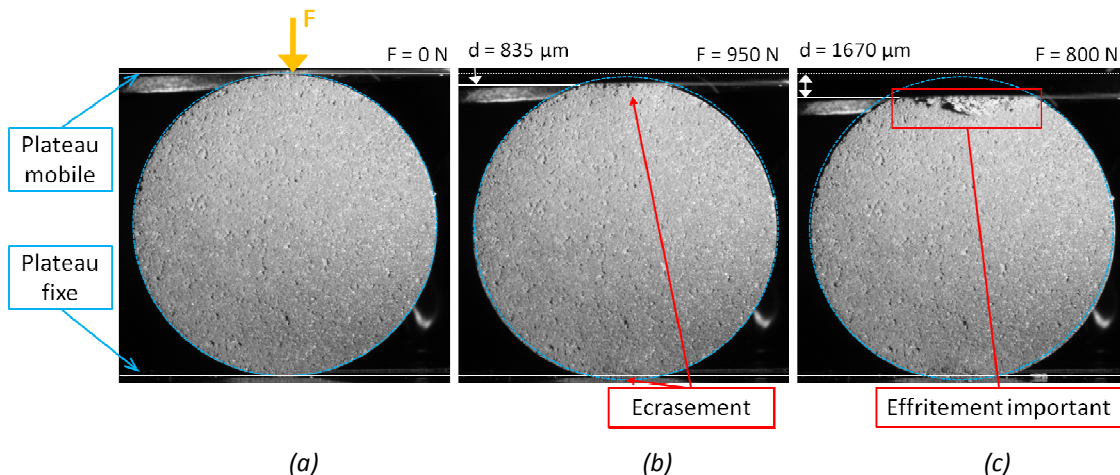


Figure 78. Essai brésilien monotone sur une pastille de diamètre 22 mm, à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$   
 Image prise à : (a)  $t = 0 \text{ s}$  ; (b)  $t = 500 \text{ s}$  ; (c)  $t = 1000 \text{ s}$

Afin d'étudier les effets de la traction et de la compression à l'échelle de la microstructure du matériau abradable, un essai brésilien a été réalisé sur une pastille de petit diamètre jusque 500 N, c'est-à-dire avant d'atteindre la rupture escomptée vers 700 N. L'échantillon a été observé dans les régions où la sollicitation en compression ou en traction est dominante, c'est-à-dire au centre de la pastille pour la traction indirecte, et sous le contact avec les plateaux pour la compression.

La Figure 79 rappelle la microstructure du matériau abradable avant essai, mise en valeur au Microscope Electronique à Balayage par une observation en électrons rétrodiffusés. Les porosités apparaissent en noir tandis que les zones claires correspondent au nitrure de Bore.

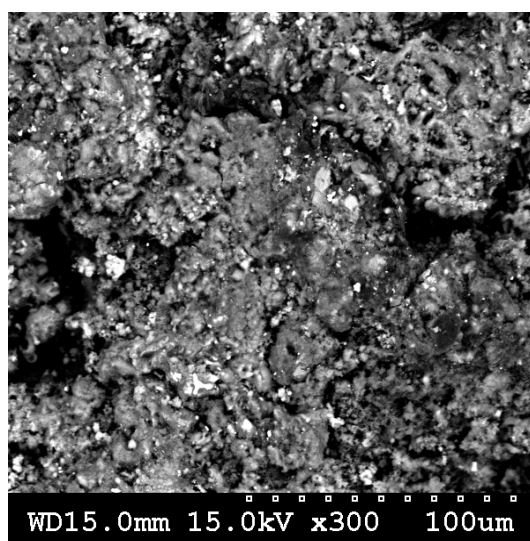


Figure 79. Microstructure du matériau abradable (MEB/BSE) avant essai

La micrographie de la Figure 80 montre que la compression a entraîné une densification du matériau abradable par fermeture des porosités.

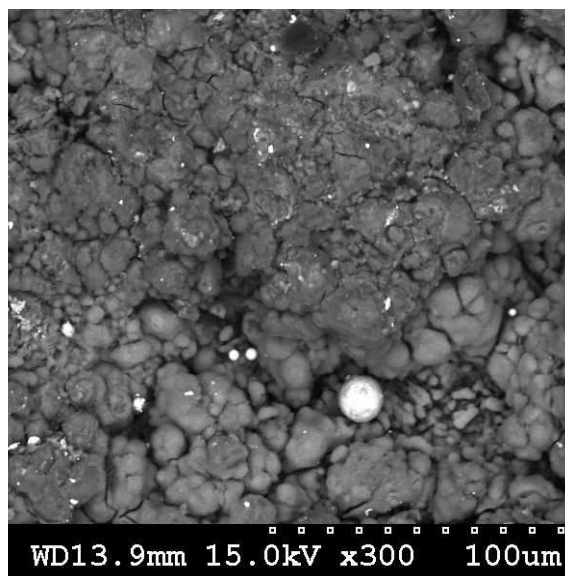


Figure 80. Microstructure du matériau abradable (MEB/BSE) sous un plateau de compression, après essai Brésilien (petit diamètre ; jusque 500 N ; à 0,1 mm min<sup>-1</sup>)

La traction indirecte a entraîné une ouverture des porosités. La Figure 81 révèle une décohésion du matériau avec ouverture d'une fissure d'environ 10 µm de large dans la direction de traction.

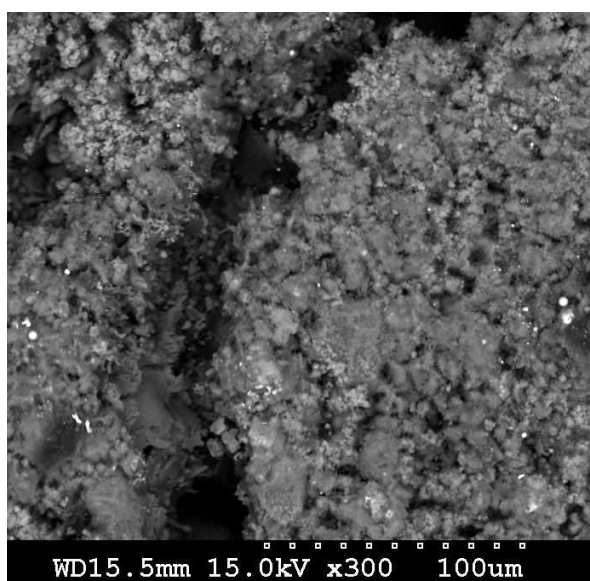


Figure 81. Microstructure du matériau abradable (MEB/BSE) au centre de l'éprouvette, après essai Brésilien (petit diamètre ; jusque 500 N ; à 0,1 mm min<sup>-1</sup>)

### 3.3.7 Courbes force-déplacement

#### 3.3.7.1 Sensibilité à la vitesse de déformation

Pour les pastilles de petit diamètre, aucune influence significative de la vitesse de sollicitation n'a été observée dans la gamme de vitesses testées, ni pour l'allure de la courbe ni sur les valeurs d'effort et de déplacement à rupture (Figure 82). Sur la base de sept essais, l'effort maximal est de 675 <sup>±30</sup> N et le déplacement à rupture de 738 <sup>±35</sup> µm.

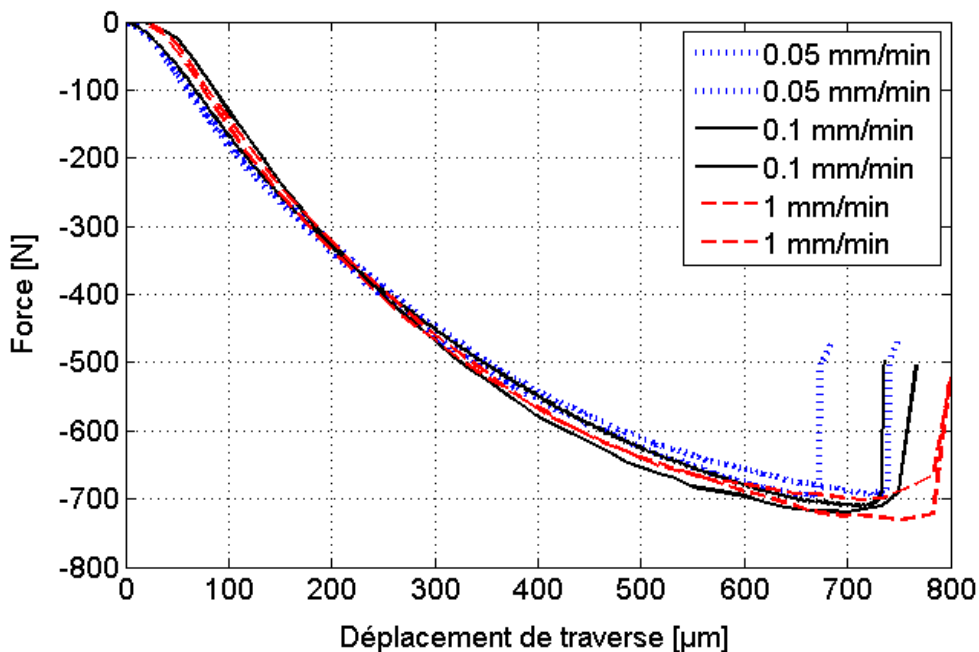


Figure 82. Courbes force-déplacement de l'essai Brésilien monotone sur pastilles de petit diamètre

Pour les pastilles de grand diamètre, la vitesse de sollicitation n'a pas également pas eu d'influence significative dans la gamme testée (Figure 83). Sur la base de cinq essais, l'effort maximal est de  $940 \pm 70$  N et le déplacement de traverse dépasse 435 µm.

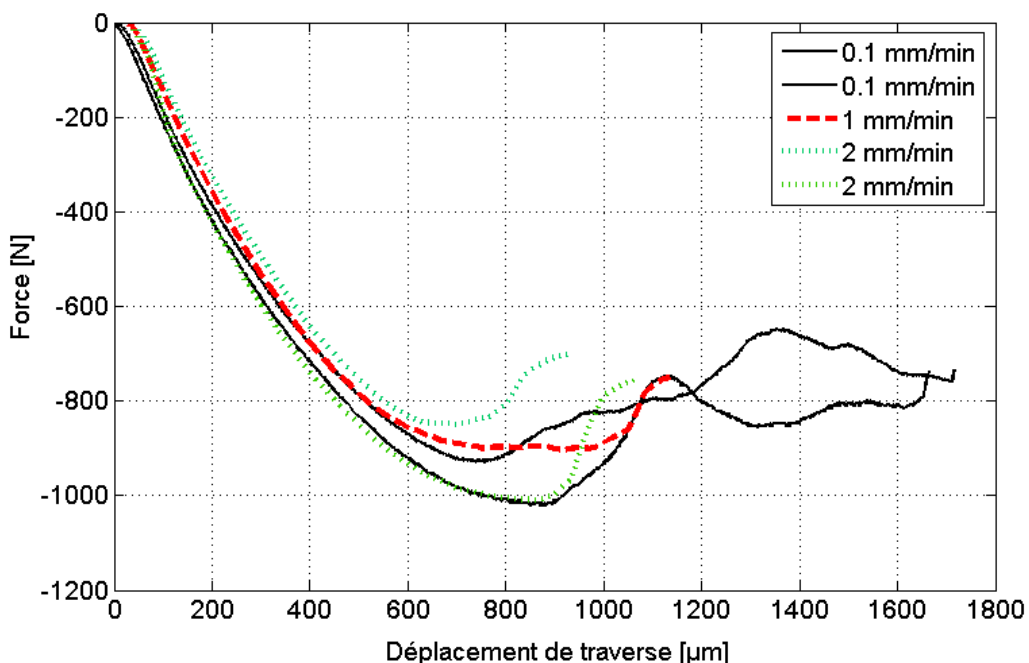


Figure 83. Courbes force-déplacement de l'essai Brésilien monotone sur pastilles de grand diamètre

Ainsi, l'effort maximal atteint a été supérieur dans le cas du plus grand diamètre, ce qui indique une influence de la structure sur le comportement observé.

### 3.3.7.2 Sensibilité au diamètre d'éprouvette

Le comportement est non-linéaire pour tous les essais Brésilien. Pour comparer les résultats obtenus avec des éprouvettes de diamètres différents, les déplacements ainsi que les forces sont rapportés au diamètre initial de pastille. On définit ainsi un déplacement et une force unitaires et les courbes obtenues sont présentées en Figure 84.

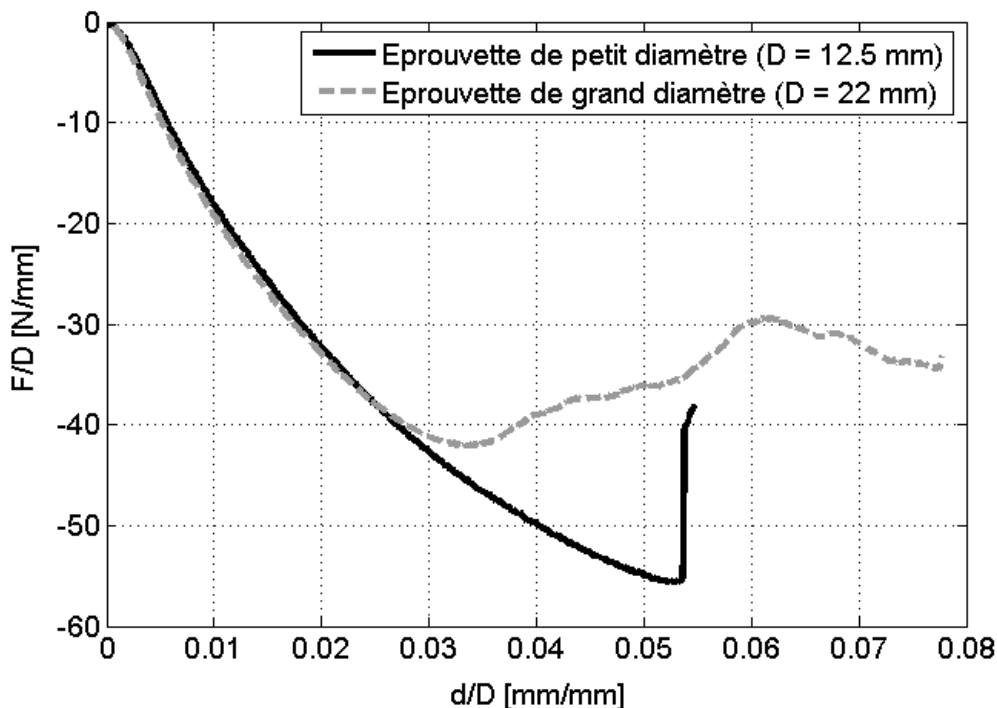


Figure 84. Courbes force-déplacement de l'essai Brésilien (monotone, à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$ ), dont les valeurs sont rapportées au diamètre initial de pastille

On remarque que les courbes se superposent jusqu'à un déplacement unitaire de 0,025 environ (soit 310  $\mu\text{m}$  et 550  $\mu\text{m}$  de déplacement de la traverse, respectivement pour le petit et le grand diamètre). Cette similitude du comportement révèle la prédominance de mécanismes de déformation communs jusque ce déplacement unitaire pour les deux diamètres de pastille, notamment une accommodation de la déformation par compactage des porosités du matériau.

Remarquons que la compression des pastilles atteinte au cours de cette phase de chargement (310 et 500  $\mu\text{m}$ , ou encore 0,025 en déplacement unitaire) est importante en comparaison de la déformation obtenue en traction directe (140  $\mu\text{m}$ , ou encore 0,004 en déformation), ce qui est cohérent avec la capacité de l'abradable à accommoder une plus grande déformation en compression qu'en traction par un compactage de ses porosités, comme observé lors des essais de compression.

A partir de ce déplacement, les comportements (montrés sur les courbes de la Figure 84) diffèrent, révélant la dépendance des mécanismes d'endommagement et de rupture à la géométrie d'échantillon (diamètre de pastille). Nous proposons le scénario suivant, en corrélation avec les observations effectuées tout au long des essais :

- pour les pastilles de petit diamètre, le phénomène de compactage par fermeture des pores se poursuit jusqu'à force maximale (environ 690 N), où intervient la rupture par traction indirecte ;
- pour les pastilles de grand diamètre, le compactage se poursuit jusqu'à une force maximale (environ 925 N). Au delà, la dégradation du matériau se poursuit par l'alternance de



tassement par fermeture des pores et d'effritement par désagrégation de particules et leur détachement, principalement aux appuis.

Signalons que le phénomène d'effritement aux appuis s'est également produit pour les pastilles de petit diamètre, mais de manière très limitée.

### 3.3.7.3 Essais cycliques

Des essais cycliques avec décharges successives ont été menés pour apprécier notamment l'élasticité et l'évolution de la dégradation du matériau au cours du chargement. La Figure 85 compare la courbe force-déplacement avec cyclage à celle obtenue sous chargement monotone, qui montre une faible sensibilité au cyclage.

Les décharges à effort nul ont conduit à un déplacement irréversible qui croît au fur et à mesure des phases successives de chargement. Ce déplacement résiduel a atteint 50  $\mu\text{m}$  après le 2<sup>ème</sup> cycle (décharge depuis 200 N), 310  $\mu\text{m}$  après le 6<sup>ème</sup> cycle (décharge depuis 600 N), pour un déplacement ultime de 600  $\mu\text{m}$ . Ce phénomène d'accumulation d'un déplacement irréversible peut s'expliquer notamment par le tassement qui se produit dans les zones sollicitées en compression, sous les plateaux de compression.

Enfin, les trajets de charge/décharge n'ayant révélé que peu ou pas d'hystérésis, on déduit un comportement élastique du matériau lors des décharges. On note néanmoins l'apparition d'une légère inélasticité au 6<sup>ème</sup> cycle, alors que l'on se rapproche de la charge à rupture. On relève également une légère augmentation de la pente des décharges d'un cycle à l'autre, ce qui est cohérent avec une augmentation de la rigidité induite par la fermeture progressive des pores (densification du matériau).

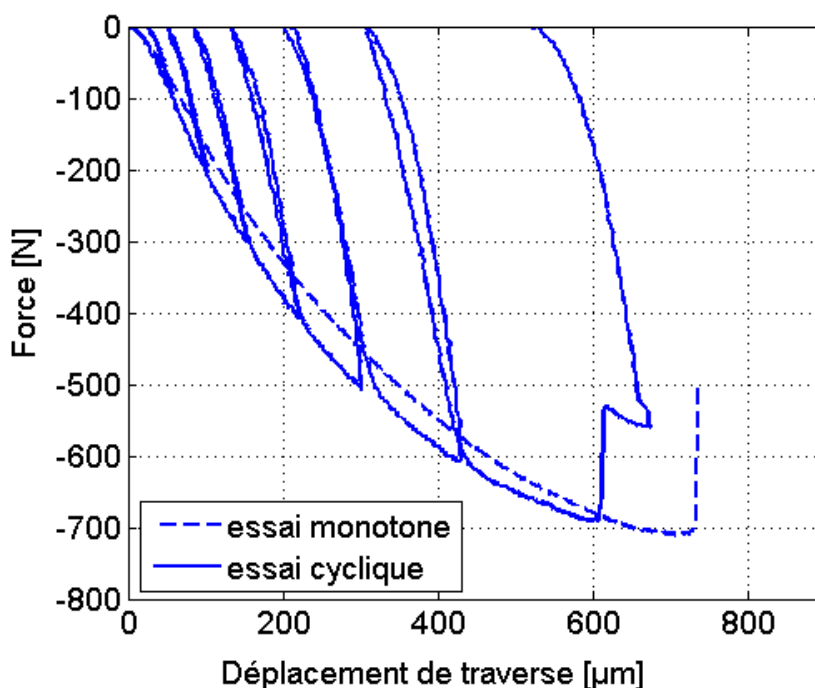


Figure 85. Comparaison entre essai Brésilien monotone et cyclique, réalisés à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$  sur des pastilles de petit diamètre

Trois essais décharges ont été réalisés, et présentent une bonne reproductibilité (Figure 86). La force à rupture moyennée pour les trois essais est de 690 N avec une dispersion de  $\pm 30$  N. La dispersion en déplacement est un peu plus importante, la compression moyenne étant de 660  $\mu\text{m}$  avec un écart de 80  $\mu\text{m}$ .

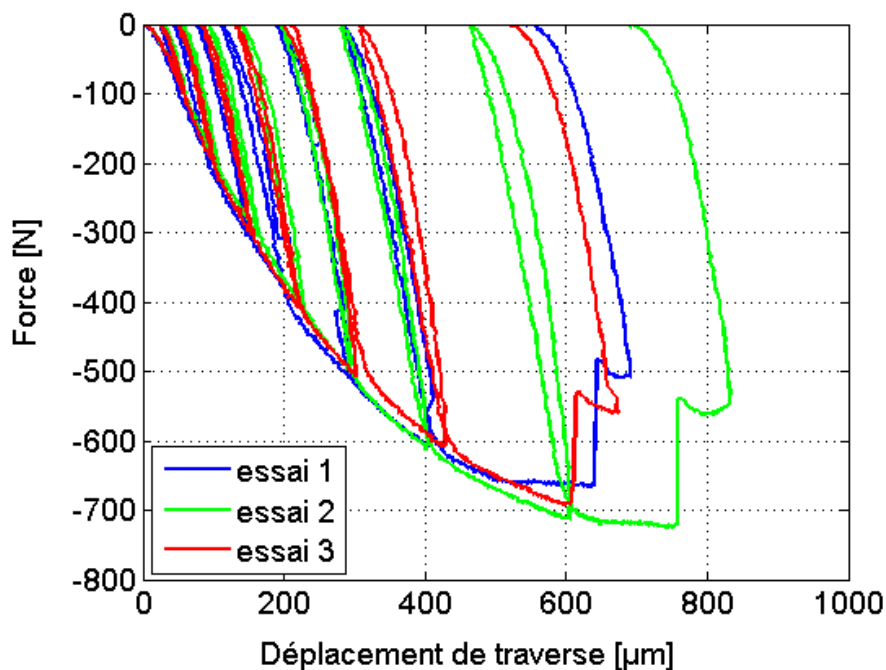


Figure 86. Essai Brésilien cyclique (dispersion) sur pastilles de petit diamètre, à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$

#### 3.3.7.4 Premières conclusions

L'observation des surfaces tout au long de l'essai Brésilien, corrélée aux mesures de force et de déplacement de traverse, a permis de tirer plusieurs conclusions relativement au comportement mécanique du matériau abradable :

- dans la gamme testée, la vitesse de sollicitation n'a pas eu d'influence significative sur le comportement mécanique. Ce résultat est cohérent avec les essais dynamiques réalisés à l'ONERA (Annexe 3), qui ont montré qu'une sensibilité de la contrainte à la vitesse de déformation ne se fait sentir qu'au-delà de  $10^{-1} \text{ s}^{-1}$  ;
- les courbes force-déplacement de l'essai bi-axial qu'est l'essai Brésilien (compression directe, traction indirecte) sont non-linéaires, ce qui est cohérent avec la non-linéarité des courbes présentées précédemment pour les essais de traction et de compression directes ;
- la compression ou compactage des pastilles abradable a révélé un comportement indépendant du diamètre de pastilles, pour des déplacements unitaires inférieurs à 0,025 ;
- le mode de rupture de la pastille abradable a différé selon le diamètre initial de la pastille : les pastilles ayant un diamètre plus faible (ratio épaisseur sur diamètre égal à 0,2) ont rompu par fendage (fissuration en traction indirecte) suivant leur diamètre vertical, tandis que la dégradation des pastilles de diamètre plus élevé (ratio épaisseur sur diamètre égal à 0,1) a été dominée par des effets localisés de la compression aux points de chargement (tassement, effritement). De plus, l'effort maximal atteint en cours de l'essai a été logiquement supérieur dans le cas des éprouvettes de plus grand diamètre ;
- les essais avec cycles de charge-décharge ont révélé l'accumulation d'une compression résiduelle avec l'augmentation de la charge, ce qui est cohérent avec le caractère irréversible de la fermeture des pores par tassement, qui mène à une densification du matériau par compression ;
- Enfin, la faible hystérésis des décharges indique un comportement élastique de l'abradable, de l'inélasticité n'apparaissant lorsque l'on s'approche de la rupture par

fendage. L'augmentation de la rigidité observée d'une décharge à l'autre est notamment cohérente avec la densification du matériau par compression.

Dans le but de caractériser plus finement le comportement et les mécanismes de rupture et d'endommagement du matériau abradable sous la sollicitation bi-axiale induite par l'essai Brésilien, nous avons approfondi l'analyse des résultats en mettant en œuvre la corrélation d'images numériques, basée sur l'analyse des photographies d'une face de pastille effectuées tout au long des essais.

### 3.3.8 Analyse des champs de déplacements et de déformations

#### **3.3.8.1 Principe de fonctionnement et choix d'une taille de facette**

La haute résolution de l'appareil photo utilisé, la richesse en nuances de gris de la zone abradable à l'échelle observée, ainsi qu'un réglage convenable de l'éclairage de l'éprouvette, ont permis la réalisation de photographies correctement exploitables par la technique de corrélation d'images. Le logiciel CorreliQ4 développé par Francois Hild [Hild and Roux (2006)] a été utilisé afin de caractériser le champ de déplacement en fin d'essai.

La détermination du champ de déplacement entre une image de référence et une image déformée repose sur un découpage en zones élémentaires ou facettes de ces images, et sur la localisation des facettes sur l'image déformée qui minimisent les écarts en niveaux de gris avec l'image de référence. L'Annexe 6 détaille les aspects techniques de la corrélation d'images qui a été utilisée.

Compte-tenu des grossissements utilisés, un pixel du capteur CCD de l'appareil photo correspond à 10  $\mu\text{m}$  pour les pastilles de petit diamètre et à 14  $\mu\text{m}$  pour celles de grand diamètre. La taille des facettes est prise égale à 20 px, car ce choix permet d'obtenir une incertitude sur les déplacements inférieure à  $10^{-2}$  pixels (Annexe 7), soit moins de 0,2  $\mu\text{m}$  ou encore 0,25% de l'amplitude maximale de déplacement. La résolution spatiale des facettes étant de 200 à 300  $\mu\text{m}$ , des discontinuités physiques de plus petite taille sont donc difficiles à mettre en évidence à partir du champ du déplacement obtenu par corrélation, notamment l'apparition et le développement de fissures.

Nous avons choisi de présenter les résultats des calculs de corrélation pour les essais qui ont été réalisés à la vitesse de déplacement de traverse la plus faible, afin que l'écart en temps entre l'image étudié et le niveau d'effort mesuré par la cellule d'effort soit le plus faible possible. Pour pouvoir analyser les essais sur petit et grand diamètre pour une vitesse de sollicitation commune, nous avons donc sélectionné les essais réalisés à une vitesse de 0,1  $\text{mm min}^{-1}$ . Au cours des essais monotones, une image a été prise toutes les 5 secondes, et toutes les 10 secondes pour les essais cycliques.

L'ensemble des résultats de corrélation présentés ci-après le seront pour les trois essais suivants :

- un essai monotone, à 0,1  $\text{mm min}^{-1}$ , sur une pastille de petit diamètre ;
- un essai cyclique, à 0,1  $\text{mm min}^{-1}$ , sur une pastille de petit diamètre ;
- un essai monotone, à 0,1  $\text{mm min}^{-1}$ , sur une pastille de grand diamètre.

#### **3.3.8.2 Champs bruts de déplacement**

Nous présentons ici les champs de déplacements bruts calculés par corrélation entre l'image initiale et une image prise à force de compression égale à 350 N pour la petite pastille et à 700N pour la grande, pour les essais monotones réalisés à 0,1  $\text{mm min}^{-1}$ . On désigne par

déplacements « verticaux », les déplacements dans la direction de compression, et par déplacements « horizontaux », les déplacements dans la direction diamétrale orthogonale à la direction de compression des pastilles.

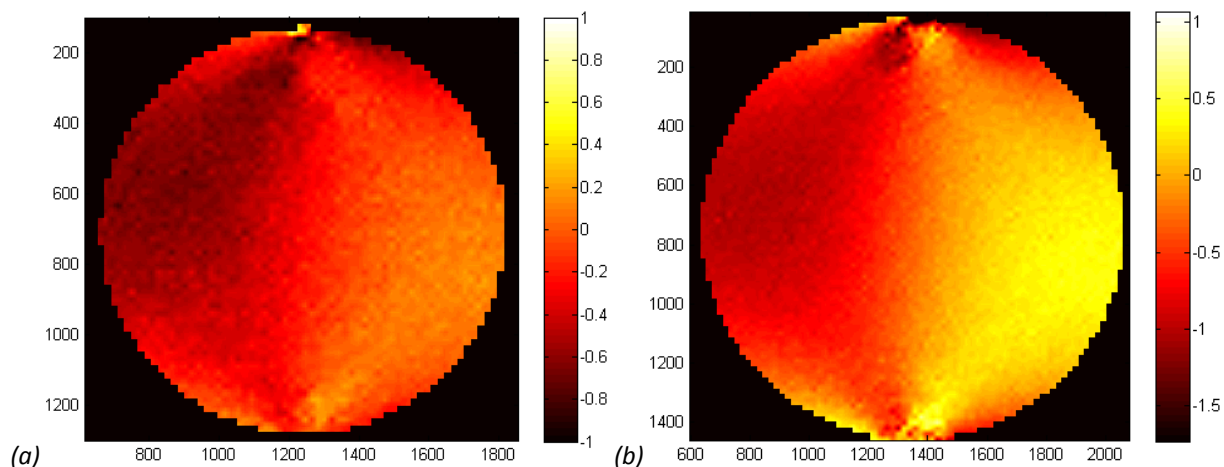


Figure 87. Champs brut de déplacements **horizontaux**, calculés  
 (a) entre l'image 1 et 25 pour l'essai monotone à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$  sur pastille de petit diamètre  
 (b) entre l'image 1 et 50 pour l'essai monotone à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$  sur pastille de grand diamètre

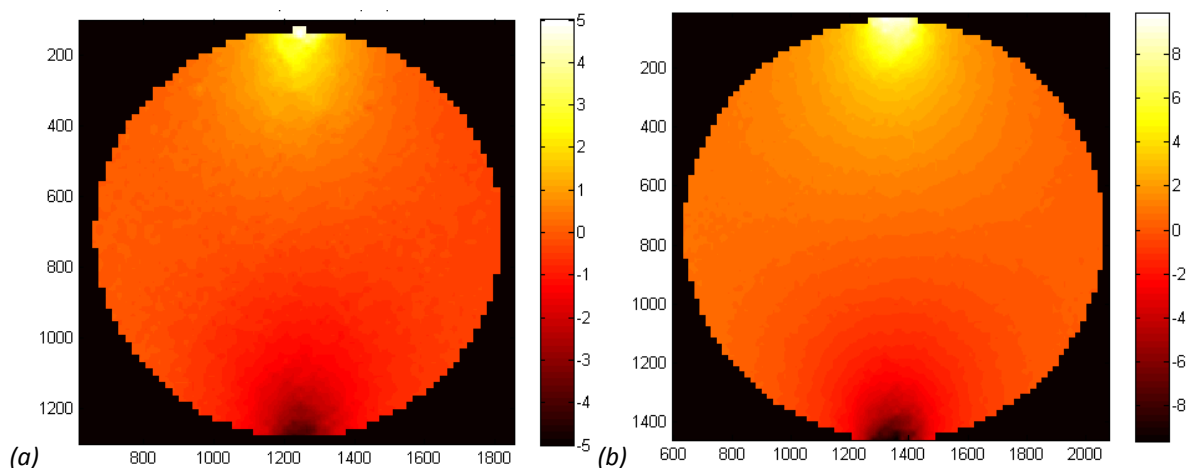


Figure 88. Champs brut de déplacements **verticaux**, calculés  
 (a) entre l'image 1 et 25 pour l'essai monotone à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$  sur pastille de petit diamètre  
 (b) entre l'image 1 et 50 pour l'essai monotone à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$  sur pastille de grand diamètre

On peut simplement noter qu'à ce stade de l'essai, l'amplitude maximale des déplacements verticaux est de l'ordre de jusqu'à 5 fois celle des déplacements horizontaux, ce qui indique déjà une capacité de déformation de l'abradable supérieure en compression qu'en traction (indirecte).

La Figure 89 présente les résidus de corrélation, c'est-à-dire l'écart en niveau de gris entre l'image déformée et l'image initiale artificiellement translatée du champ de déplacement brut calculé ci-avant. Pour les deux diamètres, pour une taille de facette de 20 px, cet écart correspond à moins de 1 % en déplacement, ce qui est satisfaisant.

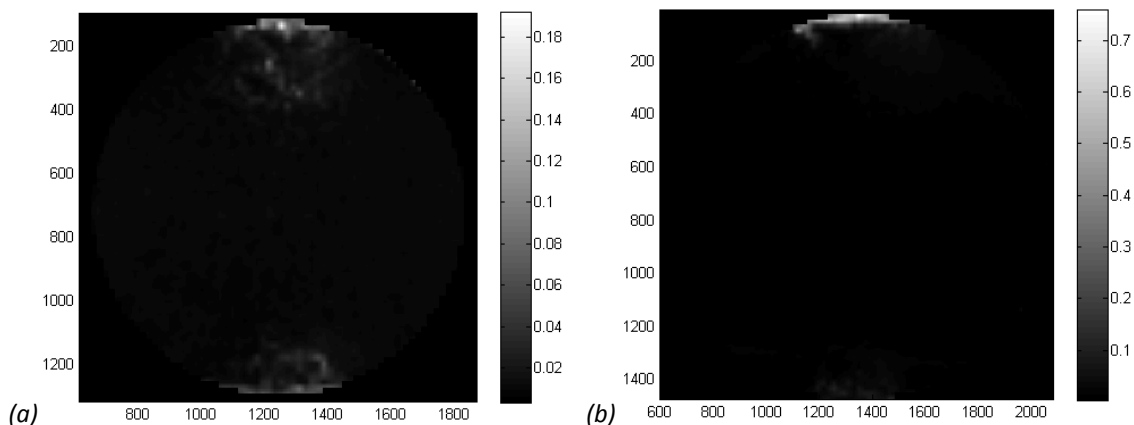


Figure 89. Résidus de corrélation calculés sur l'image initiale d'une pastille de petit diamètre (a) ou de grand diamètre (b)

**3.3.8.3 Analyse des champs bruts de déformations**

Les mêmes remarques que celles qui concernent les champs de déplacements peuvent être faites en observant les champs de déformation obtenus. On notera que le calcul des déformations se fait par différences finies dans le cadre de l'hypothèse des petits déplacements. Lorsque les calculs sont faits à des stades de chargement proches de la rupture, les « déformations » calculées le long du diamètre vertical d'éprouvette ou aux bords supérieur et inférieur deviennent donc indicatives et doivent être reliées à des gradients ou des sauts de déplacements induits par la rupture (fissure, effritement) et non à une déformation à proprement parler.

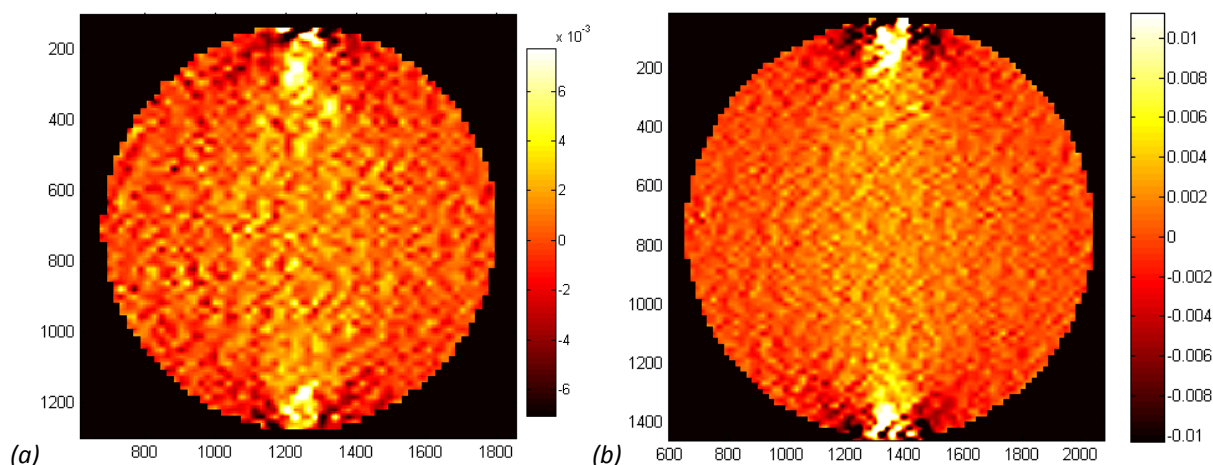


Figure 90. Champs brut de déformations **horizontales**, calculés (a) entre l'image 1 et 25 pour l'essai monotone à 0,1 mm min<sup>-1</sup> sur pastille de petit diamètre (b) entre l'image 1 et 50 pour l'essai monotone à 0,1 mm min<sup>-1</sup> sur pastille de grand diamètre

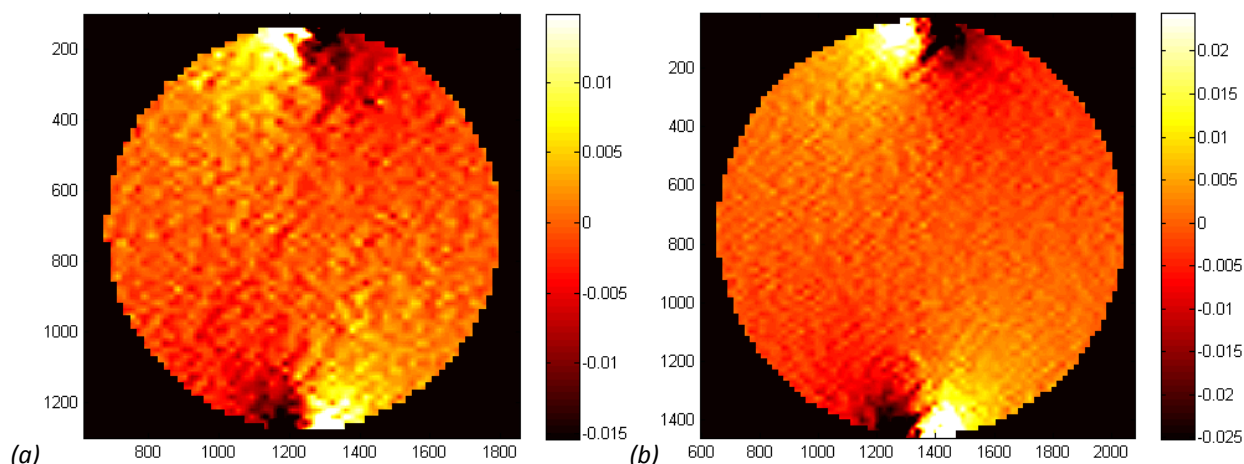


Figure 91. Champs brut de déformations **verticales**, calculés  
 (a) entre l'image 1 et 25 pour l'essai monotone à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$  sur pastille de petit diamètre  
 (b) entre l'image 1 et 50 pour l'essai monotone à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$  sur pastille de grand diamètre

Dans les deux cas, il a été avéré que les valeurs de déformations dans les zones présentant une dégradation, que ce soit par fissuration, par tassement ou par effritement, sont supérieures à la valeur de déformation à rupture déterminée par l'essai de traction directe (0,5%). Cette remarque évoque une rupture de l'abradable qui serait pilotée, en déformation en traction comme en compression, par sa capacité maximale de déformation en traction.

Dans le but de comparer, de façon « grossière », les amplitudes de déformations obtenues pour chacun des essais analysés, la valeur moyenne de la déformation et de l'écart-type des champs de déformations constituent de bons indicateurs (Tableau 11).

Essai analysé	Déformation horizontale (%)	Déformation verticale (%)
<b>Monotone, sur pastille de petit diamètre</b>	$0,27 \pm 1,4$	$-0,13 \pm 2,4$
<b>Cyclique, sur pastille de petit diamètre</b>	$0,22 \pm 1,9$	$-0,07 \pm 3,6$
<b>Monotone, sur pastille de grand diamètre</b>	$0,15 \pm 0,9$	$-0,14 \pm 1,9$

Tableau 11. Moyenne  $\pm$  Ecart-type de déformation, calculés sur les champs de déformations, obtenus par corrélation entre l'image initiale et finale

D'une part, on note que la gamme de variation (c'est-à-dire :  $\pm$  l'écart-type) de l'amplitude des déformations verticales est supérieure à celle des déformations horizontales, et ce pour les pastilles de petit comme de grand diamètre. Ce point indique un état de déformation en compression supérieur à celui de traction.

D'autre part, on remarque que la valeur moyenne des déformations horizontales est deux fois plus grande que celle des déformations verticales pour les essais sur des pastilles de petit diamètre, tandis qu'elle est sensiblement égale pour les essais sur des pastilles de grand diamètre. Cette remarque est cohérente avec le fait que dans le premier cas la rupture s'est produite par fissuration, tandis que dans le second cas, la ruine a eu lieu par tassement sous l'effet de la compression confinée aux bords. Ainsi, la fissuration serait annoncée par un état local de déformation en traction plus important que celui en compression, tandis que le tassement se

traduirait par des niveaux de déformation relativement uniformes sur l'éprouvette, y compris aux appuis.

