AVERTISSEMENT

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

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

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

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

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4
Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10
http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php
http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm

CONFIDENTIEL

Caractérisation thermomécanique et identification des endommagements d'un revêtement abradable de compresseurs basse et haute pression en condition de contact sévère

Soutenue le 17 Décembre 2019

pour l'obtention du

Doctorat de l'Université de Lorraine
(mention Mécanique des Matériaux)

par

Baptiste MARTINET

Composition du jury

Yannick Desplanques	Professeur des universités, Centrale Lille	Rapporteur
Gilles Dessein	Professeur des universités, ENI de Tarbes	Rapporteur
Cécile Langlade	Professeure des universités, UTBM	Examinatrice
Abdelhadi Moufki	Professeur des universités, Université de Lorraine	Examinateur

Encadrement

Sylvain Philippon	Professeur des universités, ENI de Metz	Directeur de thèse
Andrea Cappella	Docteur IGR, Université de Lorraine	Co-directeur de thèse
Serge Selezneff	Docteur Ingénieur, Safran Aircraft Engines	Invité
Claudio Montebello	Docteur Ingénieur, Safran Aircraft Engines	Invité

Laboratoire d'étude des microstructures et de mécanique de matériaux LEM3
UMR CNRS 7239
7 Rue Félix Savart
F-57070 Metz

REMERCIEMENTS

L'aboutissement de huit années d'études dont trois de doctorat signe le début d'un nouveau chapitre professionnel et personnel. A travers ces quelques lignes, je souhaiterais remercier toutes les personnes ayant contribué à cette réussite.
Je remercie tout d'abord les membres du jury, à savoir Monsieur Gilles Dessein et Monsieur Yannick Desplanques pour leur expertise de ma thèse en qualité de rapporteurs. Merci également à Madame Cécile Langlade et Monsieur Abdelhadi Moufki pour avoir examiné mon manuscrit de thèse et avoir apporté une expertise complémentaire à ces travaux conséquents. Merci également à mes encadrants industriels chez Safran Aircraft Engines, Monsieur Serge Selezneff, Monsieur Claudio Montebello sans oublier Monsieur Guillaume Chassaing. Enfin, ils m'ont accompagné au quotidien, et ont cru en moi, merci à mon co-directeur de thèse Andrea Cappella et mon directeur de thèse Sylvain Philippon (en espérant courir à nouveau très prochainement avec toi comme nous avons pu le faire lors de nos divers déplacements en conférences ?).
D'autres personnes ont contribué à ma réussite et ont opéré dans l'ombre si je puis dire. Merci à mes collègues de laboratoire, Laurent, Julien, Mathieu, Anastasiia, Chloé, Boris sans oublier Roxane. Merci également à Mamadou pour nos riches réunions de travail sur la partie modélisation et le temps que tu m'as consacré. J'ai beaucoup apprécié travaillé avec toi. Merci également à Albert Tidu pour sa bonne humeur dès le matin mais surtout son expertise et son regard différent sur des problèmes que j'ai pu avoir. Je tiens également à remercier le laboratoire LEMTA (et plus particulièrement Hadryen Chaisnes et Vincent Schick) pour leur accueil et leur expertise dans la mesure radiative. Merci également à Monsieur Franck Ducos pour ses précieuses mesures réalisées à l'IUT de Moselle Est (site de Forbach) et pour les échanges très riches et très passionnants que nous avons pu avoir. Son professionnalisme m'a permis d'apporter une réelle plus-value à certains résultats de mes travaux.

Je souhaiterais remercier plus généralement toutes les autres personnes que j'ai pu côtoyer au quotidien (Patricia, Eric, Virginie, Kevin, Justine, Lara, Zeineb, Patrick H, Serge... liste non exhaustive !). Merci également à mon compagnon de course, Roger, pour nos très nombreuses courses

à pieds qui m'ont permis, dans les moments durs, de pouvoir décompresser et me vider la tête. Merci également pour nos nombreuses discussions qui, je n'en doute pas, continuerons !
Un énorme merci à toute ma famille qui a été toujours présente, et mes amis en particulier Stéphane, Brice, Joy. Mes derniers remerciements sont pour une personne particulière. A l'échelle de mes études, tu es arrivée à la fin. Ton travail a sûrement été le plus dur puisque tu m'as soutenu dans la période la plus difficile de ces travaux de thèse. Tu ne m'as jamais rien reproché, au contraire tu m'as toujours motivé et rassuré. Merci à toi, Marie, merci de tout cœur.

TABLE DES MATIÈRES

Remerciements **3**

Introduction **9**

1 Interactions aube/carter - d'une étude globale à une étude locale **15**
1.1 Performances des turboréacteurs et interactions aube/carter 15
1.2 Les matériaux abradables pour le contrôle des jeux fonctionnels 17
1.2.1 Méthode d'obtention, familles et caractéristiques des matériaux abradables . 18
1.2.2 Essais de caractérisation aube/abradable 21
1.2.3 Mécanismes d'endommagements induits lors d'un contact aube/abradable . 26
1.3 Modélisation du contact aube/abradable 33
1.3.1 Approches mécaniques 33
1.3.2 Modèles thermomécaniques 35
1.3.3 Modèles de frottement 38
1.3.4 Approche retenue pour ces travaux de thèse 39
1.4 Conclusion 40

2 Dispositif expérimental pour l'étude des interactions aube/abradable **43**
2.1 Présentation et enjeux des développements expérimentaux 43
2.2 Configuration du banc expérimental du LEM3 44
2.2.1 Composants mécaniques acteurs de l'interaction 46
2.2.2 Configuration de l'interaction 49
2.2.3 Mesures lors de l'interaction 55
2.3 Développements expérimentaux et adaptation à l'existant 57
2.3.1 Modifications du dispositif de mesure d'efforts en dynamique 57
2.3.2 Mise en température in-situ du revêtement abradable 60
2.3.3 Synthèse des verrous technologiques rencontrés 63
2.4 Conclusion 66

3 Mesure de la température en condition d'interaction représentative 69
3.1 État de l'art . . . 69
3.1.1 Mesure de la température au contact outil/copeau en usinage . . . 69
3.1.2 Mesure de la température au contact aube/abradable . . . 72
3.2 Mesure de la température par la technologie des thermocouples . . . 73
3.3 Mesure de la température par pyrométrie infrarouge . . . 81
3.3.1 Gammes de mesure, bandes spectrales et temps de réponse . . . 82
3.3.2 Architecture de la chaîne de mesure et traitement du signal . . . 82
3.4 Calibration des pyromètres avec un corps noir de référence . . . 85
3.5 Détermination de l'émissivité . . . 87
3.5.1 Méthode métrologique avec un corps noir de référence . . . 88
3.5.2 Détermination de l'émissivité apparente pour un corps à T > T_{amb} . . . 90
3.6 Correction numérique de la température . . . 95
3.6.1 Résolution de l'intégrale de la fonction de Planck . . . 95
3.6.2 Confrontation des valeurs expérimentales et calculées . . . 95
3.7 Incertitudes sur la mesure de la température . . . 97
3.8 Conclusion . . . 100

4 Essais d'interaction 103
4.1 Couples aube/abradable de l'étude . . . 103
4.1.1 Couple Ti6Al4V/AlSi-PE (compresseur basse pression) . . . 103
4.1.2 Couple IN718/CoNiCrAlY-hBN (compresseur haute pression)) . . . 108
4.1.3 Obtention des éprouvettes . . . 111
4.2 Configuration des essais et paramètres d'interaction . . . 112
4.2.1 Essais d'interaction Ti6Al4V/AlSi-PE . . . 113
4.2.2 Essais d'interaction IN718/CoNiCrAlY-hBN . . . 114
4.3 Analyse des essais d'interaction Ti6Al4V/AlSi-PE . . . 118
4.3.1 Exploitation des mesures des efforts et de l'usure . . . 118
4.3.2 Échauffements produits par l'interaction . . . 122
4.3.3 Analyses *post-mortem* des revêtements et de l'outil . . . 123
4.3.4 Discussion . . . 128
4.4 Analyse des essais d'interaction IN718/CoNiCrAlY-hBN . . . 133
4.4.1 Essais d'interaction sur revêtement CoNiCrAlY-hBN - État de l'art . . . 133
4.4.2 Exploitation des mesures des efforts et de l'usure . . . 134
4.4.3 Échauffements produits par l'interaction . . . 137
4.4.4 Analyses *post-mortem* de l'essai à plus haute température . . . 139
4.4.5 Discussion . . . 146
4.5 Conclusion . . . 147

5 Estimation de la température au contact aube/abradable 149
5.1 Modélisation, mise en équations et solution fondamentale 149
5.1.1 Configuration du contact 150
5.1.2 Hypothèses et conditions limites du problème thermique 152
5.1.3 Réponse thermique 153
5.1.4 Algorithme de calcul 155
5.2 Étude de sensibilité des grandeurs perturbantes 157
5.2.1 Paramètres d'entrée 157
5.2.2 Sensibilité du modèle aux paramètres d'entrée 158
5.3 Comparaison des valeurs analytiques et expérimentales par un essai « pilote » . . . 162
5.3.1 Paramètres de l'essai pilote - hypothèses de simplification 163
5.3.2 Confrontation de la réponse thermique analytique et expérimentale 164
5.4 Discussion 168
5.5 Conclusion 170

Conclusion générale et perspectives 171

Annexes 175

A Théorie du rayonnement thermique 177

B Principe de l'analyse par MEB et EDS 181

C Estimation de la température au contact - complément 185
C.1 Formulation complète de la réponse thermique du solide A (outil) 185
C.2 Formulation complète de la réponse thermique du solide B (revêtement abradable) 186

INTRODUCTION

Cette thèse a été réalisée sous convention CIFRE (Convention Industrielle de Formation par la Recherche) entre le Laboratoire d'Étude des Microstructures et de Mécanique des Matériaux (LEM3) de l'Université de Lorraine au sein de l'équipe *T-PRIOM* (Thermomécanique des Procédés et des Interactions Outil-Matière) et Safran Aircraft Engines. Elle s'intéresse aux problématiques d'interactions aube(s)/carter présentes dans les turboréacteurs d'avions civils et militaires.
Un turboréacteur peut être considéré comme un système ouvert et son rendement est défini comme le rapport entre la puissance produite et l'énergie consommée. Ce rendement peut être amélioré en augmentant les pressions d'air au sein des différents étages, en augmentant la température du flux d'air ou encore en limitant les pertes aérodynamiques. Ce dernier point est étudié depuis plusieurs années et constitue un vecteur de recherche privilégié pour l'amélioration des performances des turboréacteurs.
Au sein d'un turboréacteur, les parties tournantes (rotors) et les parties fixes (stators, également appelées plus communément carters) sont en mouvement relatif. Chaque étage dispose donc de jeux fonctionnels rotor/stator nécessaires. Ces jeux sont réduits à leur minimum pour permettre un écoulement optimal du flux d'air sans fuites inter-étages. Cependant, les contraintes extrêmes liées à la turbomachine (par exemple les hautes températures, les vibrations inhérentes au système ou encore les déformations par effets centrifuges) tendent à provoquer des contacts à haute vitesse tangentielle entre l'extrémité de l'aube et le carter. La projection thermique d'un matériau appelé *revêtement abradable* à l'intérieur des carters moteurs permet de réduire les jeux fonctionnels rotor/stator tout en consommant les énergies d'interaction en cas de contact. Ces matériaux, en fonction des étages où ils sont projetés, sont soumis à des contraintes thermomécaniques plus ou moins sévères. L'étude de ces interactions et l'influence des endommagements induits sur le revêtement est donc une nécessité pour l'optimisation, la modélisation numérique de tels phénomènes et la prédiction des niveaux de contraintes attendus.

Un banc expérimental innovant a été développé lors de précédentes thèses [1,2]. Il permet de générer une interaction unique entre un outil d'interaction fixe (simulant une partie de l'extré-

mité d'une aube) et un spécimen de revêtement abradable mobile. Ce dispositif a été amélioré et utilisé dans ces travaux de thèse pour simuler le phénomène local d'interaction aube/abradable dans une configuration de sollicitation orthogonale et simplifiée avec une mesure temporelle des efforts. La majorité des développements réalisés a été pilotée par l'aspect thermique pour permettre des essais à des températures de revêtements abradables proches de celles présentes au sein des étages du compresseur basse pression (CoBP) et haute pression (CoHP). La nature extrême de ces interactions couplée à un mouvement relatif (rotor/stator) tend à produire une forte puissance thermique au contact. En fonction des amplitudes d'incursion, les températures atteintes peuvent modifier considérablement la dynamique du contact et altérer la résistance mécanique du revêtement et/ou de l'aube. Dans le pire des cas, le revêtement peut se détériorer de façon prématurée et ne plus jouer son rôle d'abradable et de joint d'étanchéité. La microstructure de l'aube peut quant à elle être localement affectée et mener à une chute de la résistance mécanique et de possibles endommagements comme une perte de matière. Cette dernière peut induire des instabilités dynamiques favorisant le phénomène d'interactions aube/carter.

Ces travaux de thèse proposent de mettre en œuvre les outils expérimentaux et théoriques nécessaires à la simulation des interactions simplifiées aube/abradable dans des conditions représentatives. L'identification des mécanismes d'endommagements induits par l'interaction sur le revêtement abradable et l'outil d'interaction ont été couplés aux mesures expérimentales réalisées *in-situ* et *post-mortem*. Ces mesures intègrent les efforts au contact outil/abradable, les échauffements atteints en surface, la vitesse d'interaction et la profondeur d'incursion.
Les efforts induits par l'interaction sont responsables en grande partie d'une dissipation de chaleur par frottement provoquant de fortes élévations de température au contact. Un montage spécifique capable de mesurer la température de façon non intrusive a été développé et mis en œuvre pour permettre une corrélation entre les températures mesurées *in-situ* et les mécanismes d'endommagements observés lors d'analyses *post-mortem*. Cette corrélation a contribué à une meilleure compréhension des phénomènes mis en jeu en fonction des paramètres des essais lors d'un contact outil/abradable.

Les résultats des essais réalisés ont permis de valider le développement d'un modèle thermique semi-analytique ayant pour objectif l'estimation de la température au contact aube/abradable et la quantification du partage des flux thermiques. En pratique, la connaissance de ce partage des flux permettrait de dimensionner au mieux les composants et de vérifier leur tenue mécanique. L'objectif final pour l'industriel est une prise en compte des températures atteintes et des endommagements induits avec des outils exploitables par les bureaux d'études et méthodes pour augmenter le rendement des turboréacteurs tout en assurant une sécurité optimale à bord. L'objectif final scientifique est l'identification des énergies produites et une corrélation avec les mécanismes d'endommagements et les efforts d'interaction.

Ces travaux ont nécessité d'importants développements du dispositif expérimental déjà existant pour la réalisation d'essais à haute vitesse (130 m s^{-1} en moyenne) et haute température (720 °C maximum), tout en mesurant les paramètres utiles au modèle semi-analytique et à la compréhension des phénomènes mis en jeu lors d'un contact aube/abradable.

Le premier chapitre de ce manuscrit présente le contexte industriel et scientifique de l'étude. Une approche globale de la problématique aube/abradable est dans un premier temps adoptée pour conforter l'utilisation des matériaux abradables. Une description des différentes nuances de revêtement abradable ainsi que la méthode d'obtention de ces derniers est fournie pour apporter une meilleure compréhension à la nature spécifique de ces matériaux. En se focalisant sur une approche plus locale, un état de l'art est fourni sur les différentes configurations des bancs d'essais existants permettant l'étude des interactions aube/abradable. Les avantages/limites de ces bancs seront détaillés pour appuyer la nécessité et la complémentarité du banc expérimental du Laboratoire d'étude des microsctructures et de mécanique des matériaux. Ce dernier est présenté dans sa configuration initiale (c.-à-d. avant les développements technologiques de ces travaux de thèse) pour mieux comprendre les enjeux de ces travaux. Les mécanismes d'endommagements identifiés lors d'une interaction seront également présentés. Ils combinent un aspect mécanique (endommagements) et un aspect thermique (flux de chaleur produit par l'interaction). Ils ont été identifiés sur les bancs d'essais expérimentaux et sont représentatifs des endommagements observables sur un turboréacteur. La dernière partie de ce chapitre propose de recenser différents modèles existants dans la littérature pour la simulation du contact aube/abradable. Certains de ces modèles ne sont pas applicables pour ces travaux de thèse tandis que d'autres ont servi de support à l'approche adoptée.

Le deuxième chapitre présente les développements expérimentaux apportés au banc utilisé dans ces travaux de thèse pour simuler des interactions représentatives en terme de vitesse, de température et de profondeur d'incursion. Le principe d'un essai « type » y est dans un premier temps présenté avec les composants mécaniques permettant de simuler le revêtement abradable et l'extrémité d'aube. Les limites de la configuration du banc avant ces travaux de thèse seront détaillées et le cahier des charges des améliorations attendues sera fourni en début de chapitre pour orienter et appuyer le choix des solutions techniques retenues. Ces solutions techniques abordent une solution pour la mise en température *in-situ* du revêtement abradable, la mesure temporelle des efforts et la mesure de la température au contact. Ce dernier point a constitué une partie conséquente du travail de thèse et fait l'objet d'un chapitre à part entière.

Le troisième chapitre dresse un état de l'art des technologies permettant la mesure de températures flash au contact et en surface. Deux moyens technologiques retenus sont développés – la technologie des thermocouples et la technologie des pyromètres infrarouges – et ont été appliqués aux essais de la thèse pour la mesure des échauffements surfaciques produits par l'interaction. La

technologie des pyromètres se base sur des relations théoriques qui permettent d'exprimer le lien entre la température d'un objet et son énergie radiative qui est émise dans l'espace. Des caractérisation thermiques ont été réalisées pour déterminer l'émissivité des matériaux de l'étude et étalonner les chaînes de mesure utilisées. Ce paramètre est fortement influencé par l'état de surface et a été déterminé pour plusieurs échantillons affectés ou non par une interaction avec une méthode métrologique et une méthode expérimentale au laboratoire.

Le quatrième chapitre se focalise sur les résultats obtenus lors de la campagne d'essais sur matériau abradable AlSi-PE (abradable du CoBP) et CoNiCrAlY-hBN (abradable du CoHP). La nuance AlSi-PE a fait l'objet de nombreuses publications et thèses pour des essais à température ambiante – qui seront synthétisés – mais très peu pour des essais représentatifs à plus haute température (jusqu'à 300 °C). Une partie de ce chapitre portera sur le matériau de l'étude en y abordant les essais de caractérisations mécanique et thermique réalisés durant ces travaux ainsi que la contribution apportée sur la compréhension du comportement de ce matériau dans le cas d'essais d'interaction représentatifs en température. Les essais réalisés ont permis de valider les outils et protocoles expérimentaux développés dans le chapitre 2, et ont mis en évidence les verrous technologiques à lever pour des essais plus complexes sur une seconde nuance de revêtement étudiée durant cette thèse. L'aspect mesure d'efforts, mesure de températures et analyse des endommagements y est détaillé. Une comparaison des efforts mesurés couplés aux autres paramètres de l'essai est également présentée et constitue une contribution majeure de résultats nouveaux pour des essais d'interaction sur matériau AlSi-PE en température et à grande vitesse. La deuxième partie de ce chapitre s'intéressera à des essais plus complexes réalisés sur une nuance abradable du CoHP. Le retour d'expérience des essais réalisés sur le revêtement AlSi-PE a permis des caractérisations plus complexes jusqu'à 720 °C. L'étude de la sensibilité du matériau à la température y est rapportée ainsi que les analyses matériaux effectuée pour mieux comprendre le phénomène de couplage entre efforts, échauffements produits par l'interaction et endommagements induits.

Le cinquième chapitre présente le modèle semi-analytique développé par l'équipe d'accueil, pour la détermination de la température au contact aube/abradable. Le modèle s'appuie sur la conduction de chaleur en introduisant le couplage thermique entre les surfaces en contact. Il fait appel à des fonctions d'influence (fonctions de Green). Le modèle sera mis en application grâce à un essai « pilote », présenté au chapitre 4 et qui représente le support de l'étude de sensibilité sur la réponse thermique (température au contact). Les paramètres expérimentaux permettant une estimation de la chaleur produite par le contact aube/abradable seront étudiés et mettront en avant la complexité de l'utilisation du modèle sur des matériaux dont les propriétés thermophysiques sont peu ou pas connues. La répartition de la chaleur entre les différents acteurs de l'interaction sera établie et confrontée aux résultats déjà publiés dans la littérature. Des modifications du modèle seront également proposées pour l'optimisation de ce dernier. La confrontation des résultats analytiques et expérimentaux permettra de conclure quant à la pertinence/manquements de l'ap-

proche adoptée.

Une conclusion générale sur l'étude des interactions aube/carter – simulées sur le banc expérimental utilisé dans ces travaux de thèse – sera formulée et des pistes d'améliorations seront proposées dans des perspectives à court terme.

CHAPITRE 1

INTERACTIONS AUBE/CARTER - D'UNE ÉTUDE GLOBALE À UNE ÉTUDE LOCALE

La constante augmentation du trafic aérien ces dernières années a poussé les industriels de l'aéronautique à s'adapter aux nouveaux enjeux technologiques et environnementaux présents et futurs. Les objectifs à l'horizon 2020 sont une diminution de 20 % des émissions de dioxyde de carbone (CO_2) et de 80 % des émissions d'oxyde d'azote (NOx) et ce, malgré une augmentation annuelle moyenne de trafic de 5 %. L'optimisation des avions et de tous les organes associés est une nécessité pour satisfaire ces contraintes. La suite de ce chapitre présente le contexte de l'étude dans lequel s'inscrit cette thèse. La problématique des interactions aube/carter y est abordée d'un point de vue global à un point de vue local, mettant en avant le couplage multi-physique et multi-échelle de ces interactions.

1.1 Performances des turboréacteurs et interactions aube/carter

Le contexte économique, environnemental et l'aspect sécurité est omniprésent dans l'industrie aéronautique. Ces contraintes pilotent la majorité des développements réalisés dans les départements de R&D des industriels. La réduction de la consommation des appareils peut se faire de différentes manières : réduction des masses embarquées en optant pour des matériaux légers et résistants (comme des composites, alliages d'aluminium ou de titane par exemple), augmentation de l'aérodynamisme de la structure pour limiter les forces de trainée ou optimisation du système consommant le carburant : le turboréacteur.
Le turboréacteur est un élément essentiel d'un avion qui fournit la poussée nécessaire au décol-

lage et au vol, mais aussi l'énergie électrique, hydraulique ainsi que la pressurisation de la cabine. Présents au nombre de deux ou quatre en fonction des appareils, ils sont situés sous les ailes et sont alimentés en kérosène. De ce fait, ils doivent être d'une fiabilité sans faille. Les turboréacteurs constituent une très grande majorité des développements réalisés chez les industriels pour l'optimisation du rapport poids/poussée et poussée/consommation. La figure 1.1 présente une vue en coupe d'un turboréacteur civil moderne. Les deux parties sur lesquelles focalise cette thèse sont le compresseur basse et haute pression (encadrés en traits rouges discontinus sur la figure suivante).

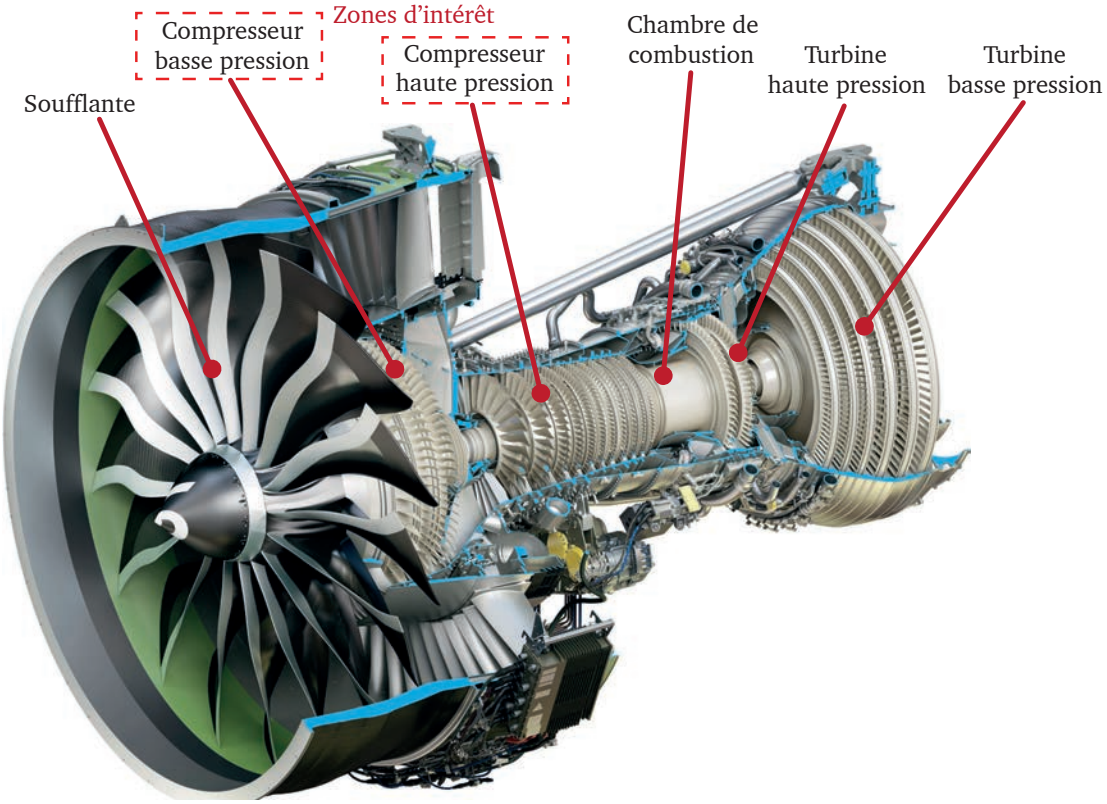


FIGURE 1.1 – Architecture du turboréacteur double flux moderne *GE9X* développé par General Electric [3]

La réduction des jeux fonctionnels présents entre les parties rotors et stators a permis aux industriels d'augmenter le rendement global des turboréacteurs en limitant les fuites inter-étages localisées en extrémité d'aube. Cette réduction est d'autant plus importante dans les parties du CoBP et CoHP où le rendement de compression influe grandement sur la performance du turboréacteur [4,5]. Cependant, les forces centrifuges, les dilatations thermiques non homogènes entre le rotor et le stator, les vibrations inhérentes au système ou encore l'ingestion de corps étrangers peut causer des interactions aube/carter dommageables [6]. L'usure de l'extrémité de l'aube et/ou du carter peut alors mener à une augmentation drastique de la consommation spécifique pouvant aller jusqu'à 10 % et provoquer des balourds menant à des vibrations néfastes pour l'équilibrage et le fonctionnement du turboréacteur [7]. De plus, une fissuration suivie d'une rupture de l'aube peut apparaître menant à la ruine du moteur [8].

1.2 Les matériaux abradables pour le contrôle des jeux fonctionnels

L'utilisation de matériaux abradables est une des solutions techniques retenue par les industriels pour minimiser les jeux fonctionnels entre deux corps en mouvement relatif (rotation ici). Ces matériaux sont projetés thermiquement à l'intérieur des carters par différents procédés en fonction de la nuance retenue [6]. Lors d'un contact aube/carter, redéfini en contact aube/abradable dans la suite de ce manuscrit de thèse, le matériau abradable va « s'abrader » de façon préférentielle par rapport à l'extrémité de l'aube [9], permettant de garantir une étanchéité dynamique optimale après contact et préservant l'aube [10].
La figure 1.2 présente de façon schématique l'approche globale-locale proposée pour l'étude des matériaux abradables dans ces travaux de thèse. Le carter est revêtu d'un dépôt abradable dont la nuance dépend essentiellement de l'environnement dans lequel le matériau évolue (température, pression, présence de particules érosives). Lors des phases de rodage du turboréacteur, avant sa mise en service sur l'avion, le revêtement abradable s'accomode du passage des aubes permettant un jeu fonctionnel minimal aube/abradable (inférieur au millimètre). Lors des phases d'interactions aube/abradable, ce jeu tend à augmenter localement dans la zone où le contact a eu lieu. Dans certaines configurations, les extrémités d'aubes peuvent être revêtus de particules dures (comme des carbures de tungstène par exemple) pour améliorer l'efficacité lors de l'enlèvement du revêtement pendant une interaction.

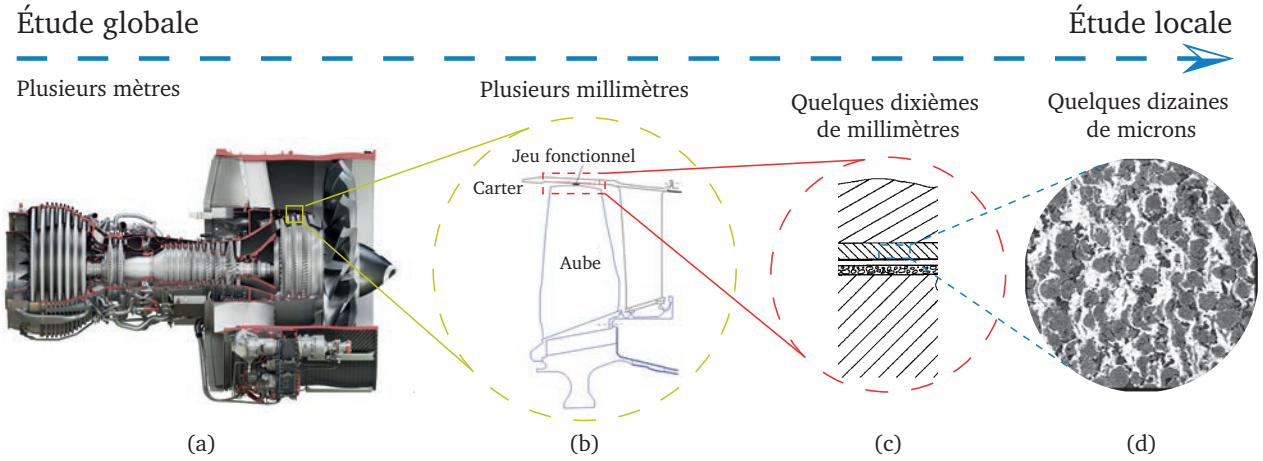


FIGURE 1.2 – Représentation schématique de l'étude globale à locale des interactions aube carter : (a) turboréacteur, (b) système aube/carter, (c) jeu fonctionnel aube/carter avec abradable et (d) coupe tomographique de la microstructure d'un revêtement abradable AlSi-PE

De par la méthode d'obtention par projection thermique (détaillée ci-dessous), les matériaux abradables possèdent une structure complexe multiphasique, chaque phase jouant un rôle spécifique dans le comportement thermomécanique du matériau lors de sollicitations externes. La suite de cette section aborde de manière générale les différentes nuances de matériaux abradables

utilisés au sein des turboréacteurs, leur méthode d'obtention et les essais de caractérisations mécaniques représentatifs d'une interaction aube/abradable. Les mécanismes d'endommagements observés suite à un contact aube/abradable sont également définis.

1.2.1 Méthode d'obtention, familles et caractéristiques des matériaux abradables

Les revêtements abradables sont utilisés à l'intérieur des carters de turboréacteurs au regard des aubes pour garantir une étanchéité dynamique optimale et accommoder au mieux les interactions aube/abradable. Ils sont soumis à de larges différentiels de température en fonction de l'étage où ils sont projetés : de −50 °C dans l'étage de la soufflante lorsque l'avion est à haute altitude, à plus de 1200 °C dans les étages de la turbine haute pression. La grande majorité de ces revêtements sont obtenus par projection thermique plasma (appelée méthode APS - Atmospheric Plasma Spray). Les revêtements abradables étudiés pendant ces travaux de thèse ont été obtenus par ce procédé, qui fait l'objet de la section suivante.

1.2.1.1 Projection thermique plasma

La technique APS est avantageuse en comparaison des autres techniques plus onéreuses et complexes à mettre en œuvre comme la technique HVOF (High Velocity Oxy-Fuel) ou D-Gun (Detonation Gun). Elle rend possible la mise en forme de revêtements à l'intérieur de carters de grandes dimensions mais trouve ses limites pour des petites pièces complexes [11]. Le principe de fonctionnement d'une déposition APS est présenté à la figure 1.3.

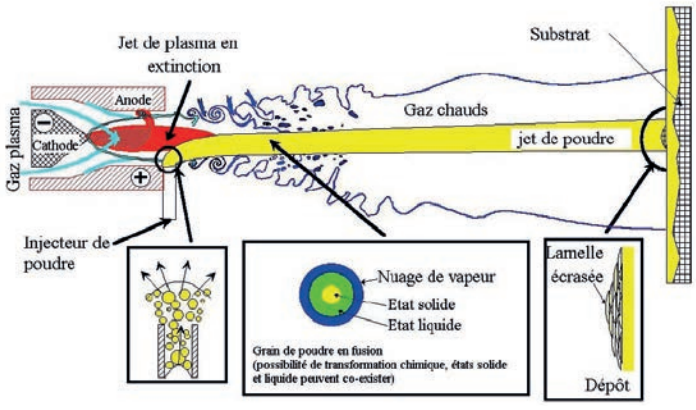


FIGURE 1.3 – Principe de la projection thermique APS pour l'obtention des matériaux abradables de ces travaux de thèse [12]

Cette technique repose sur la ionisation d'un gaz inerte – généralement de l'argon mais également de l'azote ou de l'hélium – permettant de produire un plasma (appelé également plasma intermédiaire [13]) dans lequel est injectée la matière à projeter. Un gaz non neutre, du dihydrogène H_2 en l'occurrence, peut également être utilisé pour augmenter la puissance du plasma.

La ionisation du gaz s'effectue grâce à un arc à très haute tension de décharge produit entre une cathode en tungstène et une anode en cuivre refroidie par de l'eau. Le jet plasma créé peut alors atteindre des températures allant jusqu'à 20 000 °C permettant la projection d'une grande variété de revêtements, abradables ou non, avec des taux de dépôt relativement élevés [14]. Pour des matériaux à haute température de fusion, les intensités de courant utilisées pour l'argon (entre 800 et 1000 A) provoquent une projection de la matière sans que celle-ci ne soit fondue. De l'hydrogène est alors utilisé comme gaz secondaire afin d'apporter une énergie supplémentaire nécessaire à la fusion des particules à projeter sans modifier pour autant leur vitesse. Ce procédé est donc le plus polyvalent pour la projection de matériaux avec une maitrise de l'épaisseur et des caractéristiques mécaniques. Les particules projetées contre le substrat forment des couches successives de revêtement [15]. Le refroidissement des particules est très rapide et s'effectue entre 10^6 et 10^8 °C s^{-1} [16,17]. Lors de ce refroidissement la température du substrat est maintenue à une valeur constante (généralement 80 °C) pour éviter des contraintes internes trop sévères au sein de la microstructure du matériau abradable. Un refroidissement trop rapide du revêtement projeté peut conduire à des micro-fissures inter-lamellaires, endommageant le revêtement avant même sa mise en service [18]. Ces endommagements sont d'autant plus visibles que l'épaisseur du dépôt est importante (l'épaisseur de dépôt par la méthode d'obtention APS varie de quelques dixièmes de millimètres à plusieurs millimètres).

1.2.1.2 Familles d'abradable

Le choix d'une nuance d'abradable au sein d'un turboréacteur dépend majoritairement de la température de l'environnement où évoluera le matériau, mais également du matériau de l'aube qui peut potentiellement venir en contact avec le revêtement abradable. Plusieurs familles d'abradable existent, dont certaines nuances sont présentées en figure 1.4.

La soufflante est exposée à des températures variant de −50 °C à 200 °C. Les aubes sont généralement en alliage de titane ou en composite carbone tissé 3D. Les revêtements abradables situés dans le carter sont à matrice polymère ou silicone. Ces matériaux sont généralement conçus pour évoluer à basse température et ne sont pas efficaces au delà de 200 °C du fait de la présence de polymère à basse température de service.

Le compresseur basse pression (CoBP) est le siège de températures variant de 200 °C à 350 °C (400 °C dans certains cas). Le carter du CoBP est revêtu généralement d'un revêtement abradable composite à base Aluminium-Silicium (AlSi). Certaines nuances possèdent une phase additionnelle comme du polyester (PE), du nitrure de bore hexagonal sous forme solide (hBN) ou des porosités par exemple pour augmenter les propriétés d'abradabilité du matériau. La nuance AlSi-PE est le premier matériau étudié dans ces travaux de thèse et fait l'objet d'une partie détaillée au chapitre 4.

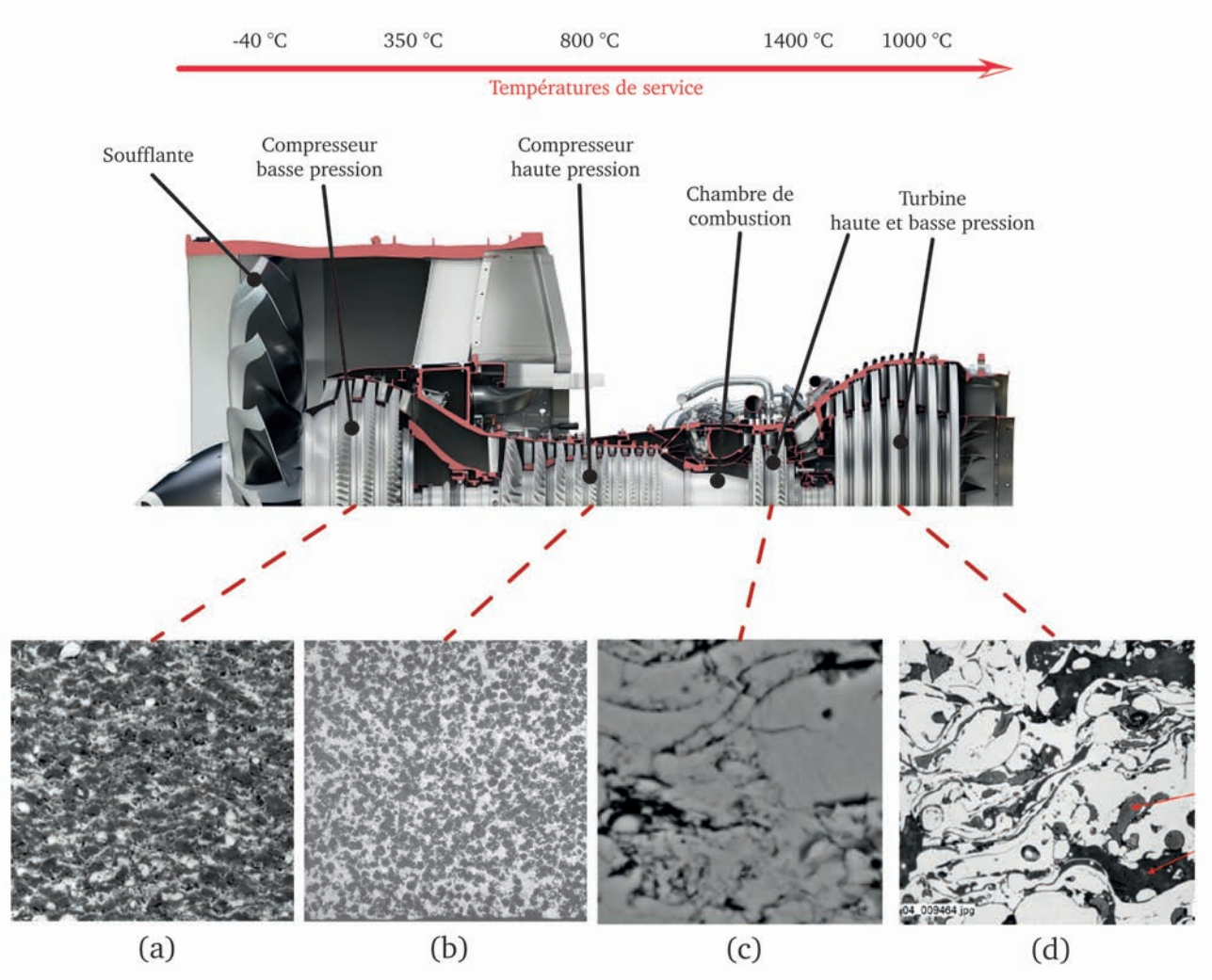


FIGURE 1.4 – Micrographies de différentes familles d'abradable en fonction des étages et des températures d'usage : (a) abradable AlSi-PE, (b) abradable CoNiCrAlY-hBN, (c) abradable YSZ [19] et (d) CoNiCrAlY-hBN [20]

Le compresseur haute pression (CoHP) où des températures jusqu'à 800 °C peuvent être atteintes, est revêtu d'abradables de type M-CrAlYs (M désignant les éléments chimiques Ni (nickel), Co (cobalt), NiCo ou CoNi). Une nuance largement utilisée est le CoNiCrAlY-hBN-Polyester qui est le second matériau étudié dans ces travaux de thèse (cf. chapitre 4). Les matériaux abradables du CoHP jouent un double rôle : en plus de s'user de façon préférentielle par rapport au bout d'aube, ils protègent le carter des phénomènes d'oxydation à chaud. Le caractère abradable des matériaux peut être augmenté avec la présence d'un fort taux de porosité pouvant varier de 35 à 60 % [21]. Les porosités sont générées par la présence de polyester qui par la suite est pyrolysé pour laisser place à des inclusions d'air. Ces porosités ne doivent cependant pas être communicantes et le revêtement doit être le plus dense possible pour protéger le carter des phénomènes d'oxydation à chaud [22]. L'utilisation de matériaux à base cobalt est donc un bon compromis pour assurer le rôle de barrière anti-oxydante du carter. La présence de nitrure de bore hexagonal (hBN) est éga-

lement ajouté pour améliorer les propriétés tribologiques au contact aube/abradable en jouant le rôle de lubrifiant solide [23].

La turbine haute (THP) et basse pression (TBP) sont le siège des plus hautes températures (hors chambre de combustion). Les revêtements abradables déposés dans le carter sont des céramiques à base zircone (YSZ – Yttria-Stabilized Zirconia). Ces matériaux peuvent être utilisés jusqu'à 1300 °C et assurent le rôle de barrière thermique. L'ajout de polyester permet de contrôler le taux de porosité, cependant la dureté de ces matériaux demeurent trop importante. Les aubes doivent donc être revêtues de nitrure de bore cubique (cBN), de carbure de silicium ou de zircone et sont refroidies par des canaux internes pour ne pas atteindre les températures de fusion du matériau les constituant.

Les matériaux abradables doivent donc répondre à des critères particuliers comme se désagréger de façon préférentielle par rapport à l'extrémité de l'aube en cas de contact [24] avec des énergies les plus faibles possibles pour préserver les organes de toutes contraintes néfastes à leur tenue mécanique. La surface obtenue après interaction doit être la plus lisse possible pour limiter les pertes aérodynamiques [25]. Cet état de surface peut être obtenu en développant un revêtement abradable de faible dureté qui dépend essentiellement du taux de porosité et de la nature de la matrice métallique. Les revêtements possédant une faible dureté sont plus propices à produire des débris de faibles dimensions préservant les organes situés en aval mais sont plus sujets aux phénomènes d'érosion. Enfin, les touches répétées sur le revêtement tendent à créer une couche en surface plus dure pouvant provoquer des échauffements plus importants et des endommagements mécaniques non prévisibles lors des passages successifs de l'aube [26].
Des bancs d'essais spécifiques ont donc été développés pour l'étude du comportement des revêtements abradables lors d'une interaction et font l'objet de la section suivante.

1.2.2 Essais de caractérisation aube/abradable

La caractérisation des matériaux abradables lors d'une interaction est étudiée depuis de nombreuses années sur des bancs d'essais spécifiques. Il s'agit là d'une étape essentielle de l'étude de ces matériaux pour contribuer à une meilleure compréhension des mécanismes complexes induits lors d'un contact aube/abradable. Certaines études [8] se sont intéressées à des interactions à l'échelle 1 (dans un étage complet de compresseur par exemple) mais l'instrumentation n'est pas aisée pour la mesure de divers paramètres durant l'essai comme les efforts au contact ou les échauffements locaux. Les bancs d'essais présentés ci-dessous offrent l'avantage d'appréhender l'approche du contact aube/abradable avec des conditions similaires à celles présentes dans un turboréacteur, en termes de vitesse tangentielle ou de température par exemple. Ils adoptent cependant une configuration simplifiée en ne modélisant généralement qu'une seule aube en interaction avec un revêtement abradable.

1.2.2.1 Bancs d'essais rotatifs en configuration représentative

Plusieurs bancs développés au cours de ces 30 dernières années permettent l'étude des interactions aube/abradable dans des conditions plus ou moins représentatives de celles présentes dans un turboréacteur. Une grande partie de ces bancs utilisent la configuration d'une aube (qui peut être simplifiée) rigide en rotation et d'une éprouvette de revêtement abradable en translation. Une liste (non exhaustive) des différents dispositifs inclue le banc de Sulzer Innotec [21,22,27], le banc de l'Université de Sheffield [28,29], le banc de l'Institute for Aerospace Research Ottawa IARO [30], le banc de l'Ohio State University OSU [31], le banc de la NASA [7] ou encore le banc de l'IPEK Rapperswil [32]. L'éprouvette de revêtement abradable est mise en translation grâce à une unitée motorisée électrique, à des vitesses comprises entre $1\,\mu m\,s^{-1}$ et plusieurs millimètres par seconde et à des profondeurs d'incursion de quelques dizaines de micromètres jusqu'à 2 mm. Les vitesses tangentielles atteintes en bout d'aube sont comprises entre quelques mètres par seconde et $400\,m\,s^{-1}$ ce qui permet de réaliser des essais d'interaction représentatifs en terme de vitesse tangentielle. Le banc de Sulzer Innotec dispose également d'un système de mise en température de l'aube et du revêtement abradable par générateur de flamme, permettant la réalisation d'essais avec des températures pouvant atteindre 1200 °C. Cependant, le gradient thermique imposé est brutal (plusieurs centaines de degrés par seconde) ce qui peut engendrer des chocs thermiques dommageables pour le matériau (phénomènes de fissuration du revêtement abradable avant même l'interaction avec l'aube).

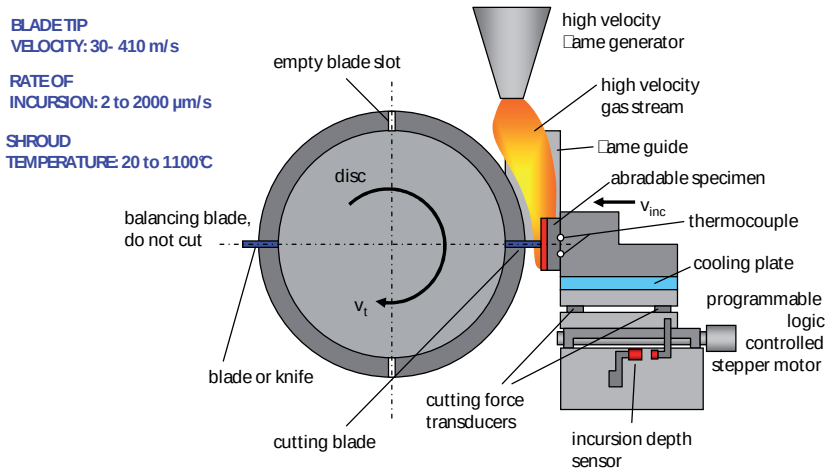


FIGURE 1.5 – Banc abradable Sulzer Innotec pour la simulation d'interactions en configuration représentative [6]

Bien que ces bancs permettent la réalisation d'essais d'interaction, les études publiées n'apportent pas d'analyses pertinentes quant au bilan énergétique du contact – c'est à dire la répartition de la chaleur entre l'aube et le revêtement ou encore les échauffements produits par la conversion de l'énergie mécanique en chaleur par le processus de frottement/coupe. La compréhension des énergies produites et dissipées lors de l'interaction entre un revêtement abradable et un bout d'aube est une nécessité pour la prédiction des endommagements induits aussi bien pour l'aube que pour le revêtement abradable mais plus généralement pour réaliser un couplage

des phénomènes thermiques et mécaniques présents lors d'interactions aube/abradable. La chaleur produite par le contact à grande vitesse se propage à travers l'aube, le revêtement abradable et les débris générés avec une répartition qui dépend essentiellement des propriétés thermophysiques des matériaux en jeu et de la configuration du contact. Dans le cas des bancs présentés ci-dessus, la configuration du contact est de type aube tournante et revêtement abradable fixe. La partie suivante présente une autre configuration de banc constitué d'un revêtement mobile et d'une aube fixe. Une description détaillée de l'un d'entre eux est rapportée par la suite. Ce banc a été le support d'une étude énergétique du contact aube/abradable présentée à la partie 1.3. La configuration de ce banc est de type revêtement abradable mobile et aube fixe ce qui se démarque des autres bancs rotatifs présentés dans cette partie.

1.2.2.2 Banc rotatif en configuration représentative inversée

Le banc Pratt & Withney [33] et plus particulièrement le banc d'interaction ONERA de Lille [34,35] permettent de réaliser des essais d'interaction aube/abradable mais avec une configuration inversée à celle présente sur un turboréacteur : l'élément tournant est un disque revêtu d'abradable contre lequel l'incursion est réalisée grâce à une aube pilotée en translation. Cette configuration de contact non confinée offre l'avantage de pouvoir instrumenter plus aisément l'aube et d'avoir un accès visuel à la zone du contact pour enregistrer l'interaction au moyen d'une caméra rapide par exemple.
Le banc d'essai ONERA, présenté schématiquement figure 1.6, utilise une lame flexible afin de recréer une interaction dynamique avec un tambour en rotation revêtu d'abradable. Ces essais prennent en compte les couplages dynamiques existants entre l'interaction et la dynamique propre du système. Plusieurs paramètres expérimentaux peuvent varier pour tester différentes configurations : la vitesse, la profondeur d'interaction de l'aube dans l'abradable (grâce à une unité linéaire de translation), la fréquence de rotation du tambour (qui influe sur la vitesse tangentielle en bout d'aube lors du contact), le nombre de contacts aube/abradable durant l'essai, la géométrie de l'aube testée, le matériau, la composant et la nuance du revêtement abradable testé. La vitesse tangentielle maximale pouvant être atteinte est de $92\,\mathrm{m\,s^{-1}}$ [36]. La lame assimilée à une aube simplifiée est instrumentée avec des jauges de déformation. Cette dernière est montée sur une unité de translation permettant d'atteindre des vitesses axiales maximales d'environ $60\,\mathrm{mm\,s^{-1}}$ grâce à un actionneur piézoélectrique solidaire d'une structure déformable. Un système inductif permet de mettre en température le revêtement abradable jusqu'à 300 °C. La lame flexible est quant à elle à température ambiante avant essai (à la différence du banc Sulzer où les deux acteurs de l'interaction sont mis en température). Les échauffements induits par le contact aube/abradable sont quant à eux mesurés par un pyromètre optique monochromatique infrarouge possédant un temps de réponse de 120 ms et/ou par une caméra thermique.

Les efforts tangentiels sont déterminés par une méthode indirecte basée sur l'analyse du modèle analytique de la déformée de la lame à 1 degré de liberté. Cette méthode permet de coupler

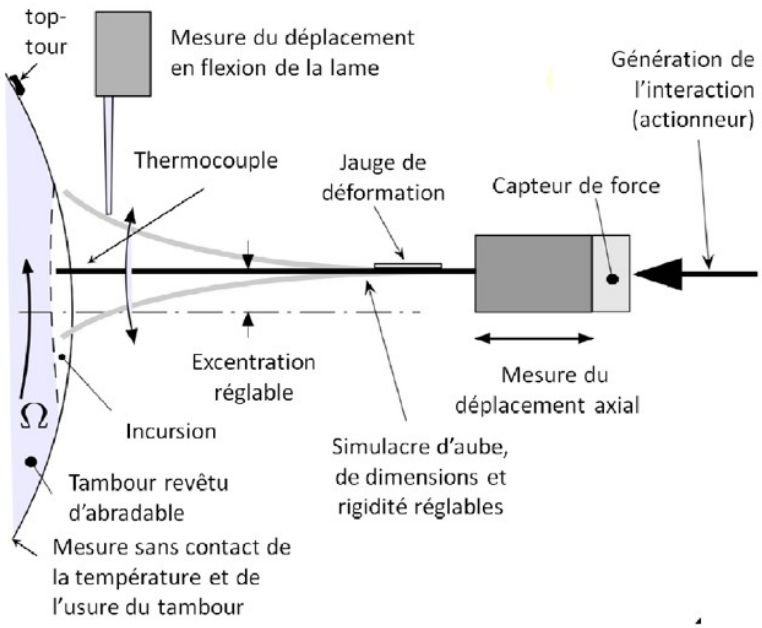


FIGURE 1.6 – Vue schématique partielle du banc d'interaction aube/abradable ONERA [34]

le déplacement de la lame à l'effort tangentiel associé. L'effort tangentiel est alors estimé grâce à une méthode inverse basée sur les filtres de Kalman proposée par Ma et al. [37].
L'effort axial est quant à lui mesuré grâce à une cellule piézoélectrique [1]. Le signal mesuré est corrigé par compensation accéléromètrique afin d'isoler la composante normale agissant en bout de lame.

Ce banc offre donc l'avantage d'une étude des interactions aube/abradable avec une instrumentation complète permettant d'estimer les effort d'interaction en extrémité d'aube en tenant compte de la réponse vibratoire du système. La configuration inversée de l'interaction (c.-à.-d aube fixe et revêtement abradable mobile) par rapport à la configuration réelle de l'interaction dans un turboréacteur (c.-à-d. aube mobile et revêtement abradable fixe) permet d'avoir une zone d'interaction fixe : la dynamique de l'aube et les débris éjectés durant l'interaction sont plus facilement visualisables par caméra rapide [2]. L'instrumentation de la lame est également rendue possible pour mesurer indirectement le flux la traversant grâce à des thermistances [3] [38]. La mise en température permet également de réaliser des essais représentatifs des étages BP mais empêche la caractérisation en température de revêtements ne possédant pas une matrice métallique. Le nombre d'interactions par révolution de cylindre limite la vitesse maximale atteignable en bout d'aube. Il n'est donc possible d'avoir un historique du contact – c'est à dire l'influence du frottement cumulé de l'aube au cours du temps sur la piste abradable – que pour de faibles vitesses tangentielles de l'ordre de la dizaine de mètres par seconde. Les échauffements provoqués par ces

1. Cellule piézoélectrique Kistler 9031A
2. Caméra rapide avec une fréquence d'acquisition maximale de 12 500 images/s pour une résolution de 1024 × 1024 pixels
3. Thermistances PT100

contacts sont mesurés par pyrométrie. Cette technologie nécessite un étalonnage des instruments avec un corps noir et la connaissance de l'émissivité du revêtement étudié. L'émissivité étant dépendante de l'état de surface du matériau, l'obtention de cette valeur n'est pas aisée et apporte des incertitudes sur la mesure (cf. chapitre 3).

1.2.2.3 Banc d'essai du LEM3 se dédouanant de la dynamique de l'aube

Le banc d'essai utilisé dans ces travaux de thèse, et dont une description plus détaillée est fournie au chapitre 2, adopte une configuration d'essai se dédouanant de la dynamique de l'aube et du carter (et plus globalement de la dynamique du turboréacteur). A la différence de la grande majorité des bancs présentés à la section précédente, le banc du LEM3 permet de simuler des interactions aube/abradable de très courte durée – inférieure à la milliseconde – avec un seul passage d'aube et pour une trajectoire linéaire. Cependant, il est malheureusement impossible de collecter les éventuels débris produits par le contact aube/abradable. Un canon à gaz permet la mise en mouvement rapide d'une éprouvette revêtue de matériau abradable. Elle se déplace à travers un tube lanceur jusqu'à une zone de mesure où est situé un dynamomètre spécifique. Ce dynamomètre supporte un outil massif très rigide dont la partie fonctionnelle représente la géométrie de l'extrémité d'une aube. Lors du contact de l'éprouvette avec l'outil, l'interaction à proprement parler est générée à grande vitesse jusqu'à $350\,\mathrm{m\,s^{-1}}$ maximum. Les profondeurs d'incursion atteignables sur ce dispositif sont comprises entre quelques micromètres et plusieurs millimètres grâce à un réglage avant essai et une prise en compte des jeux fonctionnels présents au niveau du guidage. Dans le cas de ces travaux, l'incursion varie de $20\,\mu\mathrm{m}$ à $500\,\mu\mathrm{m}$ maximum. Les valeurs de ces faibles profondeurs d'incursion sont essentiellement fixées pour être représentatives d'une incursion réelle aube/abradable observable à l'échelle 1 sur un turboréacteur. La figure 1.7 présente la vue schématique simplifiée de l'interaction outil/abradable réalisée sur le banc d'essai de ces travaux de thèse. La piste d'abradable, de forme rectangulaire, est mise en mouvement de translation, permettant une interaction linéaire avec un seul passage de l'outil. L'avantage qu'offre cette configuration est la visualisation de l'évolution temporelle des efforts et l'identification des mécanismes d'endommagements associés sans que le revêtement ne soit altéré par plusieurs interactions successives. Cependant, la configuration de contact se fait avec un outil d'interaction initialement à température ambiante ce qui diffère d'une interaction réelle sur un turboréacteur.

En adoptant la configuration d'interaction présentée figure 1.7, de précédentes études [1,2,39] se sont intéressées à des essais avec des couples de matériaux outil/abradable en alliage de titane Ti6Al4V (outil) et revêtement à base Aluminium-Silicium (abradable). Cependant, ces essais, bien que représentatifs en terme de vitesse (jusqu'à $300\,\mathrm{m\,s^{-1}}$) ont été réalisés uniquement à température ambiante ce qui rend difficile l'interprétation des résultats par rapport aux phénomènes physiques observés sur des turboréacteurs à l'échelle 1. La réalisation de ces essais à température ambiante a permis cependant de valider les outils expérimentaux mis en place et contribuer à

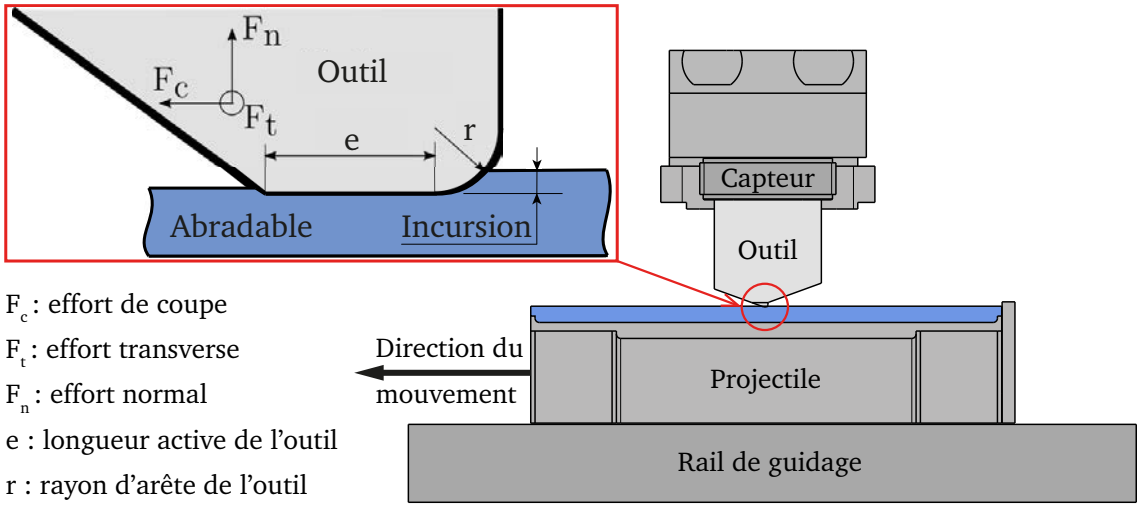


FIGURE 1.7 – Vue schématique de l'interaction outil/abradable réalisée sur le banc d'essai développé au LEM3

une meilleure compréhension de la mécanique du contact, des endommagements induits et des niveaux d'efforts atteints sur le revêtement abradable à température ambiante.

1.2.3 Mécanismes d'endommagements induits lors d'un contact aube/abradable

La nature hétérogène des abradables, les conditions extrêmes dans lesquelles ils évoluent ainsi que les sollicitations mécaniques et thermiques qu'ils subissent sont responsables de mécanismes d'endommagements complexes lors d'une interaction avec une aube. Deux études fondamentales publiées [22,26] se sont intéressées à l'identification des mécanismes d'endommagements induits lors d'un contact aube/abradable sur des bancs d'essais pour de larges gammes de vitesses tangentielles et de vitesses d'incursion. La figure 1.8 présente deux cartographies d'usure obtenues grâce à des essais réalisés sur le banc Sulzer Innotec avec un revêtement abradable de type AlSi-PE, à température ambiante (figure 1.8a) et à 350 °C (figure 1.8b).