Cependant, compte-tenu de l'inhomogénéité des champs de déformations, cette analyse en valeurs moyennes n'est pas suffisante. L'utilisation de la corrélation d'images rend justement possible l'analyse du champ complet des déplacements sur la face de la pastille, et de son évolution au cours du chargement. Pour confirmer les mécanismes de déformation et de rupture qui ont été déduits des courbes force-déplacement parallèlement aux observations des faciès de pastille, l'analyse de la distribution des champs de déplacement sur la face des pastilles et de leur évolution au cours du chargement doit se faire en distinguant les mécanismes de la déformation - notamment de la déformation « élastique linéaire » - de ceux de la rupture. Dans le but d'évaluer les contributions des phénomènes de localisation et des anélasticités au comportement global de la pastille, nous avons donc mené une analyse des images par la corrélation dite « intégrée ». Les deux diamètres de pastille conduisant à des modes de rupture différents, il a été possible d'examiner comment la compétition entre les effets locaux de la compression et de la traction indirecte peut déterminer le mécanisme par lequel survient la rupture sous sollicitation bi-axiale.

### 3.3.9 Analyse par corrélation intégrée

#### **3.3.9.1 Contributions de déplacements analytiques spécifiques**

Cette analyse a pour but de quantifier l'écart entre les champs de déplacements bruts que nous avons calculés ci-avant sur la face de la pastille et des champs de déplacements analytiques spécifiques que nous aurons identifiés aux champs bruts en utilisant la corrélation intégrée. L'objectif est d'apprécier leur contribution à la déformation des pastilles. On considère trois contributions au champ de déplacement :

$$U(z) = \{\alpha^k(z)\}^T \{U^k\} \quad \text{avec} \quad \{\alpha^k\} = \left\{ \begin{array}{l} \alpha^{\text{Corps-rigide}} \\ \alpha^{\text{Homogène}} \\ \alpha^{\text{Brésilien}} \end{array} \right\}$$

Ces trois champs correspondent :

- aux déplacements de corps rigide (deux translations et une rotation dans le plan), qui ne contribuent pas à la déformation de la pastille ;
- à la contribution « Brésilienne » : il s'agit du champ de déplacements décrivant le comportement d'une pastille - supposée élastique linéaire, isotrope et homogène - soumise à l'essai Brésilien. La solution est donnée par l'équation de Kolosov-Muskhelesvili (développement en Annexe 8) ;
- à la contribution « uniforme » : il s'agit des champs de déplacements qui conduisent à des déformations uniformes de la pastille (dans les directions verticale, horizontale et en cisaillement) qui sont constantes sur toute la face de la pastille. Il est utile de prendre en compte une telle contribution étant donnée le caractère complexe du matériau abradable, poreux, susceptible de générer des dissymétries entre les déformations en compression et en traction ;

Les expressions analytiques des fonctions de forme associées à chacune de ces contributions sont détaillées en Annexe 9.

#### **3.3.9.2 Analyse préliminaire en amplitude de déformations analytiques**

L'identification des champs de déformations analytiques a été effectuée entre l'image initiale et chacune des images prises au cours de l'essai. Les calculs, réalisés à l'aide du logiciel

DIGIMCO développé par Marc FRANCOIS (FAST, Université de Paris Sud) et Jean-François WITZ (LML, EC Lille), ont fourni pour chaque image :

- d'une part, la contribution « uniforme » : trois valeurs de déformations uniformes ( $\varepsilon_{XX}$ ,  $\varepsilon_{YY}$  et  $\varepsilon_{XY}$ , où  $X$  et  $Y$  définissent le plan de la pastille,  $X$ , l'axe de son diamètre horizontal et  $Y$ , l'axe de son diamètre vertical) ;
- d'autre part, la contribution « Brésilienne » : un coefficient, qui multiplié aux valeurs de la dérivée analytique du champ de déplacement Brésilien (expression analytique en Annexe 9) définit cette contribution sur toute la face de la pastille. .

Dans un premier temps, nous présentons les résultats d'identification qui concernent la contribution analytique uniforme représentée par trois scalaires évoluant au fil du chargement, et l'évolution de la contribution brésilienne par celle du coefficient multiplicateur « brésilien », présenté ci-avant. Les résultats des essais monotones sont présentés en Figure 92. En abscisse, les numéros d'images successives sont proportionnels au temps, donc au déplacement de traverse.

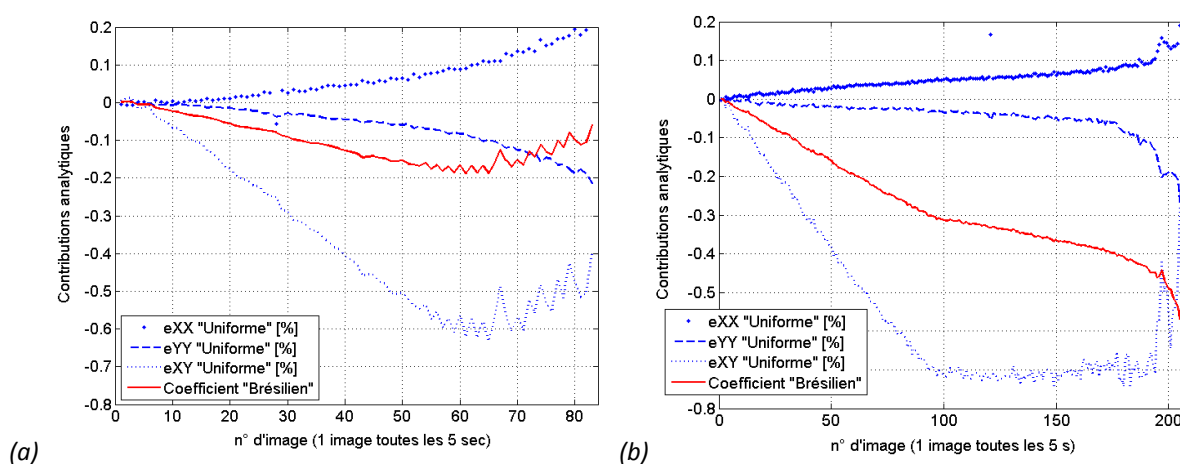


Figure 92. Evolution des déformations analytiques uniformes et du coefficient brésilien analytique Essai monotone à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$  sur pastille (a) de petit et (b) de grand diamètre.

Sur la Figure 92, s'agissant des déformations uniformes, les courbes révèlent tout d'abord la prédominance du cisaillement, et une plus grande amplitude de déformation du même ordre pour les deux diamètres de pastille. Elles indiquent par ailleurs logiquement de la compression en  $Y$  et de l'extension en  $X$ .

Jusqu'en milieu d'essai environ, on remarque de manière générale une évolution quasi-linéaire des déformations analytiques (identifiées par corrélation intégrée à chaque image), notamment celles représentées par le coefficient « brésilien » qui représente l'élasticité du matériau. Cette linéarité est à corréler aux décharges élastiques lors des essais cycliques.

Pour les deux diamètres de pastille, la contribution brésilienne évolue de manière quasi-linéaire en début d'essai, en cohérence avec les décharges élastiques observées lors des essais cycliques pour les pastilles de petit diamètre. La fin d'essai est marquée par de fortes perturbations, en lien avec l'endommagement et la rupture des pastilles. Il est dans cette phase alors clair que l'identification d'une déformation élastique brésilienne n'a plus beaucoup de sens. Néanmoins, dans le cas du petit diamètre, cette solution brésilienne est perturbée bien avant la rupture par fendage, à partir de la 50<sup>e</sup> image environ, ce que l'on peut attribuer à une initiation de la fissuration assez tôt pendant la sollicitation, comme l'on montré les observations faites après essai interrompu avant rupture.



Dans le cas du grand diamètre de pastille, les résultats montrent une rupture de pente vers la 100<sup>e</sup> image, c'est à dire en milieu d'essai. Ce changement de pente correspond au changement de comportement observé lors des essais qui a été corrélé aux phénomènes de déformations localisées, par tassement et effritement qui caractérisent la dégradation du matériau abradable. Les essais ayant été conduits à vitesse de déplacement constant des plateaux, cette rupture de pente caractérise la faible part de déplacement accommodé par élasticité lorsque la dégradation du matériau intervient.

Pour donner un aperçu du champ de déplacements élastiques et linéaires associés à la contribution analytique « Brésilienne », nous les avons représentés de manière vectorielle en Figure 93. Les gammes de variation des amplitudes de ces déplacements analytiques et celle des déplacements bruts, pour les essais considérés, entre l'image initiale et l'image à force maximale (différente de celle de fin d'essai pour la pastille de grand diamètre) sont données en Tableau 12, à titre indicatif.

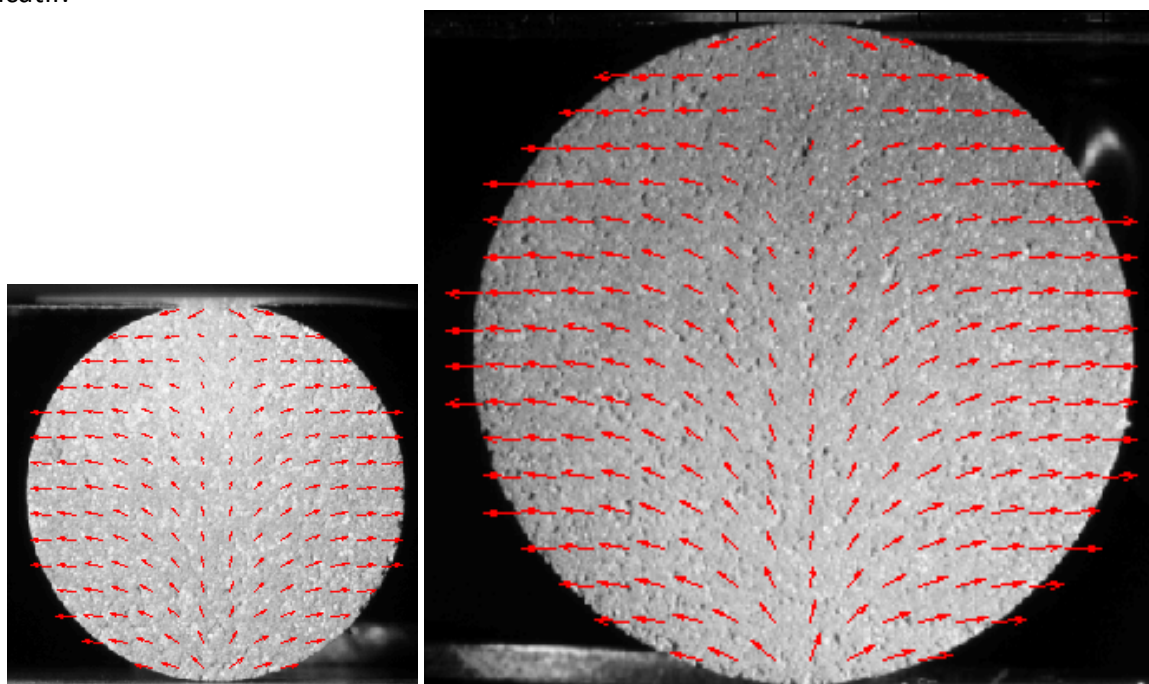


Figure 93. Champ des déplacements élastiques et linéaires associés à la contribution brésilienne, identifiés par corrélation intégrée entre l'image initiale et l'image prise à force maximale, pour l'essai monotone à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$  sur une pastille de petit diamètre (a) ou de grand diamètre (b)

Diamètre de pastille	Déplacements bruts [ $\mu\text{m}$ ]	Déplacements analytiques associés à la contribution brésilienne (solution élastique linéaire) [ $\mu\text{m}$ ]
Petit	2-160	65-455
Grand	2-200	15-440

Tableau 12. Gammes de variation des amplitudes de déplacements calculés entre l'image initiale et une image prise à force maximale (image n°50 pour la petite pastille et n°100 pour la grande)

### **3.3.9.3 Analyse de l'écart (en déplacement) à l'élasticité linéaire isotrope**

Dans le but d'observer l'apparition des hétérogénéités au fur et à mesure que l'on se rapproche de la rupture, nous avons évalué la différence entre le champ de déplacement brut et la somme des déplacements analytiques identifiés précédemment. Pour cela, nous avons calculé, à différents stades de chargement choisis au cours de l'essai, l'écart entre :

- l'image correspondant au stade de chargement choisi au cours de l'essai, et :
- l'image initiale « translaturée » artificiellement de la somme des contributions analytiques uniforme et brésilienne, ces dernières ayant été au préalable identifiées par corrélation intégrée entre l'image initiale et l'image correspondant au stade de chargement choisi.

Des champs de déplacements quantifiant l'écart à l'élasticité linéaire isotrope sont ainsi obtenus, et sont présentés pour les trois essais analysés, en Figure 94, Figure 95 et Figure 96. On remarque principalement :

- pour l'essai (monotone, en Figure 94 ou cyclique, en Figure 96) : les gradients importants de déplacement horizontal observés tout le long du diamètre vertical sont annonciateurs de la rupture par traction indirecte ;
- pour l'essai (monotone, Figure 95) sur une pastille de grand diamètre : le phénomène de tassement aux appuis est plus marqué que pour les pastilles de petit diamètre, et les gradients de déplacement horizontal sont moins marqués, davantage localisés près des appuis, ce qui est cohérent avec une dégradation dans ces zones et l'absence de rupture par fendage de ces éprouvettes ;
- pour tous les essais analysés : de forts gradients de déplacement au voisinage des contacts entre l'éprouvette et les plateaux de compression, révèlent, pour les gradients verticaux, la densification du matériau sous les appuis sous l'effet de la compression (part anélastique du compactage), et pour les gradients horizontaux, un phénomène d'effritement ;
- pour l'essai cyclique : le phénomène de tassement, irréversible, et qui s'est traduit sur les courbes force-déplacement par un déplacement résiduel à la décharge, est visible à chaque décharge par des gradients de déplacement résiduels au niveau des zones d'appuis (bords inférieur et supérieur) de la pastille.

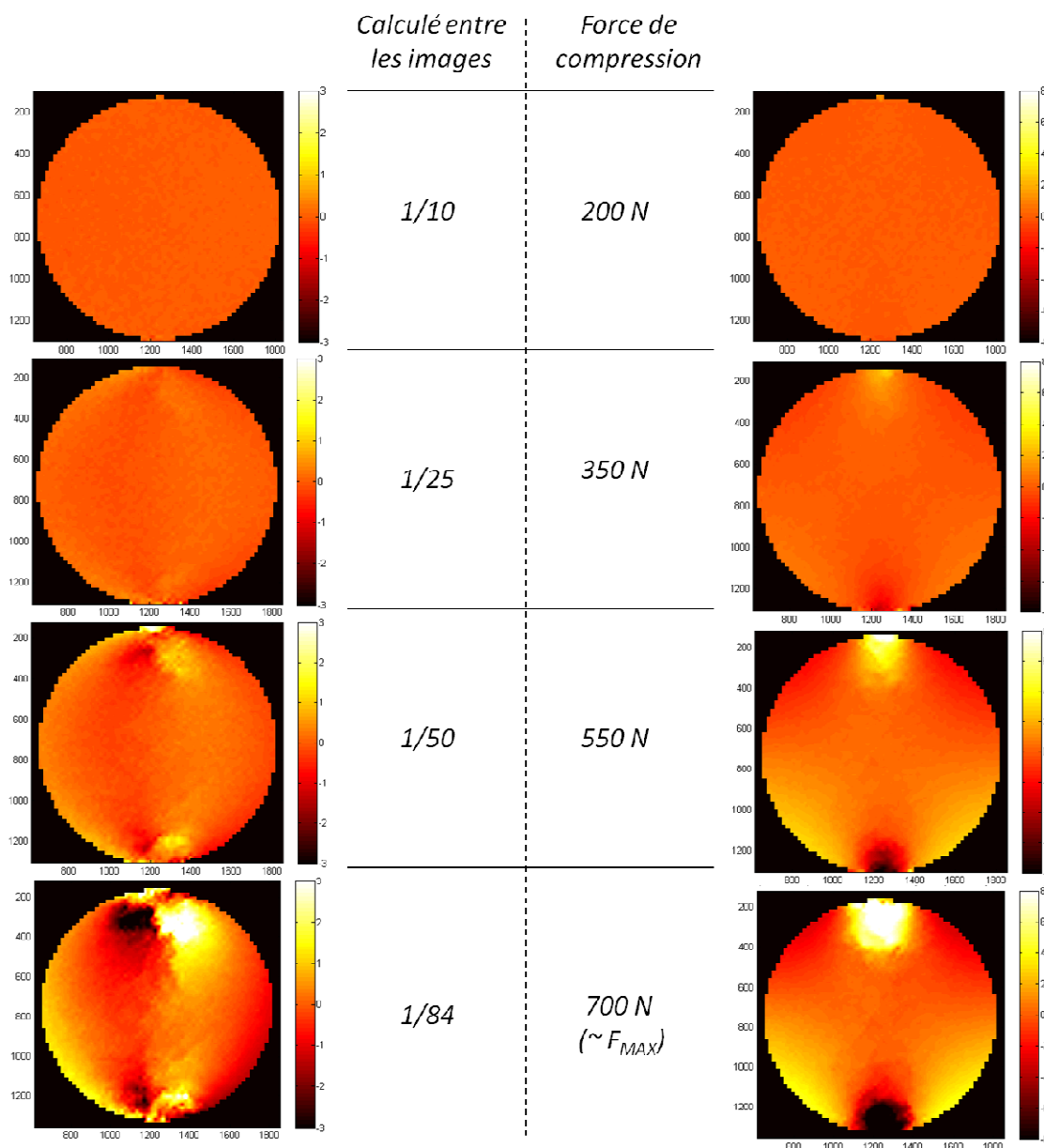


Figure 94. Champ de déplacements non « modélisés » par les contributions analytiques (gauche) Déplacements horizontaux ; (droite) Déplacements verticaux  
Essai monotone à  $0,1 \text{ mm min}^{-1}$  sur pastille de petit diamètre

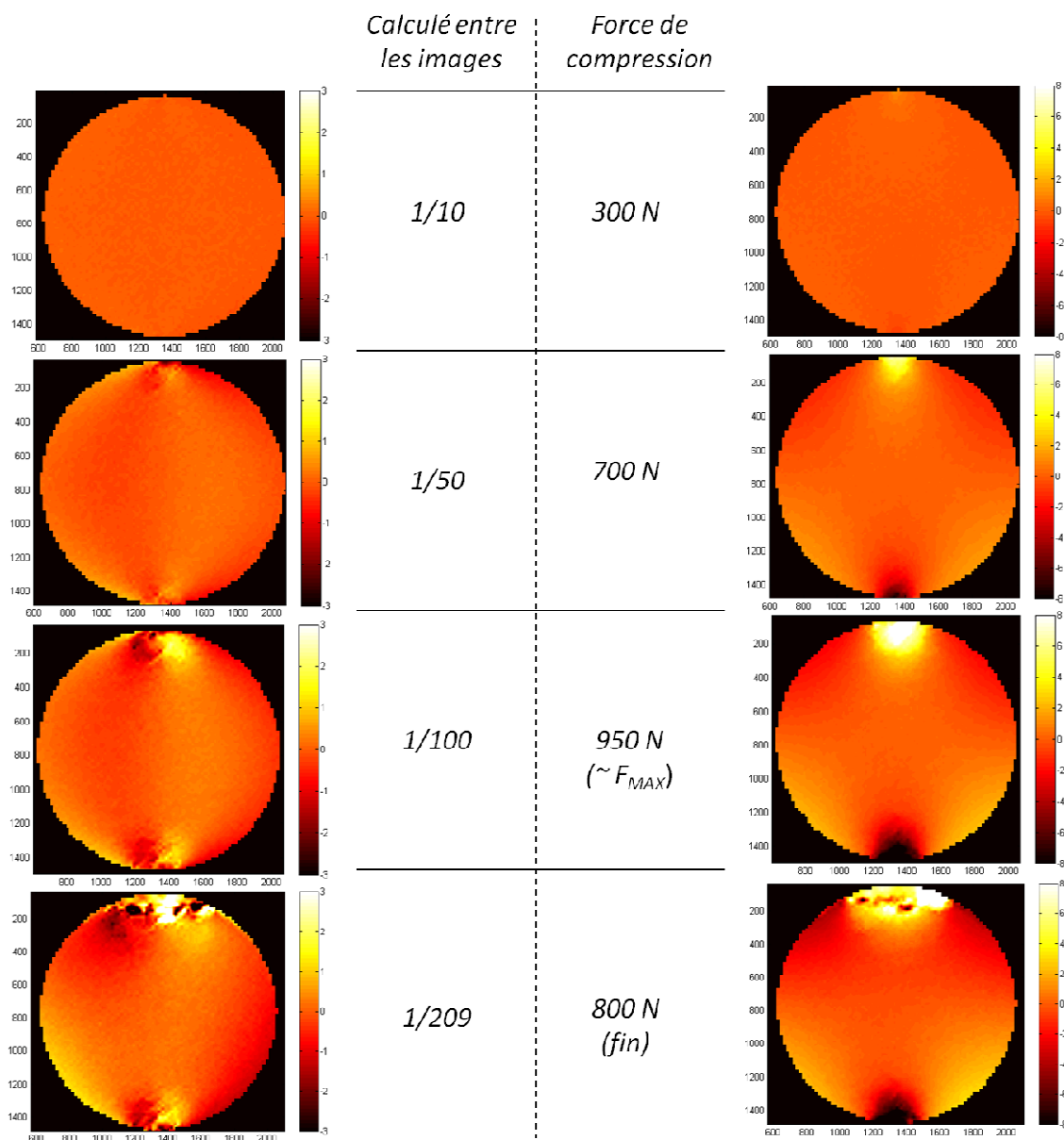


Figure 95. Champ de déplacements non « modélisés » par les contributions analytiques  
 (a) Déplacements horizontaux ; (b) Déplacements verticaux  
 Essai monotone à 0,1 mm min<sup>-1</sup> sur une pastille de grand diamètre

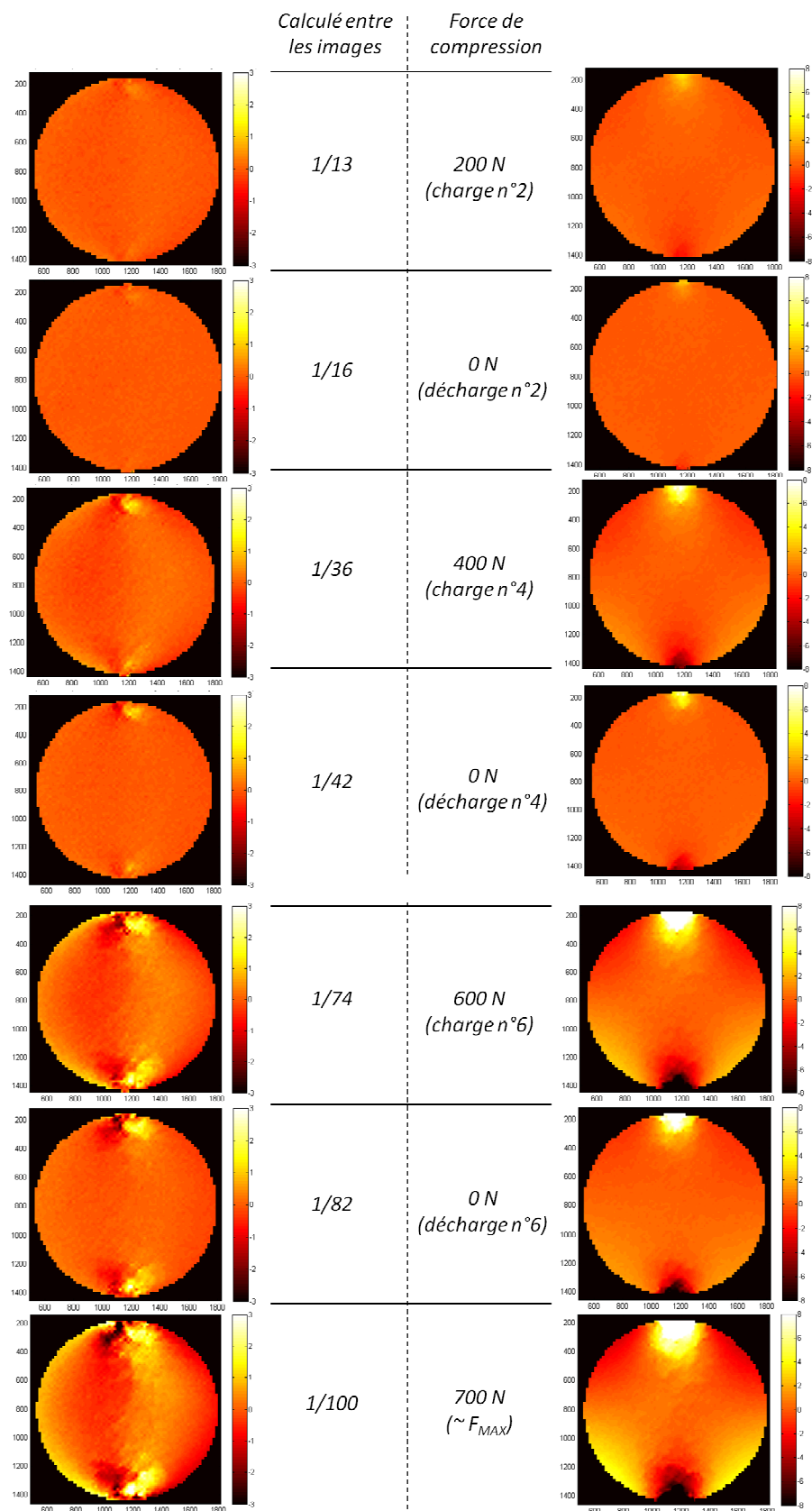


Figure 96. Champ de déplacements non « modélisés » par les contributions analytiques  
 (a) Déplacements horizontaux ; (b) Déplacements verticaux  
 Essai cyclique à 0,1 mm min<sup>-1</sup> sur une pastille de petit diamètre

### 3.3.10 Bilan

La mise en œuvre de l'essai brésilien a permis d'apprécier le comportement de l'abradable sous sollicitation bi-axiale d'éprouvettes de type pastille. Deux diamètres d'éprouvette ont été testés, pour une même épaisseur (2,5 mm) : 12,5 mm et 22 mm. Les éprouvettes de petit diamètre ont rompu par fissuration le long de l'axe de chargement tandis que les éprouvettes de grand diamètre se sont dégradées par tassement et effritement au niveau des zones de contact entre l'éprouvette et les plateaux de compression.

L'examen des signaux bruts de force de compression et de déplacement de la traverse dans l'axe de chargement ont montré que le comportement des éprouvettes est non-linéaire. Jusqu'à environ 2,5 % de déplacement unitaire de traverse, les courbes force/déplacement rapportées au diamètre initial d'éprouvette sont superposées, et c'est au-delà de cette valeur que l'effet de la structure (du diamètre de pastille) s'est fait ressentir, notamment : la force maximale de compression atteinte par les pastilles de grand diamètre (950 N) est supérieure à la force ultime de rupture fragile des pastilles de petit diamètre (700 N). Les essais cycliques réalisés sur les éprouvettes de petit diamètre ont permis de constater d'une part l'élasticité des courbes de décharge durant l'essai et l'apparition d'anélasticités à l'approche de la rupture, et d'autre part, l'accumulation d'une compression résiduelle dès le début et tout au long de l'essai, traduisant le tassement irréversible du matériau par fermeture des porosités.

L'analyse des images par la corrélation intégrée a permis d'étudier la distribution des champs de déplacements sur l'une des deux faces de l'éprouvette et leur évolution au cours de l'essai. Pour la taille de facette choisie, l'observation des champs de déplacements horizontaux et verticaux obtenus en retranchant aux champs bruts les contributions analytiques linéaires élastiques identifiées par corrélation intégrée a permis de mettre en évidence l'apparition des anélasticités au cours de l'essai, et de les localiser sur la face de l'éprouvette analysée.

L'effet dominant de la traction indirecte suivant l'axe perpendiculaire à la direction de chargement, qui s'est traduit par une asymétrie des champs de déplacements horizontaux calculés, a mené à la rupture des éprouvettes (de petit diamètre) par fissuration. L'effet dominant d'une compression confinée dans les zones de contact entre l'éprouvette et les plateaux de compression (pour les éprouvettes de grand diamètre), qui s'est traduit par une augmentation de l'amplitude des déplacements près des appuis tout au long de l'essai, a causé un tassement important du matériau au niveau de ces zones. Ces phénomènes de ruine par compression se sont traduits par des déformations en traction supérieures localement à la limite caractérisée de manière macroscopique en traction directe (0,5%).

Ainsi, si ces essais n'ont pas permis de quantifier la résistance maximale en compression de l'abradable, ils ont mis en évidence l'importance de s'intéresser à la compétition locale entre les effets de la compression suivant l'axe de chargement et de la traction indirecte perpendiculairement à cet axe, qui a une influence sur les mécanismes de dégradation de l'abradable qui mènent à la rupture. Ces mécanismes (ouverture des porosités et fissuration ; fermeture des porosités et tassement) sont anisotropes et anélastiques. Une modélisation du comportement mécanique de l'abradable devra être de type non-linéaire, piloté par un critère de déformation maximale en traction (directe et indirecte), et tenir compte de l'irréversibilité des mécanismes menant à la rupture du matériau.

### 3.4 Conclusions

Dans un premier temps, la sollicitation d'une éprouvette abradable en compression uniaxiale statique a permis de montrer la capacité de densification du Metco 320NS en compression, cohérente avec la forte porosité du matériau.

Dans un second temps, le comportement de l'abradable sous sollicitation biaxiale (compression directe, traction indirecte) a pu être testé au travers de l'essai Brésilien, et ce pour différents diamètres d'éprouvette.

L'analyse des courbes de force-déplacement a révélé, dans la zone élastique linéaire, une similarité du comportement entre des pastilles de différents diamètres, la déformation dans ce domaine s'étant faite principalement par compactage uniforme, avec présence dans une moindre mesure d'un tassement local. Au-delà d'une certaine valeur de compression, la géométrie de la structure a eu une influence, d'une part sur le niveau de sollicitation atteint (logiquement supérieur pour un diamètre plus grand), et d'autre part sur les mécanismes qui ont mené à la rupture : par fissuration le long du diamètre vertical pour les éprouvettes de petit diamètre ; par tassement et effritement aux appuis dans le cas des éprouvettes de grand diamètre.

Les essais cycliques ont mis en évidence l'élasticité des décharges et l'apparition d'une inélasticité à l'approche de la rupture. Ils ont également montré l'accumulation d'un déplacement résiduel et une légère augmentation de la raideur de pastille. Ces phénomènes sont liés à la dégradation par tassement, irréversible, causée par l'écrasement des pores du matériau, et entraînant une densification du matériau.

La mise en œuvre de la technique de corrélation d'images numériques a permis d'analyser les champs de déplacements sur toute une face d'éprouvette, du début à la fin de l'essai Brésilien. D'une part, le calcul des champs de déplacements bruts a permis d'identifier les mécanismes qui ont accommodé la déformation du matériau et de ceux qui ont mené à sa ruine. Ainsi, la rupture par fendage en traction indirecte a été causée par un état de déformation en traction plus important que celui en compression sur toute la face de l'éprouvette, tandis qu'un état de déformation uniforme sur l'éprouvette sauf au niveau des zones de chargement a conduit à une dégradation de l'abradable dans ces zones principalement, par tassement et par effritement.

Ces résultats soulignent l'importance de tenir compte de la compétition entre traction et compression pour modéliser le comportement de l'abradable sous sollicitation multiaxiale. D'autre part, l'évaluation des contributions énergétiques de champs analytiques uniformes et élastiques linéaires a permis d'observer l'évolution des hétérogénéités sur la face de l'éprouvette, et de constater l'importance croissante des non-linéarités de comportement au cours de chaque essai.

### 3.5 Perspectives

La mise en œuvre de la technique de corrélation d'images numériques, et plus particulièrement de la corrélation intégrée permet de mettre en valeur des informations pertinentes relativement au comportement du matériau abradable sous sollicitation biaxiale, à l'échelle sélectionnée pour l'analyse (taille de facette). Cette analyse mérité d'être approfondie et poursuivie.

En particulier, dans le cadre d'une analyse par corrélation intégrée, l'utilisation d'une combinaison de fonctions de forme plus spécifiques aux mécanismes de ruine observés dans les éprouvettes abradable pourrait permettre d'extraire des données mécaniques pertinentes par

identification entre les champs expérimental et les champs analytiques hétérogènes, et par différence avec les champs bruts, de quantifier les inélasticités contenues dans le comportement de l'abradable.

Ces développements nécessitent cependant une meilleure connaissance de la cinématique de l'essai Brésilien, ce qui implique la mise en place d'une synchronisation entre la capture des images et la mesure de déplacement durant l'essai d'une part, et le développement d'une modélisation de cet essai de structure qui permette un recalage des modèles par analyse inverse.



## Chapitre 4 Etude expérimentale de l'interaction aube/abradable

### 4.1 Introduction

Ce chapitre est consacré à la caractérisation expérimentale de l'interaction aube/abradable.

La première partie du chapitre consiste en une caractérisation du frottement aube/abradable sur un tribomètre de laboratoire développé à l'Ecole Centrale de Lille. Les expérimentations ont comporté d'une part des essais de frottement continu de type pion/disque, à une vitesse de glissement de  $10 \text{ m s}^{-1}$ , et d'autre part, des essais de frottement intermittent de type pion/lame, à une vitesse de glissement de  $1 \text{ m s}^{-1}$ , ces derniers permettant de tester une configuration de contact « non confinée ».

Pour remédier aux limitations en vitesse, en rigidité et en instrumentation inhérentes à l'utilisation d'un tribomètre hors du champ d'application pour lequel il a été conçu, un banc d'essai dédié à l'étude expérimentale de l'interaction dynamique aube/abradable a été développé à l'ONERA de Lille. La seconde partie du chapitre concerne donc le développement de ce banc. L'approche expérimentale se base sur une aube instrumentée et une configuration aube/carter simplifiée. Les conditions de contact sont représentatives du chargement rencontré à l'échelle 1, dans la limite du compromis réalisé avec la condition d'une instrumentation de la zone d'interaction qui permette d'étudier de manière simple les couplages entre la dynamique de l'aube et l'interaction aube/abradable, et ce à des vitesses de glissement importantes ( $20$  à  $100 \text{ m s}^{-1}$ ).

## 4.2 Etude du frottement au contact aube/abradable sur tribomètre

### 4.2.1 Problématique

Le coefficient de frottement, usuellement mesuré sur un tribomètre, caractérise dans les cas élémentaires de frottement la facilité d'un couple de matériau à glisser l'un contre l'autre [Blau (2001)] sous les conditions de pression, de vitesse et de température choisies [ASTM (2000)]. Dans le cas du contact se produisant entre le bout de l'aube et le revêtement abradable lors des touches aube/abradable à vitesse relative élevée de glissement ( $100-500 \text{ m s}^{-1}$ ), la caractérisation et l'interprétation du rapport entre la composante tangentielle et la composante normale de l'effort mesuré sont sujettes à caution. La situation de contact aube/abradable est schématisée en Figure 97.

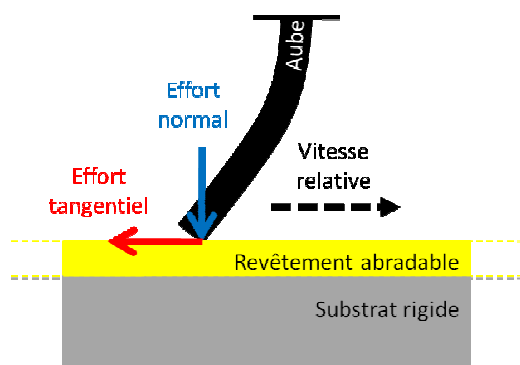


Figure 97. Schématisation tribologique du contact frottant aube/abradable

En effet, d'une part, en cas d'excitation dynamique de la structure, ce qui est le cas pour le contact aube/abradable, l'effort mesuré « au loin » du contact comprend, en plus des forces de contact, une contribution de la résultante dynamique de la structure. D'autre part, la répartition de l'énergie de frottement dépend de la nature des mécanismes physiques élémentaires de frottement activés au contact et participant au processus d'usure, et de la prépondérance de ces mécanismes les uns par rapport aux autres [Felder (2000)]. Il est donc important que la configuration de contact choisie pour la mesure du frottement permette l'activation de mécanismes d'usure représentatifs des mécanismes dominants en conditions de service, pour le couple de matériaux testés. Une illustration de certains des mécanismes possibles d'usure est donnée en Figure 98.

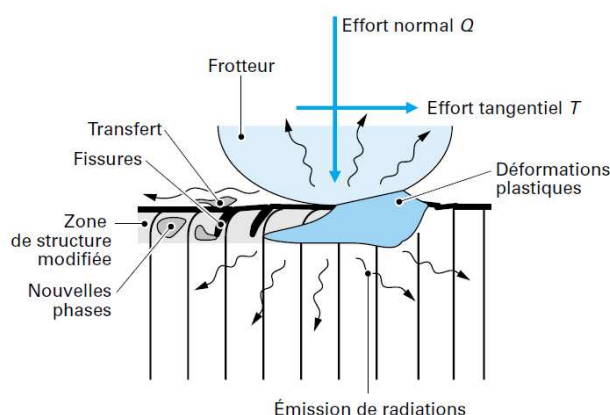


Figure 98. Exemples de mécanismes d'usure activés par le frottement [Kapsa and Cartier (2001)]

Pour l'abradable, la transition d'un mécanisme d'usure à l'autre est liée à des changements significatifs du taux d'usure et/ou de la température au contact aube/abradable [Bounazef et al. (2009)]. La section suivante rappelle les informations bibliographiques spécifiques au frottement et à l'usure se produisant au contact glissant aube/abradable.

### 4.2.2 Rappels bibliographiques

La phénoménologie du frottement et de l'usure au contact aube/abradable dans le cas particulier d'une aube en TA6V et d'un joint abradable de compresseur de turboréacteur a été approchée de manières diverses dans la littérature, comme listé ci-après :

- Les observations au MEB et les mesures acoustiques en surface de revêtements abradables (de 2,1 mm d'épaisseur) soumis à l'essai de rayure (vitesse de glissement de  $10 \text{ mm min}^{-1}$ ; taux de chargement de  $100 \text{ N min}^{-1}$ ; charges normales finales de 10 à 100 N) ont montré que le passage de l'indenteur sphérique a causé une déformation plastique de la matrice [Ma and Matthews (2009)]. Les revêtements testés sont de type Ni/C (Metco 308NS), Al-Si/C (Metco 313NS) ou Al-Si/polyester (Metco 601NS) Le mécanisme de déformation est d'autant plus marqué pour les revêtements contenant une proportion métallique supérieure, et la densification (écrasement) qui a accompagné cette déformation est plus importante pour les abradables plus poreux. La présence de fissures après essai a été détectée dans le cas du revêtement le moins poreux (Metco 601NS), qui n'a connu de ce fait que peu ou pas de densification ;
- Dans le cas du glissement (à  $0,4 \text{ m s}^{-1}$ ) d'une paroi abradable ( $6,3 \times 10,2 \text{ mm}^2$ ) contre la surface latérale d'un disque en acier (piste convexe de 10 mm de large), la mesure du couple rapporté à la charge normale appliquée a donné des coefficients de frottement compris entre 0,2 et 0,4 en fonction du revêtement testé, et qui ont varié de  $\pm 0,05$  suivant la charge normale appliquée (40-100 N, soit des pressions de contact de 0,5-1,5 MPa) [Yi et al. (1999)]. Les abradables testés sont de type Ni/C (Metco 307NS et 310NS), Al-Si/C (Metco 313NS) ou Al-Si/polyester (Metco 601NS). Le volume usé par adhésion a augmenté avec la dureté du matériau testé et avec la charge appliquée, et ce au détriment du volume usé par abrasion. L'usure par abrasion s'est accompagnée d'un labourage de la partie métallique de la matrice, tandis que le lubrifiant solide s'est disséminé dans les pores et les vides. Les revêtements contenant du fer et de l'oxygène ont montré une oxydation de ces éléments dans les zones frottées et ont connu une usure par adhésion plus importante. Les coefficients de frottement les plus bas (0,25) ont été relevés pour les revêtements pour lesquels un film contenant les éléments C et O s'est formé sur le bout d'aube (cas du Metco 313NS et 601NS, qui contiennent du polyester), car c'est alors la résistance en cisaillement de ce film qui a piloté le frottement ;
- Dans le cas du glissement entre une lame en TA6V et une paroi abradable (de type Al-Si/plastique et Ni/C), les mêmes mécanismes d'usure que précédemment (abrasion, adhésion, déformation plastique, écrasement, tribo-oxydation) ont été mis en évidence, ainsi que celui de fusion sur le banc SULZER METCO [Borel (1989)]. Ce banc est constitué d'une aube rigide fixée sur un disque en rotation et d'une paroi abradable actionnée en translation dans la trajectoire de l'aube. Les essais, réalisés à température de l'ordre de  $350^\circ\text{C}$  ont montré que le mécanisme de coupe (abrasion sans déformation plastique ni densification), qui est le plus favorable à une bonne aérodynamisme de la surface usée (faible rugosité) et à une non-altération des propriétés mécaniques du joint, s'est produit pour des vitesses de glissement supérieures à  $300 \text{ m s}^{-1}$ , et s'est

accompagné d'un échauffement au contact atteignant 40°C. Pour des vitesses de glissement inférieures à  $300 \text{ m s}^{-1}$ , il y a eu déformation de la phase métallique de la matrice (stries de quelques  $\mu\text{m}$  à  $\text{mm}$  de large), qui s'est accompagné d'une rupture fragile des phases non métalliques. Pour des vitesses d'incursion supérieures à  $50 \mu\text{m/s}$ , la déformation s'est apparentée à une densification (écrasement normal). Le transfert adhésif du matériau du revêtement vers l'aube se produit à basse vitesse d'incursion ( $< 50 \mu\text{m s}^{-1}$ ), et de l'aube vers le revêtement à haute vitesse d'incursion ( $> 200 \mu\text{m s}^{-1}$ ). Ces transferts de matériau peuvent donner naissance à des alliages, dont la fusion au cours du frottement donne lieu après solidification à une couche de matériau de dureté supérieure à celle du revêtement vierge. Ainsi, mis à part le mécanisme de coupe (abrasion), les autres mécanismes d'usure nuisent à l'intégrité du revêtement et/ou de l'aube ;

- Les essais dits de « coupe orthogonale », qui ont été réalisés à une vitesse de glissement aube/abradable de l'ordre de  $20$  à  $100 \text{ m s}^{-1}$ , entre un outil rigide (en TA6V) en translation et une paroi abradable (en Metco 601NS) fixe [Sutter et al. (2006)]. Sutter *et al.* ont montré qu'il était possible de décomposer la force de coupe en une force d'interaction aube/abradable et une force de frottement, cette dernière étant mesurée à profondeur d'interaction de consigne nulle. Les essais ont mis en évidence une augmentation de cette force de frottement avec la profondeur d'interaction ( $50$ - $500 \mu\text{m}$ ), et de manière plus importante avec l'augmentation du rayon d'arête de l'outil ( $1$ - $30 \mu\text{m}$ ). Concernant les mécanismes d'usure de l'abradable, les vidéos rapides de la zone d'interaction ont montré une usure principalement par coupe, avec une libération de fins débris à l'avant de l'outil.

Ainsi, la bibliographie fournit un certain nombre d'informations sur le frottement aube/abradable, mais aucune donnée n'est spécifique au joint abradable de type Al-Si/hBN (Metco 320NS) étudié dans ce mémoire. Rappelons (comme détaillé dans le chapitre 2), que le Metco 320NS vient en remplacement des joints Metco 308NS et 313NS dans les étages de compresseurs fonctionnant à température inférieure à  $480^\circ\text{C}$  et requérant une bonne résistance à la corrosion [Metco (2010)]. En deçà de  $325^\circ\text{C}$ , le Metco 601NS est néanmoins privilégié.

### 4.2.3 Objectifs des essais de frottement

L'objectif de cette partie est de caractériser le comportement en frottement de l'abradable Metco 320NS et de mettre en évidence les mécanismes d'usure mis en jeu, pour les conditions de contact testées. A cet effet, des essais de frottement ont été développés sur un tribomètre, en configuration de frottement continu pion/disque d'une part, et en configuration de contact intermittent pion/lame d'autre part.

Dans un premier temps, le tribomètre de frottement sur lequel sont réalisés les essais de frottement est présenté au travers de ses capacités et de son instrumentation. Le programme des essais de frottement est ensuite décrit. Dans un second temps, le comportement en frottement est évalué en termes de « facteur » de frottement, et les mécanismes de frottement et d'usure mis en jeu sont identifiés à l'aide d'observations au MEB. Les résultats expérimentaux obtenus sont alors comparés aux données bibliographiques présentées ci-avant.

### 4.2.4 Essais de frottement pion/disque (« confiné »)

#### **4.2.4.1 Dispositif expérimental utilisé**

Les essais de frottement continu ont été réalisés sur un tribomètre de type pion/disque développé au Laboratoire de Mécanique de Lille. Comme vu dans le chapitre 2, l'échantillon

d'essai en matériau abradable, appelé « pion », est un cylindre de diamètre égal 20 mm constitué d'un substrat en acier de 5 mm d'épaisseur et d'un revêtement abradable de 2,5 mm d'épaisseur (Figure 99).

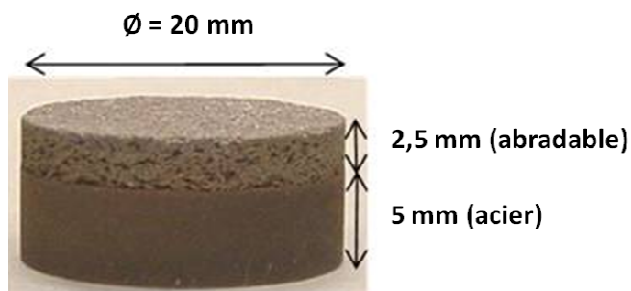


Figure 99. Echantillon d'essai ou « pion » utilisé pour les essais de frottement sur tribomètre

Le tribomètre, illustré en Figure 100, est composé :

- d'une broche entraînée en rotation par un moteur électrique et à l'extrémité de laquelle est monté le disque d'essai (1), en fonte GS. L'épaisseur du disque sous la piste de frottement est de 22 mm et le rayon moyen de frottement de 100 mm. La vitesse de rotation du disque peut atteindre  $1000 \text{ tr min}^{-1}$ , ce qui correspond sur le rayon moyen de la piste de frottement à une vitesse de glissement de  $10 \text{ m s}^{-1}$ ;
- d'un dispositif d'application de la charge et de mesure des efforts appelé « bras de mesure » (2). Ce dispositif comprend une pince (3) dans laquelle est fixé l'échantillon d'essai (4) à l'aide d'une vis de serrage et de vis de blocage roulis et incidence, qui permettent de régler le parallélisme entre les surfaces du pion et du disque en contact.

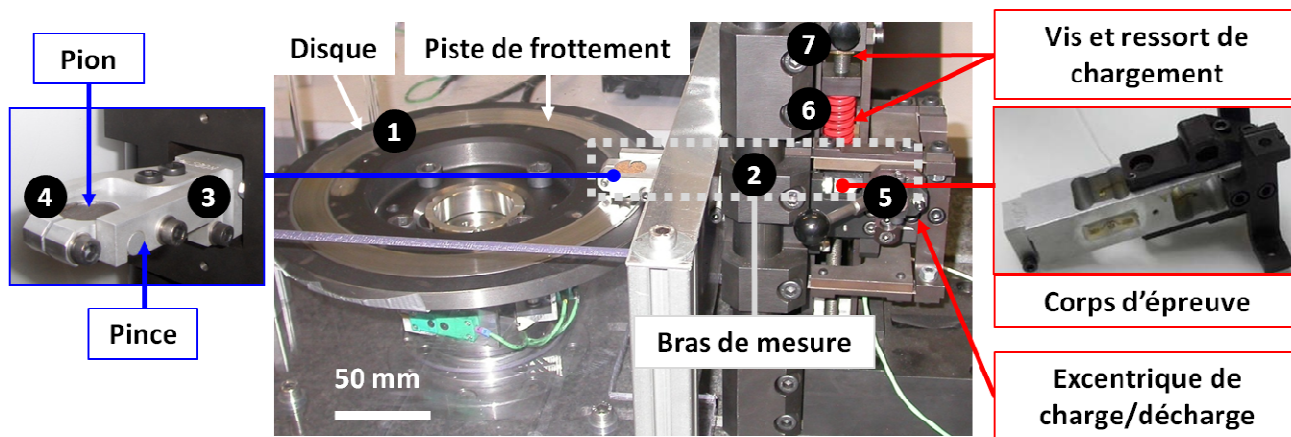


Figure 100. Vue d'ensemble du tribomètre de frottement et de son instrumentation

L'application de la charge se fait manuellement, par l'excentrique de charge/décharge (5). L'application et le réglage de la charge sont assurés par un ressort à spirales (6). Un assemblage vis sans fin constitué d'une vis de chargement avec un écrou de chargement (7) permet de comprimer plus ou moins le ressort à spirales pour obtenir un effort normal maximal de 500 N autorisant pour une pression de contact apparente maximale de 25 MPa un pion de diamètre 20 mm. La mesure des efforts normal et tangentiel au contact pion/disque se fait grâce au « corps d'épreuve » sur lequel sont collées deux jauges de déformations.

#### 4.2.4.2 Protocole expérimental

Chaque essai consiste à mettre en contact la surface abradable du pion avec la piste du disque en rotation une fois que la vitesse relative pion/disque visée est atteinte ( $10 \text{ m s}^{-1}$ ). Deux essais ont été réalisés :

- l'un sur un pion abradable « vierge », sous une charge initiale normale de 100 N (soit une pression apparente de 0,3 MPa) maintenue pendant 210 s ;
- l'autre sur un pion abradable « altéré » (usé sur une épaisseur de 1 mm), sous une charge initiale normale de 200 N (soit une pression apparente de 0,6 MPa) maintenue pendant 30 s.

#### 4.2.4.3 Comportement du matériau abradable en frottement continu

L'évolution des composantes normale et tangentielle de l'effort mesuré par le corps d'épreuve du tribomètre est présentée en Figure 101a et Figure 102a. On définit le « facteur de frottement » par le rapport de cette composante tangentielle sur cette composante normale de force, et son évolution au cours des essais est représentée en Figure 101b et Figure 102b. A partir de ces figures, nous faisons les remarques suivantes :

- Au cours de l'essai sous chargement normal initial de 100 N et matériau « vierge » (Figure 101, a), la diminution progressive de l'effort normal, qui traduit la détente du ressort du système d'application de la charge, s'explique par l'usure de l'abradable puisqu'une perte d'épaisseur de l'ordre de 1 mm a été constatée après essai. L'effort tangentiel a augmenté au cours des 20 premières secondes de frottement, puis a diminué de manière linéaire. Ces observations rappellent le phénomène de cisaillement de frottement [Blau (2001)], au cours duquel les débris de matériau usé s'accumulent dans la zone de contact lorsqu'elle est confinée, et ce jusqu'à un point de rupture après lequel les particules sont libérées. Le confinement des particules d'abradable peut donc être responsable de l'augmentation de la résistance au glissement donc de la force de frottement. Dès que la perte d'épaisseur a permis la libération des débris à l'arrière de la zone de contact, un régime de glissement continu a pu s'établir, donnant lieu à un facteur de frottement qui s'est stabilisé en moyenne à une valeur de 0,5 (Figure 101, b).

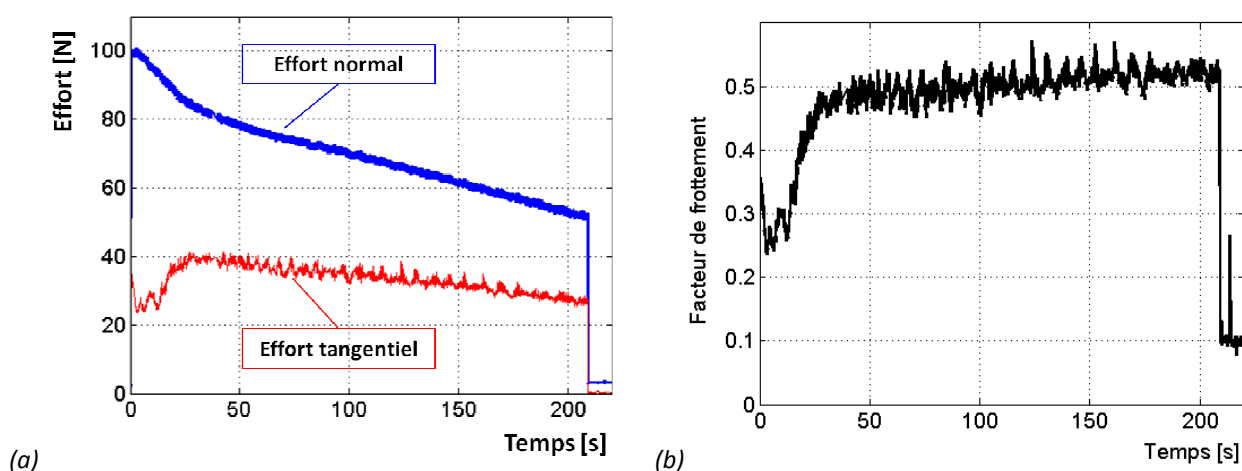


Figure 101. Evolution (a) des efforts de contact et (b) du facteur de frottement, au cours de l'essai de frottement pion vierge sur disque (charge initiale : 100 N ; durée : 210 s ; vitesse de glissement :  $10 \text{ m s}^{-1}$ )

- Au cours de l'essai sous chargement normal initial de 200 N sur matériau dégradé (Figure 102, a), le facteur de frottement présente une valeur moyenne proche de 0,4.

Au cours des 5 dernières secondes d'essai, l'évolution du facteur de frottement est très perturbée. La Figure 102 (a) montre que l'effort normal chute brusquement au cours de cette phase, et l'effort tangentiel augmente d'une quarantaine de Newtons avant de chuter également. Ces observations traduisent l'usure importante du matériau en fin d'essai (1 mm de perte d'épaisseur mesurée après essai), avec un bref confinement des débris qui a opposé de la résistance au glissement, avant leur libération brutale.

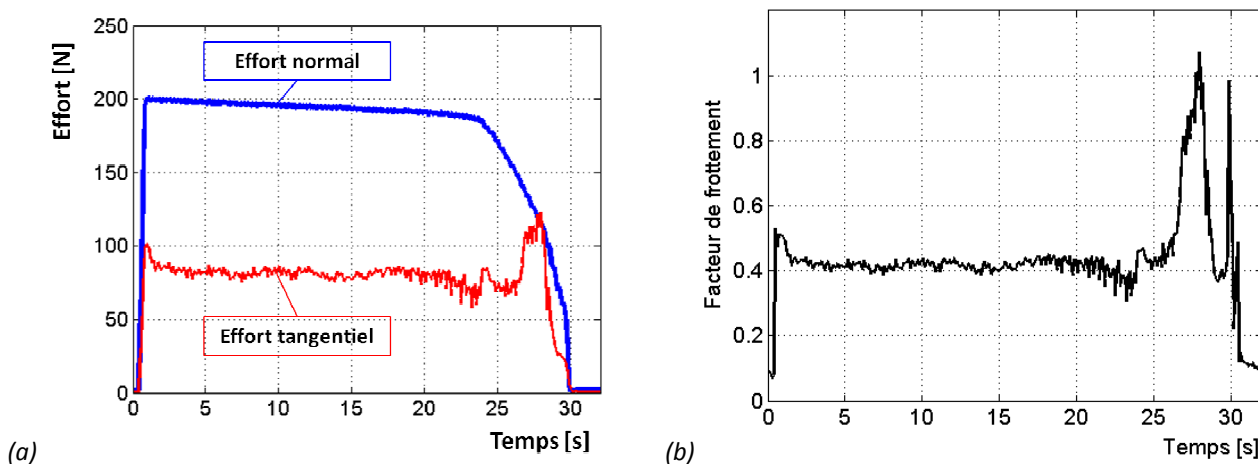


Figure 102. Evolution (a) des efforts de contact et (b) du facteur de frottement, au cours de l'essai de frottement pion usé sur disque (charge initiale : 200 N ; durée : 30 s ; vitesse de glissement : 10 m s<sup>-1</sup>)

En résumé, les valeurs moyennes de facteur de frottement obtenues pour ces essais de frottement continu à une vitesse de glissement pion/disque de 10 m s<sup>-1</sup> sont de 0,5 sous 100 N pour un abradable vierge, et de 0,4 sous 200 N pour un abradable préalablement usé. On notera que ces valeurs sont élevées au regard :

- de la présence du nitrure de Bore dans l'abradable. En effet, parmi les lubrifiants solides existants, la poudre d'hBN (*Boron Nitride*) est celle qui permet d'obtenir les plus faibles coefficients de frottement et inférieurs à 0,2 [Lelonis et al. (2007)] ;
- de celles qui ont été obtenues pour un couple acier/abradable par Yi *et al.* (1999) : de 0,2 à 0,4.

#### 4.2.4.4 Observations MEB du pion abradable

Des observations au Microscope Electronique à Balayage en électrons secondaires (MEB/SE) ont été effectuées au centre de la surface abradable des pions afin de qualifier leur dégradation à l'échelle de la microstructure. Les micrographies en Figure 103 présentent en (a) une zone située sur le pion vierge (avant essai), et en (b) et (c) une zone située sur le rayon moyen de frottement du pion, après essai sous charge normale initiale de 100 N et 200 N, respectivement. Sur ces micrographies, le sens de glissement est indiqué par la flèche verticale.

Les micrographies montrent que l'usure de l'abradable a impliqué les mécanismes :

- de déformation plastique de la matrice Al-Si, la présence de sillons (A) révélant un « labourage » de la phase métallique ;
- d'écrasement du matériau, s'accompagnant de la formation de plaques portantes (B) ;
- de cisaillement du matériau, rendu possible par la dissémination du lubrifiant solide hBN initialement localisé dans les porosités sur toute la surface (C).

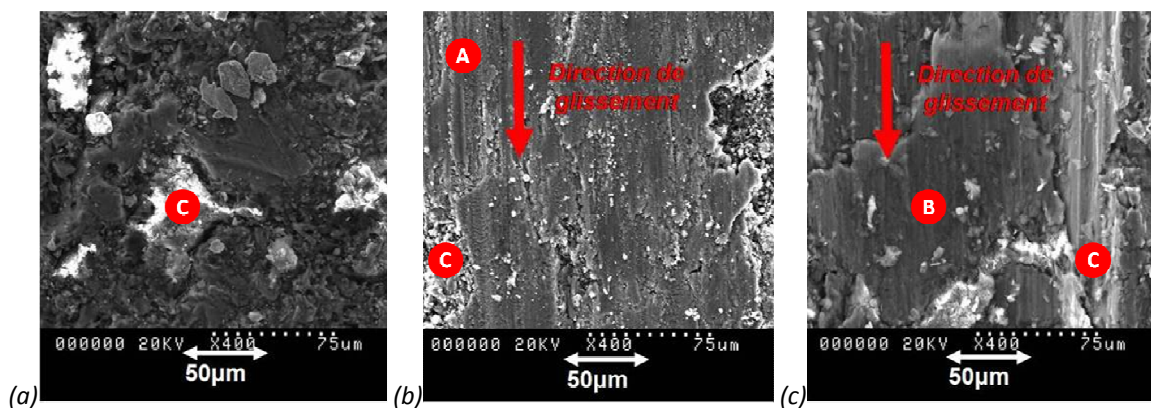


Figure 103. Micrographies (MEB/SE) de la surface abradable du pion  
(a) surface non frottée ; (b) sous 100 N ; (c) sous 200 N

#### 4.2.4.5 Bilan des essais de frottement « confiné »

Ces essais ont permis de caractériser le comportement en frottement pion/disque de l'abradable Metco 320NS (de type Al-Si/hBN). Les charges appliquées - 100 et 200 N - ainsi que la configuration de contact « confinée » ont engendré une usure importante de l'abradable (taux de perte d'épaisseur de 5 à 40  $\mu\text{m s}^{-1}$ ). Les mécanismes d'usure impliqués sont principalement l'écrasement et le cisaillement, et sont respectivement favorisés par la présence de porosités et de lubrifiant solide dans le matériau. On pourra noter que les coefficients de frottement moyens relevés (0,4-0,5) sont légèrement supérieurs à la gamme (0,2-0,4) caractérisée par Yi *et al* (1999) pour plusieurs autres nuances abradables (de type Al-Si/Polyester, Al-Si/C et Ni/C).

Dans la partie suivante, sont présentés les essais qui ont eu pour but de caractériser le comportement du Metco 320NS en frottement « non confiné ».

#### 4.2.5 Essais de frottement pion/lame « non confiné »

Dans le but de caractériser le frottement et les mécanismes d'usure activés au contact aube/abradable en s'affranchissant des effets du confinement produit par la configuration pion/disque, nous avons choisi de développer sur le tribomètre une configuration qui corresponde mieux à celle des contacts aube/abradable se produisant en service. Pour cela, nous avons développé des essais de frottement que nous appellerons de type « pion/lame », qui permettent une longueur de contact réduite à l'épaisseur de la lame. Le développement d'un tel montage et les résultats de frottement et d'usure sont présentés dans les paragraphes suivants.

##### 4.2.5.1 Développement d'un montage pion/lame sur le tribomètre

Des essais préliminaires réalisés avec une lame rigide (en acier) fixée sur la piste du disque n'ont pas correctement fonctionné en raison du manque de rigidité de la pince portant le pion, qui s'est soulevée à chaque interaction lame/pion. Pour contourner cette difficulté, nous avons donc choisi d'introduire un composant flexible dans ce système, en mettant à contribution l'élasticité d'une lame en TA6V. Un montage spécifique a été conçu pour fixer la lame flexible :

- la lame prend la place de la pince et est maintenue dans un montage de fixation, tandis que le pion abradable est fixé sur la piste du disque (0) ;
- une inclinaison du pion est possible est réglable (Figure 106), de manière à générer une entrée progressive en contact entre le pion et la lame.



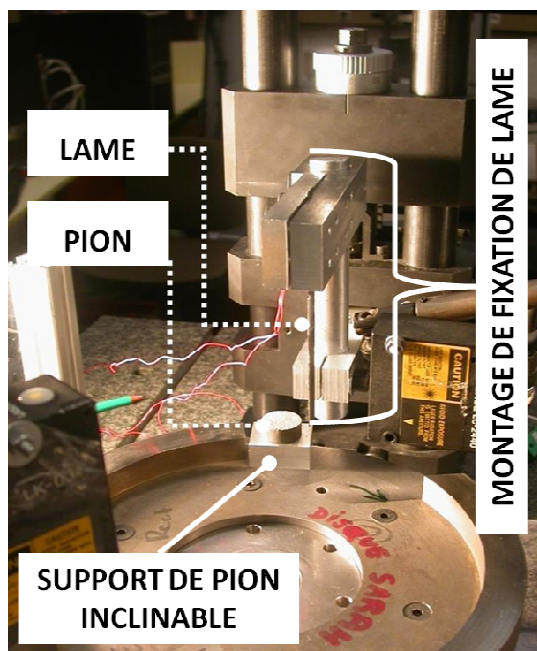


Figure 104. Vue générale du montage de frottement lame/pion

Comme illustré en Figure 105, l'instrumentation standard du tribomètre a été complétée pour permettre le suivi de l'évolution des grandeurs caractéristiques suivantes au cours de l'essai :

- la déformation tangentielle, par une jauge de déformation qui a été collée en pied de lame, et préalablement étalonnée en statique dans sa configuration d'essai ;
- les composantes de l'effort de contact, par le corps d'épreuve (capteur d'effort) ;
- le déplacement du bout de lame, son amplitude de flexion étant capturée par un capteur de déplacement laser.

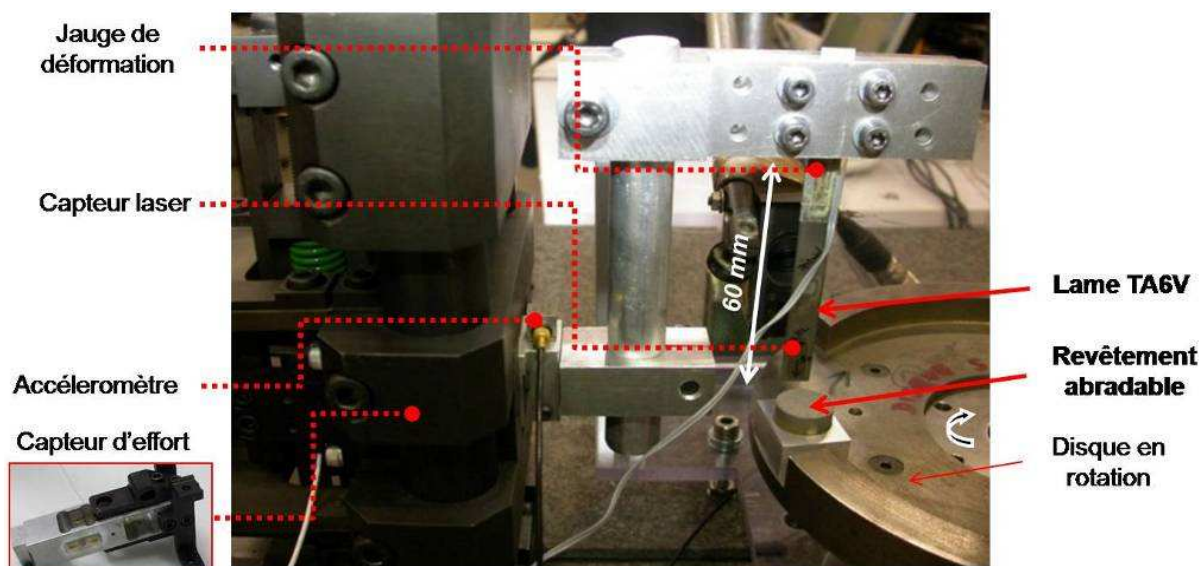


Figure 105. Vue d'ensemble et instrumentation du montage du contact pion/lame sur le tribomètre

Un deuxième capteur de déplacement laser, visant un point situé sur le rayon moyen de frottement de la piste du disque du tribomètre, permet de relever à chaque passage du pion la position verticale (ordonnée Y) d'un point situé sur sa surface abrasable, et plus particulièrement

sur le diamètre parallèle à la direction de glissement. La Figure 106 montre les valeurs de Y attendues en entrée et en sortie de contact.

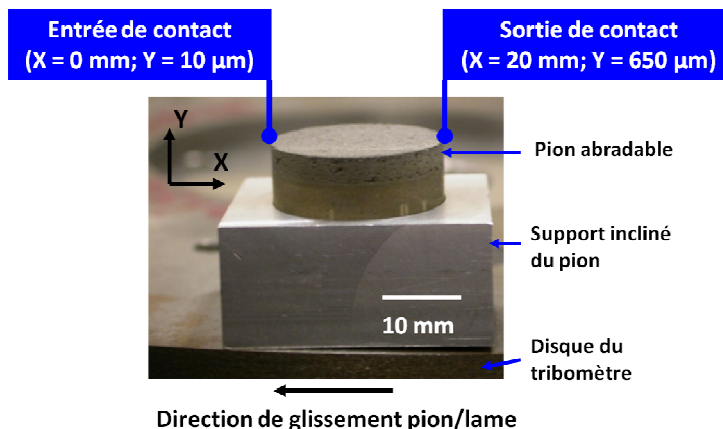


Figure 106. Pion abradable incliné et valeurs des coordonnées X et Y en entrée et sortie de contact

Plusieurs lames en TA6V ont été fabriquées, pour des fréquences propres choisies entre 50 et 200 Hz (Tableau 13). Les lames les plus fines ont été rigidifiées en augmentant leur largeur hors contact afin d'éviter qu'elles ne soient sollicitées en torsion au moment du contact.

Type de lame	Epaisseur [mm]	Largeur [mm]		Longueur [mm]		Fréquence propre* [Hz]	Raideur [N.mm <sup>-1</sup> ]	
		Totale	Libre	Totale	Libre		Statique*	Dynamique*
« Témoin »	1	10	10	125	90	100	1500	0,4
« Fine et longue »	0,5	38	10	125	90	50	700	0,2
« Fine et courte »	0,5	38	10	125	55	130	3200	0,8
« Epaisse »	2	10	10	125	90	200	12200	3

Tableau 13. Caractéristiques des lames utilisées pour les essais de frottement pion/lame  
\* Modèle et formules utilisées en Annexe 10

D'autre part, les premiers essais ayant révélé la présence d'effets dynamiques sur les signaux d'efforts mesurés par le corps d'épreuve, une analyse expérimentale au marteau de choc a été mise en œuvre afin de caractériser les modes dominants de vibration du montage de fixation de la lame. Les modes de vibration basse fréquence repérés sur le spectre de réponse (Figure 107) sont :

- dans la direction normale au contact : 110 Hz ; 295 Hz.
- dans la direction tangentielle au contact : 90 Hz ; 280 Hz.

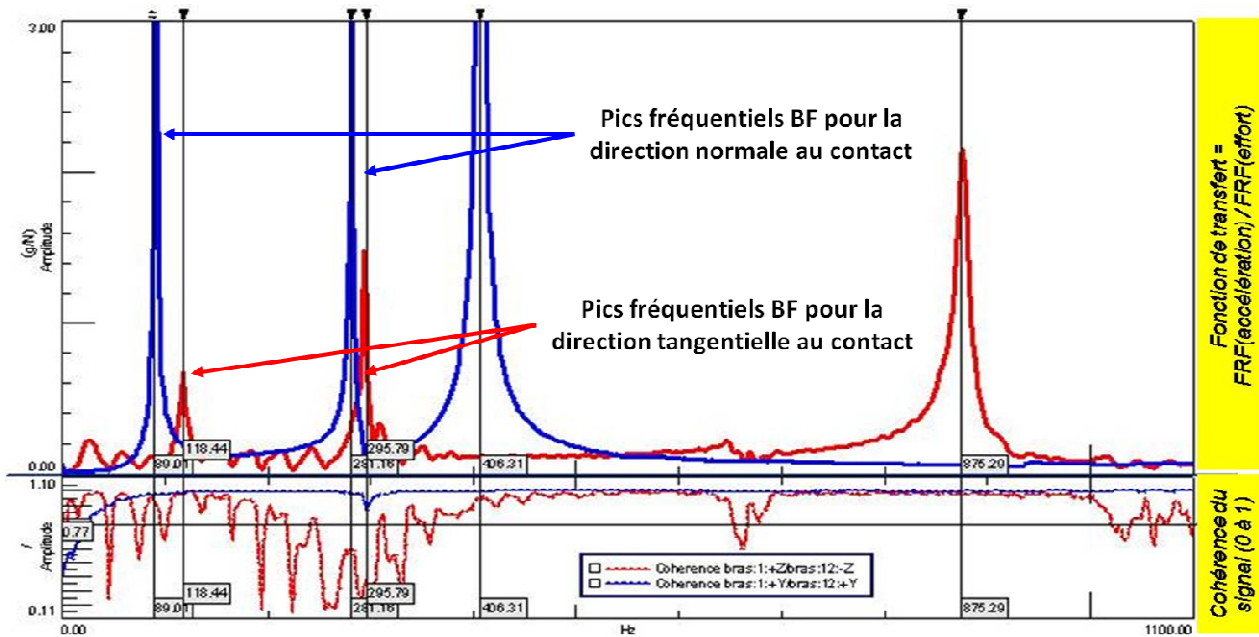


Figure 107. Spectre fréquentiel de réponse du montage de fixation de la lame

#### 4.2.5.2 Protocole expérimental

Quatre essais ont été menés sur le tribomètre avec le montage spécifique pion/lame présenté ci-avant. Chaque essai est de durée inférieure à celle d'un tour, afin de ne comporter qu'une seule rencontre pion/lame. En conséquence, la vitesse de glissement pion/lame choisie pour ces essais est de  $1 \text{ m s}^{-1}$ , pour un rayon moyen de frottement de 100 mm. Pour chaque essai, un pion neuf est utilisé, et incliné pour permettre une incursion progressive de 10 à 650  $\mu\text{m}$ . Uniquement le type de lame (Tableau 13) diffère d'un essai à l'autre.

#### 4.2.5.3 Comportement frottement « non confiné » de l'abradable

La Figure 108 présente les résultats obtenus pour la lame « témoin », à savoir : (1) l'évolution des composantes normale et tangentielle de l'effort de contact mesurées par le corps d'épreuve, et (2) l'évolution de l'effort tangentiel calculé à partir de la mesure de déformation de la lame. L'interaction pion/lame a lieu au cours des 50 premières microsecondes de l'essai. Le reste de l'essai correspond aux mesures effectuées sur un tiers de tour environ, pendant que le pion fixé sur le disque en rotation est en dehors de la zone de contact et que la lame vibre donc librement.

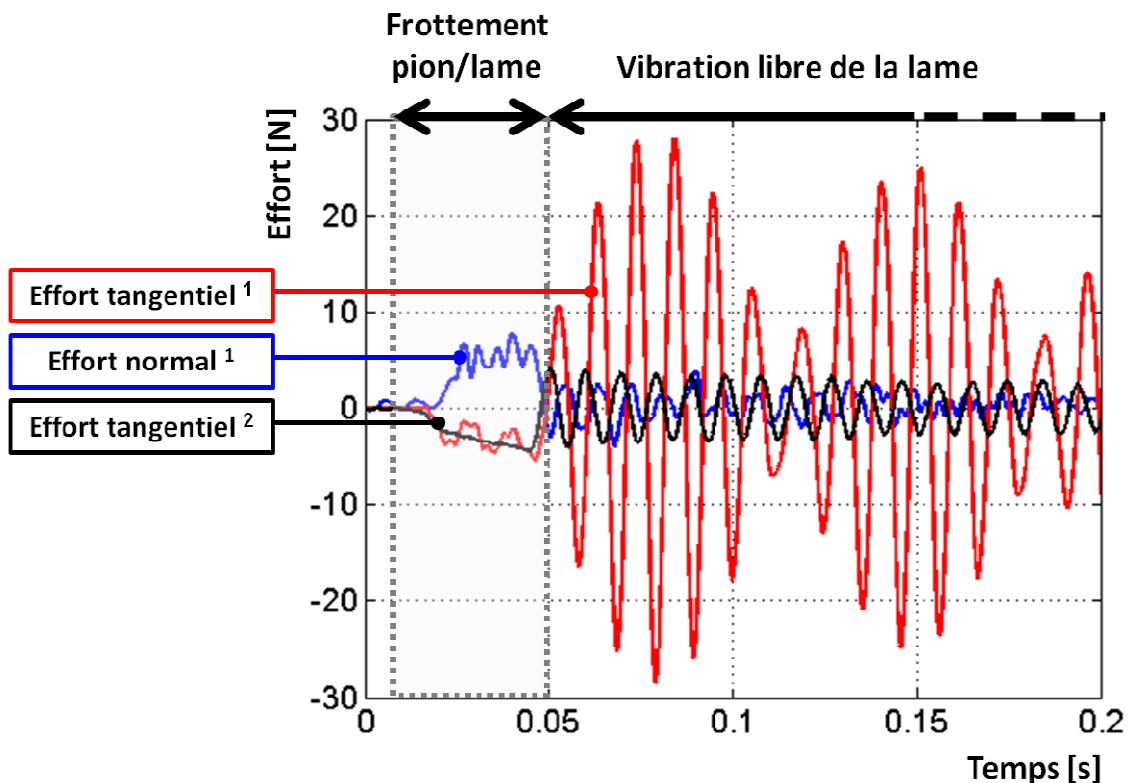


Figure 108. Evolution des composantes de l'effort de contact au cours d'un essai de frottement « non confiné » pion/lame avec la lame « témoin » (vitesse de glissement pion/lame :  $1 \text{ m s}^{-1}$  ; incursion progressive :  $10\text{-}650 \text{ }\mu\text{m}$ )  
 (1) Efforts mesurés par le corps d'épreuve du tribomètre  
 (2) Effort calculé à partir de la mesure de déformation de la lame

La Figure 109 représente l'évolution des efforts sur une durée limitée à celle de l'interaction pion/lame (zoom de la Figure 108 entre  $t = 0$  et  $t = 0,05 \text{ s}$ ). Les fréquences des oscillations des composantes normale et tangentielle mesurées par le corps d'épreuve correspondent aux fréquences vibratoires du montage caractérisées par analyse vibratoire. Ce point montre que la flexibilité du montage a interféré avec l'interaction pion/lame, ce qui met en évidence l'influence du comportement dynamique de la structure sur le contact.

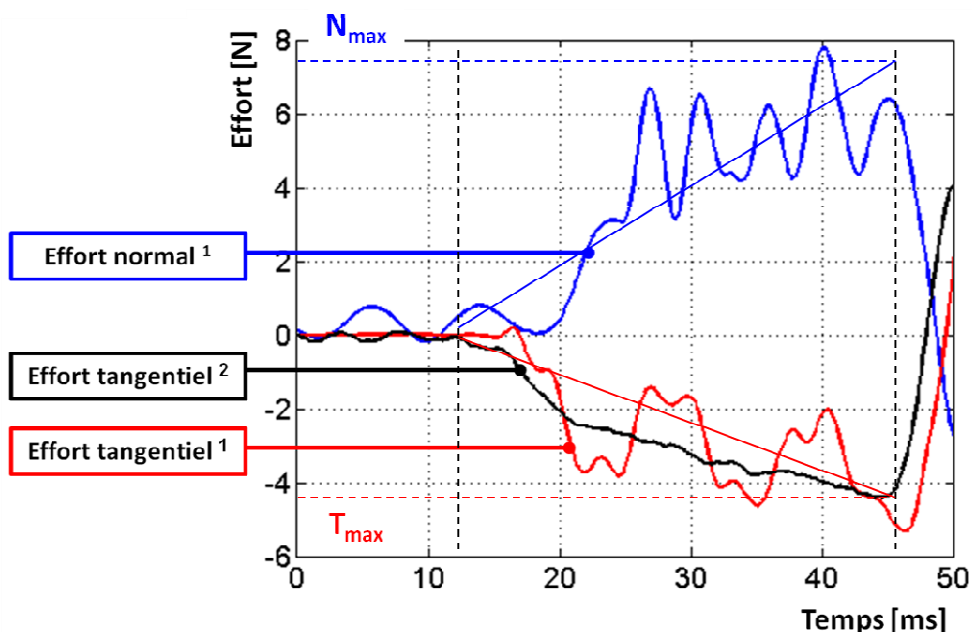


Figure 109. Evolution des composantes de l'effort de contact au cours du frottement « non confiné » pion/lame réalisé avec la lame « témoin » (vitesse de glissement pion/lame :  $1 \text{ m s}^{-1}$  ; incursion progressive :  $10\text{-}650 \text{ }\mu\text{m}$ )  
 (1) Efforts mesurés par le corps d'épreuve du tribomètre  
 (2) Effort calculé à partir de la mesure de déformation de la lame

Les valeurs moyennes des composantes de forces normale et tangentielle ont été estimées par régression linéaire, sur la durée de l'interaction (entre  $t = 15 \text{ ms}$  et  $t = 45 \text{ ms}$ ). Ces valeurs augmentent logiquement au cours de l'interaction, compte-tenu de l'augmentation de l'incursion pion/lame entre l'entrée et la sortie de contact. Le facteur obtenu en faisant le rapport entre les valeurs tangentielle et normale est voisin de 0,6. Il est clair que ce facteur dépend tant du frottement que de la dynamique de la structure. Les résultats obtenus pour les essais réalisés avec les quatre types de lames sont répertoriés dans le Tableau 14, et les courbes d'évolution des efforts pour ces différents essais sont données en Annexe 11.

Type de lame (caractéristiques données dans le Tableau 13)	Valeurs maximales des efforts moyens obtenus par régression linéaire pendant l'interaction		$T_{\max} / N_{\max}$
	Effort normal ☐ $N_{\max}$ (N) ☐	Effort tangential ☐ $T_{\max}$ (N) ☐	
« Témoin »	7,5	4,5	0,6
« Fine et longue »	3	2,5	0,8
« Fine et courte »	7,8	7,1	0,9
« Epaisse »	27	26	0,95

Tableau 14. Valeurs utilisées pour le calcul des coefficients de frottement correspondant aux 4 essais (« non confinés », vitesse de glissement :  $1 \text{ m s}^{-1}$  ; incursion progressive :  $10\text{-}650 \text{ }\mu\text{m}$ )

Les lames les plus raides conduisant logiquement aux forces les plus élevées. Ces résultats montrent bien un couplage contact-structure : le changement du type de lame (géométrie, raideur) influe ainsi sur les forces d'interaction et entraîne des valeurs différentes du rapport  $T_{max}/N_{max}$  (compris entre 0,6 et 0,95).

#### 4.2.5.4 Usure du pion abradable

La Figure 110 présente les mesures de déplacement laser prises sur la surface abradable, le long du diamètre parallèle à la direction de glissement, pour l'essai réalisé avec la lame « épaisse ». Comme illustré en Figure 106, l'entrée de contact se situe à  $X \sim 0$  mm et la sortie de contact à  $X \sim 20$  mm. L'inclinaison du pion est visible, est permis d'imposer une rampe d'incursion de  $10 \mu\text{m}$  à  $650 \mu\text{m}$ . L'écart en Y constaté entre les surfaces vierge et frottée est en moyenne inférieur à  $20 \mu\text{m}$ , sauf en sortie de contact où il a atteint  $150 \mu\text{m}$  sur une distance de  $0,4$  mm. Ces mesures indiquent donc une perte d'épaisseur abradable très faible en comparaison de celles constatées lors des essais de frottement « confiné » pion/disque. Les essais réalisés avec les trois autres lames ont révélé une usure encore plus faible, ce qui s'explique par le fait que ces lames présentent toutes une rigidité et une épaisseur inférieures à celle de la lame « épaisse ».