Les mécanismes d'endommagement présentés à la figure 1.8 sont uniquement applicables au revêtement abradable, les aubes n'ayant pas fait l'objet d'une étude comparable. Les mécanismes d'endommagement activés sont par définition néfastes pour le matériau mais ne peuvent être évités. Certains sont plus souhaitables que d'autres et tendent à être favorisés lors d'une interaction. La vitesse tangentielle, la vitesse d'incursion et la température sont les trois paramètres qui influent sur les endommagements produits pendant l'interaction. La géométrie d'extrémité d'aube influe également mais cet aspect ne sera pas pris en compte dans la suite de ces travaux.
Les principaux mécanismes d'endommagement (aussi appelés mécanismes d'usure) sont présentés ci-dessous et sont valables pour une très large gamme de matériaux abradables, aussi bien pour la soufflante, le CoBP, CoHP, la THP et la TBP.

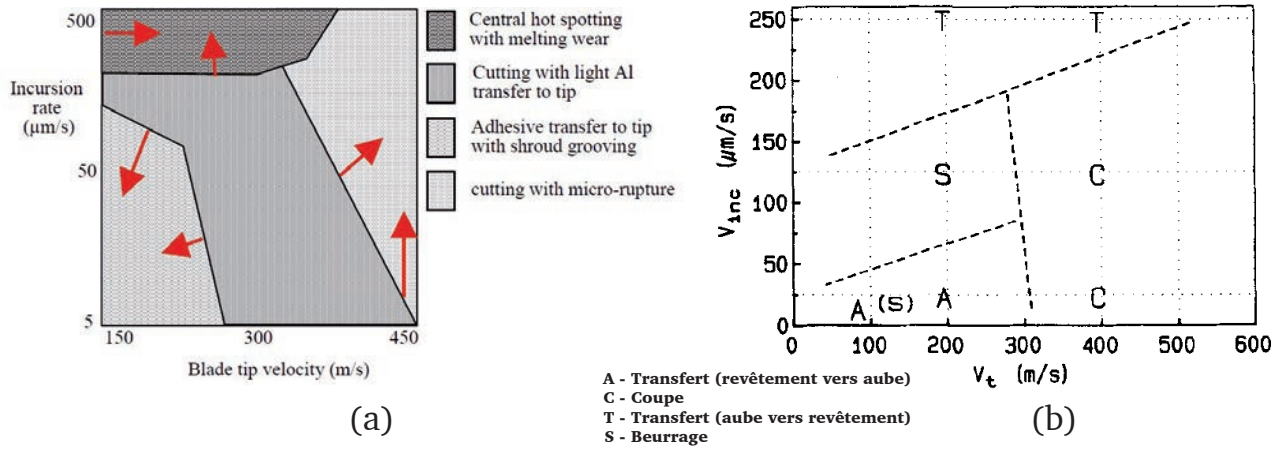


FIGURE 1.8 – Cartographie d'usure obtenue lors d'essais sur matériaux abradables AlSi-PE à température ambiante (a) [22] et à 350 °C (b) [26]

1.2.3.1 Densification

Une majorité des matériaux abradables sont constitués d'une phase poreuse. Elle est pilotée majoritairement par le taux de polyester initial contenu dans le revêtement (et qui sera dans certains cas pyrolysé) et les paramètres de projection [40]. Lors d'un contact aube/abradable, le revêtement peut se densifier par un mécanisme de fermeture de porosités sous l'effet de l'effort normal [41]. Ses propriétés mécaniques sont alors altérées dans la mesure où la phase poreuse assure une meilleure abradabilité du matériau lors de l'interaction en concentrant les contraintes mécaniques aux interfaces (matrice métallique - phase poreuse) [42]. Le revêtement favorise alors l'augmentation de l'amplitude des échauffements en cas de touches répétées [26]. Une étude réalisée sur un revêtement abradable AlSi-hBN [43] a mis en avant une densification après plusieurs essais d'interaction à une vitesse tangentielle d'aube de 100 m s^{-1} et une vitesse d'incursion de 0,02 µm s^{-1} (cf. figure 1.9).

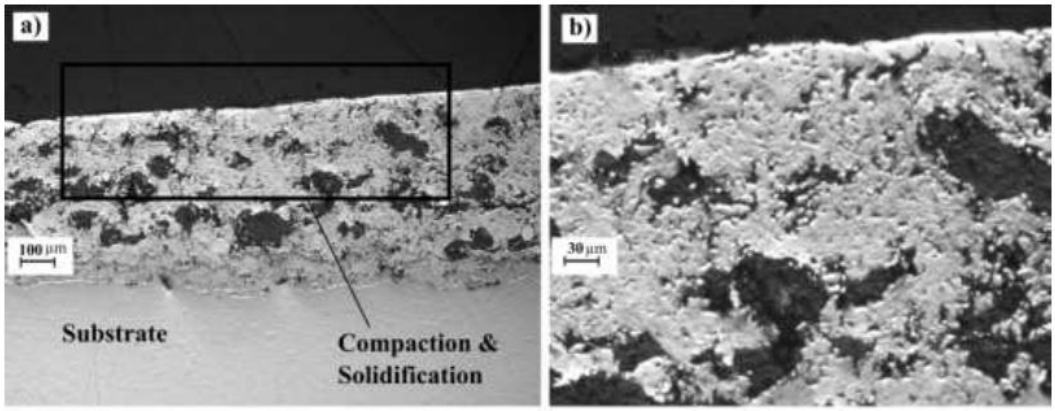


FIGURE 1.9 – Abradable AlSi-hBN densifié par fermeture de porosités (en noir) lors d'un essai d'interaction aube/abradable (a, b - vue de détail) à une vitesse tangentielle de 100 m s^{-1} et à une vitesse d'incursion de 0,02 µm s^{-1} [43]

Les auteurs ne délivrent aucune information concernant le taux de porosité de la nuance AlSi-

hBN étudiée mais la littérature fournie une valeur moyenne usuelle de 5 % [23]. Deux méthodes de quantification du taux de porosité sont généralement utilisées et reposent sur l'analyse du revêtement par microscopie électronique à balayage (MEB) ou par tomographie. La première méthode est délicate dans la mesure où une préparation minutieuse des échantillons doit avoir lieu. Cette préparation nécessite une découpe et un polissage de l'échantillon qui peut mener à une fermeture de porosités et affecter la microstructure du matériau à observer. La seconde méthode permet seulement une détermination qualitative du taux de porosité. Les analyses tomographiques quantitatives sont difficilement réalisables avec des matériaux multiphasés [44]. Cette technique reste cependant non destructive ou intrusive et donc plus appréciable car elle ne nécessite pas de préparation particulière. Visuellement, la densification sur les clichés MEB ou tomographiques se traduit par une fermeture des porosités. La densification sur les matériaux abradables non poreux est très difficilement observable comme c'est le cas sur les nuances jouant le rôle de barrières thermiques (comme par exemple les céramiques YSZ).

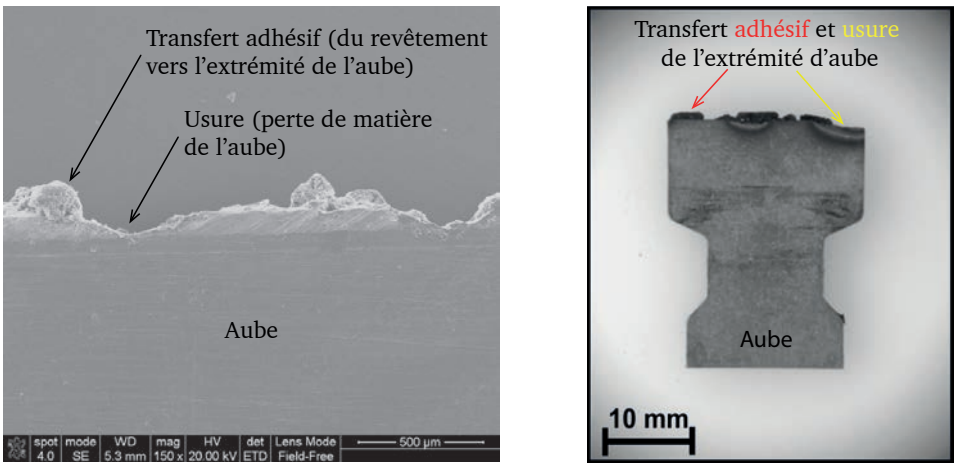
1.2.3.2 Fusion

Les interactions aube/abradable sont responsables d'échauffements non négligeables favorisant le phénomène de fusion du revêtement et/ou de l'aube. Lorsque la fusion du revêtement intervient, cette dernière est localisée en surface. La surface obtenue après fusion locale du revêtement est lisse mais les propriétés mécaniques locales sont affectées [26]. Les échauffements atteints peuvent également être responsables de l'obtention d'un nouvel alliage à l'interface aube/abradable, aux propriétés mécaniques et thermiques non maitrisées, et qui peut atteindre plusieurs dizaines de micromètres d'épaisseur [26]. Les échauffements rapides peuvent également être responsables d'une usure corrosive et mener à une détérioration thermique prématurée des extrémités des aubes [7].

1.2.3.3 Transfert adhésif

Certaines nuances de revêtements abradables possèdent une mauvaise affinité chimique avec les matériaux de l'aube ce qui provoque des phénomènes de transferts adhésifs du revêtement abradable vers l'extrémité de l'aube et inversement. Ces phénomènes concernent essentiellement les matériaux abradables à base aluminium qui tendent à coller sur l'aube lors de faibles vitesses d'incursion et tangentielles (là où le mécanisme de coupe n'est pas prédominant). Lors de l'interaction, le bout d'aube déforme localement le revêtement ce qui provoque une augmentation de l'effort de frottement. Cette augmentation d'effort induit une augmentation de la température qui adoucit thermiquement le revêtement. Dans ces deux cas, le revêtement peut s'agglomérer sur le bout d'aube par un mécanisme de collage/soudage et provoquer du rainurage (cf. section 1.2.3.4) sur le reste de la piste de revêtement abradable. De plus, cet ajout de matière tend à provoquer des instabilités dynamiques sur l'ensemble du disque aubagé et de l'arbre.
Dans le cas de transferts adhésifs de l'aube vers le revêtement, le dépôt d'une couche dure (consti-

tuée des éléments de base de l'aube et combinés à ceux du revêtement) rend le matériau abradable moins performant et favorise les échauffements locaux en cas de touches répétées [26]. Cette couche dure d'une épaisseur de l'ordre de la dizaine de micromètres est le siège de fissures dues à un refroidissement rapide après transfert et diminue les propriétés mécaniques et thermiques du revêtement abradable [33].
Une étude réalisée sur le banc de l'université de Sheffield [28] a permis de mettre en évidence l'évolution du transfert adhésif produit par un contact aube/abradable entre une aube en alliage de titane Ti6Al4V et un revêtement abradable de nuance AlSi-hBN. La figure 1.10a présente l'extrémité d'une aube après un essai d'interaction à 200 m s^{-1}, à une vitesse d'incursion de 6,9 µm s^{-1}, à une profondeur d'incursion par passe de 0,02 µm pour une profondeur de passe totale de 1000 µm. L'aube présente des amas de revêtement abradable obtenus par transfert adhésif ainsi qu'une usure par perte de matière. Une autre étude [29] s'est intéressée aux modes d'endommagement de l'aube pour une interaction avec un revêtement AlSi-hBN à une vitesse tangentielle de 100 m s^{-1}, une vitesse d'incursion de 3,4 µm s^{-1}, une profondeur d'incursion par passe de 0,02 µm et une profondeur totale de 2000 µm. Le cliché de l'aube est présenté figure 1.10b.



(a) **(b)**

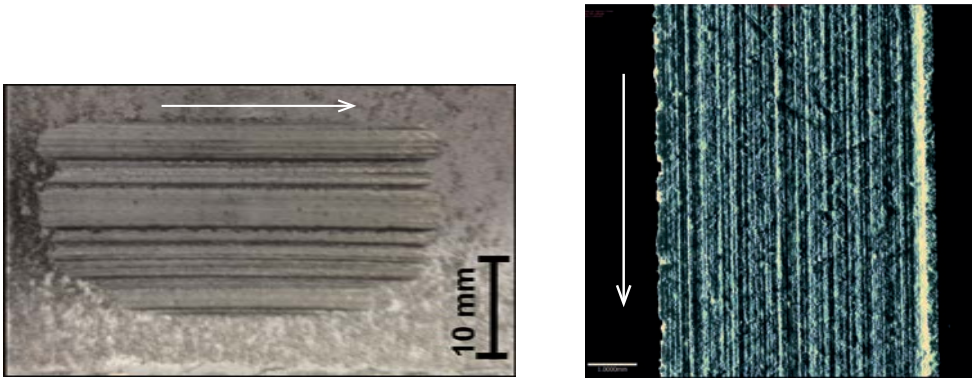
FIGURE 1.10 – Transfert adhésif et usure d'une aube en Ti6Al4V après une interaction avec un revêtement AlSi-hBN à une vitesse tangentielle de 200 m s^{-1}, une vitesse d'incursion de 6,9 µm s^{-1}, une profondeur d'incursion par passe de 0,02 µm et une profondeur totale de 1000 µm (a) – d'après [28], et à une vitesse tangentielle de 100 m s^{-1}, une vitesse d'incursion de 3,4 µm s^{-1}, une profondeur d'incursion par passe de 0,02 µm et une profondeur totale de 2000 µm (b) – d'après [29]

Des analyses *post-mortem* ont également été réalisées en relevant la masse de l'aube, en prenant des clichés photographiques et en analysant l'échantillon d'abradable avant et après essai. Aux faibles vitesses d'incursion, les auteurs ont mis en évidence un endommagement par rainurage (la description de ce mécanisme d'endommagement est présentée à la section suivante) de la surface du revêtement et un transfert adhésif combiné à une perte de masse de l'aube. Ce phénomène de couplage sillonnage/transfert est particulièrement visible à faible vitesse d'interaction

et faible vitesse d'incursion [29] et doit être évité. En effet, un ajout de matière en extrémité d'aube augmente sa longueur et donc provoque un jeu fonctionnel plus important avec le reste des aubes : l'étanchéité dynamique n'est plus assurée. Dans le cas où le transfert se fait de l'aube vers le revêtement (comme c'est le cas pour les essais présentés au chapitre 4 pour les essais d'interaction Inconel 718/CoNiCrAlY-hBN) l'étanchéité dynamique n'est également plus assurée avec en sus une altération de la surface du revêtement abradable et un déséquilibrage du rotor dans le cas où la masse transférée se révèle significative.

1.2.3.4 Rainurage

La présence d'une phase dure additionnelle entre l'aube et le revêtement abradable lors des phases de fusion et/ou de transfert adhésif peuvent conduire à la génération de déformations plastiques résiduelles combinée à une perte de matière. Cela se traduit par des rainures (sillons) orientées dans la direction de glissement d'une largeur variant en fonction des conditions d'essais et de la nature du revêtement abradable. Une étude menée par Fois *et al.* [29] a mis en évidence sur la surface d'une éprouvette de revêtement abradable AlSi-hBN des sillons macroscopiques dont la largeur dépasse le millimètre (cf. figure 1.11a).



(a) **(b)**

FIGURE 1.11 – Sillonnage d'une surface de revêtement abradable AlSi-hBN lors d'une interaction à une vitesse tangentielle de 100 m s^{-1}, une vitesse d'incursion de 3,4 µm s^{-1}, une profondeur d'incursion par passe de 0,02 µm et une profondeur totale de 2000 µm (a) [29] et revêtement AlSi-PE à 107 m s^{-1} pour une profondeur d'incursion de 100 µm (b) [2]

Une autre étude [2] a mis en évidence un endommagement d'une surface de revêtement AlSi-PE par sillonnage à une vitesse d'interaction de 107 m s^{-1} et avec une profondeur d'incursion de 100 µm (cf. figure 1.11b). Le sillonnage est un mécanisme d'endommagement néfaste car il sous entend la présence d'un matériau densifié localement combiné à une perte de matière. De plus, il favorise les pertes aérodynamiques et donc la diminution du rendement du turboréacteur dû au mauvais état de surface [22].

1.2.3.5 Beurrage

L'action combinée de l'effort normal et de l'effort tangentiel peut repousser la matière plastiquement en l'étalant sur le reste de la piste abradable. Il s'ensuit la création d'une couche additionnelle en surface du revêtement avec la possibilité de recouvrir des endommagements induits par de précédentes touches aube/abradable. Visuellement, le beurrage (smearing en anglais) se traduit par une couche en surface d'aspect différent et possédant des traces d'étalement dans le sens du frottement [26]. Il n'est donc pas favorable car l'état de surface obtenu n'est pas lisse. De plus, tout comme la densification ou la fusion, la couche obtenue possède des propriétés mécaniques et thermiques différentes du matériau de base avant interaction. La dureté locale du revêtement est affectée et peut induire, en plus d'échauffements en cas de touches répétées, une usure de l'extrémité de l'aube. Mandard *et al.* [35] ont mis en avant dans leur étude, un étalement de la phase polyester ainsi qu'un cisaillement de la phase métallique pour un essai réalisé à 92 m s^{-1} et 270 °C (cf. figure 1.12). Cette température d'essai, proche de la température de transition solide/liquide du PE a permis d'amener le polyester dans un état malléable propice à son étalement sur le revêtement abradable et à encapsuler des particules de la matrice métallique [45].

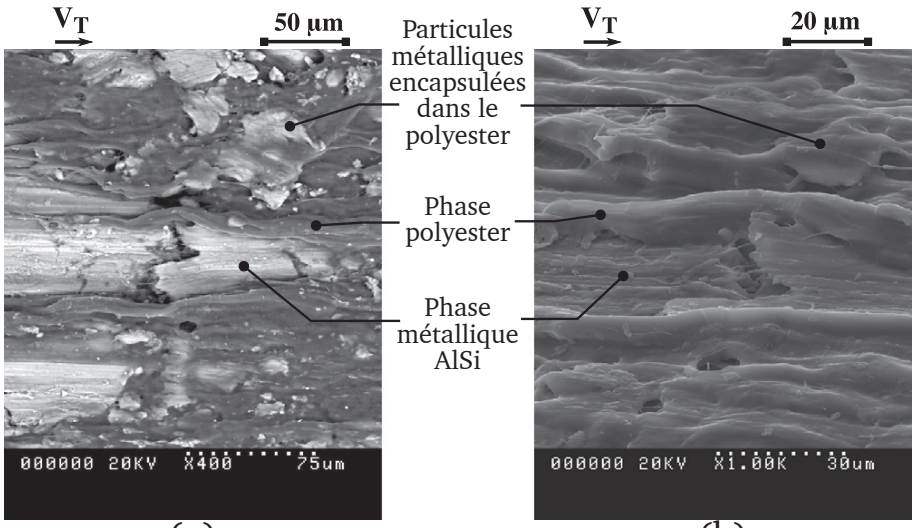
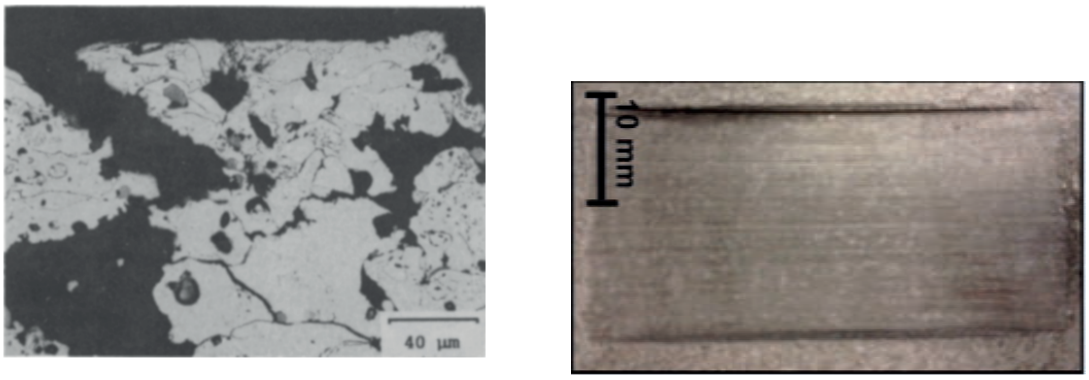


FIGURE 1.12 – Clichés MEB basés sur la technique des électrons rétrodiffusés (a) et électrons secondaires (b) d'une surface de revêtement abradable AlSi-PE ayant subi un endommagement par beurrage - d'après [35]

1.2.3.6 Coupe

La coupe est le mécanisme d'endommagement à favoriser lors d'une interaction. Dès lors, l'extrémité de l'aube se comporte comme un outil coupant provoquant une rupture fragile et un enlèvement de matière. Après interaction, le revêtement abradable n'est pas affecté par densification, sillonnage ou encore beurrage et la surface obtenue possède une faible rugosité [26]. Généralement, les matériaux abradables les plus sujets au mécanisme de coupe sont ceux dont

la dureté est faible : les débris produits lors de la coupe sont de taille plus petite comparés à des matériaux à dureté plus élevée. Cependant, cette faible dureté rend le matériau plus sensible aux phénomènes d'érosion [27]. La taille des débris générés lors d'un contact aube/abradable est critique car elle conditionne les possibles endommagements des organes situés sur le trajet du débris ainsi généré [46].
La chaleur produite par le phénomène de coupe se dissipe majoritairement dans le revêtement abradable et l'aube. Pour des essais à des vitesses tangentielles de $152\,\mathrm{m\,s^{-1}}$ et $213\,\mathrm{m\,s^{-1}}$, il a été montré que seulement 0,1 % de la chaleur totale est évacuée dans les débris [33]. Le mécanisme de coupe est difficilement observable en réalité avec des revêtements abradables à haute dureté car cela nécessiterait une aube dont l'extrémité posséderait une géométrie saillante qui serait endommagée par les premières interactions avec le revêtement [47]. La littérature recense des études sur différentes nuances de revêtement abradable où le mécanisme de coupe a été mis en avant. Borel *et al.* [26] (figure 1.13a) ont identifié pour un revêtement abradable nickel-graphite un mode d'endommagement par coupe sans affectation de la matière par déformations plastiques visibles. Fois *et al.* [29] (figure 1.13b) ont également pointé ce mécanisme de coupe pour un essai d'interaction avec une aube en Ti6Al4V et un revêtement abradable de type AlSi-hBN à une vitesse de $100\,\mathrm{m\,s^{-1}}$, une vitesse d'incursion de $344\,\mu\mathrm{m\,s^{-1}}$ pour une profondeur d'incursion totale de $2000\,\mu\mathrm{m}$. Ces observations ont permis de mettre avant le mécanisme d'endommagement par coupe aux grandes vitesses d'incursion.



(a) **(b)**

FIGURE 1.13 – Revêtement Nickel-Graphite (a) [26] et AlSi-hBN (b) [29] ayant subi un mécanisme d'endommagement par coupe lors d'une interaction aube/abradable à grande vitesse d'incursion

1.2.3.7 Fissuration

Des observations *post-mortem* sur des revêtements abradables ont mis en avant des fissurations transverses à la direction de frottement de l'aube (cf. figure 1.14). Ces fissures périodiques localisées à la surface semblent être associées à une faible dureté du revêtement et aux chargements thermomécaniques au contact aube/abradable.

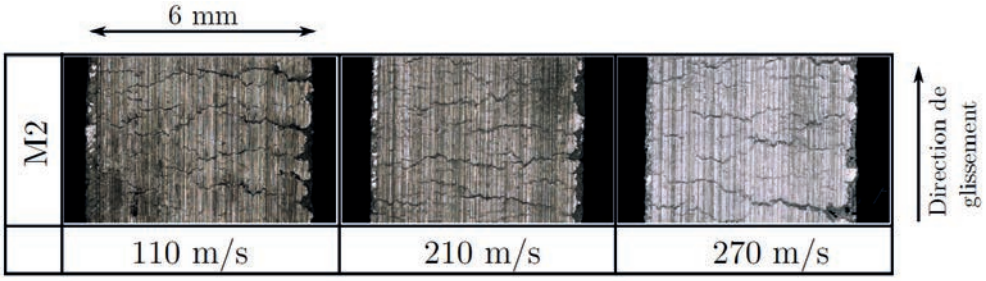


FIGURE 1.14 – Mécanisme de fissuration transverse observé lors d'essais sur le banc du LEM3 sur un revêtement AlSi-6 % à température ambiante pour différentes vitesses tangentielles [2]

Des fissures non plus localisées en surface mais dans le volume peuvent également apparaître à cause des larges variations de températures où évoluent les matériaux abradables [48]. Ces derniers sont soumis à des dilatations du carter et de la sous-couche sur laquelle le matériau est projeté. Les coefficients de dilatation sont différents pour chaque matériau du système « abradable » ce qui traduit des zones de concentration de contraintes qui pourraient engendrer des fissures [49]. Dans ce cas, le mécanisme n'est donc pas directement lié au contact aube/carter mais favorise très largement l'endommagement du revêtement en cas d'interaction. Pour rappel, le procédé de projection thermique plasma est également responsable de contraintes internes dues aux multiples couches déposées les unes sur les autres à des températures de refroidissement non homogènes pouvant provoquer des fissurations dans l'épaisseur du matériau (cf. partie 1.2.1.1).

1.3 Modélisation du contact aube/abradable

L'estimation de la température à l'interface aube/abradable par diverses approches n'est que peu étudiée dans la littérature. Seules quelques études adoptant une approche numérique ou semi-analytique sont recensées et présentées dans la suite de cette partie. L'objectif industriel est de pouvoir dimensionner et optimiser les organes constituants les turboréacteurs au stade du développement en bureau d'études. L'objectif scientifique et de corréler les mécanismes d'endommagements induits avec les énergies produites et dissipées au contact pendant l'interaction.
La modélisation de ces interactions est complexe car elle couple l'aspect mécanique du contact (endommagement du revêtement abradable) à l'aspect thermique (échauffements locaux induisant un adoucissement du matériau affectant la mécanique du contact). D'un point de vue de l'aube, l'affectation thermomécanique peut mener à la création et propagation de fissures [8]. La détermination du partage des flux dans les acteurs du contact permet une corrélation entre niveaux d'énergie atteints et mécanismes d'endommagements observés.

1.3.1 Approches mécaniques

Une grande partie des modèles recensés dans la littérature ne s'intéressent qu'à l'aspect mécanique du contact qui prend en compte le comportement vibratoire de l'aube sans prendre en

compte la chaleur produite et qui influe sur le comportement global de l'interaction.
Williams [50] a utilisé une approche numérique basée sur un revêtement abradable discrétisé en éléments barres indépendants, pour modéliser le comportement du contact aube/abradable (cf. figure 1.15a). L'aube en rotation est considérée comme flexible pour prendre en compte les déformations longitudinales de compression induites par le contact et qui dépend de sa géométrie et donc de sa raideur. L'effort tangentiel est calculé à partir du coefficient de frottement imposé et de la raideur linéaire du contact.

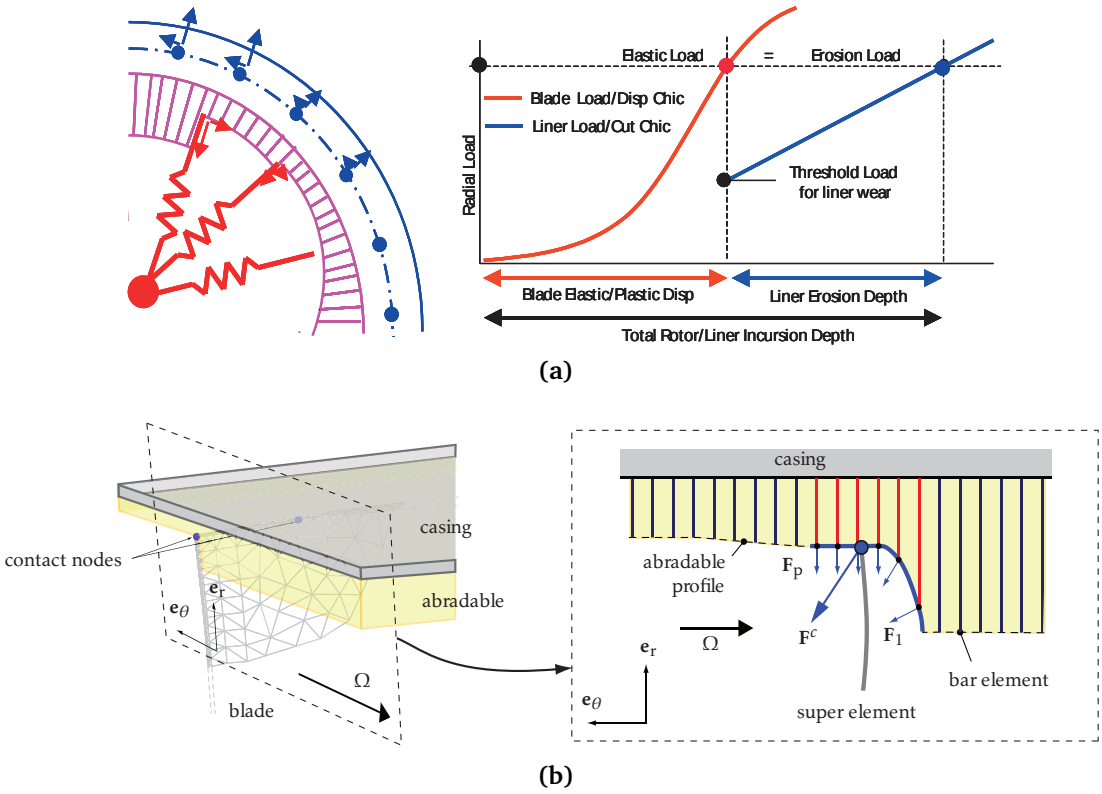


FIGURE 1.15 – Stratégie de la modélisation du contact aube/abradable adoptée par (a) Williams *et al.* [50] et (b) Legrand *et al.* [51]

Cette approche a été également considérée par Legrand et al. [51] (cf. figure 1.15b) en supposant une usure issue d'une combinaison d'une déformation élastique et plastique. Cela nécessite la connaissance du module d'Young du revêtement, de sa limite élastique et de son module plastique. Ces paramètres matériaux sont complexes à obtenir car ils dépendent essentiellement des paramètres de projection [52] et de la température qui évolue au cours du contact avec l'aube et qui mène à un adoucissement thermique de l'abradable [51]. Pour simplifier la configuration du contact, l'aube et le carter sont considérés comme indéformables. Ces travaux ont été confrontés à des résultats expérimentaux obtenus lors d'essais représentatifs à échelle réelle dans le dernier étage d'un compresseur basse pression [53]. Les résultats obtenus montrent des corrélations entre l'approche numérique et l'observation expérimentale et permettent de guider la géométrie de l'aube, les propriétés du revêtement abradable et la déformation globale du carter comme les trois facteurs jouant un rôle prépondérant dans l'interaction. Une optimisation du modèle a été

réalisée [54] pour intégrer les forces aérodynamiques qui contribuent fortement à la dynamique du contact aube/abradable. Batailly *et al.* [55] ont confronté leur modèle aux résultats expérimentaux obtenus pour un essai d'interaction représentatif d'un étage complet de compresseur haute pression. Ils ont mis en évidence une première phase du contact faisant intervenir une flexion de l'aube et suivie par une seconde phase où la torsion de l'aube devient prédominante. Ces études se basent donc sur l'interaction d'une aube au sein d'un étage du turboréacteur et tiennent compte des phénomènes dynamiques et vibratoires de la structure.

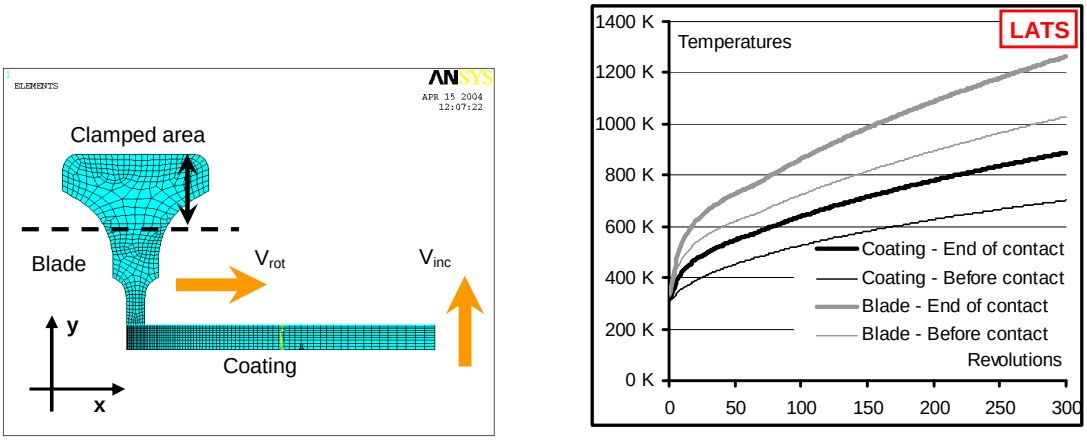
1.3.2 Modèles thermomécaniques

La production de chaleur induisant une élévation de température à l'interface de frottement aube/abradable a un effet considérable sur la mécanique du contact, notamment les mécanismes d'endommagements induits et conditionnent inévitablement les performances du revêtement abradable et de l'aube. Les cycles thermiques brusques imposés aux composants peuvent mener à leur usure prématurée. Les études qui s'intéressent aux phénomènes thermiques lors d'un contact aube/abradable se basent essentiellement sur une approche expérimentale. Les travaux adoptant une approche par modélisation nécessitent une loi de comportement du matériau abradable. Emery *et al.* ont cependant traité du problème thermique du contact en modélisant le problème par éléments finis avec pour seules connaissances les propriétés thermiques des matériaux [56]. La résistance thermique au contact est prise en compte en considérant une valeur de conductivité thermique équivalente et une épaisseur équivalente à la zone où est produite la puissance thermique

Le couplage de l'aspect mécanique et thermique du contact a été entrepris lors d'une étude proposée par Seichepine *et al.* [57]. Un modèle par éléments finis (cf. figure 1.16a) a été établi avec un maillage spécifique. Ce dernier est obtenu par analyse des micrographies du revêtement dont les hétérogénéités sont définies par un contour élliptique. Ce réseau est ensuite maillé. La dynamique de déplacement est pilotée par une vitesse d'incursion qui impose des déplacements verticaux au revêtement et à l'aube. Les échauffements au contact aube/abradable, présentés figure 1.16b, sont calculés dans le modèle et couplés à l'analyse mécanique. Cette analyse mécanique fait appelle à une loi de comportement élastoplastique bilinéaire [58]. De plus, la modélisation suppose un partage de flux thermique égal dans l'aube et dans le revêtement et ne prend pas en compte des résistances thermiques au contact.

La même approche numérique sera reprise par Peyraut *et. al* [58] en se focalisant sur la corrélation entre usure et température maximale atteinte au contact. Les observations font état d'une usure d'aube qui augmente avec le niveau de contraintes et de température. La loi de comportement bilinéaire élastoplastique utilisée semble suffire pour modéliser numériquement les essais expérimentaux.

Millecamps [59] a, dans ses travaux de thèse, couplé l'aspect thermomécanique du contact avec la réponse dynamique de l'aube. L'aube est simplifiée pour réduire les temps de calculs et les phéno-



(a) **(b)**

FIGURE 1.16 – Modélisation par éléments finis du contact aube/abradable (a) et températures d'aube et d'abradable typique fournie par la simulation (b) – matériau testé inconnu [57]

mènes centrifuges ne sont pas pris en compte. Les phénomènes thermomécaniques sont modélisés en couplant les échauffements au contact aube/abradable, l'usure et les dilatations thermiques. L'effort tangentiel, l'aire de contact, le coefficient de frottement (fixé arbitrairement) et la vitesse permettent de calculer le flux de chaleur produit par l'interaction.

Plus récemment, Nyssen et Batailly [60] ont modélisé numériquement les effets thermiques dans le revêtement abradable causés par un interaction, et ont comparé les résultats à des valeurs expérimentales. L'usure a été modélisée grâce à une loi élasto-plastique. Deux tailles et types d'éléments ont été appliqués pour la résolution successive du problème thermique et mécanique et pour trouver un bon compromis entre temps de calcul et précision des résultats. Les effets thermiques ont été considérés pour déterminer les effets induits sur la structure mais la déformation des éléments du maillage ont été découplés de toute influence sur les effets thermiques : un couplage mécanique supposé faible a été adopté.

Agrapart *et al.* [61] ont traité l'approche thermomécanique du contact aube/abradable par simulation numérique par éléments finis, permettant d'étudier l'influence des dilatations thermiques sur la dynamique du contact rotor/stator. Cette approche utilise la méthode d'une source mobile développée par Carslaw et Jeager [62] pour déterminer la part de chaleur se propageant dans le revêtement. Le partage de flux dans l'aube et l'abradable a été estimé à 95 % du flux total pour l'abradable et 5 % pour l'aube. La démarche numérique adoptée par les auteurs est présentée figure 1.17 et consiste à coupler les grandeurs dynamiques et thermiques en s'appuyant sur une modélisation partielle du banc d'essai ONERA.

L'objectif est d'alimenter le modèle par éléments finis avec la réponse dynamique de l'aube pour reproduire les observations faites expérimentalement (flux mesuré dans l'aube et dans le revêtement, efforts d'interaction). La partie mécanique du problème est résolue avec une approche du contact basée sur une formulation lagrangienne qui permet de simuler la réponse vibratoire du système et donc d'estimer les efforts induits par l'interaction. La partie thermique du problème

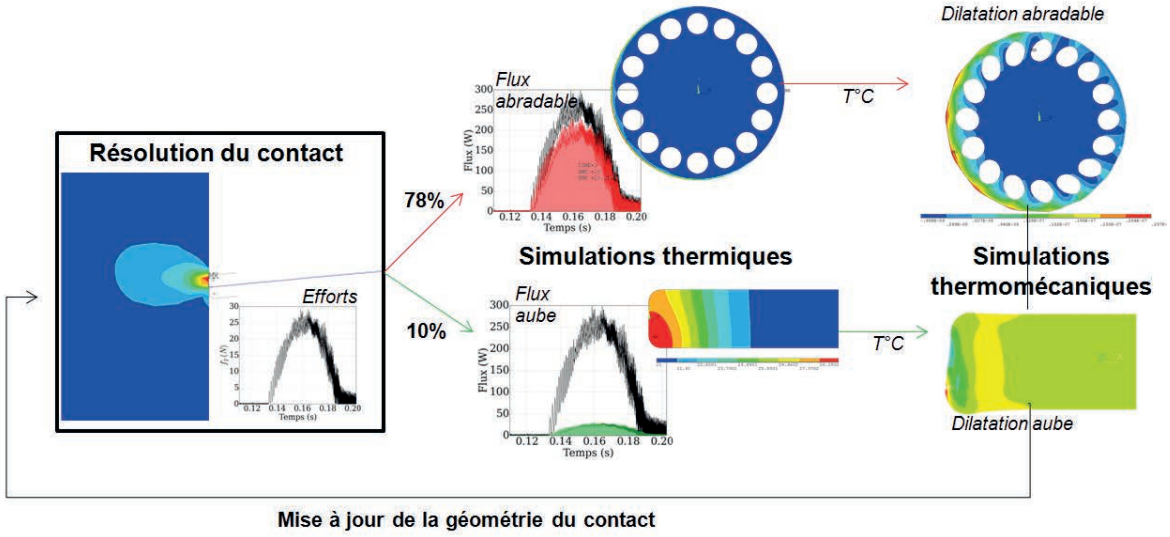


FIGURE 1.17 – (a) Démarche numérique globale utilisée pour la modélisation thermomécanique du contact aube/abradable du banc d'essai ONERA de Lille [61]

est résolue à partir de mesures expérimentales des flux thermiques dans l'aube grâce à des thermistances, et dans le revêtement par thermographie. La réponse thermique dans l'aube permet de déterminer sa dilatation qui est réintégrée dans la simulation du contact des tours suivants grâce à la mise à jour de la géométrie de contact. La propagation du flux thermique dans l'abradable est réalisée quant à elle par un modèle source mobile pas à pas qui nécessite un incrément de temps relativement faible pour assurer la continuité des températures sur la circonférence du tambour revêtu d'abradable. Cette approche, qui nécessite une modélisation partielle du banc, a été réutilisée pour coupler les résultats de la partie thermomécanique du contact à la partie mécanique d'un outil métier de Safran Aircraft Engines pour la modélisation des contacts aube/abradable (CoROS) [63]. La partie thermomécanique du problème est résolue sur le logiciel commercial Ansys et la partie mécanique prenant en compte l'usure est traitée sur le code de calcul de l'outil métier CoROS. Cette approche peut cependant s'avérer chronophage. Les mécanismes de frottement et d'usure peuvent également être pris en compte pour analyser leur influence sur l'usure du revêtement et de la dynamique de l'aube comme c'est le cas dans les travaux menés par Berthoul *et al.* [64,65].

Les modèles et approches présentées précédemment nécessitent la connaissance de la loi de comportement du matériau abradable. Ces lois ne sont, pour l'heure, pas encore connues car elles font appel à des essais de caractérisations dynamiques pour êtres représentative du comportement du matériau sous sollicitations d'interaction (majoritairement du cisaillement). L'utilisation d'une loi bilinéaire semble être suffisante mais ne prend pas en compte le comportement thermique du matériau. La modélisation partielle ou totale du système étudié est également nécessaire et la résolution peut être chronophage. La configuration des essais sur le banc du LEM3 offre l'avantage de se dédouaner de la dynamique d'aube et de la structure [1]. Le dispositif expérimental de ces

travaux de thèse n'est donc pas concerné par ces modèles.

Lorsque les endommagements induit par une interaction aube/abradable sont assimilés à un mécanisme de coupe, il est possible d'approcher la modélisation par un modèle d'usinage à grande vitesse [66–68]. Cependant, ce dernier fait également appel à une loi de comportement, et admet pour unique mécanisme d'endommagement de la coupe, induite par un cisaillement de la matière par bandes adiabatiques [68]. De plus, l'interaction aube/abradable induit plusieurs mécanismes d'endommagements combinés autres que la coupe. De ce fait, cette approche ne sera pas utilisée dans ces travaux de thèse.

1.3.3 Modèles de frottement

En simplifiant la configuration géométrique du contact aube/abradable il est possible d'approcher cette interaction à un processus de frottement d'un couple de matériaux et ainsi calculer la quantité de chaleur produite au contact à partir du coefficient de frottement (approche thermique) ou à partir du traitement simultané du problème mécanique et thermique (approche thermomécanique). La deuxième approche est la plus adaptée car le problème mécanique et thermique lors d'un frottement à grande vitesse sont liés et indissociables. La prédiction du partage de la quantité de chaleur au contact est possible dès lors que le flux thermique se propageant dans l'une des deux pièces est connu.
Blok [69] et Jaeger [70] sont les premiers à avoir traité analytiquement le problème de détermination des températures flash à la surface de frottement entre deux corps. Leur approche se base sur la théorie de sources de flux mobiles qui suppose une hypothèse forte de la continuité de la température à l'interface de contact entre les deux corps et une conservation de la chaleur produite. La résistance de contact n'est donc pas prise en compte. Cette approche a été utilisée par Carslaw et Jaeger [62] qui ont établi l'expression analytique de la température moyenne au contact dans le cas d'une source de flux mobile et fixe de chaleur avec différentes géométries en utilisant la technique basée sur les fonction de Green. Kennedy et Tian [71] ont également déterminé analytiquement la température moyenne et maximale à la surface de frottement pour plusieurs géométries en adoptant le postulat établi par Blok [69] qui suppose un facteur de partage du flux constant au cours du frottement [69]. Laraqi [72] a traité le problème en considérant une résistance thermique de contact fonction de la vitesse de glissement pour une aire frottante rectangulaire. Cette considération a également été utilisée par Bos et Moes [73] pour la détermination des températures en régime établi dans le cas d'une zone de contact circulaire et elliptique avec une continuité de la température à l'interface. Ces approches nécessitent donc une bonne connaissance des propriétés thermophysiques des matériaux acteurs du frottement et émettent l'hypothèse d'une continuité de la température au contact. De plus, le coefficient de frottement, qui est lié à la densité de puissance surfacique produite au contact, est supposé connu.

Les processus thermiques – dissipation de chaleur – et mécanique – contraintes exercées sur le matériau – sont intimement liés : l'élévation de température entraîne une modification du comportement mécanique tandis que le travail de frottement conditionné par les propriétés mécaniques des matériaux produit la chaleur. La prédiction complète des mécanismes tribologiques nécessite donc une prise en compte commune des aspects thermiques et mécaniques. Les approches thermomécaniques restent peu abordées dans la littérature et encore moins à grande vitesse. Une des rares études dans ce domaine a été menée Molinari *et al.* [74] et propose un modèle analytique basée sur le cisaillement adiabatique de liaisons adhésives de contact. Les auteurs ont résolu la partie thermique du problème en assumant un écoulement unidirectionnel de la chaleur à travers une épaisseur équivalente à la distance de propagation du flux de chaleur durant le temps de passage d'une aspérité. Ce modèle, qui nécessite la connaissance de la loi de comportement du matériau cisaillé, a servi de base pour les travaux de Carmasol *et. al* [75] et Coulibaly *et al.* [76,77]. Les auteurs se sont intéressés à un modèle semi-analytique pour prédire la réponse mécanique et thermique d'une surface de contact pendant un glissement à grande vitesse entre deux pièces d'un même alliage (alliage de titane Ti6Al4V). L'approche adoptée par Coulibaly *et al.* [76,77] repose sur le traitement simultané des problèmes mécanique et thermique. Les réponses thermique et mécanique sont obtenues par une équation traduisant la conversion d'énergie mécanique en chaleur et permet ainsi le couplage des deux problèmes. Le problème mécanique est abordé en considérant le cisaillement adiabatique des liaisons adhésives de contact [74] et le problème thermique est traité grâce à la technique des fonctions de Green [62].

L'approche semi-analytique adoptée permet une résolution du problème thermique dans le cas de sources de chaleur de différentes formes. De plus, avec l'hypothèse d'une continuité de la température à l'interface de frottement, le partage de flux dans les pièces en contact peut être déterminé. D'autres travaux [78] ont traité le problème thermique à partir d'une loi de frottement empirique ne dépendant que de la vitesse de glissement. Plus récemment, Waddad *et al.* [79] ont utilisé les fonctions de Green pour étudier la répartition de la chaleur et de la température de surface pendant le frottement. Une considération particulière a été apportée à la vitesse de glissement et à la rugosité des surfaces frottantes. Les auteurs ont mis en avant une forte influence de l'état de surface et de la pression de contact sur la température et le partage du flux de chaleur dans le système frottant. Cette approche nécessite donc une bonne connaissance des géométries en contact et leurs évolutions au cours de l'essai.

1.3.4 Approche retenue pour ces travaux de thèse

L'approche adoptée dans ces travaux de thèse se base sur les travaux de Coulibaly *et al.* [76,77] en considérant deux matériaux différents, et un flux thermique connu. Le contact aube/abradable, simulé sur le banc d'essai d'interactions abradable du LEM3, est simplifié par une surface frottante représentant l'outil d'interaction et une éprouvette représentant le revêtement abradable. L'éprou-

vette est considérée comme une source de flux de chaleur mobile en contact avec l'outil. Dans la suite de ces travaux, la dilatation de l'outil d'interaction simulant l'aube est négligée et la surface de contact est considérée constante.
La solution fondamentale pour la détermination de la température à la surface de contact est basée sur les fonctions de Green (cf. 1.18) développées au chapitre 5.

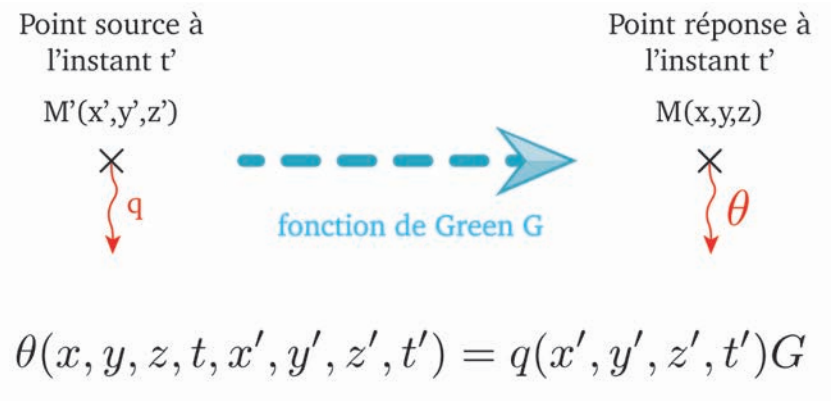


FIGURE 1.18 – Influence d'un flux q généré en un point M' à l'instant t' sur un point réponse M au même instant

La technique basée sur les fonctions de Green (qui sont des fonctions d'influence) permet de relier la source de chaleur q à la réponse thermique θ.

1.4 Conclusion

Les études des interactions aube/abradable constituent un enjeu industriel, scientifique et technique nécessitant la prise en compte de phénomènes complexes couplant mécanique et thermique. Les matériaux abradables sont largement utilisés au sein des turboréacteurs pour la maîtrise des jeux fonctionnels entre les aubes et le carter et permettent une amélioration des performances de la turbomachine. Ces matériaux, obtenus majoritairement par la méthode APS, s'usent préférentiellement par rapport à l'aube pour la préserver. Les endommagements qu'ils subissent dépendent de la nature du matériau abradable, et des conditions de l'interaction avec l'aube.

Les matériaux abradables utilisés dans les turboréacteurs doivent répondre à certains critères parfois antagonistes entre eux comme une bonne tenue à l'érosion et une bonne abradabilité. Les contraintes sévères des différentes sections d'un moteur obligent l'utilisation de différentes nuances, adaptées en terme de résistance mécanique et thermique. La majorité des études expérimentales de caractérisation des matériaux abradables s'effectuent sur des bancs d'essais spécifiques reproduisant des interactions aube/abradable dans des conditions s'approchant des conditions d'interaction dans un turboréacteur en terme de vitesse, température, profondeur d'incursion ou encore géométries des aubes et des revêtements abradables. La principale vocation de ces bancs est la corrélation des efforts et des mécanismes d'endommagement(s) induits pour l'éta-

blissement de cartographies d'usure en fonction des paramètres d'essais [22]. La majorité de ces bancs font intervenir la dynamique de l'aube pendant le contact. De plus, ils ne traitent que de l'approche mécanique expérimentale sans tenir compte des énergies produites et dissipées lors de l'interaction, ou encore de la corrélation énergie/endommagements (complexité de mise en œuvre d'une instrumentation adaptée).

Le domaine de l'usinage traite la modélisation de la coupe à travers différentes approches qui pourrait être appliquées aux interactions aube/abradable. Cependant, le mécanisme de coupe n'est pas le seul activé pendant une interaction et l'absence de loi de comportement pour le matériau abradable étudié rend complexe l'utilisation de ces modèles.
Une des rares études énergétique menée [38] alimente un modèle numérique par éléments finis avec des résultats expérimentaux (effort tangentiel). L'estimation de la température au contact est réalisée en tenant compte du partage du flux dans l'aube et l'abradable mais nécessite une modélisation partielle du banc d'essai et tient compte de la dynamique de l'aube. Une autre approche, retenue pour ces travaux de thèse, a été décrite sommairement dans la partie précédente. Le modèle thermomécanique retenu [76,77] se base sur la technique des fonctions de Green où seule la partie thermique est résolue. Le flux de chaleur produit est donc considéré connu et nécessite des mesures expérimentales (notamment les efforts d'interaction) pour alimenter le modèle présenté plus en détail au chapitre 5.

Ces mesures ont été obtenues sur un banc d'essai spécifique, développé au LEM3 lors de précédents travaux de thèse [1,2] et permettant de simuler des interactions uniques en se dédouanant de la dynamique de l'aube et de la structure du turboréacteur. Ce banc repose sur une interaction à grande vitesse d'une éprouvette de revêtement abradable mise en mouvement par un canon à gaz et interagissant avec un outil dont la partie active représente la géométrie d'une extrémité d'aube. L'avantage de cette configuration est l'unique affectation de l'éprouvette par l'outil qui permet d'étudier l'évolution des mécanismes d'endommagement des matériaux abradables en fonction du temps d'interaction.
Le chapitre suivant présente les développements expérimentaux entrepris pour la réalisation d'essais représentatifs en terme de température de revêtement abradable et pour la mesure des efforts au contact.

CHAPITRE 2

DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL POUR L'ÉTUDE DES INTERACTIONS AUBE/ABRADABLE

Les phénomènes d'interaction aube/abradable sont complexes à étudier au sein d'un turboréacteur à l'échelle 1 du fait des hautes vitesses tangentielles, des hautes températures, du confinement et du coût. Une solution adoptée par de nombreux laboratoires et industriels consiste à développer des dispositifs expérimentaux pour cette étude dans des conditions représentatives de la réalité mais simplifiées. Le banc expérimental utilisé dans ces travaux de thèse a été introduit au chapitre précédent et fait l'objet d'une étude plus détaillée dans la suite de cette section pour la simulation d'interactions représentatives en termes de vitesse et de température. La mise en température simultanée de l'outil et de l'abradable a été envisagée mais rapidement abandonnée pour des questions de faisabilité. En effet, une mise en température de l'outil (par un système d'induction par exemple) induirait un risque de détérioration du capteur d'efforts piézoélectrique. Seule une mise en température du revêtement abradable a donc été réalisée par une solution technologique permettant d'atteindre des températures comprises entre 100 °C et 800 °C. L'intégration de cette technologie sur le dispositif expérimental existant a nécessité des modifications et des développements expérimentaux additionnels dont le cahier des charges est présenté à la section suivante.

2.1 Présentation et enjeux des développements expérimentaux

Les précédentes études d'interaction aube/abradable sur le banc abradable du LEM3 ont été réalisées à température ambiante uniquement. L'aspect représentatif de ces interactions a été assuré par les vitesses tangentielles atteintes – jusqu'à $300\,\mathrm{m\,s^{-1}}$ – mais le paramètre température

qui joue un rôle prédominant dans le comportant des matériaux abradables sous sollicitations dynamiques [80], était absent. Bien que les essais réalisés à température ambiante aient montré des mécanismes d'endommagements liés à la vitesse d'interaction, à la profondeur d'incursion et à la nuance du revêtement abradable, il a été décidé d'apporter des modifications notables au banc pour réaliser des essais d'interaction en température. La mise en température simultanée de l'outil et du revêtement abradable n'a pas été rendue possible, seule une mise en température de l'abradable a donc été préférée. La configuration d'un tir impose une éprouvette d'abradable en mouvement. La solution technique retenue, présentée dans la suite de ce chapitre, a permis une mise en température de la surface du revêtement abradable jusqu'à 800 °C (température typique du CoHP), puis son tir à grande vitesse pour produire une interaction. Cependant, les dilatations imposées aux composants mécaniques nécessitent d'être prises en compte pour prétendre à des incursions représentatives à celles présentes dans les turboréacteurs (de l'ordre de la centaine de micromètres). De plus, le paramètre température affecte la tenue mécanique de certains composants qui ont nécessité une reconception pour ne pas induire des phénomènes indésirables pendant l'interaction (variation de la profondeur d'incursion par exemple).

2.2 Configuration du banc expérimental du LEM3

Le dispositif expérimental utilisé dans ces travaux de thèse pour l'étude des interactions aube/abradable est présenté à la figure 2.1. Il s'agit d'un canon à gaz composé d'une cuve haute pression et d'un tube canon d'un diamètre intérieur de 57 mm et de longueur 3 m permettant le tir à très grande vitesse – jusqu'à 400 m s^{-1} – d'un projectile supportant l'échantillon de l'étude.

Le diamètre du projectile est sensiblement plus faible que le diamètre intérieur du canon pour permettre une mise en mouvement sans coincement (grippage) tout en limitant les jeux fonctionnels. Lors de précédents travaux, le jeu fonctionnel projectile/tube canon a été estimé à 70 µm [2]. Le principe d'un essai repose sur la détente rapide d'un gaz sous pression – de l'azote contenu dans la cuve haute pression – et permettant une mise en mouvement d'un projectile. L'éprouvette y est rendue solidaire soit par scellement chimique dans le cas d'essais à température ambiante, soit par liaison mécanique dans le cas d'essais en température. Les différents géométries d'éprouvettes et de projectiles sont abordées à la partie 2.2.1. L'ensemble projectile est initialement installé dans la cuve haute pression à l'arrière du canon, sur un rail demi-cylindrique (cf. figure 2.2) qui lui permet d'être guidé en translation à travers tout le tube lanceur sans rotations parasites.

Ce rail constitue une des pièces les plus complexes du banc car il possède une tolérance géométrique de rectitude et de planéité très serrée sur toute sa longueur (à savoir 3,11 m). La surface de matériau abradable reste donc toujours parallèle au rail durant la durée de l'essai. Lors du tir, le projectile est imprimé d'un mouvement de translation qui le fait déplacer à travers tout le tube canon jusque dans l'enceinte d'interaction. L'enceinte d'interaction renferme le dynamomètre permettant la mesure des efforts tout au long de l'interaction. Ce dynamomètre est présenté plus en détail à la section 2.2.3.1. Le dynamomètre supporte l'outil d'interaction rigide. Un calage précis

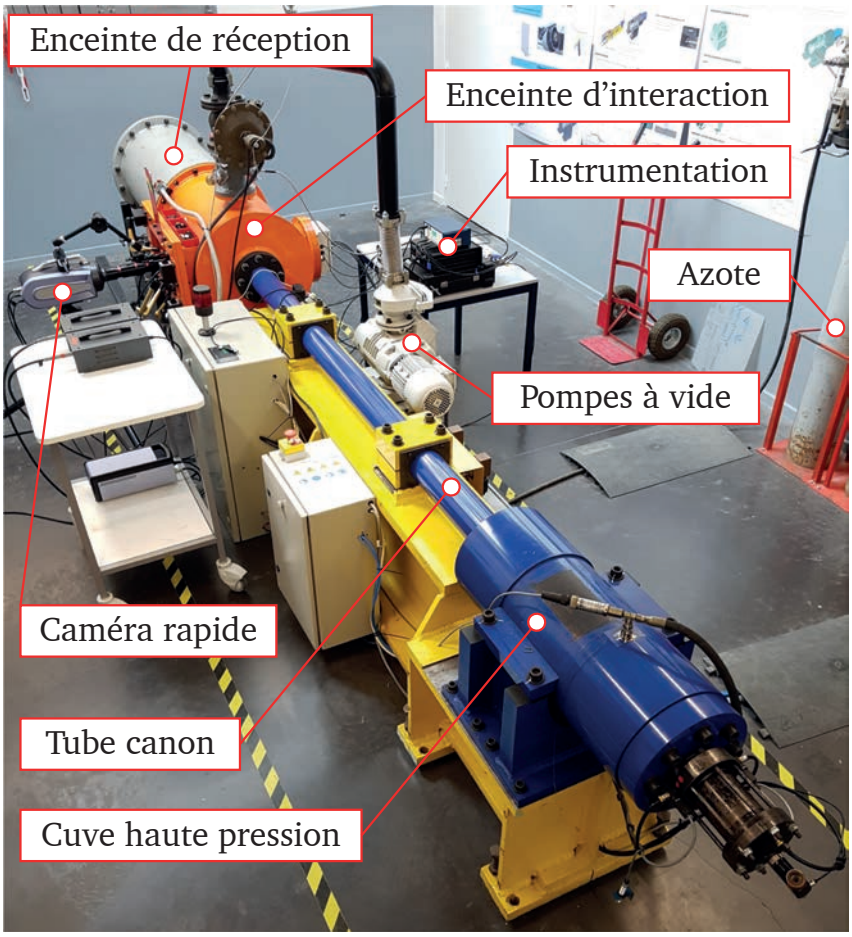


FIGURE 2.1 – Banc abradable expérimental du LEM3 utilisée dans ces travaux de thèse et instrumentation associée

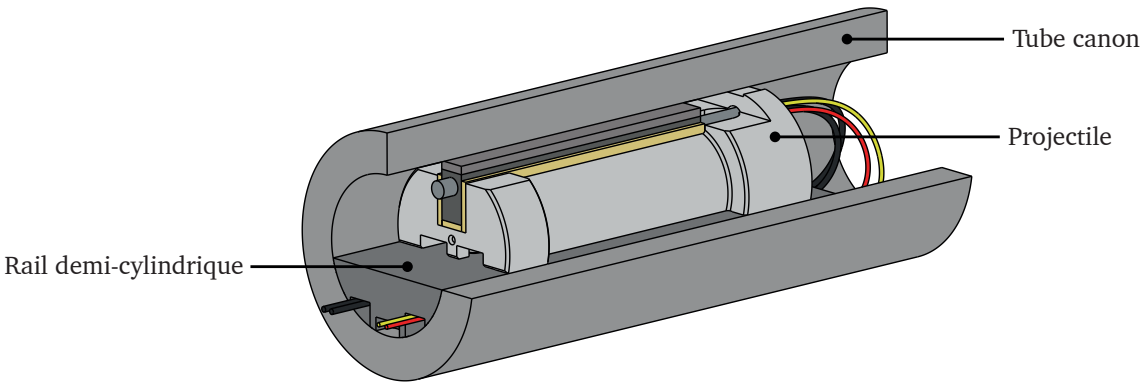


FIGURE 2.2 – Projectile en position de tir, installé dans le tube canon au niveau de la cuve haute pression (non représentée)

de la hauteur de l'éprouvette et de l'outil permet d'estimer la profondeur d'interaction attendue pendant l'essai. Ainsi, il est possible de réaliser des essais d'interaction à des profondeurs d'incursion de l'ordre de la cinquantaine de micromètres lorsque l'interaction se produit à plus de $100\,\mathrm{m\,s^{-1}}$. L'interaction à proprement parler est produite lorsque l'éprouvette interagit avec la partie active de l'outil fixé sur le dynamomètre (cf. partie 2.2.1.1). La configuration de l'interac-

tion observée sur un turboréacteur est ramenée à une étude locale sur le le banc expérimental de ces travaux de thèse (cf. figure 2.3). Grâce à l'approche adoptée, le revêtement abradable ne subit qu'un seul contact de la part de l'outil au cours de l'essai avec l'avantage notable de pouvoir étudier *post-mortem* l'évolution des endommagements induits par l'interaction sur le revêtement abradable.

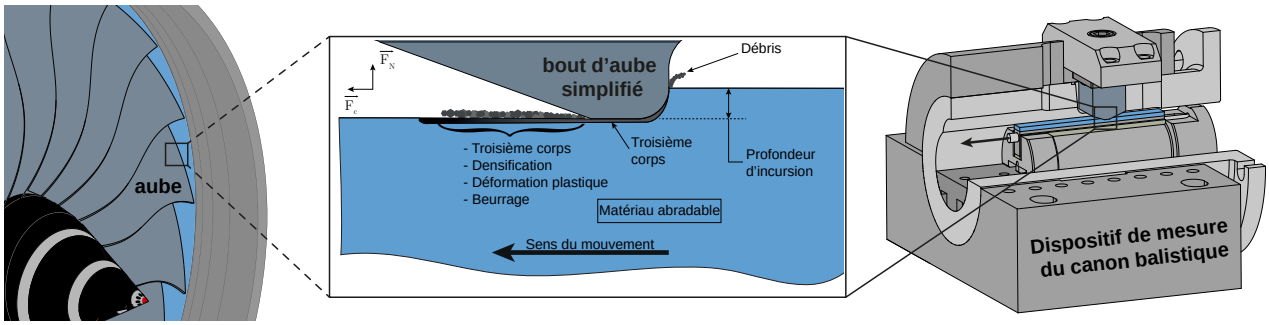


FIGURE 2.3 – D'une configuration globale à une configuration locale du contact aube/abradable étudié dans ces travaux de thèse

Les contacts initiés entre l'aube et le carter font intervenir la dynamique de la structure et de l'aube [59]. La configuration de l'interaction adoptée sur le banc expérimental se dédouane de ces phénomènes dynamiques et permet une étude locale du contact.
Pour atteindre les plus hautes vitesses tangentielles, la totalité de l'enceinte du banc expérimental (comprenant la cuve haute pression, le tube canon, l'enceinte d'interaction et l'enceinte de réception) est amenée sous un vide modéré de 5 mbar. Ce vide permet de limiter les perturbations aérodynamiques dues au déplacement rapide du projectile et qui pourraient solliciter prématurément les appareils d'acquisition. L'enceinte sous vide partiel permet également de limiter les phénomènes d'oxydation du matériau testé, ce qui s'éloigne des conditions présentes dans un turboréacteur où un flux d'air est en permanence présent.

2.2.1 Composants mécaniques acteurs de l'interaction

2.2.1.1 Outils d'interaction

Les outils d'interaction utilisés dans ces travaux de thèse pour la simulation d'interactions orthogonales avec un revêtement abradable, ont été obtenus par électro-érosion au fil et par enfonçage. Ils peuvent être de différentes nuances en fonction du couple de matériaux aube/abradable considéré. Dans le cas des études d'interaction dans les étages du CoBP, l'outil est réalisé en alliage de titane (Ti6Al4V) pour être représentatif du matériau réel de l'aube. Dans le cas des études CoHP, l'outil est en superalliage à base nickel (Inconel 718). La figure 2.4 présente la géométrie des outils d'interaction utilisés pour les essais de la thèse. La rigidité de l'outil est assurée par un bloc métallique massif de dimensions 25 mm × 25 mm × 25 mm. La partie active de l'outil se compose d'une surface frottante de longueur 1 mm tangente à un rayon d'arête $r = 0{,}4$ mm. La largeur de l'outil a été fixée à 6 mm quel que soit l'essai envisagé.

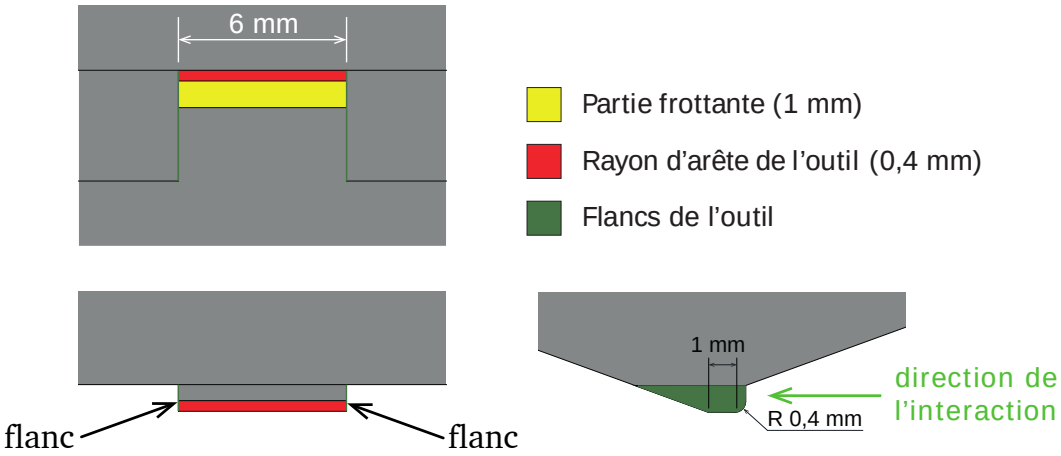


FIGURE 2.4 – Géométrie de la partie active de l'outil d'interaction utilisé dans les travaux de thèse

2.2.1.2 Éprouvettes

Deux géométries d'éprouvettes ont été utilisées et sont décrites plus en détail au chapitre 4. Le premier type (éprouvette de type A - figure 2.5) correspond aux éprouvettes initialement utilisées lors de précédents travaux [1,2].

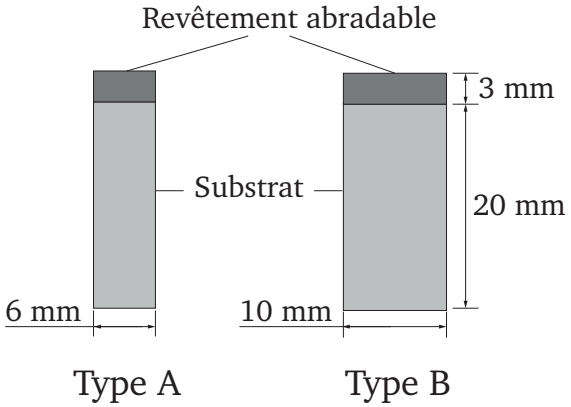


FIGURE 2.5 – Vue de face des deux types d'éprouvettes utilisées dans ces travaux de thèse

L'éprouvette de type A se compose d'un substrat métallique sur lequel est projeté le revêtement abradable. La longueur du revêtement est égale à la longueur du substrat soit 110 mm et sa largeur est de 6 mm. L'épaisseur du dépôt abradable varie en fonction des lots d'éprouvettes mais est en moyenne de 3 mm pour être représentatif de l'épaisseur de dépôt dans les carters de turboréacteur. Le second type d'éprouvette (Type B - figure 2.5) a été développé spécifiquement pour les essais en température. Le substrat métallique sur lequel est projeté le revêtement abradable mesure 110 mm de long et 10 mm de large. Le choix de la largeur a été fixée par la technologie de mise en température des essais présentée dans la partie 2.2.2.2. Le revêtement abradable a les mêmes dimensions que la surface du substrat. Le choix de la largeur du revêtement impose une interaction

avec un confinement de l'outil. Cette sollicitation géométrique est représentative d'une incursion réelle dans le turboréacteur là où le revêtement abradable est plus large que l'aube. Lorsque cela est nécessaire, le matériau est usiné pour réduire sa largeur à 6 mm et pouvoir interagir avec l'outil uniquement sur le fond et le rayon d'arête (et non plus sur les flancs). Cette modification est nécessaire lorsqu'on souhait observer la zone d'interaction à l'aide d'une caméra rapide. Lors de ces travaux de thèse, la nature des matériaux et la configuration de l'interaction n'a pas permis l'exploitation des clichés vidéos obtenus par cette caméra rapide.

2.2.1.3 Projectiles

Les éprouvettes présentées au paragraphe précédent sont rendues solidaires d'un projectile qui joue le rôle de pièce support. Il assure le guidage de l'éprouvette le long du tube canon et également pendant l'interaction avec l'outil. A ce titre, il est usiné dans un matériau massif est suffisamment rigide pour ne pas se déformer sous la contrainte de l'interaction et ce, peut importe la température de l'essai. Les projectiles utilisés pour les essais à température ambiante sont en alliage d'aluminium 7075 T de masse m = 300 g (cf. figure 2.6).

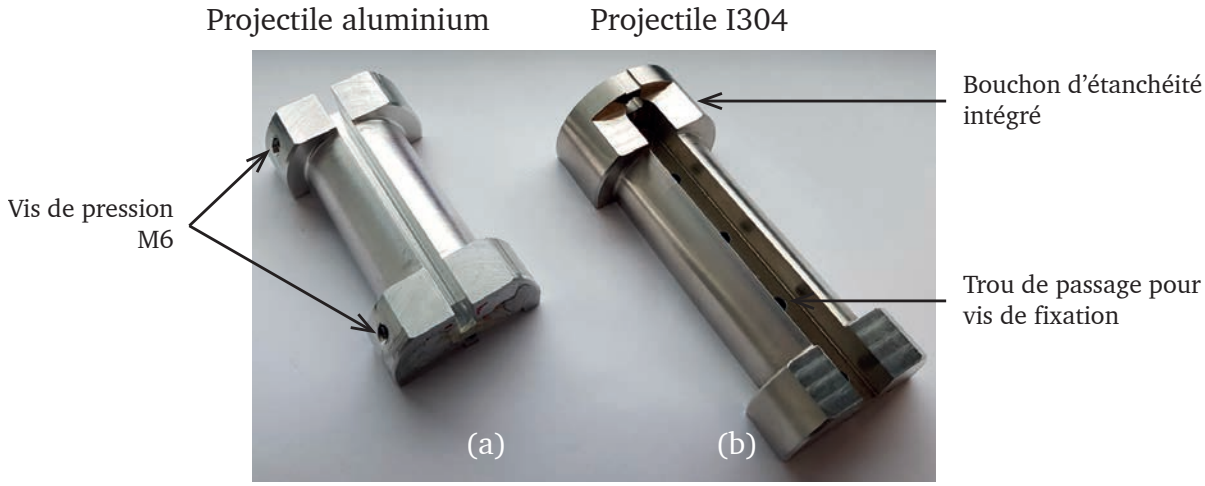


FIGURE 2.6 – Projectile en alliage d'aluminium avec fixation de l'éprouvette par vis de pression (a) et projectile en I304 pour les essais à haute température avec fixation de l'éprouvette par le dessous (b)

L'alliage d'aluminium a été retenu pour la fabrication du projectile pour deux raisons principales : la masse et la résistance mécanique. En effet, le projectile doit être le plus léger possible pour prétendre atteindre de grandes vitesses d'interaction ($V > 200 m/s$) et sa résistance mécanique doit être suffisamment grande pour ne pas se déformer durant le tir (phénomènes de pompage [1]). Lors des précédents travaux, les éprouvettes de revêtements abradable (de type A) étaient rendues solidaires du projectile par collage chimique (résine epoxy bi-composant). Cependant, la mise en température des éprouvettes a exclu l'utilisation d'une colle. Une liaison mécanique par vis de pression a donc été préférée. Un bouchon réalisé en polyamide est rapporté à l'arrière du projectile et joue le rôle d'étanchéité. Il évite ainsi au gaz sous pression de s'échapper

vers l'avant du projectile pendant le tir, limitant les perturbations sur les instruments le refroidissement de la surface du revêtement dans le cas d'essais en température. Ce type de projectile a été utilisé pour les essais entre un outil en Ti6Al4V et un revêtement abradable CoBP AlSi-PE mais a rapidement montré ses limites pour des essais à haute température (proche de 800 °C). En cause, la conductivité thermique de l'alliage d'aluminium 7075 T6 qui induit une dissipation de la chaleur par conduction et la résistance mécanique en température.
Dès lors, il a été décidé d'optimiser la géométrie du projectile pour permettre une mise en température d'une éprouvette jusqu'à 800 °C. L'acier inoxydable I304 a été retenu pour la fabrication des nouveaux projectiles au vu des excellentes propriétés thermophysiques qu'il possède lorsque le matériau est en température, en comparaison à l'alliage 7075 T6. Sa plus faible conductivité thermique – presque dix fois moins importante que celle de l'alliage 7075 T6 – permet des mises en température de l'éprouvette tout en limitant la conduction de la chaleur dans le projectile. Les phénomènes de dilatation du projectile sont donc minimisés et les phénomènes de pertes thermiques par conduction avec le reste de la structure sont limités. Lors des essais à haute température (proche de 800 °C), des températures de projectile d'environ 350 °C ont été mesurées et ce, malgré l'utilisation d'isolants céramiques (cf. partie 2.3.2). A ces températures, l'inox 304 limite les déformations du projectile sous l'action du gaz propulseur et de l'interaction. Cependant, la densité de l'alliage Inox 304 est plus de trois fois supérieure à celle de l'alliage d'aluminium. Le projectile possède donc une masse plus importante qui ne permet pas de réaliser des tirs à plus de $150\,\mathrm{m\,s^{-1}}$. Au-delà, l'énergie cinétique développée est trop importante et empêche une récupération sans dommages de l'éprouvette pour les analyses *post-mortem*. Cependant, une mise en température *in-situ* de l'éprouvette jusqu'à 800 °C est rendue possible. Le tir est alors réalisé.
La fixation de l'éprouvette a été repensée et réalisée grâce à quatre vis en acier de classe 12.9 et dont la limite à rupture est de 10,7 kN. Cette haute classe de qualité permet d'assurer une fixation de l'éprouvette sur le projectile même à très haute température là où les dilatations tendent à induire de la traction dans la vis. Les essais expérimentaux n'ont pas montré de rupture des vis par cisaillement ou traction même lors des essais aux plus hautes températures. L'éprouvette est donc en appui sur le fond du projectile et le glissement relatif éprouvette/projectile durant l'interaction est considéré comme négligeable grâce au couple de serrage initial appliqué sur chaque vis lors des phases de préparation ($C_s = 5\,\mathrm{N\,m}$). A haute température, les vis permettent également de limiter le phénomène de dilatation de l'éprouvette dans la direction normale. Enfin, l'avantage de cette nouvelle conception de projectile est qu'elle offre sous certaines conditions la possibilité de le recycler pour d'autres essais.

2.2.2 Configuration de l'interaction

2.2.2.1 Réglage de la hauteur d'incursion

La hauteur d'incursion souhaitée lors de l'interaction est réglée avant essai grâce à des cales étalons spécifiquement rectifiées (représentées en rouge sur les figures 2.7 et 2.8). La figure 2.7

présente une configuration d'interaction avec les différents paramètres mesurés et/ou réglés.

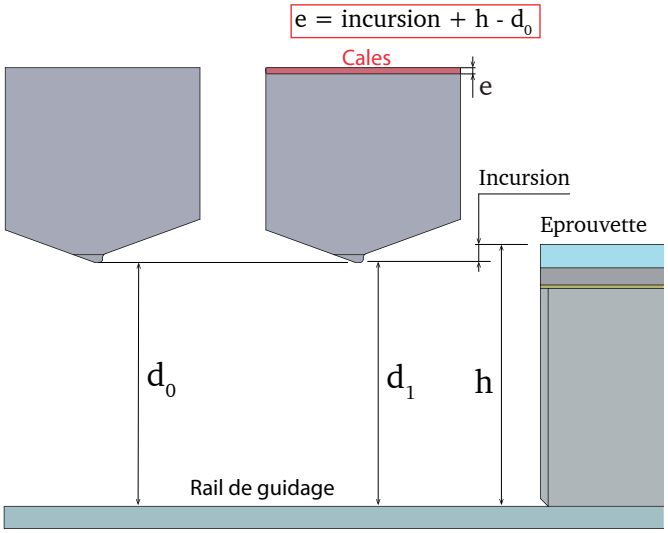


FIGURE 2.7 – Configuration pour le réglage de la hauteur d'incursion souhaitée lors d'un essai d'interaction grâce au positionnement de cales rectifiées

La détermination de l'épaisseur e des cales dépend de plusieurs paramètres comme la hauteur {outil sans cales - rail} notée d_0, l'incursion souhaitée, la hauteur d'éprouvette h lorsque cette dernière est montée sur le projectile, et la hauteur {outil avec cales - rail} notée d_1. Les valeurs de d_0, d_1 et h s'obtiennent par mesures expérimentales avec une précision de mesure de l'ordre de 0,01 mm. Lors d'essais en température, la dilatation de l'éprouvette et donc du revêtement abradable induisent une variation de la hauteur h. Cette dernière doit alors être estimée pour être prise en compte dans le réglage de la hauteur entre l'outil et l'éprouvette avant essai. Des détails sur la détermination de la hauteur h en fonction de la température de l'éprouvette sont rapportés au chapitre 4. Les cales d'épaisseur $e = \text{incursion} + h - d_0$ sont ensuite assemblées sur le dispositif de mesure. La bride outil supportant le capteur et l'outil (figure 2.8) est serrée grâce à 4 vis M8. Bien que les cales aient été obtenues par rectification, le serrage induit une compression dont l'écrasement est estimé à 0,02 mm. Cette valeur est prise en compte dans la détermination finale de l'incursion théorique. Dans le cas d'une incursion théorique minimale – de l'ordre de la dizaine de micromètres – il est considéré que seule la surface frottante de l'outil de longueur $e = 1$ mm intervient dans le mécanisme d'interaction avec le revêtement abradable. Il a été choisi, au vu des rapports de dimensions entre le rayon d'arête de l'outil ($r = 0,4mm$) et la profondeur d'incursion, de négliger la contribution de ce rayon dans le mécanisme de coupe [1].

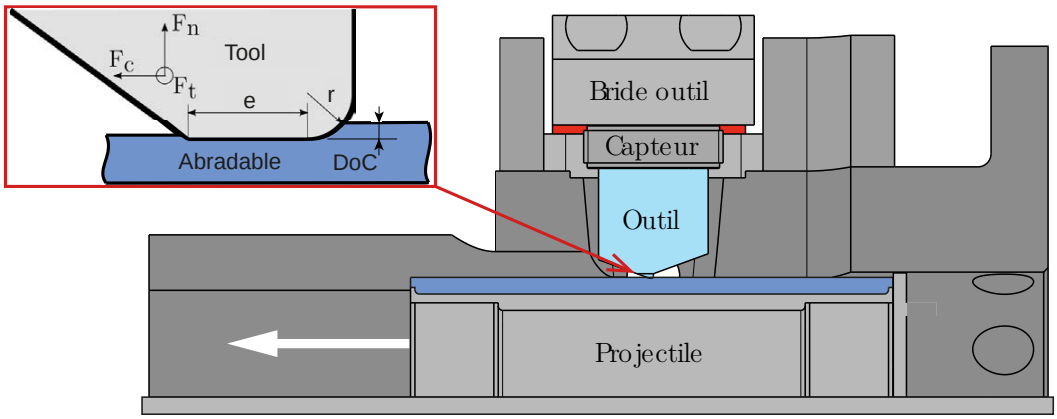


FIGURE 2.8 – Configuration de l'interaction outil/abradable réalisée sur le banc balistique (certains composants ont été exclus pour une meilleure visibilité)

2.2.2.2 Mise en température du revêtement abradable

Les hautes vitesses d'essais atteintes, le faible encombrement, la position de l'éprouvette avant le tir, les conditions atmosphériques de l'enceinte du canon et les températures d'essais souhaitées ont piloté le choix de la technologie de mise en température. Plusieurs solutions technologiques ont été envisagées et nécessitaient des modifications majeures de la structure du banc expérimental : chauffe par convection, chauffe par laser ou encore chauffe par four régulé en température. Ces solutions ont rapidement été écartées pour des raisons de faisabilité et de sécurité : lors d'un essai, le projectile ainsi que l'éprouvette sont situés à proximité de la cuve haute pression (azote, p $>$ 100 bars). Il n'a donc pas été possible de modifier cette zone au risque de fragiliser la structure et d'affecter l'intégrité du canon. Il est rappelé également que seul le revêtement est en température avant l'essai. La proximité du capteur avec l'outil d'interaction n'a pas rendu possible une mise en température de ce dernier sans développements conséquents.

Plusieurs critères ont piloté le choix de la solution technologique de mise en température et sont rappelés ci-dessous :

- Le système de mise en température doit être compatible aux composants mécaniques existants (éprouvettes, projectiles) mais aussi au confinement et à l'environnement de l'essai : faible encombrement et impossibilité de modifier la structure du banc ;
- Le système doit permettre une mise en température homogène de tout le revêtement abradable avec une régulation de la température comprise entre 100 °C et 800 °C ;
- Le système doit permettre un tir de l'éprouvette sans refroidissement notable de cette dernière avant interaction (c.-à-d. inférieure à 50 °C) ;

La solution technologique retenue s'est orientée vers des cartouches chauffantes utilisées pour la pré-chauffe des moules d'estampage dans l'industrie métallurgique. Cette technologie a été adaptée, par itération successive avec le constructeur, au besoin de ces travaux de thèse pour permettre une mise en température *in-situ* d'un revêtement abradable puis le tir à grande vitesse

de cette dernière tout en maîtrisant la température attendue avant interaction avec l'outil. Le revêtement abradable est donc mis en température par conduction de la chaleur, en provenance de la cartouche, à travers le substrat métallique jusqu'au matériau étudié. Il s'agit d'une solution à usage unique dans la mesure où la cartouche est détruite lors du tir. L'architecture générale d'une cartouche chauffante est présentée à la figure 2.9.

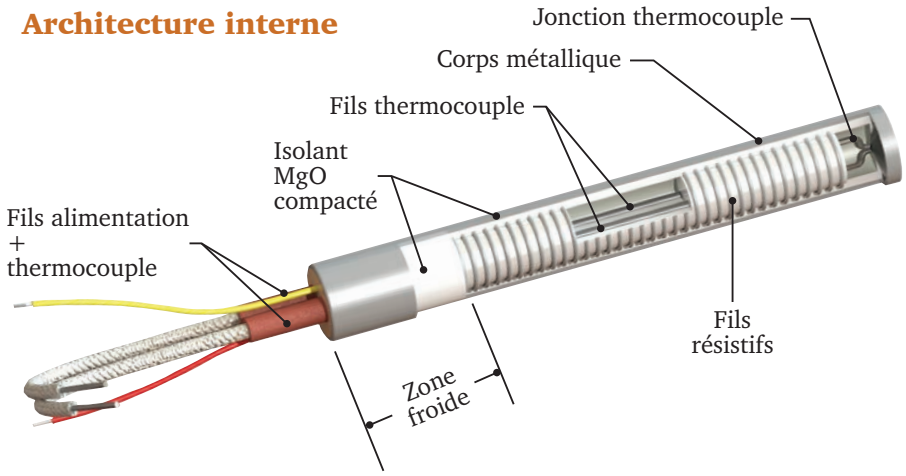


FIGURE 2.9 – Architecture générale de la technologie de chauffe utilisée pour ces travaux de thèse – d'après [81]

La mise en température est réalisée par effet Joule lorsque le courant traverse les fils résistifs. La régulation de ce courant est assurée par un boitier de régulation spécifique [1]. Deux modèles de cartouches chauffantes, présentées figure 2.10, ont été adaptés et utilisés pour les essais de ces travaux de thèse (cf. chapitre 4). Les dimensions ont été choisies au regard des dimensions des éprouvettes utilisées et de la température ciblée.

Dans le cas des éprouvettes de type A, un premier modèle de cartouche (présenté figure 2.10a) a été testé et utilisé et a permis d'optimiser le système de mise en température *in-situ* sur le banc balistique pour les futurs essais à près de 800 °C maximum. La longueur occupée par les spires résistives (c.-à-d. la longueur chauffée) est de 104 mm avec une incertitude de ±2 mm en fonction du lot de fabrication des cartouches. La puissance dissipée par l'élément chauffant est de 200 W ce qui équivaut à une densité de puissance surfacique d'environ 193 kW m^{-2}. Un thermocouple type K (Chromel-Alumel) permettant une mesure de la température jusqu'à 1230 °C est localisé en bout d'élément chauffant. Les essais de capabilité statiques réalisés à pression atmosphérique pour la caractérisation de cette cartouche ont montré une température maximale de surface de 450 °C [2].

1. Boitier de régulation ROXM-T-1-S02 avec régulateur PID (Proportionnel Intégrale Dérivée) modèle SZ48.
2. Dans le cas où la cartouche est noyée dans un substrat en Inconel 718 avec dépôt de revêtement abradable de 3 mm.

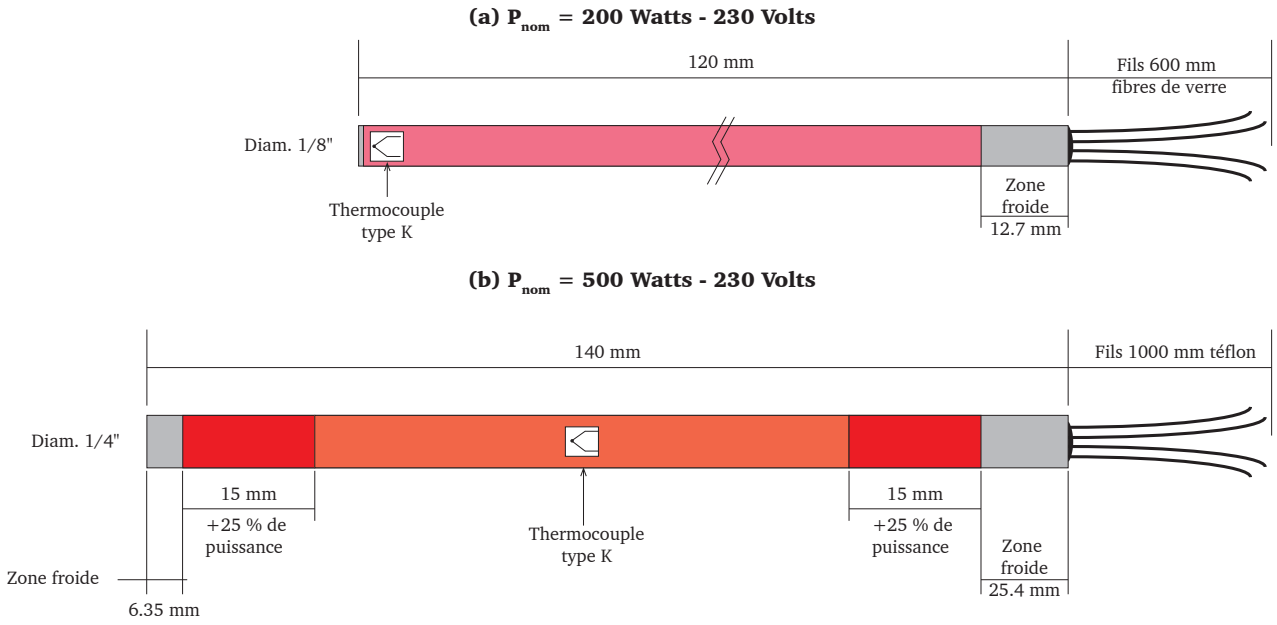


FIGURE 2.10 – Architecture de la cartouche chauffante de diamètre 3,18 mm et de puissance 200 W (a) et (b) diamètre 6,35 mm et puissance distribuée de 500 W

Le deuxième modèle de cartouche testé et approuvé et retenu est présenté figure 2.10b. Il s'agit d'une cartouche chauffante compatible avec les éprouvettes de type B uniquement (longueur 110 mm et largeur 10 mm). Ce modèle a été fabriqué sur mesure pour ces travaux de thèse et possède des améliorations notables comparées au précédent modèle. La longueur chauffante est de 109 mm ce qui permet de diffuser chaleur sur toute la longueur de l'éprouvette et limiter les non-homogénéités de chauffe. Le diamètre plus important a permis d'augmenter considérablement la puissance globale de la cartouche à 500 W soit une densité de puissance surfacique de 230 $kW\,m^{-2}$ (+20 % par rapport au premier modèle de cartouche) avec trois zones distribuées de puissance. La régulation en température de la cartouche se fait également par un thermocouple de type K mais positionné au centre de l'élément chauffant. La puissance et la conception de ce modèle de cartouche a nécessité la création de zones froides plus grandes que le modèle précédent.

Configuration pour une mise en température jusque 300 °C Une première configuration de mise en température *in-situ* a été développée au début de ces travaux de thèse. Elle se base sur la cartouche chauffante de 200 W, de diamètre 3,18 mm et de longueur chauffante 104 mm. La cartouche a été noyée dans une rainure de diamètre 4 mm préalablement usinée dans le substrat. Du fait d'une longueur de cartouche plus courte que le substrat, cette dernière ne chauffe pas toute la longueur de l'éprouvette de façon optimale. Un ciment réfractaire [3] a permis de sceller la cartouche et de créer une barrière thermique, favorisant la concentration de la chaleur et sa diffusion vers le revêtement abradable. Cependant, le transfert de chaleur entre la cartouche et

3. Ciment réfractaire haute température CC Omega

l'éprouvette ne se fait pas de manière optimale et s'accumule au sein de la cartouche. A partir de 400 °C, les cartouches de 200 W ne parviennent plus à chauffer l'éprouvette. Ces cartouches ont donc montré leurs limites et l'importance de l'utilisation des cartouches de seconde configuration pour les essais à très haute température.

Configuration pour une mise en température jusque 800 °C La configuration de mise en température présentée précédemment a permis de réaliser des essais d'interaction à des températures maximales de 270 °C. Les domaines de l'étude de la thèse étant le CoBP et CoHP (jusqu'à 800 °C) cette cartouche n'a pu être utilisée pour les essais à plus haute température.
Le chaleur produite par la cartouche est, dans cette configuration, transférée de façon optimale au milieu environnant (c.-à-d. au substrat) par conduction grâce à un trou dont la tolérance géométrique est fournie par des abaques constructeurs et qui dépend essentiellement de la puissance surfacique de la cartouche et de la température souhaitée. Les essais de la thèse se sont réalisés à plusieurs paliers de température et auraient nécessité un usinage avec une tolérance géométrique spécifique pour chaque éprouvette de chaque essai.
Le nouveau modèle de cartouche de puissance 500 W a été adapté aux éprouvettes de type B par un trou tolérancé usiné par électro-érosion au fil et par enfonçage. La tolérance adoptée dans le présent cas – 0/-0,1 mm – a permis la mise en température du revêtement abradable en minimisant les pertes dues au contact imparfait trou/cartouche. Cependant, la réalisation de ces trous profonds est complexe car le procédé d'obtention provoque des défauts géométriques de circularité qui, s'ils ne sont pas compensés, peuvent empêcher un transfert optimal de la chaleur produite par la cartouche à l'éprouvette. Des essais de calibration en condition de mise en température statique *in-situ* ont mis en évidence des différences notables de température entre la mesure relevée à pression atmosphérique et la mesure dans l'environnement sous vide partiel. Des explications sont apportées à la partie 2.3.3 qui aborde les verrous technologiques rencontrés par cette technologie. Cette cartouche a été positionnée sur les essais à plus haute température sur revêtement abradable du CoHP (cf. chapitre 4).
Des essais statiques de capabilité ont été réalisés pour les deux cartouches et des observations à la caméra thermique [4] ont permis d'obtenir le champ de température au sein de l'éprouvette. Il n'a pas été possible de réaliser ces observations *in-situ* dans l'enceinte du canon à cause du confinement et de l'impossibilité d'avoir une zone d'accès visuelle à l'éprouvette. Les clichés thermographiques ont donc été réalisés sur un montage spécifique à pression atmosphérique. Ces clichés qualitatifs (présentés à la figure 2.11) ont été réalisées avec la cartouche de 200 W (configuration initiale – figure 2.11a) et de 500 W (configuration optimisée avec isolation de l'éprouvette (cf. section 2.3.2) – figure 2.11b) noyée dans une éprouvette en Inconel 718 avec dépôt de revêtement *M2043* sur le dessus. Deux zones de températures plus élevées situées de part et d'autre du milieu de l'éprouvette ont été mis en évidence dans le cas du premier modèle de cartouche. Le second modèle avec puissance distribuée présente un gradient thermique plus homogène mais des pertes

4. Caméra thermique FLIR SC7000BB avec objectif MWIR [2,5 µm-5 µm] L0106

par effets de bord sont tout de même présentes. Il a été estimé une variation de la température entre la zone la plus chaude et la zone la plus froide de la surface à $\Delta T = 20\,°C$ dans le cas de la cartouche de 200 W dans le cas d'une température de surface de 500 °C et de $\Delta T = 100\,°C$ dans le cas d'une température de surface de 850 °C.

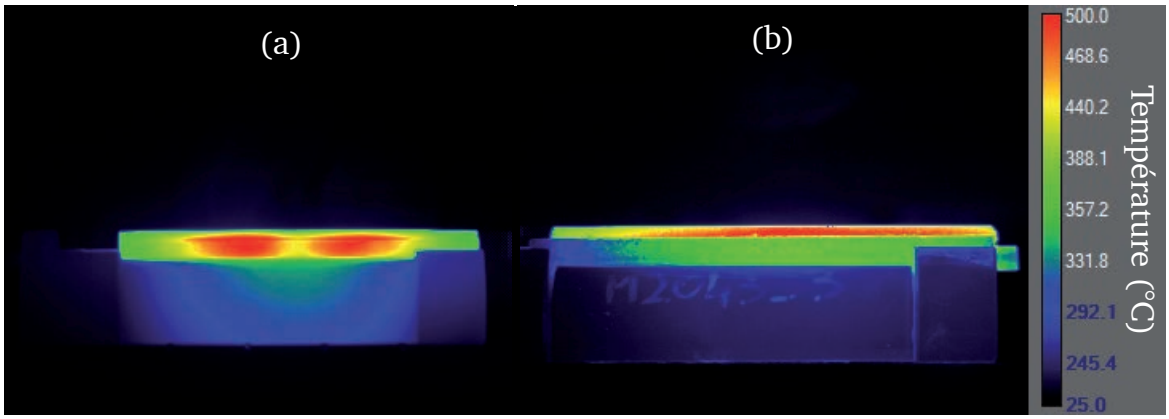


FIGURE 2.11 – Thermographies infrarouges obtenues par caméra thermique en régime stabilisé de la cartouche de 200 W (a) et 500 W (b), noyée dans un substrat en Inconel 718 avec revêtement abradable *M2043* – émissivité $\varepsilon = 0,8$

2.2.3 Mesures lors de l'interaction

2.2.3.1 Mesure temporelle des efforts tri-axiaux

Un dynamomètre spécifique a été utilisé dans ces travaux de thèse pour la mesure des efforts lors d'essais d'interaction à grande vitesse avec une profondeur d'incursion variant de quelques micromètres à plusieurs centaines de micromètres. Ce dynamomètre, suffisamment rigide pour que les variations de profondeur d'incursion induite par la dynamique du dispositif restent négligeables au cours de l'essai, a été développé initialement dans les travaux de thèse de M.Cuny [1] et considérablement amélioré dans ceux de J.Vincent [2]. Lors de cette dernière étude, des variations de profondeur d'incursion liées aux déformations du banc d'essai inférieures à 10 % de la profondeur d'incursion minimale (soit 10 µm) sont tolérées car inévitables.
Le dispositif de mesure a subi de nouvelles modifications pour permettre l'intégration des différents instruments de mesure. La suite de cette partie présente le dispositif de mesure (c.-à-d. le dynamomètre) ainsi que la méthode de calibration permettant de lier la donnée mesurée ($\mu V\,V^{-1}$ ou µC) à celle recherchée (l'effort en Newton).
Le dynamomètre utilisé dans les présents travaux est présenté à la figure 2.12. Il s'agit d'un bâti rigide dont le rapport raideur/masse a été optimisé [2]. Une bride supportant l'outil d'interaction est rendue solidaire du bâti par le serrage de quatre vis. Un capteur piézoélectrique [5] est positionné entre l'outil d'interaction et la bride.
Le capteur piézoélectrique est préchargé avant essai sur un banc spécifique. La précharge assure la mesure des efforts de compression et de traction en éliminant les micro-déplacements trans-

5. Capteur piézoélectrique tri-axes PCB 260A02 - effort maximal admissible (x, y, z) : 4,45 kN, 4,45 kN, 5,87 kN

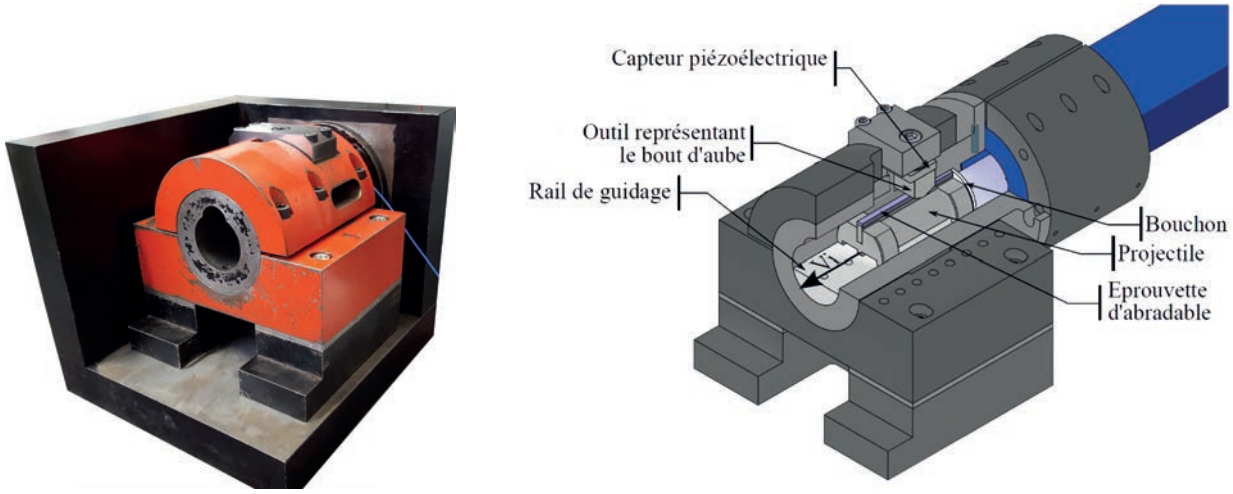


FIGURE 2.12 – Vue 3D réelle (a) et vue en coupe du modèle CAO (b - [2]) représentant le dispositif de mesure *in-situ* des efforts

versaux parasites entre le capteur et les éléments en contact. Le capteur *PCB 260A02* nécessite une précharge dix fois supérieure à la gamme de mesure nominale suivant l'axe z c'est à dire 44,48 kN. La fréquence d'échantillonnage de la carte d'acquisition utilisée [6] est de 1 MHz.
Le dispositif de mesure a également été conçu pour la visualisation de l'interaction par caméra rapide. De ce fait, une fenêtre d'observation est présente sur le bâti et donne un accès visuel direct à la zone d'intérêt.

2.2.3.2 Mesure de la température de surface et au contact

La mesure de la température au contact outil/abradable est une donnée essentielle pour apporter une contribution à la compréhension des phénomènes thermomécaniques induits pendant l'interaction. Cependant, le confinement, les dimensions de la zone d'interaction, les très courts temps d'interaction ou encore les contraintes extrêmes (haute pression lors du tir, niveau d'efforts très élevés sur l'outil) limitent l'utilisation de technologies de mesure de température usuelles comme la mesure par caméra infrarouge par exemple (risque de détérioration de l'objectif et fréquence d'acquisition ne permettant pas des essais à des vitesses de plusieurs dizaines de mètres par seconde). Ces travaux de thèse ont été rythmés par une recherche approfondie de plusieurs méthodes de mesure de température adaptables et utilisables sur le banc expérimental et font l'objet d'un chapitre à part entière (cf. chapitre 3). Deux technologies ont été retenues et testées. La première se base sur la technologie des thermocouples qui permet une mesure de contact. La seconde se base sur la technologie des pyromètres : le niveau d'énergie photonique émis par la surface est convertit en température. Il s'agit dans ce cas d'une mesure sans contact et donc non intrusive.

6. Carte d'acquisition digitizerNETBOX Spectrum DN2.496-16 – bande passante de 30 MHz.

2.2.3.3 Mesure de la vitesse

La vitesse d'interaction annoncée dans la suite de ces travaux a été mesurée à l'aide d'une barrière optique constituée de trois sources laser couplées à trois photodiodes. Ce dispositif a été développé lors de la thèse de M. Cuny [1] et ne fera pas l'objet d'une description plus détaillée dans ces travaux de thèse.

2.3 Développements expérimentaux et adaptation à l'existant

2.3.1 Modifications du dispositif de mesure d'efforts en dynamique

L'implantation des pyromètres a nécessité des modifications de certaines parties du dispositif de mesure. La mesure de température étant réalisée avant et/ou après outil, il a été souhaité d'avoir la zone de mesure des pyromètres la plus proche de l'outil pour limiter les refroidissements entre la chaleur produite par le frottement (ou par la technologie de mise en température *in-situ*) et la zone de mesure des pyromètres. L'encombrement du dispositif dans le canon et la faisabilité a rendu possible une mesure des pyromètres qu'à une distance minimale de 31 mm de part et d'autre de la partie active de l'outil d'interaction. La figure 2.13 présente la configuration du dispositif de mesure avec la trajectoire des deux faisceaux optiques des pyromètres. Afin de limiter les réflexions lumineuses, certaines surfaces ont été peintes en noir. Ces modifications ont nécessité des opérations d'usinage qui ont inévitablement perturbé la dynamique de la structure.

Pour rappel, dans le cas d'une étude d'interaction se produisant dans le CoBP, l'outil est réalisé dans un alliage de titane Ti6Al4V. Pour l'étude d'une interaction se produisant dans le CoHP, l'outil est réalisé en Inconel 718 – superalliage à base nickel. La géométrie de l'extrémité de l'outil a été fixée en respectant des spécifications industrielles. Les dimensions sont présentées figure 2.4. La partie frottante, dans le cas d'une incursion à très faible profondeur de coupe, vaut 1 mm de longueur et 6 mm de largeur.

2.3.1.1 Calibration dynamique du dispositif de mesure

L'interaction rapide – inférieure à la milliseconde – entre l'outil et le revêtement abradable génère une dynamique d'impact comprenant la dynamique propre du contact et la dynamique propre de la structure. Cette dernière est soustraite mathématiquement du signal mesuré grâce à une compensation dynamique basée sur une analyse modale du dispositif de mesure [82].
Cette analyse modale est basée sur la détermination de la matrice de transmissibilité – appelée Fonction de Réponse en Fréquence (FRF) – du système, qui, après inversion, permet de calculer la fonction de correction. Il s'agit d'une matrice liant la réponse d'entrée et de sortie du système étudié. Expérimentalement, un pot vibrant excite un outil de calibration possédant les mêmes caractéristiques que l'outil d'interaction (même masse, même centre de gravité et même inertie).

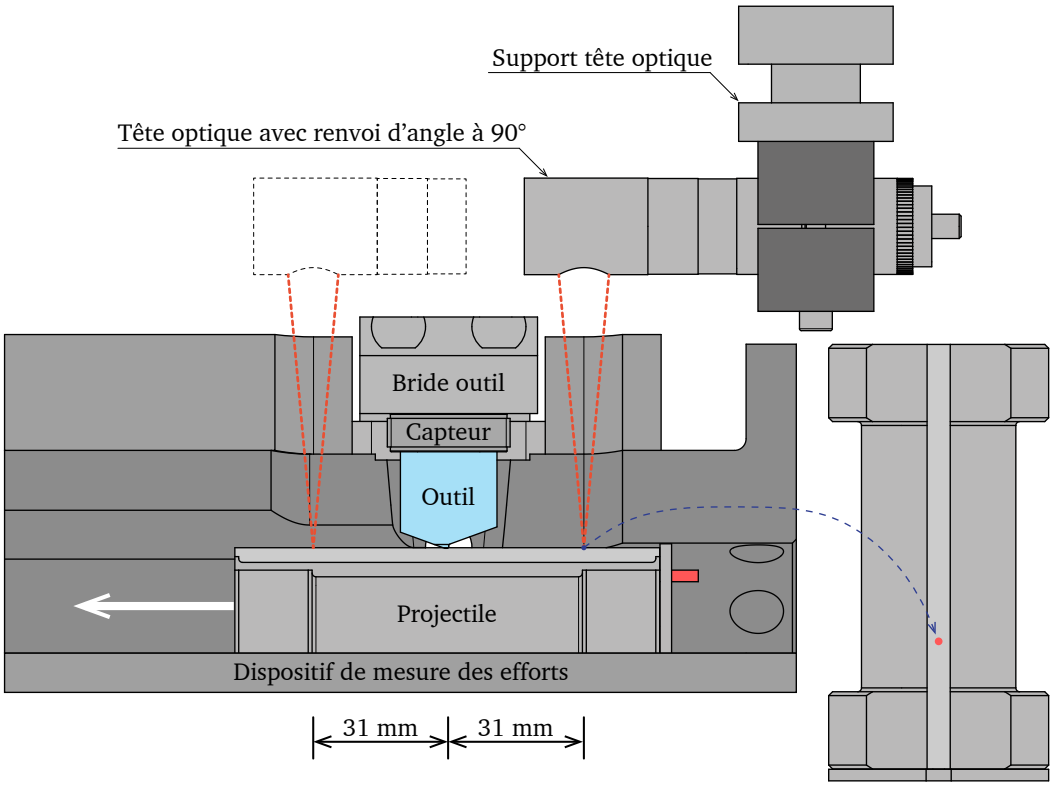


FIGURE 2.13 – Dispositif de mesure avec localisation des pyromètres pour une mesure des températures de surface à 31 mm avant et après l'interaction

L'effort entrant est mesuré grâce à un capteur monoaxial [7]. L'effort mesuré par le capteur à calibrer est enregistré et couplé à l'effort entrant et à un accéléromètre [8]. Cet accéléromètre permet de réaliser une compensation accélérométrique en prenant en compte l'effet dynamique de la masse de l'outil (cf. figure 2.14). La FRF calculée comme étant le rapport de l'effort entrant sur l'effort mesuré par le capteur à calibrer permet de corriger le signal dans les trois directions du capteur (chaque direction possédant son outil de calibration). La figure 2.15 présente deux FRF calculées pour le dispositif de mesure avant les modifications pour l'implantation des pyromètres (vert) et après modification (usinages permettant le passage des faisceaux optiques des pyromètres - violet) dans la direction de coupe. L'usinage du dispositif de mesure a affecté la réponse en fréquence du dispositif en abaissant sa fréquence de résonance de 7,7 kHz à 7,4 kHz. Cette diminution de la fréquence de résonance a entrainé également une augmentation de l'amplitude de résonance, passant de 5,7 N/N avant modification à plus de 10 N/N après modification. En cause, une plus faible rigidité du dispositif dans la direction de coupe et un amortissement de l'outil moins performant dû à sa masse.

Le traitement du signal et la correction des efforts mesurés s'effectue grâce à un algorithme de calcul développé lors de précédents travaux [2,82]. La méthode de calibration présentée ci-dessus trouve cependant ses limites lors de l'utilisation d'outils en matériaux denses (types Inconel 718).

7. Capteur monoaxial PCB 221B03 avec une gamme maximale de mesure de 2,224 kN.
8. Accéléromètre Kistler 8728A de masse $m = 1{,}6\,\mathrm{g}$ et de gamme de mesure de $\pm\ 500\,\mathrm{m\,s^{-2}}$.

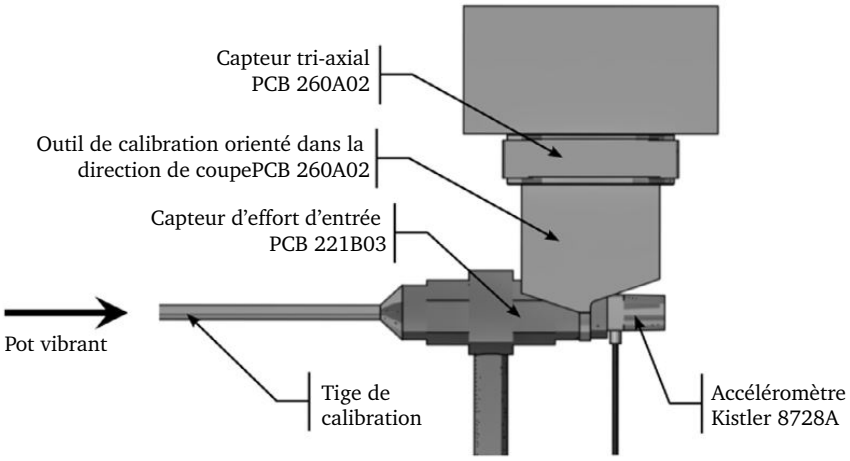


FIGURE 2.14 – Vue simplifiée de la configuration du dispositif de mesure lors de la calibration du capteur tri-axes – d'après [2]

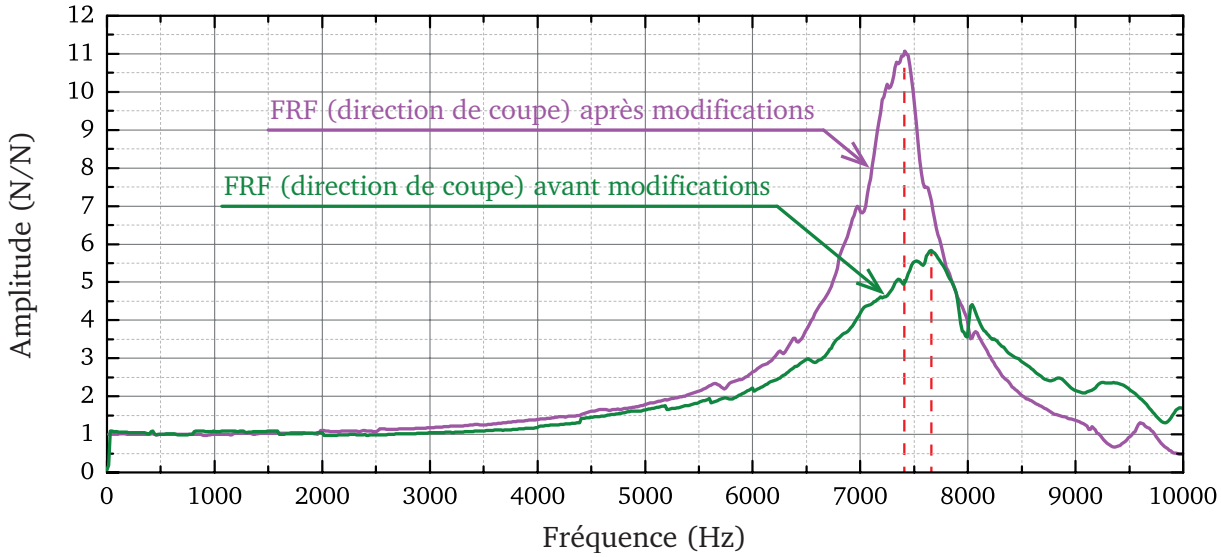


FIGURE 2.15 – Fonctions de réponse en fréquence dans la direction de coupe pour le dispositif avant modification (vert) et après modification (violet) avec un outil en alliage de titane Ti6Al4V instrumenté avec le capteur tri-axial

La plus grande masse en mouvement (par rapport aux outils en alliage de titane par exemple) produit des perturbations dynamiques lors de l'interaction qui ne sont pas totalement filtrées par la méthode de correction. En cause, l'effort insuffisant produit par le pot vibrant sur l'outil de calibration. Les signaux sont corrigés mais partiellement perturbés. Les FRF obtenues dans le cas d'un outil plus lourd (cf. figure 2.16 - bleu) possède une diminution de la fréquence de résonance et une augmentation de son amplitude due à l'abaissement de la rigidité du dispositif de mesure dans la direction de sollicitation étudiée (direction de coupe dans ce cas là).

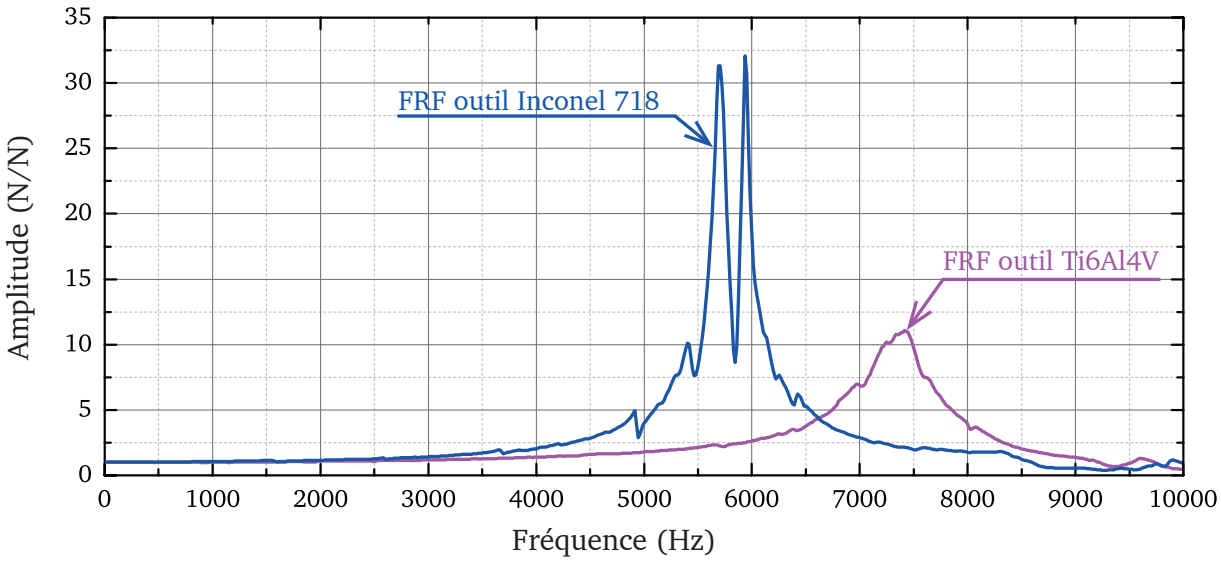


FIGURE 2.16 – Fonctions de réponse en fréquence dans la direction de coupe pour l'outil en alliage de titane Ti6Al4V (violet) et en Inconel 718 (bleu) du dispositif de mesure des efforts après modifications

2.3.2 Mise en température *in-situ* du revêtement abradable et optimisation [9]

La mise à haute température du revêtement abradable et son tir à grande vitesse pour simuler une interaction aube/abradable a représenté un verrou technologique à lever qui est décrit dans la suite de cette partie.

2.3.2.1 Optimisation de la température du revêtement abradable

Les interfaces entre l'éprouvette et les autres pièces – soient le projectile et les vis – sont soumises à un flux de chaleur initié par la cartouche. L'éprouvette est alors isolée avec un matériau céramique – commercialisé sous le nom Mica-5000-HT [10]. Les bénéfices liés à l'utilisation de l'isolant sont les suivants :

1. Concentration de la chaleur au niveau du substrat du revêtement abradable qui induit une augmentation la température de surface de ce dernier.
2. Réduction du gradient thermique dans le revêtement.
3. Limitation de la dilatation du projectile.

Cet isolant d'épaisseur 2 mm a été placé sur les flancs et le fond du projectile, ainsi que sous les quatre têtes de vis (cf. figure 2.17). Le choix de l'isolant a été fixé par sa température de fonctionnement maximale, sa conductivité thermique et sa résistance à la compression à haute

9. La technologie présentée dans cette partie a fait l'objet d'une demande de dépôt de brevet à l'INPI en date du 18/07/2019 sous le numéro B-022174 FR - Requête en délivrance.
10. Mica-5000-HT constitué de 90 % de mica phlogopyte et de 10 % de liant silicone.

température. Ce dernier point est fondamental car l'effort normal appliqué sur le revêtement abradable durant l'interaction est responsable d'une force de réaction d'intensité égale mais de sens opposé sur l'isolant situé au fond du projectile. L'isolant doit donc être capable de résister à la compression induite par l'effort normal, et ce peu importe la température de l'essai (dans la limite d'une température maximale de 800 °C - plus haute température de service du matériau du CoHP et valeur attendue lors des essais).

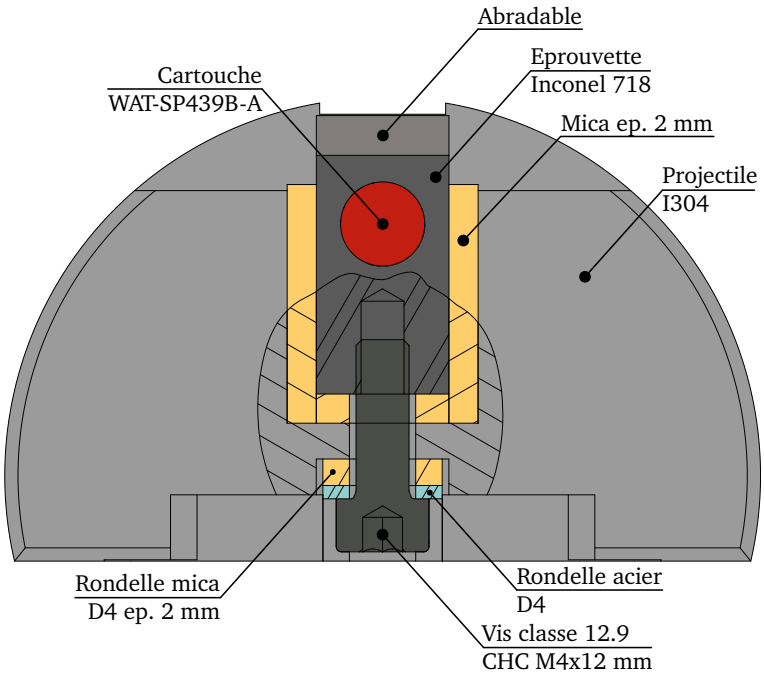


FIGURE 2.17 – Vue de face du projectile, de l'isolant céramique et du système de bridage de l'éprouvette pour un essai à haute température

De plus, la déformation de l'isolant, imposée par l'effort normal d'interaction, ne doit pas influencer de façon significative la profondeur d'incursion. Cependant, aucune valeur n'est fournie par le fabricant concernant le comportement en déformation de cette céramique, seule la résistance à l'écrasement de 250 MPa à 200 °C est donnée. Au vu de cette valeur et de la surface en appui sur l'isolant, il est considéré que ce dernier ne contribue pas à une quelconque variation de la profondeur d'incursion pendant l'interaction.