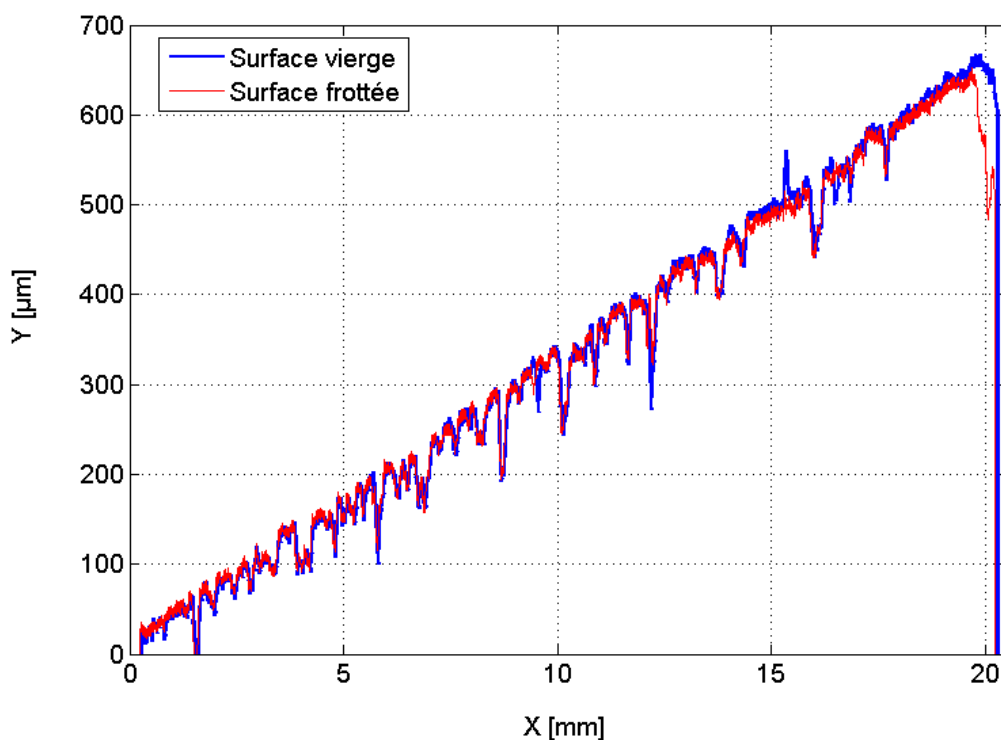


Figure 110. Mesures du profil vertical Y de la surface abradable avant/après essai avec lame « épaisse »

La Figure 111 présente l'observation de la surface abradable du pion après l'essai de frottement « non confiné » réalisé avec la lame « épaisse ». On rappellera que chaque essai n'a comporté qu'une seule « rencontre » pion/lame. La marque d'usure correspond à la trace laissée par le passage de la lame de  $10$  mm de large sur la surface du pion de  $20$  mm de diamètre (le rayon moyen de frottement est centré vis-à-vis du diamètre du pion). L'aspect brillant par endroits contrairement à d'autres révèle que la largeur de la piste de frottement n'a pas été frottée de manière uniforme. Ce point peut être dû à un défaut de mise en position lame/pion, ou causé par une légère torsion de la lame ou de son système de fixation, au cours du frottement.

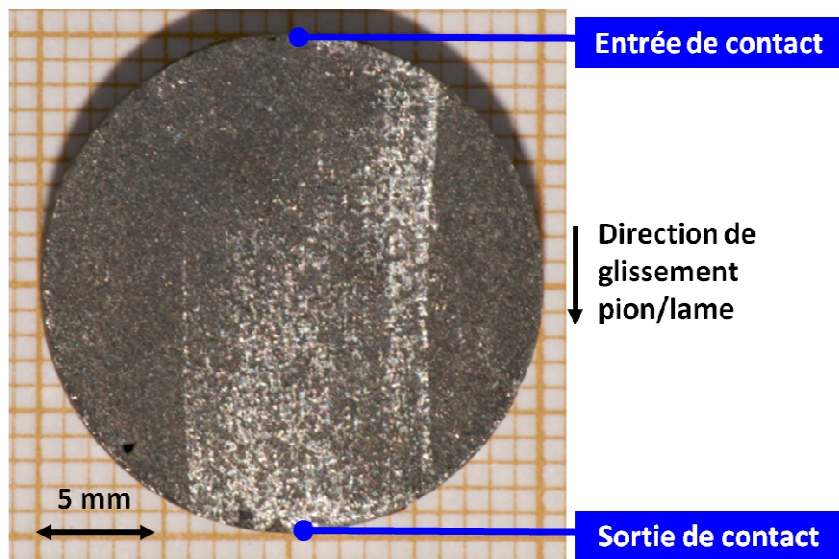


Figure 111. Surface abradable du pion après essai de frottement « non confiné » avec lame « épaisse »

Dans le but d'observer la microstructure de la surface abradable frottée, des observations MEB ont été menées sur la surface du pion testé en frottement « non confiné » par la lame épaisse, et sont présentées en Figure 112. Comme pour les essais de frottement « non confiné », la dissémination du nitrure de Bore hBN sur la zone de frottement, que témoigne l'aspect brillant en surface, montre que ce constituant a joué son rôle de lubrifiant.

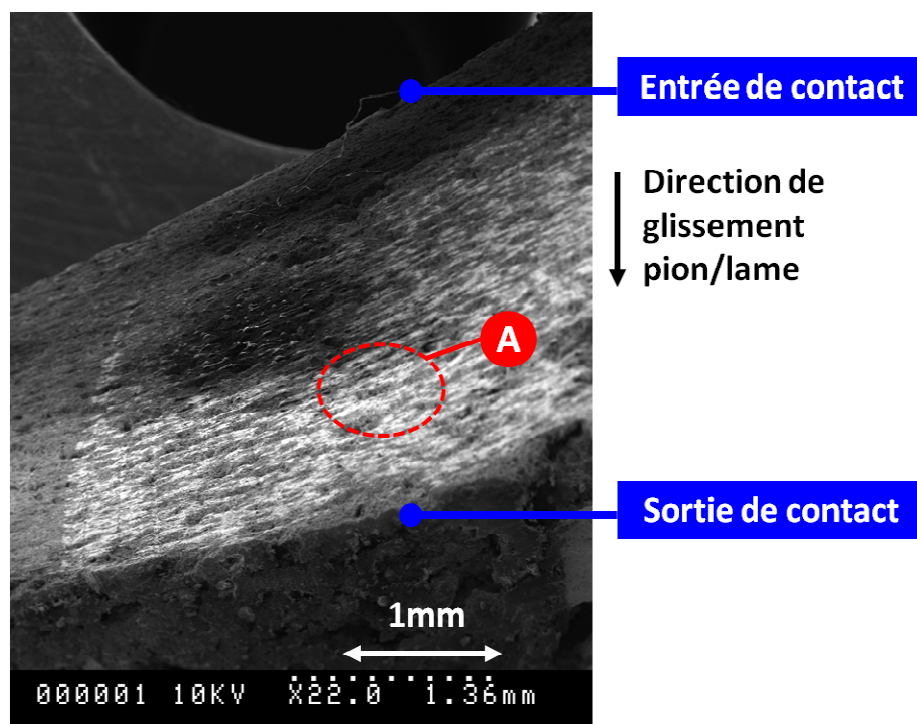


Figure 112. Micrographie (MEB/SE) de la surface abradable avant et après essai de frottement pion/lame (lame : épaisse ; vitesse de glissement :  $1 \text{ m s}^{-1}$  ; incursion progressive  $10\text{-}650 \text{ }\mu\text{m}$ )

Les observations MEB présentées en Figure 113 ont été réalisées dans la zone A, qui est située sur le passage de la lame. Elles mettent en évidence l'aspect compacté de la surface frottée.

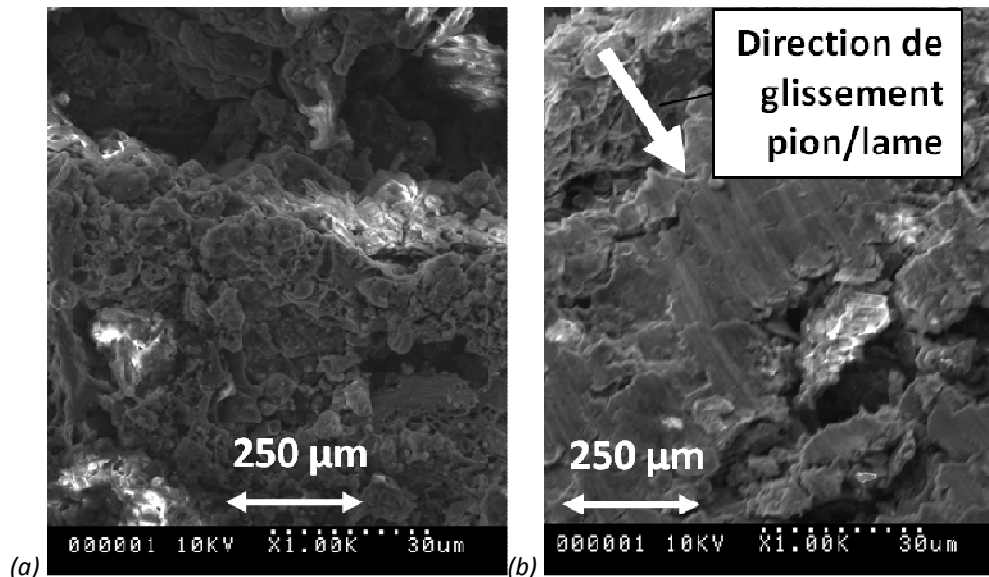


Figure 113. Micrographies (MEB/SE) d'une zone située en A  
(a) : surface vierge ; (b) : surface frottée

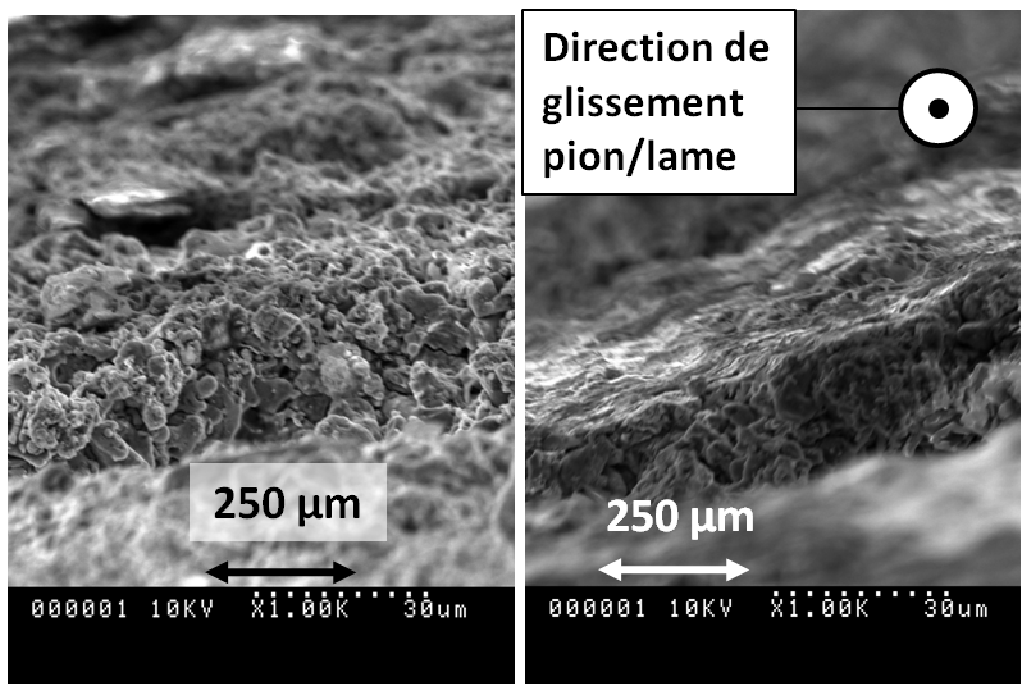


Figure 114. Micrographies (MEB/SE) en incidence rasante d'une zone située en A  
(a) : surface vierge ; (b) : surface frottée

Afin d'observer l'endommagement du matériau en épaisseur, des analyses optiques ont été menées sur ce même pion, en coupe. Nous avons mis en œuvre la solution présentée en chapitre 2, qui consiste à imprégner le pion avec une résine à froid avant l'étape de découpe et de polissage, car une telle préparation permet de préserver l'état de l'abradable sur une épaisseur au moins supérieure à 500 µm. La découpe, réalisée par tronçonnage à l'aide d'une meule en carbure de silicium, a été effectuée suivant le diamètre du pion perpendiculaire à la direction de glissement. Les observations au microscope optique ont alors été faites sur la surface du pion en coupe, au plus près de la face supérieure du pion, dans une zone située sur le passage de la lame (Figure 115).



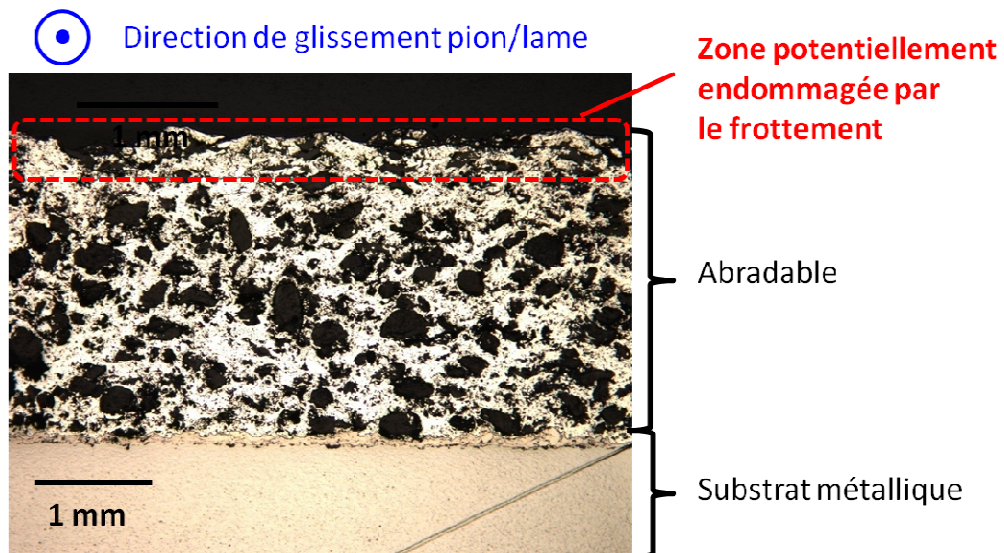


Figure 115. Micrographie optique du pion en coupe

L'observation de cette surface révèle une densification de l'abradable visible au voisinage de la surface frottée sur une profondeur d'environ  $100\ \mu\text{m}$  (zone A, en Figure 116, b). En faisant abstraction des rugosités de surface cisillées par le passage de la lame, cette densification s'est traduite par :

- un écrasement léger mais visible des porosités situées à une profondeur comprise entre  $100\ \mu\text{m}$  et  $200\ \mu\text{m}$  de la surface frottée (zone B, en Figure 116, b) ;
- une fermeture (ou compactage) des porosités situées à une distance inférieure à  $50\ \mu\text{m}$  de la surface frottée (zone C, en Figure 116, d).

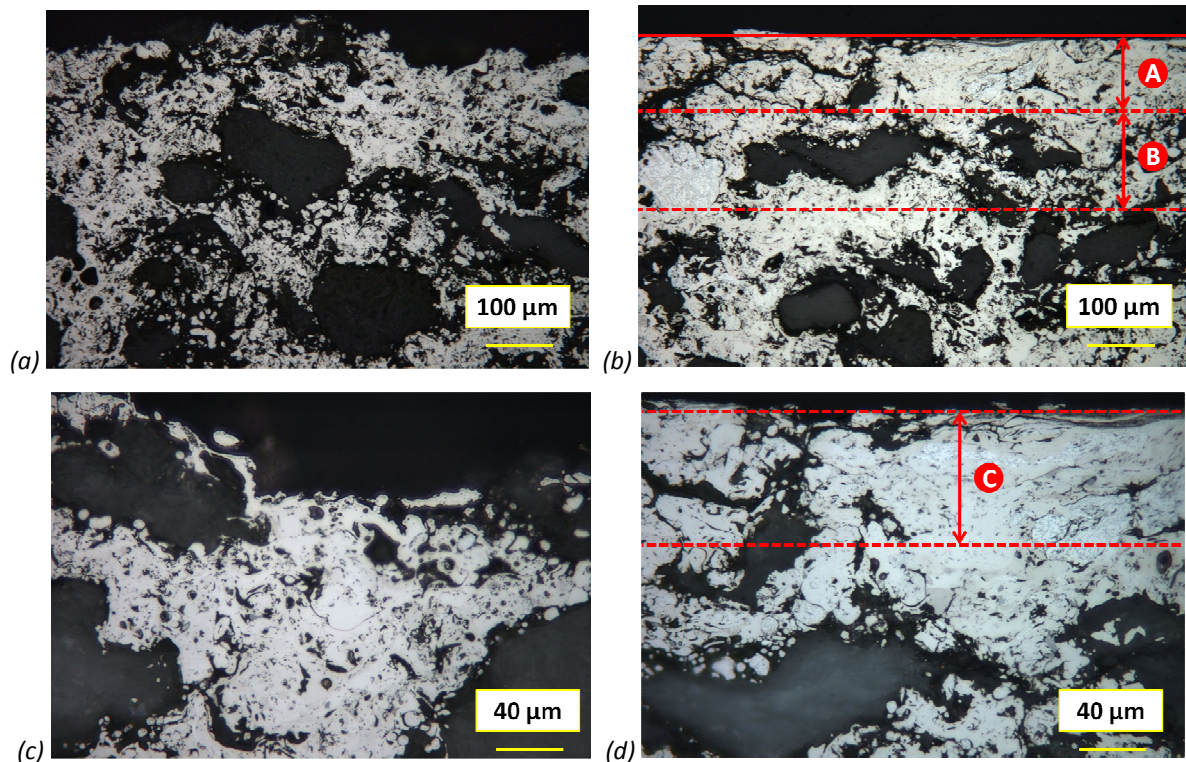


Figure 116. Micrographies optiques en coupe, à différents grossissements, de la surface de frottement (a) et (c) : pion vierge ; (b) et (d) : pion testé avec la lame « épaisse »

#### 4.2.5.5 Bilan des essais de frottement « non confiné »

Les essais avec lame flexible en TA6V et incursion progressive (10-650  $\mu\text{m}$ ) ont permis de tester le comportement de l'abradable en frottement « non confiné ». La perte d'épaisseur du pion abradable n'a pas dépassé 20  $\mu\text{m}$  le long des traces d'usure, sauf en sortie de contact où elle a atteint 150  $\mu\text{m}$ , pour la lame « épaisse » (la plus rigide). Les observations au microscope optique et au MEB de la surface abradable frottée ont montré que :

- le frottement s'est produit en condition « lubrifiée », par dissémination du hBN ;
- les mécanismes d'usure comprennent : la déformation (écrasement, compactage), et de détachement de débris dans la mesure où des particules abradables ont été retrouvées sur la piste du tribomètre.

D'autre part, les efforts mis en jeu ont été influencés par la dynamique du montage et des lames. Il est donc important de tenir compte de la dynamique de la structure pour appréhender les forces d'interaction aube/abradable. A cet effet, nous avons développé à l'ONERA de Lille une installation de laboratoire plus appropriée à l'étude expérimentale de ce couplage, et qui est présentée dans la partie suivante.

### 4.3 Développement d'un banc d'interaction dynamique aube/abradable

#### 4.3.1 Introduction

Que ce soit lors des premiers tours de rotor pendant la phase de rodage ou lors de touches accidentelles en service, l'abradabilité du matériau abradable a pour fonction de céder sur le passage de l'aube, afin de préserver l'intégrité de cette dernière. Toutefois, des phénomènes dynamiques tels que la vibration de l'aube, induits ou non par les touches, complexifient l'interaction. La multiplication du nombre de contacts rotor-stator peut conduire à une usure anormale du joint ou à une sollicitation catastrophique de l'aube, qui peut mener à sa rupture. Pour mieux modéliser et dimensionner les structures relativement à de telles situations accidentelles, il est donc important de caractériser les efforts et/ou le frottement au contact aube/abradable d'une part, et d'étudier les phénomènes dynamiques se produisant à l'interaction aube/abradable d'autre part.

Les campagnes d'essai réalisées sur le tribomètre du LML ont permis d'appréhender les difficultés expérimentales relatives au montage et à l'instrumentation du contact aube/abradable, et ont confirmé l'hypothèse d'un couplage entre la dynamique du système et l'effort d'interaction aube/abradable. Afin de palier aux limites de ces essais sur tribomètre, nous avons conçu à l'ONERA de Lille une installation dédiée à la caractérisation de l'évolution dynamique des efforts de frottement au contact frottant aube/abradable, à des fins de modélisation. Il est notamment important que cette installation :

- présente une surface d'abradable de développée continue, afin de maintenir le contact de la lame flexible contre l'abradable sur une durée plus importante que sur un pion ;
- possède une rigidité qui soit correctement dimensionnée vis-à-vis des fréquences de lames testées, afin que les vibrations n'interfèrent pas avec le contact, et ne perturbent pas les mesures dynamiques ;
- soit équipée d'une instrumentation dynamique qui soit robuste et adaptée aux objectifs d'étude.

#### 4.3.2 Paramètres influents dans l'interaction aube/abradable

L'étude bibliographique relative aux bancs d'usure existants (Chapitre 1) a indiqué certains paramètres qui déterminent une interaction entre un revêtement abradable et une aube rigide. Il s'agit de la vitesse de glissement aube/carter, de la profondeur et de la vitesse d'incursion de l'aube dans le revêtement abradable et de la température de fonctionnement (Tableau 15).

Paramètre	Gamme
Vitesse de glissement ( $m s^{-1}$ )	100-300
Profondeur d'incursion ( $\mu m$ )	50-700
Vitesse d'incursion ( $\mu m s^{-1}$ )	2-800
Température de fonctionnement ( $^{\circ}C$ )	300-500

Tableau 15. Valeur des facteurs influents l'interaction aube/abradable, dans les 1ers étages de compresseur [Bounazef et al. (2007)]

La flexibilité d'aube et les vibrations induites influencent la vitesse relative aube/carter ainsi que les conditions de pénétration, et inversement, l'incursion d'aube modifie la dynamique et change les conditions de contact. Il existe ainsi un fort couplage entre le comportement vibratoire de l'aube, les conditions cinématiques d'incursion, les forces d'interaction et l'usure du matériau abradable (Figure 117). C'est pourquoi il est difficile de connaître, à partir d'une incursion apparente et d'une vitesse de rotation du rotor, les conditions de l'interaction aube/abradable et donc les forces et l'usure engagée au contact. Il est donc important de considérer la flexibilité d'aube comme facteur déterminant les conditions d'interaction.

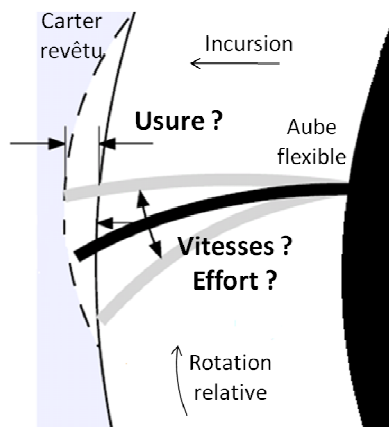


Figure 117. Schématisation des couplages entre la dynamique d'aube et l'interaction aube/revêtement abradable

Par ailleurs, sur les bancs d'usure existants, la surface abradable est réduite, sans chercher à reproduire la circonférence du carter. Dans le but d'étudier l'interaction pendant une durée longue, permettant par exemple l'activation de phénomènes thermiques, et de considérer plusieurs cycles permettant des couplages entre l'usure du revêtement abradable et le comportement vibratoire d'aube, nous choisissons de générer une interaction entre une aube et une surface abradable cylindrique de révolution, à l'instar du carter de turboréacteur. L'objet des essais n'est pas de caractériser l'interaction dans une situation industrielle mais de comprendre les phénomènes et le rôle joué par différents facteurs sur l'interaction.

Ainsi, le choix du rotor et du stator et de la génération des touches aube/abradable sur le banc de laboratoire que nous avons développé a été le fruit d'un compromis entre une représentativité du contact aube/carter, une simplification des conditions d'interaction et la capacité d'observation et d'instrumentation de l'interaction dynamique aube/abradable. L'approche expérimentale est basée sur une configuration aube/carter simplifiée, des conditions d'essais proches des conditions de service et une aube fortement instrumentée.

### 4.3.3 Principe de fonctionnement retenu

La réflexion a débouché sur la conception et la réalisation d'un prototype constitué d'un substitut d'aube frottant sur un tambour en rotation dont la surface extérieure est revêtu d'une couche de matériau abradable (Figure 118) :

- L'aube de géométrie simplifiée est une lame de flexion de section parallépipédique. Elle est instrumentée en force, déformation, déplacement et température. Sa translation, contrôlée en vitesse et en déplacement, détermine une incursion apparente. Sa position circonférentielle peut être excentrée de la normale à la surface de révolution de manière à reproduire une trajectoire engageante ou dégageante induite par l'incidence des aubes avec la surface du carter ;

## Chapitre 4 Etude expérimentale de l'interaction aube/abradable

- Le tambour revêtu d'abradable est un cylindre rigide et massif. Sa rotation et son diamètre autorisent une vitesse périphérique représentative des vitesses relatives aube/carter dans les compresseurs. Sa longueur permet plusieurs essais avec le même revêtement abradable par décalage axial de la lame de flexion, et le réusinage de toute la surface permet de régénérer le cylindre pour une nouvelle série d'essais.

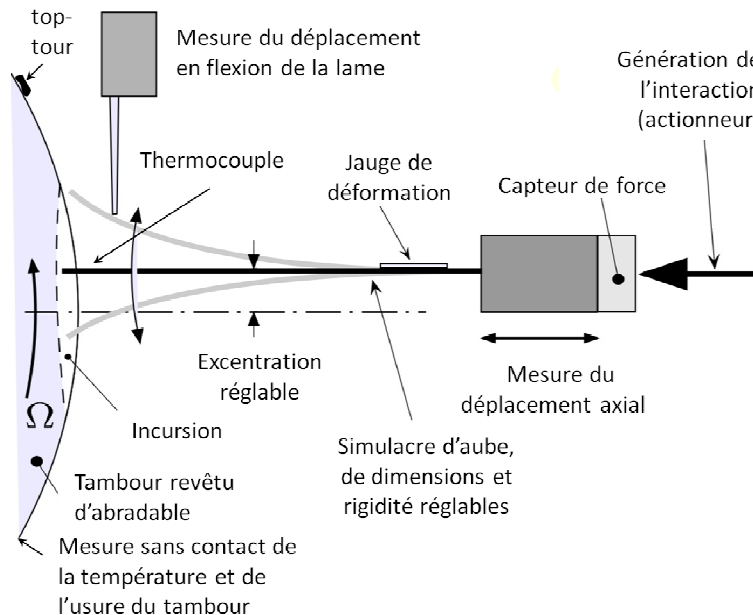


Figure 118. Caractérisation de l'interaction aube/abradable : configuration d'essai lame vibrante / tambour revêtu

Cette configuration présente trois intérêts majeurs :

- La facilité de commande et d'instrumentation de la lame vibrante compte-tenu de ses faibles déplacements par rapport au bâti, la vitesse relative aube/abradable étant obtenue par la rotation du tambour, et la possibilité de changer de géométrie de lame, de modifier sa position vis-à-vis de la surface cylindrique du tambour ;
- La situation de la zone d'interaction aube/abradable en périphérie extérieure de tambour offre un champ d'observation dégagé et facilement accessible pour une instrumentation optique ;
- La possibilité d'une distance de glissement importantes sur la circonférence du tambour pour des essais sans recouvrement, et d'une interaction sur plusieurs cycles de rotation du tambour.

Les inversions du contact, intérieur avec l'aube en rotation dans un compresseur, et extérieur avec la surface abradable rotative sur le banc d'essai, éloignent certes la configuration d'essai de la situation industrielle et imposent d'en tenir compte lors de l'exploitation des résultats expérimentaux. En effet, si on peut considérer que la faible épaisseur et la faible densité du revêtement abradable le rendent peu sensible aux sollicitations induites par la rotation du tambour, ce n'est pas le cas des aubes (redressement). De plus, l'inversion des courbures modifie la géométrie du contact et donc les touches pour une incursion donnée. Néanmoins, un grand diamètre de tambour permet de minimiser cet aspect, toujours dans l'objectif de l'étude d'une configuration du contact simplifiée.

#### 4.3.4 Conception et dimensionnement

Une liste non exhaustive des étapes de la conception avec des justifications des choix retenus est énumérée ci-dessous.

##### 4.3.4.1 Caractéristiques du tambour

Le tambour consiste en un cylindre massif de diamètre égal à 300 mm, c'est-à-dire un peu moins de la moitié de celui d'un deuxième étage de compresseur de turboréacteur CFM56-7B, ce qui permet de disposer d'une circonférence de 1 m de revêtement. Sur la base d'une largeur de lame de 10 mm, la longueur de tambour a été prise égale à 130 mm afin de pouvoir disposer d'une dizaine de pistes d'essai parallèles et espacées de 2 à 2,5 mm. Ce choix a pour conséquence un volume en rotation important. Afin de minimiser l'inertie du tambour, le choix de matériau s'est porté sur l'alliage d'aluminium 2024, qui est compatible avec la technique de projection thermique et a un coefficient de dilatation thermique proche de celui de l'abradable Al-8Si-20hBN ( $24 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ , [Metco (2010)]).

La surface extérieure du tambour a été revêtue au LERMPS par projection thermique plasma d'une couche d'abradable Al-8Si-20hBN (Metco 320NS) d'environ 6 mm d'épaisseur, par passes successives d'environ 0,1 mm. La surface à revêtir a été au préalable sablée au corindon blanc F60 à 2,5 bars, puis recouverte d'une couche d'accroche (400  $\mu\text{m}$  de 95Ni-5Al) pour favoriser l'adhésion du revêtement. Les zones ne devant pas être revêtues ont été protégées à l'aide d'un scotch thermique silicone renforcé. Afin d'obtenir un revêtement homogène sur l'ensemble du substrat, la rotation du tambour ( $63 \text{ tr min}^{-1}$ ) a été couplée au balayage régulier de sa surface par la torche de projection (vitesse de balayage  $4 \text{ mm s}^{-1}$ ) dans la direction axiale du tambour. Après une phase de préchauffage de la surface à  $70^\circ\text{C}$ , et au terme des 38 allers-retours ayant écoulé environ 6 kg de poudre abradable, l'épaisseur du dépôt a atteint 6,7 mm, et 6,3 mm après refroidissement complet. La température de surface, suivie par pyrométrie optique et ponctuellement par thermocouple toutes les cinq passes, est restée voisine de  $100^\circ\text{C}$  tout au long de la projection grâce à six torches de refroidissement disposées à la périphérie de la surface (Figure 119).

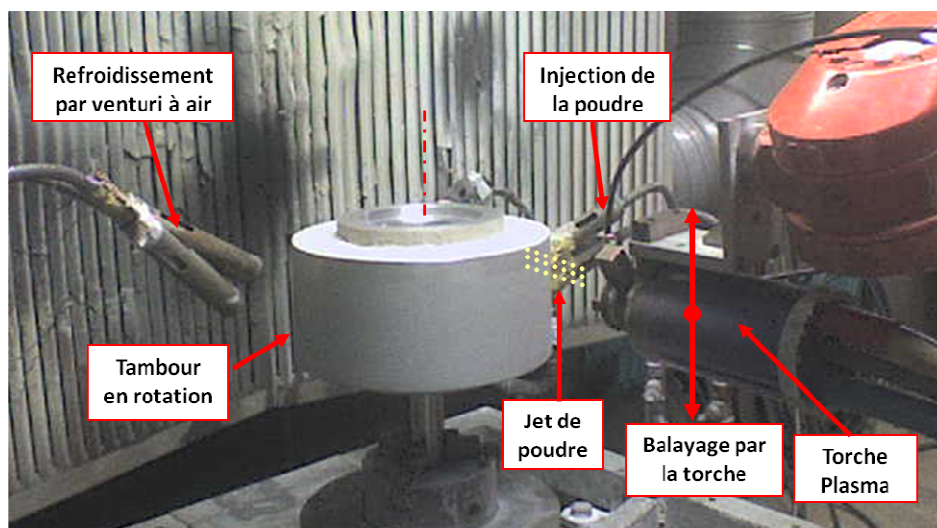


Figure 119. Projection de l'abradable Al-8Si-20hBN sur le tambour, réalisée au LERMPS

Une fois la projection réalisée, chaque tambour a été repris par tournage jusqu'à ce que la couche abradable atteigne une épaisseur de 5 mm. Chaque tambour a alors été monté sur son arbre et équilibré sur machine industrielle de type SCHENCK H40BU (Figure 120). Le degré d'équilibrage « G » est associé à un niveau vibratoire par la classification AFNOR (NF E90-650 pour

l'équilibrage de rotors rigides entre 2 plans). D'après le diagramme de Berry-Davidson, à la qualité d'équilibrage G2.5 obtenue, correspond un déplacement du centre d'inertie d'une amplitude inférieure à  $4 \mu\text{m}$ , pour une vitesse de rotation de  $6500 \text{ tr.mn}^{-1}$  et une masse en rotation de 31 kg.



Figure 120. Equilibrage dynamique du tambour sur machine de type SCHENCK

L'équilibrage initial peut être contrôlé et ajusté in situ, sans démontage, directement sur le banc d'essai au moyen d'un système B & K de manière à compenser un éventuel déséquilibre occasionné par l'usure de l'abradable. Une table motorisée équipée d'un outil de coupe permet d'usiner le revêtement abradable et d'obtenir une surface de révolution en utilisant la cinématique du banc, réduisant ainsi les écarts de battement. Cette table est située à l'opposé de la zone de contact (Figure 121).

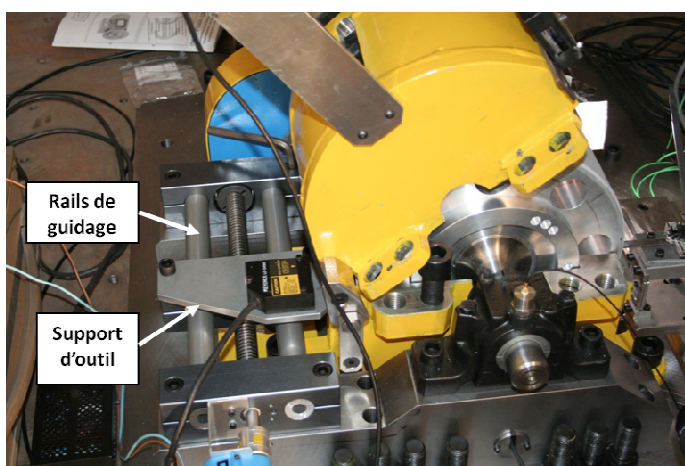


Figure 121. Dispositif pour usinage in-situ du revêtement abradable (outillage non monté)

La largeur de tambour et l'épaisseur de dépôt limitent le coût matériau des essais grâce à la possibilité de mener une dizaine d'essais sur la largeur du tambour, renouvelable par écouvonnage des pistes usées (par électroérosion au fil). D'autre part, le prélèvement des pistes usées est possible pour analyse après essai.

#### 4.3.4.2 Motorisation et guidage

Les contraintes budgétaires ont imposé une solution conventionnelle avec moteur asynchrone de 1,5 kW à deux sens de rotation. Dans sa configuration deux pôles, il tourne au maximum à  $3000 \text{ tr mn}^{-1}$ . Une transmission par engrenage permet d'atteindre une vitesse de rotation du tambour de  $6500 \text{ tr mn}^{-1}$ , soit une vitesse de  $100 \text{ m s}^{-1}$  du revêtement abradable. Un montage du tambour sur deux paliers sans porte-à-faux est adopté pour garantir la qualité du guidage en rotation. Par ailleurs, la faible puissance motrice suffit à la mise en vitesse du tambour, aucune contrainte temporelle n'étant nécessaire sur la montée en régime. Une rotation à basse vitesse de l'abradable est possible avec une commande par variateur de vitesse, notamment pour

l'usinage ou un rodage des surfaces avant essai. Un accouplement élastique et un frein à disque à manque de courant équipent la transmission de puissance (Figure 122).

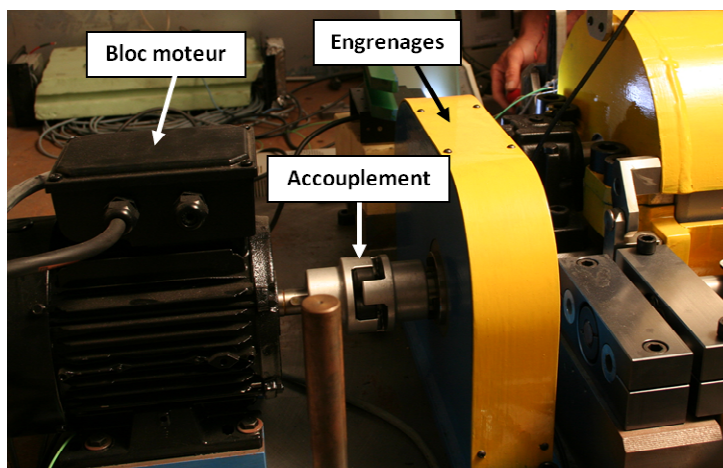


Figure 122. Bloc motorisation et transmission de puissance du banc

#### 4.3.4.3 Confinement de l'installation

Etant donnée l'énergie cinétique du tambour, un carter de protection permet de le contenir en cas d'incident de guidage. Il possède deux ouvertures pour pouvoir effectuer d'une part le contact et la visualisation et d'autre part l'usinage de l'abradable (Figure 123).

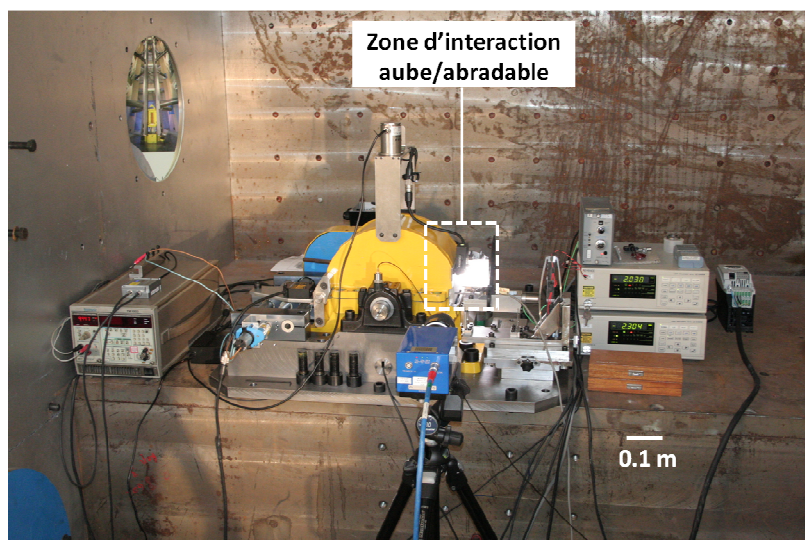


Figure 123. Banc d'interaction aube/abradable dans son enceinte de confinement, à l'ONERA de Lille

#### 4.3.4.4 Commande de l'incursion et guidage de la lame

L'objectif est d'obtenir une à deux touches par tour à la vitesse de rotation maximale de  $6500 \text{ tr min}^{-1}$ , soit un déplacement aller-retour de lame de plusieurs dixièmes de millimètre en moins de 10 ms. L'actionneur choisi est de type piézoélectrique, ce qui permet d'amener le bout de la lame au contact du revêtement abradable avec une bonne précision en vitesse et en position. A cet effet, l'actionneur piézoélectrique à coque elliptique de type APA 750XL spécialement développé par la société CEDRAT Recherche pour l'ONERA dans le cadre du développement d'un concept de pale active, a été intégré à ce projet (Figure 124).





Figure 124. Actionneur APA750XL testé dans le cadre de cette étude

Il a été alimenté par amplificateur de puissance de type KEPCO BOP200-1M et piloté par un générateur de signaux TEKTRONIC FG507 (Tableau 16).

Caractéristiques du dispositif	Valeurs théoriques	Valeurs testées à l'ONERA (*)
Rigidité	1.7 N/ $\mu\text{m}$	0.8 N/ $\mu\text{m}$
Fréquence propre bloquée-libre	320 Hz	220 Hz
Force bloquée	1250 N	900 N
Course maximum (sous -20 à 170V)	750 $\mu\text{m}$	de 1053 $\mu\text{m}$ à 16 Hz, soit 16.8 mm.s <sup>-1</sup> à 500 $\mu\text{m}$ à 100 Hz, soit 50 mm.s <sup>-1</sup>
(*) essais réalisés en boucle ouverte sur l'APA seul avec amplificateur Kepco, d'une puissance électrique maximale de 110W et limité en courant à 1A.		

Tableau 16. Caractéristiques de l'actionneur APA 750XL

La lame est encastrée à l'une de ses deux extrémités sur un petit bloc rigide monté sur un ensemble pendulaire flexible, de manière à pouvoir effectuer les petites amplitudes de déplacement en translation (inférieures au mm) imposées par l'actionneur (Figure 125). Le guidage par lames de flexion permet d'augmenter les efforts transverses admis par le système de guidage (1/10<sup>ème</sup> des efforts normaux pour un actionneur de type APA) sans modifier ni la course, ni la force générée par l'actionneur.