2.3.2.2 Prise en compte des dilatations du projectile

Dilatations au diamètre. L'utilisation de lames de céramique a permis de réduire considérablement la température diffusée dans le projectile (température de projectile inférieure à 350 °C avec l'isolant - cette valeur de température étant bien plus haute en l'absence de l'isolant – de l'ordre de la température de l'éprouvette). Cependant, de par la conception du projectile et la présence d'évidements de matière, la mise en température provoque des dilatations non homogènes du projectile. Les portées cylindriques initialement usinées au diamètre du canon avec un

ajustement glissant, se dilatent. Cette augmentation de diamètre provoque un frottement métal/-métal dans le canon lors du tir et favorise la création de rayures qui induisent des fuites de gaz. La fuite de gaz vers l'avant du projectile peut également être responsable d'un refroidissement de la surface de l'éprouvette. C'est pour cela que le projectile conçu pour les essais à haute température intègre un bouchon et que les tir s'effectuent sous vide afin de limiter au maximum les refroidissements par convection avec le flux de gaz. Pour un essai à paramètres fixés (c.-à-d. à température et vitesse ciblées) les portées ont toutes subies une reprise d'usinage par contournage pour réduire le diamètre d'une valeur égale à la valeur de la dilatation mesurée expérimentalement pour différentes températures. De ce fait, lors de la chauffe, la dilatation provoquée par la montée en température du projectile est suffisante pour approcher la paroi interne du tube lanceur sans y adhérer : le risque de coincement du projectile est limité et le guidage est assuré. Des mesures statiques de dilatation au diamètre ont été réalisées à pression atmosphérique avec une éprouvette de revêtement CoNiCrAlY-hBN isolée par du mica d'épaisseur 2 mm (une lame sous l'éprouvette et deux lames sur les flancs) et fixée sur le projectile en inox 304. La température de surface du revêtement a été mesurée par un thermocouple type K [11] en contact avec la surface. La figure 2.18 présente les résultats de dilatations obtenus pour les deux portées cylindrique du projectile utilisé pour les essais à haute température.

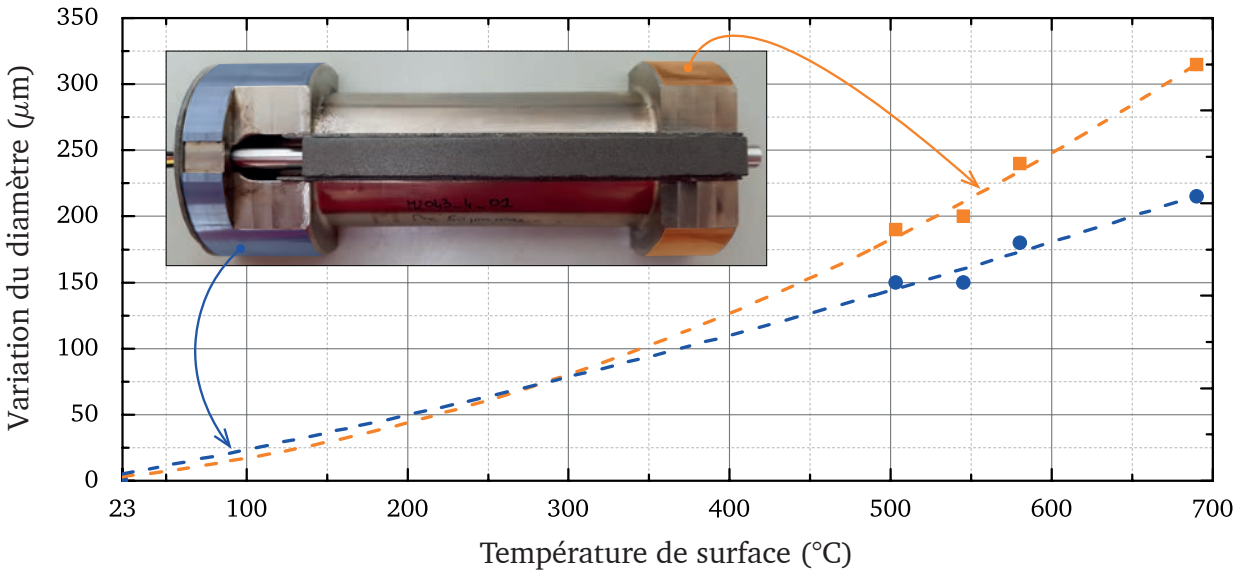


FIGURE 2.18 – Variation du diamètre des deux portées cylindriques du projectile I304 avec une éprouvette pour différentes températures

Le diamètre situé au niveau des fils de la cartouche (en bleu) présente une dilatation maximale de 315 µm à 690 °C (température de surface mesurée avec une incertitude de ±25 °C) tandis que la dilatation du diamètre opposé aux fils de la cartouche atteint 215 µm à la même température. Ces deux valeurs de dilatation ont permis une reprise en usinage des portées en tenant compte de cette différence entre le diamètre à température ambiante et à haute température.

11. Thermocouple Omega KMQIN-IM050U-300 type K de diamètre 0,5 mm

2.3.2.3 Prise en compte des dilatations

La concentration du flux thermique vers le revêtement abradable et le reste de l'éprouvette conduit inévitablement à des dilatations multidirectionnelles. Les vis permettant de fixer l'éprouvette sur le projectile limitent grandement la dilatation du substrat dans la direction normale (c.-à-d. dans la direction parallèle à l'axe des vis). Cependant, la présence d'un second matériau sur l'éprouvette – le revêtement abradable – provoque une dilatation du revêtement. Cette dilatation globale est liée aux propriétés des différents matériaux à savoir la conductivité thermique, la densité, l'épaisseur de revêtement et la température. Dans le cas de ces travaux de thèse, la dilatation totale notée Δe sur la figure 2.19 a été mesurée pour une seule configuration. Les résultats sont présentés au chapitre 4. Lors des essais de début de thèse, la faible quantité d'éprouvettes à disposition et la complexité de la méthode de détermination du profil de dilatation du revêtement abradable n'a pas permis de prendre en compte la dilatation du revêtement. Cela a mené à des incursions parfois quatre fois supérieures à celles attendues. Dans cette condition, à cause de la dilatation, l'incursion est difficilement maitrisable dès lors que des éprouvettes martyres ne sont pas disponibles pour des campagnes de réglages (cf. chapitre 4).

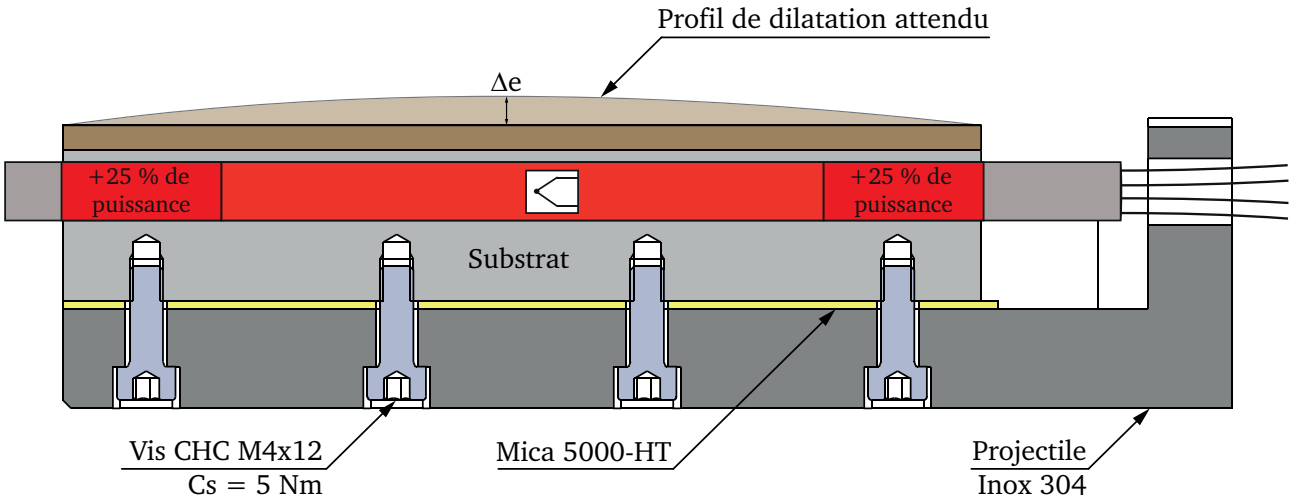


FIGURE 2.19 – Configuration de mise en température *in-situ* du projectile et dilatation Δe associée à la technologie de la cartouche chauffante

2.3.3 Synthèse des verrous technologiques rencontrés

Les essais d'interaction en conditions extrêmes (c.-à-d. haute vitesse d'interaction, haute température du revêtement abradable, incursion de l'ordre de la dizaine de microns, confinement) ont été rythmés par des verrous technologiques. Ces verrous ont été mis en avant par des essais préliminaires sur matériaux abradables du CoBP qui ont été riches d'enseignements pour des essais plus complexes réalisés sur matériaux abradables du CoHP. Les essais sur matériau CoBP ont donc permis de lever les verrous technologiques pour des essais futurs à très haute température. Certaines solutions technologiques ont été détaillées dans les parties précédentes mais sont

résumées ici pour apporter une vision plus synthétique de la complexité de l'expérience.

2.3.3.1 Mise en température de l'éprouvette par cartouche chauffante

Le choix et les essais de certification des cartouches chauffantes utilisées dans ces travaux de thèse a nécessité le test de plusieurs lots et modèles pour trouver le plus performant. Le premier modèle de cartouche chauffante (200 W – diamètre 3,18 mm) a rapidement montré ses limites tant pour la température maximale atteignable en surface d'éprouvette que pour la tenue au vide (explication à la section suivante). Cette cartouche a été utilisée pour quatre essais de la thèse à une température maximale proche de 300 °C mais son faible rendement n'a pas permis des essais à plus haute température. Le deuxième modèle de cartouche a été choisi et validé après des essais de caractérisation concluants. Cette cartouche a nécessité la reconception de l'éprouvette pour y adapter la nouvelle géométrie du corps chauffant (éprouvettes de type B).

2.3.3.2 Technologie de mise en température et vide

L'environnement sous vide créé dans l'enceinte du banc balistique offre plusieurs avantages comme le tir à grande vitesse du projectile sans perturbations aérodynamiques notables [12]. Cependant, dans le cas des essais en température, l'environnement sous vide partiel perturbe la technologie de mise en température de l'éprouvette car cette dernière est en contact partiel avec la cartouche : lors de la chauffe, certaines zones sont plus favorisées que d'autres pour conduire la chaleur par conduction. A pression atmosphérique, les interstices entre la cartouche et le substrat, bien que minimes soient-ils, sont comblés par de l'air. Lorsque l'enceinte d'essai est sous vide, les interstices sont remplacées par un vide partiel, beaucoup plus isolant que l'air. La conduction de chaleur dans ces zones ne se fait plus de façon optimale et le mode de transfert prédominant devient le transfert par radiation. Une autre perturbation du vide intervient sur le thermocouple de la cartouche qui est isolé dès lors que le vide commence à être établi. La cartouche n'est pas étanche et les résultats entre la température mesurée grâce à la cartouche et la température de surface ne sont plus cohérents entre eux. Des essais statiques *in-situ* ont mis en évidence le phénomène de perturbation du vide sur la valeur enregistrée grâce au thermocouple interne d'une cartouche prototype de 200 W lorsque celui-ci est noyé dans un substrat en inox 304 (bloc martyre de dimensions identiques à celles des éprouvettes de type B). La mise sous vide de l'enceinte de l'essai se fait suivant le démarrage successif de deux pompes à vide.

12. La masse d'air peut freiner le projectile, le refroidir ou déclencher les dispositifs de mesures – dont l'enregistrement débute lorsque l'effort sur la composante normale du capteur dépasse une valeur seuil (250 mV en front montant sur la composante normale du capteur).

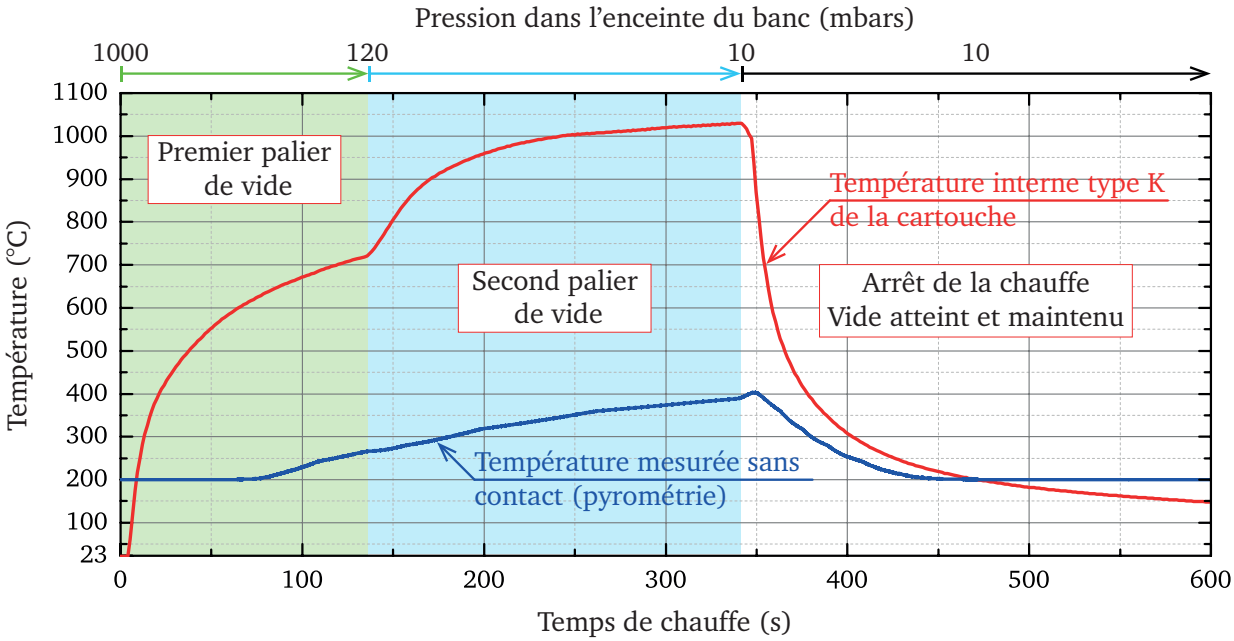


FIGURE 2.20 – Température interne de cartouche (prototype de diamètre 6,35 mm - 200 W) au cours de l'établissement du vide dans l'enceinte du banc

La température atteinte par la cartouche semble aberrante car elle dépasse la température maximale de fonctionnement préconisée par le fabricant (800 °C). Une mesure par pyrométrie a permis de démontrer que l'élévation de température au sein de la cartouche ne résulte pas d'une augmentation de la température de surface de l'éprouvette. Dès lors, l'environnement de l'essai a été défini comme étant un facteur perturbant les performances de la technologie de mise en température.

2.3.3.3 Éprouvettes et projectile

Les éprouvettes initiales de largeur 6 mm ne peuvent être utilisées avec un élément chauffant de diamètre supérieur (6,35 mm). Les nouvelles éprouvettes (type B) ont permis d'y adapter le second modèle de cartouche chauffante mais ont nécessité la re-conception d'un projectile compatible. Ce projectile réalisé en inox 304 permet le tir jusqu'à 200 m s^{-1} d'un revêtement abradable à 800 °C. Le choix de la nuance inox 304 s'est fait sur sa haute valeur de module d'Young en température (179 GPa à 500 °C). Un verrou technologique avec ce nouveau projectile a été la masse totale en mouvement – plus de 3 fois supérieure à celle d'un projectile en aluminium. La vitesse de tir a volontairement été réduite à 135 m s^{-1} maximum dans ces travaux de thèse pour limiter les énergies développées et permettre une récupération de l'éprouvette ainsi que son analyse.

2.3.3.4 Dilatation du revêtements abradable en température

Les premiers essais de la thèse ont été réalisés sur un matériau abradable du CoBP (AlSi-PE) où l'absence de connaissances sur les niveaux de dilatation ont mené à des profondeurs d'in-

cursion pouvant dépasser la valeur nominale visée de 100 µm. Fort de cet enseignement, une caractérisation expérimentale des dilatations a été réalisée et utilisée pour les essais sur revêtement abradable du CoHP. La méthode de mesure expérimentale, présentée sommairement au chapitre 4, se base sur un palpeur LVDT [13] couplé à un conditionneur [14] mesurant la hauteur du revêtement abradable en plusieurs points, avec un programme automatisé permettant le déplacement axial et vertical rapide du palpeur. Ces déplacements rapides limitent la conduction de la chaleur dans la touche du LVDT lorsque ce dernier est en contact avec le revêtement. Ces mesures ont été réalisées pour plusieurs températures de surface puis les profils ont été interpolés pour déterminer les dilatations attendues lors de l'essai.

2.4 Conclusion

Un dispositif expérimental, constitué d'un canon à gaz et permettant la simulation d'interaction unique entre un outil rigide (modélisant la géométrie d'une extrémité d'aube) et un revêtement abradable, a été amélioré pendant ces travaux de thèse. Ces améliorations avaient pour but de permettre la simulation d'interactions orthogonales représentatives en terme de température sur des revêtements abradables du CoBP et CoHP et dont les résultats permettraient d'alimenter le modèle semi-analytique présenté au chapitre 5.
Le principe d'un essai repose sur l'interaction à grande vitesse et à profondeur d'incursion maîtrisée d'un revêtement abradable avec l'outil d'interaction. La géométrie de cet outil a été défini lors d'un précédent projet et a été conservée pour la suite de ces travaux de thèse. La dynamique d'aube et la dynamique du turboréacteur qui influent sur l'interaction à l'échelle 1 ne sont pas prises en compte dans ces travaux ; le banc expérimental permet de se dédouaner de ces phénomènes et de mesurer localement les efforts d'interaction. Cependant, les faibles temps de contact mènent inévitablement à une perturbation des signaux d'efforts mesurés *in-situ* à cause de la dynamique propre de la structure. Une correction dynamique basée sur l'analyse modale du dynamomètre, développé lors de la thèse d'une précédente thèse [2] a été utilisée et a permis de soustraire l'effet de la dynamique de la structure du banc sur les efforts mesurés. Ce dynamomètre a subi des modifications pour permettre une instrumentation plus complète du banc avec un ou deux pyromètres (présentés au chapitre suivant) et ainsi mesurer la température de surface avant et/ou après l'interaction. Dans l'optique de simuler des interactions représentatives du turboréacteur en terme de température, une méthode de mise en température *in-situ* a été développée pour prétendre à des essais à haute température (idéalement 800 °C). Les bancs d'essais abradables utilisent essentiellement des systèmes inductifs [45] permettant une mise en température de l'abradable uniquement, ou des systèmes par générateur de flamme [83] pour une mise en température simultanée de l'abradable et de l'aube. Le confinement présent sur le banc expérimental

13. Palpeur inductif AMETEC AX/10/S d'une force d'appui de 0,7 N, précision de mesure inférieure à 1 µm, amplitude de mesure de ±10 mm.
14. Conditionneur LVDT OD5 avec fréquence d'échantillonnage $f_{ech} = 10$ kHz.

du LEM3 et l'instrumentation adoptée n'a permis qu'une mise en température du revêtement abradable par transfert de chaleur via le substrat métallique sur lequel il est projeté. Cette méthode induit inévitablement des dilatations qui ont été estimées par phases d'optimisation successives. L'optimisation des différents composants mécaniques a permis de limiter l'amplitude du gradient thermique et ainsi maximiser la valeur de la température de surface.

Les développements réalisés pendant ces travaux de thèse ont donc permis de contribuer à :

1. Réaliser des essais d'interaction à une vitesse maximale de $135\,\mathrm{m\,s^{-1}}$ pour ne pas endommager l'instrumentation du banc et permettre une récupération de l'éprouvette sans dommages ;
2. Mettre en température *in-situ* le revêtement abradable jusqu'à 800 °C ;
3. Permettre le déclenchement du tir lorsque la température de consigne est atteinte ;
4. Mesurer l'évolution temporelle des efforts au contact outil/abradable ;
5. Donner un accès le plus proche possible de la zone de frottement pour la mesure de température sans contact.

Le chapitre suivant présente les différents moyens de mesure de température qui ont été envisagés et testés pendant ces travaux, et présente surtout la solution technologique retenue, utilisée sur les essais du chapitre 4.

CHAPITRE 3

MESURE DE LA TEMPÉRATURE EN CONDITION D'INTERACTION REPRÉSENTATIVE

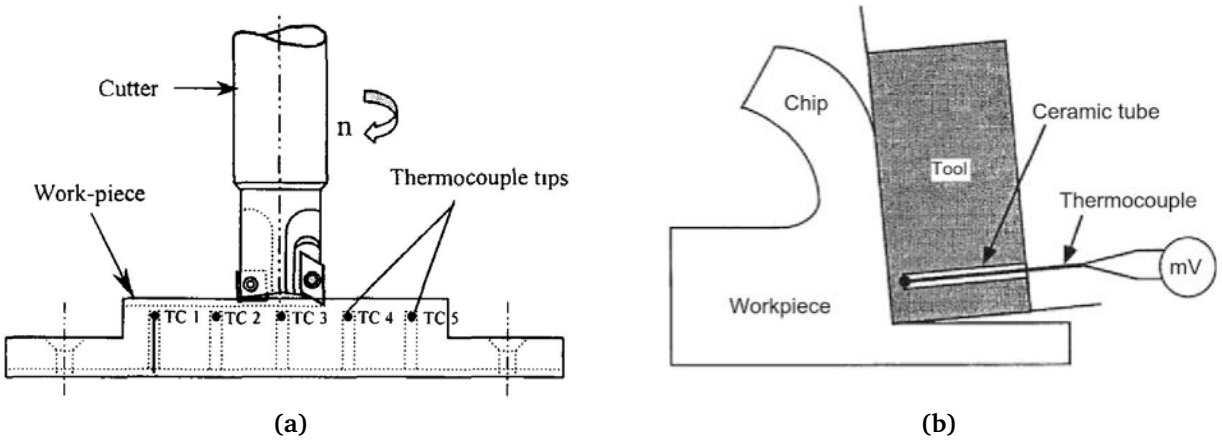
Les températures locales au contact aube/abradable peuvent être responsables d'une altération des propriétés mécaniques tant pour l'aube et que le revêtement [59]. La mesure de ces températures est donc pertinente pour la caractérisation thermomécanique des revêtements abradables.
Les méthodes présentées dans la littérature permettant la mesure de ces températures sont souvent intrusives et peuvent induire des erreurs non négligeables sur les mesures [84]. A l'inverse, les méthodes non intrusives nécessitent la connaissance de paramètres matériaux qui tendent à évoluer au cours du contact.
Différentes solutions technologiques ont été envisagées et testées durant les essais d'interaction de ces travaux de thèse. Les deux solutions les plus pertinentes sont présentées dans la suite de ce chapitre. La première se base sur une technologie de mesure par contact (thermocouples) largement utilisée dans le domaine de l'usinage pour la mesure de températures à l'interface outil/matière. La seconde repose sur la théorie du transfert radiatif et est donc une technologie de mesure sans contact. Cependant, chacune de ces deux méthodes possèdent ses avantages mais aussi ses inconvénients qui seront abordés.

3.1 État de l'art

3.1.1 Mesure de la température au contact outil/copeau en usinage

Le domaine de l'usinage a fortement inspiré les recherches réalisées pour le choix de technologies de mesure de la température au contact outil/pièce qui peut s'apparenter au contact

aube/abradable. L'utilisation de thermocouples permet la détermination de la température au contact outil/copeau [85–90]. La technologie des thermocouples (dont les détails sont présentés à la section 3.2) repose sur la mesure de la force électromotrice produite à la jonction entre deux matériaux soumis à un différentiel de température. Les thermocouples utilisés sont noyés et positionnés au plus prés de la face active de l'outil afin de ne pas les exposer aux conditions sévères générées lors de l'usinage et fragiliser les surfaces. La connaissance de la distance thermocouple/face active de l'outil permet alors de déterminer l'élévation de température moyenne produite entre l'outil et le copeau en utilisant l'équation de la chaleur [85]. Deux configurations développées et présentées aux figures 3.1a et 3.1b permettent respectivement de mesurer la température dans la pièce et dans l'outil. Dans le cas d'une opération de fraisage, il est plus aisé d'instrumenter la pièce plutôt que l'outil du fait de la rotation de ce dernier. Dans le cas d'une opération de tournage, l'instrumentation de l'outil est plus aisée. Dans les deux cas, il est possible d'instrumenter l'organe tournant grâce à l'utilisation de collecteurs rotatifs permettant de créer des connexions électriques entre une partie fixe et une partie mobile sans perte de signal [87]. Cependant, cette mise en œuvre reste fastidieuse et nécessite des préparations particulières (usinages de précision avec des tolérances inférieures au centième de millimètre par exemple).



(a) **(b)**

FIGURE 3.1 – Mesure de la température de surface produite par un outil coupant avec thermocouples noyés dans la pièce (a) [89], mesure de la température au contact outil/pièce avec un thermocouple noyé dans l'outil (b) [91]

La mesure indirecte de la température présente des inconvénients majeurs non négligeables : les thermocouples doivent être insérés dans des perçages placés au plus près de la face active de l'outil pour limiter au maximum le temps de diffusion de la chaleur dans la matière et qui pourrait empêcher la mesure de la température dans le cas de temps d'un temps de chargement thermique de courte durée. Ces perçages ne sont pas sans conséquences car ils sont généralement difficiles à réaliser et fragilisent l'outil. De plus, la diffusion du flux thermique est perturbé aux abords de ces obstacles dans les milieux de diffusion ce qui augmente le caractère intrusif de cette méthode. Le temps de réponse du thermocouple est également difficile à déterminer et dépend de sa masse

et de la distance le séparant de la face active de l'outil [92].
Les thermocouples dynamiques (appelé aussi thermocouple feuille/pièce ou thermocouples rectifiables) permettent la mesure de températures au contact en s'affranchissant des inconvénients de la technique des thermocouples noyés. Dans la technologie des thermocouples feuille/pièce, l'outil constitue un des deux matériaux du thermocouple, le deuxième étant la pièce usinée. Du fait de la nature différente des matériaux utilisés, la zone locale où se crée la coupe forme la jonction chaude du thermocouple lors de l'usinage tandis que l'outil forme la jonction froide (de référence) permettant la mesure de la force électromotrice. La figure 3.2 présente le dispositif expérimental associé à la méthode de mesure de température par thermocouple dynamique. Ce genre de thermocouple doit être calibré de manière dynamique (échauffement de la jonction chaude par laser pulsé par exemple) ou à défaut de manière statique. Cette calibration permet d'obtenir la courbe réponse en fonction de la température pour le thermocouple étudié.
Du fait de la mesure très locale de la température, cette technique de thermocouple n'offre que des valeurs moyennées entre le copeau et l'outil durant l'usinage. De plus, la mesure de températures flash est complexe et nécessite des thermocouples à très faible temps de réponse, donc de très petit diamètre. Dans le cas de l'étude de matériaux à fort pouvoir adhésif (c.-à-d. ayant la capacité de provoquer des phénomènes d'arêtes rapportés sur l'outil) peut amener des divergences de résultats par rapport aux mesures attendues. De plus, la sensibilité du thermocouple qui caractérise le potentiel thermoélectrique par degré Celsius est grandement limitée par les propriétés thermiques et électriques de l'outil utilisé [93]. Enfin, cette méthode trouve sa difficulté dans le renouvellement de la jonction chaude qui, si elle est détruite, empêche la mesure de la température. Ce type de thermocouple a également été adapté pour la mesure du frottement sec entre deux matériaux métalliques [94] et pour la mesure de température au contact outil/abradable (cf. partie 3.2.0.2).

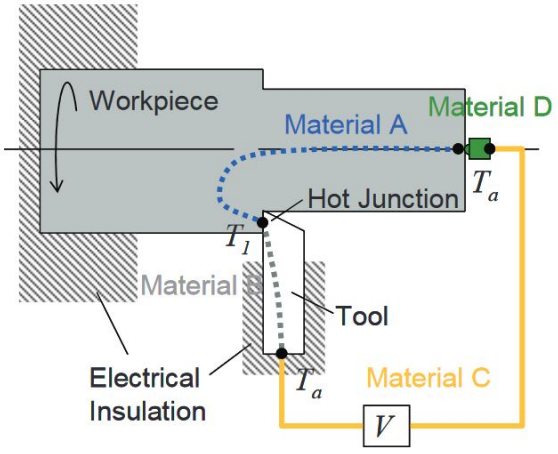


FIGURE 3.2 – Dispositif expérimental du thermocouple outil/pièce [95]

3.1.2 Mesure de la température au contact aube/abradable

Emery *et al.* [56] ont été parmi les premiers à introduire l'aspect thermique du frottement aube/abradable. Les températures produites par l'interaction d'une aube en alliage de titane Ti6Al4V montée sur un tambour rotatif et un revêtement abradable ont été mesurées grâce à des pyromètres optiques (cf. figure 3.3a).

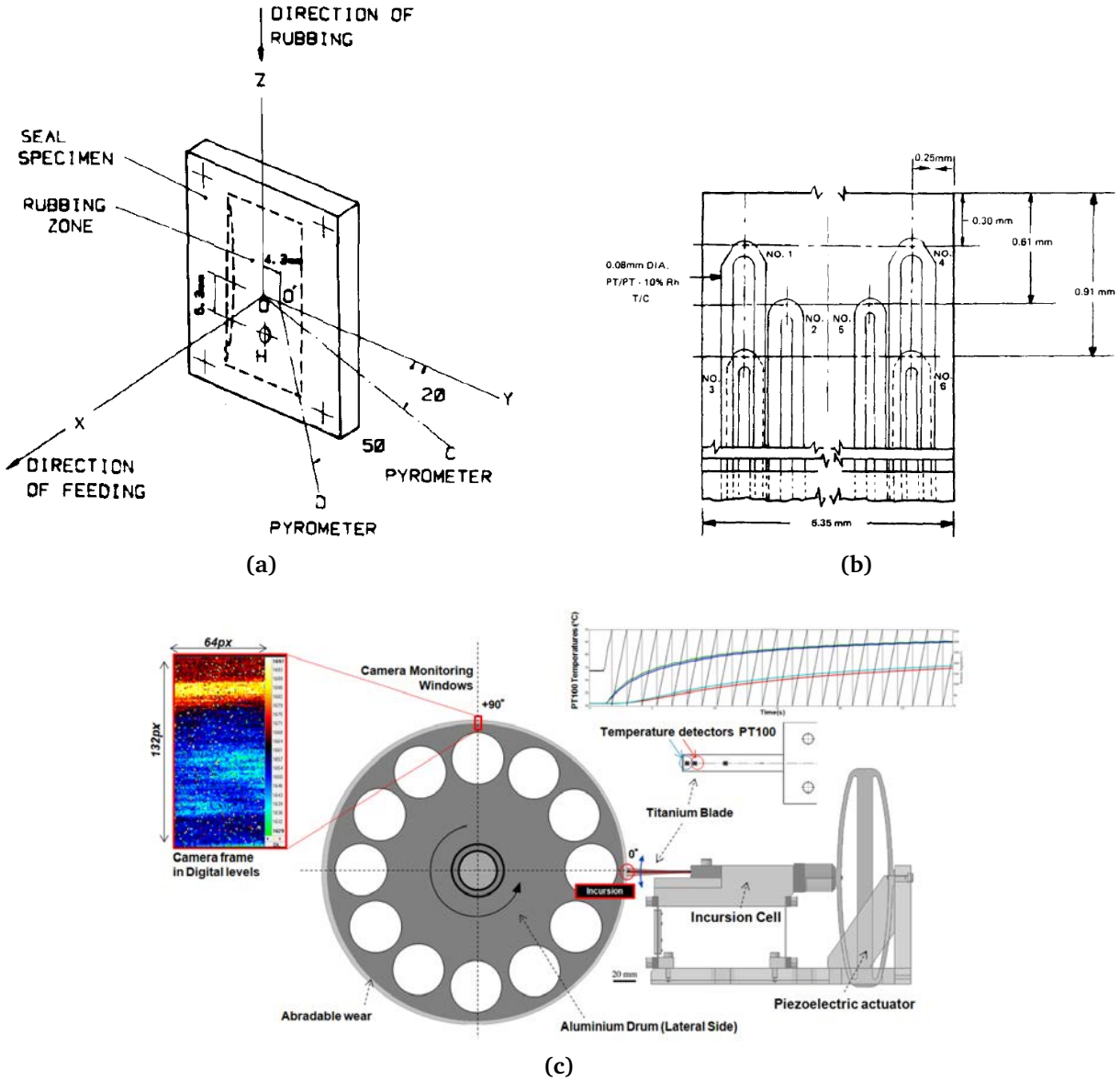


FIGURE 3.3 – Mesure de la température au contact aube/abradable grâce à un pyromètre 3.3a [56], grâce à une aube instrumentée par des thermocouples 3.3b [33] et grâce à une caméra thermique 3.3c [38]

Dans une configuration, seul un pyromètre a permis de mesurer la température au contact à travers un trou de diamètre 3 mm usiné dans le revêtement. Cet usinage impose une perturbation de l'écoulement de la chaleur qui rend la mesure de température non fidèle à la réalité. De plus, le cône optique du faisceau du pyromètre peut être perturbé par des zones réfléchissantes. Dans une

seconde configuration, deux pyromètres sont positionnés de part et d'autre du contact avec un angle d'incidence. Ce dernier est non sans conséquences sur les mesures dans le cas d'une mesure de température radiative [96]. De plus, l'aire de la zone de mesure des pyromètres et la distance avec la zone de contact n'est pas connue et peu influencer fortement la mesure notamment dans le cas de températures flash. D'autres études [26,43,45] ont également utilisé des pyromètres pour la mesure d'échauffements lors d'essais d'interaction avec un revêtement AlSi-PE. La position des pyromètres, leur temps de réponse ou encore l'erreur commise sur la mesure ne sont pas connus. Laverty [33] a combiné la mesure de température par pyromètre avec celle par thermocouples collés sur l'aube (cf. figure 3.3b). Un tambour revêtu d'abradable interagit avec une aube instrumentée à l'aide de six thermocouples type S de diamètre 0,08 mm. La température au contact est alors calculée grâce aux équations de la chaleur dans le cas d'un mode de transfert thermique par conduction. L'auteur ne détaille pas d'informations concernant la méthode de fixation de ces thermocouples et l'éventuelle erreur de mesure induite par le déport de la zone de mesure par rapport à la zone où est produite la chaleur. Padova *et al.* utiliseront également cette technique mais à une distance du contact plus importante. La réponse des thermocouples collés sur l'aube est donc fonction de la vitesse de diffusion dans le matériau [97]. Sutter *et al.* [98] ont utilisé une caméra thermique pour la mesure du champ de température induit par l'interaction d'un simulâcre d'aube en alliage de titane sur un revêtement abradable. La fréquence d'acquisition limitée de la caméra – 200 Hz – n'a pas permis une mesure à une vitesse d'interaction supérieure à $5\,\mathrm{m\,s^{-1}}$. La valeur de l'émissivité réglée n'est pas connue. Plus récemment, Agrapart *et al.* [38] ont approché le problème de la mesure thermique avec des thermistances et une caméra thermique positionnée à un quart de tour après la zone de contact sur le banc de l'ONERA (cf. figure 3.3c) couplée avec des thermistances collées sur l'aube. La mesure déportées de la caméra thermique induit des refroidissements par convection et conduction qu'il convient d'estimer. Dans les études présentées précédemment, le temps de réponse des appareils de mesure limitent la vitesse maximale d'interaction qu'il est possible d'atteindre.

3.2 Mesure de la température par la technologie des thermocouples

La mesure de température par thermocouple est une technique intrusive qui se base sur l'effet Seebeck : une force électromotrice est produite dès lors que les jonctions de deux matériaux thermoélectriques sont soumises à une différence de température [99,100]. Une large gamme de thermocouples commerciaux sont disponibles et sont fabriqués avec des couples de matériaux usuels permettant des mesures sur de larges gammes de températures (de $-270\,^{\circ}\mathrm{C}$ à $+1600\,^{\circ}\mathrm{C}$). Un thermocouple possède plusieurs avantages comme son faible coût, sa facilité de fabrication, sa simplicité d'utilisation et de traitement des données mesurées ainsi que sa plage de mesure. La combinaison de certains matériaux entre eux a donné naissance à des thermocouples à base de

métaux nobles et de métaux usuels qui sont aujourd'hui largement utilisés en industrie et en laboratoire. Leurs coefficients de Seebeck est connu grâce à des tables standardisées [1]. Le Tableau 3.1 recense certains de ces thermocouples usuels avec les matériaux les constituants, le coefficient de Seebeck global (en $\mu V\,°C^{-1}$) ainsi que la gamme de mesure de température du thermocouple. Le diamètre et la longueur des thermocouples commerciaux dépend de l'application. Les plus petits thermocouples sont inférieurs au dixième de millimètres de diamètre mais présentent l'inconvénient d'être difficilement manipulable. A l'inverse, les thermocouples de diamètres importants (plusieurs millimètres) sont plus facilement manipulables mais ne proposent qu'une température moyennée sur la surface où la jonction est en contact et possèdent des temps de réponse plus longs (inertie thermique liée à la masse).

Type	Matériau A (+)	Matériau B (-)	Plage d'utilisation	Coefficient de Seebeck en µV/°C (à 20°C)
J	Fer	Constantan	-40 à +750°C	50,95
E	Chromel	Constantan	-250 à +850°C	59,6
K	Chromel	Alumel	-270 à +1370°C	39,9
S	Platine + 10% Rhodium	Platine	0 à +1600°C	5,65
N	Nicrosil	Nisil	-270 à +1280°C	26,25
T	Cuivre	Constantan	-40 à +400°C	39,5

Tableau 3.1 – Matériaux, plage d'utilisation et coefficients de Seebeck de quelques thermocouples usuels avec une jonction de référence à 0 °C [101]

Le coefficient de Seebeck (ou sensibilité du thermocouple) permet de connaître la température à partir de la mesure de la force électromotrice entre la jonction chaude et la jonction froide. Certains thermocouples possèdent une très bonne sensibilité (type E - $59{,}6\,\mu V\,°C^{-1}$ par exemple) tandis que d'autres (type S - $5{,}65\,\mu V\,°C^{-1}$) sont beaucoup moins sensibles. Le choix d'un thermocouple se fait donc sur la température minimale et maximale attendue ainsi que la résolution de la carte d'acquisition utilisée. Sur certains modèles, des adaptateurs spécifiques permettent une connexion du thermocouple (connecteur thermocouple standard) à la carte d'acquisition. Ces derniers possèdent une jonction froide compensée qui permet de convertir la tension mesurée en température avec la prise en compte de la valeur de la jonction froide. Pour toutes les mesures de température réalisées par thermocouple usuels durant ces travaux de thèse, ce type d'adaptateur/convertisseur [2] a été utilisé.

1. Par exemple celles du NIST – National Institute for Standards and Technology.
2. Convertisseur Dewetron DSI-TH-K avec une précision de compensation de la jonction froide de 1 °C.

L'interaction entre l'outil et le revêtement convertit une partie du travail mécanique sous forme de chaleur par frottement. L'élévation de température produite à l'interface outil/abradable est un paramètre essentiel permettant de corréler les mécanismes d'endommagements observés par analyse *post-mortem* aux niveaux de températures atteints au contact du revêtement et de l'outil. Il est alors possible de corréler les mécanismes d'endommagement à la quantité d'énergie dissipée lors de l'interaction. Deux types d'outils instrumentés pour la mesure de la température on été envisagés et l'un a été fabriqué.

3.2.0.1 Outil d'interaction instrumenté avec thermocouples noyés

Une première solution technique pour la mesure de la température au contact outil/abradable a consisté à imaginer un outil d'interaction dans lequel seraient noyés des thermocouples, au plus proche de la surface de contact (figure 3.4). La connaissance de la température au contact à partir de la température mesurée par les thermocouples est alors déterminable par méthode inverse. La géométrie de l'outil a été conservée pour des raisons de rigidité de l'outil durant l'interaction. L'outil en Ti6Al4V d'une partie des essais de ces travaux de thèse (cf. chapitre 4) a été modélisé par éléments finis sous le logiciel commercial Abaqus.

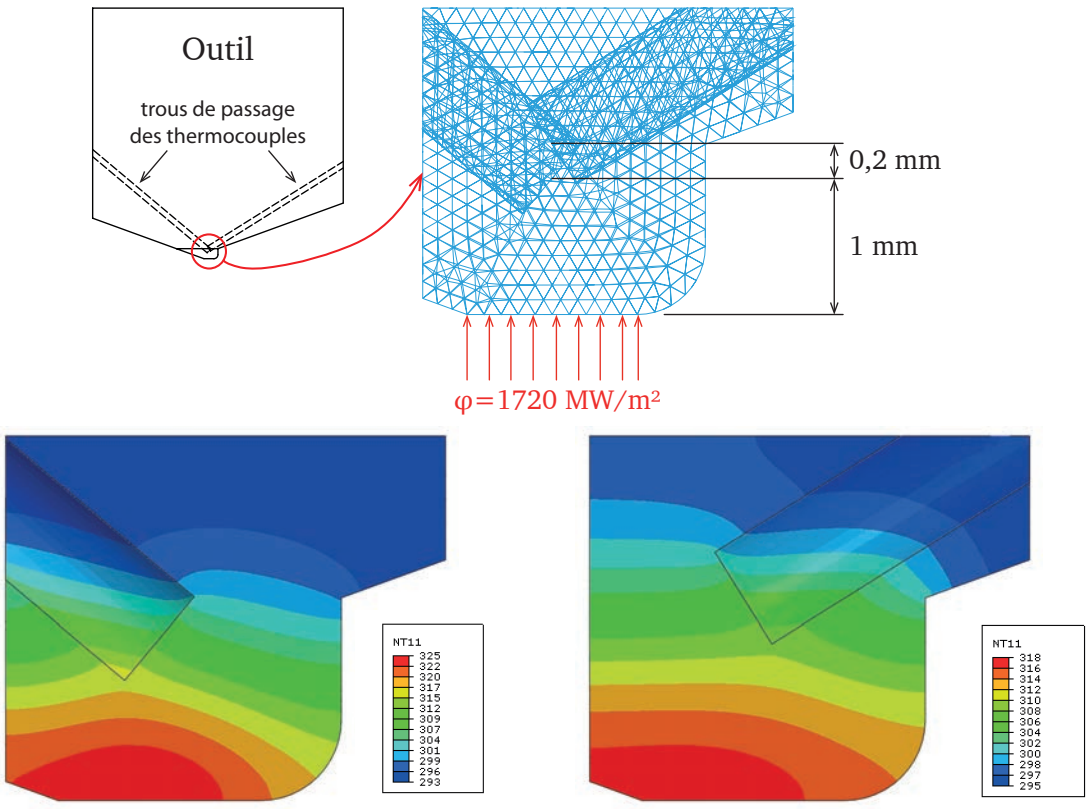


FIGURE 3.4 – Simulation numérique de la conduction de la température au sein de l'outil d'interaction pour un chargement thermique $\varphi = 1{,}72\,\mathrm{kW\,mm^{-2}}$

Un flux thermique d'une valeur $\varphi = 1{,}72\,\mathrm{kW\,mm^{-2}}$ a été appliqué sur la partie active de l'outil (représentée par les flèches rouges sur la figure 3.4) et le chargement a été maintenu pendant

une durée de temps égale à un essai à 129 m s^{-1} soit 0,85 ms pour une longueur d'interaction de 110 mm. La valeur de la densité de puissance surfacique imposée est liée à un essai (essai d'interaction AlSi-PE à température ambiante) présenté au chapitre suivant.
Le diamètre des thermocouples a été fixé par le diamètre minimal qu'il est possible d'usiner par les méthodes conventionnelles (électroérosion par enfonçage en perçage profond). Une contrainte de fabrication qui se pose avec cette configuration est l'état de surface du fond du trou qui ne peut pas être assuré. Le thermocouple mesure une température grâce à la chaleur qu'il reçoit par conduction. Un mauvais contact du thermocouple avec la matière engendre des résistances thermiques ne favorisant pas la conduction du flux et donc induisant des erreurs sur la mesure. La distance de 1 mm séparant la face active de l'outil du centre du premier trou a été choisi par rapport à la rigidité de l'outil et à la possible faisabilité en usinage. En conservant la géométrie de l'outil d'interaction, il n'a pas été envisageable de réduire cette distance. Un deuxième trou pour loger un deuxième thermocouple a été positionné à 0,2 mm du centre du premier. La valeur fournie par ce thermocouple permet alors de calculer le flux de chaleur se propageant dans l'outil durant l'interaction grâce aux relations 3.6 et 3.7 présentées à la section 3.7.0.1.
La figure 3.5 présente la température calculée au contact par le modèle numérique pour un chargement thermique en densité de puissance surfacique de $\varphi = 1720\,\mathrm{MW\,m^{-2}}$ pendant 0,85 ms.

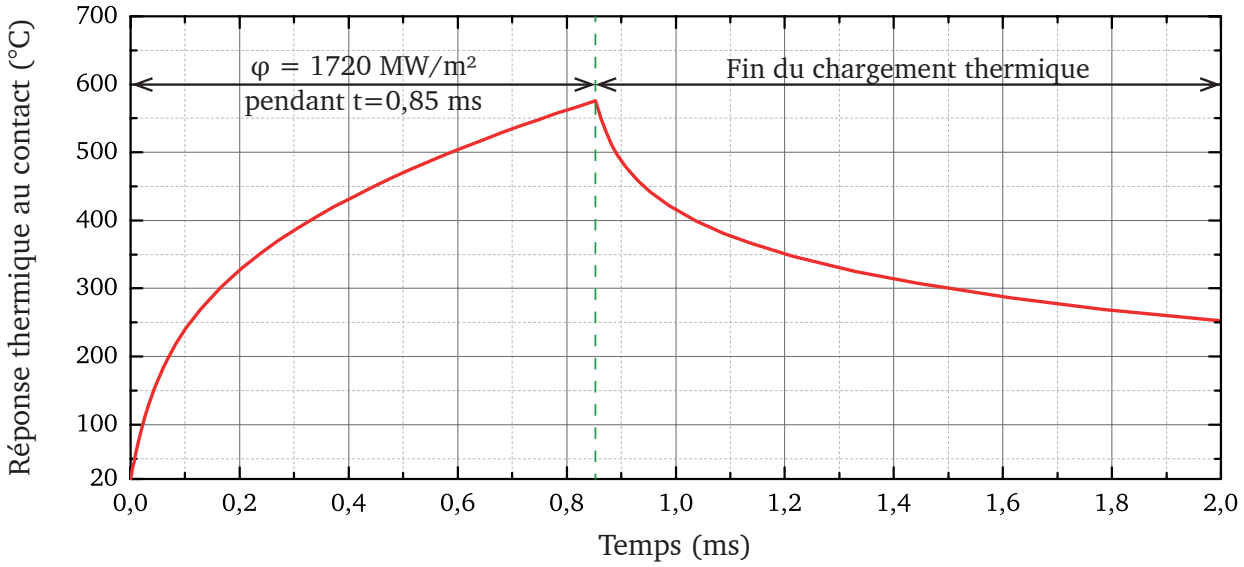


FIGURE 3.5 – Température moyenne sur la surface de l'outil pour un flux surfacique $\varphi = 1720\,\mathrm{MW\,m^{-2}}$ pendant 0,85 ms suivi d'un refroidissement libre

Le refroidissement qui suit représente la fin de l'interaction et donc l'absence de contact outil/abradabe. La température moyenne sur toute la surface de l'outil (c-à-d 6 mm^2) a atteint une valeur maximale de 575 °C à $t = 0{,}85$ ms. Le différentiel de température calculé entre les deux thermocouples (localisés respectivement à 1 mm et 1,2 mm de la surface) est présenté figure 3.6.

Cette réponse thermique est moyennée sur toute l'aire de contact de l'extrémité du thermocouple. La variation maximale de température calculée lors de la simulation est de l'ordre de 4 °C avec une température maximale mesurée au fond du trou 1 d'environ 36 °C après 70 ms et une

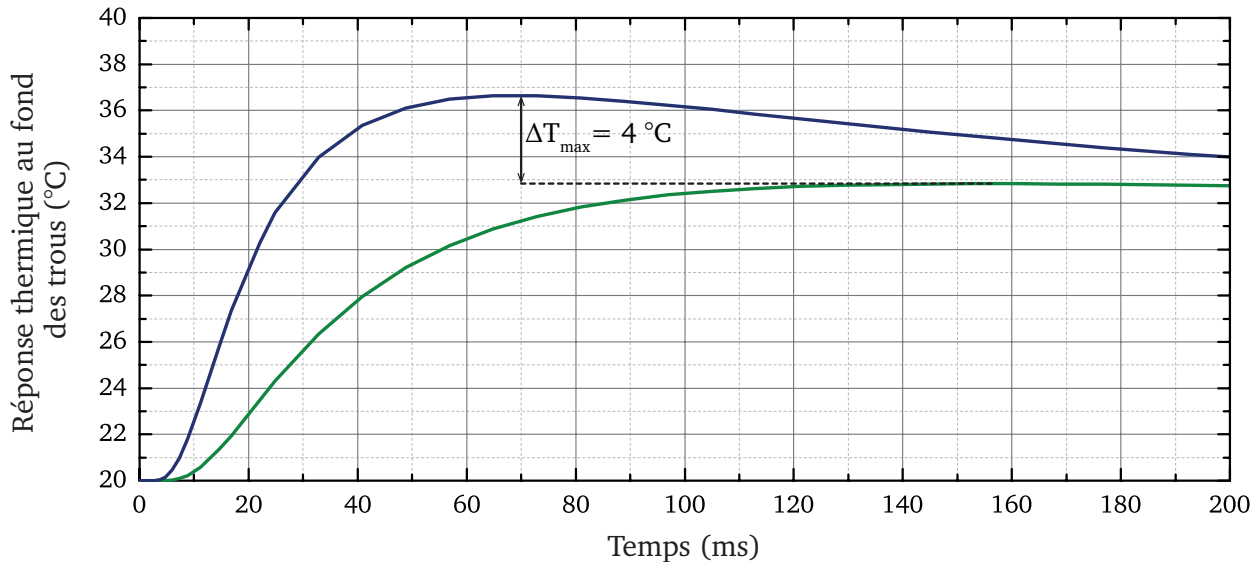


FIGURE 3.6 – Réponse thermique au fond du trou de thermocouple 1 (bleu) et 2 (vert) pour la simulation numérique avec un chargement thermique $\varphi = 1720\,\mathrm{MW\,m^{-2}}$ pendant 0,85 ms suivi d'une conduction libre jusqu'à 200 ms

température maximale au fond du trou 2 d'environ 33 °C après 140 ms. Ces températures ont été obtenues dans le cas le plus favorable (c.-à-d. dans le cas d'un contact parfait entre le fond du trou et les thermocouples, sans résistance thermique et sans défaut). Cependant, cette configuration idéale est loin d'être réalisable en pratique. Bien que la technique de détermination de la température au contact par méthode inverse à partir de la température mesurée par les thermocouples soit pertinente, la variation ΔT est trop faible et ne rend pas possible le calcul du flux traversant l'outil. En réalité, la variation ΔT peut également être bruitée et donc inexploitable par la suite. L'instrumentation de l'outil avec des thermocouples noyés a donc rapidement été abandonnée au vu des premiers résultats obtenus par la simulation numérique. Une solution, présentée à la partie suivante, a été envisagée pour permettre la mesure de la température au contact, en fabriquant un thermocouple feuille/pièce dont une des jonctions est l'outil lui même.

3.2.0.2 Outil thermocouple feuille/pièce

La deuxième solution technologique envisagée dans ces travaux de thèse pour la mesure de la température au contact est un thermocouple rectifiable appelé thermocouple feuille/pièce et dont le principe a été sommairement abordé précédemment (cf. section 3.1.1) et schématisé figure 3.7. Une feuille d'un matériau connu (modélisé C sur la figure 3.7), contenu entre deux feuilles isolantes électriquement (modélisée B) et insérée au sein d'une pièce (modélisé A) qui constituera la pièce affectée durant l'interaction. Les jonctions chaudes de ce type de thermocouple (en rouge trait continu) sont produites par déformations plastiques entre la feuille et la pièce lors du frottement outil/matière et qui induisent des élévations de température. Ces échauffements induisent alors une force électromotrice qu'il est possible de mesure et de convertir en température grâce au

coefficient de Seebeck global du thermocouple feuille/pièce utilisé. Sur ce type de technologie, et afin de garantir le bon fonctionnement de l'outil thermocouple, ce dernier est rectifié sur sa face active (face où aura lieu le frottement) afin de créer avant essai les micro-jonctions.

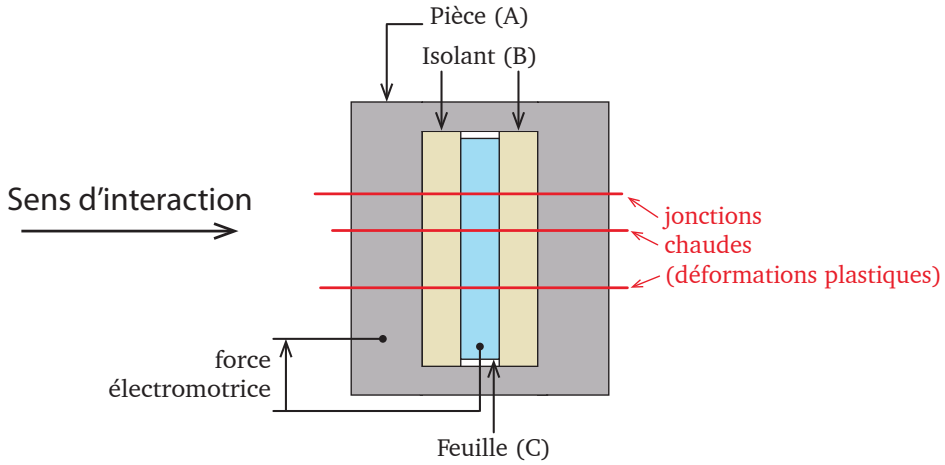


FIGURE 3.7 – Schéma de principe du thermocouple feuille/pièce utilisé dans ces travaux de thèse

Cette solution présente l'avantage de pouvoir mesurer l'évolution de la température à l'extrême surface de contact outil/abradable mais possède également des inconvénients :

— La présence d'un isolant électrique et d'une feuille dans un matériau différent de celui de l'outil de base perturbe la diffusion de la chaleur au contact : l'outil thermocouple feuille/pièce a un effet intrusif sur la mesure de température au contact.

— Tous les matériaux ne sont pas de bons candidats pour constituer l'outil thermocouple : les matériaux fragiles possédant une faible capacité à se déformer plastiquement (pour la création des jonctions chaudes) ne peuvent être retenus.

L'outil thermocouple feuille/pièce appliqué pour les essais entre un outil d'interaction en Ti6Al4V et un revêtement AlSi-PE n'a pas été testé lors de la thèse et constitue une perspective de ces travaux. La partie suivante se propose d'introduire le développement de l'outil thermocouple pour des essais sur revêtement CoNiCrAlY-hBN (*M2043*) avec un outil en Inconel 718.

3.2.0.3 Outil thermocouple en Inconel 718

La figure 3.8 présente la constitution du thermocouple feuille/pièce appliqué aux essais sur revêtement *M2043*. Une vue de détail est fournie et met en évidence les deux demi-parties de l'outil (outil et couvercle), l'isolant en mica et le deuxième matériau constituant le thermocouple feuille pièce (constantan ou molybdène).

Deux versions de ce thermocouple ont été développées et testées. La première était constituée d'une lame en constantan (d'épaisseur 10 µm) pour se rapprocher d'un thermocouple usuel de type E (Chromel-Constantan). En effet, le Chromel est constitué de nickel (environ 90 %), de chrome (environ 9 %) et d'autres éléments présents en minorité [103] et se rapproche de la com-

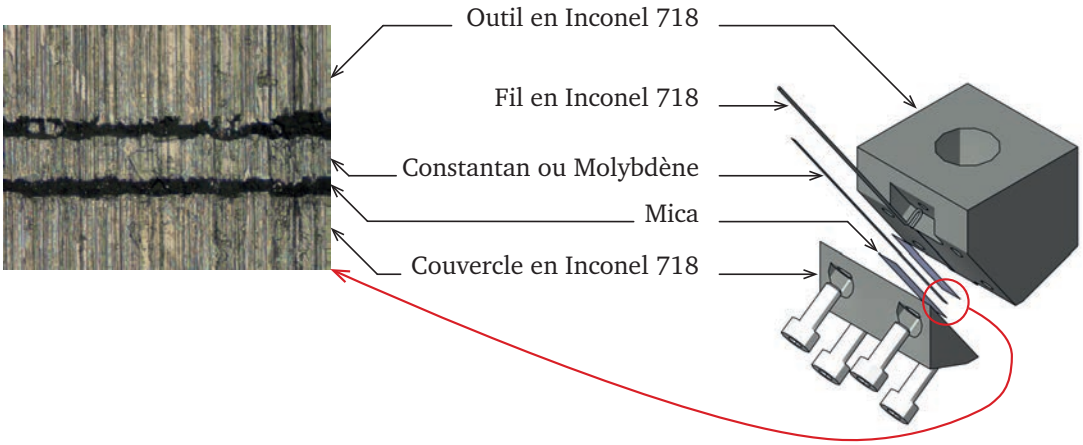


FIGURE 3.8 – Vue éclatée de l'outil thermocouple feuille/pièce en Inconel 718 (à droite) d'après [102] et vue de détail de la partie frottante de l'outil observée au microscope optique(à gauche - grossissement x50)

position de l'Inconel 718 (50 % de nickel, 17 % de chrome et d'autres éléments en addition [104]). Les propriétés thermiques de l'Inconel 718 sont également proches de celles du chromel et il est attendu une sensibilité du thermocouple Inconel 718/Constantan proche de celle d'un thermocouple usuel de type E. Dans l'optique de déterminer la sensibilité du thermocouple feuille/pièce, la partie active de l'outil a été préalablement rectifiée pour déformer plastiquement la surface fonctionnelle du thermocouple. Cette dernière a ensuite été mise en température. Un thermocouple de référence de type K positionné en contact avec la zone chauffée a permis également d'avoir une connaissance des températures locales présentes lors de la calibration. La figure 3.9 présente la réponse expérimentale du thermocouple feuille/pièce (courbe rouge, en mV) en fonction du temps. La courbe de température du thermocouple de référence est représentée en bleue. Cette dernière permet par calcul de remonter à la sensibilité du thermocouple feuille/pièce qui a été estimée à environ 8,5 $\mu V\,°C^{-1}$ soit sept fois moins que la sensibilité d'un thermocouple usuel de type E (c.-à-d. 59,6 $\mu V\,°C^{-1}$). La différence de sensibilité entre le thermocouple usuel et le thermocouple feuille/pièce est liée à la composition chimique des matériaux utilisés, mais aussi à la configuration de la jonction chaude.

Le couple Inconel 718/Constantan a été utilisé lors d'un essai mais n'a pas été convaincant. En cause, une destruction des jonctions pendant les premières microsecondes du contact qui n'ont pas été renouvelées durant la suite de l'interaction. La température de fusion du constantan est plus basse que celle du chromel (respectivement 1300 °C et 1420 °C). En supposant que la température de fusion du constantan ait été atteinte et que la mesure de la température a été biaisée, un autre essai avec un matériau à plus haut point de fusion a été utilisé en remplacement du constantan. Le molybdène a été retenu pour sa plus haute température de fusion que le constantan (respectivement de 2623 °C et 1300 °C). La figure 3.10 présente les courbes statiques expérimentales de calibration du thermocouple feuille/pièce constitué d'un outil en Inconel 718 et d'une feuille de molybdène.

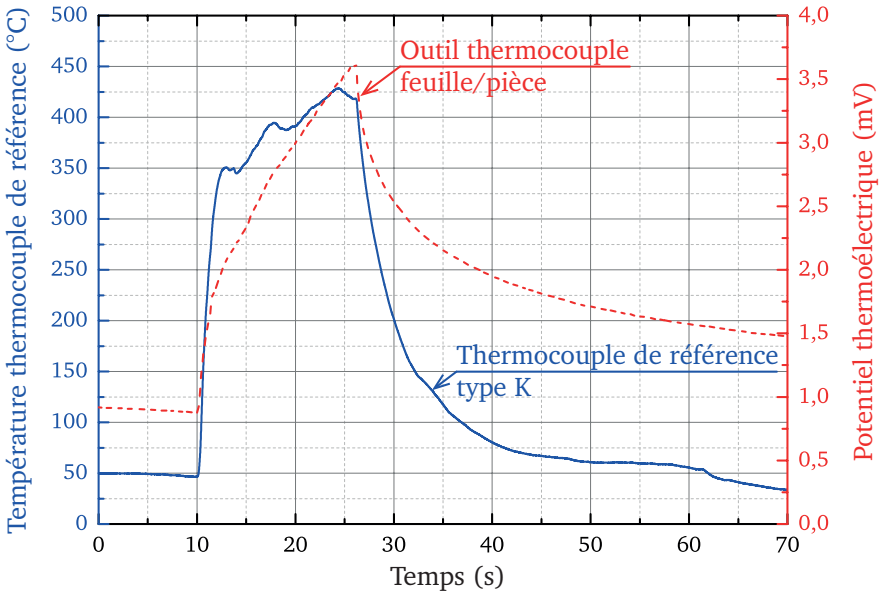


FIGURE 3.9 – Température mesurée par le thermocouple de référence (bleu) et potentiel électrique du thermocouple Contantan/Inconel 718 (pointillé) lors d'un essai de calibration statique.

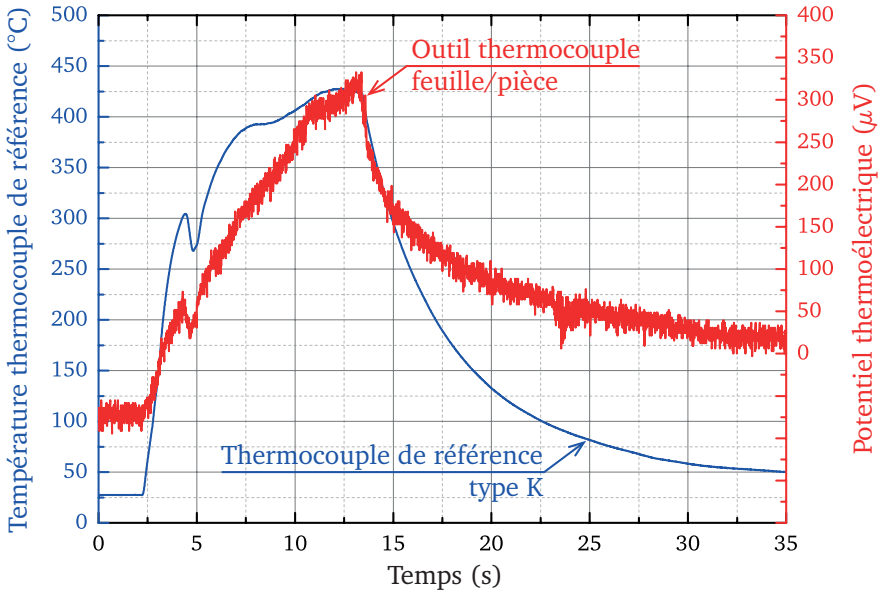


FIGURE 3.10 – Température mesurée par le thermocouple de référence (bleu) et potentiel électrique du thermocouple Molybdène/Inconel 718 (rouge) lors d'un essai de calibration statique.

La sensibilité du thermocouple Inconel 718/molybdène a été calculée à partir des valeurs expérimentales et vaut $0{,}7\,\mu V\,°C^{-1}$ soit 12 fois moins que la sensibilité du thermocouple Contantan/Inconel 718. Lors du positionnement de ce thermocouple sur un autre essai avec un revêtement CoNiCrAlY-hBN, les jonctions initialement créées ont été détruites et non renouvelées par l'interaction (tout comme l'essai avec le thermocouple Contantan/Inconel 718). A la suite de ces deux essais, il en a été déduit que l'Inconel 718 n'est pas un bon candidat pour la réalisation d'un outil thermocouple en raison de la fragilité du matériau. Cependant, la mesure des efforts

a quand même été rendue possible puisque l'outil thermocouple possède la même géométrie que l'outil d'interaction.

3.3 Mesure de la température par pyrométrie infrarouge

La connaissance de la température de surface avant l'interaction (température du revêtement abradable) et après interaction (élévation de température due à l'interaction) est une nécessité pour corréler la température avec les mécanismes d'endommagements observés. Elle permet également de fournir des paramètres d'entrée d'un modèle en vue de la confrontation des résultats expérimentaux et théoriques. Les conditions des essais sont extrêmes et ont nécessité l'installation et l'utilisation d'un moyen de mesure de la température sans contact et possédant un faible temps de réponse dans le cas d'une **cible dynamique**. Le choix s'est porté sur la technologie des pyromètres qui permet une mesure des températures de surface par méthode non intrusive. Cette technologie a été utilisée à travers de nombreuses études pour la mesure des échauffements lors d'un contact aube/abradable [22,30,32,43,56]. La pyrométrie repose sur la théorie du transfert thermique par radiation (cf. annexe A) et où le flux radiatif est converti en courant électrique au moyen de l'effet photoélectrique. Les zones de mesures sont ponctuelles et peuvent varier de quelques dixièmes de millimètres à plusieurs millimètres : il s'agit donc là d'une méthode de mesure où la température est moyennée sur une aire égale à l'aire de la zone de mesure. Cependant, la technologie de mesure par pyrométrie nécessite une connaissance de l'émissivité du revêtement qui peut évoluer au cours du contact [22] et une calibration des pyromètres avec le matériau étudié et un corps de référence appelé corps noir. La pyrométrie infrarouge repose sur la théorie du rayonnement du corps noir et de la relation de Planck qui permet de définir l'émissivité comme le rapport de la luminance du corps étudié et du corps noir. (cf. annexe A) . Le corps noir est un objet idéal théorique qui possèdent trois caractéristiques fondamentales :

1. Il absorbe toutes les radiations indépendamment de la longueur d'onde et de l'angle d'incidence ;
2. A température équivalente, le rayonnement d'un corps noir est plus grand que celui de tout autre surface ;
3. Le rayonnement d'un corps noir est isotrope.

A ce titre, il représente la référence absolue pour la mesure de température et un dispositif assimilé à un corps noir a été utilisé dans ces travaux de thèse pour la calibration des pyromètres (cf. section 3.4)

3.3.1 Gammes de mesure, bandes spectrales et temps de réponse

Deux pyromètres monochromatiques [3] ont été retenus pour réaliser des mesures de température sans contact. Le premier modèle – appelé pyromètre 740-LO dans la suite de ce manuscrit – possède une plage de mesure de température comprise entre 200 °C et 1000 °C. Sa bande spectrale de mesure est comprise entre 1,58 µm et 2,20 µm.
Le temps de réponse $\tau_{95\%}$ donné par le fabricant et considéré comme admis est égal à 6 µs. Le réglage de l'émissivité s'effectue de manière analogique de 0,1 à 1. Ce réglage est approximatif ce qui induit une incertitude sur l'émissivité estimée à 0,05. Le deuxième modèle – appelé pyromètre 840-LO – permet de mesurer des températures comprises entre 600 °C et 1600 °C. Du fait d'une plage de mesure plus haute que le 740-LO, sa bande spectrale est plus réduite et comprise entre 0,85 µm et 1,05 µm pour un temps de réponse $\tau_{95\%}$=10 µs. Le réglage de l'émissivité s'effectue de manière numérique par incrément au centième permettant une erreur sur la mesure plus faible qu'avec le réglage analogique du pyromètre 740-LO. Une synthèse des caractéristiques des deux pyromètres utilisés est présentée tableau 3.2.

740-LO	200 °C - 1000 °C	1,58 µm $\leq \lambda_{740-LO} \leq$ 2,20 µm	$\tau_{95\%}$=6 µs
840-LO	600 °C -1600 °C	0,85 µm $\leq \lambda_{840-LO} \leq$ 1,05 µm	$\tau_{95\%}$=10 µs

Tableau 3.2 – Caractéristiques des pyromètres 740-LO et 840-LO de ces travaux

3.3.2 Architecture de la chaîne de mesure et traitement du signal

3.3.2.1 Configuration des pyromètres pour l'instrumentation du banc

L'enceinte où est réalisée la mesure de température est soumise à un vide partiel, à de fortes pressions lors du tir et à d'autres contraintes sévères comme l'éjection de débris. Les boitiers des pyromètres sont donc déportés pour éloigner l'électronique fragile de la zone de mesure. Ce déport est assuré par une fibre optique monobrin de 400 µm de diamètre. Le flux radiatif infrarouge émis par le corps étudié – à une température T et possédant une émissivité ε – est collecté par la tête optique puis focalisé par une première lentille avant de passer à travers un diaphragme. L'acheminement de ce flux focalisé jusqu'au pyromètre se fait via la fibre optique. En sortie de fibre, le flux dispersé est à nouveau focalisé grâce à une deuxième lentille avant de traverser un filtre et venir impacter le détecteur. La figure 3.11 présente l'architecture de la chaîne de mesure des deux pyromètres utilisés.

3. Pyromètres monochromatiques haute vitesse série 740 et 840 - Kleiber Infrared GmbH

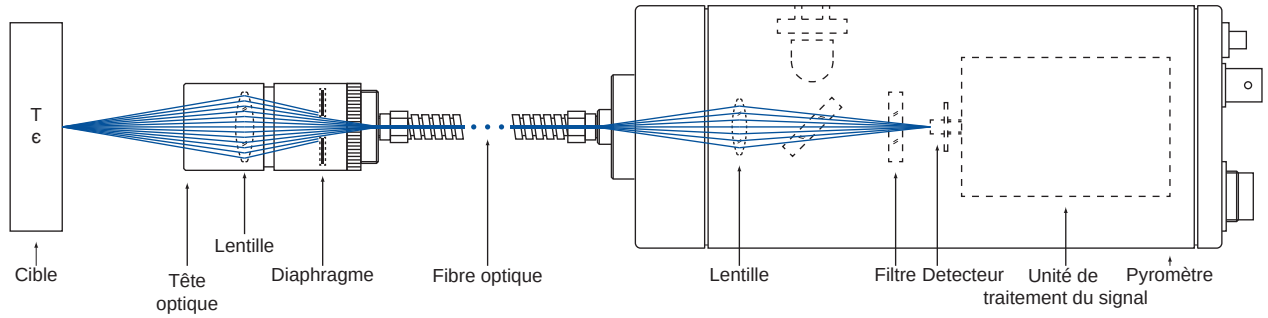


FIGURE 3.11 – Architecture de la chaîne de mesure d'un pyromètre monochromatique - d'après [105]

Une led intégrée à la chaîne optique permet également de visualiser la position et la dimension de la zone de mesure effective du pyromètre.

3.3.2.2 Conversion du signal mesuré

Le pyromètre 740-LO utilise un détecteur InGaAs (Indium Gallium Arsenide) adapté pour la mesure de température sur la plupart des métaux dans une gamme spectrale comprise entre 0,9 µm et 2,4 µm [106]. Le pyromètre 840-LO utilise un détecteur Si (silicium) qui offre l'avantage de posséder un fort coefficient d'absorption des infrarouges jusque 1 µm [106]. Il permet la mesure de températures au-delà de 550 °C sur une très grande majorité de métaux et également de verres fondus. Le principe des détecteurs utilisés – des photodiodes – repose sur la conversion du flux photonique en courant par la cellule constituée de deux matériaux semi-conducteurs. Une unité du traitement permet alors de convertir ce courant en une tension mesurable via la relation 3.1 :

$$T_{740-LO}(V) = 80 \times V + 200 \tag{3.1}$$

où T_{740-LO} correspond à la température en °C mesurée par le pyromètre et V la tension électrique délivrée par l'unité de traitement du signal en Volts. Cette dernière n'est valable que pour le pyromètre 740-LO dans la mesure où l'unité de traitement du signal ne délivre qu'une tension électrique comprise entre 0 V et 10 V. Dans le cas du pyromètre 840-LO, la conception interne plus récente de l'unité de mesure ne permet qu'une sortie en intensité (0-20 mA ou 4-20 mA). Cependant, la carte d'acquisition utilisée dans ces travaux de thèse ne mesure que des signaux analogiques qui nécessitent une conversion du signal et peut induire une erreur sur la valeur finale de la température. Une unité de conversion courant-tension a donc été installée en sortie du pyromètre. Ce boitier contient une résistance d'une valeur $R = 500\,\Omega \pm 0{,}005\,\%$ qui permet d'obtenir une précision sur la mesure inférieure au degré. La conversion tension-température pour le pyromètre 840-LO s'effectue alors grâce à la relation 3.2 :

$$T_{840-LO}(V) = 125 \times V + 350 \tag{3.2}$$

où $T_{840\text{-LO}}$ correspond à la température en °C mesurée par le pyromètre 840-LO et V la tension électrique délivrée par le boitier de conversion courant-tension en Volts.

3.3.2.3 Tête optique de mesure

Le flux radiatif émis par la surface du corps chaud est collecté par une tête optique. Cette dernière a été choisie à partir de deux critères principaux et permet de focaliser les radiations vers la fibre optique :

1. La taille du spot de mesure doit être comprise entre 1 mm et 3 mm pour réaliser une mesure macroscopique à la surface du revêtement abradable ;
2. La distance focale doit être compatible avec une intégration du pyromètre dans l'enceinte de l'essai.

Les deux têtes optiques choisies [4] possèdent une distance focale minimale de 70 mm pour un diamètre de spot de 1 mm. La distance focale maximale réglable est de 200 mm pour un diamètre de spot de 2,6 mm. La température mesurée est donc moyennée sur une aire pouvant varier de 0,79 mm² à 5,31 mm². Dans le cas des essais sur le banc expérimental présenté au chapitre suivant, le diamètre moyen de spot a été estimé à 3 mm maximum. La mesure de température, au vue de la taille des imperfections de surface du matériau, est donc une mesure macroscopique.
L'encombrement réduit de l'enceinte d'interaction a nécessité un positionnement horizontal des deux têtes optiques. Un renvoi d'angle à 90° équipé d'un miroir optique a permis de collecter le flux radiatif en provenance de la surface à mesurer pour le diriger vers la lentille focalisatrice de la tête optique. Les miroirs [5] choisis sont revêtus d'argent et possèdent une réflectance – c'est à dire un facteur de réflexion R – supérieure à 95 % sur la gamme de mesure spectrale des pyromètres. La figure 3.12 présente l'évolution de la réflectance en fonction de la longueur d'onde du rayonnement. Un intérêt particulier est porté à la gamme spectrale effective étendue λ_{740-LO} et λ_{840-LO} des pyromètres. La réflectance moyenne dans cette zone vaut 97 % pour une variation inférieure à 2 %.

La déportation de l'unité de mesure par rapport à la tête optique qui collecte le flux radiatif a nécessité un dispositif adapté pour assurer une continuité optique entre la fibre dans l'enceinte d'interaction et la fibre à l'extérieur de cette enceinte. Une solution technologique largement répandue consiste à utiliser un coupleur étanche appelé aussi passe cloison fibré. Ce dispositif permet de coupler deux fibres optiques entre elles tout en limitant l'atténuation du flux radiatif due aux changements de milieux optiques aux interfaces. Le passe cloison choisi [6] possède une atténuation variable sur la gamme spectrale de mesure. Cette atténuation vaut 0,4 dB m^{-1} à 1,58 µm et atteint 0,6 dB m^{-1} à 2,2 µm. Les mesures de la température de surface des éprouvettes de revêtement abradable AlSi-PE ont été réalisées avec le pyromètre 740-LO et le passe cloison. Ce

4. Têtes optiques pour fibre optique de 400 µm référence *LVO 25-S5*.
5. Miroir plan avec revêtement métallique argent Thorlabs ref. ME2-P01
6. Passe cloison étanche pour l'ultravide - diamètre de fibre de 400 µm VIS/NIR

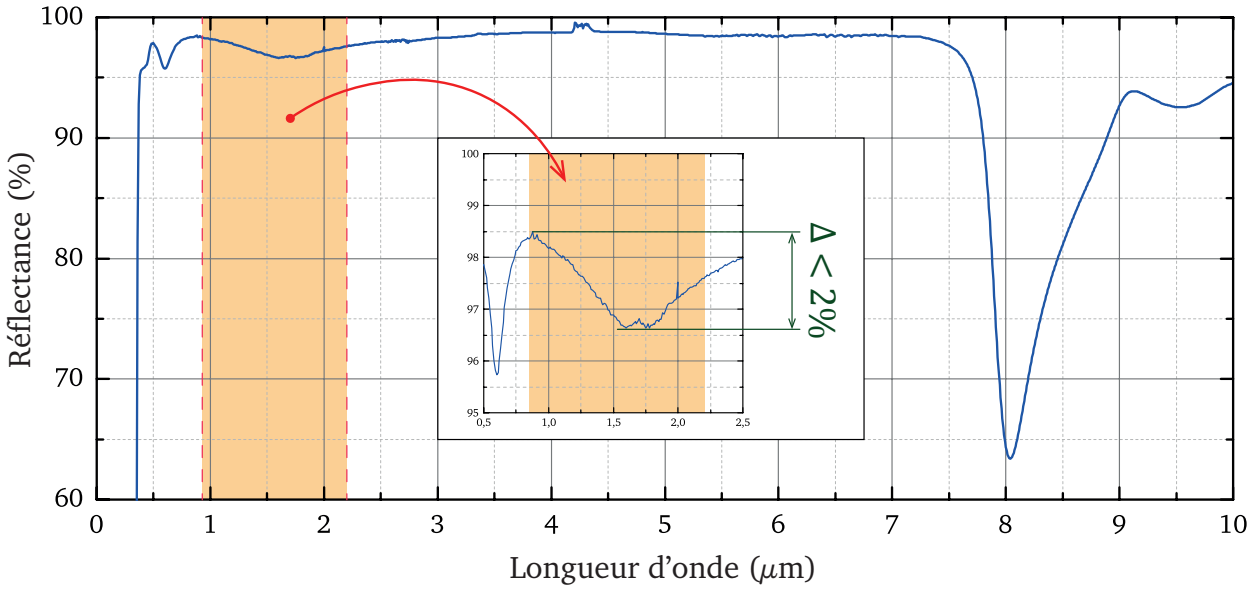


FIGURE 3.12 – Réflectance (en %) du miroir revêtu argent utilisé en fonction de la longueur d'onde. La gamme spectrale effective étendue des pyromètres (zone orange) présente une variation de la réflectance inférieure à 2 %

dernier n'est pas identique à celui utilisé chez le fabricant pour la calibration du pyromètre et a nécessité sa propre calibration au laboratoire en fonction de la chaîne optique utilisée. Une solution alternative au coupleur, plus performante, a été trouvée et retenue par la suite. Les essais sur le revêtement du CoHP ont donc été réalisés avec une fibre unique noyée dans une résine sur une bride spécifique. L'avantage de cette solution est la continuité de la fibre qui n'impute pas une atténuation du flux radiatif.

La chaîne optique du pyromètre est donc constituée de plusieurs éléments comme la tête optique avec un renvoi d'angle, une ou deux fibres et éventuellement un coupleur. Ces éléments altèrent inévitablement le signal mesuré et nécessitent donc d'être pris en compte pendant les phases de calibration. La partie suivante traite de cet aspect.

3.4 Calibration des pyromètres avec un corps noir de référence

Les pyromètres font partie de la catégorie des appareils de mesure qui nécessitent d'être calibrés. La calibration a été réalisée en usine chez le fabricant avec avec une seule fibre pour le modèle 840-LO et avec deux fibres et le passe cloison pour le modèle 740-LO. Une vérification de la bonne calibration des pyromètres a été effectuée dans un laboratoire [7] disposant d'un corps noir. Ces calibrations ont été réalisées pour plusieurs configurations de chaîne optique et pour les

7. LEMTA - Laboratoire d'Énergétique et de Mécanique Théorique et Appliquée - UMR 7563 - Université de Lorraine.

deux pyromètres utilisés pendant ces travaux de thèse.

Le corps noir utilisé[8] a permis de calibrer les pyromètres sur la plage de température 200 °C - 1000 °C pour le pyromètre *740-LO* et 600 °C - 1000 °C pour le pyromètre *840-LO*. Dans le cas du corps noir utilisé, l'émissivité $\varepsilon_{M330-EU}$ est donnée à l'unité sur la gamme spectrale [0,65 µm-1,8 µm]. Cette émissivité sera également considérée égale à 1 sur une gamme spectrale plus étendue jusqu'à 2,2 µm. La figure 3.13 présente la configuration expérimentale de calibration utilisée. Chaque pyromètre a été calibré avec sa propre chaîne de mesure optique. Cette chaîne se compose du renvoi d'angle, de la tête optique et de la fibre monobrin de 400 µm. Dans le cas du pyromètre *740-LO*, une configuration supplémentaire avec le passe cloison a été également calibrée. Pour chaque mesure, le corps noir a été réglé à une température de consigne T_{bb} et stabilisé pendant cinq minutes. La mesure a ensuite été réalisée avec les deux pyromètres en prenant soin de garder une distance focale sensiblement constante entre la tête optique et le fond de la cavité du corps noir lors de chaque mesure. De ce fait, le diamètre de la zone de mesure des pyromètres a été estimé constant et égal à 5 mm.

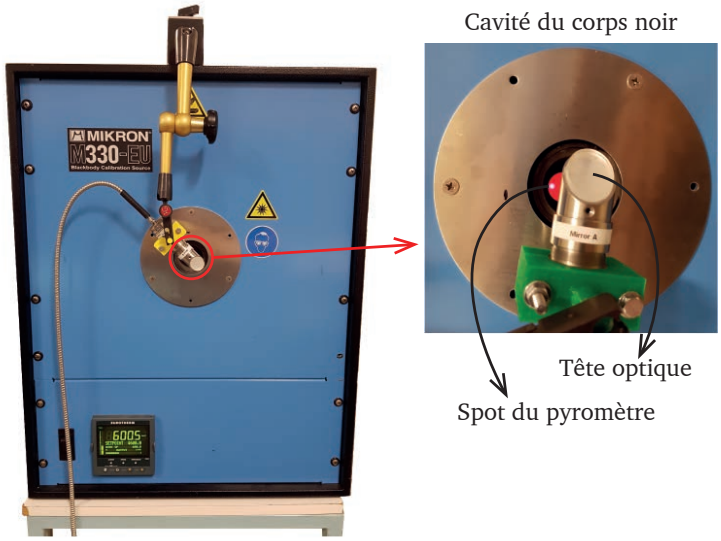


FIGURE 3.13 – Montage expérimental pour la calibration des pyromètres avec le corps noir M330-EU. La zone de mesure est visible en fond de cavité

La figure 3.14 présente la réponse des pyromètres en fonction de la température du corps noir. Le pyromètre *840-LO* possède une courbe de réponse linéaire sans déviation notable des valeurs mesurées par rapport à celle du corps noir. A 1000 °C, l'erreur obtenue sur la mesure est de 0,6 %.

8. Corps noir industriel M330-EU Mikron 300 °C-1600 °C

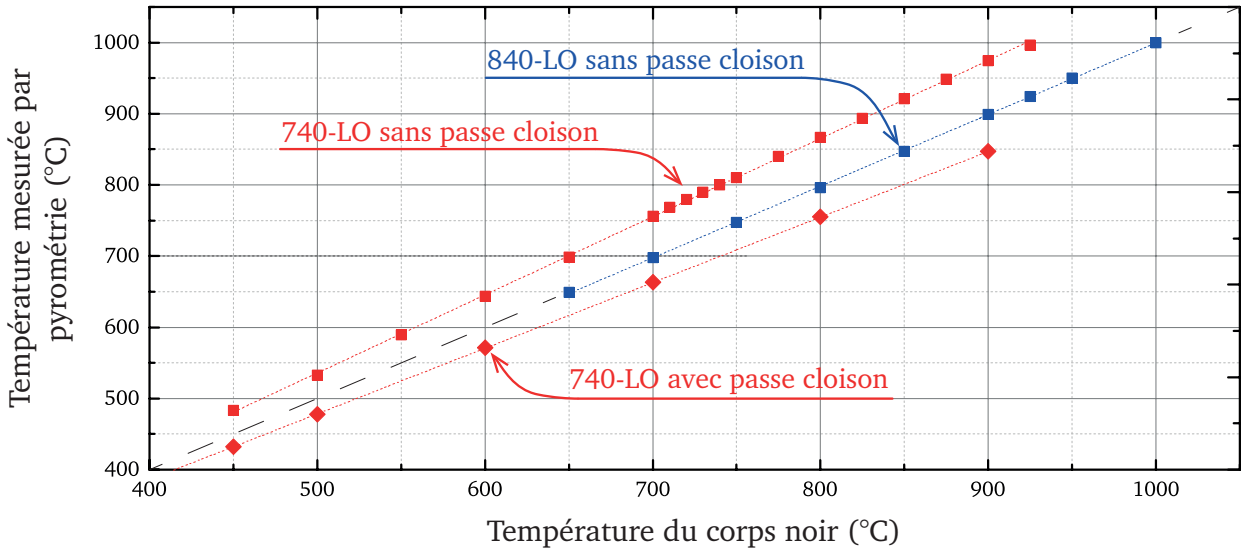


FIGURE 3.14 – Réponse en température du pyromètre 740-LO (avec et sans passe cloison) et 840-LO (sans passe cloison) pour plusieurs températures du corps noir

Le pyromètre 740-LO présente également une réponse linéaire mais montre une grande disparité des valeurs mesurées par rapport à aux températures de référence du corps noir dans sa configuration avec et sans passe cloison. Avec le passe cloison l'erreur à 800 °C a été déterminée à 6 %. Cette erreur atteint plus de 8 % lors de l'utilisation d'une seule fibre sans le passe cloison. L'atténuation du passe cloison a nécessité, en usine, une augmentation du gain interne pour compenser la perte de signal ce induit une surestimation de la température en l'absence du coupleur. L'utilisation d'un passe cloison différent de celui utilisé lors de la calibration chez le fabricant induit une sous-estimation de la température comprise entre 13 °C et 53 °C. A l'inverse, l'absence du passe cloison impute une surestimation des températures mesurées de 31 °C à plus de 90 °C. Les caractérisations thermiques réalisées avec les deux pyromètres et le corps noir permettent d'estimer l'erreur de mesure et de la compenser lors des mesures. Cette erreur prend en compte la chaîne optique de mesure (dont l'atténuation du passe cloison lorsque celui-ci est utilisé, la réflectance du miroir ou encore l'atténuation du flux radiatif dans la fibre et aux interfaces de couplage). Au vu des deux courbes réponses du pyromètre 740-LO et des constatations faites précédemment, l'émissivité réglée sur le pyromètre ne correspond donc pas à la valeur d'émissivité réelle du matériau. La section 3.5.2.2 traite de cet aspect.

3.5 Détermination de l'émissivité

L'émissivité ε d'un matériau correspond au rapport entre la luminance du corps réel et celle d'un corps noir à la même température (cf. relation A.7) [107]. Il s'agit d'une grandeur dépendant essentiellement de l'état de surface, de la longueur d'onde et de la température. Dans certaines applications, une peinture noire dont l'émissivité est proche de 1 peut être utilisée. Cependant,

l'état de surface est altéré et ne permet pas d'atteindre de hautes températures. Dans ce cas, plusieurs méthodes permettent de déterminer l'émissivité d'un matériau.

3.5.1 Méthode métrologique avec un corps noir de référence

3.5.1.1 Dispositif de mesure de l'émissivité

Deux principales méthodes métrologiques de détermination de l'émissivité existent. La première repose sur la mesure du flux radiatif émis par l'échantillon qui est comparée à celui d'un corps noir à la même température [107]. L'échantillon d'émissivité inconnue est positionné sur un système d'inclinaison permettant de faire varier si besoin l'angle d'incidence. Un détecteur reçoit alors le flux radiatif grâce à un miroir dichroïque (miroir qui réfléchit les rayons dans une certaine gamme spectrale et qui laisse passer toutes les autres longueurs d'ondes) et convertit ce flux en courant. Le flux radiatif du corps noir est également mesuré puis comparé à celui de l'échantillon pour finalement donner l'émissivité.
La seconde méthode, ayant permis la mesure des émissivités du revêtement AlSi-PE et CoNiCrAlY-hBN (matériaux caractérisés pendant ces travaux de thèse) repose sur la mesure de la luminance de l'échantillon. Le dispositif expérimental comprend un spectromètre à transformée de Fourier (FTIR [9]) couplé à une sphère intégrante [10] et un photodétecteur [11].
L'échantillon à caractériser est positionné devant l'ouverture de la sphère intégrante. Le faisceau en provenance de l'échantillon est intégré et homogénéisé dans la sphère intégrante avant d'être dirigé vers un spectromètre FTIR. Cet appareil permet de mesurer l'énergie reçue par l'échantillon pour ensuite déterminer la luminance du corps étudié. Le même principe est utilisé mais avec le corps noir. L'émissivité est alors calculée sur toute la bande spectrale choisie en déterminant le rapport de la luminance du corps et celle du corps noir.

3.5.1.2 Résultats obtenus sur le revêtement AlSi-PE

La caractérisation de l'émissivité du matériau AlSi-PE s'est faite sur un échantillon de dimensions 20 mm × 20 mm possédant deux états de surfaces différents (cf. figure 3.15).

L'un a été obtenu par usinage [12] sur machine à commande numérique et l'autre a été obtenu par découpe au fil diamanté [13]. Seul le pyromètre 740-LO a été utilisé pour les essais sur revêtement AlSi-PE du fait d'une gamme se mesure compatible avec les températures attendues. De ce fat, les mesures d'émissivité ont été effectuées à température ambiante uniquement sur la gamme

9. Spectromètre IRTF VERTEX 80/80v.
10. Sphère d'intégration GigaHertz Optiks revêtue or référence UPG-150-ART.
11. Photodétecteur amplifié en tellurure de mercure-cadmium HgCdTe (MCT) 1,5 µm-20 µm et couplé à un photodétecteur InGaS pour le proche infrarouge 0,8 µm-2,6 µm.
12. Fréquence de rotation de la broche $\omega = 1273\,\mathrm{tr\,min^{-1}}$; vitesse de coupe $V_c = 48\,\mathrm{m\,min^{-1}}$; fraise carbure 4 dents diamètre 12 mm ; prise de passe = 0,3 mm
13. Fil diamanté de diamètre 0,3 mm avec effort de coupe négligeable (dispositif de préparation d'échantillons métallographiques)

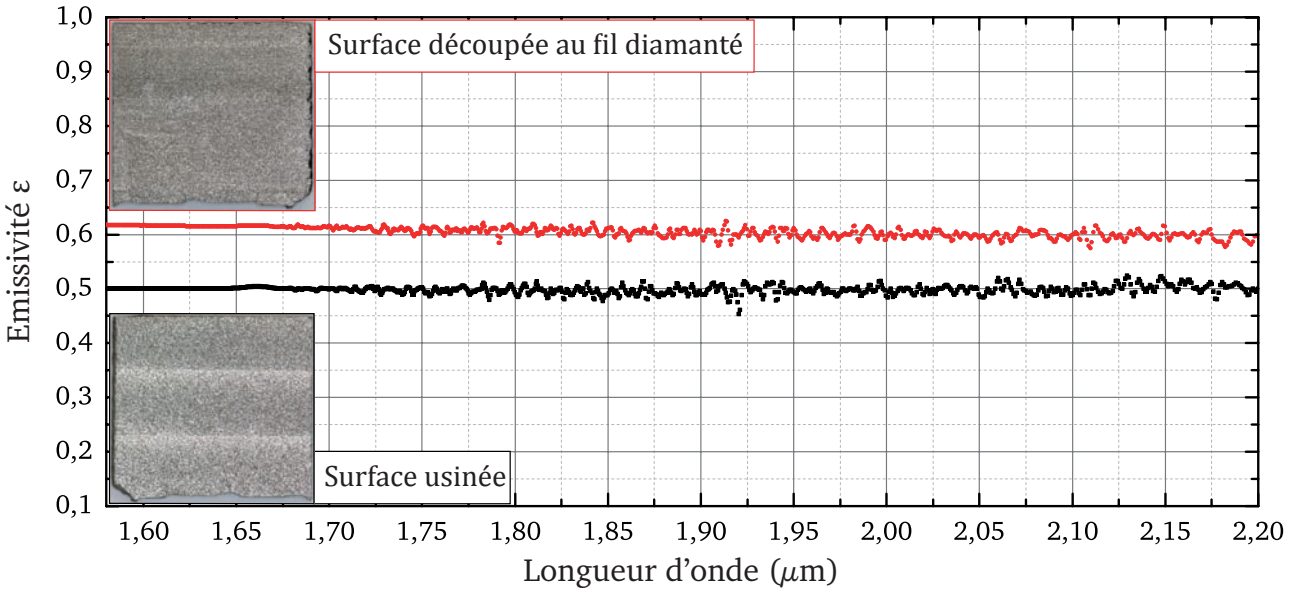


FIGURE 3.15 – Évolution de l'émissivité monochromatique $\varepsilon_{AlSi-PE}$ de deux échantillons de revêtement AlSi-PE à température ambiante en fonction de la longueur d'onde sur la gamme spectrale $[1{,}58\,\mu\text{m} - 2{,}20\,\mu\text{m}]$

spectrale $\lambda_{740} = [1{,}58\,\mu\text{m} - 2{,}2\,\mu\text{m}]$. L'évolution de l'émissivité mesurée par la méthode métrologique de l'AlSi-PE sur la surface usinée – $\varepsilon^{\text{Mu}}_{\text{AlSi-PE}}$ – et la surface découpée au fil diamanté – $\varepsilon^{\text{Md}}_{\text{AlSi-PE}}$ – en fonction de la longueur d'onde est présentée figure 3.15. Lorsqu'elles sont soumises à une lumière diffuse, la brillance de la surface usinée apparaît plus importante que la surface obtenue par découpe au fil diamanté. Les rugosités différentes sont responsables d'une émissivité différente $\varepsilon^{\text{Mu}}_{AlSi-PE} < \varepsilon^{\text{Md}}_{\text{AlSi-PE}}$. Le procédé de préparation des échantillons d'AlSi-PE influe donc de manière non négligeable sur l'émissivité.

3.5.1.3 Résultats obtenus sur le revêtement CoNiCrAlY-hBN

Deux échantillons de revêtement CoNiCrAlY-hBN ont également été caractérisés pour déterminer leur émissivité (cf. figure 3.16). Les deux gammes spectrales d'intérêt retenues sont $\lambda_{740-LO} = [1{,}58\,\mu\text{m} - 2{,}20\,\mu\text{m}]$ et $\lambda_{840-LO} = [0{,}85\,\mu\text{m} - 1{,}05\,\mu\text{m}]$. Les résultats sont présentés figure 3.16. Visuellement, le matériau CoNiCrAlY-hBN apparaît plus sombre que l'AlSi-PE ce qui se traduit par une absorption des photons plus importante que pour les matériaux brillants. Physiquement, il est attendu une émissivité plus haute – plutôt proche de 1 que de 0,1 – pour ce second matériau. Sur la gamme spectrale λ_{840-LO} l'émissivité moyenne $\varepsilon^{M-1}_{M2043}$ à température ambiante vaut $\varepsilon^{M-1}_{M2043} = 0,8$ dans le cas des deux échantillons. Dans la gamme spectrale λ_{740} qui est plus étendue, l'émissivité présente des variations comprises entre 0,68 et 0,76. L'émissivité moyenne sur cette gamme vaut $\varepsilon^{M-2}_{M2043} = 0,73$ pour les deux échantillons.

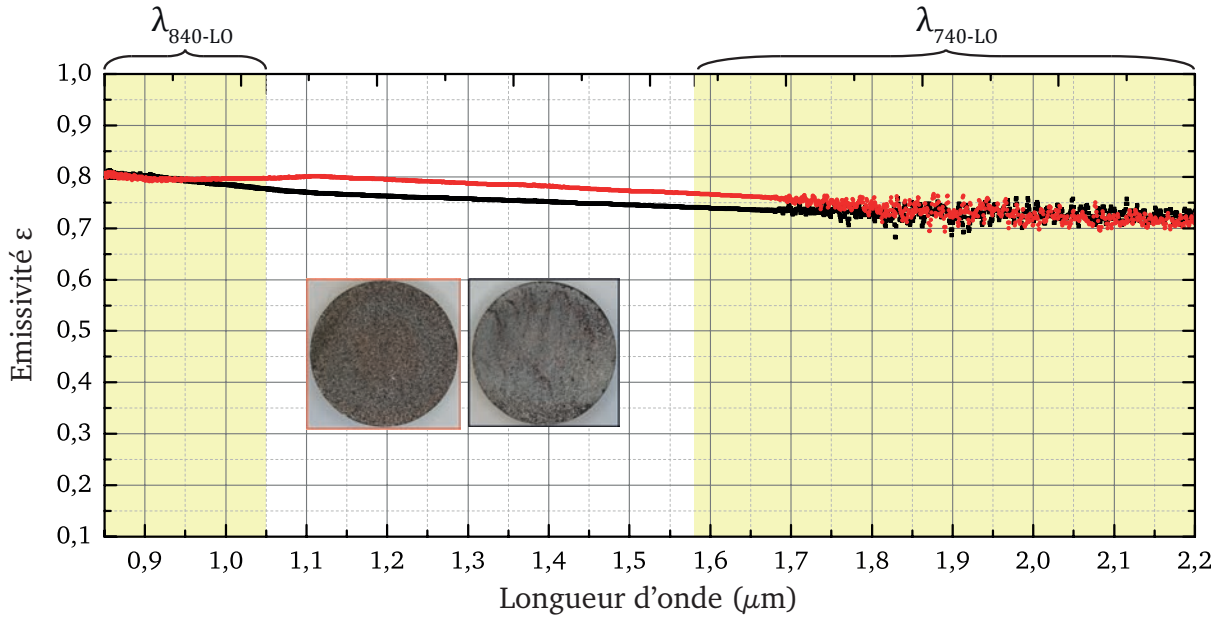


FIGURE 3.16 – Évolution de l'émissivité monochromatique ε_{M2043} de deux échantillons de revêtement CoNiCrAlY-hBN à température ambiante en fonction de la longueur d'onde sur la gamme spectrale étendue [0,85 µm − 2,20 µm]

3.5.1.4 Synthèse

La méthode métrologique utilisée pour la détermination de l'émissivité des matériaux de la thèse correspond à la définition directe de l'émissivité d'un corps. L'utilisation de deux pyromètres avec des gammes spectrales réduites différentes a nécessité une détermination fine de l'émissivité dans ces zones. Les valeurs obtenues $\varepsilon^{M-u}_{AlSi-PE}$ et $\varepsilon^{M-d}_{AlSi-PE}$ ne sont valables que pour un état de surface spécifique. Il en est de même pour les valeurs d'émissivité du revêtement abradable *M2043* $\varepsilon^{M-1}_{M2043}$ et $\varepsilon^{M-2}_{M2043}$.
Cependant, dans le cas des émissivités déterminées sur la bande spectrale ε_{740-LO}, ces dernières ne peuvent être utilisées directement sur le pyromètre 740-LO (cf. Partie 3.4). De plus, les essais d'interactions de ces travaux de thèse altèrent inévitablement la surface des revêtements abradables et donc influent sur la valeur de l'émissivité. Une méthode représentative de détermination de l'émissivité apparente a dès lors été mise au point et appliquée dans la section suivante. Cette méthode offre l'avantage de pouvoir mesurer l'émissivité apparente de différents types de revêtement (affectés par l'interaction ou non) sur une large gamme de température – de 200 °C à 800 °C – et pour différents états de surface.

3.5.2 Détermination de l'émissivité apparente pour un corps à T > T_{amb}

L'émissivité apparente ε^{app} est une grandeur définie dans ces travaux de thèse comme étant l'émissivité obtenue par mesure expérimentale non métrologique. Elle est déterminée pour un état de surface considéré comme homogène. La température d'atmosphère, la température de l'appareil de mesure et la température de fond sont considérés comme négligeables (cf. figure

3.17). L'absorptivité du milieu environnant la mesure, les réflexions produites à la surface de l'échantillon et l'atténuation du signal à travers la chaîne optique de mesure sont pris en compte dans cette valeur apparente et la direction du flux radiatif est normale à la surface de mesure.

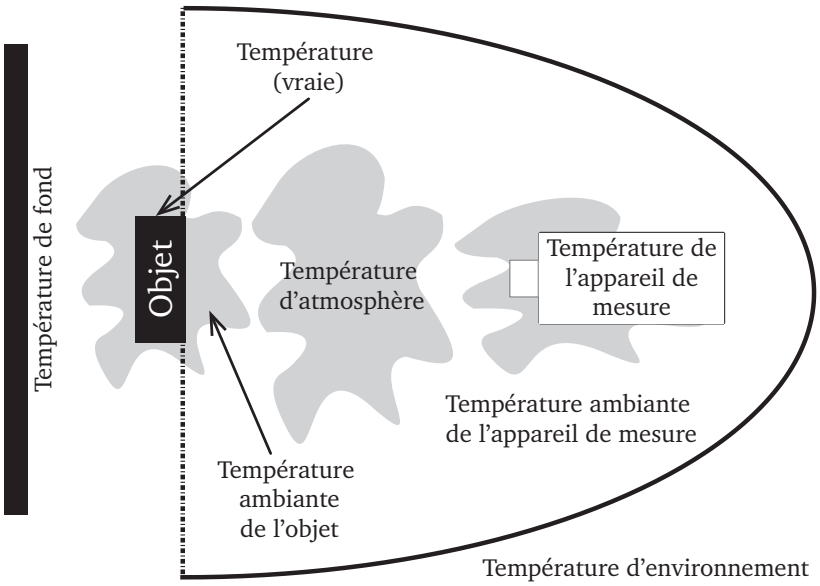


FIGURE 3.17 – Influence de de l'environnement sur la mesure par pyrométrie [108]

La méthode se base sur une comparaison de la température mesurée par le pyromètre par rapport à une température de référence mesurée par un thermocouple type K ou S étalonné et positionné suffisamment proche de la région de mesure. La valeur de ce thermocouple est considérée comme la température de l'objet avec une température ambiante d'objet et un rayonnement de cette atmosphère négligeable. L'émissivité est alors réglée par itérations successives pour que la valeur mesurée par le pyromètre corresponde à celle mesurée par le thermocouple.

3.5.2.1 Dispositifs expérimentaux et configuration des mesures

Configuration avec four tubulaire Elle consiste à mettre en température l'échantillon dans une enceinte isotherme – un four tubulaire dans le présent cas – et à mesurer la température au voisinage de la surface où la mesure doit s'effectuer. Pour limiter les variations de température dues à l'angle d'incidence du flux radiatif, la surface de l'échantillon est normale à la direction de ce dernier durant toutes les mesures (cf. figure 3.18). La température de l'échantillon – assimilée à la température de référence – est considérée comme égale à la température mesurée par le thermocouple après un temps d'homogénéisation de 20 minutes. L'émissivité du pyromètre est alors ajustée pour que la température mesurée par le pyromètre soit en accord avec la température mesurée par le thermocouple.

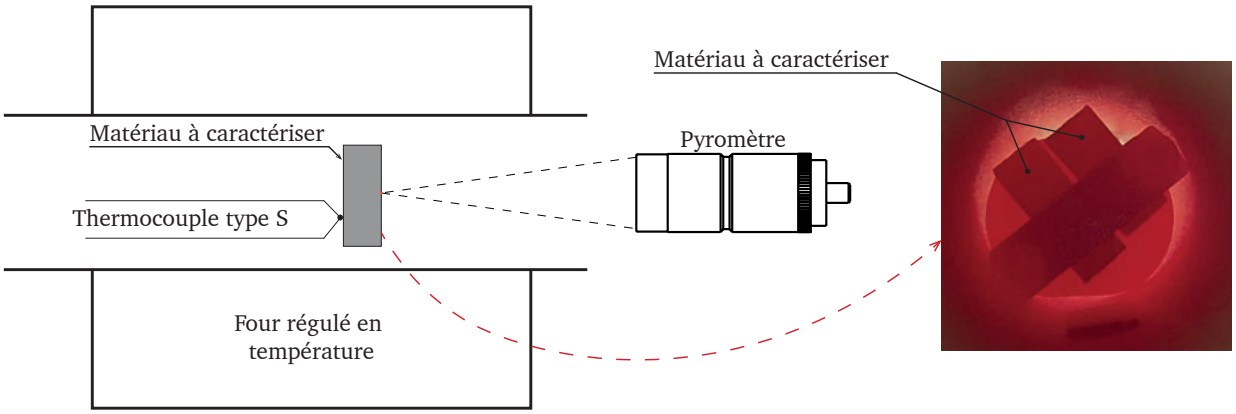


FIGURE 3.18 – Première configuration de mesure de l'émissivité apparente ε^{app} grâce à un échantillon mis en température dans un four tubulaire. La température de surface de référence est mesurée par un thermocouple calibré

Cette configuration est cependant délicate à mettre en œuvre lorsque le matériau possède un fort coefficient de réflexion : des réflexions lumineuses plus énergétiques amplifiées par le tube en alumine du four biaisent la mesure. De plus, un gradient thermique non homogène dans l'enceinte du four tubulaire peut mener à une mesure erronée de la température : le faisceau optique mesure alors la température de l'atmosphère située entre la tête optique et l'échantillon. Il est donc important que l'échantillon soit placé dans la zone où le gradient thermique est homogène et maximal (dans le cas d'une enceinte thermique non confinée).

Configuration de mise en température représentative Cette configuration consiste à mettre en température le revêtent abradable avec la technologie de la cartouche chauffante à pression atmosphérique (cf. figure 3.19). L'éprouvette, revêtue du matériau dont l'émissivité est inconnue, repose sur une céramique pour limiter les pertes thermiques par conduction et ainsi augmenter la température maximale atteignable en surface de revêtement.

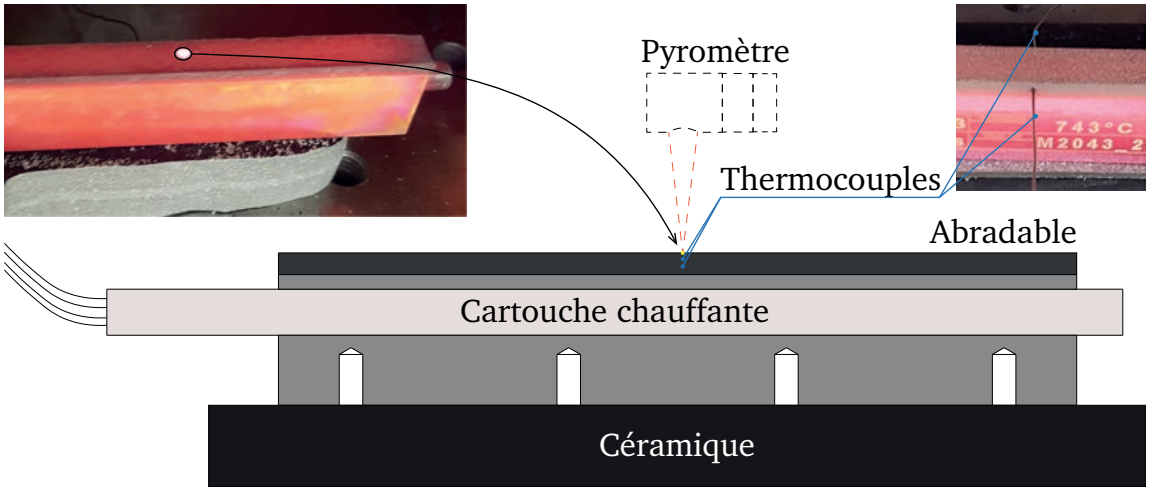


FIGURE 3.19 – Seconde configuration pour la détermination de l'émissivité. L'échantillon et son éprouvette sont mis en température par le système de la cartouche chauffante et les températures sont mesurées dans l'épaisseur par des thermocouples

La détermination de la température de surface de référence ne peut se faire de manière directe : le positionnement d'un thermocouple en contact avec la surface engendre des résistances thermiques provoquant des erreurs sur la mesure. L'utilisation d'une pâte thermique à haute valeur de conductivité peut être utilisée pour réduire l'erreur de mesure mais limite la température de surface maximale de l'éprouvette à 250 °C. Afin de garantir un transfert thermique plus performant, le thermocouple est noyé dans l'épaisseur du revêtement mais non sans conséquences sur la mesure de température et son intrusivité (cf. partie 3.7)
Les deux moyens de mise en température présentés précédemment sont complémentaires et ont permis de déterminer l'émissivité apparente du revêtement AlSi-PE et CoNiCrAlY-hBN pour une large gamme de température, dont les résultats sont fournis à la section suivante.

3.5.2.2 Résultats obtenus sur le revêtement AlSi-PE

La méthode de mise en température par la cartouche chauffante a été utilisée pour la caractérisation de l'émissivité apparente moyenne de l'AlSi-PE. L'émissivité apparente moyenne $\varepsilon^{\text{app}}_{\text{AlSi-PE}}$ obtenue sur la gamme de température $[200\,°\text{C} - 300\,°\text{C}]$ dans le cas d'une chaîne optique constituée de deux fibres couplées par le passe cloison vaut $\varepsilon^{\text{app}}_{\text{AlSi-PE}} = 0,4$ pour une erreur maximale commise par rapport à la valeur de référence de 3 %. Cette valeur de référence a été mesurée par un thermocouple en contact avec la surface par le biais d'une pâte thermique. Il est rappelé que le réglage de l'émissivité du 740-LO est analogique et ne permet pas un réglage fin d'où le réglage d'une valeur approchée. La figure 3.20 présente les résultats expérimentaux obtenus entre la réponse thermique de référence et la réponse du pyromètre pour différentes températures.
Sans le passe cloison et avec une seule fibre, l'émissivité apparente vaut 1. Cette deuxième valeur plus haute s'explique par le gain plus élevé du signal qui n'est pas atténué par les changements de milieux optiques régnant au sein du passe cloison.

3.5.2.3 Résultats obtenus sur le revêtement CoNiCrAlY-hBN

Ces mesures ont été réalisées avec la configuration du four tubulaire et également de la cartouche chauffante pour atteindre des températures de surface proches de 900 °C. Les résultats obtenus par les deux moyens de mise en température sont sensiblement identiques. Deux échantillons présentant respectivement une surface vierge et une surface affectée par l'interaction ont été caractérisés par les deux pyromètres entre 800 °C et 900 °C pour la gamme spectrale λ_{740-LO} et λ_{840-LO}. L'aspect visuel des deux surfaces est présenté figure 3.21. Elles proviennent de deux éprouvettes utilisées pendant ces travaux de thèse. L'éprouvette affectée par l'interaction (dépôt en provenance de l'outil d'interaction, cf. chapitre 4) l'a été après un essai en température à 500 °C et 125 $\text{m}\,\text{s}^{-1}$. Lors de phases de mesure de la température avec les pyromètres, l'atmosphère – de l'air – a provoqué une oxydation à haute température du revêtement (et plus particulièrement de la zone affectée par l'outil au milieu de la piste abradable). Les valeurs d'émissivité obtenues l'ont été sur un revêtement en conditions statiques et qui diffèrent donc des conditions réelles pendant

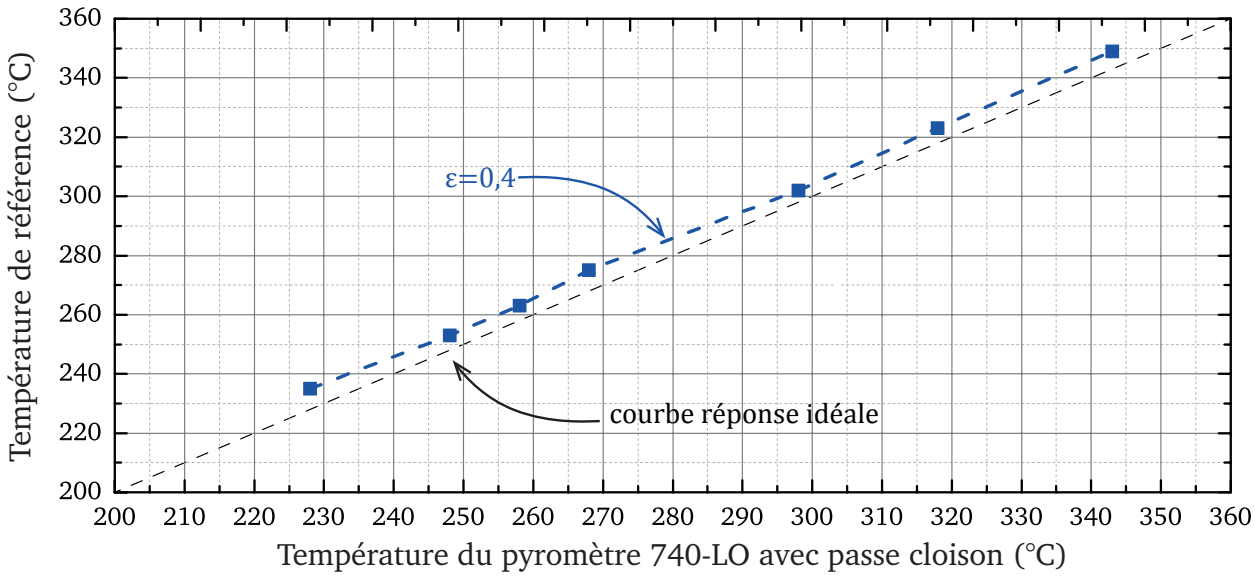


FIGURE 3.20 – Température de surface d'une éprouvette d'AlSi-PE mesurée par pyrométrie (740-LO) en fonction de la température de référence de surface pour $\varepsilon^{app}_{\text{AlSi-PE}} = 0,4$

l'essai (brillance du matériau juste après l'interaction par exemple). Cependant, ces valeurs sont les seules qu'il a été possible d'obtenir dans une configuration la plus représentative des essais sur le banc expérimental (c.-à-d. avec une surface de revêtement affectée par l'outil).
L'émissivité moyenne estimée expérimentalement pour le pyromètre 740-LO sur l'éprouvette avant essai est de $\varepsilon = 1$ en tenant compte d'une température de référence fournie par un thermocouple à 1 mm sous la surface du revêtement où est effectué la mesure.
L'émissivité moyenne estimée pour le pyromètre 840-LO sur l'éprouvette après essai (c.-à-d. affectée par l'outil d'interaction) est de $\varepsilon = 0,6$. La valeur de ε sur l'éprouvette vierge est quant à elle de 0,6 également. Aux longueurs d'onde du pyromètre 840-LO, la variation d'état de surface ne semble donc pas affecter l'émissivité de façon notable pour induite une erreur sur la mesure.

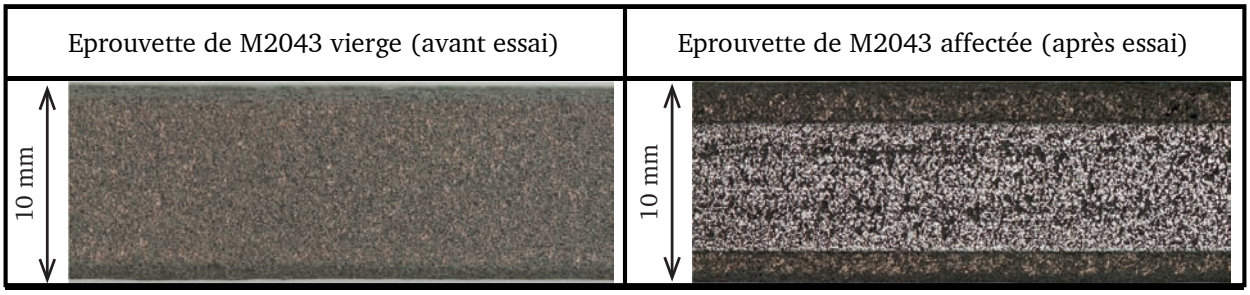


FIGURE 3.21 – Surface du revêtement CoNiCrAlY-hBN vierge avant essai (gauche) et affectée après un essai (droite) à une température de 720 °C

3.6 Correction numérique de la température

3.6.1 Résolution de l'intégrale de la fonction de Planck

La divergence de valeurs entre les émissivités déterminées par la méthode métrologique et expérimentale représentative influent sur la température de surface finale mesurée. Dans le cas où la valeur d'émissivité réglée ε n'est pas correcte, il est possible de calculer numériquement la température théoriques T' induite par la nouvelle valeur d'émissivité ε' (celle qu'on aurait aimé régler sur l'appareil). Le corps étudié est assimilé à un corps gris qui répond à la relation de Kirchhoff et de l'émissivité (cf. relations A.6 et A.7) :

$$\varepsilon(T) = \frac{L(T)}{L_0(T)} = \frac{\int_{\lambda_1}^{\lambda_2} L(\lambda, T) d\lambda}{\int_{\lambda_1}^{\lambda_2} L_0(\lambda, T) d\lambda} \leq 1 \tag{3.3}$$

La nouvelle température T' est déterminée en résolvant l'intégrale de la fonction de Planck sur le domaine spectral du pyromètre utilisé. La luminance du corps noir est considérée comme constante et l'émissivité est supposée non dépendante de la longueur d'onde ce qui permet d'exprimer le problème sous la forme suivante :

$$\begin{cases} \varepsilon(T) = \dfrac{L(T)}{L_0(T)} \\ \\ \varepsilon'(T) = \dfrac{L'(T)}{L_0(T)} \end{cases} \Rightarrow Ł'(T) = L(T)\frac{\varepsilon'(T)}{\varepsilon(T)} \tag{3.4}$$

La résolution analytique de l'intégrale de Planck n'est pas facilement réalisable et nécessite l'utilisation de fonctions complexes. Il a donc été décidé de résoudre le problème numériquement à l'aide du logiciel de calcul commercial *Mathematica*. La température théorique corrigée T' est calculée pour n valeurs de températures comprises entre T et $T+n$. Le coefficient n est choisi en fonction de la limite haute du pyromètre étudié et vaut $n = 1000 - T$ pour le 740-LO et $n = 1600 - T$ pour le pyromètre 840-LO. Le nuage de point obtenu est approximé par une fonction numérique $E(T')$ puis l'équation de cette fonction est résolue pour $E(T') = 0$.

3.6.2 Confrontation des valeurs expérimentales et calculées

Une confrontation des valeurs expérimentales et des valeurs calculées a été réalisée pour affirmer ou infirmer la robustesse du calcul. L'idée est de quantifier l'erreur induite sur la température mesurée expérimentalement si l'on recalcule cette dernière à partir d'une valeur d'émissivité différente de celle utilisée lors de la mesure. Les valeurs expérimentales ont été obtenues avec le

pyromètre 740-LO et 840-LO respectivement sur un échantillon d'AlSi-PE et de *M2043* [14]. Les valeurs numériques ont été calculées sur la gamme spectrale λ_{740-LO} et λ_{840-LO} en fonction du pyromètre utilisé pour la confrontation des valeurs expérimentales et numériques. Plusieurs températures d'échantillon ont été atteintes par les techniques présentés précédemment. L'émissivité $\varepsilon = i$ a été réglée pour $i \in [1 \rightarrow 0,1]$ par pas de 0,1 et les températures T_i correspondantes aux valeurs i ont été mesurées. Ces valeurs constituent les valeurs expérimentales de référence auxquelles ont été comparées les valeurs obtenues numériquement.
La figure 3.22 présente l'écart (en noir, traits discontinus) entre la température mesurées expérimentalement avec le pyromètre pour $\varepsilon = 0,4$ ($T_{0,4}$) et $\varepsilon = 1$ (T_1). Cet écart est confronté à l'écart théorique calculé par la solution de l'intégral de Planck (trait continu).

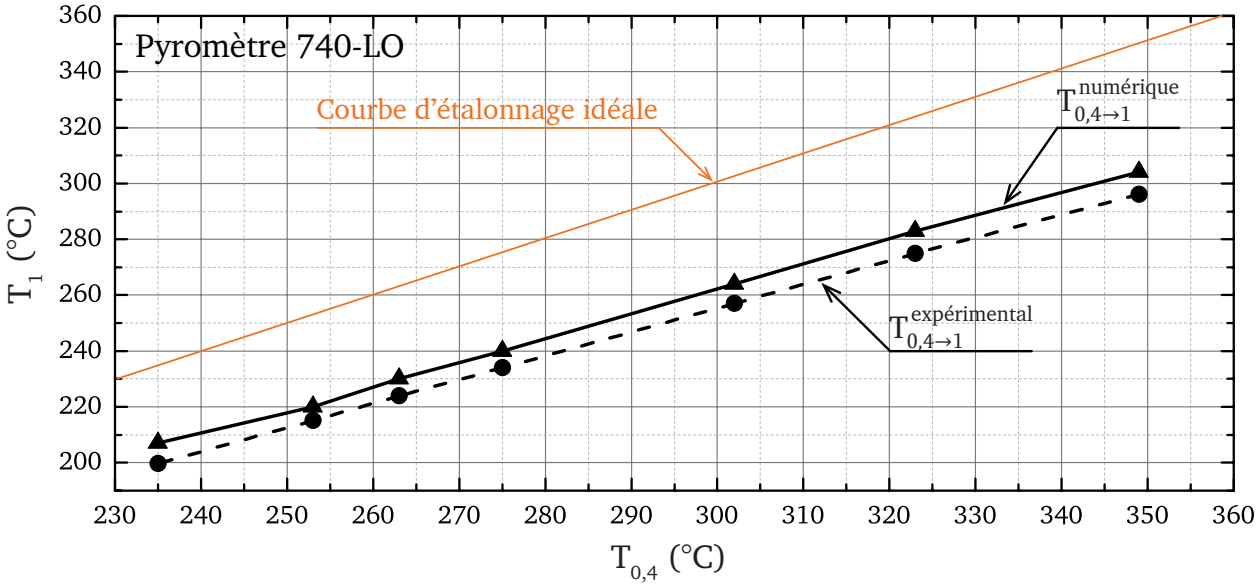


FIGURE 3.22 – Température mesurée lors d'un changement d'émissivité d'une valeur $\varepsilon = 0,4$ à $\varepsilon' = 1$ sur un revêtement AlSi-PE par mesures expérimentales $T_{0,4\rightarrow1}^{\text{expérimental}}$ (pyromètre 740-LO) et calcul numérique $T_{0,4\rightarrow1}^{\text{numérique}}$

Une variation d'émissivité de 0,6 induit une variation de la température mesurée par pyromètre 740-LO pouvant aller jusqu'à 45 °C lorsque le revêtement est à une température de référence considérée égale à 350 °C. A cette même température, l'écart entre les mesures expérimentales et les valeurs numériques atteint au maximum 8 °C ce qui permet de valider les résultats obtenus numériquement avec une erreur pouvant atteindre 3 % dans le cas du pyromètre 740-LO avec un échantillon d'AlSi-PE pour un état de surface défini et à une température proche de la température maximale de fonctionnement de ce revêtement.
La méthode de correction numérique de la température est donc pertinente pour corriger un signal de température dans le cas où l'essai a été réalisé avec une valeur d'émissivité erronée.
La figure 3.23 présente les résultats expérimentaux $T_{0,6\rightarrow0,8}^{\text{expérimental}}$ et numériques $T_{0,6\rightarrow0,8}^{\text{numérique}}$ obtenus

14. Ces deux échantillons sont similaires à ceux utilisés pour la détermination de l'émissivité par la méthode métrologique utilisant un corps noir de référence.

par une variation de l'émissivité de 0,6 à 0,8. La température de référence dans ce cas a été considérée comme celle mesurée par les pyromètres avec une valeur d'émissivité de 0,6 et est comprise entre 650 °C et 720 °C. Les valeurs expérimentales sont représentées en traits discontinus sur la figure 3.23 tandis que les valeurs numériques sont représentées en traits continus.