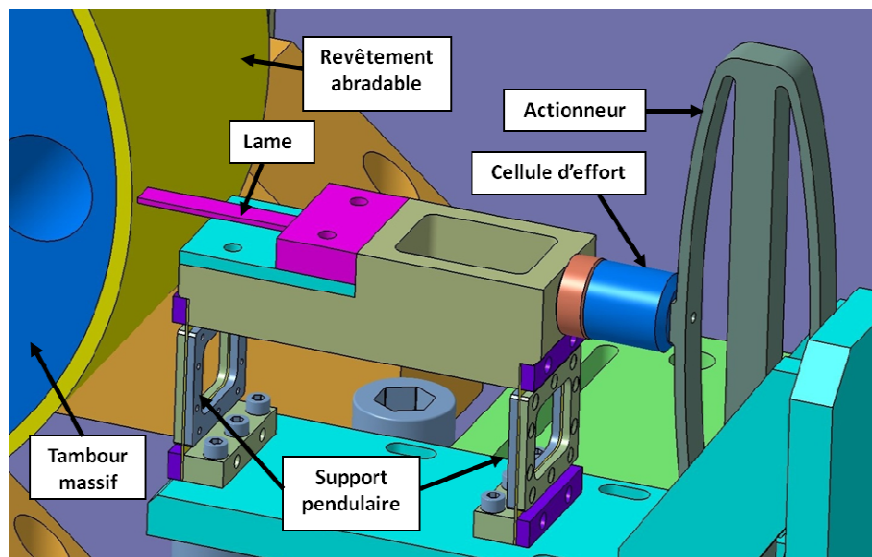


Figure 125. CAO du système de guidage de la lame

Le bloc qui porte le système de guidage est réglable en position, parallèlement et perpendiculairement à la surface abradable, de manière à ajuster le bout de lame avec la surface cylindrique du tambour (Figure 126).

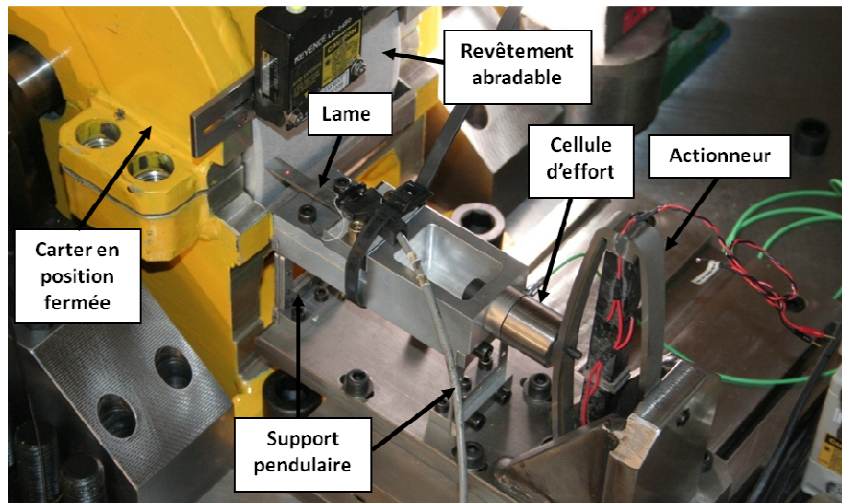


Figure 126. Vue complète du système d'incursion de la lame

Une fois la conception achevée, les composants ont été usinés, le dépôt du matériau abrasable réalisé, le tambour motorisé. L'instrumentation et l'assemblage ont abouti sur une installation finalisée (Figure 127), dont l'opérationnalité a été validée par des essais préliminaires.

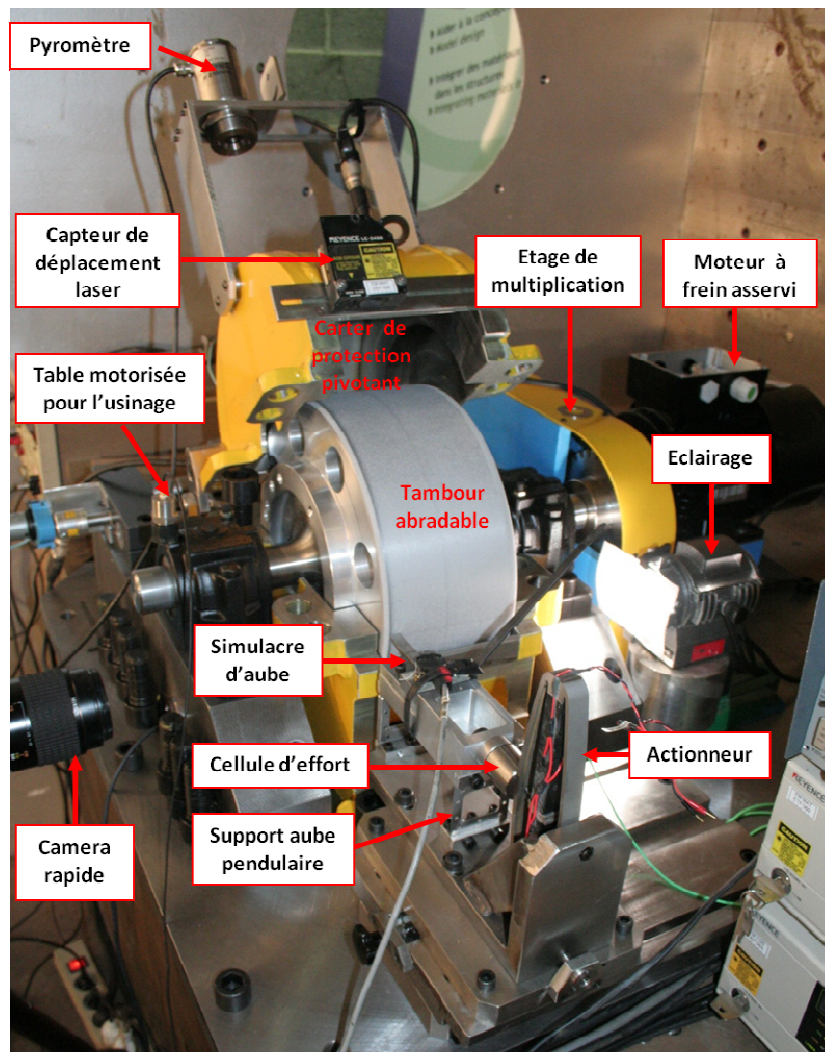


Figure 127. Vue d'ensemble du banc d'interaction aube/abradable développé à l'ONERA de Lille

#### 4.3.5 Instrumentation et mesures

L'instrumentation des essais comprend trois capteurs de déplacement laser, une jauge de déformation, un capteur d'effort piézoélectrique, un thermocouple, un pyromètre optique, un top-tour et une caméra rapide, comme détaillé ci-dessous.

##### 4.3.5.1 Trois capteurs de déplacement à diode laser

Un capteur (A) placé à l'arrière du système d'incursion mesure la translation de la lame vers le revêtement, un autre capteur (B), situé au dessus de la lame, mesure son amplitude de flexion (Figure 128, a). Le 3<sup>ème</sup> capteur de déplacement (C) est placé face à la piste de frottement du tambour, à 180° de la zone d'interaction lame/piste (Figure 128, b). Ce capteur relève ainsi l'usure de la piste pendant les essais. Ces trois capteurs de déplacement sont de type KEYENCE de LC-2400 (A-B) et LKG82 (C) par triangulation optique, et sont caractérisés par un diamètre de spot de 0,05 mm, un temps d'intégration de 20  $\mu$ s, une étendue de mesure de  $\pm 8$  mm et une résolution de 0,5  $\mu$ m. Par ailleurs, afin de ne pas perturber la mesure de la flèche de la lame, le sens de rotation du tambour est choisi de manière à éjecter les particules d'usure sur la face de la lame qui est opposée à la mesure.

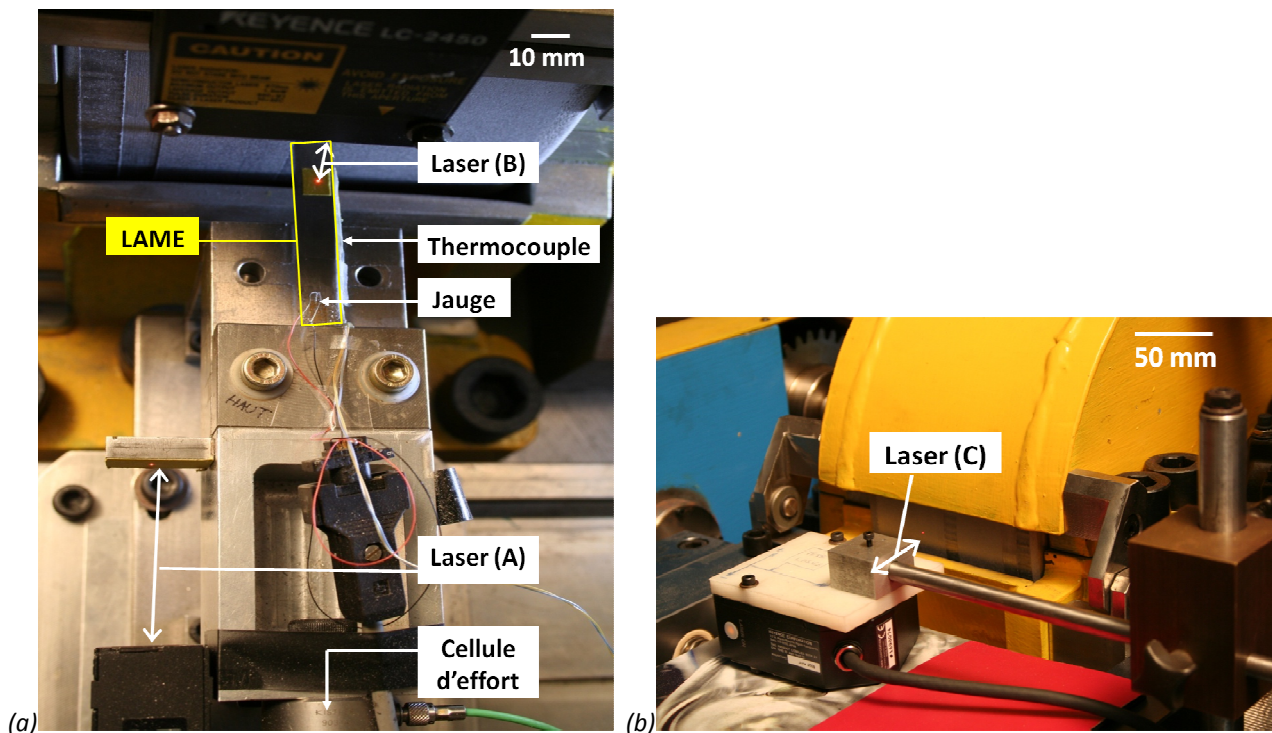


Figure 128. Instrumentation (a) de la lame et (b) de la piste abradable

##### 4.3.5.2 Une jauge de déformation

Placée sur la face supérieure de la lame à 5 mm de l'encastrement, la jauge mesure la déformation tangentielle dynamique de la lame (Figure 128). Cette voie d'extensométrie utilise un amplificateur conditionneur VISHAY de type 2310, de bande passante limitée à 75 kHz. La jauge est de type TML YFLA2, et est branchée en quart de pont à trois fils pour tenir compte des résistances de ligne. La tension d'excitation de 3,5 V a été retenue pour éviter les dérives thermiques et remédier au faible pouvoir dissipatif des jauges dû aux petites dimensions des grilles.

#### 4.3.5.3 Un capteur d'effort piézoélectrique

L'actionneur piézoélectrique, adossé à une équerre infiniment rigide (Figure 128), transmet au support pendulaire, via la cellule d'effort, le déplacement et l'incursion de la lame. Cette cellule piézoélectrique mono-composante de type KISTLER 9031A est montée pré-chargée. Elle a été étalonnée avant les essais dans sa position de configuration d'essai, prenant en compte la rigidité du support pendulaire (Figure 129, Cellule 1). L'étalonnage a été réalisé en statique sur une machine de traction compression INSTRON 4302 pour une gamme d'efforts inférieurs à 300 N. La cellule 2 servant à l'étalonnage est de classe 0.5 (EN 10002-2) sur toute l'étendue de mesure. Après adjonction de la platine support de lame en aluminium, sa fréquence de résonance chute de 80 kHz à 10 kHz. Le signal d'effort est conditionné par un amplificateur de charge de type KISTLER 5007, équipé d'un filtre passe bas à 180 kHz.

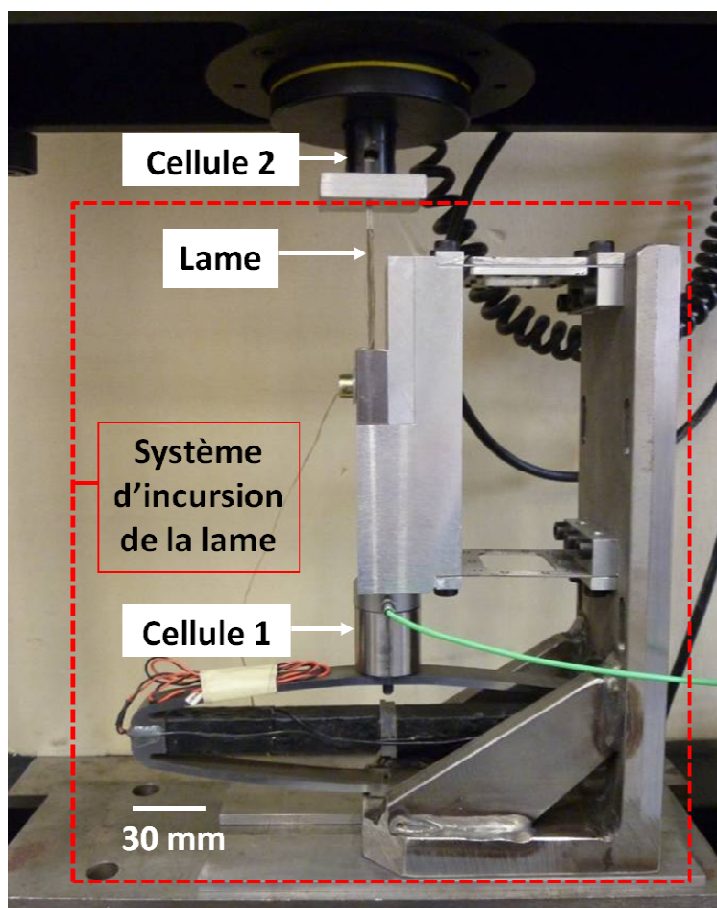


Figure 129. Montage d'étalonnage de la cellule d'effort

#### 4.3.5.4 Un thermocouple et un pyromètre optique

Le fil de thermocouple est fixé par point à 1 mm de l'extrémité de la lame (Figure 128). Cet emplacement est choisi de manière à mesurer la température de lame à proximité du contact frottant. La température de l'abradable est mesurée par un pyromètre optique placé dans un orifice aménagé au sommet du carter (Figure 130), dans la perspective d'essai à température imposée.

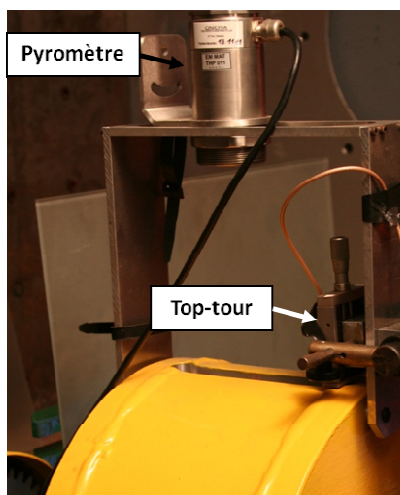


Figure 130. Emplacements du pyromètre et du tachymètre

#### 4.3.5.5 Un tachymètre optique (top-tour)

Ce capteur donne le top-tour d'indexation. Placé sur le flan du tambour (Figure 130), il relève le temps de passage d'une mire, qui est utilisé pour calculer la vitesse périphérique moyenne du revêtement au cours des quelques ms d'essai. Ce capteur permet également de localiser les différentes touches en faisant l'hypothèse d'une vitesse constante à chaque tour, ce qui est surtout utile lors d'essais sur plusieurs tours de tambour.

#### 4.3.5.6 Une caméra vidéo rapide

Une caméra rapide haute résolution de type VISARIO est montée sur un trépied et positionnée latéralement à la zone d'interaction, de manière à filmer les vibrations de la lame pendant les essais (Figure 131).

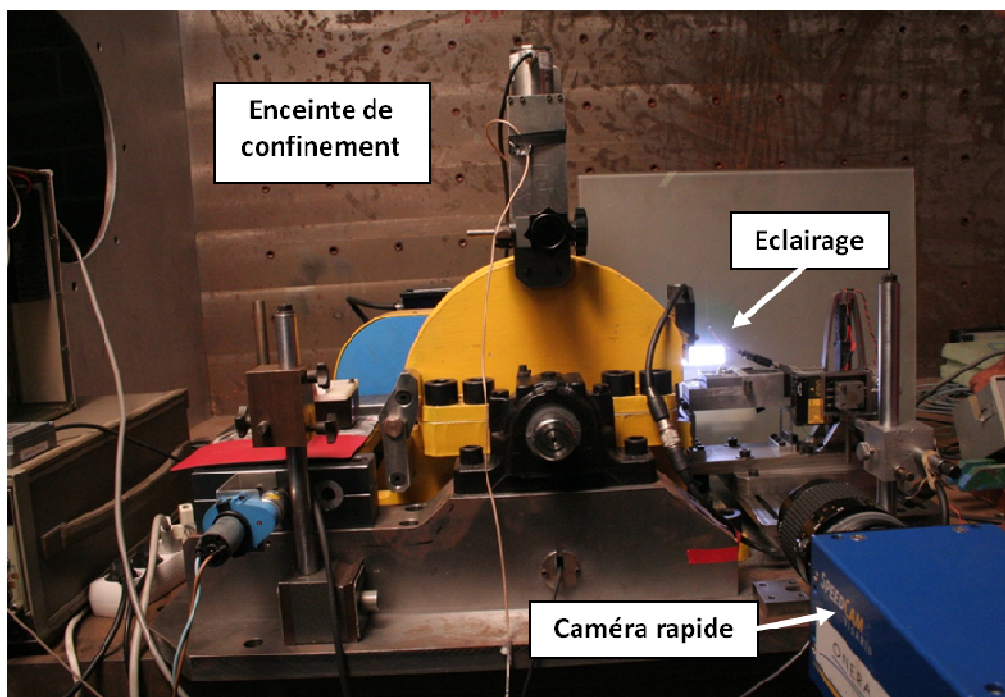


Figure 131. Imagerie en ombroscopie : emplacements de la caméra et de l'éclairage

Un projecteur HMI à lumière froide a été utilisé en transmission (Figure 131) de manière à obtenir des images par ombroscopie. A la cadence de référence de 1000 images par seconde, la résolution de la caméra est de 1536\*1024 pixels et le temps d'exposition peut être descendu à 10  $\mu$ s. Pour une cadence d'acquisition de 4000 images par seconde, la résolution est réduite à 768\*512 pixels, ce qui est un compromis satisfaisant pour l'observation de phénomènes dynamiques par ombroscopie (Figure 132).

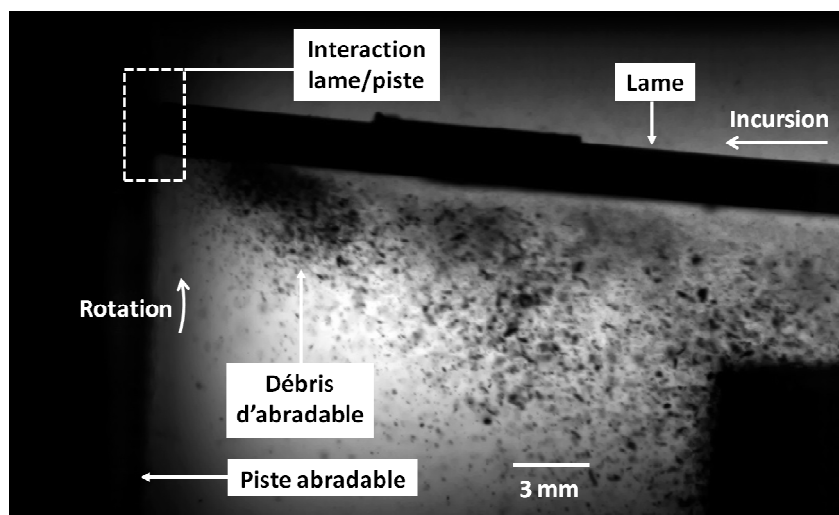


Figure 132. Extrait de séquence vidéo d'essai de touche (image par ombroscopie, 4000 images  $s^{-1}$ )

### 4.3.5.7 Acquisition des voies de mesure

Etant donné la très courte durée des touches, l'acquisition est réalisée par un analyseur de transitoires multivoies de type NICOLET MULTIPRO, équipé de cartes MP120E d'une capacité maximale de 1 Méga échantillons par seconde pour chacune, avec une dynamique de 12 bits. L'acquisition des signaux à une haute fréquence est cruciale dans la mesure où l'objectif des essais est d'identifier les phénomènes dynamiques pouvant se produire à l'interaction lame/revêtement. La fréquence d'acquisition est fixée à 330 kHz pour nos essais, soit un échantillonnage de 3  $\mu$ s. Ce choix est satisfaisant puisque les premières fréquences de vibration de lame contre le tambour restent a priori dans la gamme 0,2-10 kHz, et que pour une vitesse de revêtement abradable de 20  $m s^{-1}$ , une mesure est donc effectuée pour chaque déplacement de piste abradable de 6/100<sup>ème</sup>. Le trigger de la carte d'acquisition est effectué sur des valeurs seuil en déplacement normal et tangentiel de lame.

### 4.3.6 Protocole expérimental

Après avoir positionné manuellement le bout de la lame de manière tangente – mais sans contact – à l'une des pistes abradables vierges du tambour, ce dernier est mis en rotation. Les essais de mise en rotation du tambour ont révélé des problèmes de couplage dynamique entre la commande et l'élasticité de la transmission. Les essais réalisés pendant la thèse ont de ce fait été limités à une vitesse de rotation dans la gamme 650-1200  $tr min^{-1}$ , soit une vitesse de revêtement abradable comprise entre 10 et 20  $ms^{-1}$ .

Une fois que la vitesse d'essai (1200  $tr min^{-1}$ ) est atteinte, l'actionneur piézoélectrique génère un déplacement de la lame à vitesse et amplitude choisies, créant ainsi une interaction entre le bout de lame et la piste abradable, de durée au plus égale à celle d'un tour de tambour (50 ms). Pour une vitesse du revêtement abradable comprise entre 10 et 20  $m s^{-1}$ , les performances de l'actionneur lui permettent de réaliser un aller-retour de lame en moins d'un

## Chapitre 4 Etude expérimentale de l'interaction aube/abradable

tour de tambour, soit 50 à 100 ms, avec un choix approprié en amplitude (de 250  $\mu\text{m}$  à 50  $\text{mm s}^{-1}$  à 500  $\mu\text{m}$  à 15  $\text{mm s}^{-1}$ ). Les vitesses de déplacement obtenues sont certes élevées au regard des valeurs indiquées dans la littérature (inférieures au  $\mu\text{m s}^{-1}$  [Bounazef et al. (2004)]), mais elles sont une conséquence du choix de diamètre de tambour et de la volonté de ne pas superposer les traces d'usure au cours d'un essai, le facteur limitant étant la durée d'un tour.

Nous avons défini trois géométries sur la base d'une fréquence propre typique d'aube de compresseur aéronautique (260 Hz), afin d'étudier l'influence de la fréquence propre et de la rigidité en flexion de lame. Ces lames ont été réalisées en alliage de titane TA6V, et leurs caractéristiques sont regroupées dans le Tableau 17.

N° de lame	Largeur [mm]	Epaisseur [mm]	Longueur [mm]	Fréquence propre*		Raideur statique* [N.mm <sup>-1</sup> ]
				f <sub>1</sub> [Hz]	f <sub>2</sub> [Hz]	
1	10	2	60	450	2800	10
2	10	1.2	60	260	1700	2
3	10	1.2	45	475	3000	5

Tableau 17. Caractéristiques des trois lames d'essai choisies

\*Pour le calcul, valeurs prises à 20°C pour le TA6V :  
Masse volumique = 4410  $\text{kg m}^{-3}$ ; Module d'Young = 108 GPa  
Détail des calculs en Annexe 10

### 4.3.7 Stratégie d'analyse des signaux

#### 4.3.7.1 Récapitulatif des paramètres expérimentaux

Les paramètres expérimentaux que nous avons choisi de quantifier sont présentés en Figure 133 et explicités par le Tableau 18

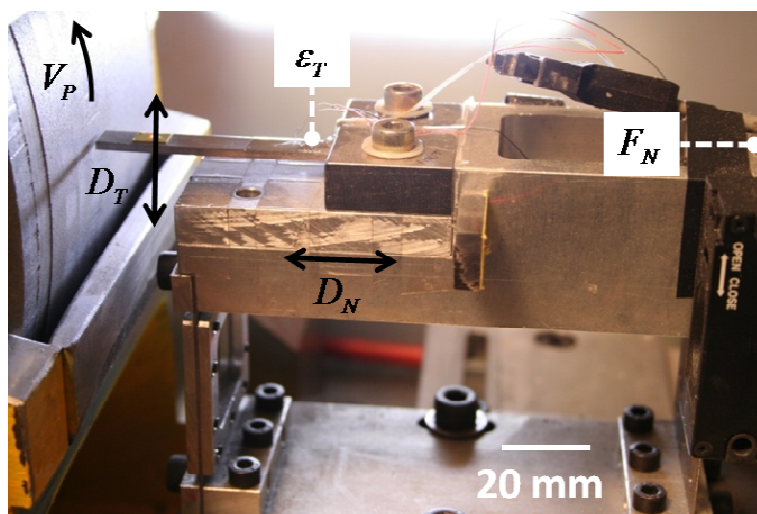


Figure 133. Mesures réalisées au cours d'un essai d'interaction lame/revêtement sur le banc ONERA

Paramètre	Quantité mesurée	Capteur
$D_N$	Incursion horizontale de la lame	Capteur laser (A), mesure le déplacement du système d'incursion
$D_T$	Flèche du bout de lame	Capteur laser (B), mesure le débattement tangentiel de la lame, à 3 mm de son bout
$F_N$	Force normale à l'interaction lame/revêtement	Cellule de force piézoélectrique, mesure l'effort dans la direction de $D_N$
$\varepsilon_T$	Déformation tangentielle de la lame	Jauge de déformation, collée sur la lame, à 5 mm de son encastrement

Tableau 18. Paramètres mesurés lors des essais sur le banc d'interaction lame / revêtement

Les quantités déterminées à partir des mesures de ces paramètres sont présentées dans le Tableau 19.

Paramètre	Quantité évaluée	Mesure servant à l'évaluation
$\Delta t_{tot}$	Durée de l'interaction lame/revêtement	A partir de la mesure d'incursion de la lame $D_N$
$V_N$	Vitesse normale du bout de la lame	A partir de la mesure de flèche de la lame $D_T$
$V_P$	Vitesse tangentielle du revêtement	Mesure par le top-tour du temps de passage d'une mire collée sur la surface de la piste abradable en rotation
$D_N^{max}$	Incursion horizontale maximale de la lame	Valeur maximale du déplacement normal de lame $D_N$ pendant la durée de l'interaction
$D_T^{static}$	Flèche statique d'un point situé à 3 mm du bout de la lame	Valeur moyenne du déplacement tangentiel de lame $D_T$ au cours de la 1 <sup>ère</sup> touche
$f_N$	Fréquence moyenne de vibration normale du système d'incursion	A partir des vibrations du système d'incursion dans la direction normale, repérées sur le signal $D_N$ après l'interaction
$f_T$	Fréquence moyenne de vibration tangentielle du bout de la lame	A partir de la durée moyenne séparant deux touches, repérée sur le signal $D_T$ au cours de l'interaction

Tableau 19. Paramètres évalués lors des essais sur le banc d'interaction lame/revêtement

En Figure 134, nous présentons les courbes brutes qui ont été obtenues pour l'essai pilote (essai n°1), c'est-à-dire celui qui a été réalisé avec la lame n°1, une vitesse de rotation de revêtement de l'ordre de  $20 \text{ m s}^{-1}$ , une profondeur et une vitesse d'avance normale de  $400 \text{ mm s}^{-1}$



et 170  $\mu\text{m}$  respectivement. Comme les mesures de température en bout de lame relevées par le thermocouple n'ont pas varié de manière significative au cours de l'essai d'interaction lame/revêtement, et ce quelque soit les conditions d'essai testées, nous choisissons de ne pas représenter cette voie de mesure ici. L'emplacement et la résolution du thermocouple sont suspectés d'être responsables de l'absence de sensibilité du capteur à l'élévation de température attendue au cours du frottement.

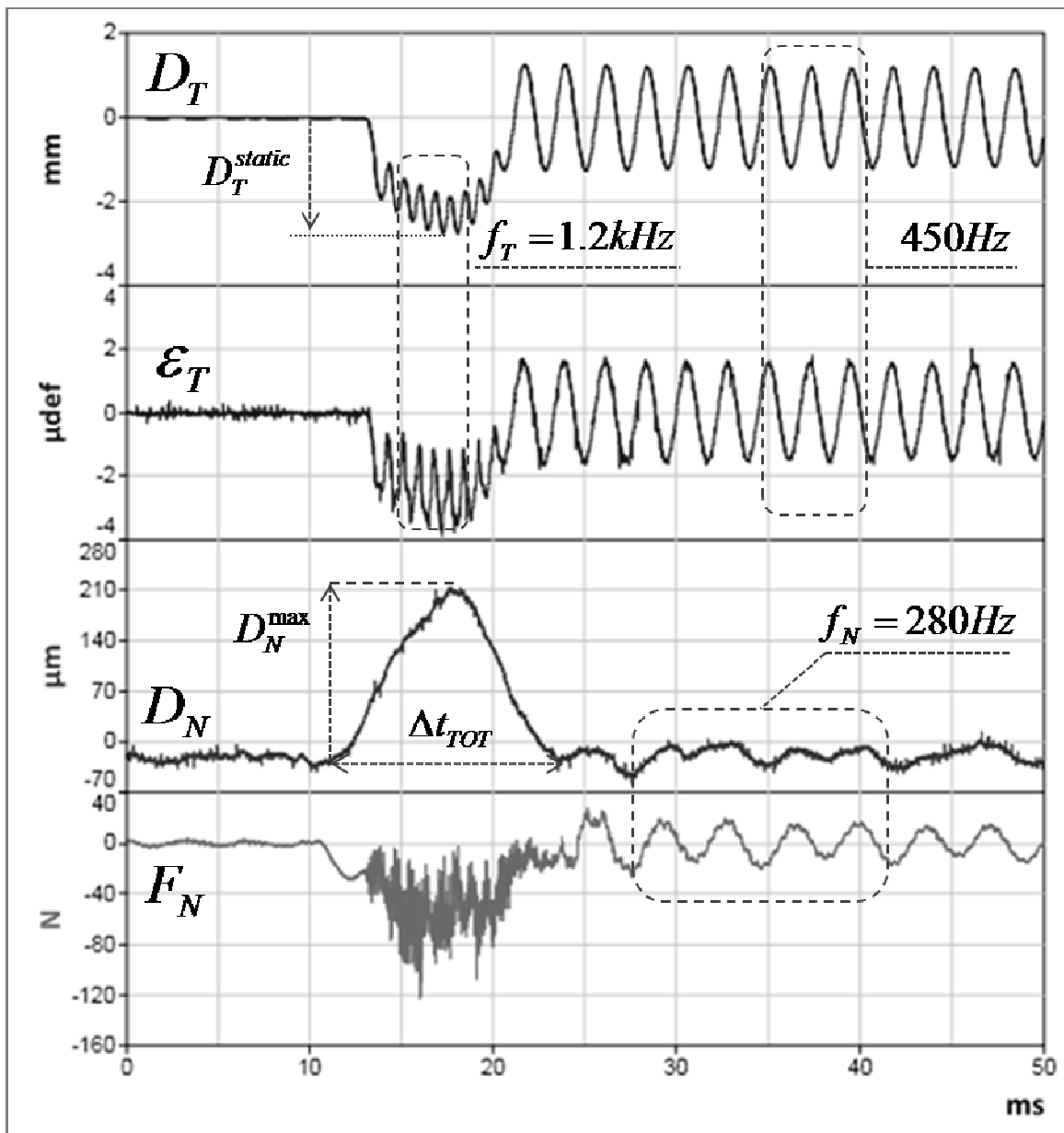


Figure 134. Signaux bruts mesurés au cours de l'essai d'interaction pilote (essai n°1)

#### 4.3.7.2 Evaluation de la dynamique et de la sollicitation de la lame

Pour l'ensemble des essais, nous avons choisi de quantifier la cinématique de la lame à l'aide des amplitudes et des fréquences apparaissant sur le signal de déplacement tangentiel de la lame (flèche dynamique)  $D_T$ , et d'évaluer la sollicitation tangentielle de la lame à l'aide du signal de déformation tangentielle  $\epsilon_T$ . La sensibilité dynamique élevée de la jauge de déformation fait que son signal est facilement parasité, par la résonance de la motorisation notamment. Les signaux  $\epsilon_T$  et  $D_T$  sont globalement en phase, comme le montre bien la Figure 135 ci-après. Ceci

indique une prédominance du premier mode de vibration de la lame sur les modes d'ordres supérieurs. Les rebonds de la lame au cours de l'interaction lame/revêtement se produisent à une fréquence moyenne  $f_T$  (1,2 kHz pour l'essai n°1) au moins deux fois supérieure à celle de la vibration tangentielle libre de lame en dehors de la zone d'interaction, à sa fréquence propre naturelle (450 Hz pour la lame n°1). Le niveau de sollicitation du pied de lame peut quant à lui être qualifié via l'amplitude de flexion statique de la lame  $D_T^{static}$ , qui atteint 2,8 mm pour l'essai n°1 avec un débattement libre de  $\pm 1,3$  mm.

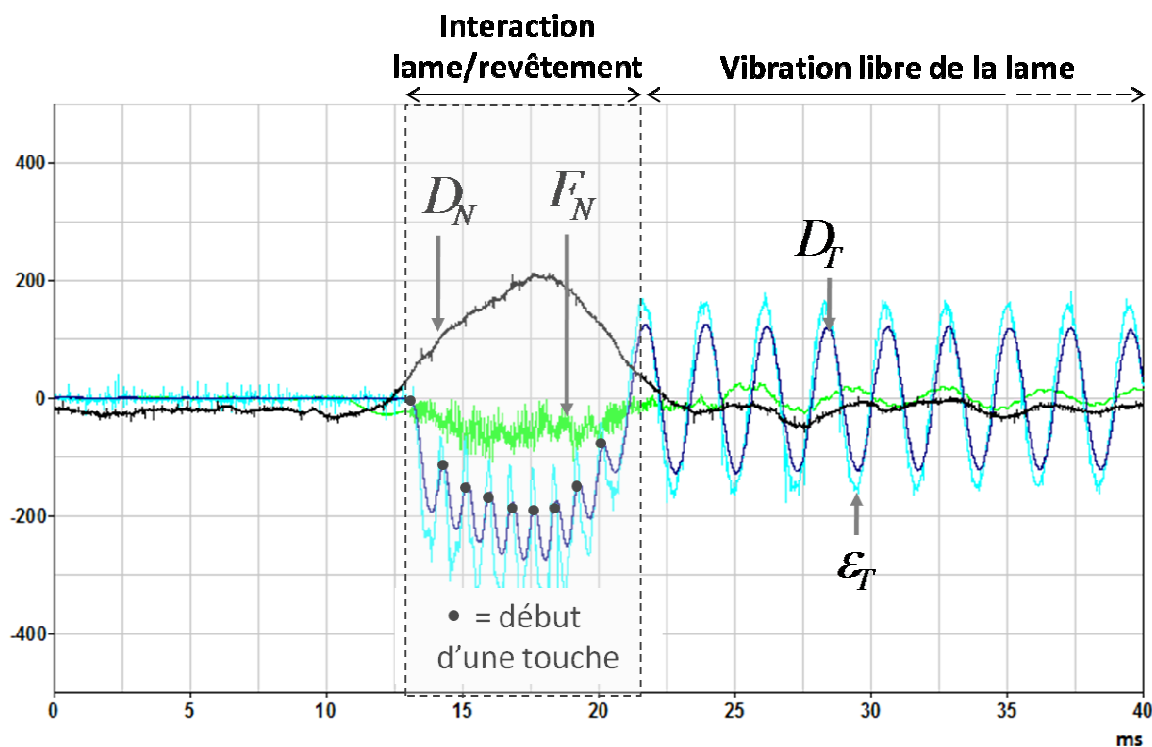


Figure 135. Résultats de l'essai d'interaction lame/revêtement n°1  
Unités:  $F_N$  en N ;  $D_N$  en  $\mu\text{m}$  ;  $D_T$  en  $10^{-2}$  mm ;  $\varepsilon_N$  en %  $\mu\text{def}$

#### 4.3.7.3 Evaluation de la force normale au contact lame/revêtement

L'amplitude de la force normale  $F_N$  n'a pas dépassé 100 N au cours de l'interaction, ce qui montre que la sollicitation normale de la lame reste faible, et que la sollicitation pouvant nuire à son intégrité se trouve principalement dans la direction tangentielle. Les effets dynamiques présents sur le signal d'effort, présenté brut, sont liés à la localisation du capteur piézoélectrique : entre l'extrémité encastree de la lame et l'actionneur piézoélectrique (Figure 126). Les oscillations apparaissant à la suite de la phase d'interaction lame/revêtement sur les signaux de déplacement et de force normale ( $D_N$  et  $F_N$  respectivement, Figure 134 ou Figure 135, à 280 Hz pour l'essai n°1) sont eux conséquence de la flexibilité du système d'incursion dans la direction normale au contact, et dépendent de sa masse totale (lame + bloc de fixation + support pendulaire + cellule et actionneur piézoélectrique), ainsi que de la vitesse et de la profondeur d'incursion de la lame.

#### 4.3.7.4 Usure du revêtement abradable

Dans les conditions d'incursion de l'essai n°1, l'interaction lame/revêtement a entraîné une flexion de la lame suivie d'une succession de petits rebonds de la lame sur le revêtement du tambour en rotation. La distribution spatiale et la profondeur des traces d'usure laissées dans le revêtement ne peuvent pas être déterminées par lecture directe des relevés de profil du tambour donnés par le capteur de déplacement (C). Il est en effet nécessaire de localiser la première

touche en combinant le signal donné par le top de synchronisation de la rotation du tambour d'une part, et d'étudier le signal de flèche ou de déformation tangentielle de la lame afin d'évaluer le nombre et l'espacement des rebonds d'autre part. Il est alors possible d'évaluer qualitativement l'épaisseur d'abradable usée via l'écart entre signal avant et après essai, comme montré en Figure 136.

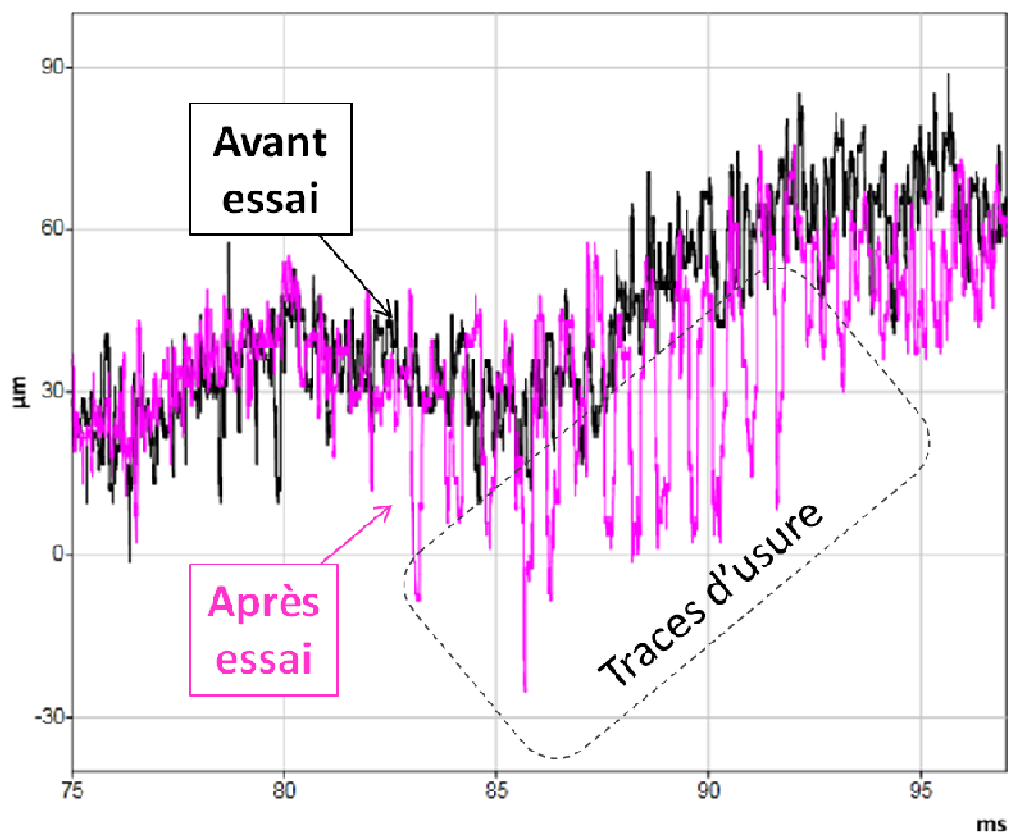


Figure 136. Profil de la piste abradable avant et après essai n°1

Pour la plupart des essais qui se sont déroulés sur une durée inférieure à celle d'un tour de tambour, il a été possible de retrouver les traces d'usure par une simple inspection visuelle de la piste abradable, puisqu'elles se différencient du matériau vierge par leur couleur (Figure 137). Pour une quantification de la profondeur d'usure de l'abradable, il est néanmoins recommandé à l'avenir de poursuivre cette étape par un relevé profilométrique de chaque piste du tambour, en rotation à vitesse basse et constante. L'analyse de la micrographie du matériau usé et prélevé par usinage au fil est également envisageable, dans le but d'identifier les mécanismes d'usure sous différentes conditions d'essai.

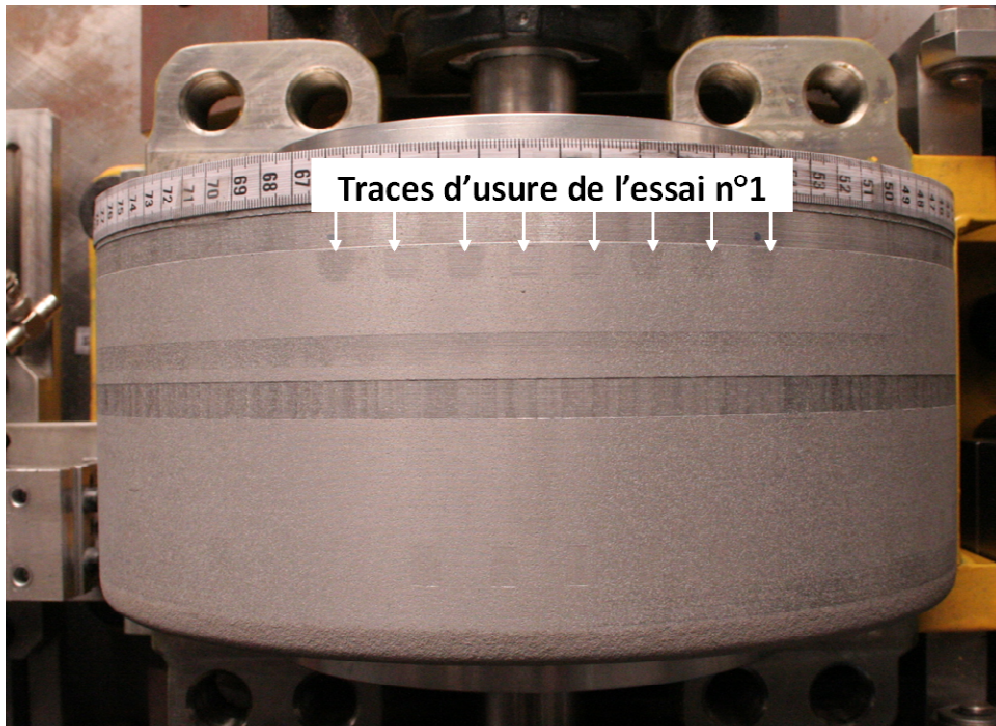


Figure 137. Visualisation des traces d'usure par inspection des pistes d'essais

#### 4.3.8 Résultats expérimentaux

##### 4.3.8.1 Récapitulatif des essais réalisés

Des informations essentielles à la compréhension de l'interaction lame/revêtement peuvent donc être obtenues à partir des mesures brutes réalisées sur le banc que nous avons développé à l'ONERA de Lille. Nous avons mis en œuvre cette stratégie d'exploitation pour huit essais différents, dont les paramètres expérimentaux sont regroupés dans les tableaux ci-après. L'objectif principal a été de mettre en évidence des couplages dynamiques à l'interaction aube/abradable.

La même lame a été utilisée pour les essais n°1 à 5 (Tableau 20). Les huit essais ont été réalisés sur des pistes abradables vierges, hormis l'essai n°5 qui est effectué sur une piste qui a au préalable été dégradée par de nombreuses traces d'usure. La vitesse de rotation du tambour est la même pour tous les essais ( $1200 \text{ tr min}^{-1}$ , soit  $20 \text{ m s}^{-1}$  en périphérie du tambour), sauf pour l'essai n°7, réalisé à  $650 \text{ tr min}^{-1}$  (Tableau 21).

Essai n°	1	2	3	4	5
Lame n° (*)	1	1	1	1	1
Piste abradable	Vierge	Vierge	Vierge	Vierge	Usée
$V_p$ en $m s^{-1}$	19	19	19	19	19
$\Delta t_{tot}$ en ms	8.5	19	35	25	35
$D_N^{max}$ en $\mu m$	170	380	280	110	350
$V_N$ en $mm s^{-1}$	40	40	16	40	18
Type d'incursion	S	S	S	M(x4)	S
$f_N$ [Hz]	280	140	140	140	140
$f_T$ [Hz]	1200	1650	(***)	900	1000
$D_T^{static}$ [mm]	2,7	3,9	3	4,5	6,1

Tableau 20. Conditions expérimentales et paramètres mesurés (1/2)  
 (\*) Caractéristiques dans le Tableau 17  
 (\*\*) S = simple ; M = multiple  
 (\*\*\*) Trace de frottement quasi continue

essai n°	4	6	7	8
lame n° (*)	1	2	2	3
Piste abradable	Vierge	Vierge	Vierge	Vierge
$V_p$ en $m s^{-1}$	19	19	10	19
$\Delta t_{tot}$ en ms	25	25	25	25
$D_N^{max}$ en $\mu m$	110	200	200	200
$V_N$ en $mm s^{-1}$	40	60	60	60
Type d'incursion	M(x4)	M(x3-4)	M(x3-4)	M(x3-4)
$f_N$ [Hz]	140	140	140	140
$f_T$ [Hz]	900	900	900	1200
$D_T^{static}$ [mm]	4,5	3,6	3,1	3,1

Tableau 21. Conditions expérimentales et paramètres mesurés (2/2)  
 (\*) Caractéristiques dans le Tableau 17  
 (\*\*) S = simple ; M = multiple

Les courbes expérimentales correspondant aux essais n°1 à 8 sont présentées en Annexe 12. Des séries d'images extraites des séquences vidéo de l'essai filmées avec la caméra rapide y sont également présentées afin d'aider à la compréhension de l'essai et du comportement de la lame pendant et après son interaction.

#### 4.3.8.2 Couplages dynamiques mis en évidence

L'exploitation des résultats par une étude comparée a permis d'étudier l'influence des paramètres d'essai sur l'interaction lame/revêtement, et de constater plusieurs couplages dynamiques entre l'excitation de la lame, son incursion et l'interaction lame/revêtement. Ces constats expérimentaux sont listés ci-après :

##### 1) Influence de la profondeur d'incursion sur le nombre de touches lame/revêtement

En comparant les essais n°1 et n°2, on remarque à vitesse d'incursion égale ( $V_N = 40 \text{ mm s}^{-1}$ ), qu'une profondeur de pénétration plus importante ( $D_N^{\text{max}} = 380 \text{ }\mu\text{m}$  pour l'essai n°2, contre  $170 \text{ }\mu\text{m}$  pour l'essai n°1) entraîne de manière logique une sollicitation en flexion de la lame plus importante ( $D_T^{\text{static}} = 3,9 \text{ mm}$  pour l'essai n°2, contre  $2,7 \text{ mm}$  pour l'essai n°1), et, toujours aussi logiquement, un plus grand nombre de rebonds de la lame sur le revêtement ( $f_T = 1,6 \text{ kHz}$  pour l'essai n°2, contre  $1,2 \text{ kHz}$  pour l'essai n°1), ce qui se traduit davantage de marques d'usure (23 contre 8, respectivement). Ce constat rejoint les observations expérimentales de Sutter *et al.* (2006), qui ont montré, dans le cas d'une aube non flexible, une augmentation de la force d'interaction aube/revêtement avec la profondeur d'interaction imposée.

### **2) Influence de la vitesse d'incursion sur le nombre de touches lame/revêtement**

En comparant les essais n°2 et n°3, on remarque qu'augmenter à la fois la vitesse et la profondeur d'incursion ( $V_N$  et  $D_N^{\text{max}}$  plus importantes pour l'essai n°2 que l'essai n°3) se traduit par le passage d'un cas s'apparentant à du frottement continu de la lame fléchie contre le revêtement, au cas de flexion de la lame avec rebonds successifs contre le tambour. L'amplitude de la flèche est alors plus importante ( $D_T^{\text{static}} = 3,9 \text{ mm}$  pour l'essai n°2, contre  $3 \text{ mm}$  pour l'essai n°3).

### **3) Influence du nombre d'incursions de la lame sur sa flexion et ses rebonds au contact**

En comparant les essais n°1 et n°4, on remarque que pour des valeurs inchangées de vitesse et de profondeur d'incursion, réaliser une incursion multiple (4 aller-retour de la lame pour l'essai n°4) au lieu d'une incursion simple (essai n°1) a un impact sur l'amplitude de flexion de la lame ( $D_T^{\text{static}} = 4,5 \text{ mm}$  pour l'essai n°4, contre  $2,7 \text{ mm}$  pour l'essai n°1) et, d'une moindre mesure, sur la fréquence de ses rebonds sur le revêtement ( $f_T = 0,9 \text{ kHz}$  pour l'essai n°4, contre  $1,2 \text{ kHz}$  pour l'essai n°1).

### **4) Influence de l'état de dégradation du revêtement abradable sur l'amplitude de flexion de la lame et son excitation dynamique**

La comparaison entre les essais n°3 et n°5 montre qu'à vitesse et profondeur d'incursion similaires, réaliser l'essai sur une piste préalablement endommagée par de nombreuses touches lame/revêtement (essai n°5) au lieu d'une piste vierge (essai n°3) impacte de manière significative l'amplitude de flexion de la lame ( $D_T^{\text{static}} = 6,1 \text{ mm}$  pour l'essai n°5, contre  $3 \text{ mm}$  pour l'essai n°3) et génère une situation de rebonds de la lame sur le revêtement ( $f_T = 1 \text{ kHz}$  pour l'essai n°5, contre une flexion sans rebonds pour l'essai n°3).

### **5) Influence des caractéristiques géométriques de la lame**

Par ailleurs, l'influence de la géométrie de la lame sur sa capacité à fléchir au contact avec le revêtement : Les essais n°6 et 8, dont les paramètres expérimentaux ne diffèrent que par la lame employée (lame n°2 et 3 respectivement), traduisent le fait qu'augmenter la raideur et la fréquence propre naturelle de la lame (en réduisant sa longueur) diminue son amplitude de flexion statique au contact avec le revêtement ( $D_T^{\text{static}}$  vaut  $3,6 \text{ mm}$  pour l'essai n°6, contre  $3,1 \text{ mm}$  pour l'essai n°8).

La possibilité de changer le type de lame testée sur ce banc ouvre des perspectives expérimentales, notamment : tester en fatigue des lames de raideurs différentes, qui pour de mêmes amplitudes de flexion, subiront une sollicitation tangentielle en pied plus ou moins importante ; ou encore, employer des substituts d'aubes de géométrie plus représentative.

### **6) Influence de la vitesse périphérique du revêtement**

En comparant les essais n°6 et n°7, dont les paramètres expérimentaux ne diffèrent que par la vitesse périphérique du revêtement ( $19 \text{ m s}^{-1}$  et  $10 \text{ m s}^{-1}$  respectivement), on remarque que diminuer la vitesse relative de glissement  $a$ , de manière logique, diminue l'amplitude de flexion de la lame ( $D_T^{\text{static}} = 3,1 \text{ mm}$  pour l'essai n°7, contre  $3,6 \text{ mm}$  pour l'essai n°6), mais que la fréquence des touches (ou rebonds) de la lame contre le revêtement n'a pas été affectée ( $f_T = 0,9 \text{ kHz}$  pour les deux essais). On notera que la possibilité de réaliser des essais pour une valeur choisie de vitesse périphérique de revêtement est cruciale à l'alimentation d'une base de données qui permette de valider de manière robuste des modèles de comportement de structure.

### **7) Existence d'un couplage amplifiant le débattement de lame**

Il est arrivé pour certains des essais, que des touches aient lieu en dehors de la phase d'interaction - telle que délimitée temporellement sur les graphes présentés en Annexe 12. L'amplitude de débattement de la lame immédiatement suite à ces touches a été affectée de manière différente :

- Pour les touches de type « A » (essais n°5 et n°8) : l'amplitude de débattement de lame suite à ces touches est diminuée (de  $\pm 2 \text{ mm}$  à  $\pm 0,8 \text{ mm}$  pour l'essai n°5) ou reste sensiblement la même ( $\pm 1,2 \text{ mm}$  pour l'essai n°8). Ces touches ont en commun qu'elles se sont produites pendant une phase durant laquelle le sens de déplacement tangentiel de la lame était opposé au sens de rotation du tambour ;
- Pour les touches de type « B » (essais n°6 à n°8) : l'amplitude de débattement de lame suite à ces touches est augmentée, de 35% en moyenne : elle passe de  $\pm 0,5 \text{ mm}$  à  $\pm 1,5 \text{ mm}$  pour l'essai n°6, de  $\pm 1,1 \text{ mm}$  à  $\pm 3 \text{ mm}$  pour l'essai n°7, et de  $\pm 1,2 \text{ mm}$  à  $\pm 3,1 \text{ mm}$  pour l'essai n°8. Ces touches ont en commun qu'elles se sont produites pendant une phase durant laquelle le sens de déplacement tangentiel de la lame était le même que celui de la rotation du tambour ;

Ces observations ont été confirmées par les vidéos des essais.

#### **4.3.8.3 Bilan des essais sur banc ONERA**

Les essais réalisés à ce jour sur le banc d'interaction dynamique aube/abradable développé à l'ONERA de Lille ont permis de qualifier expérimentalement l'influence de certains paramètres clés sur l'interaction lame/abradable :

- Les constats 1) et 2) montrent que l'augmentation combinée de la profondeur et de la vitesse d'incursion lame/revêtement aggrave la sollicitation de la lame (en flexion) d'une part, et participe à l'activation d'une divergence du comportement de la lame à l'interaction lame/revêtement (multiplication des rebonds) d'autre part.
- Les constats 3) et 4) montrent qu'une multiplication du nombre imposé d'allers-retours lame/revêtement a des effets similaires à ceux créés par une piste endommagée (surface présentant des creux et des bosses causés par de précédentes touches) : lorsque le frottement a lieu sur un « aller » ou une « bosse », il y a une augmentation de l'amplitude de flexion de la lame et du nombre de ses rebonds.

Il a été mis en évidence l'existence de couplages responsables des amplitudes et des fréquences de débattement de lame les plus sévères, les phénomènes étant liés à :

- la fréquence des allers-retours de la lame dans la direction normale au contact ;
- la fréquence et le sens de débattement tangentiel de la lame, lors des rebonds sur le revêtement ou de vibrations libres ;

## Chapitre 4 Etude expérimentale de l'interaction aube/abradable

- le sens et la vitesse de glissement relative lame/revêtement créée en périphérie du revêtement par la rotation du tambour.

De manière schématique, ce couplage se manifeste de deux manières différentes :

- l'une, favorable car atténuant les débattements de la lame : lorsque la touche lame/revêtement se produit alors que la lame a un sens de débattement tangentiel opposé au sens de rotation du tambour. Le contact entraîne alors un ou plusieurs rebonds d'amplitude réduite ;
- l'autre, défavorable, car pouvant mener à une divergence du comportement de la lame : lorsque la touche lame/revêtement se produit alors que la lame a un sens de débattement tangentiel qui est le même que celui de la rotation du tambour. L'impulsion donnée au bout de la lame par ce contact amplifie alors son débattement.

### **4.3.8.4 Perspectives**

Dans le but d'exploiter pleinement les capacités d'essai et de mesures du banc, un certain nombre d'améliorations sont à apporter, notamment :

- corriger la motorisation du tambour et modifier la transmission de puissance pour atteindre de plus grandes vitesses périphériques de revêtement d'une part (au moins  $100 \text{ m s}^{-1}$ ), et permettre d'autre part une rotation à vitesse basse et constante pour la mesure du profil surfacique du revêtement abradable avant et après essai ;
- utiliser une alimentation de l'actionneur permettant de plus grandes profondeurs d'incursion (amplificateur de type LA75C par exemple);
- choisir une meilleure solution pour la mesure de température de bout d'aube ;
- munir la zone d'interaction de composants inductifs pour réaliser des essais à température de service (300-500°C).

On notera que ce dernier point reste dépendant d'une caractérisation en parallèle du comportement dynamique et à température de service du comportement mécanique de l'abradable. Les suites pouvant être données à cette thèse sont, notamment :

- la caractérisation des mécanismes d'usure de l'abradable suite à l'interaction dynamique lame/revêtement grâce à l'analyse microscopique des pistes abradables du tambour après essai ;
- la détermination des forces d'interaction au contact par analyse inverse à partir d'une modélisation dynamique du montage et de la lame flexible ;
- l'exploitation des mesures dynamiques de force normale et de déformation de la lame (et la construction d'une base de données pertinente) à des fins de dimensionnement de différentes géométries d'aube sous sollicitation vibratoire (fatigue).



## 4.4 Conclusions

Les essais de frottement développés sur un tribomètre du Laboratoire de Mécanique de Lille ont permis de caractériser le comportement en frottement de l'abradable Metco 320NS, en configuration « confinée » puis « non confinée ». La charge normale appliquée au contact « confiné » pion/disque (100 et 200 N), pour une vitesse de glissement pion/disque de  $10 \text{ m s}^{-1}$ , a engendré une usure importante de l'abradable (taux de perte d'épaisseur de 5 à  $40 \text{ } \mu\text{m s}^{-1}$ ). Les coefficients de frottement moyens relevés sont compris entre 0,4 et 0,5. Les mécanismes d'usure impliqués sont principalement l'écrasement et le cisaillement, et ont été favorisés par la présence de porosités ainsi que de lubrifiant solide dans le matériau. Les essais « non confinés » ont été réalisés avec une lame flexible en TA6V et une incursion progressive (10-650  $\mu\text{m}$ ). La perte d'épaisseur du pion abradable n'a pas dépassé 20  $\mu\text{m}$  le long des traces d'usure, sauf en sortie de contact où elle a atteint 150  $\mu\text{m}$ , pour la lame « épaisse » (la plus rigide). Les observations au microscope optique et au MEB de la surface abradable frottée ont montré d'une part que le frottement s'est produit en condition « lubrifiée » par dissémination du hBN, et d'autre part que l'usure a été accommodée par déformation (écrasement, compactage) de l'abradable et par un détachement de particules.

Ces essais de frottement ont permis d'une part d'appréhender les difficultés expérimentales relatives au montage et à l'instrumentation du contact aube/abradable, et ont confirmé d'autre part l'existence d'un couplage entre la dynamique du système et l'interaction aube/abradable. Pour caractériser cette interaction, nous avons conçu à l'ONERA de Lille une installation dédiée. Ce banc offre la possibilité de tester l'influence des paramètres clés que sont la vitesse et la profondeur d'incursion, le nombre d'allers-retours lame/piste, la vitesse périphérique et le niveau d'altération de la piste abradable, et la géométrie du substitut d'aube. Par sa représentation simplifiée de l'interaction dynamique entre une aube flexible et un revêtement abradable d'une part, et une instrumentation permettant de mesurer les déplacements et les sollicitations de l'aube en conjonction avec l'usure du revêtement abradable, ce banc autorise une caractérisation expérimentale de couplages rencontrés en service.

Les essais réalisés à ce jour sur le banc ont permis de qualifier expérimentalement l'influence de certains paramètres clés sur l'interaction lame/abradable. En particulier, ils ont montré que les amplitudes et les fréquences de débattement de lame les plus sévères se sont produites pour des profondeurs et vitesses d'incursion plus importantes, lorsque la lame a réalisé plusieurs incursions (aller-retour) successives, ou encore, lorsque la piste abradable a été au préalable endommagée par de précédentes touches. De plus, il a été mis en évidence l'existence de phénomènes de couplage entre la fréquence des allers-retours (normalement au contact) de la lame, celle de son débattement tangentiel (rebonds sur le revêtement ou vibrations libres), et la vitesse de rotation du tambour. Ces couplages peuvent occasionner des amplitudes et des fréquences de débattement de lame sévères, en particulier lorsque la touche aube/abradable se produit alors que le débattement tangentiel de la lame a le même sens que celui de la vitesse relative périphérique lame/revêtement. Comme de tels phénomènes peuvent nuire à l'intégrité de l'aube et/ou causer une usure excessive du joint, il est important que les simulations numériques du contact rotor/stator reproduisent leurs conditions d'apparition.

## Conclusion générale

La maîtrise des interactions aube/carter constitue un enjeu industriel majeur dans le développement des turboréacteurs. En effet, ces interactions peuvent conduire à une usure excessive du revêtement abrasable ou une sollicitation accrue des aubes pouvant mettre le moteur hors service. La méconnaissance de ces interactions est un obstacle au développement de simulations numériques capables de décrire ces situations accidentelles.

Ainsi, l'objectif de ce travail est de contribuer à une meilleure compréhension des phénomènes liés à l'interaction aube/abrasable et notamment des couplages avec la dynamique d'aube. Il concerne plus particulièrement le cas du revêtement abrasable Metco 320NS utilisé dans les compresseurs (basse pression). Ce composite appartient à la famille des abrasables à matrice en aluminium-silicium et à lubrifiant solide hBN. La démarche, expérimentale, a consisté à caractériser le matériau abrasable et son comportement mécanique encore méconnu, d'une part, à étudier le comportement tribologique du matériau et développer un banc rotatif capable d'appréhender et de caractériser les conditions d'interaction aube/abrasable d'autre part.

Dans un premier temps, la microstructure hétérogène de l'abrasable Metco 320NS a été caractérisée, en termes de porosité et de dureté. Le comportement fragile et non linéaire du matériau abrasable ainsi que sa très faible capacité de déformation en traction ont été caractérisés, en statique et en dynamique. Le rôle joué par la microstructure sur la rupture, notamment la porosité, a été établi.

S'agissant de la compression, la densification de l'abrasable en compression lui confère une résistance très supérieure à celle en traction, en cohérence avec sa forte porosité. La faible épaisseur du revêtement abrasable, qui limite l'exploitation des essais de compression, a conduit à développer un protocole expérimental basé sur l'essai Brésilien, habituellement utilisé pour caractériser les matériaux fragiles en traction et à forte résistance en compression. L'essai a notamment été exploité en corrélation d'images numériques, ce qui a permis de mettre en évidence une déformation composée d'une partie élastique linéaire et d'une partie anélastique, que l'on peut notamment attribuer à la densification du matériau. S'agissant de l'endommagement et de la rupture, l'essai Brésilien permet d'étudier la cinématique de rupture fragile en traction, et les mécanismes de tassement et d'effritement qui caractérisent sa dégradation en compression.

Le comportement tribologique du matériau abrasable a été étudié par des essais de frottement sur tribomètre. Dans une configuration de contact « confiné » disque / pion abrasable, le matériau a révélé une usure importante, qui a favorisé la formation d'un troisième corps, dans le contact. Le frottement est caractérisé par le cisaillement de ce troisième corps, et s'est accompagné d'une densification par compactage du matériau abrasable. Dans une configuration de contact « non confiné » lame flexible / pion abrasable, plus proche de la configuration aube/carter, les forces d'interactions sont marquées par un fort couplage avec la dynamique de la lame et de la structure. Les mécanismes de frottement et d'usure se caractérisent par une dissémination du lubrifiant solide hBN et une déformation par compactage des couches superficielles de l'abrasable.

## Conclusion générale

Dans le but d'étudier l'interaction dynamique aube/abradable, un banc rotatif original a été développé dans une configuration de contact simplifiée lame flexible / tambour abradable, autorisant une forte instrumentation de la lame et la caractérisation en ombroscopie de l'interaction. En particulier, ce banc permet d'étudier différentes situations d'incursion, les liens avec la dynamique de la lame, jusque des vitesses de glissement de  $100 \text{ m s}^{-1}$ . Ainsi, les essais mettent clairement en évidence des couplages, notamment entre les touches, l'usure du revêtement, ainsi que l'amplitude et la fréquence de débattement de lame.

En perspectives, les possibilités du banc peuvent être étendues pour notamment étudier les interactions à des températures rencontrées en service dans les compresseurs. S'agissant de la détermination des forces d'interaction au contact, le développement d'une identification par approche inverse pourra s'appuyer sur une modélisation en dynamique de la configuration d'essai. Enfin, les mécanismes d'usure de l'abradable suite à l'interaction dynamique lame/revêtement doivent être caractérisés et reliés aux forces d'interaction et au comportement du matériau abradable .


## Annexes

Annexe 1. Ordres de grandeur relatifs aux compresseurs basses pressions.....	78
Annexe 2. Fiche produit de l'abradable Metco 320 NS.....	78
Annexe 3. Essais de caractérisation dynamique du Metco 320NS .....	78
Annexe 4. Procédure d'essai Brésilien modifiée : compléments.....	78
Annexe 5. Résistance apparente en traction indirecte (essai Brésilien).....	78
Annexe 6. Détermination des champs de déplacements par la CIN.....	78
Annexe 7. Estimation des incertitudes de mesure en CIN .....	78
Annexe 8. Solution analytique de Kolossov-Muskhelishvili (essai Brésilien).....	78
Annexe 9. Expression des champs analytiques pour la corrélation intégrée .....	78
Annexe 10. Calcul de fréquence propre et de raideur de lame d'essai .....	78
Annexe 11. Essais de frottement « non confiné », pour différentes lames.....	78
Annexe 12. Essais d'interaction aube/abradable sur banc ONERA, pour différentes conditions d'interaction et de lame d'essai.....	78

**Annexe 1. Ordres de grandeur relatifs aux compresseurs basses pressions**


Modèle de turboréacteur	CFM56-7B	GE90
Température	300-500°C	300-500°C
Pression	2-10 bars	2-10 bars
Diamètre extérieur du rotor	0,93 m (étage 2)	1,54 m (étage 4)
Diamètre intérieur du rotor	0,75 m (étage 2)	Non connue
Vitesse maximale du rotor	3000 tr min <sup>-1</sup>	Non connue
Vitesse en bout d'aube	100-300 m s <sup>-1</sup>	Non connue
Nombre d'aubes	50	Non connue
Espacement des aubes	7,2° (5,9 mm en bout d'aube)	Non connue
Longueur d'aube	90 mm	165 mm
Largeur (corde) d'aube	50 mm	65-70 mm
Angle aube/axe moteur	45,7°	34.4°
Epaisseur de tête d'aube	1,6-3,4 mm	0,9-3,8 mm
Section en bout d'aube	77,5 mm <sup>2</sup>	Non connue
Matériau des aubes	TA6V	TA6V
Matériau du carter	Acier enrichi en Nickel	Acier allié
Epaisseur du carter	Non connue	3 mm
Jeu aube-carter	0,5-2 mm	Non connue
Type de joint d'étanchéité	Abradable	Abradable Al-Si/Polyester
Epaisseur initiale du joint	2 mm	1,7 mm

## Annexe 2. Fiche produit de l'abradable Metco 320 NS



Sulzer Metco

## Product Data Sheet



### Metco® 320NS

Aluminum-Silicon-Boron Nitride Abradable for  
Sulzer Metco 9MB Plasma Spray Guns and 9MP Powder Feeder  
with Argon Hydrogen Parameters

**Typical Applications:**

High quality abradable coating material for clearance control applications in the compressor section of turbine engines with superior corrosion resistance. Maximum service temperature is 480 °C (900 °F).

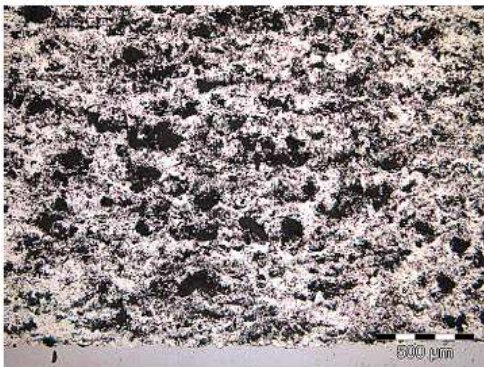
**Material Properties:**

Nominal Composition	Al 8Si 20BN
Particle Size	-212 +45 µm
Morphology	Composite

**Typical Coating Properties:**

Deposit Efficiency (%)	40 – 45
Macro hardness (R15Y)	45 – 70
Boron Nitride + Porosity (%)	47 – 53
Bond Strength	10.3 – 17.2 MPa 1500 – 2500 psi

Results reported using Sulzer Metco Standard Practices.  
Contact Sulzer Metco for recommended testing procedures.

**Typical Microstructure:**

Metco 320NS • 9MB • 9MP • Argon-Hydrogen

DSM-0095.1

© 2008 Sulzer Metco

**Recommended Spray Parameters:**

Spray Gun	9MB (9MC System)	
Nozzle	GH	
Amperage	500 A	
Voltage @ Dist. Box	78 – 80 V	
Argon	Pressure	5.2 bar 75 psi
	Flow	92.8 NLPM 212 SCFH
Hydrogen	Pressure	3.4 bar 50 psi
	Flow	5.5 NLPM 13 SCFH
Air Jets	Pressure	2.1 bar 30 psi
	Distance	parallel
<b>Powder Feeder</b>	<b>9MP</b>	
Pick-up Shaft	A	
Powder Port	#1	
Hose	Black	
Vibrator	Pressure	0.6 bar 8 psi
Carrier Ar	Pressure	4.1 bar 60 psi
	Flow	10.3 NLPM 23.5 SCFH
Spray Distance	15.2 cm	6 in
Spray Rate	53 g/min	7 lb/h

Spray parameters are presented as a starting point and may require adjustment to suit specific spray applications, including requirements for coating hardness and percent of fugitive phase / porosity.

**Order Number:**

1001587      5 lb container (approx. 2.25 kg)

For more information, please contact your Sulzer Metco Account Representative or visit us on our web site at [www.sulzermetco.com](http://www.sulzermetco.com).

### Annexe 3. Essais de caractérisation dynamique du Metco 320NS

Cette annexe présente de manière succincte les essais de caractérisation dynamique de l'abradable qui ont été réalisés de 2007 à 2009 par Jacky FABIS, Ingénieur de Recherches au sein du Département d'Aéroélasticité et de Dynamique des Structures de l'ONERA de Lille, dans le cadre d'une coopération avec la SNECMA. Les montages de caractérisation en traction en compression qui ont été mis en œuvre sont décrits, et un bilan des résultats obtenus, qualitatif uniquement pour des raisons de confidentialité, est effectué dans le but d'apporter un complément essentiel concernant la sensibilité du comportement mécanique de l'abradable à la vitesse de sollicitation. Les essais dynamiques ont mis en évidence une sensibilité à la vitesse de déformation de la nuance Metco 320NS, en traction comme en compression, sensibilité qui ne commence à devenir significative qu'au-delà de  $1 \text{ s}^{-1}$ . Ces résultats indiquent un comportement fragile de type visqueux. Les résultats de cette étude sont essentiels la modélisation de ce revêtement dans des conditions de vitesses représentatives des conditions de service dans les compresseurs basses pressions, au sein desquels la vitesse tangentielle aube/revêtement pouvant atteindre  $300$  voire  $500 \text{ m s}^{-1}$ .

#### 1) Démarche expérimentale

Compte-tenu de l'absence de norme de caractérisation dynamique pour l'abradable, en traction comme en compression, l'ONERA a opté pour les méthodes suivantes :

- Une caractérisation en traction sur des éprouvettes de type haltère plate, au moyen d'une machine de traction couplée à un vérin hydraulique rapide (Figure 138a) permettant une mise en charge dans le domaine quasi-statique ( $10^{-4} \text{ s}^{-1}$ ) et jusqu'à des vitesses de déformation de l'ordre de  $10^2 \text{ s}^{-1}$  ;

- Une caractérisation en compression sur des éprouvettes cylindriques de type pion (revêtement abradable sur substrat en acier), au moyen des barres de Hopkinson (Figure 138b) qui ont permis d'atteindre des vitesses de déformation de l'ordre de  $10^3 \text{ s}^{-1}$ .

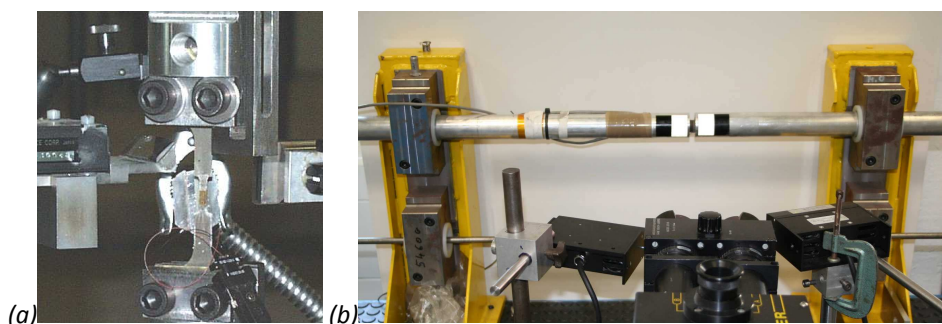


Figure 138. Montages de caractérisation dynamique développés à l'ONERA de Lille  
 (a) Machine électromécanique de traction  
 (b) Barres de Hopkinson

La continuité entre ces différents montages de caractérisation a été par ailleurs validée par des essais de recouvrement à des vitesses de déformation délimitant les domaines d'exploitation :

- en traction, à  $10^{-4} \text{ s}^{-1}$  sur le montage de traction avec vérin rapide d'une part et sur une machine de traction conventionnelle d'autre part, et à  $10^2 \text{ s}^{-1}$  sur le montage de traction avec vérin rapide d'une part et sur les barres de Hopkinson en traction indirecte d'autre part [Haugou (2003)];

## Annexes

- en compression, à  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ , sur la presse électromécanique d'une part (Figure 139), et en compression directe sur les barres de Hopkinson asservies par un vérin hydraulique d'autre part [Fabis (2007)].



Figure 139. Presse électromécanique pour les essais de compression statique

### 2) Caractérisation en traction ( $10^{-3}$ à $10^2 \text{ s}^{-1}$ )

- Montage expérimental : Les éprouvettes ont été équipées de deux jauges collées au centre de zone calibrée, sur l'axe de symétrie, orientées longitudinalement sur une face pour le relevé du module d'élasticité et transversalement sur l'autre face pour quantifier la déformation transverse. L'effort de traction a été mesuré par une cellule d'effort piézoélectrique de 400 kN, et l'allongement de l'éprouvette jusqu'à rupture a été mesuré par un extensomètre optique.
- Résultats : dans la gamme de vitesse de sollicitation testée ( $5 \text{ mm min}^{-1}$  à  $5 \text{ m s}^{-1}$ ), l'influence de la vitesse de déformation sur le module élastique et la contrainte à rupture a été mise en évidence, les valeurs obtenues à  $100 \text{ s}^{-1}$  étant près de 60% plus élevées qu'en quasi-statique ( $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ ). Les valeurs de déformation à rupture et du coefficient de dilatation latérale n'ont quant à elles pas varié avec la vitesse de sollicitation.

### 3) Caractérisation en compression ( $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ et $10^2$ à $10^3 \text{ s}^{-1}$ )

- Protocole instrumental des essais sur machine électromécanique ( $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ ) : Chaque pion d'essai a été déposé au centre du plateau inférieur de compression. Un capteur de déplacement laser optique a permis de capturer l'écrasement du pion avec une résolution de 5 microns, via la mesure du rapprochement des plateaux de compression. L'effort de traction a été mesuré par une cellule d'effort piézoélectrique de 300 kN. Un pilotage en déplacement a été utilisé pour la rampe de chargement des échantillons. Deux valeurs de diamètre de pion ont été testées : 20 mm et 7 mm, pour une même épaisseur de 3,5 mm, dans le but d'évaluer l'influence du diamètre de pion sur son comportement.
- Résultats des essais de compression statique : D'une part, ces essais ont permis de remarquer que le diamètre du pion influence les niveaux de contraintes mesurées. Cela peut s'expliquer par la présence du substrat rigide, qui modifie les conditions limites en se substituant au plateau de compression inférieur. Le mode de ruine des éprouvettes confirme cette hypothèse puisque les pions de diamètre inférieur (7 mm), dont le niveau de contrainte est le plus élevé, ont exhibé un écoulement de l'abradable vers la périphérie plus important que celui des pions de diamètre supérieur (20 mm).
- Montage expérimental des essais sur Barres de Hopkinson ( $10^2$  à  $10^3 \text{ s}^{-1}$ ) : Les normes relatives aux essais de compression aux barres de Hopkinson préconisent un élancement d'échantillon compris entre 1 et 1,5. Etant donné la faible épaisseur d'abradable que l'on



## Annexes

peut obtenir sans endommagement thermique potentiel, nous avons du nous contenter des fines épaisseurs usuellement déposées (3,5 mm). Les plaquettes fournies par la SNECMA présentant une épaisseur de 3,5 mm d'abradable, l'élançement impose un diamètre de 3 mm. Or compte-tenu de la faible résistance du matériau, une telle section n'est pas capable de développer un effort qui soit détectable par les barres de 40 mm dont dispose l'ONERA de Lille. Nous avons donc choisi de réaliser des pions de 20 mm de diamètre, et de 3,5 mm d'épaisseur. Le dispositif des Barres de Hopkinson est représenté en Figure 140. Le pion abradable a été placé à l'interface entre deux longues barres cylindriques de même section et de caractéristiques mécaniques supérieures à celles de l'échantillon. Le chargement est produit au moyen d'une troisième barre appelée projectile, de diamètre et de propriétés identiques aux deux premières barres, et mise en vitesse grâce à un lanceur à gaz. L'impact produit dans la barre entrante une onde de compression se déplaçant à la vitesse du son dans le matériau. Le principe initié par Kolsky [Kolsky (1953)] suppose qu'à l'interface avec l'échantillon, l'onde incidente se scinde en un système d'ondes réfléchies dans la barre entrante d'une part, produisant un état de traction, et en un système d'ondes transmises via l'échantillon à la barre sortante d'autre part, produisant un état de compression. Ces différentes ondes sont captées au moyen de jauges de déformation situées au milieu des deux barres. L'évaluation des déformations et des contraintes dans l'échantillon se fait par recalage temporel des signaux.

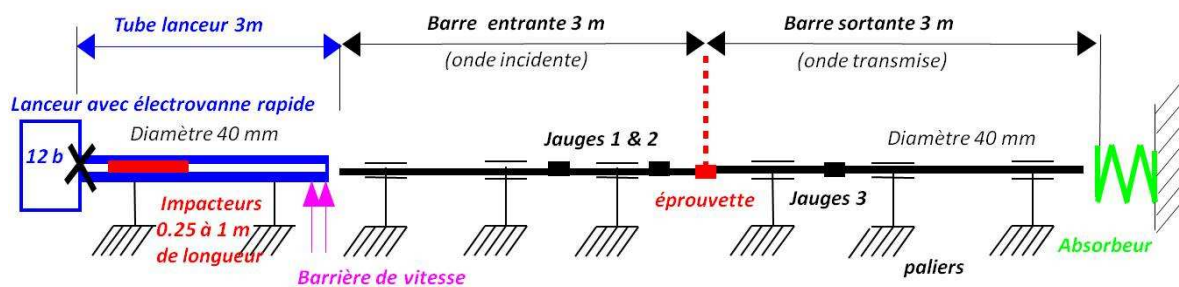


Figure 140. Dispositif expérimental des Barres de Hopkinson

En raison de la fine épaisseur d'abradable testée et de la difficulté d'équilibre du chargement aux interfaces, la condition de précision nécessaire au recalage temporel des signaux recueillis par les jauges de déformation sur la durée du chargement n'a pas été respectée, ce qui n'a pas permis de calculer la déformation de l'abradable du pion, ni son allongement dynamique. Le suivi du déplacement différentiel entre barre entrante et barre sortante a donc été effectué par un extensomètre optique, avec une résolution de 2  $\mu\text{m}$ .

- Résultats des essais de compression dynamique : La confrontation entre ces essais de compression dynamique et les essais statiques ont confirmé la sensibilité de la réponse en compression de l'abradable à la vitesse de chargement. Une sensibilité de l'effort dynamique à la vitesse de sollicitation en compression a été relevée au-delà du 1% de déformation : les valeurs obtenues à  $10^3 \text{ s}^{-1}$  sont 40% plus élevées qu'en quasi-statique. Cependant, en raison du confinement du chargement dû à la géométrie des pions et de l'influence du substrat sur les conditions limites, ces essais n'ont néanmoins pas permis de quantifier dans l'absolu le module et la contrainte à rupture du matériau.

## Annexe 4. Procédure d'essai Brésilien modifiée : compléments

### 1) Géométrie d'éprouvette

La norme européenne AFNOR NF EN 12390 qui décrit la méthode traditionnelle de détermination de la résistance en traction du béton durci par fendage d'éprouvettes, prévoit l'emploi d'éprouvettes cylindriques de 150 mm de diamètre et de 300 mm de longueur. Les recommandations de l'ISRM (*International Society for Rock Mechanics*) relatives aux méthodes de détermination de la résistance en traction de matériaux rocheux, préconisent quant à elles l'utilisation d'éprouvettes de type disque pour la mise en œuvre de l'essai brésilien [ISRM (1978)], et plus précisément, d'éprouvettes cylindriques de diamètre égal au double de l'épaisseur, typiquement 50 mm et 25 mm, respectivement. Plus récemment, des simulations numériques en élasticité linéaire de l'essai brésilien ont permis de mettre en évidence que l'influence du coefficient de Poisson sur la valeur de la contrainte à la rupture par traction indirecte peut être minimisée en choisissant des éprouvettes de type disque, de diamètre égal à au moins cinq fois la valeur de l'épaisseur [Wang et al. (2004)].

### 2) Procédure d'essai optimisée

Il a été observé expérimentalement que l'écrasement local de la roche immédiatement sous la charge lors de l'essai brésilien survient avant la rupture en traction de l'éprouvette par fissuration suivant son diamètre vertical [Yu (2005)]. En conséquence, la contrainte maximale de traction détectée lors de l'essai brésilien peut être significativement inférieure à la valeur de résistance en traction indiquée par le biais de l'essai de traction directe. De plus, ce phénomène est accentué par la propension des matériaux fragiles à rompre en surface plutôt qu'en cœur. Dans le but d'assurer une répartition plus homogène de la charge verticale, il est donc recommandé d'insérer entre l'échantillon et les plateaux de la presse des pièces intermédiaires.