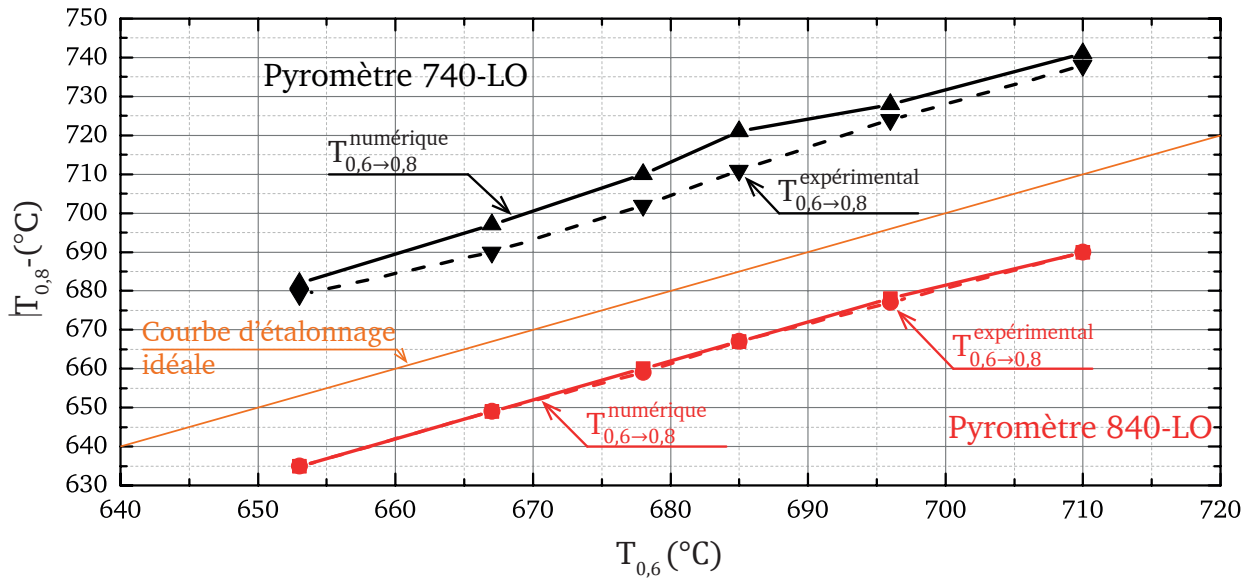


FIGURE 3.23 – Température mesurée expérimentalement (traits discontinus) et par le calcul (trait continu) pour une émissivité $\varepsilon = 0,6$ et $\varepsilon' = 0,8$ dans le cas du pyromètre 740-LO et 840-LO sur un revêtement *M2043*

Les mesures expérimentales réalisées sur le revêtement CoNiCrAlY-hBN ont montré une variation de la température de 40 °C maximum lors d'une variation de l'émissivité de 0,6 à 0,8 dans le cas du pyromètre 740-LO. Les valeurs calculées numériquement présentent un écart maximum de 10 °C. Au vu de ces résultats, le choix d'utiliser l'émissivité apparente mesurée directement sur le matériau affecté sans tenir compte des valeurs métrologiques est donc justifié. Dans le cas du pyromètre 840-LO, les valeurs entre les mesures expérimentales et le calcul sont sensiblement identiques avec un écart de température de 18 °C en moyenne. Ce pyromètre répond à la loi de Planck et peut être réglé soient avec les valeurs d'émissivité métrologiques déterminées sur la bande spectrale $\lambda_{840\text{-LO}}$ ou avec les valeurs d'émissivité apparente.

3.7 Incertitudes sur la mesure de la température

L'incertitude U_T sur la mesure commise en pyrométrie est liée à l'erreur commise sur la valeur de l'émissivité (réglée sur le pyromètre), l'erreur de la valeur de transmission du signal entre la surface radiante et le capteur du pyromètre, l'erreur de la valeur de la température de l'atmosphère, de l'objet ainsi que celle de l'arrière plan et l'erreur du pyromètre en tant que tel :

$$U_T = U_\varepsilon + U_{\text{transmission}} + U_{\text{atm}} + U_{\text{instrument}} \tag{3.5}$$

Les termes affichés en rouge dans la relation 3.5 représentent les erreurs liée à la configuration de la mesure. L'erreur commise par le pyromètre est généralement négligeable si ce dernier a été calibré méticuleusement avec un corps noir. Dans le cas de ces travaux de thèse, l'erreur liée à la valeur de la transmission du flux radiatif ainsi qu'à la température de l'atmosphère sont pris en compte dans la valeur de l'émissivité apparente. L'erreur liée au pyromètre est également prise en compte dans la valeur de l'émissivité apparente (mesures réalisées directement sur l'échantillon à caractériser). Seule l'erreur commise sur l'émissivité contribue donc à l'erreur faite sur la mesure qu'il convient de quantifier et de prendre en compte. Dans le cas de la détermination de ε, la température de référence constitue le paramètre principal contribuant le plus à cette erreur. La partie suivante aborde cet aspect avec une approche analytique pour la détermination plus fidèle de la température de surface et donc minimiser l'erreur commise sur la température de référence.

La température de référence retenue dans le cas de la méthode utilisant le four tubulaire a été obtenue par un thermocouple calibré. Le positionnement de l'échantillon dans la zone de température maximale où la variation est de ±1 °C a permis de minimiser l'erreur obtenue sur la valeur de la température de référence. Cependant, l'utilisation de la technique de mise en température par cartouche chauffante a nécessité l'utilisation de thermocouple en contact avec la surface ou noyé dans le revêtement abradable. La suite de cette partie présente les incertitudes liées à cette méthode de mesure intrusive.

3.7.0.1 Cas de la mesure par thermocouple noyé

Dans le cas de la méthode de mise en température par cartouche chauffante, la température de référence a été dans un premier temps supposée égale à la valeur de température mesurée par un thermocouple [15] noyé [16] à 1 mm de la surface (cf. figure 3.24).

15. Thermocouple Omega KMQIN-IM050U-300 type K de diamètre 0,5 mm

16. Le perçage dans lequel est noyé le thermocouple a été usiné sur une machine à commande numérique pour garantir une précision de positionnement à ±0,05 mm

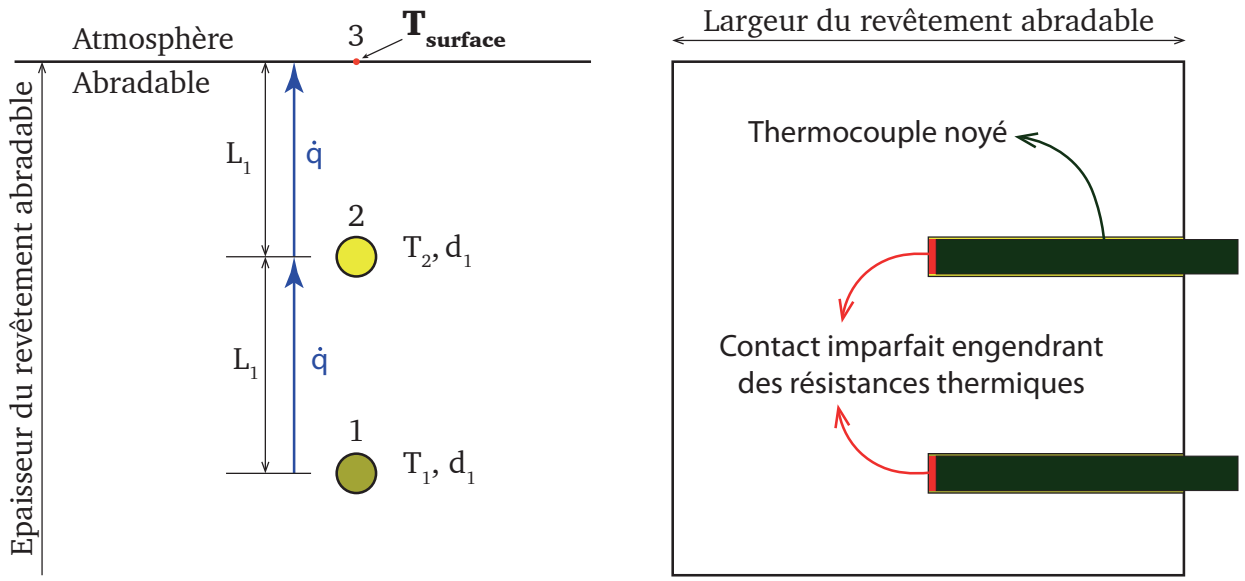


FIGURE 3.24 – Configuration du problème unidimensionnel pour la détermination du flux de chaleur $\dot{q}$ traversant l'épaisseur du revêtement de matériau abradable

Cependant, la nature fortement hétérogène et poreuse de ce matériau explique le comportement fortement isolant du revêtement [109,110] et les écarts de température observés dans l'épaisseur du revêtement. La température de référence initialement retenue (mesurée à 1 mm sous la surface du revêtement) n'est donc pas représentative de la température de surface.
A partir des équations de la chaleur dans un mode de transfert de chaleur par conduction et convection, et à partir des mesures expérimentales, la température de surface – assimilée à la température de référence – a été approximée. Cette nouvelle valeur n'a pu être utilisée lors des caractérisations thermiques car la conductivité thermique κ [17] n'était pas connue mais a permis *a posteriori* d'estimer l'erreur commise sur T_{ref}. Cette estimation se base sur une mesure indirecte de la température grâce aux deux thermocouples noyés dans l'épaisseur du revêtement suivant la figure 3.24. L'écart de température $(T_1 - T_2)$ (en K) mesuré par les deux thermocouples noyés permet de calculer le flux de chaleur surfacique échangé grâce à la loi de Fourier (cf. relation 3.6) dans le cas d'un problème 1D avec un solide semi-infini.

$$\dot{q} = \kappa \cdot \frac{T_1 - T_2}{L_1} \tag{3.6}$$

En considérant un régime permanent et appliquant la densité de flux local échangé en convection [111] (c.-à-d. à la surface entre l'air et le revêtement abradable), il est possible de déterminer la température de surface suivant la relation 3.7 :

$$T_3 = T_2 - \frac{\dot{q}}{h + (\frac{\kappa}{L_2})} \tag{3.7}$$

17. La valeur de la conductivité thermique κ_{M2043} a été fournie par l'industriel et n'est pas divulguée pour des raisons de confidentialité

avec h le coefficient de convection thermique, fixé à $5\,\mathrm{W\,m^{-1}\,K^{-1}}$ dans le cas d'une convection libre faible et non forcée avec l'air. Ce coefficient a été fixé à cette valeur dans le cas d'une convection réduite du fait de l'absence d'écoulement d'air (échantillon confiné pendant les mesures pour limiter le phénomène de convection forcée avec l'air). L'erreur commise par la variation de ce coefficient d'échange thermique convectif est au maximum de 2,5 °C pour h variant de 0 à 10.
Dans le cas d'un revêtement de nuance CoNiCrAlY-hBN, l'écart absolu entre la température du thermocouple noyé T_2 et de la température de surface estimée T_{surface} a été déterminé. Les mesures des thermocouples et du pyromètre ont été réalisées à pression atmosphérique entre 800 °C et 860 °C (valeurs de T_2). La température de surface est en moyenne $\delta = 35\,°\text{C}$ plus basse que la température T_2 ce qui représente un écart de l'ordre de 6 %. Cet écart est étendu et considéré comme constant sur toute la plage de températures des essais (soit de 600 °C à 720 °C).

3.8 Conclusion

Deux pyromètres monochromatiques à faible temps de réponse pour la mesure de températures de surface ont été caractérisés sur les deux matériaux de l'études (AlSi-PE et CoNiCrAlY-hBN). Les mesures réalisées avec le pyromètre 740-LO sur un revêtement AlSi-PE affichent une erreur pouvant aller jusqu'à 3 % dans le cas où une émissivité $\varepsilon = 0,4$ est choisie. Les variations d'émissivité dues aux variations d'état de surface sont complexes à évaluer au cours du contact et ne sont pas prises en comptes dans ces travaux. Le pyromètre 840-LO n'a pas été caractérisé avec le matériau AlSi-PE du fait de sa valeur seuil (600 °C).
Les valeurs de températures mesurées avec le pyromètre 840-LO – dans le cas d'une méthode de détermination de l'émissivité apparente du revêtement CoNiCrAlY-hBN se basant sur une température de référence erronée – sont surestimées. La nouvelle température de surface calculée à partir des équations de la chaleur et des valeurs expérimentales, a permis une détermination de l'erreur de mesure. Cette dernière est définie comme étant l'écart entre la température mesurée avec l'émissivité réglée lors de la mesure expérimentale, et la valeur d'émissivité réelle. En moyenne, l'erreur commise est de 35 °C soit près de 6 %. Cette erreur provient des différentes hypothèses considérées durant tout ce chapitre (valeur de la température de référence entre autre) et des conditions expérimentales lors de la mesure (oxydation de la surface du revêtement perturbant inévitablement la valeur de l'émissivité).
Dans le cas du pyromètre 740-LO et du revêtement CoNiCrAlY-hBN, l'émissivité apparente déterminée vaut 1 (éprouvette vierge). En comparant les températures obtenues avec la valeur de ε^{app} et la valeur d'émissivité métrologique, l'erreur commise sur la mesure atteint au maximum 6 % entre 20 °C et 800 °C.

Le chapitre suivant présente les essais réalisés avec la nuance AlSi-PE et CoNiCrAlY-hBN et les résultats obtenus grâce aux différentes technologies présentées précédemment. Les températures ont été obtenues avec $\varepsilon = 0,4$ dans le cas du pyromètre 740-LO pour le matériau AlSi-PE avec

une erreur maximale sur la mesure de 3 %. Dans le cas du matériau CoNiCrAlY-hBN, l'émissivité réglée a été $\varepsilon = 1$ (pyromètre 740-LO) et $\varepsilon = 0,6$ (pyromètre 840-LO) avec une erreur maximale sur la mesure de 6 %.

CHAPITRE 4

ESSAIS D'INTERACTION

Des essais d'interaction entre un outil en alliage de titane Ti6Al4V et un revêtement abradable AlSi-PE ont été réalisés à une vitesse moyenne de 125 m s^{-1} et une température de 270 °C (température moyenne de surface). Ils ont permis la validation des outils expérimentaux et scientifiques développés au cours de cette thèse. L'étude des interactions avec un revêtement AlSi-PE est largement abordée dans la littérature mais très peu pour des températures autres que la température ambiante. Les essais présentés dans la première partie de ce chapitre se proposent donc de contribuer à une meilleure compréhension du comportement thermomécanique de l'AlSi-PE en condition d'interaction. La seconde nuance étudiée, le CoNiCrAlY-hBN n'est que très peu abordée dans la littérature. Les essais d'interaction, réalisés pour une température maximale de 720 °C, sont présentés dans la seconde partie de ce chapitre.

4.1 Couples aube/abradable de l'étude

4.1.1 Couple Ti6Al4V/AlSi-PE (compresseur basse pression)

Une étude préliminaire sur une nuance abradable AlSi-PE a été réalisée au début de ces travaux de thèse. Cette nuance provient d'éprouvettes fabriquées pour les besoins d'un précédent projet. Seule la nuance constituant le revêtement, connue sous le nom commercial *Metco 601NS*, est certaine. Les paramètres de projection ne sont pas connus tout comme la nuance de la sous-couche utilisée ou encore les propriétés thermo-physiques.
Au sein du CoBP, le *Metco 601NS* est positionné au regard d'aubes en alliage de titane de nuance Ti6Al4V. Cette nuance abradable est complexe car elle allie une matrice métallique *AlSi* avec une phase polyester (PE). Ces deux phases sont complémentaires et assurent chacune un rôle particulier au sein du matériau en fonctionnement et en condition d'interaction. La suite de cette partie

s'intéresse aux caractéristiques du revêtement étudié et présente les résultats obtenus lors d'essais de caractérisation thermique (analyse calorimétrique différentielle et analyse dilatométrique).

4.1.1.1 Composition du revêtement AlSi-PE

L'AlSi-PE est un matériau abradable à matrice métallique obtenu par projection plasma dans les carters des compresseurs BP. Sa composition en masse est généralement de 60 % d'AlSi et 40 % de polyester. La phase métallique AlSi contient 12 % en masse de silicium qui correspond à la proportion de l'eutectique [112]. La présence du polyester limite la température maximale d'utilisation de cet abradable à environ 350 °C maximum [113]. Les paramètres de projection influent sur le taux de porosités au sein du revêtement qu'il convient de limiter à 5 % maximum afin d'éviter les phénomènes d'usure par érosion. La matrice métallique et la phase polyester ont fait l'objet d'une analyse particulière dans la suite de cette section. La figure 4.1 présente un cliché tomographique de la microstructure du revêtement AlSi-PE de ces travaux de thèse :

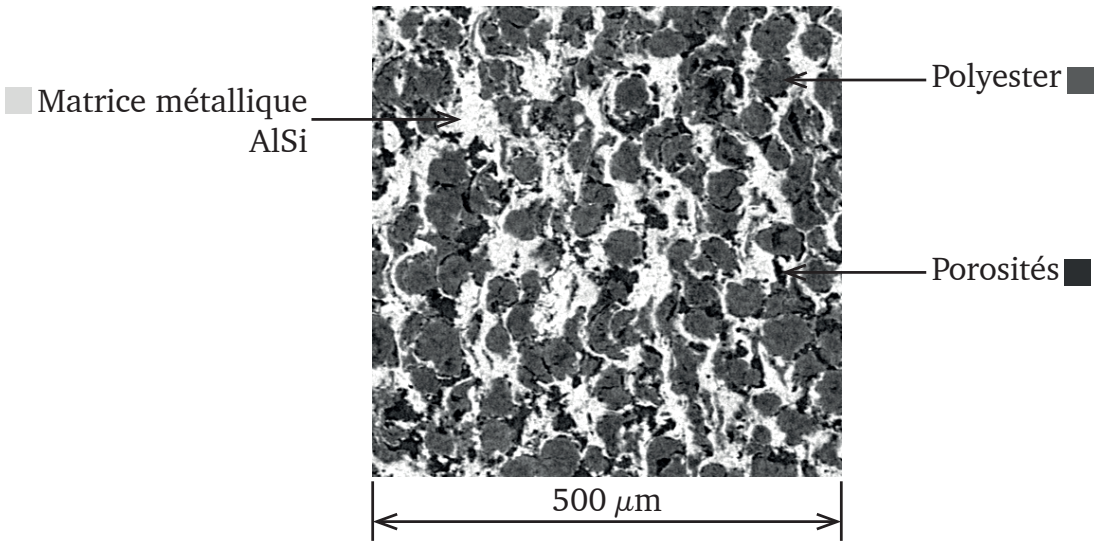


FIGURE 4.1 – Coupe tomographique d'un échantillon de revêtement AlSi-PE avec mise en évidence de la matrice métallique (blanc), la phase polyester (grise) et les porosités (noire) – taille de voxel = 1,87 µm

La matrice métallique AlSi procure au revêtement abradable sa résistance mécanique au cisaillement [6] et à l'oxydation jusqu'à 345 °C [25]. Elle assure également la cohésion du revêtement avec le substrat sur lequel il est projeté et permet d'assurer la cohésion inter-particulaires au sein du matériau. Cette matrice possède une microstructure continue qui confère au matériau de bonnes propriétés thermiques. Une étude publiée dans la littérature évalue le module d'Young de la matrice métallique à 65 GPa [114] par nano-indentation.

La phase polyester (PE) est en addition et joue plusieurs rôles. Elle permet de réduire le coefficient de frottement global du revêtement lors d'une interaction, réduire le transfère du revêtement sur le bout d'aube, réduire le phénomène de débris et prévenir l'endommagement du

revêtement par érosion [25]. Elle a également pour rôle d'initier la fissuration au sein du matériau sous faible contrainte [6,115]. Le polyester utilisé est aromatique de type Liquid Crystal Polyester (LCP) commercialisé sous le nom *Xydar*, *Vectran*, *Ekonol* ou *CGZ*. La structure de ces polyesters n'est pas explicitement détaillée par les fabricants sauf dans le cas du CGZ : il s'agit d'un homopolymère basé sur une répétition de P-oxybenxol. Les LCP utilisés dans les poudres abradables possèdent des températures de décomposition (température à laquelle la structure chimique se décompose) proches de 550 °C et des températures de services conseillées de 300 °C à 345 °C.
Les caractéristiques des polyesters à cristaux liquides sont fournies par la structure moléculaire particulière en forme de bâtonnets : l'anisotropie induite par cette structure confère au matériau une rigidité importante dans la direction d'orientation des bâtonnets. Cette structure est initiale, c'est-à-dire pour une résine polyester non projetée par la méthode APS. Il est clair que le mode de projection transforme la structure initiale de la matière. Le module d'élasticité du polyester non projeté vaut environ 16 GPa tandis que le PE au sein du revêtement abradable projeté a un module d'élasticité de 3,5 GPa [114]. Au vu de ces caractéristiques mécaniques et de la nature de la phase polymère (phase non métallique en comparaison à l'AlSi), des analyses de caractérisation ont été réalisées pour étudier le comportement du revêtement en fonction de la température.

4.1.1.2 Caractérisation thermophysique du revêtement par analyses DSC et dilatométriques

Des analyses DSC (Differential Scanning Calorimetry - Calorimétrie à Balayage Différentiel dont la méthode est présentée dans la littérature [116] ont été réalisées [1] pour étudier les transitions thermiques subies par le revêtement AlSi-PE entre 20 °C et 350 °C. Le principe de la DSC repose sur le calcul de la puissance thermique échangée entre un échantillon et une référence, tous deux situés dans une enceinte thermiquement régulée et homogène. La température maximale de 350 °C a été fixée par la température maximale de service attendue pour le revêtement abradable. Un échantillon de dimensions 4 mm × 4 mm × 2 mm pour une masse finale $m = 33$ mg [2] a été obtenu d'une éprouvette massive par découpe au fil diamanté. Il est supposé que le très faible effort de coupe qui est imposé durant l'opération de découpe n'affecte pas mécaniquement et thermiquement le matériau. Trois cycles de mise en température/refroidissement ont été réalisés sur l'échantillon pour mettre en avant d'éventuelles irréversibilités du revêtement en fonction de la température et du vieillissement thermique. La figure 4.2 illustre les résultats obtenus.

Les échantillons testés n'ont pas subit de traitements thermiques ou mécaniques (bruts de projection). Les résultats obtenus par l'analyse DSC sur le premier cycle de mise en température sont représentés en rouge à la figure 4.2. Une transformation exothermique (Ⓐ sur la figure 4.2) apparaît aux alentours de 125 °C jusqu'à 250 °C traduisant une recristallisation partielle du matériau. La fin de la courbe (indiqué Ⓑ) montre un pic endothermique de fusion partielle du

1. Mesures réalisées par l'IUT de Moselle-Est (Université de Lorraine) site de Forbach, département Science et Génie des Matériaux. Instument NETZSCH DSC 200 F3 Maia avec un creuset de référence en aluminium. Enceinte sous azote gazeux lors des mesures.
2. Cette masse a été fixée au regard des préconisations du fabricant.

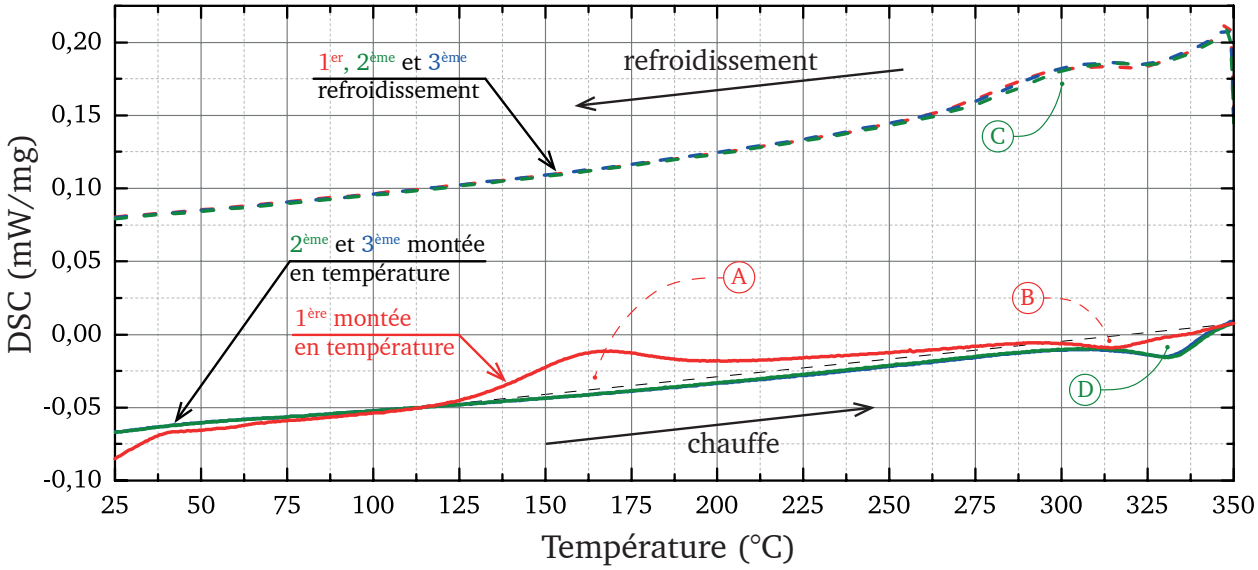


FIGURE 4.2 – Analyse DSC réalisée sur un échantillon d'AlSi-PE de 20 °C à 350 °C avec une vitesse de +3 °C min^{-1} et une vitesse de refroidissement de -3 °C min^{-1}. La figure montre les résultats de trois cycles consécutifs

matériau qui traduit l'atteinte d'une température de fusion probablement due au polyester dans le revêtement aux alentours de 300 °C. Le refroidissement est accompagné d'un pic typique de recristallisation (C) du polyester, dû à la fusion de ce dernier lors du cycle de mise en température. Les deux autres cycles réalisés ne montrent pas de pic exothermique sur la montée ce qui se traduit par une irréversibilité de la structure interne du revêtement. Une explication de l'absence du pic exothermique est la relaxation des contraintes induites par le procédé de projection thermique, lors de la première montée. Les transformations endothermiques de fusion partielle (D) sont présentes comme lors de la première montée en température mais décalées vers les températures croissantes, traduisant un comportement propre au revêtement et non à son mode d'obtention. Le refroidissement est quant à lui accompagné de la phase de recristallisation du matériau (C) due à la fusion partielle d'une partie de la structure lors de la chauffe.

Les analyses DSC ont donc montré une sensibilité du matériau AlSi-PE à la température et un comportement irréversible apparaissant après un premier cycle de mise en température de 20 °C à 350 °C. L'influence du pic de recristallisation qui est observé lors de la première montée en température sur le comportement mécanique du matériau n'est pas été rapportée dans la littérature. La préparation des éprouvettes de revêtement et l'historique de vieillissement thermique sont donc essentiels.

Dans l'optique de corréler les résultats DSC – qui ont été obtenus par une analyse thermique – avec des résultats couplant l'aspect mécanique et thermique, des analyses dilatométriques ont été réalisées sur ce même matériau. Il s'agit d'une analyse durant laquelle la longueur de l'échantillon testé est mesurée grâce à un capteur inductif en fonction de la température mesurée par un thermocouple calibré dans l'enceinte de la chambre. Un résultat pertinent obtenu sur un échantillon

de dimensions 3,29 mm × 3,19 mm × 29,55 mm est présenté figure 4.3 et montre une dilatation non linéaire du revêtement entre 125 °C et 180 °C ce qui correspond approximativement au début du pic exothermique (A) observé sur l'analyse DSC lors de la première montée en température. Le comportement thermique du revêtement AlSi-PE a donc une influence sur son comportement mécanique.

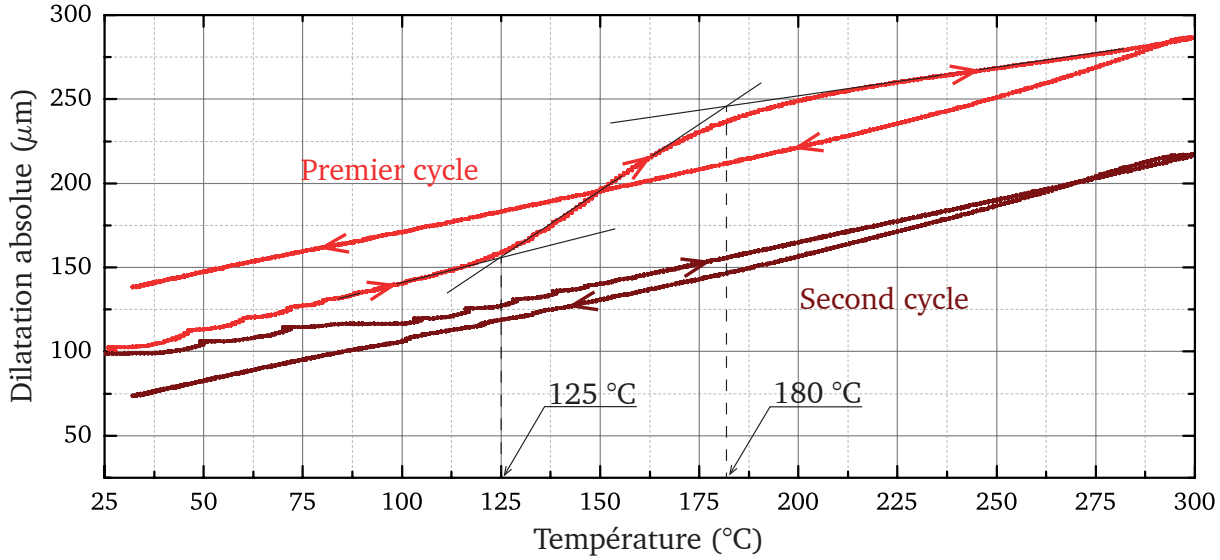


FIGURE 4.3 – Analyse dilatométrique réalisée sur un échantillon de revêtement AlSi-PE lors de deux cycles de montée en température à une vitesse de +3 °C min^{-1} et de refroidissement à une vitesse de -3 °C min^{-1} - échantillon initialement brut de projection

Une second cycle de mesure sur le même échantillon a permis de mettre en avant une irréversibilité de la transformation observée lors de la première montée en température. En d'autres termes, le revêtement ne subit pas de transformation induisant un changement de son comportement en dilatation lors de la deuxième montée. La phase polyester est la plus probable à influencer le comportement mécanique et thermique du revêtement AlSi-PE en changeant d'état du fait de sa température de fusion plus basse (inférieure à 530 °C – température de décomposition [117]) que la matrice métallique AlSi (environ 577 °C [118]). Les caractéristiques mécaniques et thermiques du revêtement global peuvent alors être altérées et dépendent de la direction dans laquelle la phase polyester a été déformée [119].

4.1.1.3 Alliage de titane Ti6Al4V

Le revêtement AlSi-PE est utilisé au sein des étages BP du compresseur au regard d'aubes non revêtues en alliage de titane de nuance Ti6Al4V. Cette nuance a été utilisée pour l'obtention des outils d'interaction. Ces derniers ont été décrits plus en détails à la partie 2.2.1.1. Seul l'aspect matériau sera abordé ici. Le tableau 4.1 recense les principales caractéristiques physiques et thermiques de l'alliage Ti6Al4V utilisé pour constituer l'outil.

	Propriété	Valeur	Unité
T_{fusion}	Température de fusion	3285	°C
ρ	Densité	4440	kg m^{-3}
c_p	Capacité thermique massique	500	$\text{J kg}^{-1}\text{ K}^{-1}$
α	Coefficient de dilatation thermique	8	10^{-6}K^{-1}
κ	Conductivité thermique	7	$\text{W m}^{-1}\text{ K}^{-1}$
ν	Coefficient de Poisson	0,33	
E	Module d'Young	110	GPa
Re	Limite élastique à la traction	870	MPa
R_m	Résistance maximale à la traction	1050	MPa
H	Dureté HRC	36	HRC

Tableau 4.1 – Propriétés thermiques et physiques du Ti6Al4V [120]

4.1.2 Couple IN718/CoNiCrAlY-hBN (compresseur haute pression))

Le deuxième couple à avoir été testé durant ces travaux est l'Inconel 718 (outil) avec un revêtement CoNiCrAlY-hBN. La zone où il est projeté par APS est parmi l'une des plus hostiles du compresseur (températures jusqu'à 800 °C et haute pression due à la compression du flux d'air avant l'admission dans la chambre de combustion). Dans cet environnement, très peu de matériaux sont capables de résister mécaniquement et thermiquement aux sollicitation externes, tout en s'abradant facilement lors d'une interaction avec l'aube. Le rôle du revêtement abradable dans ce cas est plutôt la protection du carter de tout phénomènes d'usure par oxydation (cf. partie 1.2.1.2).

4.1.2.1 Composition et caractéristiques du CoNiCrAlY-hBN

La nuance abradable Co 25Ni 16Cr 6,5Al 0,5Y Polyester - BN, plus connue sous le nom commercial *Metco 2043* (M2043), est une nuance de matériau abradable utilisée dans les étages des compresseurs haute pression et de la turbine basse pression des turboréacteurs. Il est obtenu par mélange de plusieurs éléments présentés dans le tableau 4.2.

	Pourcentage en masse (nominal)							
	Co	Ni	Cr	Al	Y	hBN	PE	autre
Metco 2043	30	25	16	6	0.3	4	15	3

Tableau 4.2 – Éléments chimiques constituants l'abradable *Metco 2043* en pourcentage de masse

La phase matrice métallique CoNiCrAlY (cobalt, nickel, chrome, aluminium et yttrium) apporte une résistance à l'oxydation et à la corrosion au revêtement jusqu'à 950 °C [48,121]. Une des rares études s'intéressant aux propriétés mécaniques de cette phase par approche numérique a été proposée par D. Aussavy [122].

La phase hBN (nitrure de bore hexagonal sous forme solide) assure le rôle de lubrifiant solide et permet de minimiser les efforts de frottement entre l'extrémité d'aube et le revêtement lors d'une interaction. Au delà de 850 °C le nitrure de bore hexagonal subit une oxydation qui limite l'utilisation de la nuance M2043 [42].

Le polyester aromatique PE est de même nature que celui présent dans la nuance *Metco 601NS* (polyester crystal liquide). Il est présent initialement dans le revêtement mais subit un cycle de pyrolyse (3h à 500 °C [123]) et laisse place à des porosités [124,125]. Ces porosités sont présentes dans des proportions variant de 35 % à 60 % du volume [121] et dépendent grandement des paramètres de projection et de la composition initiale de la poudre. Les porosités au sein du revêtement abradable sont garantes de la bonne abradabilité du matériau sous faible énergie [10,83]. En l'absence de ces porosités, la contrainte de cisaillement à appliquer à la matrice métallique pour induire une décohésion de la matière risquerait d'endommager l'aube. Elles pilotent donc la dureté globale du revêtement [125] et permettent également de protéger le carter contre la corrosion et l'oxydation à haute température [126,127].

La figure 4.4 présente une coupe tomographique d'un revêtement M2043 pyrolisé. Certains éléments sont cependant confondus avec d'autre pour ne former qu'une phase équivalente.

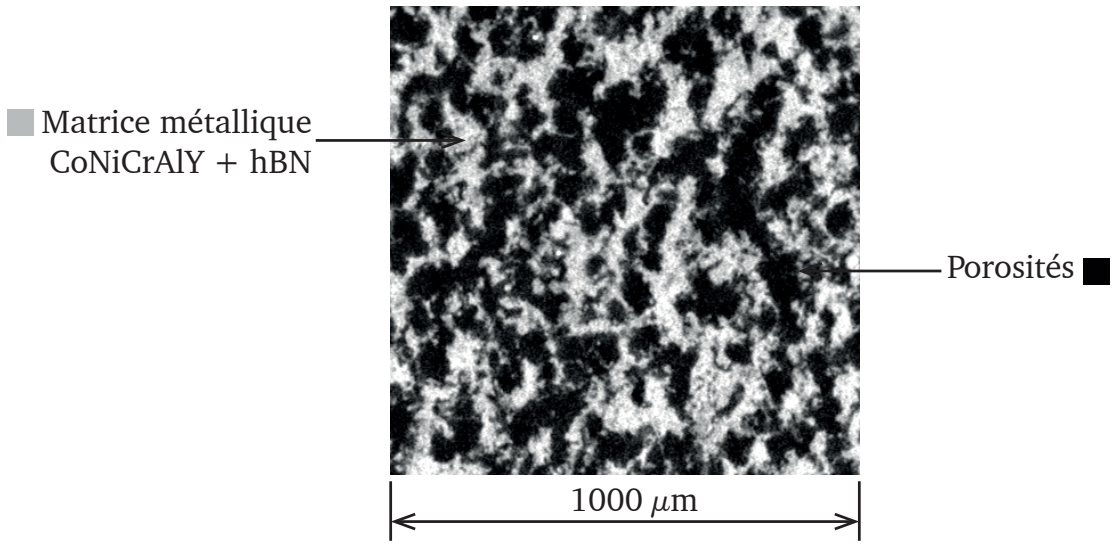


FIGURE 4.4 – Coupe tomographique d'un revêtement abradable CoNiCrAlY-hBN avec mise en évidence des porosités et de la matrice métallique avec la phase lubrifiante hBN - taille de voxel = 1,87 µm

La présence d'un fort taux de porosités au sein du revêtement abradable M2043 permet de

transférer l'énergie d'interaction à la matrice métallique [23]. Cependant, la dureté globale de cette nuance est bien inférieure à celle de l'AlSi-PE du fait de la présence de porosités, ce qui l'expose d'avantage à des phénomènes d'érosion [128].

4.1.2.2 Outils d'interaction en Inconel 718

Le fabricant du revêtement M2043 préconise son utilisation avec des aubes en superalliage à base nickel. L'utilisation de l'alliage de titane est rendu impossible dans les étages HP du compresseur du fait des risques de combustion du matériau lors du frottement aube/abradable et des propriétés mécaniques dégradées avec les hautes températures. Les superalliages à base nickel sont les plus pertinents pour évoluer dans des environnements à haute température où des sollicitations mécaniques sont attendues. Les propriétés thermophysiques de l'alliage Inconel 718 sont présentée tableau 4.3.
Deux provenances d'Inconel 718 ont été utilisées durant ces travaux de thèse. La première nuance (nuance laboratoire) a été utilisée pour la fabrication des outils thermocouples feuille/pièce présentés à la partie 3.2.0.2. La seconde nuance (nuance SAE) a été utilisée pour la fabrication des outils d'interaction simples et provient du partenaire industriel. Un traitement thermique identique de revenu chez le fabricant des deux matériaux a été réalisé ($720 \pm 10\,°C$ pendant 8 h suivi d'un refroidissement jusqu'à $620 \pm 10\,°C$ et maintenu pendant 8 h suivi d'un refroidissement à l'air). Aucun traitement de mise en solution n'a été effectué. La dureté moyenne de la nuance laboratoire est de 290 HV contre 285 HV pour la nuance SAE tous deux testés sous charge de 98,07 N (essai Vickers HV10).

	Propriété	Valeur	Unité
T_{fusion}	Température de fusion	1260-1365	°C
ρ	Densité	8190	kg m^{-3}
c_p	Capacité thermique massique	435	$\text{J kg}^{-1}\,\text{K}^{-1}$
α	Coefficient de dilatation thermique (à 760 °C)	16	10^{-6}K^{-1}
κ	Conductivité thermique	11,4	$\text{W m}^{-1}\,\text{K}^{-1}$
ν	Coefficient de Poisson	0,29	
E	Module d'Young (à 815 °C)	147	GPa

Tableau 4.3 – Propriétés thermophysiques de l'Inconel 718 [104]

4.1.3 Obtention des éprouvettes

Le terme éprouvette désigne ici le substrat métallique et le revêtement abradable thermiquement projeté dessus. Ces éprouvettes sont spécifiques au banc d'essai et nécessitent la projection du revêtement abradable sur une surface de faibles dimensions. Les éprouvettes revêtues d'AlSi-PE et de CoNiCrAlY-hBN ont été obtenues par projection APS et leur épaisseur a été réduite à 3 mm par usinage chez le fabricant. Les paramètres d'usinages utilisés ne sont pas connus et cette préparation peut potentiellement induire des endommagements au sein du revêtement qui sont plus dommageables que l'interaction elle même [2]. La suite de cette partie présente les éprouvettes des deux nuances d'abradable de l'étude avec les caractéristiques notables et la configuration de mise en température par la technologie des cartouches chauffantes.

Éprouvettes d'AlSi-PE La nuance *Metco 601NS* a été projetée sur des substrats métalliques en alliage d'aluminium 7075-T6 (alliage d'aluminium de corroyage série 7 contenant du zinc comme élément d'alliage principal). Les éprouvettes utilisées sont de type A : la longueur est de 110 mm, la largeur est de 6 mm et l'épaisseur de dépôt abradable est de 3 mm. Les paramètres de projection ainsi que la nuance de la sous-couche utilisée (le rôle de la sous-couche est de limiter les contraintes de cisaillement à l'interface abradable/substrat et protéger thermiquement le substrat de la corrosion à chaud et de l'oxydation [104]) ne sont pas connus.
Dans l'optique de réaliser les essais d'interaction en température jusqu'à 300 °C, la technologie de mise en température par cartouche a nécessité une préparation particulière des éprouvettes représentée figure 4.5).

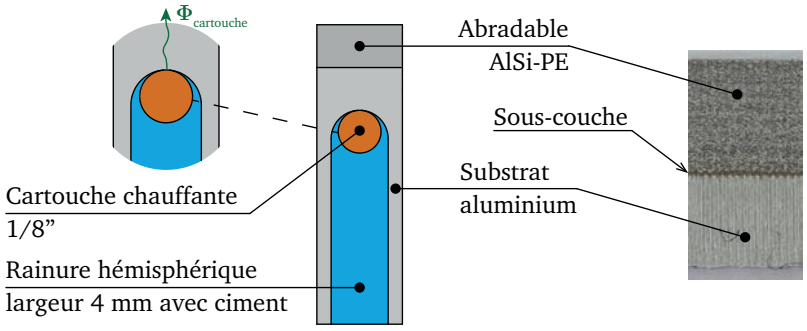


FIGURE 4.5 – Vue de face de la configuration de l'éprouvette de type A pour une mise en température jusqu'à 300 °C maximum

La cartouche a été scellée au fond de la rainure grâce à un ciment réfractaire haute température. Ce ciment a également pour but de confiner la chaleur et favoriser son transfert vers la partie supérieure de l'éprouvette et ainsi optimiser la chauffe du revêtement abradable. L'interface cartouche/substrat présente cependant des résistances thermiques engendrées par cette configuration de contact qui limite la température de surface maximale du revêtement AlSi-PE à 350 °C en condition d'essai statique et de pression atmosphérique.

A titre d'information et de comparaison avec le matériau des éprouvettes présentées dans la partie suivante, l'alliage d'aluminium utilisé pour les substrats métalliques a une conductivité thermique $\kappa_{AlSi-PE} = 130\,\mathrm{W\,m^{-1}\,K^{-1}}$ et un coefficient d'expansion thermique de $23{,}6\,\mu\mathrm{m\,m^{-1}\,K^{-1}}$.

Éprouvettes *M2043* Elles ont été obtenues par projection APS d'une poudre Co 25Ni 16Cr 6,5Al 0,5Y Polyester - BN [3] sur un substrat en Inconel 718 revêtu d'une sous-couche Ni 5Al (nom commercial *Metco 450NS*). . L'Inconel 718 a été retenu comme matériau du substrat métallique pour se placer dans la configuration du système « revêtement abradable » présent dans les étages du CoHP d'un turboréacteur. Les éprouvettes pour la nuance *M2043* sont de type B (largeur de substrat et de revêtement de 10 mm, épaisseur de revêtement de 3 mm et longueur de 110 mm). Elles ont nécessité l'utilisation du second modèle de cartouche chauffante (diamètre 6,35 mm - 500 W) pour prétendre à des mises en température du revêtement abradable jusqu'à 800 °C. Les plus hautes températures ciblées pour les essais sur CoNiCrAlY-hBN ont nécessité un transfert optimisé de la densité de puissance surfacique en provenance de la cartouche, au substrat métallique (c.-à-d. en augmentant la surface en contact entre la cartouche et le substrat) grâce à un confinement de la cartouche dans un perçage (cf. figure 4.6).

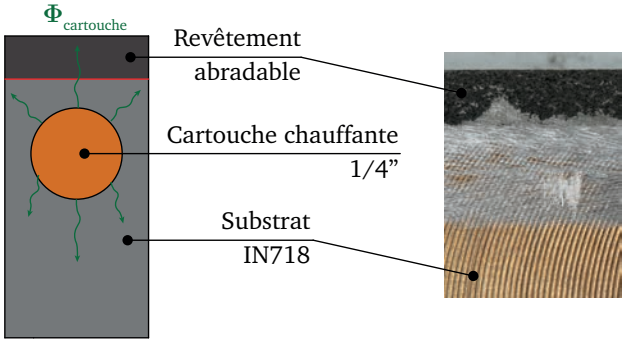


FIGURE 4.6 – Configuration de l'éprouvette de type B pour une chauffe à haute température jusqu'à 800 °C maximum

4.2 Configuration des essais et paramètres d'interaction

Le principe d'un essai sur le banc balistique a été décrit précédemment (cf. partie 2.2). Les éprouvettes rendues solidaires d'un projectile animé d'une vitesse V interagissent avec un outil d'interaction à une profondeur d'incursion estimée avant l'essai. La mise en température des échantillons a rendu complexe l'estimation et le réglage de la profondeur d'incursion. Des mesures lors des phases de réglages ont permis dans le cas des essais à très haute température, d'obtenir des profondeurs d'incursion maximale de 150 µm.

3. Ces valeurs proviennent du certificat de conformité des éprouvettes.

4.2.1 Essais d'interaction Ti6Al4V/AlSi-PE

4.2.1.1 Matrice des essais

Quatre essais d'interaction entre un revêtement abradable AlSi-PE et un **outil unique en alliage de titane** ont été réalisés à une vitesse moyenne de 125 m s^{-1} et différentes températures. Cette valeur de vitesse a été fixée au regard de l'énergie développée pendant le tir. La profondeur d'incursion programmée a été de 100 µm maximum pour chaque essai. La matrice des essais est présentée au tableau 4.4.

Essai	Température moyenne de surface	Vitesse initiale	Incursion maximale
A	175 °C	120 m s^{-1}	220 µm
B	125 °C	123 m s^{-1}	160 µm
C	270 °C	124 m s^{-1}	455 µm
D	20 °C	129 m s^{-1}	48 µm

Tableau 4.4 – Température, vitesse et incursion maximale atteinte lors des essais entre l'outil d'interaction en alliage de titane Ti6Al4V et un revêtement abradable AlSi-PE à différentes températures

La température maximale a été imposée par les limites de la technologie de mise en température et de l'environnement d'essai. Il a été possible de réaliser un essai avec une température maximale d'éprouvette avant interaction de 270 °C ce qui correspond à une température proche de celle observée dans le CoBP en fonctionnement. Un essai à température ambiante a imposé la valeur minimale de la température pour ces essais. Deux autres essais réalisés avec une température moyenne de surface de 125 °C et 175 °C correspondent sensiblement à la température de début et de fin de transformation observée sur l'analyse DSC (cf. figure 4.2) et dilatométrique (cf. figure 4.3).

4.2.1.2 Détermination de la température de surface

Les températures annoncées précédemment correspondent à des températures estimées à partir d'un tir de calibration dans des conditions représentatives des essais. En effet, la gamme de mesure du pyromètre utilisé (200 °C à 1000 °C) n'a permis de connaître l'élévation de température provoquée par l'interaction qu'à 31 mm après l'outil pour obtenir une mesure éloignée de la limite basse du pyromètre. Le tir de calibration a été réalisé avec une éprouvette martyre d'AlSi-PE préparée de façon identique aux autres éprouvettes d'essais. Aucun outil n'a été positionné sur cet essai. La figure 4.7 présente le profil de température en degrés celsius mesuré par le pyromètre avec le passe cloison, pour un essai réalisé à 128 m s^{-1}, une température de consigne de 345 °C

et une émissivité $\varepsilon_{AlSi-PE} = 0,4$. L'écart entre la température de consigne et la température de surface moyenne a été considéré le même pour les autres essais.

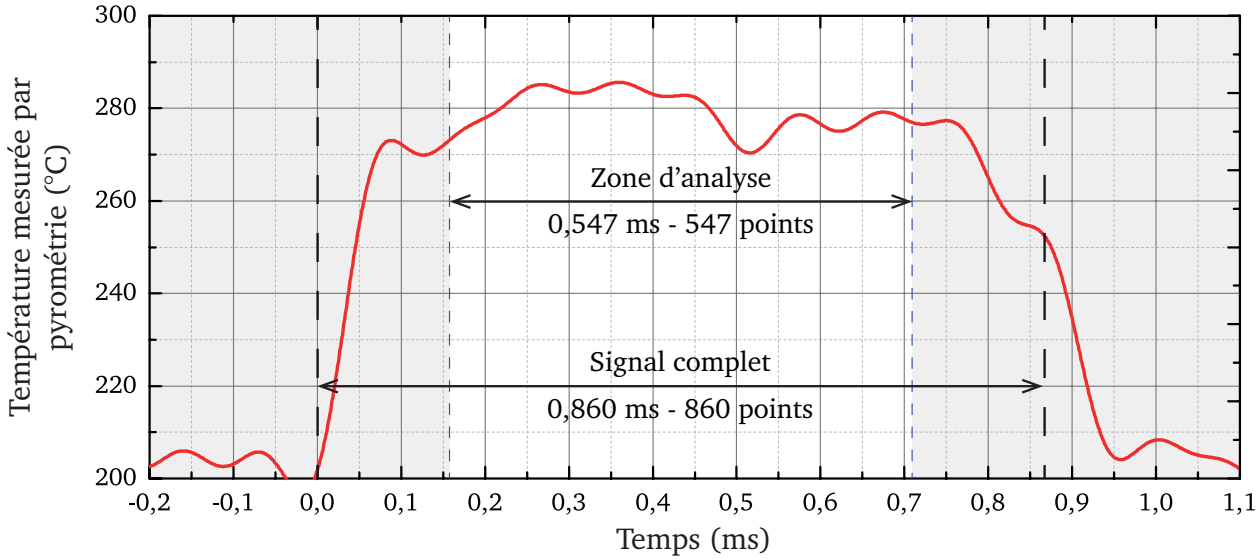


FIGURE 4.7 – Profil de température de surface d'une éprouvette d'AlSi-PE mesuré pour une vitesse de tir de 128 m s^{-1} et une température de consigne de 345 °C - $\varepsilon_{AlSi-PE} = 0,4$

Il est à noter que dans ces travaux de thèse, la température de consigne de la cartouche noyée dans le substrat ne correspond pas à la température de surface du revêtement abradable. De plus, les conditions atmosphériques dans l'enceinte de l'essai perturbent la mesure du thermocouple de la cartouche (cf. chapitre 2. La configuration du système de mise en température *in-situ* présenté en partie 2.2.2.2 possède des effets de bords non négligeables (plus de 50 °C de variation). Les vingt premiers et vingt derniers millimètres de l'éprouvette sont exclus de la zone d'analyse, seule la zone centrale d'une longueur de 70 mm est retenue pour l'exploitation et la corrélation des signaux mesurés dans une zone où la température est initialement quasi-constante. La fréquence d'échantillonnage de 1 MHz permet ainsi d'obtenir un signal utile d'environ 500 points à 129 m s^{-1}.

4.2.2 Essais d'interaction IN718/CoNiCrAlY-hBN

La technologie de mise en température par le second modèle de cartouche chauffante (diamètre de 6,35 mm et puissance distribuée de 500 W) a permis d'atteindre des températures beaucoup plus élevées pour se rapprocher des conditions moteurs du CoHP. Les verrous technologies identifiés lors des essais préliminaires sur revêtement abradable AlSi-PE ont permis également la mise en œuvre d'une instrumentation plus complète.

4.2.2.1 Matrice des essais

Quatre essais représentatifs sont présentés dans la suite de ce chapitre. Ils ont été réalisés à différentes vitesses – entre 122 m s^{-1} et 135 m s^{-1} – et à différentes températures, comprises

entre 500 °C à 720 °C. La profondeur d'incursion nominale a été fixée à 100 µm et a constituée la profondeur d'incursion maximale pour le dernier essai de cette campagne : les enseignements apportés par les essais d'interaction Ti6Al4V/AlSi-PE et l'optimisation de la méthode de préparation de l'essai (notamment l'estimation des dilatations de l'éprouvette) ont permis par itérations successives de réaliser des essais avec une profondeur d'incursion de mieux en mieux maîtrisée. Le tableau 4.5 présente la matrice des paramètres de ces essais.

Essai	Température	Vitesse	Incursion maximale
A'	500 °C	135 m s^{-1}	195 µm
B'	530 °C	122 m s^{-1}	71 µm
C'	650 °C	125 m s^{-1}	105 µm
D'	720 °C	125 m s^{-1}	103 µm

Tableau 4.5 – Température, vitesse et incursion maximale atteinte lors des essais entre un outil d'interaction en superalliage à base nickel Inconel 718 et un revêtement abradable CoHP CoNiCrAlY-hBN à différentes températures

Les essais A' et B' ont été réalisés avec un outil thermocouple feuille/pièce (présenté à la partie 3.2.0.2) constitué respectivement des couples de matériaux IN718 (nuance labo)/constantan et IN718 (nuance labo)/Mb. La jonction chaude de ces thermocouples a été obtenue par rectification avant essai pour s'assurer de la continuité électrique du circuit et permettre la calibration statique. Cependant, lors de ces deux essais, la nature fragile de l'Inconel 718 n'a pas permis d'entretenir les déformations plastiques créant les jonctions chaudes. La mesure de la température au contact n'a donc pas été possible.

4.2.2.2 Détermination de la température en amont et en aval de l'outil

La température indiquée à la matrice d'essais présentée au tableau 4.5 correspond à la température maximale mesurée avant l'essai à 31 mm de l'outil grâce aux mesures expérimentales (présentée figure 4.26 dans la suite de ce chapitre). La vitesse de refroidissement de la surface du revêtement *M2043* sous un vide partiel en condition statique est d'environ 284 °C s^{-1}. La valeur de ce refroidissement n'a pas été déterminée pour une configuration dynamique. Cependant, au vu du temps écoulé entre la zone de mesure et la zone d'interaction (en moyenne 240 µs) et de la masse thermique, le refroidissement est supposé négligeable. Le positionnement des deux pyromètres a rendu possible la mesure des échauffements produits par le frottement (et donc de température de surface avant interaction sans nécessiter un tir de calibration). Le choix de positionner le pyromètre avec la plus grande gamme de mesure (840-LO avec une émissivité réglée $\varepsilon_{\mathrm{M2043}} = 0,6$) a été piloté par les températures supposées après interaction. Le pyromètre avec la

plus basse gamme de mesure (740-LO avec une émissivité réglée $\varepsilon_{M2043} = 1$ en l'absence du passe cloison fibré) a été positionné avant outil, là où des températures inférieures à 1000 °C étaient attendues. L'instrumentation plus complexe et plus fragile de ces essais n'a pas permis d'envisager des vitesses supérieures 135 m s^{-1}. La figure 4.8 présente les deux profils de température obtenus pour un essai IN718/CoNiCrAlY-hBN à une vitesse de 125 m s^{-1} pour une température de consigne de 720 °C. Tout comme les essais avec le premier modèle de cartouche chauffante, la température de consigne ne correspond pas à la température effective en surface de revêtement mais cette dernière est mesurée grâce au pyromètre 740-LO.

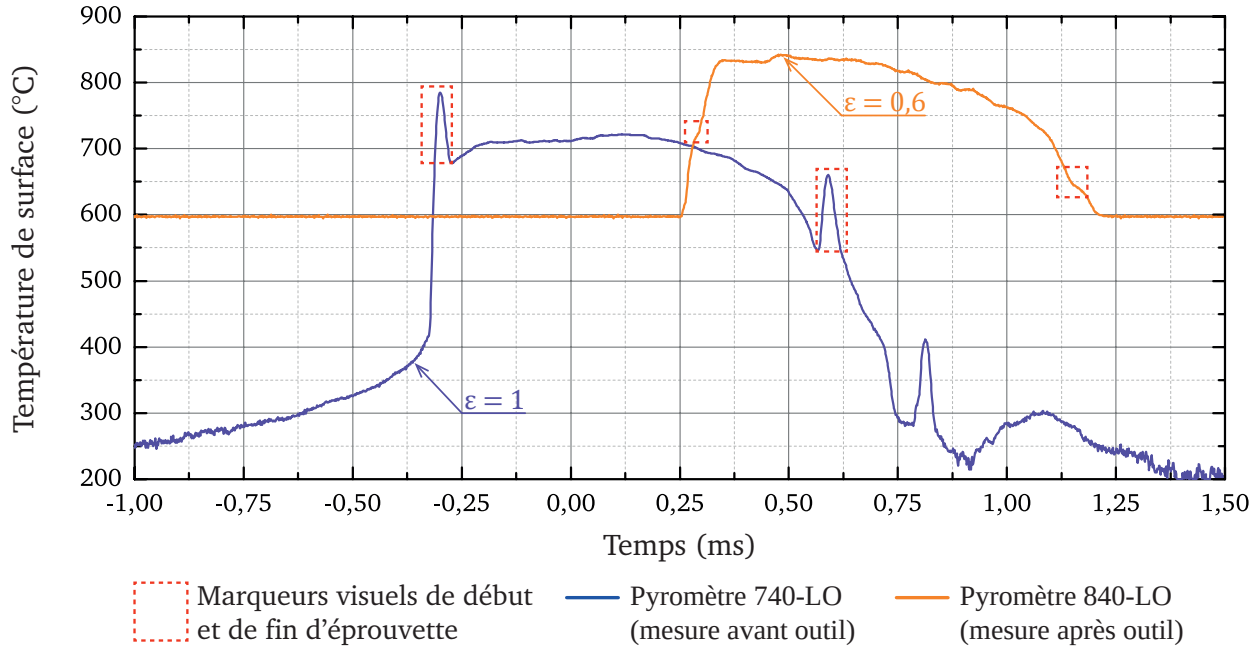


FIGURE 4.8 – Profil de température mesuré à 31 mm avant (courbe bleue) et après (courbe orange) outil

Le décalage temporel entre le début des deux signaux provient du décalage spatial entre les deux zones de mesure (2 × 31 mm). Le profil de température mesuré avant l'outil montre deux zones de brusque accroissement de température (encadrées en traits discontinus rouges). Elles correspondent aux zones « froides » de la cartouche qui ne sont pas noyées dans l'éprouvette. Il résulte à ces endroits une mesure de température sur un corps possédant un coefficient de réflexion plus important que le revêtement abradable. Les changements temporaires d'émissivité alors induits produisent une variation de la température avec une dérivée plus importante que le reste du signal. Cependant, ils sont moins prononcés sur le signal mesuré après outil du fait d'une plus faible sensibilité du pyromètre 840-LO à ces températures.
Les effets de bord sur cet essai à 720 °C (au début et à la fin de l'éprouvette) sont très prononcés et se traduisent par une variation de la température de 130 °C entre le début et la fin de l'éprouvette. La masse thermique plus importante à l'arrière du projectile est responsable du refroidissement de l'arrière de l'éprouvette. Ces grandes variations confortent le choix de retenir une zone d'analyse

au milieu de l'éprouvette tout comme les essais sur AlSi-PE. Dans cette zone, la température moyenne vaut 707 °C avec $\Delta T = \pm 13$ °C.