Pour l'essai brésilien traditionnel, la norme ASTM C490-90 préconise l'insertion de fines lamelles en contreplaqué. Pour l'essai brésilien sur éprouvettes de type disque, l'ISRM spécifie le montage de deux gorges en acier, dont le diamètre vaut une fois et demie celui de l'échantillon, puis l'insertion de lamelles en aggloméré entre la gorge et l'échantillon. Dans le cas d'un disque dont l'épaisseur est réduite de manière à minimiser les effets 3D, l'utilisation de gorges de diamètre quasi-égal à celui de l'éprouvette et l'insertion de craie pour parfaire le contact sur un angle d'ouverture 20° (Figure 141), est la solution la plus performante à ce jour [Yu et al. (2009)].



Figure 141. Procédure de test brésilien modifiée [Yu et al. (2009)]

## Annexe 5. Résistance apparente en traction indirecte (essai Brésilien)

L'essai brésilien peut être modélisé par l'application d'une force  $F$  aux deux extrémités du diamètre vertical de l'éprouvette cylindrique, le long d'une génératrice de longueur  $e$ . En supposant que le matériau testé soit homogène et isotrope, l'étude peut se faire dans le plan de la section de l'éprouvette (Figure 142).

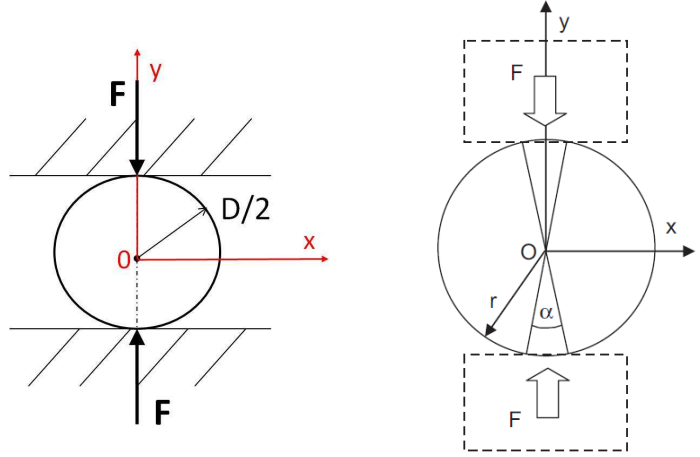


Figure 142. Modélisations 2D de l'essai brésilien

La théorie de Hertz est utilisée pour établir l'expression analytique des contraintes dans l'éprouvette soumise à la charge diamétrale [Rasch and W.Kollenberg (2005)] :

$$\sigma_x(x, y) = \frac{-F}{\pi e} \left( \frac{x^2(D-2y)}{\beta_1^4} + \frac{x^2(D+2y)}{\beta_2^4} - \frac{2}{D} \right)$$

$$\sigma_y(x, y) = \frac{-F}{\pi e} \left( \frac{(D-2y)^3}{4\beta_1^4} + \frac{(D+2y)^3}{4\beta_2^4} - \frac{2}{D} \right)$$

$$\sigma_{xy}(x, y) = \frac{-F}{2\pi e} \left( \frac{x(D-2y)^2}{\beta_1^4} + \frac{x(D+2y)^2}{\beta_2^4} \right)$$

Où

$$\beta_1^2 = \left( \frac{D}{2} - y \right)^2 + x^2$$

$$\beta_2^2 = \left( \frac{D}{2} + y \right)^2 + x^2$$

La contrainte de traction  $\sigma_x$  atteint son maximum le long du diamètre vertical, au centre du disque. L'approche traditionnelle propre à l'essai Brésilien consiste à calculer une résistance apparente à la traction indirecte, à partir de la valeur de force maximale à la rupture (Equation 1). Cette approche, qui repose sur l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire, n'est valable que dans le cas où la rupture fragile des éprouvettes se produit par fendage [Yu et al. (2009)].

$$R_T = \frac{2F_{MAX}}{\pi e D} \quad (1)$$

$R_T$  Résistance apparente à la traction indirecte

$F_{MAX}$  Force maximale atteinte au cours de l'essai Brésilien

$D$  et  $e$  Diamètre et épaisseur de la pastille

## Annexes

Cette approche ne tient cependant pas compte de deux phénomènes parasites. D'une part, des effets tridimensionnels peuvent se manifester dans l'éprouvette en raison de la capacité du matériau à se déformer suivant le plan orthogonal à la direction de sollicitation, ce qui est responsable d'un écart entre la solution analytique 2D et les mesures expérimentales. D'autre part, lorsqu'aucune disposition expérimentale n'est prise, la mauvaise répartition de la charge aux points de contact entre les plateaux plans de la presse et la surface convexe de l'échantillon cylindrique engendre une concentration des contraintes en ces points, alors lieux d'un écrasement local de la roche.

Sur la base de sept essais Brésiliens sur pastilles abrasables de petit diamètre, dont la rupture a eu lieu par fissuration en traction indirecte, le calcul de cette résistance donne  $14^{\pm 0.5}$  MPa. Cette valeur est inférieure à celle résistance en traction (17,5 MPa) déterminée par les essais de traction directe. Ceci peut s'expliquer d'une part, par le fait que les pastilles abrasable testées sont de dimensions nettement inférieures à celles des éprouvettes usuellement utilisées pour l'essai Brésilien, et d'autre part, en raison de la non-linéarité des courbes effort/déplacement obtenues, en contradiction avec les hypothèses de calcul de cette résistance.

## Annexe 6. Détermination des champs de déplacements par la CIN

La détermination des champs de déplacements par la technique de corrélation d'images numériques repose sur les étapes suivantes : Premièrement, deux images 1 et 2 de la face de la pastille sont prises à deux instants successifs au cours de l'essai brésilien, divisées chacune en zones d'analyse de  $N$  pixels de côté, chaque pixel possédant une certaine valeur de niveau de gris parmi les 216 niveaux définis par la dynamique de l'appareil photo utilisé. Dans le logiciel CorrelIQ4 utilisé pour la corrélation (développé au LMT Cachan, [Hild and Roux (2006)]), le déplacement est décomposé sur des éléments carrés à 4 nœuds, et est une fonction linéaire des déplacements de chacun de ces nœuds.

La seconde étape consiste à localiser dans la seconde image, la zone dont la distribution en niveaux de gris se rapproche le plus de celle de l'image 1, ou image de référence. La méthode employée repose sur l'hypothèse de conservation de la distribution en niveaux de gris entre chaque facette dans l'état déformé (image 2) et la même facette dans l'état de référence (image 1). La traduction mathématique de cette hypothèse est l'équation de conservation du flux optique, ici exprimée dans le plan complexe [Hild et al. (2009)] :

$$g(z + U(z)) = f(z)$$

Où  $z = x + iy$  repère la position du pixel dans l'image, et  $U(z) = U_x(z) + iU_y(z)$  le vecteur définissant le déplacement de pixel de l'état de référence à l'état déformé, dont nous recherchons la valeur pour l'ensemble des points de l'image. La valeur  $f(z)$  correspond au niveau de gris du pixel de coordonnée  $z$  appartenant à l'image de référence, et  $g(z + U(z))$  la valeur en niveau de gris de ce même pixel sur l'image déformée, lorsque le bruit de mesure est négligé.

Le vecteur déplacement à déterminer est ensuite décomposé sur une base fonctionnelle faisant intervenir les déplacements nodaux  $U_i$  et de fonctions de forme  $\alpha^k$  [Batoz and Dhatt (1990)].

$$U(z) = \{\alpha^k(z)\}^T \{U_i^k\}$$

En faisant l'hypothèse que la fonction  $g$  est suffisamment régulière, et que l'amplitude de déplacement  $\|U(z)\|$  est petite, le développement Taylor au premier ordre de la fonction  $g$  permet une linéarisation du problème.

$$g(z) + \{\alpha^k(z)\}^T \{U_i^k\} \nabla g(z) - f(z) = 0$$

L'objectif des calculs de corrélation revient alors à déterminer le champ  $U(z) = \{\alpha^k(z)\}^T \{U_i^k\}$  qui permette de minimiser, au sens des moindres carrés, le membre de gauche de l'équation ?, pour l'ensemble des points  $z$  appartenant à la zone analysée.

Le champ de déformations est ensuite déterminé à partir du champ de déplacements, par différences finies :

$$\varepsilon_x = \text{grad}_x(U_x) = \frac{\partial U_x}{\partial x} ; \varepsilon_{yy} = \frac{\partial U_y}{\partial y} ; \varepsilon_{xy} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial U_{xy}}{\partial y} \right)$$

**Annexe 7. Estimation des incertitudes de mesure en CIN**

Augmenter la taille des zones élémentaires ou facettes diminue l'incertitude de mesure puisque le nombre de pixels par facettes augmente. Cependant, cela entraîne également une diminution du nombre de facettes, donc une baisse de la résolution spatiale, ce qui peut masquer des discontinuités de déplacement ou des hétérogénéités de déformation [El-Bartali et al. (2007)]. Il convient donc de choisir une taille de facette qui réalise un compromis adéquat entre précision sur les déplacements et les déformations calculés, et une résolution spatiale qui permette de mettre en évidence les discontinuités de déplacement à l'échelle choisie.

Pour chacune des deux tailles de pastilles (Figure 143, Figure 144), une image est choisie comme état initial, de référence, sur laquelle sont évaluées les incertitudes de mesure en déplacement. Il est important de noter que dans le cas des pastilles de diamètre 22 mm, la ruine de l'éprouvette ayant eu lieu principalement par écrasement aux points d'appui et écaillage de la surface abrasable avoisinante, il est crucial de choisir un essai sur lequel les déplacements hors-plan ont été minimums, afin de garantir le bon déroulement des calculs 2D de corrélation, dans le plan de la surface de l'éprouvette.

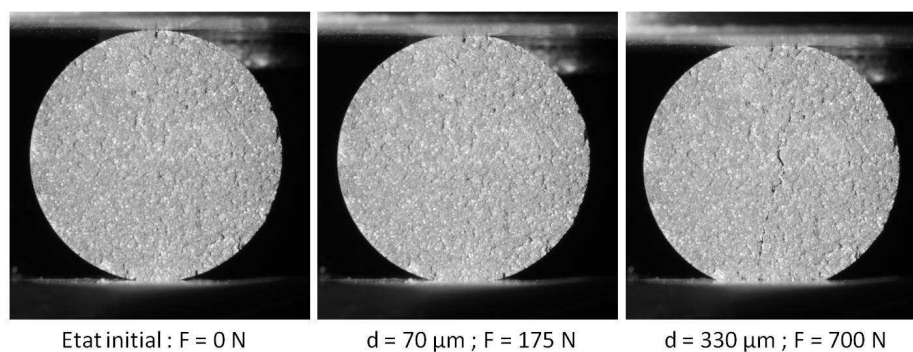


Figure 143. Essai brésilien monotone ( $1 \text{ mm min}^{-1}$ ,  $\varnothing 12,5 \text{ mm}$ )

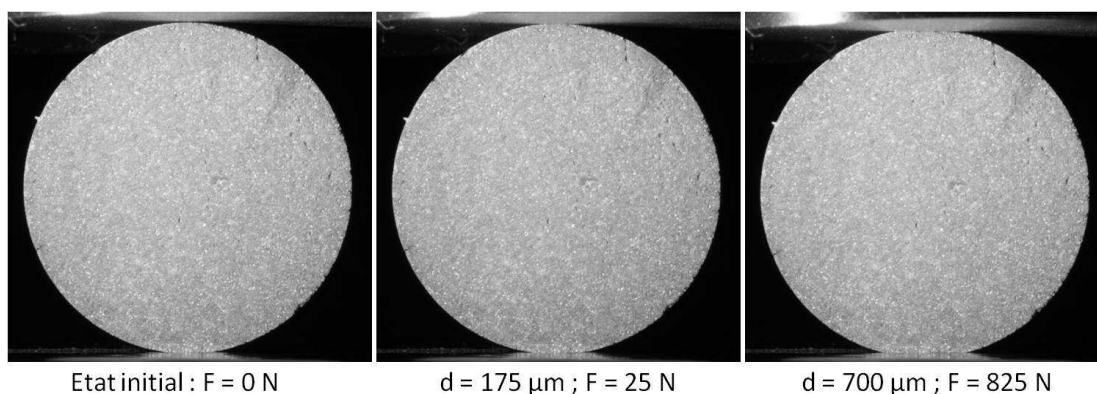


Figure 144. Essai brésilien monotone ( $1 \text{ mm min}^{-1}$ ,  $\varnothing 22 \text{ mm}$ )

## Annexes

Pour évaluer l'incertitude en déplacement, le choix est fait d'imposer à l'image de référence un champ de déplacements fictif, constant, prenant des valeurs entre 0 et 1 pixel avec un incrément de 0,1 pixel. Pour chaque taille de facette choisie, l'incertitude moyenne en déplacement est maximale lorsque cette valeur atteint 0,5 pixels (Figure 145 et Figure 146). Les calculs ont été réalisés avec le logiciel CorreliQ4 développé au LMT Cachan [Hild and Roux (2006)].

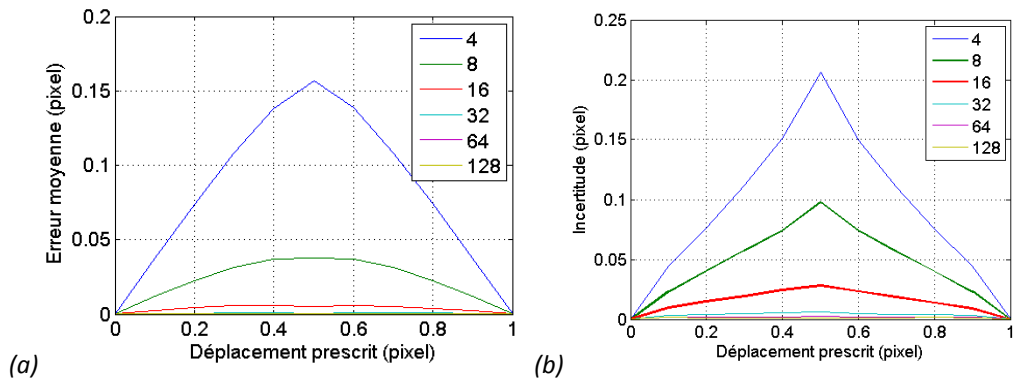


Figure 145. Incertitude en déplacement calculée sur l'image de référence (pastille de diamètre 12,5 mm)  
(a) moyenne ; (b) écart-type

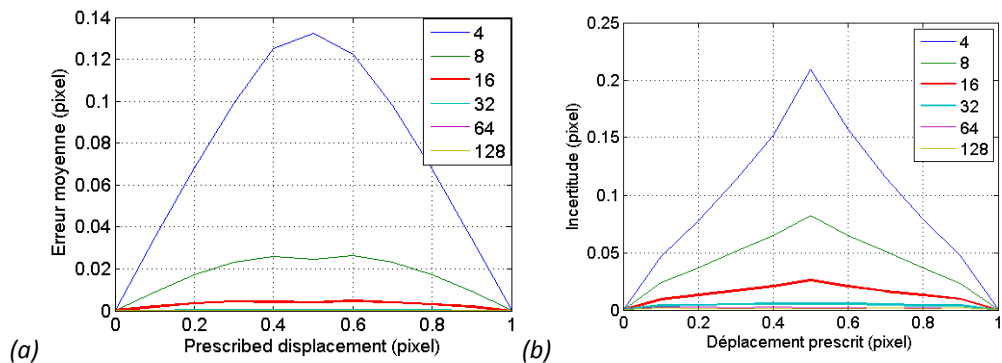
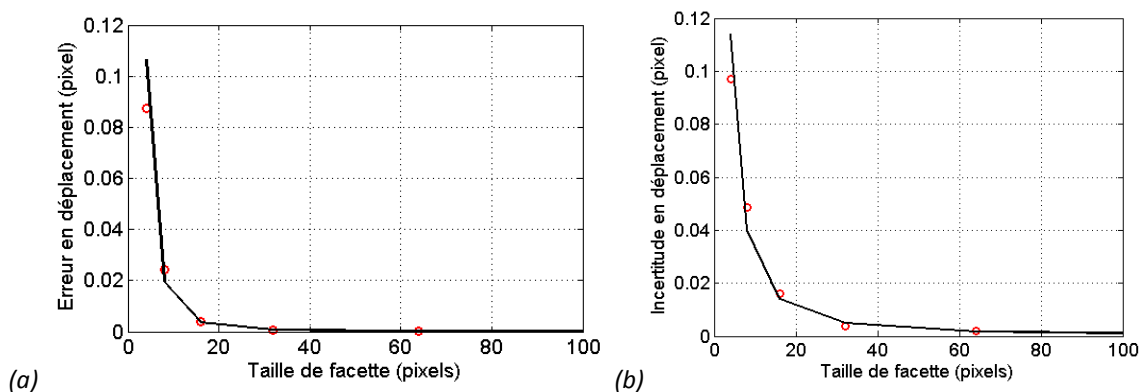


Figure 146. Incertitude en déplacement calculée sur l'image de référence (pastille de diamètre 22 mm)  
(a) moyenne ; (b) écart-type

Le niveau d'incertitude, qui exprime la différence entre les valeurs mesurées et les valeurs calculées, et le niveau d'erreur, qui traduit la capacité de l'algorithme de corrélation mis en œuvre à retrouver sur l'image déformée une zone donnée, diminuent lorsqu'on augmente le nombre de pixels par facette de calcul (Figure 147 et Figure 148).



## Annexes

Figure 147. Niveau d'incertitude (a) et d'erreur (b) en fonction de la taille de zone d'observation choisie sur l'image de référence (pastille de diamètre 12,5 mm)

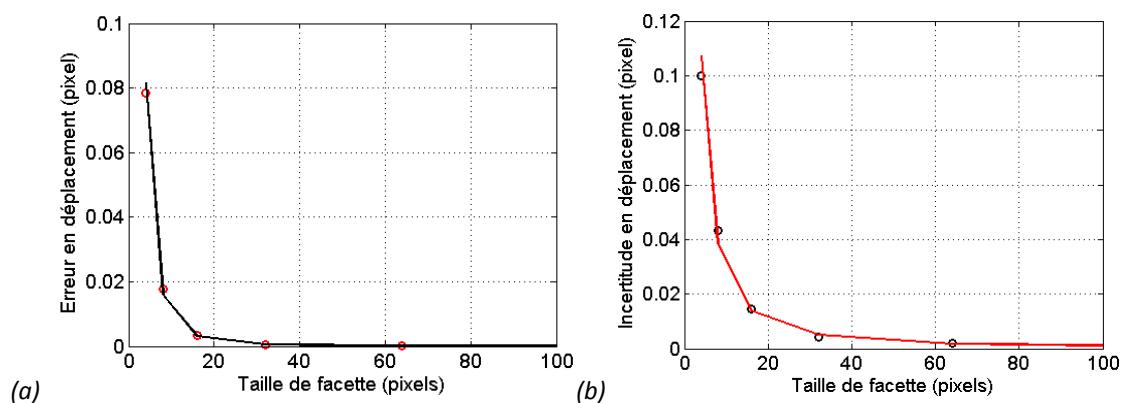


Figure 148. Niveau d'incertitude (a) et d'erreur (b) en fonction de la taille de zone d'observation choisie sur l'image de référence (pastille de diamètre 22 mm)

Etant donné les niveaux de déplacement attendus (de 10  $\mu\text{m}$  à 1 mm), ces résultats permettent de conclure que le choix d'une taille de facette de 20 pixels de côté est satisfaisant, car pour les deux diamètres de pastille, il permet d'atteindre une incertitude sur les déplacements inférieure à  $2 \cdot 10^{-2}$  pixels, soit 0,2  $\mu\text{m}$ .



## Annexe 8. Solution analytique de Kolosov-Muskhelishvili (essai Brésilien)

Il existe une solution analytique en déplacement de l'essai Brésilien, qui décrit la réponse élastique linéaire d'un matériau homogène isotrope, et se calcule à partir des potentiels de Kolosov-Muskhelishvili. Nous présentons ici l'expression de cette relation en coordonnées complexes, dont le système a pour origine le centre de la pastille. Les potentiels  $\phi$  et  $\psi$  de Kolosov-Muskhelishvili s'écrivent [Hild and Roux (2006)] :

$$\begin{cases} \phi(z) = \frac{FR}{2\pi} \left( \frac{z}{R} - \log\left(\frac{R+z}{R-z}\right) \right) \\ \psi(z) = \frac{FR}{2\pi} \left( \frac{R}{R-z} - \frac{R}{R+z} - \log\left(\frac{R+z}{R-z}\right) \right) \end{cases}$$

Où  $F$  est la force verticale mesurée au cours de l'essai brésilien par la cellule d'effort de la machine de compression, et  $R$  le rayon de la pastille testée. Soit  $U$  le déplacement décrivant la contribution analytique. Ces potentiels vérifient la relation suivante [Muskhelishvili (1953)] :

$$2\mu U(z) = k\phi(z) - z\overline{\phi'(z)} - \overline{\psi(z)}$$

La notation complexe  $z = x + iy$  et  $U = U_x + iU_y$  est utilisée.

En conditions de contraintes planes, le coefficient  $k = \frac{3-\nu}{1+\nu}$

Coefficient de cisaillement de Lamé  $\mu = \frac{E}{2(1+\nu)}$

Où  $E$  est le module d'Young et  $\nu$  le coefficient de Poisson

Développons et simplifions :

$$\begin{aligned} 2\mu U(z) &= \frac{FR}{2\pi} \left[ k \left( \frac{z}{R} - \log\left(\frac{R+z}{R-z}\right) \right) - z \left( \frac{1}{R} - \frac{1}{R+\bar{z}} - \frac{1}{R-\bar{z}} \right) - \left( \frac{R}{R-\bar{z}} - \frac{R}{R+\bar{z}} - \log\left(\frac{R+\bar{z}}{R-\bar{z}}\right) \right) \right] \\ U(z) &= \frac{FR}{4\pi\mu} \left[ \frac{(k-1)z}{R} + \frac{R+z}{R+\bar{z}} - \frac{R-z}{R-\bar{z}} - k \log\left(\frac{R+z}{R-z}\right) + \log\left(\frac{R+\bar{z}}{R-\bar{z}}\right) \right] \end{aligned}$$

D'où l'expression analytique du champ de déplacement associé à l'essai brésilien sous hypothèse d'isotropie du matériau et de comportement élastique linéaire :

$$U(z) = k' \left[ \frac{(k-1)z}{R} + \frac{R+z}{R+\bar{z}} - \frac{R-z}{R-\bar{z}} - k \log\left(\frac{R+z}{R-z}\right) + \log\left(\frac{R+\bar{z}}{R-\bar{z}}\right) \right]$$

$$\text{Où } k' = \frac{FR}{4\pi\mu} \quad \mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad k = \frac{3-\nu}{1+\nu}$$

D'où :

$$\frac{2\pi E * U(z)}{FR} = \frac{2(1-\nu)z}{R} + (1+\nu) \left( \frac{R+z}{R+\bar{z}} - \frac{R-z}{R-\bar{z}} \right) - (3-\nu) \log\left(\frac{R+z}{R-z}\right) + (1+\nu) \log\left(\frac{R+\bar{z}}{R-\bar{z}}\right)$$

## Annexe 9. Expression des champs analytiques pour la corrélation intégrée

Il s'agit à présent d'utiliser une combinaison de fonctions de forme  $\{\alpha^k\}$  afin de décomposer la déformation totale (globale) de la surface de l'éprouvette en une somme de contributions. Dans le cadre de l'essai brésilien, nous proposons de quantifier la contribution des déplacements de corps rigide, des déformations uniformes (élastique anisotrope) ainsi que des déplacements associés à la réponse linéaire élastique (isotrope et homogène) à l'essai brésilien. La minimisation de l'erreur en niveau de gris entre l'image déformée et l'image obtenue par déplacement des points de l'image de référence du champ de déplacement total (obtenu par corrélation brute entre état initial et état final).

$$U(z) = \{\alpha^k(z)\}^T \{U^k\}$$

$$\{\alpha^k\} = \begin{cases} \alpha^{Corps-rigide} \\ \alpha^{Homogène} \\ \alpha^{Brésilien} \end{cases}$$

L'expression analytique de chacun des champs est explicitée ci-après :

### 1) Déplacements de corps rigide (correction de centrage)

$$\alpha^{Corps-rigide}(z) = \begin{pmatrix} 1 \\ i \\ iz \end{pmatrix}$$

### 2) Déplacements de déformations uniformes (anisotropie)

$$\alpha^{Homogène}(z) = \begin{pmatrix} \text{Re}(z) \\ \text{Im}(z) \\ i\bar{z} \end{pmatrix}$$

### 3) Déplacements linéaires élastiques isotropes

$$\alpha^{Brésilien}(z) = k' \left[ \frac{(k-1)z}{R} + \frac{R+z}{R+\bar{z}} - \frac{R-z}{R-\bar{z}} - k \log\left(\frac{R+z}{R-z}\right) + \log\left(\frac{R+\bar{z}}{R-\bar{z}}\right) \right]$$

Où  $k' = \frac{FR}{4\pi\mu}$  et  $k = \frac{3-\nu}{1+\nu}$  sont les paramètres qu'il faut déterminer par la procédure

d'optimisation consistant à minimiser l'erreur en niveau de gris entre l'image de l'état final (déformé) et l'image de référence à laquelle le champ analytique  $U(z) = \{\alpha^k(z)\}^T \{U^k\}$  a été appliqué.

## Annexe 10. Calcul de fréquence propre et de raideur de lame d'essai

Les calculs de fréquence propre et de raideur statique et dynamique des lames d'essai utilisées dans le cadre des essais de frottement pion/lame sur tribomètre et des essais d'interaction lame/revêtement sur banc ONERA présentés au chapitre 4 se basent sur une modélisation de la lame par une poutre de longueur  $L$ , de largeur  $l$  et d'épaisseur  $e$ , encastree-libre. La valeur du module d'Young  $E$  du TA6V prise pour les calculs est de 108 GPa, et sa masse volumique  $\rho$  vaut  $4410 \text{ kg m}^{-3}$ .

### 1) Formules pour le calcul des fréquences propres de vibration de la lame

La fréquence de vibration associée au mode n°i est donnée par :

$$f_i = \frac{\alpha_i^2}{2\pi} \sqrt{\frac{EI}{\rho SL^4}}$$

Où  $i = 0, 1, 2, 3, \dots$  ;  $I = \frac{le^3}{12}$  ;  $S = l * e$

et  $\alpha_0 = 1.8751$  ;  $\alpha_1 = 4.6941$  ;  $\alpha_2 = 7.8547$  ;  $\alpha_3 = 10.9955$  ;  $\alpha_4 = 14.1372$

En particulier, le mode fondamental de vibration s'écrit :  $f_0 = \left( \frac{1.8751^2}{4\pi} \sqrt{\frac{E}{3\rho}} \right) \frac{e}{L^2}$

### 2) Formules pour le calcul des raideurs statique et dynamique de lame

La raideur statique de la lame découle de l'hypothèse de sa flexion simple :

$$k_{statique} = \frac{3EI}{L^3}$$

La raideur dynamique de la lame représente la raideur d'un système masse-ressort vibrant à la fréquence naturelle (mode fondamental) de la lame :

$$k_{dynamique} = 4\pi^2 f_0^2 m$$

## Annexe 11. Essais de frottement « non confiné », pour différentes lames

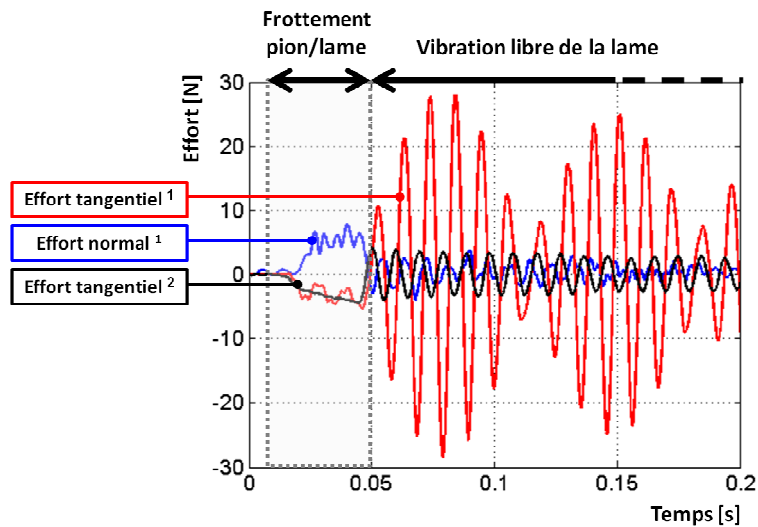


Figure 149. Evolution des composantes de l'effort de contact au cours d'un essai de frottement « non confiné » pion/lame avec la lame « témoin » (vitesse de glissement pion/lame :  $1 \text{ m s}^{-1}$  ; incursion progressive :  $10\text{-}650 \text{ }\mu\text{m}$ )  
 (1) Efforts mesurés par le corps d'épreuve du tribomètre  
 (2) Effort calculé à partir de la mesure de déformation de la lame

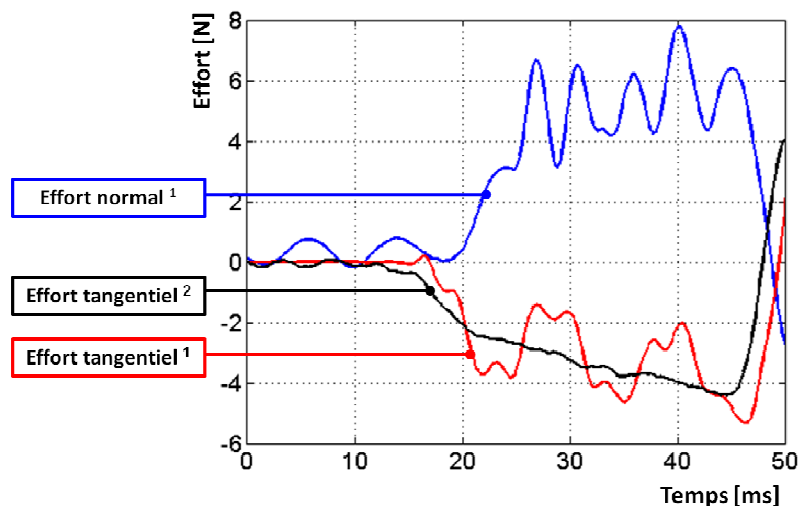


Figure 150. Evolution des composantes de l'effort de contact au cours du frottement « non confiné » pion/lame réalisé avec la lame « témoin » (vitesse de glissement pion/lame :  $1 \text{ m s}^{-1}$  ; incursion progressive :  $10\text{-}650 \text{ }\mu\text{m}$ )  
 (1) Efforts mesurés par le corps d'épreuve du tribomètre  
 (2) Effort calculé à partir de la mesure de déformation de la lame

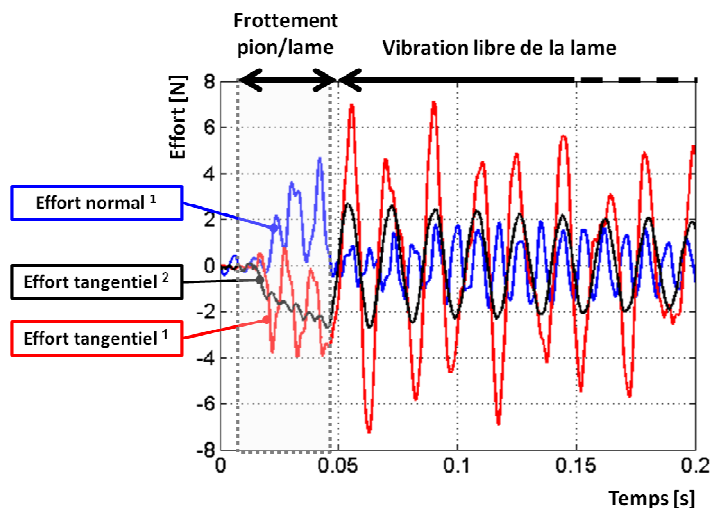


Figure 151. Evolution des composantes de l'effort de contact au cours d'un essai de frottement « non confiné » pion/lame avec la lame « fine et longue » (vitesse de glissement pion/lame :  $1 \text{ m s}^{-1}$  ; incursion progressive :  $10\text{-}650 \text{ }\mu\text{m}$ )  
 (1) Efforts mesurés par le corps d'épreuve du tribomètre  
 (2) Effort calculé à partir de la mesure de déformation de la lame

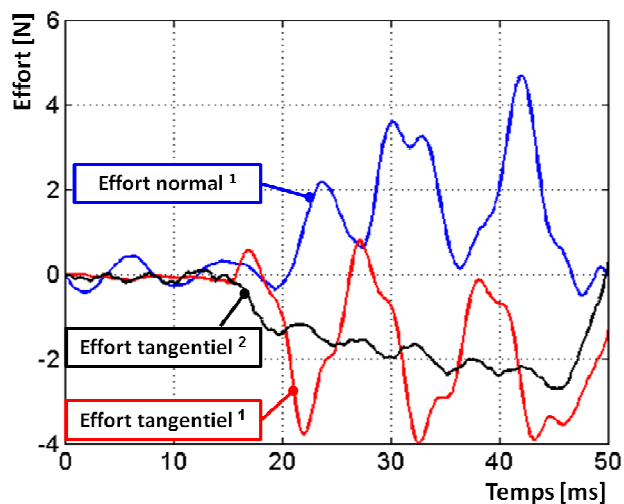


Figure 152. Evolution des composantes de l'effort de contact au cours du frottement « non confiné » pion/lame réalisé avec la lame « fine et longue » (vitesse de glissement pion/lame :  $1 \text{ m s}^{-1}$  ; incursion progressive :  $10\text{-}650 \text{ }\mu\text{m}$ )  
 (1) Efforts mesurés par le corps d'épreuve du tribomètre  
 (2) Effort calculé à partir de la mesure de déformation de la lame

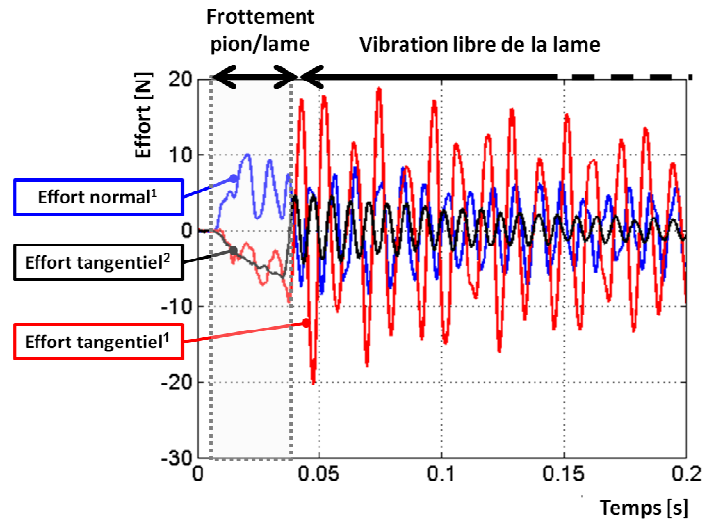


Figure 153. Evolution des composantes de l'effort de contact au cours d'un essai de frottement « non confiné » pion/lame avec la lame « fine et courte » (vitesse de glissement pion/lame :  $1 \text{ m s}^{-1}$  ; incursion progressive :  $10\text{-}650 \text{ }\mu\text{m}$ )  
 (1) Efforts mesurés par le corps d'épreuve du tribomètre  
 (2) Effort calculé à partir de la mesure de déformation de la lame

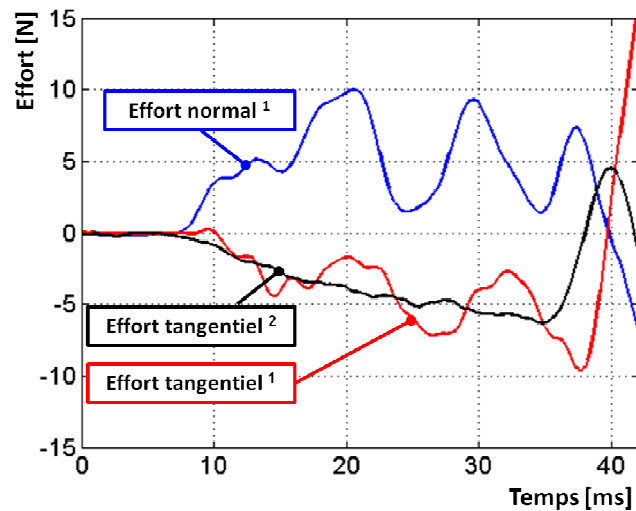


Figure 154. Evolution des composantes de l'effort de contact au cours du frottement « non confiné » pion/lame réalisé avec la lame « fine et courte » (vitesse de glissement pion/lame :  $1 \text{ m s}^{-1}$  ; incursion progressive :  $10\text{-}650 \text{ }\mu\text{m}$ )  
 (1) Efforts mesurés par le corps d'épreuve du tribomètre  
 (2) Effort calculé à partir de la mesure de déformation de la lame

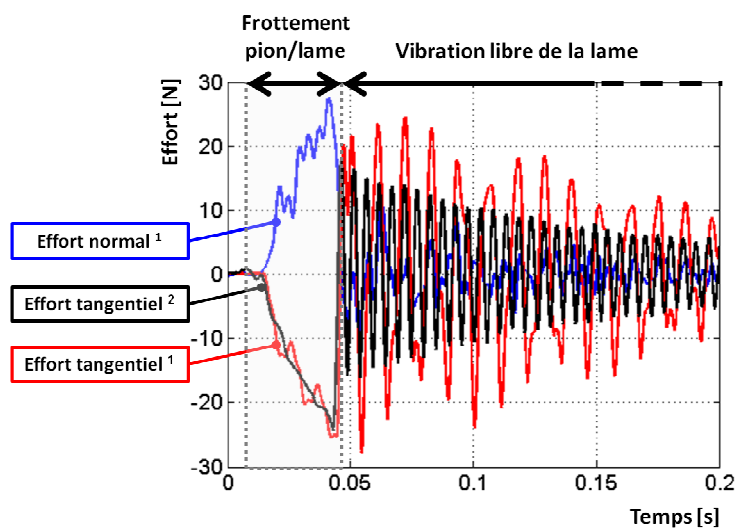


Figure 155. Evolution des composantes de l'effort de contact au cours d'un essai de frottement « non confiné » pion/lame avec la lame « épaisse » (vitesse de glissement pion/lame :  $1 \text{ m s}^{-1}$  ; incursion progressive :  $10\text{-}650 \text{ }\mu\text{m}$ )  
 (1) Efforts mesurés par le corps d'épreuve du tribomètre  
 (2) Effort calculé à partir de la mesure de déformation de la lame

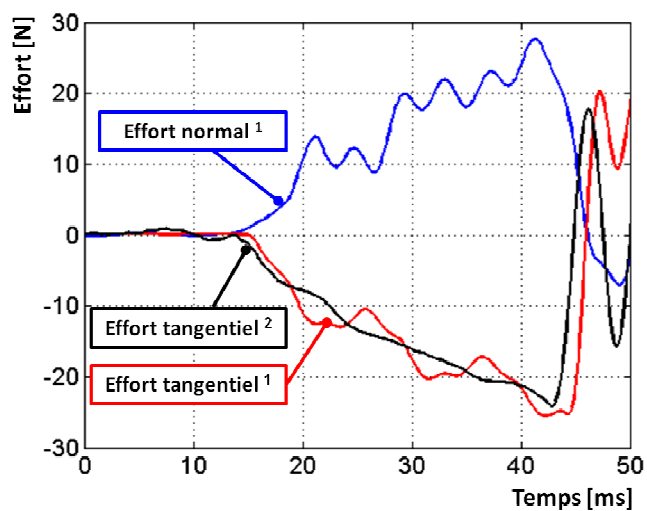


Figure 156. Evolution des composantes de l'effort de contact au cours du frottement « non confiné » pion/lame réalisé avec la lame « épaisse » (vitesse de glissement pion/lame :  $1 \text{ m s}^{-1}$  ; incursion progressive :  $10\text{-}650 \text{ }\mu\text{m}$ )  
 (1) Efforts mesurés par le corps d'épreuve du tribomètre  
 (2) Effort calculé à partir de la mesure de déformation de la lame

**Annexe 12. Essais d'interaction aube/abradable sur banc ONERA, pour différentes conditions d'interaction et de lame d'essai**