4.2.2.3 Prise en compte des dilatations de l'éprouvette dans l'incursion

Compte tenu des dilatations thermiques qui peuvent influencer la profondeur d'incursion souhaitée, des mesures ont donc été entreprises pour quantifier ces dilatations et les prendre en compte lors de la préparation de l'essai (cf. section 2.3.2.3 du chapitre 2). Le confinement du projectile au sein du canon n'a pas permis la détermination du profil de dilatation dans les conditions de l'essai. Les mesures se sont donc réalisées sur un dispositif externe (machine à commande numérique) sur lequel l'ensemble projectile + éprouvette présenté au chapitre 2 a été mis en température. Un palpeur LVDT, piloté en déplacement, a effectué une série de mesures ponctuelles suivant le schéma présenté figure 4.9. Le cycle de mesure pour chaque point est composé d'une descente du palpeur pour réaliser la mesure, d'une temporisation de 0,5 s pour limiter la conduction de chaleur dans le palpeur (et donc risquer une dilatation du stylet de mesure), d'une remontée du palpeur et d'un déplacement axial de 10 mm avant de recommencer le cycle de mesure.

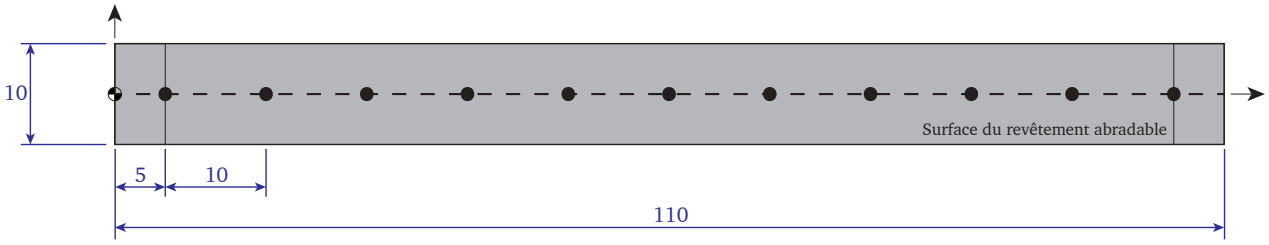


FIGURE 4.9 – Points de mesure pour l'estimation du profile de dilatation à une température de surface maximale de 710 °C – vue du dessus de l'éprouvette

Le profil de dilatation dans la direction normale à la surface du revêtement a été extrapolé à partir de la mesure de onze points et la température correspondante à chaque point de dilatation a été mesurée en continue et sont présentés figure 4.10. Les mesures des points de référence ont été effectuées sur la surface du revêtement à température ambiante. La variation de la hauteur mesurée à température ambiante et à haute température est la conséquence de la dilatation de l'ensemble du projectile.

Les mesures réalisées pour une température maximale $T_{max} = 710$ °C montrent une dilatation variable mais en accord avec le profil de température de surface. La valeur maximale de la dilatation (variation de la position de la surface de contact) vaut 375 µm pour une température correspondante à T_{max}, située au début de l'éprouvette. La plus faible masse thermique combinée à la conception de la cartouche est en majorité responsable de ce profil de température obtenu. La valeur de la dilatation en fonction de la température a été estimée à partir de la mesure présentée précédemment figure 4.10.
La dilatation convexe n'a pas pu être évitée et a participé à la configuration de l'interaction. La

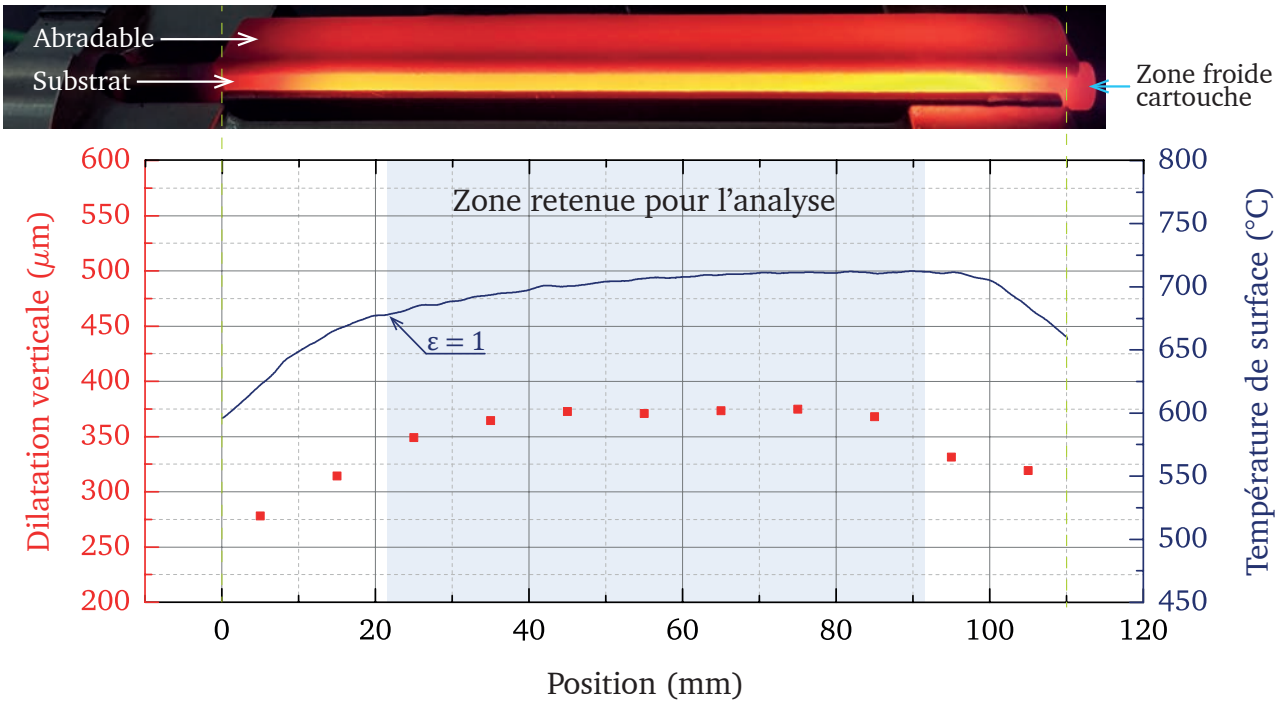


FIGURE 4.10 – Dilatation verticale (points rouges) et profil de température de surface (ligne continue bleue) pour un essai de caractérisation statique à une température maximale de surface de 710 °C

présence de zones moins dilatées de part et d'autre de l'éprouvette a permis une incursion progressive de l'outil au cours de l'essai. Cette configuration d'incursion est plus représentative de celle présente à bord des turboréacteurs et permet d'éviter des niveaux d'efforts trop importants sur le capteur en début de contact, risquant de perturber la mesure.

4.3 Analyse des essais d'interaction Ti6Al4V/AlSi-PE [4]

4.3.1 Exploitation des mesures des efforts et de l'usure

Les signaux d'efforts des essais (présentés au tableau 4.4) dans le cas d'une interaction orthogonale entre une éprouvette de revêtement abradable AlSi-PE et un outil d'interaction en Ti6Al4V sont présentés à la figure 4.11. Seule la composante normale (en bleu) et la composante de coupe (en noir) sont représentées. La composante transverse est négligée dans le cas d'une interaction en condition de contact orthogonale. Les signaux d'efforts ont été corrigés grâce à la méthode de correction présentée à la partie 2.3.1.1 puis à l'aide d'une moyenne mobile à 50 points permettant de réduire les oscillations provoquées par le flux de gaz devant le projectile et la modification du dispositif de mesure. Les zones non grisées représentent les zones retenues pour l'analyse et la discussion, les effets de bords sont donc exclus. La variation du profile (profile d'usure) est

4. Les résultats présentés dans cette section ont fait l'objet d'une soumission dans la revue scientifique Wear sous la référence WEA-2019-1134 – Requête en cours de délivrance.

également représentée (en orange).

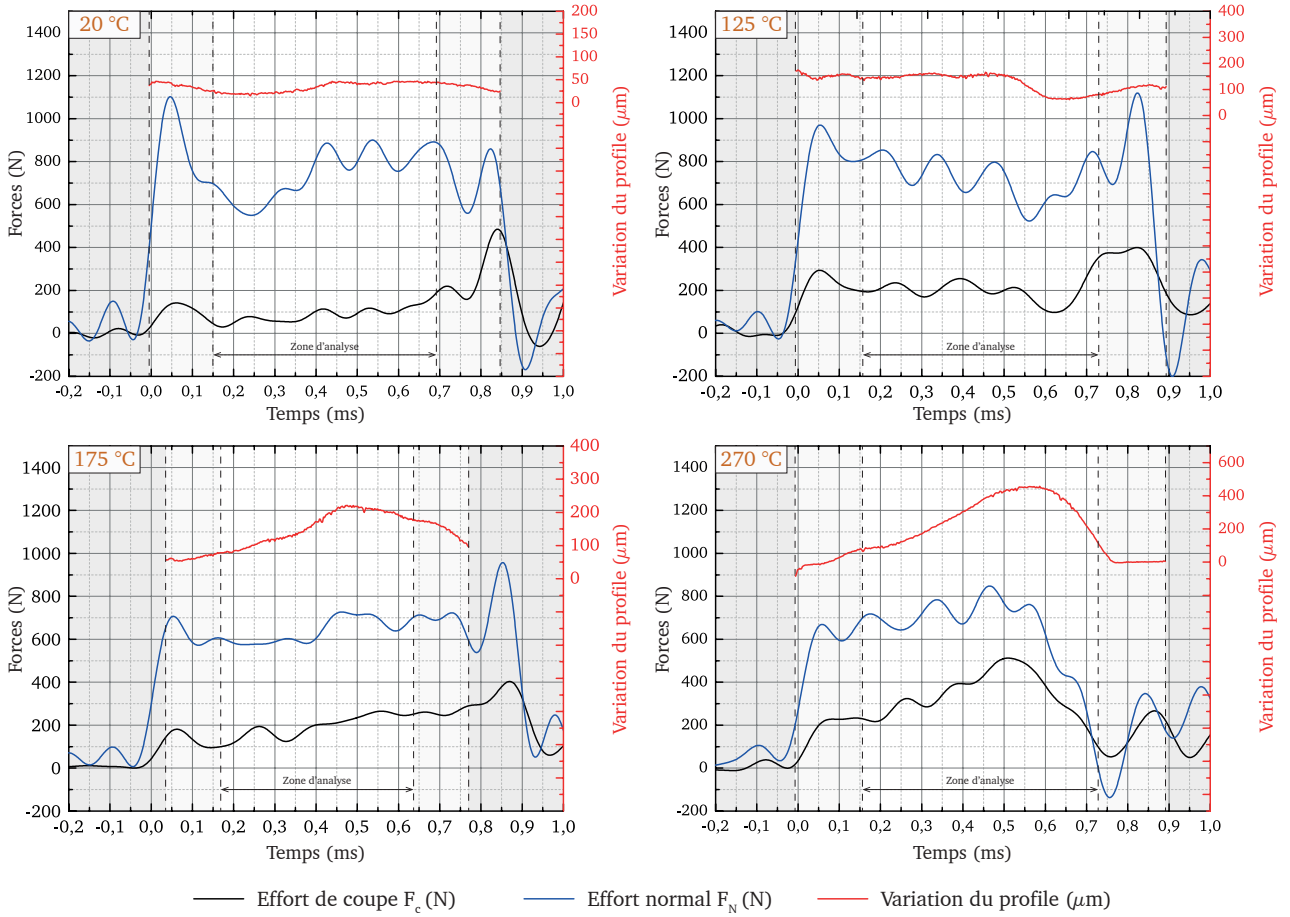


FIGURE 4.11 – Effort de coupe (noir), effort normal (bleu) et usure post-mortem (variation du profil - orange) mesurés pour un essai d'interaction Ti6Al4V/AlSi-PE à température ambiante, 125 °C, 175 °C et 270 °C et à une vitesse moyenne de 125 m s^{-1}

L'essai à température ambiante, réalisé à une vitesse de 129 m s^{-1}, a montré une valeur d'usure mesurée *post-mortem* comprise entre 17 µm et 46 µm dans la zone d'intérêt de 70 mm au milieu de l'éprouvette. L'effort de coupe présente une évolution qui n'est pas corrélée à l'usure et atteint 80 N dans la zone où l'usure a été minimale. L'usure maximale a induit un effort de coupe de 115 N. L'effort maximal de coupe dans la zone d'analyse a atteint 180 N pour un niveau d'usure mesuré de 45 µm. L'effort normal présente quant à lui la même évolution que le profil d'usure. Au point d'usure minimale, l'effort normal est de 550 N soit une augmentation de près de 600 % par rapport à la composante de coupe dans la même zone. L'effort normal atteint 885 N au point d'usure maximale soit une augmentation de l'effort normal de 670 % par rapport à l'effort de coupe au même endroit et traduit une plus grande sensibilité de la composante normale par rapport à la composante de coupe sur le comportement mécanique du matériau. Le début de l'interaction présente une décroissance de l'usure qui induit une décroissance des efforts. La fin de la zone utile d'analyse présente un effort normal moyen constant mais un effort de coupe croissant

malgré un niveau d'usure qui diminue. Ce phénomène tend à montrer que l'effort de coupe n'est pas lié uniquement au niveau d'usure mais à la mécanique du contact.
L'essai à 125 °C présente une évolution de l'usure différente de celle à température ambiante avec une usure constante puis une brusque chute. En cause, les dilatations de l'éprouvette (et donc du revêtement abradable) non maitrisées et ayant mené à une usure minimale de 60 µm et une usure maximale de 160 µm dans la zone d'intérêt retenue. L'usure moyenne sur les deux premiers tiers de la zone d'analyse est sensiblement constante avec une valeur moyenne de 160 µm pour un effort de coupe moyen de 205 N. Au minimum, le niveau d'usure atteint est de 64 µm pour un effort de coupe correspondant de 100 N soit une variation de 100 % par rapport à l'effort de coupe dans la zone d'usure moyenne. L'effort normal atteint sa valeur minimale également dans la zone d'usure minimale, traduisant un couplage efforts/usure.
A 175 °C, l'usure mesurée est plus importante que le niveau nominal visé. Au minimum, l'usure est de 80 µm et au maximum de 220 µm. Dans la zone où l'usure est maximale, la valeur de l'effort de coupe et normal est respectivement de 218 N et 725 N. La composante de coupe présente une évolution croissante du niveau d'effort pendant toute l'interaction. La composante normale quant à elle présente deux plateaux à deux niveaux d'efforts moyens respectivement de 570 N et 700 N. Dans ce cas de figure, l'usure n'est pas couplée directement aux composantes d'efforts.
L'essai à plus haute température (c.-à-d. **270 °C**) a présenté une usure maximal de 457 µm (plus de quatre fois supérieur à la valeur nominale programmée de 100 µm). L'effort normal est maximal au point d'usure maximale et atteint 760 N. Il en est de même pour l'effort de coupe avec une valeur maximale de 500 N. La composante de coupe et et la composante normale présentent une évolution en accord avec celle du profil d'usure, mais avec une dérivée plus importante pour la composante de coupe qui se rapproche de la dérivée de l'usure sur la partie croissante de cette dernière.

Les quatre essais réalisés précédemment présentent des profils d'usure variables fonctions de la température de surface. De ce fait, la comparaison des essais entre eux n'est pas directement réalisable. Par analogie à l'usinage, et sous l'hypothèse d'une usure proportionnelle à l'effort, il a été calculé un coefficient s'apparentant à l'effort spécifique [129] et défini comme étant le rapport $\frac{F_c}{\text{usure}}$ (effort spécifique de coupe) et $\frac{F_N}{\text{usure}}$ (effort spécifique normal). Ce coefficient diffère de celui calculé en usinage dans la mesure où le revêtement abradable n'est pas uniquement endommagé par un mécanisme de coupe mais permet une comparaison des différents essais entre eux. L'effort est mesuré *in-situ* et l'usure *post-mortem*. La figure 4.12 présente l'effort spécifique de coupe en fonction du temps pour la zone d'analyse retenue uniquement (70 mm du milieu de l'éprouvette). A température ambiante, l'effort spécifique est plus important que celui des autres essais qui présentent des niveaux similaires entre eux. La valeur maximale atteint 3,7 N µm^{-1} en fin de zone utile et correspond également à la valeur maximale de l'effort spécifique de coupe pour l'essai à 125 °C. Au centre de l'éprouvette, l'effort spécifique de coupe pour les trois essais en température varie entre 1,37 N µm^{-1} (essai à 125 °C) et 1,18 N µm^{-1} (essai à 270 °C). En comparaison avec

l'essai à température ambiante, la valeur de l'effort spécifique de coupe est de 2,40 N µm^{-1} au même point.

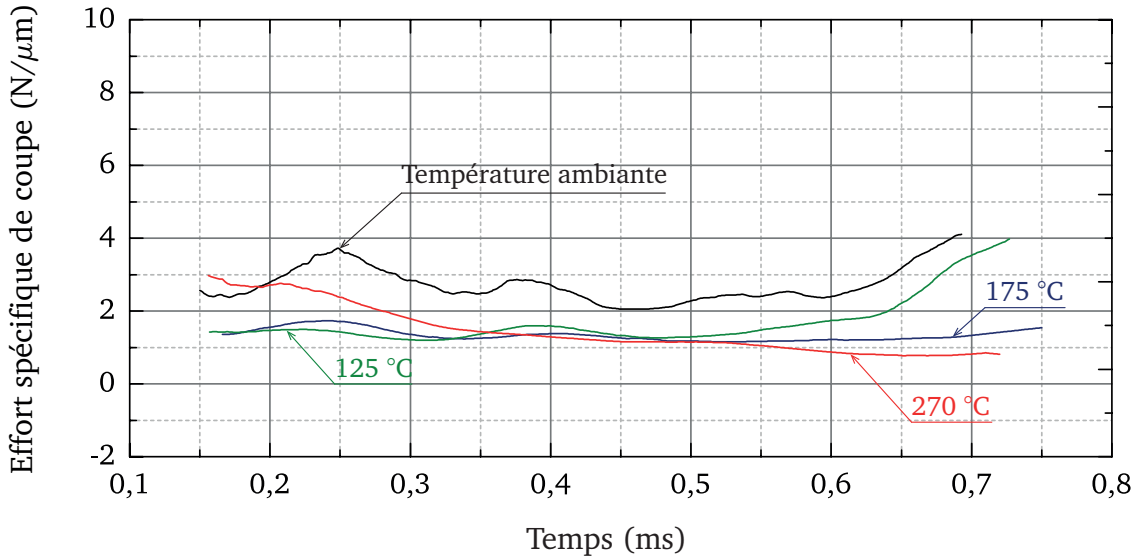


FIGURE 4.12 – Efforts spécifiques de coupe calculés pour les quatre températures nominales des éprouvettes lors des essais d'interaction entre un outil en Ti6Al4V et un revêtement abradable de nuance AlSi-PE

La figure 4.13 présente l'effort spécifique normal et met en avant une forte influence de la température du revêtement abradable sur les niveaux d'efforts spécifiques atteints. Ces derniers sont sensiblement égaux pour les essais en température et varient entre 2,14 N µm^{-1} pour l'essai à 125 °C et 4,65 N µm^{-1} pour l'essai à 270 °C au milieu de la zone d'analyse. L'effort spécifique normal de l'essai à température ambiante atteint 21 N µm^{-1} en fin de zone utile d'analyse.

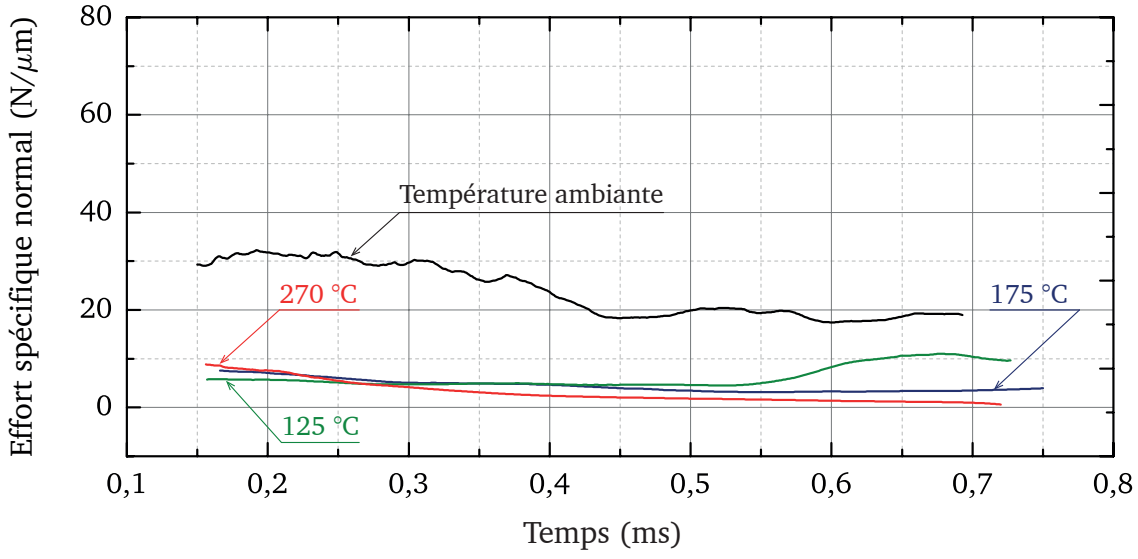


FIGURE 4.13 – Efforts spécifiques normaux calculés pour les quatre essais d'interaction entre l'outil en Ti6Al4V et un revêtement abradable AlSi-PE

4.3.2 Échauffements produits par l'interaction

Le travail des forces d'interaction est essentiellement converti en chaleur par frottement avec l'outil. Ces échauffements ont été mesurés pour trois des quatre essais, par le pyromètre 740-LO positionné à 31 mm de la partie active de l'outil (pour une mesure après interaction) avec une erreur de mesure maximale de 3 % (cf. partie 3.5.2.2). La mesure de la température de surface de l'essai à 175 °C n'a pas été réalisée (destruction d'un composant de la chaîne optique du pyromètre pendant l'essai). L'émissivité choisie et réglée a été identique pour toutes les mesures et égale à $\varepsilon_{\text{AlSi-PE}} = 0,4$. La variation de l'état de surface en fonction de la profondeur d'incursion, qui provoque des variations locales d'émissivité, n'est pas prise en compte dans ces travaux. La figure 4.14 présente les trois essais où la mesure de température de surface a été réalisée (essai avec une éprouvette initialement à 20 °C, à 125 °C et à 270 °C) en même temps que l'effort de coupe (noir) et l'effort normal (bleu).

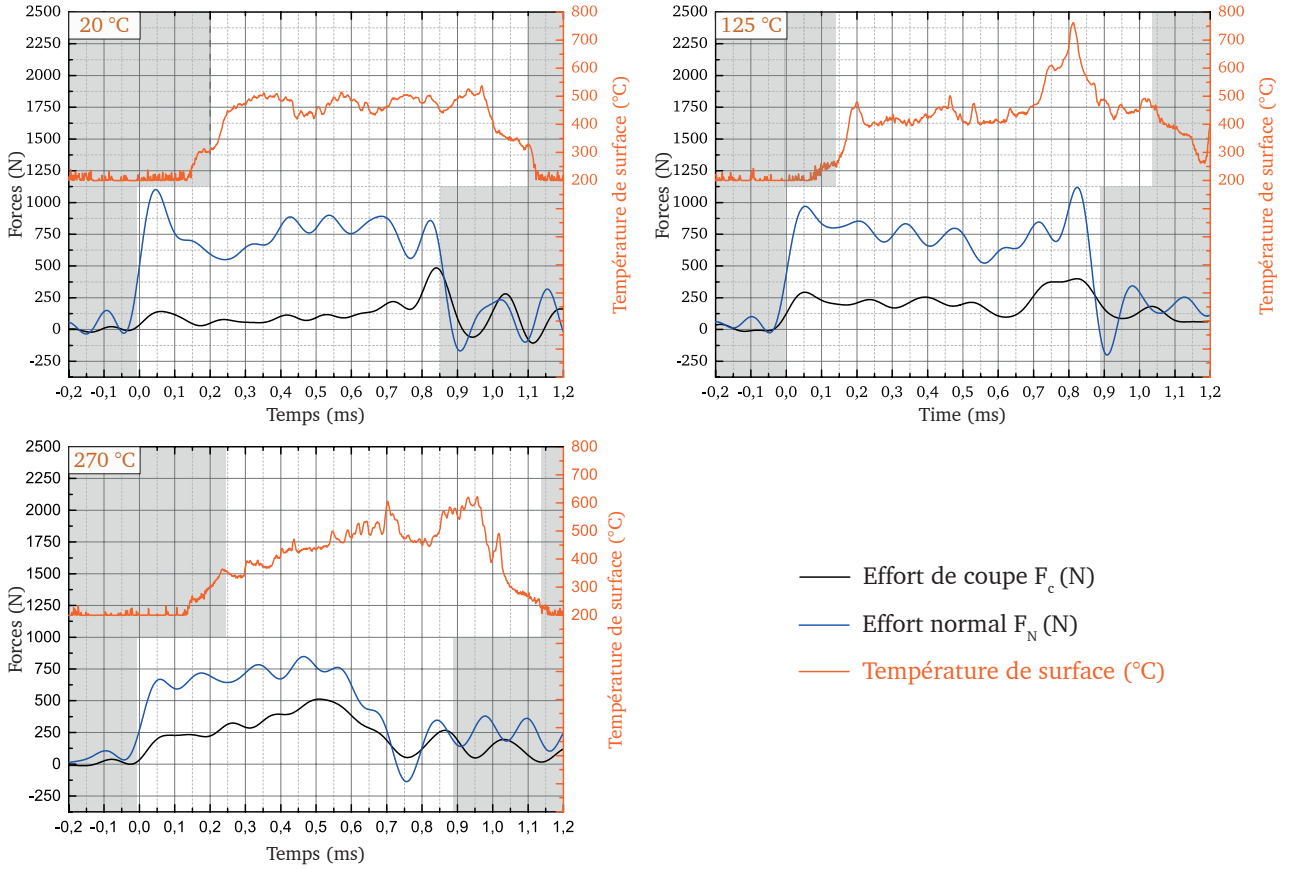


FIGURE 4.14 – Profils de température de surface mesurés à 31 mm après l'outil d'interaction pour l'essai à 20 °C, 125 °C et 270 °C

L'essai où l'éprouvette est initialement à température ambiante, a atteint une température de surface moyenne de 460 °C après interaction. Le profil de température mesuré présente des variations comprises entre 420 °C et 512 °C qui peuvent s'expliquer par différents phénomènes comme des affectations thermiques variables à la surface de l'éprouvette au cours de l'essai et/ou

des affectations mécaniques induisant des changements locaux d'émissivité. Lors de l'essai réalisé à une température moyenne de surface de 125 °C, la température maximale a atteint 760 °C à la fin de la zone d'analyse. Dans la zone centrale de l'éprouvette, la température moyenne a été mesurée à 430 °C. Cette température moyenne est 30 degrés plus basse que la température moyenne mesurée pour l'essai à température ambiante (sur les 500 premières microsecondes à partir du début de la mesure du pyromètre). Une augmentation de la profondeur d'incursion de l'ordre de 100 µm (ordre de grandeur de la différence de la profondeur d'incursion entre l'essai à température ambiante et à 125 °C) induit donc qu'une faible augmentation de la température de surface. La température maximale de 760 °C est corrélée à une chute de l'effort de coupe, de l'effort normal et également de l'usure. L'essai à plus haute température – 270 °C – présente une évolution de la température de surface en accord avec le profil de l'effort de coupe et normal. La température maximale atteinte à la fin de la zone d'analyse est de 580 °C. Une chute temporaire de la température est présente entre $t = 0{,}7$ ms et $t = 0{,}85$ ms et correspond à la zone où l'usure mesurée est maximale. Après $t = 0{,}85$ ms le profil de température augmente à nouveau alors que l'usure mesurée décroit. Une corrélation entre profondeur d'incursion, efforts et usure est donc délicate à établir pour la fin de la zone utile.

4.3.3 Analyses *post-mortem* des revêtements et de l'outil

L'interaction entre l'outil et le revêtement abradable a été responsable d'endommagements observables aussi bien sur l'outil d'interaction que sur les revêtements abradables. Cette partie se propose de décrire dans un premier temps les analyses *post-mortem* effectuées sur l'outil d'interaction puis sur les éprouvettes.

4.3.3.1 Analyses post-mortem de l'outil d'interaction

Un unique outil d'interaction a été utilisé pour les quatre essais d'interaction sur matériau AlSi-PE dans l'ordre suivant : essai à 175 °C, essai à 125 °C, essai à 270 °C et essai à température ambiante. La littérature recense des études où le revêtement abradable est transféré vers l'extrémité de l'aube. Dans l'objectif de visualiser ce transfert et également de quantifier l'épaisseur de matériau usé sur l'outil, des analyses de la partie active de l'outil ont été réalisées.
Une première analyse de l'outil par microscope optique à variation de focale [5] a été réalisée avant et après l'essai à température ambiante (dernier essai). Grâce à ces clichés, une analyse des différences a été possible et est présentée en figure 4.15. Cette analyse consiste à comparer la géométrie 3D de l'outil avant et après l'essai pour identifier les zones d'ajout/enlèvement de matière.
L'analyse des différences présente des écarts sous gamme (c'est à dire par rapport à la géométrie de référence qui est l'outil avant l'essai à température ambiante) positifs et négatifs. Un écart positif traduit un ajout de matière sur l'outil et un écart négatif traduit un enlèvement de matière de l'outil. Au vu du cliché optique présenté figure 4.15, des zones d'usure (en bleues) sont identifiable

5. Alicona Infinite Focus Metrology (IFM) G4f.

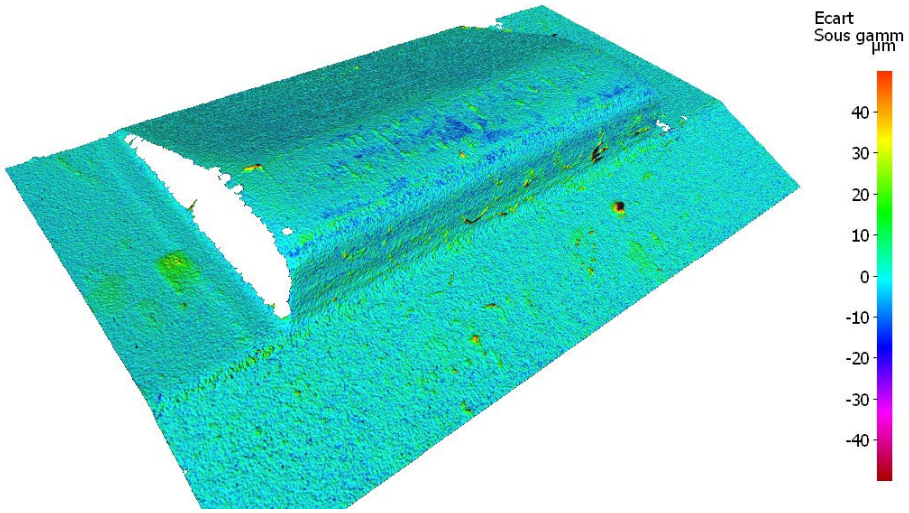


FIGURE 4.15 – Résultat 3D de l'analyse des différences réalisée sur l'outil en Ti6Al4V avant et après essai à température ambiante

ainsi que des zones d'ajout de matière (en vert). L'ajout de matière a atteint au maximum une épaisseur de 30 µm et l'usure maximale a atteint 20 µm.

Dans l'optique d'identifier les éléments chimiques présents sur l'outil et statuer quant à un possible transfert adhésif, un microscope électronique à balayage (MEB) couplé avec un spectromètre à rayons X à dispersion d'énergie (EDS-X) a été utilisé. L'analyse des éléments chimiques présents à la surface de l'outil a permis de mettre en avant des transferts de matière durant l'interaction. Le principe de fonctionnement d'un MEB et de la technique d'analyse par spectrométrie à rayons X est présenté annexe B.

L'outil en alliage de titane a été métallisé à l'or pour limiter le dégazage du polyester dans la chambre sous vide du MEB et également limiter les zones de chargement électriques qui traduisent la présence de polyester. L'outil a été déposé sur un porte échantillon conducteur afin d'assurer la continuité électrique lors du bombardement des électrons. Durant les analyses, la distance entre la surface de l'échantillon et le détecteur EDS a été réglée et maintenue à 9,1 mm et la tension d'accélération des électrons a été réglée et maintenue à 12,5 kV. Deux zones ont été analysées et sont présentées figure 4.16. La première (zone A) correspond à une zone où le revêtement abradable a interagit avec la partie active de l'outil et la zone B correspond à une zone non affectée durant l'interaction. Elle est située hors partie active de l'outil là où une phase, suspectée d'être du polyester, a été observée au microscope optique. Les deux clichés obtenus lors des analyses sont présentés à la figure 4.16.Ils n'ont pas été réalisés avec les paramètres cités précédemment, l'objectif étant seulement d'obtenir une vue détaillée de la zone dans laquelle l'analyse EDS a été effectuée et mettre en avant les possibles endommagements observables visuellement.

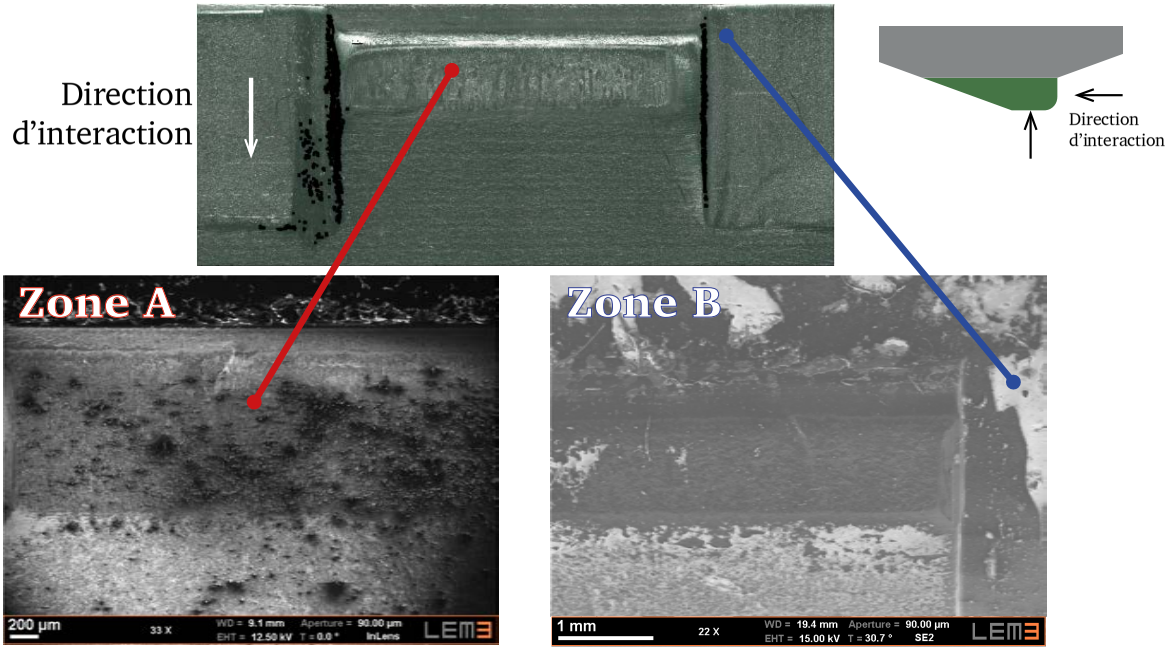


FIGURE 4.16 – Clichés MEB de la partie active de l'outil avec mise en évidence des deux zones retenues pour l'analyse EDS

Analyse des spectres obtenus Les figures 4.17-A et 4.17-B présentent les spectres obtenus lors de l'analyse EDS pour la zone A et B comme présenté à la figure 4.16.

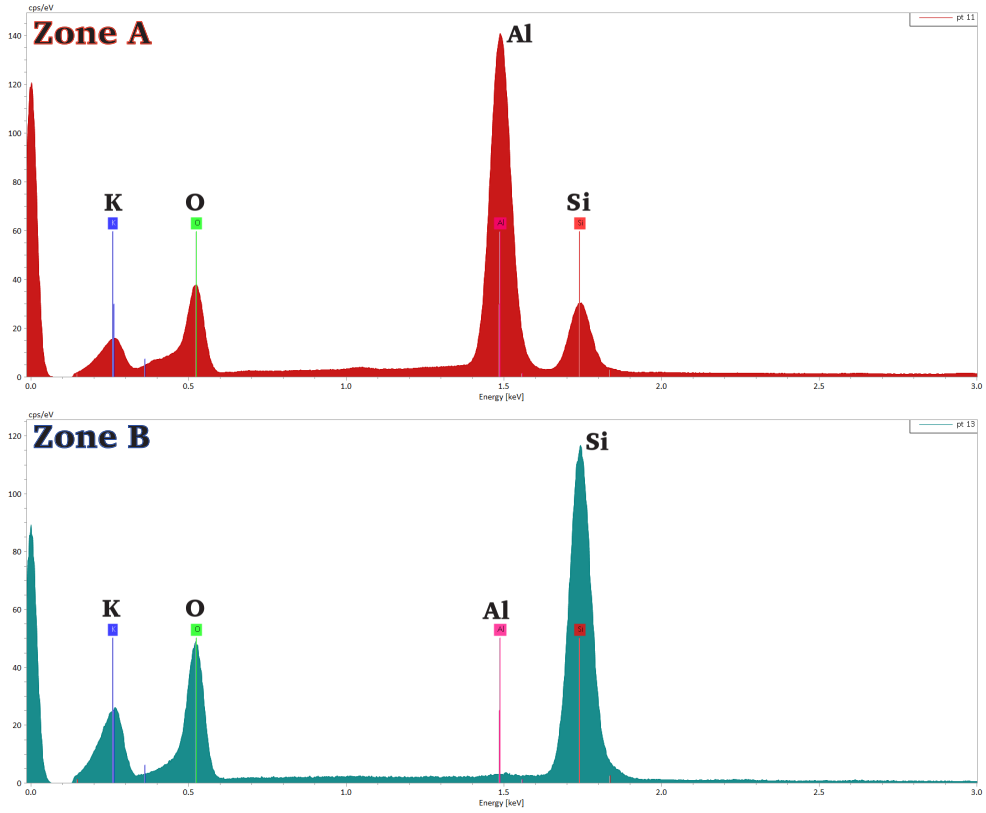


FIGURE 4.17 – Spectres obtenus par l'analyse EDS de la Zone A et B pour une énergie de tir de 12,5 keV

Ces spectres indiquent la présence d'aluminium (Al) et le Silicium (Si) en surface d'outil. Deux autres éléments, l'Oxygène (O) et le Potassium (K) ont été détectés et proviennent potentiellement du bouchon d'étanchéité en mica positionné à l'arrière du projectile avant le tir : ce dernier a frotté avec l'outil pour y laissé des résidus. La présence des éléments Al et Si traduit un transfère adhésif dont l'origine n'est pas certaine. En effet, l'aluminium est un des éléments chimiques à la fois de l'alliage de titane (Ti6Al4V) et à la fois du revêtement abradable AlSi-PE. Le silicium quant à lui est présent à la fois dans le bouchon en mica et dans le revêtement abradable. A ce stade, il n'est donc pas possible de conclure quant à l'origine de ces éléments. Cependant, la zone d'intérêt B, qui a été choisie à l'extérieure de la partie active de l'outil, présente des zones de chargements électriques traduisant la présence de polyester. Un transfert a donc eu lieu de l'éprouvette vers l'outil. Le spectre EDS correspondant à cette zone d'analyse est présenté figure 4.17-B et montre une composition chimique similaire à celle de la zone A (Si, K et O) mais sans la présence d'éléments Al.

4.3.3.2 Analyse des surfaces des éprouvettes et discussion préliminaire

La présence de polyester dans le revêtement abradable a rendu impossible une analyse EDS de ce dernier au MEB sans risquer une pollution de l'enceinte sous vide. Les analyses effectuées sur les revêtements ont donc été faites par clichés photographiques en quatre zones d'intérêts notées A, B, C et D sur la figure 4.18. Chaque zone a une dimension de 6 mm × 6 mm. Elles sont situées respectivement à 18 mm, 44 mm, 60 mm et 86 mm du début de l'éprouvette. La zone A et D représentent le début et la fin de la zone d'analyse utile retenue pour le calcul des efforts spécifiques. La zone B est la zone où l'incursion mesurée a été constante ou en augmentation et la zone C est la zone où l'incursion a été proche de sa valeur maximale pour les quatre essais étudiés. Plusieurs endommagements ont été identifiés et représentés sur les différents clichés photographiques afin de les mettre en valeur. Les flèches blanches pointent les zones où le passage de l'outil a laissé place à des porosités ouvertes traduisant une rupture fragile du revêtement et/ou un enlèvement massif de matière sans recouvrement. Les lignes pointillées jaunes (orientées dans le sens d'interaction de l'éprouvette) montrent les zones dans lesquelles un mode d'endommagement par rainurage a été produit. Les lignes rouges en traits continus (transverses au sens de déplacement de l'éprouvette) pointent un mécanisme d'endommagement par fissuration et les vagues vertes pointent un mécanisme de beurrage. Le mécanisme de rainurage - lignes pointillées jaunes - est présent sur toute la longueur des éprouvettes analysées et ne semble pas dépendre de la température. Le mécanisme d'endommagement par fissuration transverse semble être lié directement à la température tandis que le mécanisme d'endommagement par beurrage est présent uniquement sur l'essai à plus haute température et à la fin de la zone utile (zone D). L'interaction unique produite entre l'outil et le revêtement permet cette identification des endommagements pour une condition d'essai donnée.

L'essai à température ambiante présente des porosités ouvertes sur les 86 mm premiers mil-

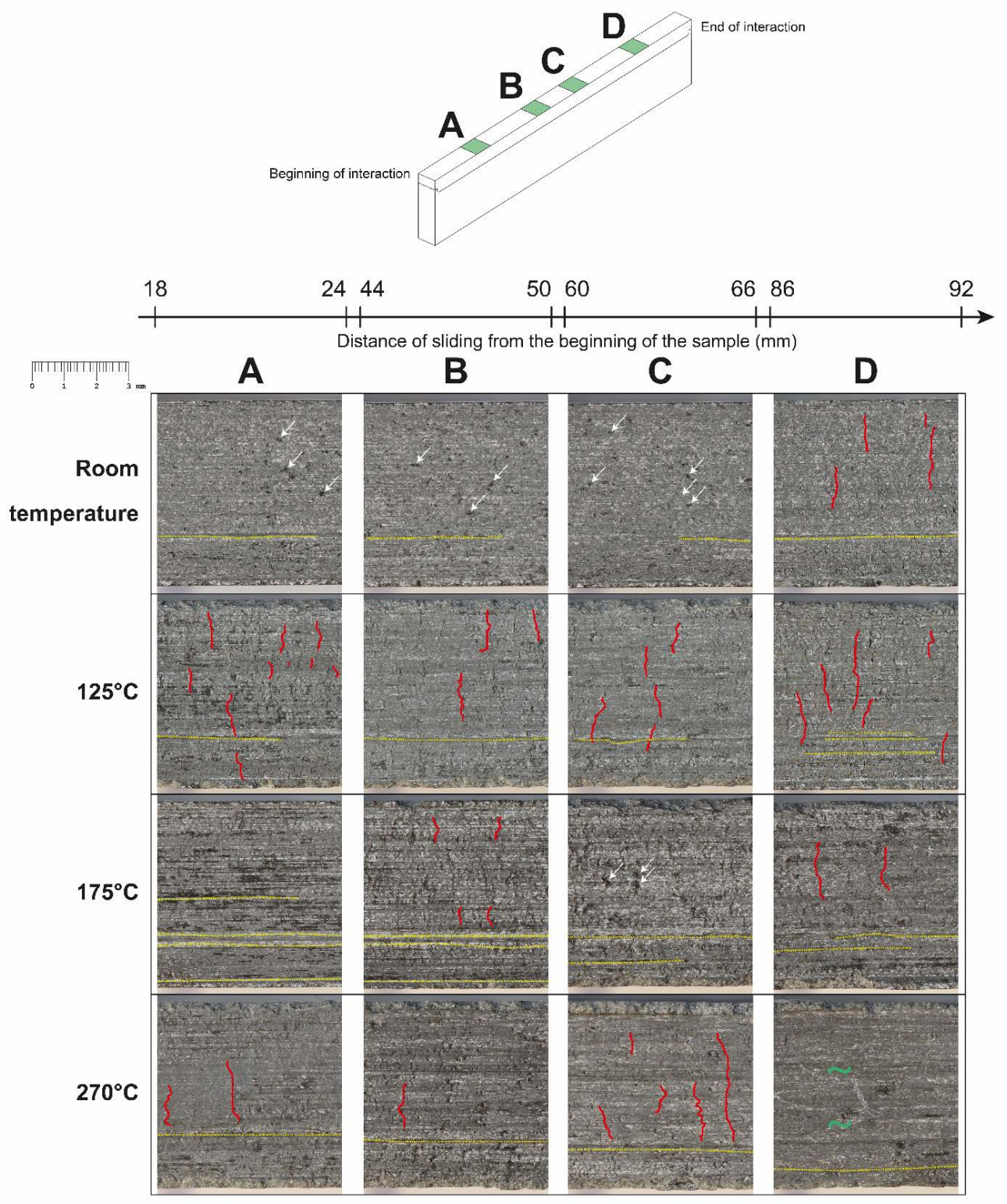


FIGURE 4.18 – Cartographies de zones d'intérêt des éprouvettes en provenance des quatre essais réalisés entre un abradable AlSi-PE et un outil en Ti6Al4V, pour quatre températures différentes et identification des endommagements superficiels induits

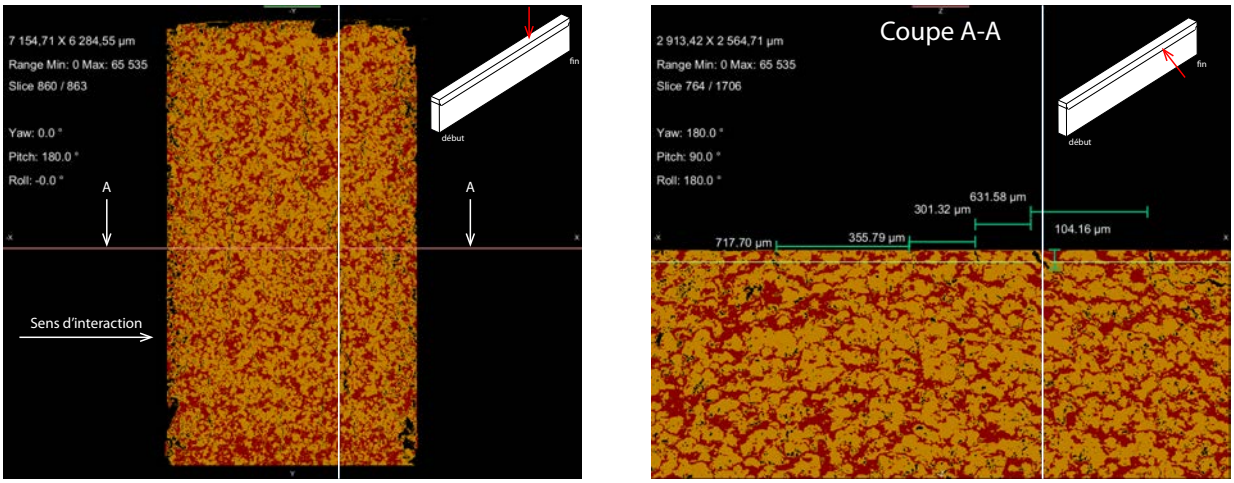
limètres de l'éprouvette avec un mécanisme d'endommagement par rainurage sur toute la longueur. La fin de la zone utile (zone D) ne présente plus de porosités ouvertes mais de la fissuration

transverse au sens d'interaction. **L'essai à 125 °C** présente des fissurations transverses sur les différentes zones analysées. Le mécanisme de rainurage est toujours présent sur toute la longueur de l'éprouvette et est localisé approximativement au même endroit que les rainures observées pour l'essai à température ambiante. **L'essai à 175 °C** présente des traces de frottement (assimilable à du beurrage) dans la zone A et D. Le mécanisme d'endommagement par rainurage est plus présent que sur les deux autres essais à température ambiante et 125 °C et la présence de zones sombres montrent un enlèvement massif de matière. Cet état de surface est d'autant plus chaotique à **l'essai à 270 °C** où la zone A, C et D présentent des traces de beurrage avec du rainurage sur toute la longueur de l'éprouvette et des fissurations transverses réparties sur la zone B et C là où l'usure a été la plus grande.
Les différentes températures testées montrent une évolution graduelle de l'état de surface des différentes zones analysées et des mécanismes d'endommagements présents. La partie suivante se propose de discuter des observations faites et de les corréler aux efforts, usure et température de surface mesurée pour les quatre essais d'intérêts.

4.3.4 Discussion

Les quatre essais réalisés à 20 °C, 125 °C, 175 °C et 270 °C ont mis en avant des comportements bien différents en terme d'efforts, d'usure, de température de surface et de mécanismes d'endommagements. La suite de cette partie se propose de discuter des observations faites sur les différents essais. Pour chaque cas analysé, il est rappelé que seule la zone centrale de l'éprouvette est retenue (c-à-d les 70 mm du milieu de l'éprouvette, les 20 premiers et les 20 derniers millimètres du contact sont exclus).
L'essai à **température ambiante** présente un profil de température de 460 °C en moyenne et fluctuant entre une valeur minimale de 424 °C et une valeur maximale de 500 °C. L'analyse surfacique de cette éprouvette a mis en avant un mécanisme d'endommagement par rainurage présent sur toute la longueur de l'éprouvette et qui ne semble pas être lié à la température atteinte durant l'interaction : les trois autres essais possèdent également ce type d'endommagement. La présence de porosités ouvertes dans les zones A, B et C (de 18 mm à 66 mm après le début de l'éprouvette) tend à montrer une rupture fragile de la matrice métallique (décohésion de la matière). La fin de la zone utile d'analyse présente des fissures transverses dont quelques unes sont présentées sur la coupe tomographique en vue de dessus (cf. figure 4.19a) et vue de côté (cf. figure 4.19b).

La présence de ces fissures en fin de zone utile d'analyse uniquement semble s'expliquer par un échauffement cumulatif de chaleur combiné à une affectation mécanique de la part de l'outil. Pendant les 66 premiers millimètres du contact, le polyester semble jouer son rôle de lubrifiant en limitant l'adhérence grâce à un contact lubrifié. La figure 4.20 appuie cette hypothèse en présentant le coefficient d'interaction calculé comme le rapport $\frac{F_c}{F_N}$, par rapport au temps, pour différentes températures et dans la zone d'analyse utile uniquement. Le coefficient d'interaction ne prend pas en compte que le frottement induit par l'essai mais également d'autres phénomènes comme de la



(a) **(b)**

FIGURE 4.19 – Coupes tomographiques en vue du dessus (a) et vue de côté (b) mettant en évidence les fissures transverses dans la zone d'analyse D et leur apériodicité pour l'essai à température ambiante - taille du voxel = 3,5 µm - filament LaB6 – phase AlSi (orange), phase polyester (rouge) et porosités (noires)

coupe par exemple ou du beurrage.

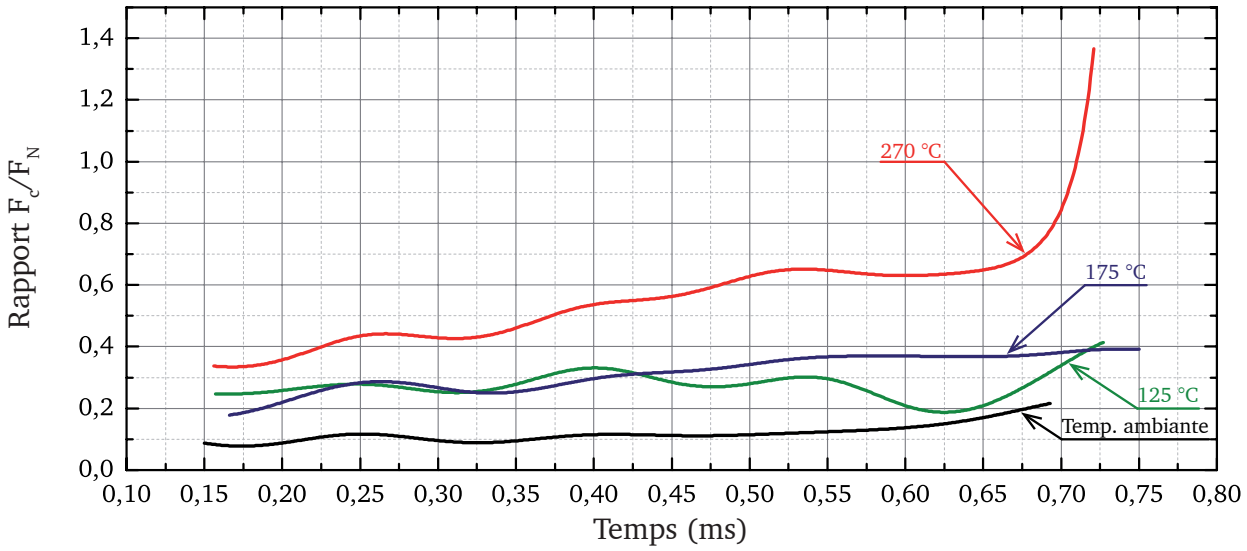


FIGURE 4.20 – Coefficient d'interaction en fonction de la température pour les quatre essais sur revêtement AlSi-PE

L'essai à température ambiante présente le plus faible coefficient d'interaction qui n'évolue que très peu sur la première moitié de la zone utile d'analyse avant d'augmenter. Cette augmentation semble traduire une transition du comportement du PE qui réduit les propriétés lubrifiantes de cette phase. Il s'ensuit une adhérence de l'outil avec le revêtement qui provoque une traction dynamique dans le sens de glissement. J. Vincent a observé ce mécanisme de fissuration transverse sur des essais à température ambiante mais en sous-surface uniquement [2]. L'apériodicité de ces fissures tend à montrer que le déchargement de l'énergie de déformation accumulée par l'adhésion

du revêtement avec l'outil est liée à la température de surface qui n'est pas homogène. Cependant, le profil mesuré avec le pyromètre après l'outil (cf. figure 4.14) montre une température de surface sensiblement constante durant toute l'interaction avec des zones de refroidissement localisées. A ce titre, une hypothèse avancée serait d'affirmer qu'une partie de la chaleur a été consommée par le revêtement dans une transformation endothermique de fusion de la part du polyester. Il s'ensuit alors des mécanismes d'endommagements différents en fonction de la zone d'analyse (c.-à-d. au début du frottement, là où l'accumulation de chaleur est faible) et à la fin du frottement (là où l'historique de l'interaction a induit une accumulation de chaleur). La transformation de phase du polyester peut également s'accompagner d'un phénomène de transfert adhésif sur l'outil. Cette hypothèse s'expliquerait par l'accroissement de l'effort de coupe (cf. figure 4.11) en fin d'éprouvette alors que l'usure mesurée diminue : le polyester s'oppose alors au mécanisme de rupture de la matrice métallique et nécessite plus d'énergie pour rompre sa structure moléculaire (c.-à-d. allonger la structure en bâtonnet avant de la rompre). Enfin, ce phénomène de fissuration transverse pourrait également être lié aux températures flash atteintes à la surface du revêtement et dans les couches d'extrême surface suivies de refroidissement rapides [26]. L'essai à **125 °C** affiche un état de surface différent de celui obtenu à température ambiante. Les fissures transverses sont présentes sur toute la longueur de la zone utile d'analyse. La figure 4.21 présente les clichés tomographiques de la zone A, D et une zone intermédiaire située entre B et C et représentant l'endroit où l'usure a atteint sa valeur maximale avant de décroître.

Les fissures les plus importantes sont présentes sur la zone située au milieu de l'éprouvette où la profondeur de ces dernières peut atteindre 340 µm (cf. figure 4.21c). La présence sur toute la longueur de l'éprouvette tend à traduire une adhésion de l'outil sur le revêtement avec une phase polyester affectée par la mise en température initiale. Une explication consisterait à considérer une énergie interne accumulée par l'abradable plus importante que pour l'essai à température ambiante qui nécessiterait moins d'apport de puissance thermique par frottement pour initier une transformation d'état et/ou de phase. Le cliché (c) de la figure 4.21 montre qualitativement une affection des couches d'extrême surface avec un mécanisme de densification provoqué par fermeture de porosités. Cette observation est confortée par une étude publiée dans la littérature [45] qui lie le mécanisme de densification uniquement à la fermeture de porosités. Pour rappel, les porosités sont présentes dans le revêtement AlSi-PE à hauteur de 5 % maximum. La densification du revêtement a affectée le matériau sur une épaisseur de l'ordre de 270 µm.
L'usure mesurée *post-mortem* chute soudainement à la fin de la zone d'analyse, entraînant une chute de l'effort de coupe et normal et une augmentation considérable de la température de surface. Cette dernière passe d'un niveau moyen de 430 °C à un niveau maximal de 760 °C. Une des raisons qui pourrait expliquer une telle augmentation de température est un emmagasinement de la puissance thermique produite par le frottement dans le revêtement affecté, possédant des propriétés thermophysiques différentes du revêtement de base.