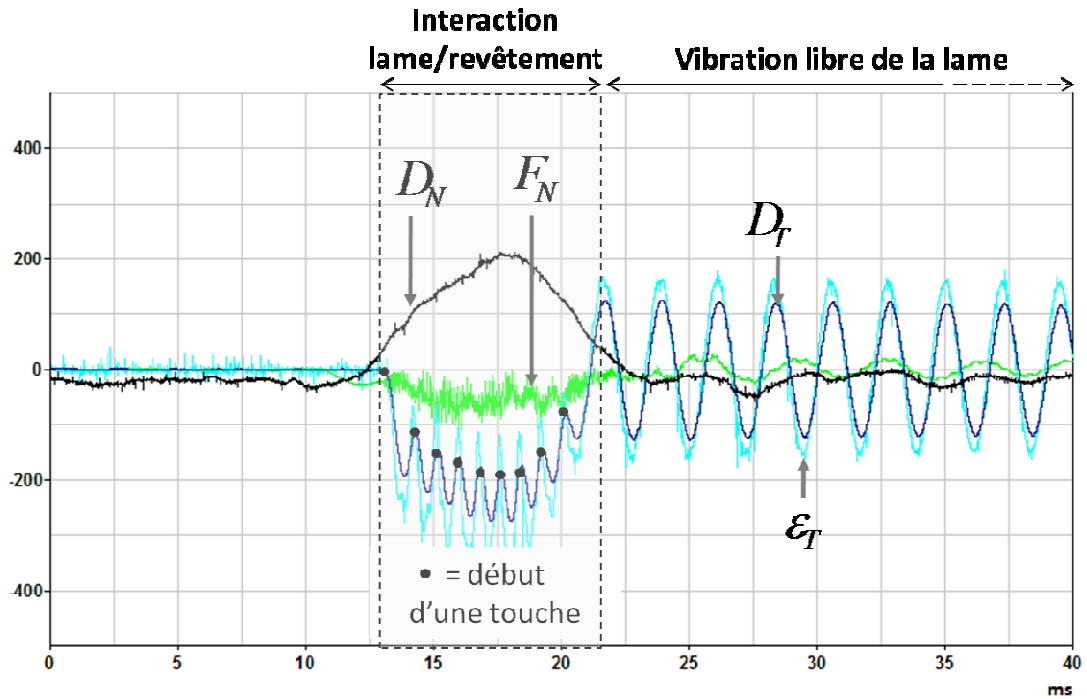


Figure 1.1. Essai n°1 (lame 1 ;  $V_p = 19 \text{ m s}^{-1}$  ;  $V_N = 40 \text{ mm s}^{-1}$  ;  $D_N^{max} = 170 \mu\text{m}$ )  
Unités:  $F_N$  en N ;  $D_N$  en  $\mu\text{m}$  ;  $D_T$  en  $10^{-2} \text{ mm}$  ;  $\epsilon_N$  en %  $\mu\text{def}$

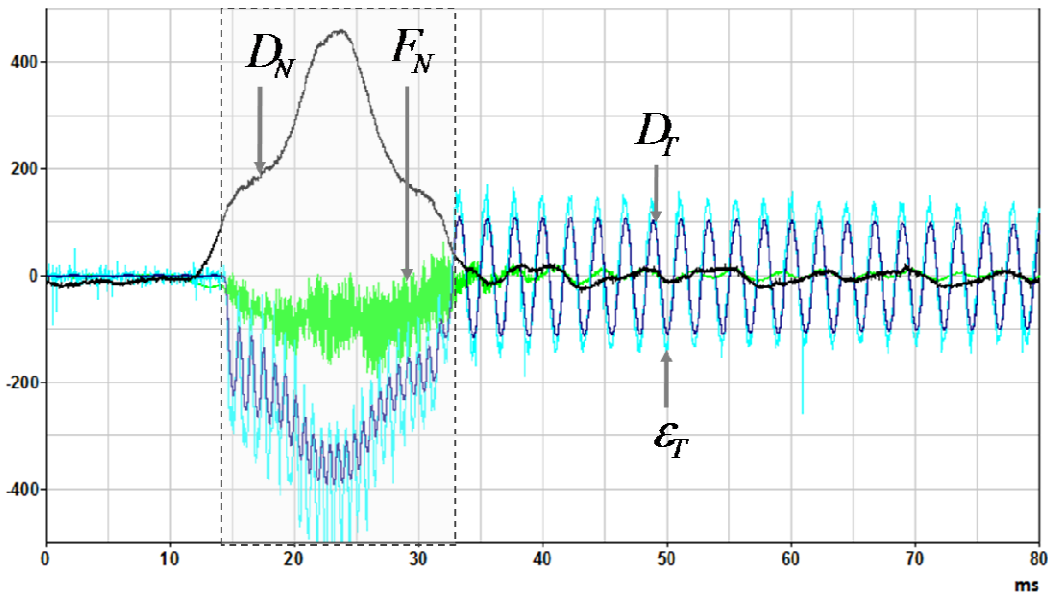


Figure 157. Essai n°2 (lame 1 ;  $V_p = 19 \text{ m s}^{-1}$  ;  $V_N = 40 \text{ mm s}^{-1}$  ;  $D_N^{max} = 380 \mu\text{m}$ )  
Unités:  $F_N$  en N ;  $D_N$  en  $\mu\text{m}$  ;  $D_T$  en  $10^{-2} \text{ mm}$  ;  $\epsilon_N$  en %  $\mu\text{def}$



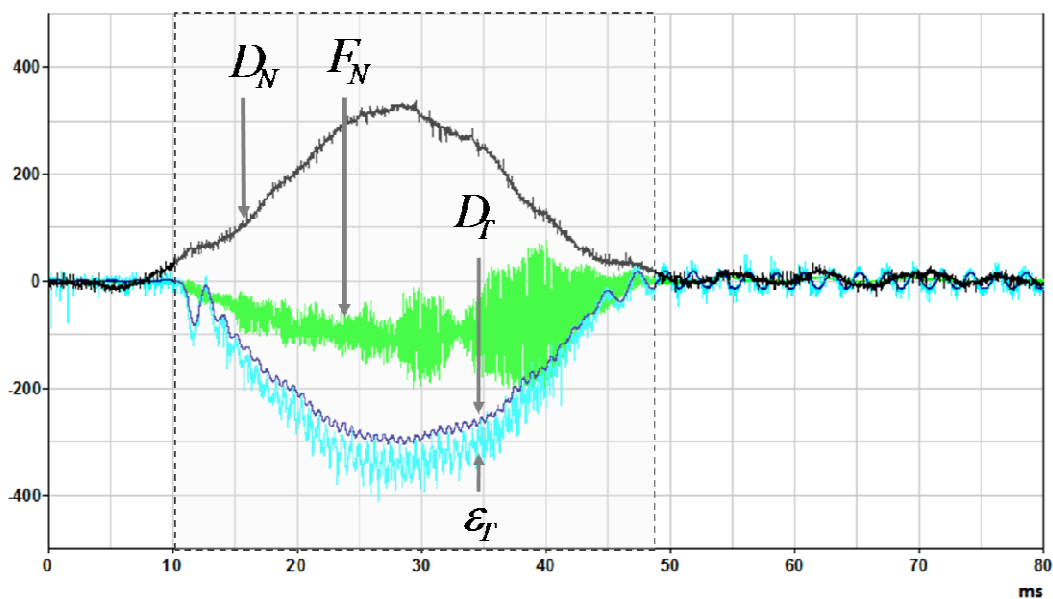


Figure 158. Essai n°3 (lame 1 ;  $V_P = 19 \text{ m s}^{-1}$  ;  $V_N = 16 \text{ mm s}^{-1}$  ;  $D_N^{max} = 280 \text{ } \mu\text{m}$ )  
 Unités:  $F_N$  en N ;  $D_N$  en  $\mu\text{m}$  ;  $D_T$  en  $10^{-2} \text{ mm}$  ;  $\epsilon_N$  en %  $\mu\text{def}$

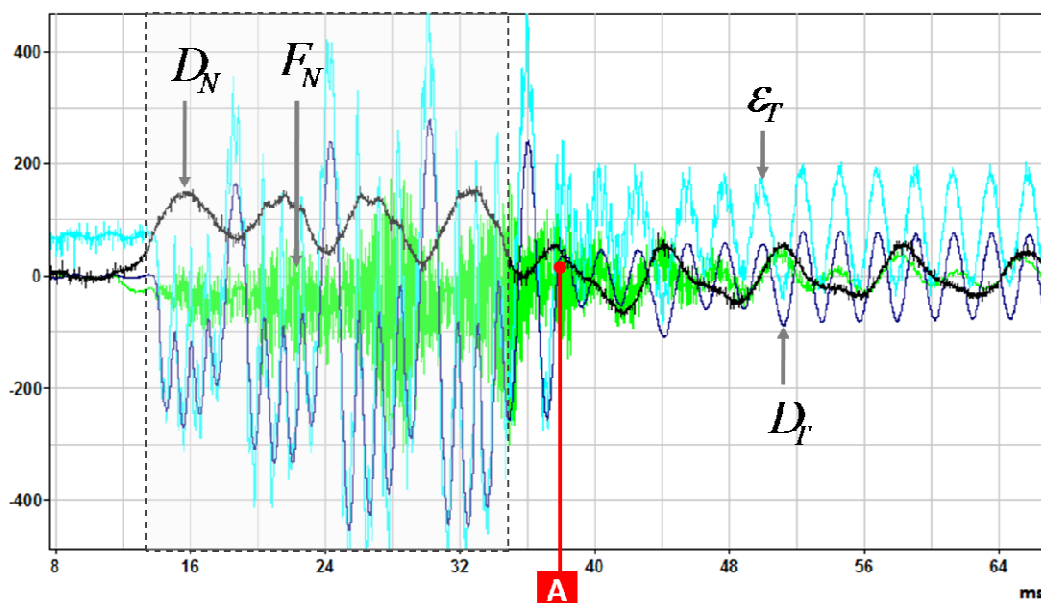


Figure 159. Essai n°4 (lame 1 ;  $V_P = 19 \text{ m s}^{-1}$  ;  $V_N = 40 \text{ mm s}^{-1}$  ;  $D_N^{max} = 110 \text{ } \mu\text{m}$ )  
 Unités:  $F_N$  en N ;  $D_N$  en  $\mu\text{m}$  ;  $D_T$  en  $10^{-2} \text{ mm}$  ;  $\epsilon_N$  en %  $\mu\text{def}$

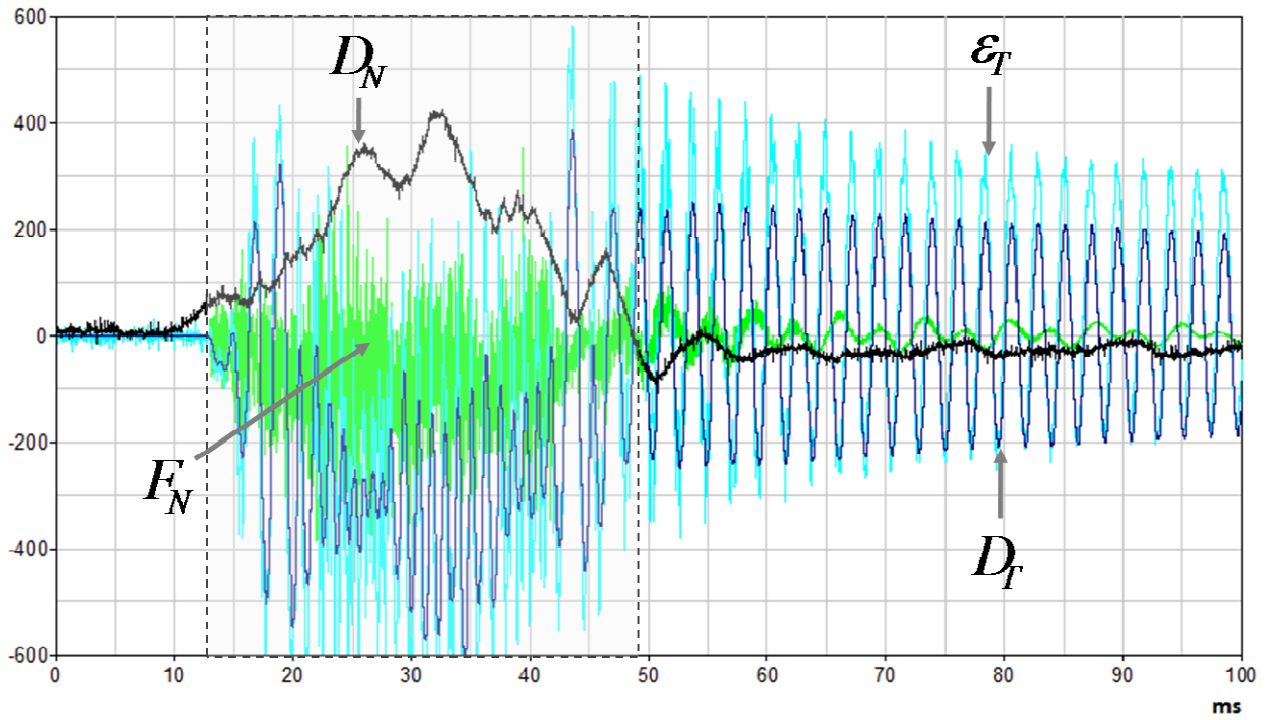


Figure 160. Essai n°5 (lame 1 ;  $V_p = 19 \text{ m s}^{-1}$  ;  $V_N = 18 \text{ mm s}^{-1}$  ;  $D_N^{max} = 350 \mu\text{m}$ )  
Unités:  $F_N$  en N ;  $D_N$  en  $\mu\text{m}$  ;  $D_T$  en  $10^{-2} \text{ mm}$  ;  $\varepsilon_N$  en %  $\mu\text{def}$

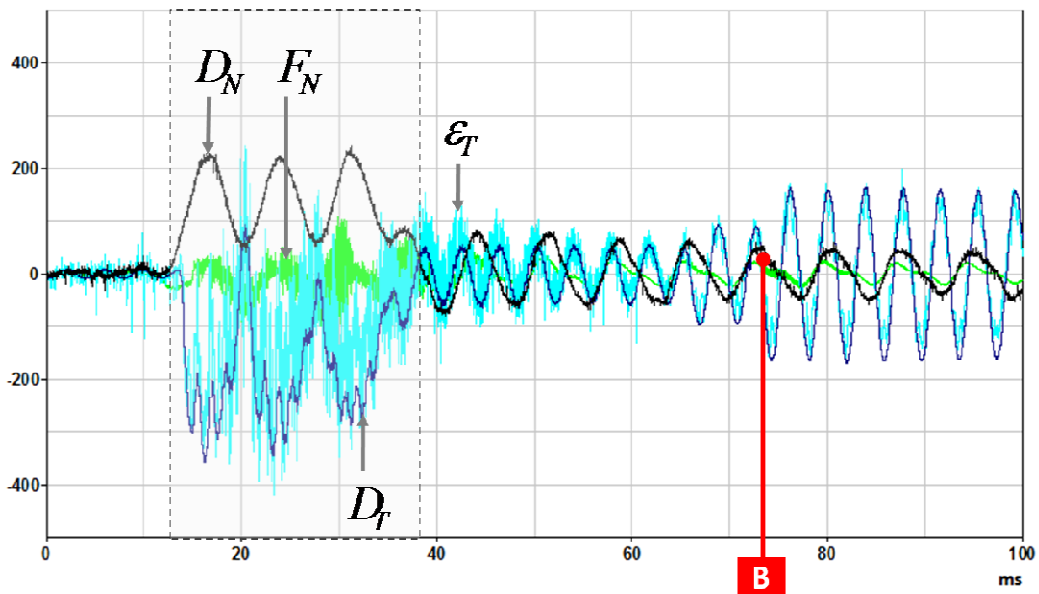


Figure 161. Essai n°6 (lame 2 ;  $V_p = 19 \text{ m s}^{-1}$  ;  $V_N = 60 \text{ mm s}^{-1}$  ;  $D_N^{max} = 200 \mu\text{m}$ )  
Unités:  $F_N$  en N ;  $D_N$  en  $\mu\text{m}$  ;  $D_T$  en  $10^{-2} \text{ mm}$  ;  $\varepsilon_N$  en %  $\mu\text{def}$

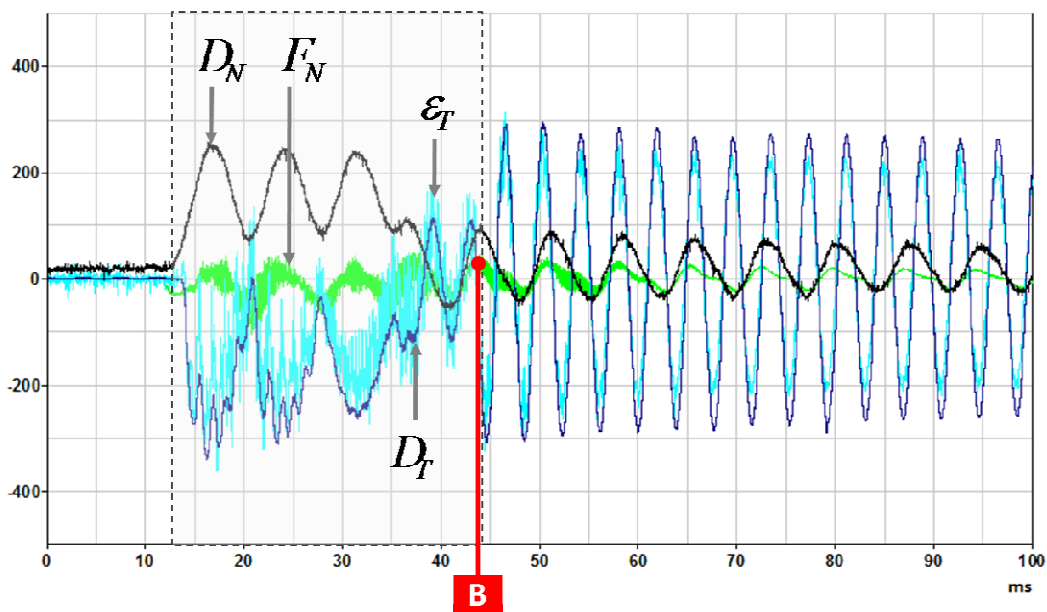


Figure 162. Essai n°7 (lame 2 ;  $V_p = 10 \text{ m s}^{-1}$  ;  $V_N = 60 \text{ mm s}^{-1}$  ;  $D_N^{max} = 200 \text{ }\mu\text{m}$ )  
Unités:  $F_N$  en N ;  $D_N$  en  $\mu\text{m}$  ;  $D_T$  en  $10^{-2} \text{ mm}$  ;  $\epsilon_N$  en %  $\mu\text{def}$

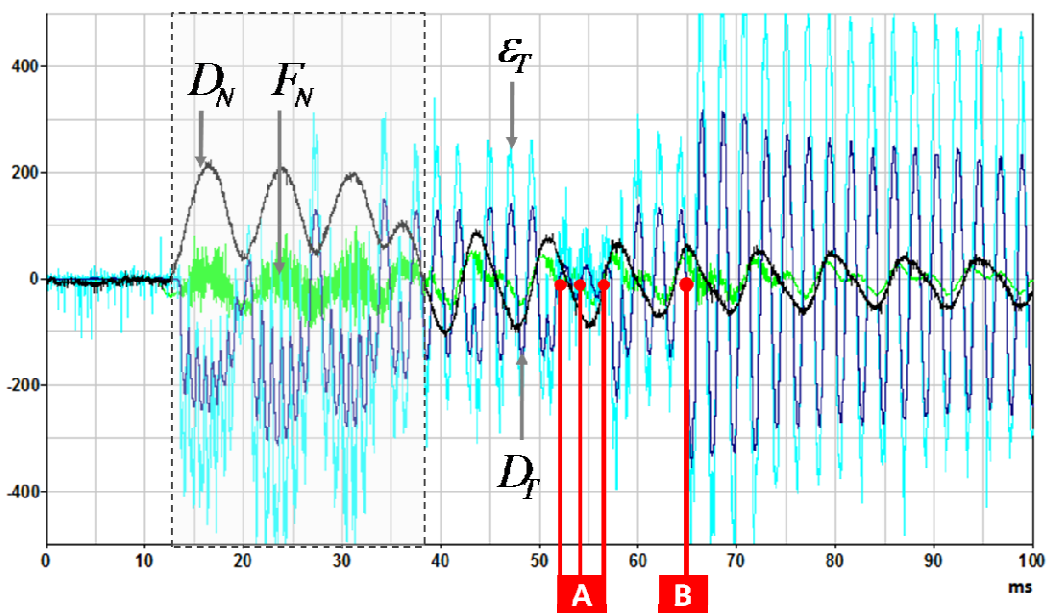


Figure 163. Essai n°8 (lame 3 ;  $V_p = 19 \text{ m s}^{-1}$  ;  $V_N = 60 \text{ mm s}^{-1}$  ;  $D_N^{max} = 200 \text{ }\mu\text{m}$ )  
Unités:  $F_N$  en N ;  $D_N$  en  $\mu\text{m}$  ;  $D_T$  en  $10^{-2} \text{ mm}$  ;  $\epsilon_N$  en %  $\mu\text{def}$

Annexes

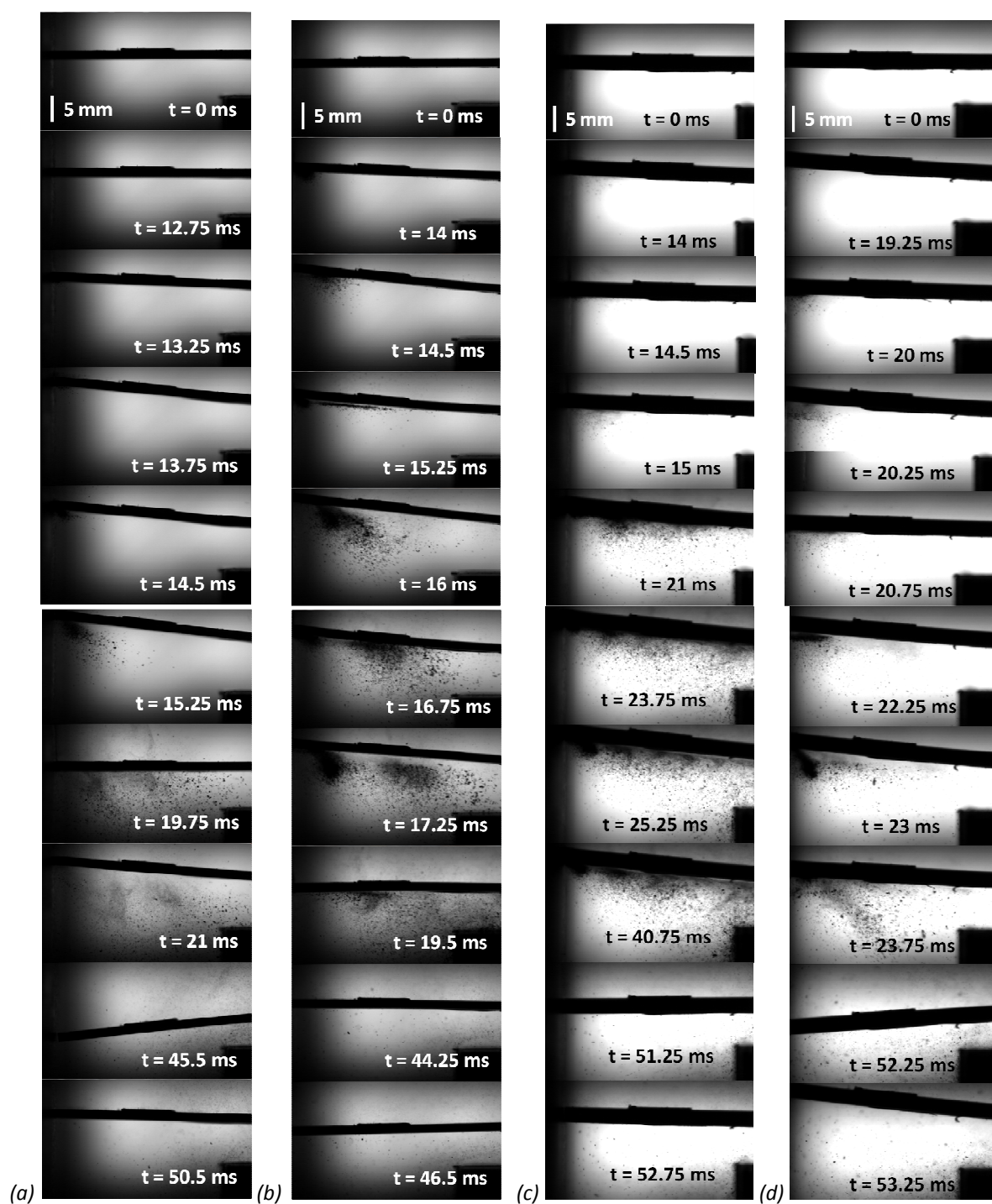


Figure 164. Images extraites de la séquence vidéo (caméra rapide) des essais n° (a) 2 ; (b) 3 ; (c) 4 ; (d) 5

## Références bibliographiques

- [AFNOR (2001)] AFNOR. Norme européenne. essai pour béton durci. afnor nf en 12390. Octobre 2001.
- [Archard (1953)] J.F. Archard. Contact and rubbing of flat surfaces. *Applied Physics*, 24: 981–988, 1953.
- [ASTB (2004)] ASTB. Engine failure, melbourne airport, boeing company 777-312, 9v-syb. *Australian Transport Safety Bureau*, 2004.
- [ASTM (2000)] ASTM. Standard terminology relating to wear and erosion. G40-90,03.02: 158–165, 2000.
- [ASTM (2005)] ASTM. Standard test methods for rockwell hardness and rockwell superficial hardness of metallic materials (e18-05e1). 2005.
- [ASTM (2008)] ASTM. Standard test method for adhesion or cohesive strength of thermal spray coatings (c633-01). 2008.
- [Atkinson (2002)] S. Atkinson. Gas turbines use ‘abradable’ coatings for clearance-control seals. *Sealing Technology*, 97: 7–8, 2002.
- [Ayer et al. (2005)] J.P. Ayer, D.M. Feiner, and J.H. Griffin. A reduced order model for transient analysis of bladed disk forced response. In *ASME turbo expo, GT2005-68128*, 2005.
- [Batailly (2008)] A. Batailly. Simulation de l’interaction rotor/stator sur des turbomachines aéronautiques en configuration non-accidentelle. In *PhD Thesis, Mc Gill University, EC Nantes*, 2008.
- [Batoz and Dhatt (1990)] J.L. Batoz and G. Dhatt. Modélisation des structures par éléments finis. *Presses de l’Université de Laval*, 2, 1990.
- [Bernard et al. (2005)] S. Bernard, F. Chassagneux, M.P. Berthet, D. Cornu, and P. Miele. Crystallinity, crystalline quality and microstructural ordering in boron nitride fibers. *American Ceramic Society*, 88: 1607–1614, 2005.
- [Besnard et al. (2006)] G. Besnard, F. Hild, and S. Roux. Finite-element displacement fields analysis from digital images: Application to portevin-le chatelier bands. *Experimental Mechanics*, 46: 789–803, 2006.
- [Blau (2001)] P.J. Blau. The significance and use of the friction coefficient. *Tribology International*, 34: 585–591, 2001.
- [Borel (1989)] M.O. Borel. The wear mechanisms occurring in abradable seals of gas turbines. *Surface & Coatings Technology*, 39/40: 117–126, 1989.
- [Bounazef et al. (2004)] M. Bounazef, S. Guessasma, and B. Ait Saadi. The wear, deterioration and transformation phenomena of abradable coating bn–sial–bounding organic element, caused by the friction between the blades and the turbine casing. *Materials Letters*, 58: 3375–3380, 2004.
- [Bounazef et al. (2007)] M. Bounazef, S. Guessasma, and E.A.A. Bedia. Blade protection and efficiency preservation of a turbine by a sacrificial material coating. *Advanced Powder & Technologies*, 18 (2): 123–133, 2007.

## Références bibliographiques

- [Bounazef et al. (2009)] M. Bounazef, A. Djezffal, M. Serier, and E-A.A. Bedia. Optimisation by behaviour modelling of a protective porous material. *Computational Materials Science*, 44: 921–928, 2009.
- [Chandler (2001)] P. Chandler. Abradable seal coatings and claddings for compressor applications fp5 grd1-2001-40124. Technical report, CA Technology Ltd, 2001.
- [Chappel (2001)] D. Chappel. Status of seal development at technetics. In *NASA Seal / Secondary Air System Workshop*, 2001.
- [Chevalier et al. (2001)] L. Chevalier, S. Calloch, F. Hild, and Y. Marco. Digital image correlation used to analyze the multiaxial behavior of rubber-like materials. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 20: 169–187, 2001.
- [Chupp (2002)] R.E. Chupp. Development of advanced seals for industrial gas turbines– abradable seals. In *NASA Seal/Secondary Air System Worksho, NASA Glenn Research Center, Cleveland, OH GE Global Research Center*, 2002.
- [Chupp (2003)] R.E. Chupp. Development of higher temperature abradable seals for industrial gas turbines. In *NASA Seal/Secondary Air System Workshop, Nov. 5-6, 2003, Ohio Aerospace Institute, Cleveland, OH*, 2003.
- [Cuny et al. (2010)] M. Cuny, P. Chevrier, S. Philippon, F. Garcin, M. Nucci, and A. Suffis. Dispositif expérimental pour l'étude de l'interaction aube/carter. *Online powerpoint presentation [http://web.mac.com/pchevrier/LFM/Liens\\_et\\_téléchargements.html](http://web.mac.com/pchevrier/LFM/Liens_et_téléchargements.html)*, 2010.
- [Demasi-Marcin and Gupta (1994)] J.T. Demasi-Marcin and Gupta. Protective coating in the gas turbine engine. *Surface and Coating Technology*, 68-69: 1–9, 1994.
- [Di-Rienzo (1995)] N. Di-Rienzo. Calcul des déformées du carter de soufflante dans le cadre de l'étude sur les méthodes de dimensionnement à l'interaction modale carter/soufflante. Technical report, SNECMA / UPMC, 1995.
- [Dowson et al. (2004)] P. Dowson, M.S. Walker, and A.P. Watson. Development of abradable and rub-tolerant seal materials for application in centrifugal compressors and steam turbines. In *33rd Turbomachinery Symposium, Turbomachinery Laboratory, Texas A&M University, College Station, Texas, pp. 95–102.*, 2004.
- [El-Bartali et al. (2007)] A. El-Bartali, V. Aubin, and S. Degallaix. Micromécanismes d'endommagement en fatigue oligocyclique d'un acier inoxydable duplex. In *18ème Congrès Français de Mécanique Grenoble, 27-31 août 2007*, 2007.
- [Fabis (2007)] J. Fabis. Caractérisation des abradables. Technical report, Rapport Technique ONERA, DMSE, 2007.
- [Faraoun et al. (2006a)] H.I. Faraoun, T. Grosdidier, J.-L. Seichepine, D. Goran, H. Aourag, C. Coddet, J. Zwick, and N. Hopkins. Improvement of thermally sprayed abradable coating by microstructure control. *Surface & Coatings Technology*, 201: 2303–2312, 2006.
- [Faraoun et al. (2006b)] H.I. Faraoun, J.L. Seichepine, C. Coddet, H. Aourag, J. Zwick, N. Hopkins, D. Sporer, and M. Hertter. Modelling route for abradable coatings. *Surface & Coatings Technology*, 200: 6578–6582, 2006.
- [Felder (2000)] E. Felder. Mécanismes physiques et modélisation mécanique du frottement entre corps solides. *Industries Mécaniques*, 1: 555–561, 2000.

## Références bibliographiques

- [Felder (2008)] E. Felder. Usinage par abrasion : Principes généraux. *Techniques de l'Ingénieur*, BM 7052, 2008.
- [Genta (2004)] G. Genta. On the stability of rotating blade arrays. *Sound & Vibration*, 273: 805–836, 2004.
- [Ghasripoor et al. (1997)] F. Ghasripoor, R. Schmid, and M. Dorfman. Abradable coatings increase gas turbine engine efficiency. *Materials World*, 5 (6): 328–330, 1997.
- [Goldman and Muszynska (1995)] P. Goldman and A. Muszynska. Rotor-to-stator, rub-related, thermal/mechanical effects in rotating machinery. *Chaos, Solitons & Fractals*, 9: 1579–1601, 1995.
- [Haugou (2003)] G. Haugou. *Moyens d'essai et de caractérisation de lois de comportement matérielles en dynamique moyennes vitesses*. PhD thesis, ONERA / UVHC, 2003.
- [Hendricks et al. (2004)] R.C. Hendricks, B.M. Steinetz, and M.J. Braun. Turbomachine sealing and secondary flows, part 1—review of sealing performance, customer, engine designer, and research issues. Technical report, NASA, 2004.
- [Hild and Roux (2006)] F. Hild and S. Roux. Measuring stress intensity factors with a camera: Integrated digital image correlation (i-dic). *Comptes-rendus de Mécanique*, 334: 8–12, 2006.
- [Hild et al. (2009)] F. Hild, E. Maire, S. Roux, and J.F. Witz. Three-dimensional analysis of a compression test on stone wool. *Acta Materialia*, 57: 3310–3320, 2009.
- [ISRM (1978)] ISRM. Suggested methods for determining tensile strength of rock materials. *International Journal of Rock and Mining Sciences*, 15: 99–103, 1978.
- [Jiang et al. (2006)] J. Jiang, H. Ulbrich, and A. Chavez. Improvement of rotor performance under rubbing conditions through active auxiliary bearings. *Non-Linear Mechanics*, 41: 949–957, 2006.
- [Johnston (2009)] R.E. Johnston. The sensitivity of abradable coating residual stresses to varying material properties. *Thermal Spray Technology*, 18 (5-6), 2009.
- [Johnston and Evans (2007)] R.E. Johnston and W.J. Evans. Freestanding abradable coating manufacture and tensile test development. *Surface & Coatings Technology*, 202: 725–729, 2007.
- [Kapsa and Cartier (2001)] P. Kapsa and M. Cartier. Usure des contacts mécaniques : Éléments de tribologie. *Techniques de l'Ingénieur*, BM 5066, 2001.
- [Kennedy (1982)] F.E. Kennedy. Single pass rub phenomena analysis and experiment asme journal of 104 (4), p.582-588, 1982. *Lubrication Technology*, 104 (4): 582–588, 1982.
- [Kolsky (1953)] H. Kolsky. Stress waves in solids. *Clarendon Press, Oxford*, 1953.
- [Kremer (2000)] D. Kremer. Usinage par électroérosion. *Techniques de l'Ingénieur*, BM 7251, 2000.
- [Legrand et al. (2009)] M. Legrand, C. Pierre, P. Cartrauda, and J.P. Lombard. Two-dimensional modeling of an aircraft engine structural bladed disk-casing modal interaction. *Sound & Vibration*, 319: 366–391, 2009.
- [Legrand et al. (2010)] M. Legrand, R. Ung, and C. Pierre. Modélisation plastique bilinéaire de l'usure de matériaux abrasables: application aux turbo-machines. 2010. Laboratoire de Vibrations et Dynamique des Structures, Université McGill, 2010.

## Références bibliographiques

[Lelonis et al. (2007)] D.A. Lelonis, J.W. Tereshko, and C.M. Andersen. Boron nitride powder : A high-performance alternative for solid lubrication. *Momentive Performance Materials*, 2007.

[Li et al. (2000)] S. Li, C. Langlade-Bomba, and D. Treheux. Mécanismes d'endommagements des matériaux abrasables à base mcraly pour turbines : expertises, simulations. *Journal de Physique IV*, 10 (4): 113–118, 2000.

[Lim (1998)] S.C. Lim. Recent developments in wear mechanism maps. *Tribology International*, 31 (1-3): 87–97, 1998.

[Lugscheider et al. (2003)] E. Lugscheider, J. Zwick, M. Hertter, and D. Sporer. Control of coating properties of abrasable seals by on-line process diagnostics. 2003.

[Ma and Matthews (2007)] X. Ma and A. Matthews. Investigation of abrasable seal coating performance using scratch testing. *Surface & Coatings Technology*, 202: 1214–1220, 2007.

[Ma and Matthews (2009)] X. Ma and A. Matthews. Evaluation of abrasable seal coating mechanical properties. *Wear*, 267: 1501–1510, 2009.

[Maozhong et al. (2002)] Y. Maozhong, H. Baiyun, and H. Jiawen. Erosion wear behaviour and model of abrasable seal coating. *Wear*, 252: 9–15, 2002.

[Matejicek et al. (2006)] J. Matejicek, B. Kolman, J. Dubsy, K. Neufuss, N. Hopkins, and J. Zwick. Alternative methods for determination of composition and porosity in abrasable materials. *Materials Characterization*, 57: 17–29, 2006.

[McGhee (May/June 2004)] D.B. McGhee. Common problems in rockwell hardness testing. *Heat Treating Progress*, pages 23–25, May/June 2004.

[Metco (2010)] Sulzer Metco. Sulzer metco thermal spray materials guide. *Online public document*, 2010. URL [http://www.sulzermetco.com/en/PortalData/13/Resources/documents/materials\\_ts\\_abradables/DSMTS-0017.0\\_AISi-hBN.pdf](http://www.sulzermetco.com/en/PortalData/13/Resources/documents/materials_ts_abradables/DSMTS-0017.0_AISi-hBN.pdf) [http://www.sulzermetco.com/en/portaldata/13/Resources//documents/materials/TS\\_MaterialGuide\\_06.2010a\\_web.pdf](http://www.sulzermetco.com/en/portaldata/13/Resources//documents/materials/TS_MaterialGuide_06.2010a_web.pdf).

[Muskhelishvili (1953)] N.I. Muskhelishvili. Some basic problems of the mathematical theory of elasticity. *P.Noordholl Ltd, Gronigen (Holland)*, 1953.

[Nakayama and Loomis (1974)] K. Nakayama and J.M. Loomis. Optical velocity patterns, velocity sensitive neurons, and space perception: A hypothesis. *Perception*, 3: 63–80, 1974.

[Nava et al. (2001)] Y. Nava, Z. Mutasim, and M. Coe. Abrasable coatings for low-temperature applications. *ITSC 2001, Singapore, ASM International, Material Parks, OH, USA*, page 119, 2001.

[Nezym (2007)] V. Nezym. A statistical model for the effect of casing treatment recesses on compressor rotor performance. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 31: 1165–1176, 2007.

[Novinski (1991)] E.R. Novinski. The design of thermal sprayed abrasable seal coatings for gas turbine engines. In *Proceedings of the 4th National Thermal Spray Conference, USA*, p.451–454, 1991.

[OCleary and Byrne (1960)] D.P. OCleary and J.G. Byrne. Testing concrete and mortar in tension. *Engineering*, pages 384–5, 1960.



## Références bibliographiques

[Padova et al. (2005)] C. Padova, J. Barton, M.G. Dunn, S. Manwaring, G. Young, and M. Adams. Development of an experimental capability to produce controlled blade tip / shroud rubs at engine speed. *ASME Journal of Turbomachinery*, 127: 726–735, 2005.

[Peyraut et al. (2007)] F. Peyraut, J.-L. Seichepine, H. I. Faraoun, M. Hertter, D. Sporer, N. Hopkins, and C. Coddet. Simulation multi-physique et multi-échelle du comportement des revêtements abrasables - application à l'industrie aéronautique. In *10ème Colloque National AIP-PRIMECA*, 2007.

[Prchlik and Sampath (2007)] L. Prchlik and S. Sampath. Effect of the microstructure of thermally sprayed coatings on friction and wear response under lubricated and dry sliding conditions. *Wear*, 262: 11–23, 2007.

[Rasch and W.Kollenberg (2005)] C. Rasch and W.Kollenberg. A modified brazilian disk test : an indirect method to determine the tensile strength of ceramics. In *48th Internationales Feuerfest Kolloqium*, 2005.

[Rigot (2003)] D. Rigot. *Contribution à l'étude de l'érosion des électrodes de torches à plasma d'arc pour la projection par suivi en ligne des signaux de tension et de son*. PhD thesis, Université de Limoge, 2003.

[Sieber (2010)] J. Sieber. European workshop on new aero engine concepts. In *NEWAC Overview*, 2010.

[Sinha (2005)] S.K. Sinha. Non-linear dynamic response of a rotating radialtimoshenko beam with periodic pulse loading at the free-end. *Non-Linear Mechanics*, 40: 113–149, 2005.

[Sutter et al. (2006)] G. Sutter, S. Philippon, and F. Garcin. Dynamic analysis of the interaction between an abrasible material and a titanium alloy. *Wear*, 261: 686–692, 2006.

[Tabor (1983)] D. Tabor. Status and direction of tribology as a science in the 80s. 1983. NASA Lewis Research Centre.

[Turner et al. (2005)] K. Turner, M. Adams, and M. Dunn. Simulation of engine blade tip rub-induced vibration. In *ASME turbo expo, GT2005-68127*, 2005.

[Wang (1996)] H. Wang. Criteria for analysis of abrasible coatings. *Surface & Coatings Technology*, 79: 71–75, 1996.

[Wang et al. (2004)] Q.Z. Wang, X.M. Jia, and S.Q. Kou. The flattened brazilian disc specimen used for testing elastic modulus, tensile strength and fracture toughness of brittle rocks: analytical and numerical results. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Industry*, 41: 245–253, 2004.

[Yi et al. (1999)] M. Yi, J. He, B. Huang, and H. Zhou. Friction and wear behaviour and abrasibility of abrasible seal coating. *Wear*, 231: 47–53, 1999.

[Yu (2005)] Y. Yu. Question the validity of the brazilian test for determining tensile strength of rock. *Chinese Journal of Rocks Mechanics and Engineering*, 24 (7): 1150–1157, 2005.

[Yu et al. (2009)] Y. Yu, J. Zhang, and J. Zhang. A modified brazilian disk tension test. *Rock Mechanics & Mining Sciences*, 46: 421–425, 2009.

[Zheng et al. (2003)] N. Zheng, M.A. Daubler, K.K. Schweitzer, W. Hensle, and H. Schlegel. Development of air seal systems for modern jet engines. 2003.