La mesure de la température de surface de l'essai à **175 °C** n'a pas été rendue possible mais l'analyse de la surface a cependant montré des endommagements par rainurage (plus présent que

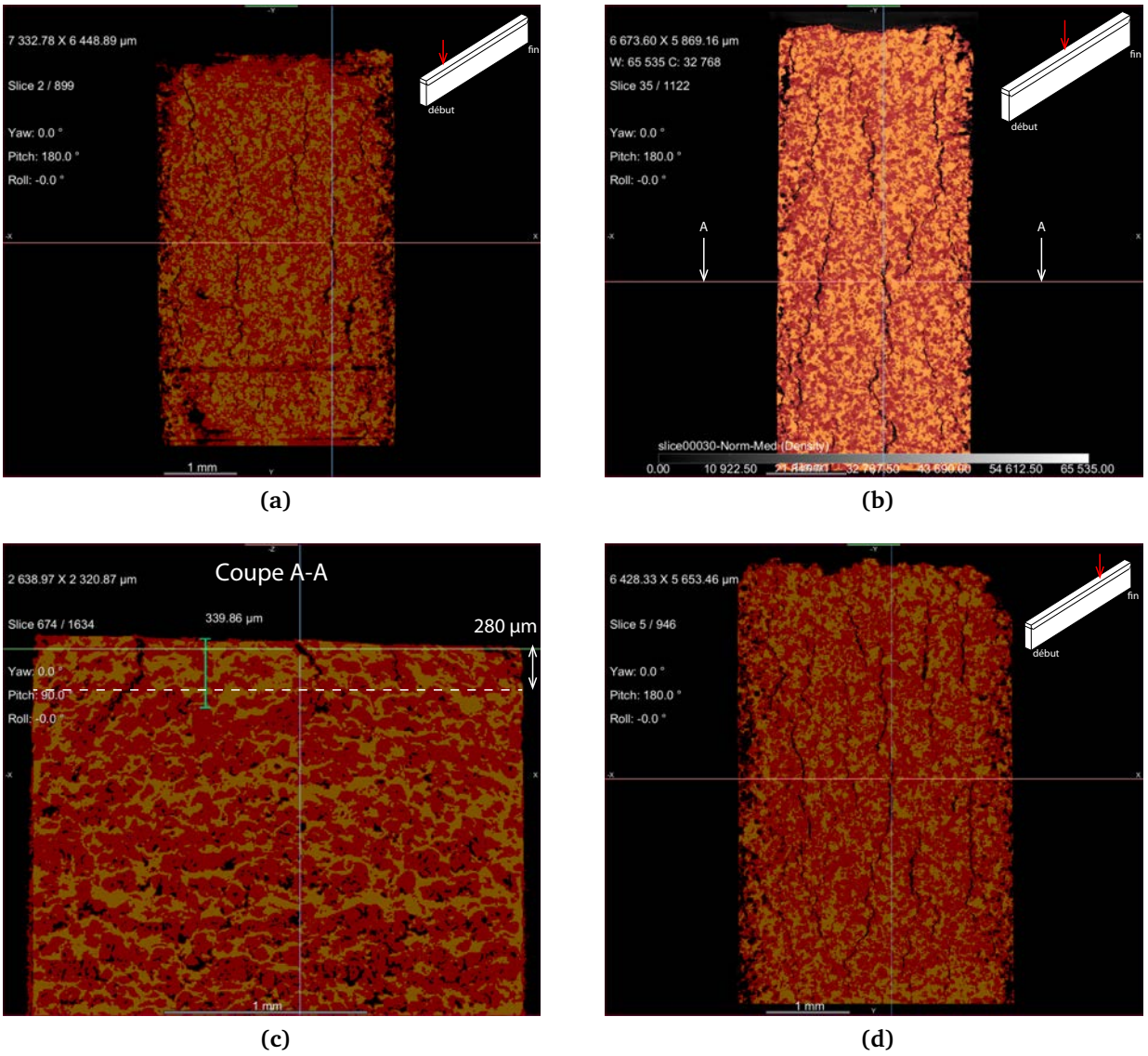
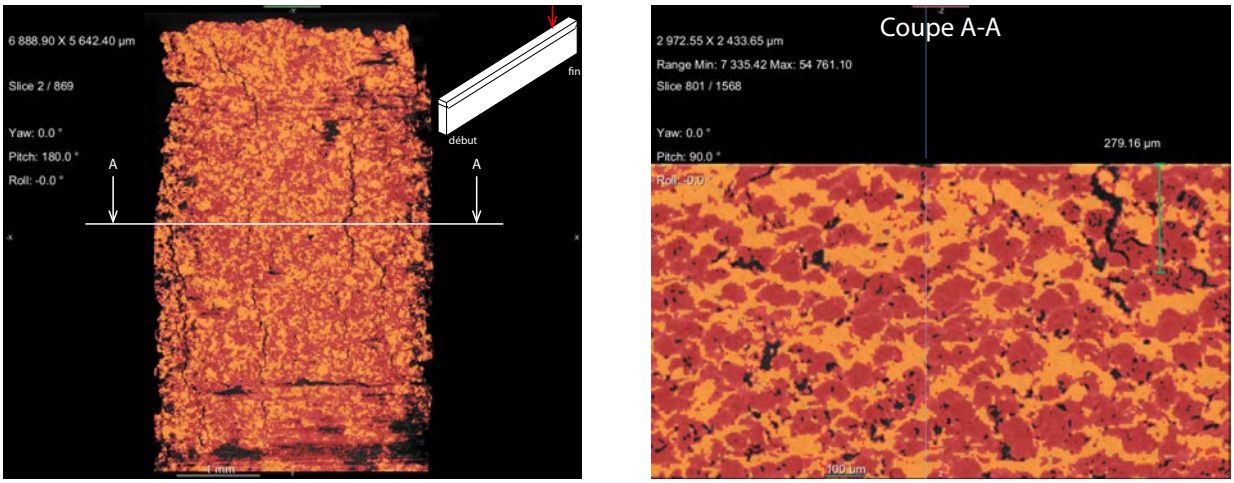


FIGURE 4.21 – Coupes tomographiques pour l'essai à température ambiante en vue du dessus de la zone d'analyse A (a), en vue du dessus d'une zone d'analyse intermédiaire située au milieu de l'éprouvette (b), vue de côté agrandie de la zone intermédiaire (c) et vue de dessus de la zone D mettant en évidence les différents mécanismes d'endommagement de l'essai à 125 °C - taille du voxel = 3,5 µm - filament LaB6

sur les autres essais), par arrachements locaux de matière et par fissuration transverse. La zone A est le siège de traces de frottement prononcées avec des zones d'arrachement de matière (ce qui se traduit par une diffusion de la lumière dans les cavités lors de la prise des clichés) et de brûlures locales du revêtement. La zone D est quant à elle le siège de fissures où la profondeur peut atteindre 280 µm (cf. figure 4.22b).

Le cliché tomographique de la figure 4.22a a été obtenue à 7 µm en dessous de la couche d'extrême surface du revêtement. Les fissures observables sur cette figure ne le sont pas autant sur les clichés optiques. En cause, le contraste et l'angle d'incidence du microscope optique qui ne permet pas de mettre en évidence le relief constitué des fissures. La zone D est le siège d'une



(a) **(b)**

FIGURE 4.22 – Coupes tomographiques (essai à 175 °C zone D) en vue du dessus (a) et vue de côté (b) mettant en évidence les fissures transverses et leur profondeur de pénétration dans la matière - taille du voxel = 3,5 µm - filament LaB6 – phase AlSi (orange), phase polyester (rouge) et porosités (noires)

chute de l'usure entraînant une augmentation de l'effort de coupe et un maintien du niveau de l'effort normal. Cette évolution semble montrer un comportement de la matière à s'opposer à sa déformation qui résulte d'une diminution de l'usure mais qui augmente l'effort de coupe.
L'essai à **270 °C** présente une évolution de la température de surface au cours du temps similaire à celle de l'usure. A la fin de la zone utile d'analyse, l'usure maximale a été responsable d'une chute temporaire de la température, passant de 600 °C à 460 °C avant d'augmenter à nouveau jusqu'à une valeur d'environ 600 °C. Les clichés optiques présentent majoritairement des fissures transverses dont certaines semblent être recouvertes par une phase (potentiellement du PE amené à l'état liquide et étalé sur la surface [45]). De plus, par comparaison avec l'essai à température ambiante, cet essai présente une phase polyester étalée dans la direction de glissement (cf. figure 4.23).

L'état de surface pour cet essai est fortement rugueux et laisse penser à un mécanisme d'interaction chaotique (beurrage combiné à de la coupe et également du repoussage de matière à l'avant de l'outil). Les analyses DSC présentées à la figure 4.2 montrent une fusion partielle du matériau abradable à partir de 300 °C, majoritairement due au polyester. La présence de polyester sur l'outil combiné aux températures de surface mesurées après interaction indiquent un échauffement suffisamment important pour rendre le polyester malléable et plus enclin à se déformer à la surface du revêtement. Cependant, la phase polyester peut être combinée à des particules d'AlSi rendant la lubrification du contact non optimale [45]. Cette observation est confirmée par le calcul du coefficient d'interaction de l'essai présenté à la figure 4.20 qui est plus pour l'essai à haute température que l'essai à température ambiante.
La température joue donc un rôle sur les mécanismes d'endommagement induits par l'interaction où le polyester contribue fortement au comportement mécanique du revêtement en température.

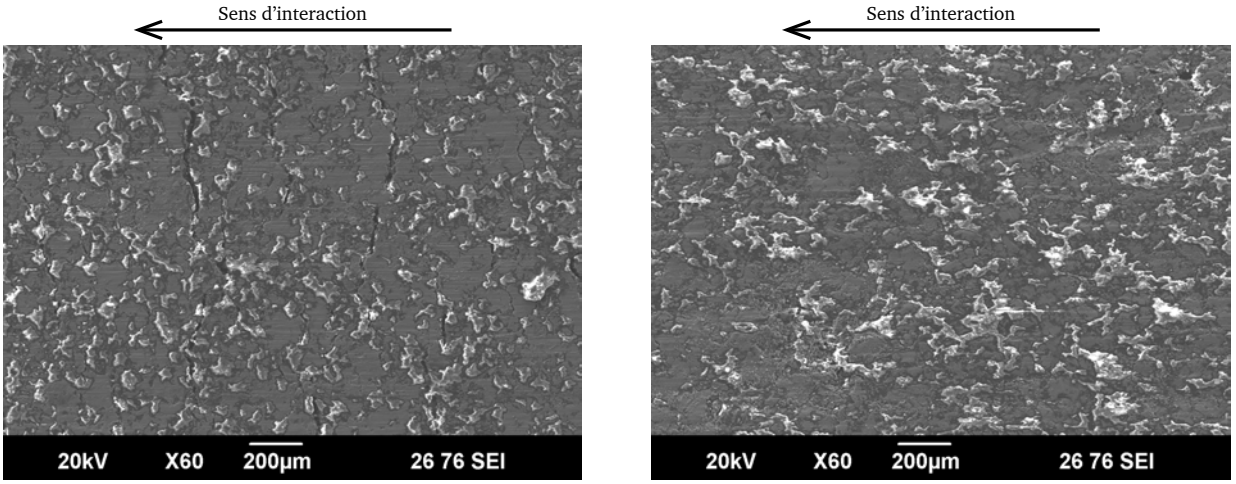


FIGURE 4.23 – Vue du dessus de la surface du revêtement AlSi-PE obtenu par MEB dans la zone D de l'essai à température ambiante (a) et à 270 °C (b) avec mise en évidence d'un étalement de la phase polyester

Malgré les différences de profondeurs d'incursion des différents essais, les températures de surface mesurées tendent vers un niveau moyen d'environ 460 °C.

4.4 Analyse des essais d'interaction IN718/CoNiCrAlY-hBN

Les améliorations notables de la technologie de mise en température *in-situ* et le retour d'expérience des essais sur AlSi-PE ont permis de réaliser des essais d'interaction entre des outils en Inconel 718 et des éprouvettes revêtues d'abradable CoNiCrAlY-hBN pour des températures comprises entre 500 °C et 720 °C. Chaque essai a été réalisé avec un outil neuf, vierge de toute usure (contrairement aux essais sur AlSi-PE où un outil unique a été utilisé pour toute la campagne). L'usage d'un unique outil par essai offre l'avantage non négligeable de pouvoir étudier l'influence des paramètres d'essais sur l'endommagement de l'outil et de mieux maîtriser les profondeurs d'incursion attendues.

4.4.1 Essais d'interaction sur revêtement CoNiCrAlY-hBN - État de l'art

La littérature ne recense que très peu d'études sur les revêtements abradables à base cobalt de type CoNiCrAlY-hBN. Dorfman et al. [83] ont réalisé des essais d'abradabilité entre des aubes en différentes nuances d'acier et un revêtement CoNiCrAlY-hBN jusqu'à 600 °C. Deux configurations ont été testées avec des vitesses tangentielles en extrémité d'aubes de 300 $m\,s^{-1}$ et 400 $m\,s^{-1}$ et des vitesses d'incursions respectives de 2 $\mu m\,s^{-1}$ et 20 $\mu m\,s^{-1}$. Les mesures des efforts ne sont pas décrites dans la publication mais cette dernière souligne l'importante du polyester résiduel dans le revêtement et son impact sur une usure prématurée du bout d'aube par micro-fusion. Les tra-

vaux de Schmid [22] mettent en avant l'impact de la dureté du revêtement sur le mécanisme de rainurage produit pendant l'interaction. Une dureté plus faible mène à un mécanisme de coupe mais soumet le revêtement à l'érosion. La vitesse d'incursion pilote les mécanismes d'endommagement induits sur le revêtement. A faible vitesse d'incursion, le revêtement subit de la déformation plastique avec une fusion de l'extrémité d'aube. A haute vitesse d'incursion, le mécanisme de micro-rupture (micro coupe) est prédominant.
Dadouche et al. [30] ont simulé des interactions entre un abradable Co25Ni16Cr6.5Al0.5Y et des aubes en Inconel 718 non revêtues, d'une largeur en bout d'aube de 6,35 mm. Afin de tester différents paramètres, les auteurs ont choisi de réaliser les essais à température ambiante et à haute température (la valeur de cette température n'est pas explicitement fournie les auteurs mais est supposée proche de la température maximale atteignable sur le banc de l'étude soit 600 °C). Les essais réalisés ont mis en évidence un polissage des bords d'attaque et de fuite de l'aube en contact avec la matière et un transfert de matière de l'abradable vers le bout d'aube. Ce transfert de matière apparaît brûlé lors des observations *post-mortem*, ce qui traduit une oxydation à haute température produite lors du frottement entre l'aube et l'abradable. Le volume d'aube usé le plus important a été obtenu à température ambiante pour la plus haute vitesse testée ($396\,\mathrm{m\,s^{-1}}$) et la plus haute vitesse d'incursion $0{,}762\,\mathrm{mm\,s^{-1}}$. Les essais réalisés à haute température ont montré une usure nettement moins importante que celle mesurée à température ambiante mais avec une surface de matériau abradable après essai relativement rugueuse. L'analyse des aubes utilisées en température ne présentent pas le même aspect que les aubes utilisées à température ambiante : absence de sillons formés par déformation plastique, de traces de brûlures et de décoloration.

4.4.2 Exploitation des mesures des efforts et de l'usure

Les efforts mesurés *in-situ* ainsi que l'usure mesurée *post-mortem* des quatre essais référencés à la matrice 4.5 sont présentés ci-dessous. La température indiquée pour chaque essai correspond à la température maximale *in-situ* mesurée à 31 mm avant l'outil d'interaction avec le pyromètre 740-LO et une émissivité $\varepsilon = 1$.
Les quatre essais réalisés à 500 °C, 530 °C, 650 °C et 720 °C sont présentés à la figure 4.24. Les vitesses atteintes durant l'interaction sont respectivement de $135\,\mathrm{m\,s^{-1}}$, $122\,\mathrm{m\,s^{-1}}$, $125\,\mathrm{m\,s^{-1}}$ et $125\,\mathrm{m\,s^{-1}}$. L'incursion ciblée pour chaque essai a été de $100\,\mu\mathrm{m}$. Cette incursion est liée directement à la température d'éprouvette qui impose la dilatation du revêtement.

Des réglages avant essai ont permis de prendre en compte cette dilatation par itération successive (cf. Partie 4.2.2.3).
Les signaux d'efforts sont fortement perturbés par la dynamique de l'outil. La méthode de correction utilisée pour prendre en compte le comportement dynamique de la structure sur les efforts mesurés au contact outil/abradable n'est dans ce cas pas performante pour corriger de façon satisfaisante les signaux (cf. section 2.3.1.1). Cependant, l'évolution de ces efforts au regard de l'évolution de l'incursion est visible et met en avant un couplage entre les efforts et la profondeur

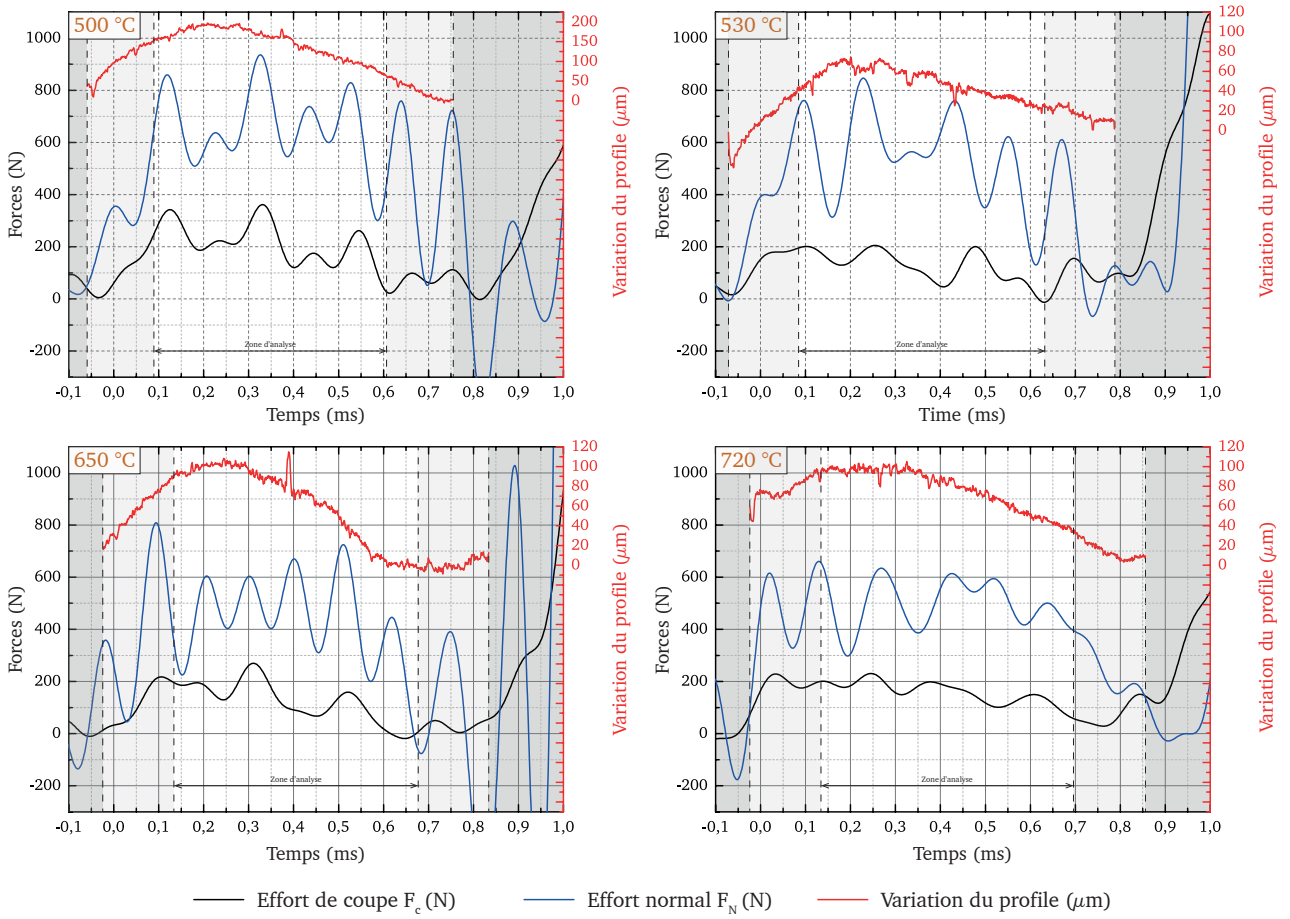
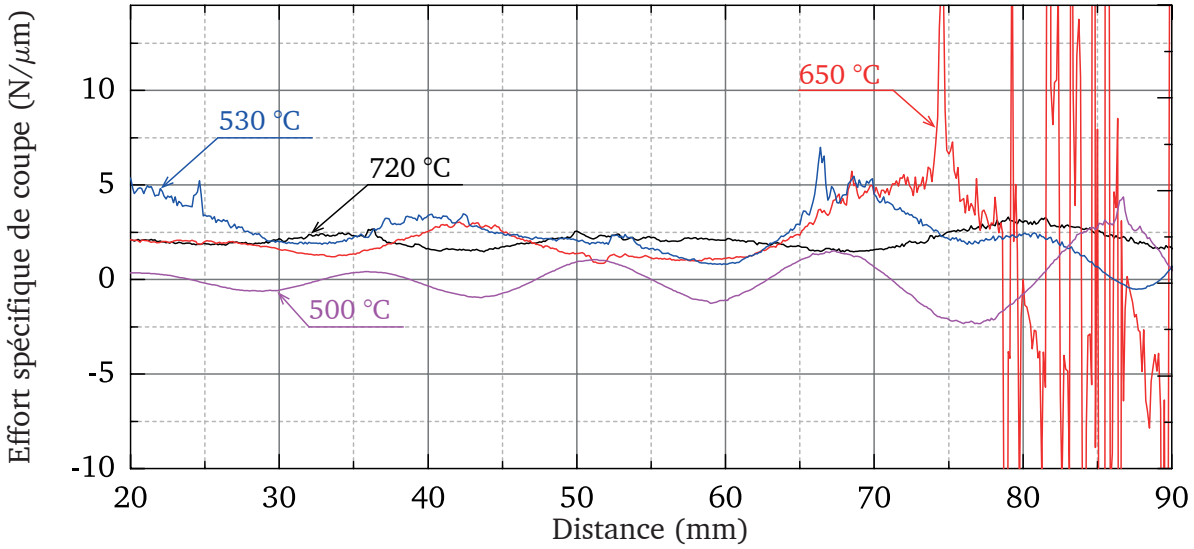


FIGURE 4.24 – Effort de coupe (noir), effort normal (bleu) et usure (rouge) mesurés lors d'un essai d'interaction IN718/CoNiCrAlY-hBN à 500 °C, 530 °C, 650 °C et 720 °C

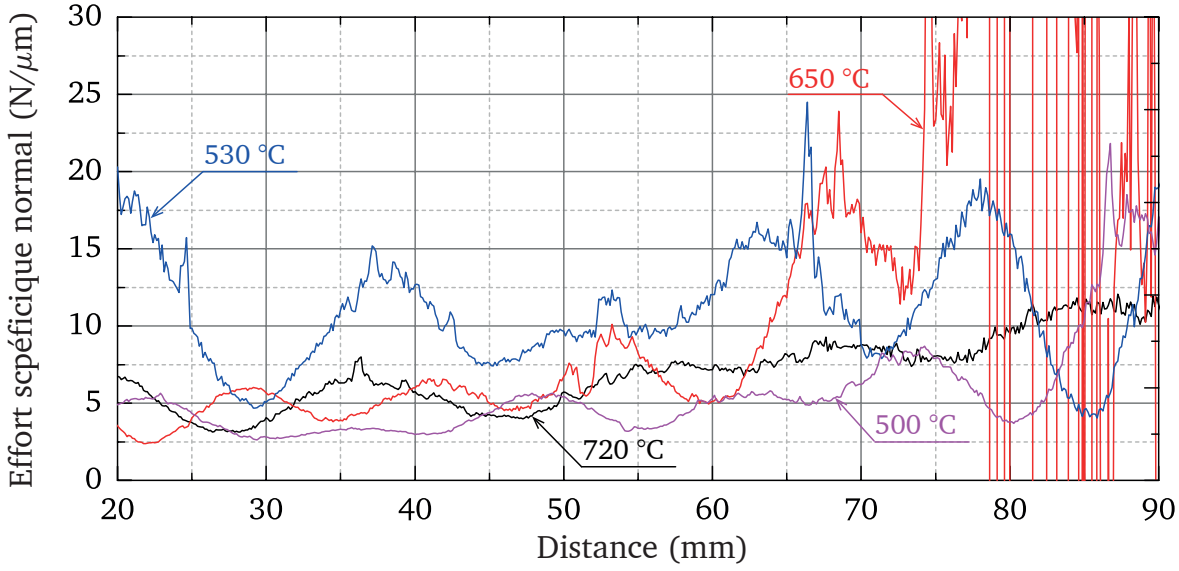
d'incursion (comme observé sur les essais AlSi-PE).

L'essai réalisé à 500 °C présente un niveau d'usure maximal mesuré *post-mortem* de 195 µm et une valeur minimale d'usure de 0 µm. Le profil de dilatation convexe impose une incursion non constante durant l'interaction et explique l'usure nulle observée en début et fin d'éprouvette. La composante de coupe et la composante normale sont fortement perturbées mais laissent apparaître une évolution en accord avec celle du profil d'usure. Le début de l'interaction génère une évolution positive de l'usure et des composantes de coupe et normale. La chute de l'usure provoquée par le profil de dilatation impose une décroissance de l'effort de coupe et normal avec une sensibilité de la composante normale beaucoup plus importante que l'effort de coupe. **L'essai à 530 °C** présente un profil d'usure très similaire à l'essai précédent mais avec un niveau maximal atteint de 75 µm. Cette faible usure s'explique par une meilleure maîtrise de la dilatation de l'éprouvette et des réglages effectués avant essai. L'évolution de la composante de coupe se fait en ne suivant pas fidèlement l'évolution du profil d'usure contrairement à la composante normale. L'essai à 650 °C a été réalisé avec une usure maximale générée de 110 µm. La fin de la zone utile présente une usure nulle traduisant une absence de contact de l'outil avec la matière. Les composantes de coupe et normale sont toujours perturbés par la dynamique de la structure suivent

l'évolution globale du profil d'usure. **L'essai à plus haute température (c.-à-d. 720 °C)** présente une usure croissante sur le premier tiers de l'éprouvette avant de chuter jusqu'à une valeur nulle. La valeur maximale atteinte par l'usure est de 100 µm et localisée au même endroit que l'usure maximale des autres essais, à savoir environ 33 mm du début de l'éprouvette. L'effort de coupe et l'effort normal présente moins de perturbations que les autres essais et suivent également l'évolution du profil d'usure.



(a)



(b)

FIGURE 4.25 – Effort spécifique de coupe (a) et effort spécifique normal (b) pour quatre essais d'interaction réalisés entre un outil en Inconel 718 et un revêtement abradable *M2043* pour une température de 500 °C, 530 °C, 650 °C et 720 °C

Les perturbations des signaux d'efforts rendent complexes l'analyse des essais. Cependant, une corrélation est mise en avant entre efforts et usure et peut être visualisée par le calcul de

l'effort spécifique de coupe et l'effort spécifique normal. La figure 4.25 présente l'effort spécifique de coupe (a) et l'effort spécifique normal (b) pour les quatre essais. Ces efforts spécifiques sont affichés avec un axe dimensionnel (en mm) permettant d'homogénéiser les longueurs des signaux qui varient à cause des différentes vitesses atteintes durant les essais. Seuls les 70 mm du milieu de l'éprouvette sont affichés pour se dédouaner des effets de bords qui perturbent les signaux. Un traitement sur le signal d'usure a été réalisé en ne retenant que l'enveloppe moyenne du profil d'usure brut pour limiter les parasites mesurés durant la mesure à haute fréquence d'échantillonnage (10 kHz). L'effort spécifique de coupe et normal présentent de fortes perturbations qui proviennent de la dynamique de l'outil et de la correction. Le paramètre température influe sensiblement sur l'oscillation des signaux entre 500 °C et 720 °C aussi bien sur la composante de coupe que la composante normale. Cette influence est d'autant plus visible sur la composante normale de l'essai à plus haute température où les oscillations sont amorties. L'essai à 650 °C présente de fortes perturbations (à partir de 73 mm par rapport au début de l'éprouvette) de l'effort spécifique de coupe et normal, dus à la dynamique de l'outil dans la zone où une usure nulle a été mesurée.

4.4.3 Échauffements produits par l'interaction

La configuration de mise en température des éprouvettes étant beaucoup plus complexe et extrême que pour les essais sur AlSi-PE (haute température, comportement réfractaire du revêtement *M2043*, dilatations à prendre en compte) la zone d'analyse retenue présente une variation de température qui a été mesurée par le pyromètre situé avant l'outil pour chaque essai. Cette variation, notée δT dépend de la température initiale de l'éprouvette et est d'autant plus grande que la température du revêtement est élevée. La figure 4.26 présente les températures de surface mesurées par le pyromètre avant outil (en violet) et après outil (en orange) pour les quatre essais étudiés dans cette partie. L'essai à **500 °C** présente, sur la zone utile, une température maximale de 500 °C et une température minimale de 490 °C. L'interaction avec l'outil a provoqué une conversion partielle de l'énergie cinétique en chaleur par frottement. La température de surface après essai présente dans la zone d'intérêt un minima à 675 °C et un maxima à 735 °C avec une évolution du profil non cohérente avec l'évolution du profil de température de surface avant outil.

L'essai à **530 °C** présente des évolutions de température de surface similaires à celles observées pour l'essai précédent à 500 °C. Avant outil, et dans la zone retenue pour l'analyse, la température atteint une valeur minimale de 471 °C localisée en aval de la partie analysée et une valeur maximale de 537 °C. La dissipation de chaleur produit par l'interaction avec l'outil a amené la température de surface à un niveau minimal inférieur à 600 °C (valeur seuil du pyromètre 840-LO) et à un niveau maximal de 665 °C dans cette même zone d'analyse. Ces valeurs minimales et maximales ont été atteintes dans la même zone où les températures minimale et maximale avant outil ont été mesurées.

Avec l'augmentation de la température de consigne, l'essai réalisé à **650 °C** présente une variation de température plus importante que les deux essais précédents. La valeur minimale de la

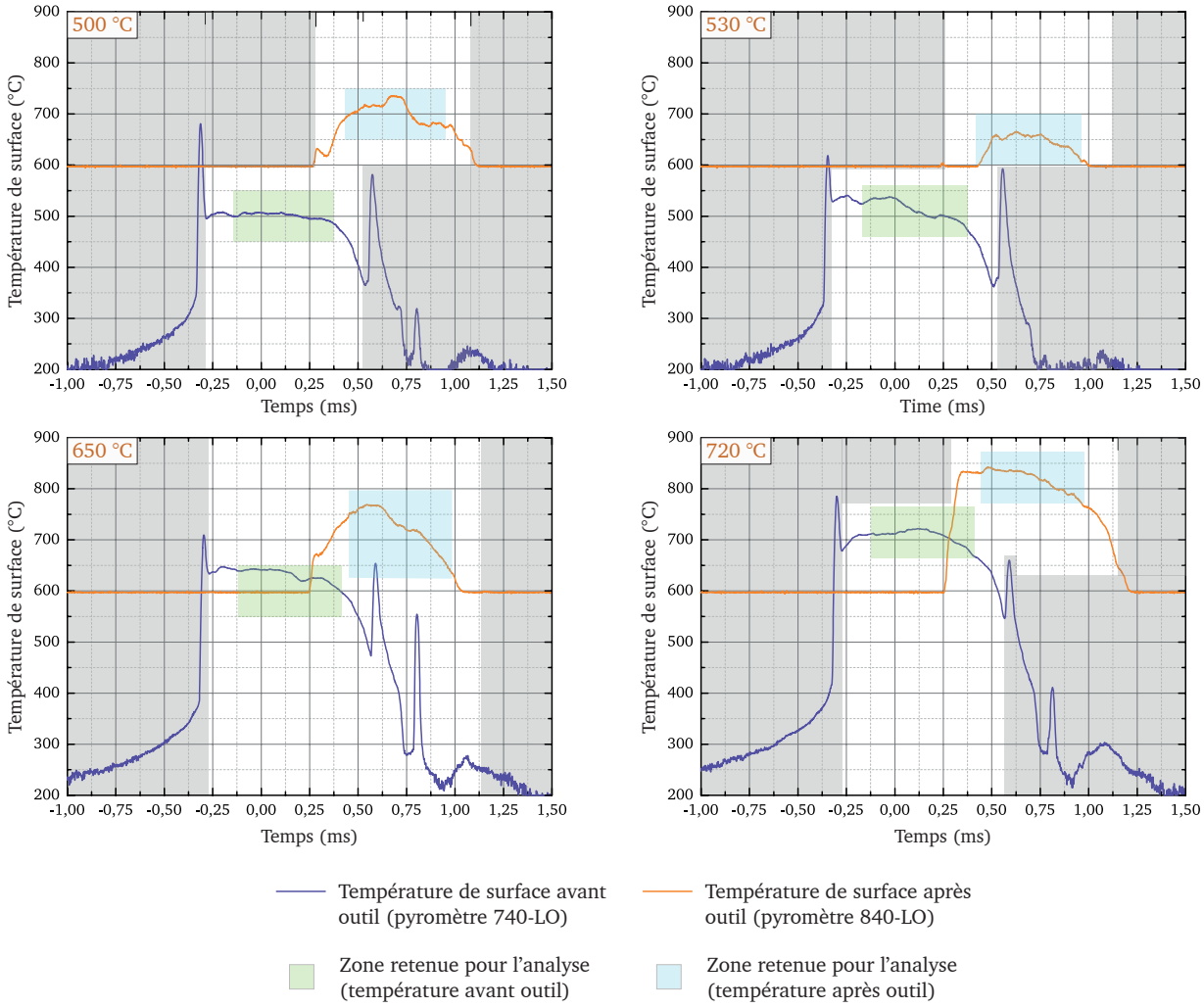


FIGURE 4.26 – Température de surface avant outil (courbe bleue) et après outil (courbe orange) pour les quatre essais d'interaction IN718/CoNiCrAlY-hBN

température de surface à 31 mm avant la partie de l'outil vaut 600 °C (et est localisée à la fin de la zone d'analyse). La température maximale mesurée vaut 643 °C. L'interaction a provoqué une élévation de température minimale de plus de 50 °C amenant la température de surface minimale mesurée après interaction à 654 °C. La température maximale a quant à elle atteint 770 °C soit une élévation maximale de plus de 100 °C. L'essai à **720 °C** affiche une variation de la température plus importante dans la zone d'intérêt, soit 52 °C avec une valeur minimale de 668 °C et une valeur maximale de température de surface de 720 °C. Après interaction, la température minimale mesurée vaut 765 °C et la température maximale vaut 843 °C soit un accroissement moyen de près de 100 °C sur la longueur utile de l'éprouvette de 70 mm.

Le calcul de la variation de température $\Delta T_{\text{interaction}}$ induite par l'interaction a été rendu possible mais ne tient pas compte du refroidissement non négligeable présent entre l'outil et la zone de mesure du deuxième pyromètre. La figure 4.27 présente l'élévation de température par micromètre calculée pour chaque essai sur la zone d'analyse utile retenue. L'élévation de température par micromètre offre l'avantage de visualiser l'influence de la distance d'interaction cumulée sur

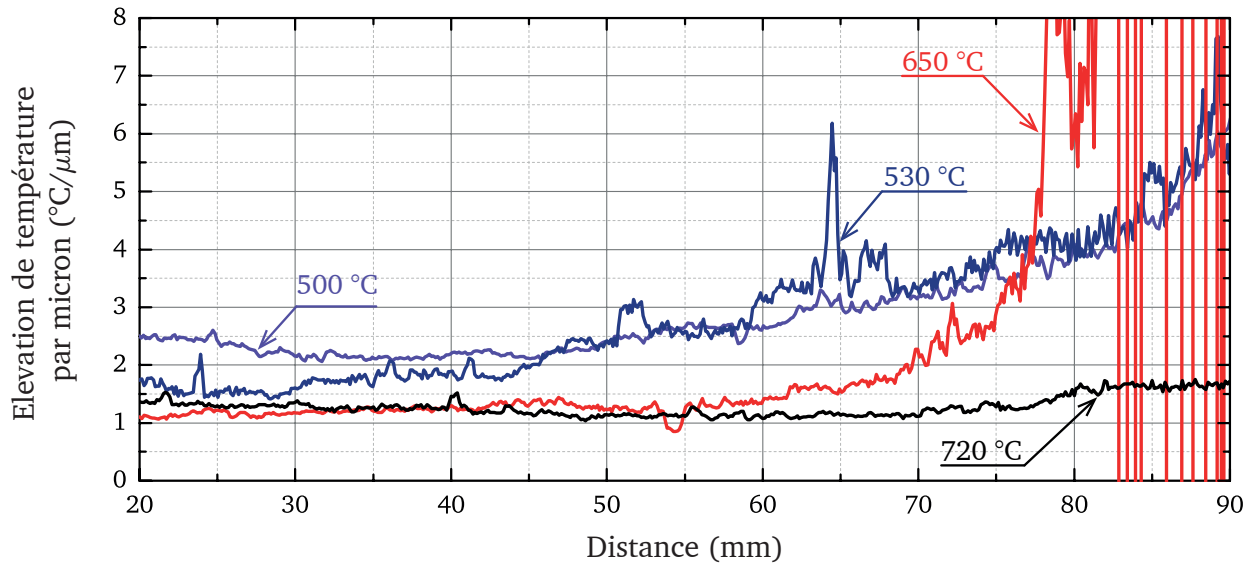


FIGURE 4.27 – Élévation de température en $°C\,\mu m^{-1}$ calculée lors des essais d'interaction IN718/CoNiCrAlY-hBN en fonction de la profondeur d'incursion

les échauffements produits.

L'essai à 500 °C présente une évolution croissante de l'élévation de température par micromètre au cours du contact. Cette évolution est similaire pour **l'essai à 530 °C** malgré une différence notable de l'usure atteinte lors de ces deux essais (195 µm pour l'essai à 500 °C contre 75 µm atteint pour l'essai à 530 °C. **L'essai à 650 °C** présente une faible évolution sur la portion des quarante premiers millimètres de la zone d'intérêt avant d'augmenter considérablement avec une dérivée plus importante que les essais à 500 °C et 530 °C. A 20 mm à partir du début de l'éprouvette, le niveau de la température par *m* est moins élevé sur les deux autres essais présentés précédemment. La fin de la zone d'intérêt (de 75 mm à 90 mm) présente de fortes perturbations en raison d'un effondrement de la valeur de l'usure. **L'essai à 720 °C** présente un niveau d'élévation de température par micromètre le plus faible de tous les essais réalisés sur *M2043* avec une évolution sensiblement constante sur les 60 premiers millimètres de la zone d'intérêt avant d'augmenter légèrement et de se stabiliser.

4.4.4 Analyses *post-mortem* de l'essai à plus haute température

L'essai à 720 °C est le plus représentatif en terme de température de fonctionnement du revêtement CoNiCrAlY-hBN (qui est pour rappel de 800 °C). La suite de cette partie se propose de présenter les analyses *post-mortem* réalisées sur l'outil d'interaction de cet essai et du revêtement abradable pour identifier les mécanismes d'endommagements induits pendant le contact outil/abradable.

4.4.4.1 Analyses *post-mortem* de l'outil d'interaction

L'outil d'interaction a été analysé dans un premiers temps par microscopie optique confocale avant et après essai pour réaliser une analyse des différences présentes entre les deux mesures 3D de l'outil. Dans un second temps, la microscopie électronique à balayage couplée à une analyse EDS a permis de mettre en avant les composés chimiques présents sur l'outil et traduisant des transferts bilatéraux entre le revêtement et l'outil.

Détermination de l'usure de l'outil par microscopie optique L'analyse de l'outil avant et après outil sur différents niveaux a permis une reconstruction 3D de ce dernier. Une analyse des différences dont le cliché résultat est présenté à la figure 4.28 a mis en avant les zones usées de l'outil. L'usure de l'outil en plusieurs zones biens distinctes est liée à la configuration de l'interaction avec une sollicitation de l'outil sur flanc et sur fond (la largeur de la piste du revêtement est supérieure à la largeur de l'outil, ce dernier est donc sollicité sur toutes ses faces actives). La valeur maximale de l'usure mesurée a été de l'ordre de 120 µm, localisée sur les flancs. Le bord d'attaque de l'outil a également été usé avec une variation comprise entre 80 µm et 120 µm. Les analyses optiques montrent également une usure du rayon de coupe (initialement de r =400 µm). Une hypothèse avancée concernant l'usure plus importante sur les flancs peut s'expliquer par le confinement de l'outil par le matériau abradable qui produit d'une part une évacuation des débris plus complexe et donc des mécanismes d'endommagement par abrasion plus importants que sur le reste de la géométrie ; et d'autre part un confinement de la chaleur produite.

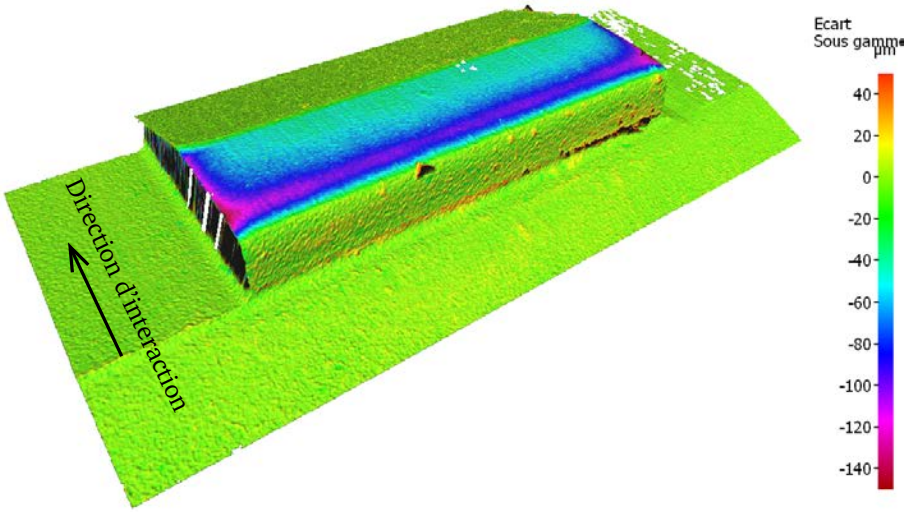


FIGURE 4.28 – Résultat 3D de l'analyse des différences de géométrie réalisée sur l'outil en Inconel 718 avant et après l'essai (D') à plus haute température

Détermination des éléments chimiques transférés par MEB et analyse EDS L'identification des éléments chimiques présents sur l'outil a été rendue possible par une analyse EDS. Plusieurs zones de l'outil ont subi une quantification des niveaux d'énergie des photons X émis. Plusieurs éléments chimiques sont communs à l'Inconel 718 et au CoNiCrAlY-hBN : le nickel (Ni), le chrome

(Cr) et l'aluminium (Al). La détection de ces éléments n'est pas pertinente car elle ne permet pas de connaître le sens de transfert de la matière entre l'outil et le revêtement. Les éléments non communs au couple outil/abradable étudié sont le cobalt (Co), le fer (Fe), le nobium (Nb), le molybdène (Mo) et l'yttrium (Y) (cf. tableau 4.6). L'élément cobalt et fer sont majoritaires et constituent les espèces à détecter sur l'outil pour mettre en avant ou non un transfert revêtement - outil. La tension d'accélération minimale du canon à électrons a donc été imposée au minimum à 2,5 fois la tension d'ionisation de la raie la plus énergétique analysée $K\alpha$. Dans le présent cas, le cobalt, dont le $K\alpha$ vaut 6,931 keV, a imposé la tension d'accélération des électrons à 20 kV. La distance échantillon-objectif (appelée WD - Working Distance) a été fixée à 9,6 mm et l'ouverture à 90 µm.

Élément chimique	Co	Fe	Nb	Mo	Y
$K\alpha$ (keV)	6,93	6,40	16,61	17,48	14,95

Tableau 4.6 – Énergies $K\alpha$ (en keV) des éléments chimiques non communs au revêtement abradable et à l'outil

Le nombre de coups (c.-à-d. le nombre d'impulsions reçues pour chaque canal de division de l'échelle d'énergie) a été fixé à 90 000 et le temps mort (c.-à-d. le temps pendant lequel le détecteur ne mesure pas) a été maintenu inférieur à 30 %. La figure 4.29 présente une vue du dessus de la partie active de l'outil. Cette vue a été obtenue par microscopie optique et couplée à une vue obtenue par MEB qui a servi de référence pour le choix des zones à analyser.

Six zones d'analyses (A, A1, A2, G, B et A3) ont été positionnées aux endroits où les clichés MEB ont révélé des amas de matières/surface de l'outil modifiée durant l'interaction. Une septième zone (H) a servi d'étalon pour déterminer, dans une zone vierge de toute altération, les éléments chimiques constitutifs de l'Inconel 718 et détectable par l'analyse EDS. Par souci de lisibilité, les spectrogrammes des raies de ces 7 zones d'analyses ne sont pas présentés, seuls les plus pertinents sont décrits succinctement.

L'analyse EDS a montré dans la zone vierge (H) la présence des éléments Ni, Al, Nb, S, Ti, C et Fe (Zone H - figure 4.30b). Ces éléments sont présents dans la composition de l'Inconel 718 et confirme la capacité de l'analyse EDS de détecter ces espèces chimiques. Les autres éléments détectés sur la partie active de l'outil traduisent donc un transfert du revêtement abradable vers l'outil. Le spectre de raies obtenu pour la zone d'analyse A (figure 4.30a) montre la présence de cobalt et de silicium qui ne sont pas constitutifs de l'Inconel 718 mais du revêtement CoNiCrAlY-hBN (le cobalt étant l'élément majoritaire) et du mica (Si) (bouchon en céramique rapporté au bouchon intégré du projectile inox et qui racle l'outil). Les mesures montrent donc un transfert du revêtement sur l'outil en des zones localisées - l'outil présente sur la grande majorité de sa surface un polissage dû à l'interaction avec uniquement de l'Inconel 718 et quelques traces de cobalt mais sans présence bien marquée. D'un point de vue outil, ce dernier a donc subi un endommagement

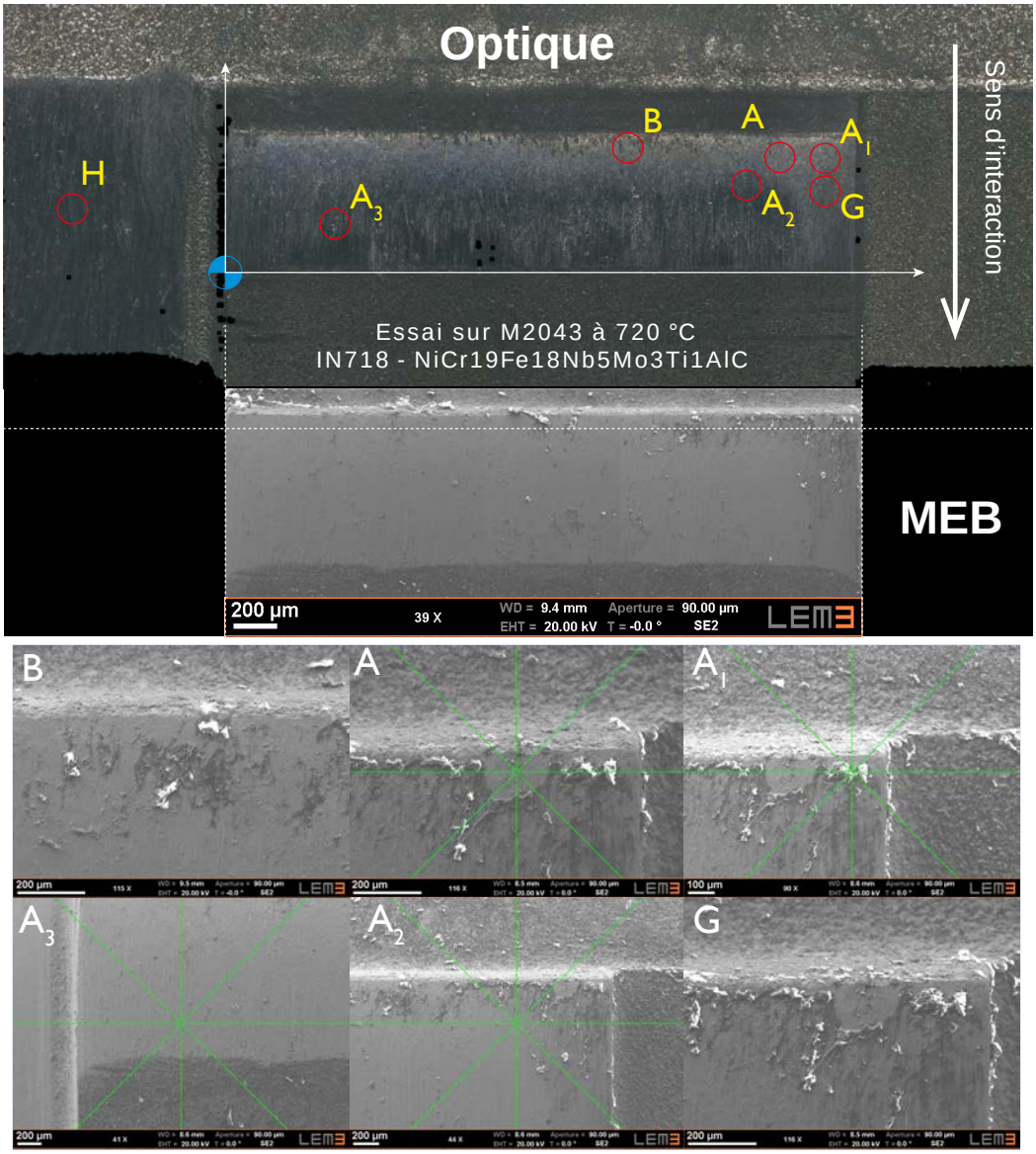
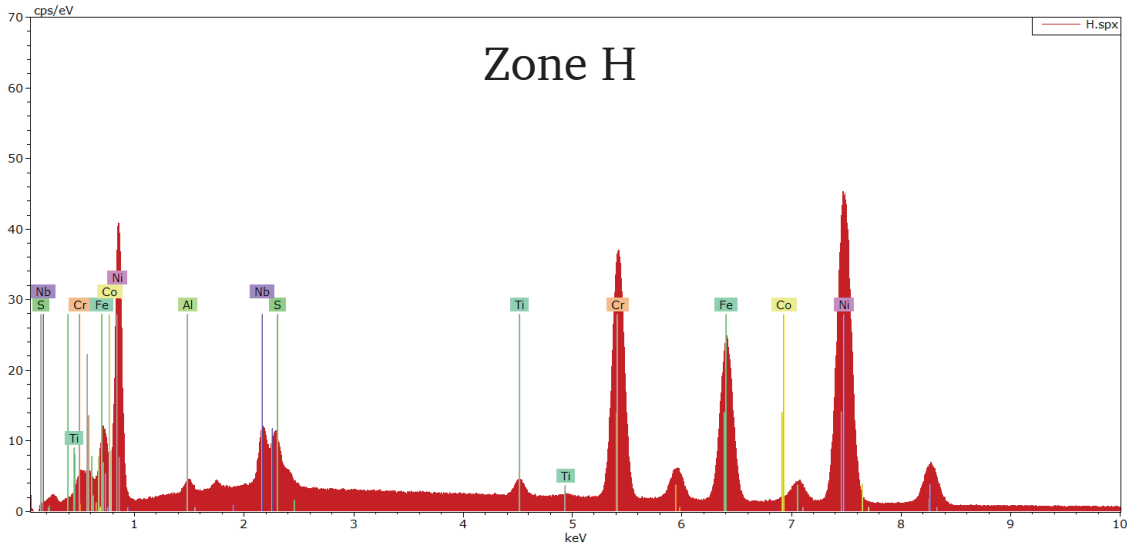
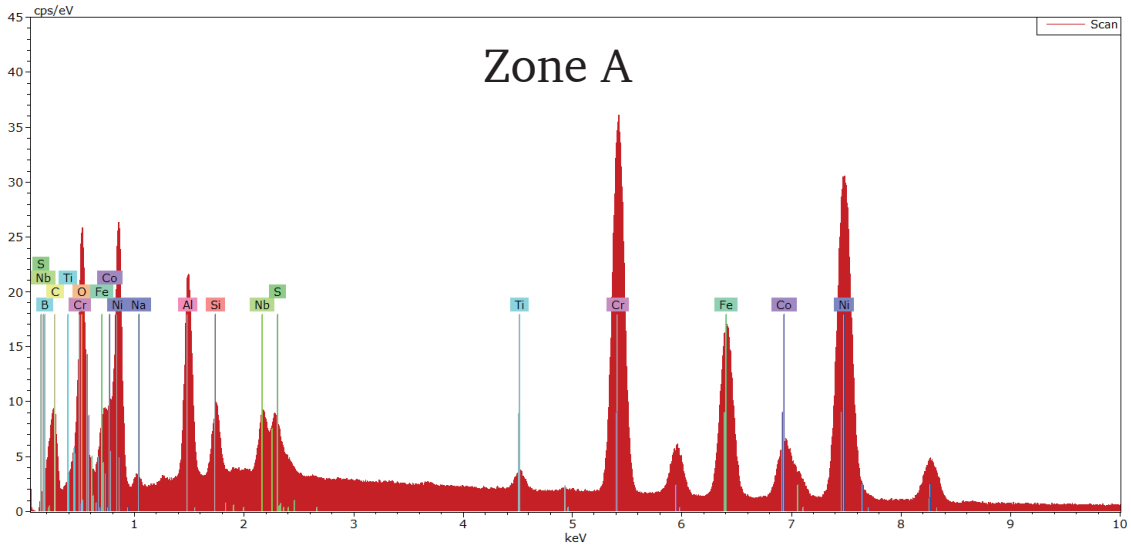


FIGURE 4.29 – Cliché optique de l'outil de l'essai D' et zones d'intérêts observées au MEB pour la détermination des espèces chimiques présentent en surface par analyse EDS

qui semble bilatéral puisque du revêtement a été transféré sur l'outil. L'analyse de l'éprouvette présentée ci-dessous se propose d'identifier un éventuel transfert cette fois-ci de l'outil vers le revêtement.



(a)



(b)

FIGURE 4.30 – Spectres obtenus par l'analyse EDS dans la zone d'intérêt H et A à une énergie de tir de 20 keV

4.4.4.2 Analyse *post-mortem* de l'éprouvette d'abradable

L'interaction générée entre l'outil et le revêtement abradable a provoqué une altération de la surface de l'éprouvette visible à la figure 4.31. L'outil (de largeur 6 mm) a affectée la surface du revêtement par un mode d'endommagement assimilé à du transfert

Une partie du revêtement abradable de l'essai à 720 °C a été analysé par EDS avec les mêmes paramètres que précédemment (tension d'accélération des électrons de 20 keV, distance objet/objectif de 9,6 mm, 90 000 coups). Deux zones d'analyses ont été retenues pour la détermination des espèces chimiques présentes en surface d'éprouvette par EDS. La première zone (en rouge) est située en dehors de la zone d'affectation par l'outil (largeur d'éprouvette plus grande que la largeur de l'outil). La seconde zone (en vert) est localisée au milieu de la largeur de la trace brillante. Le

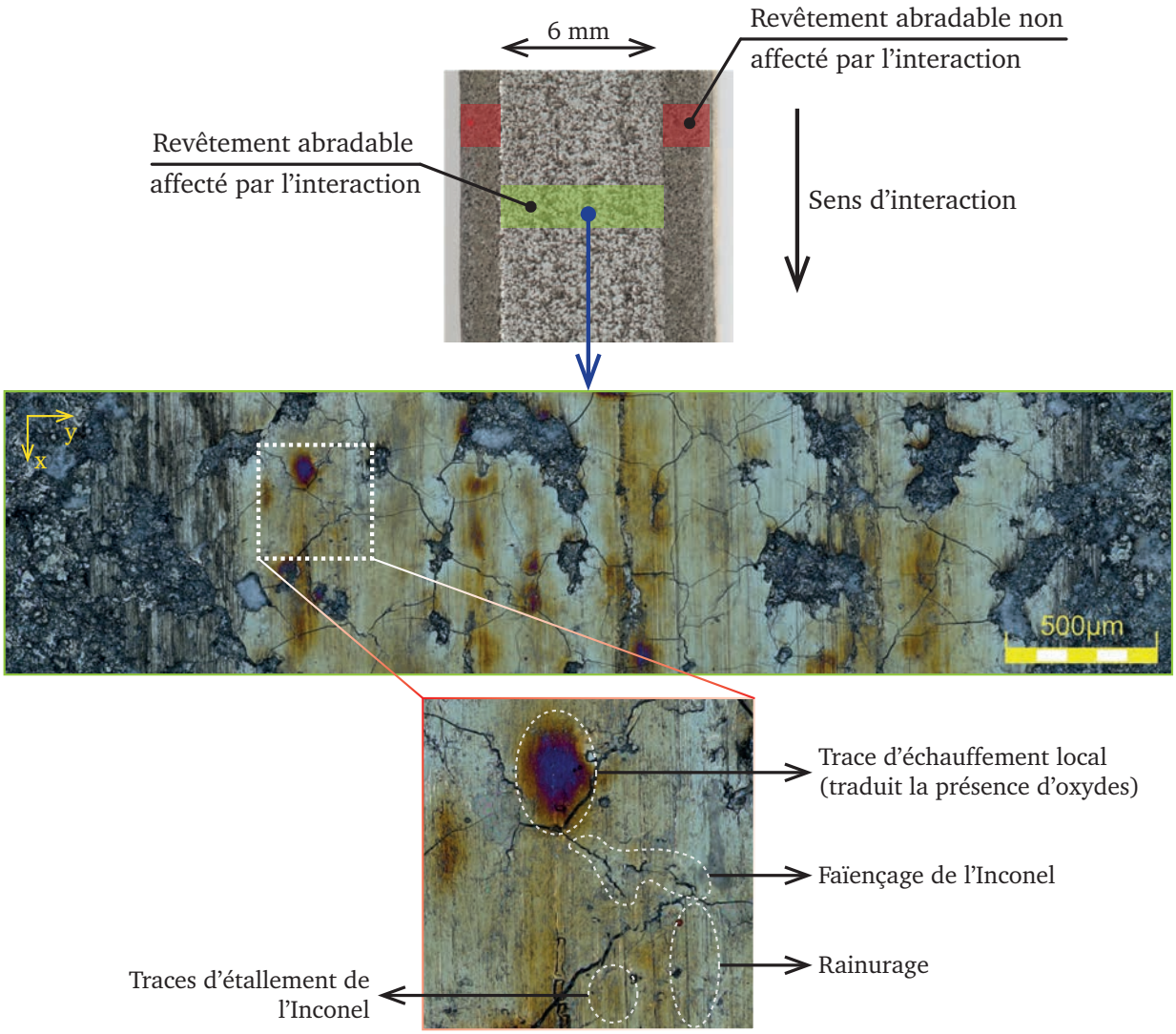


FIGURE 4.31 – Vue partielle de la zone affectée (vert) et non affectée (rouge) de l'éprouvette de l'essai à 720 °C et vue locale avec identification des endommagements induits

spectre de raies des éléments chimiques présents en surface de la zone non affectée par l'outil est présenté en rouge à la figure 4.32. L'aluminium (Al), le chrome (Cr), le cobalt (Co) et le nickel (Ni) sont les principaux éléments détectés par l'analyse EDS. Ils constituent les quatre éléments de base du CoNiCrAlY-hBN (CoNiCrAl - Y étant absent du spectre). Le spectre de raies obtenu pour la zone affectée (présenté en vert à la figure 4.32) présente des pics différents du spectre de la zone non affectée. Un élément chimique, l'aluminium, n'est plus présent à la surface de la zone analysée. D'autres éléments chimiques sont toujours présents comme le chrome (Cr) et le nickel (Ni). Enfin, des nouveaux éléments chimiques ont été déposés et n'étaient pas présents sur la zone non affectée par l'outil : le nobium (Nb) et le fer (Fe). Ces deux derniers éléments sont caractéristiques de la présence d'Inconel 718 à la surface du revêtement et l'absence d'aluminium traduit un recouvrement du revêtement par la phase Inconel 718 en provenance de l'outil.

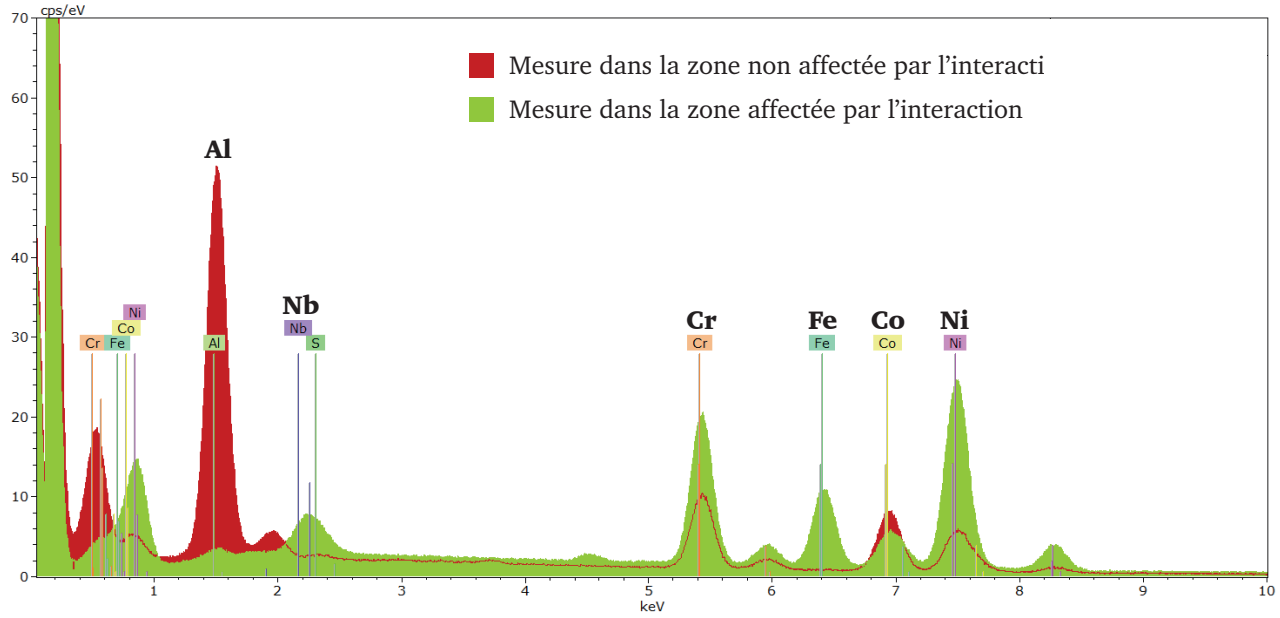
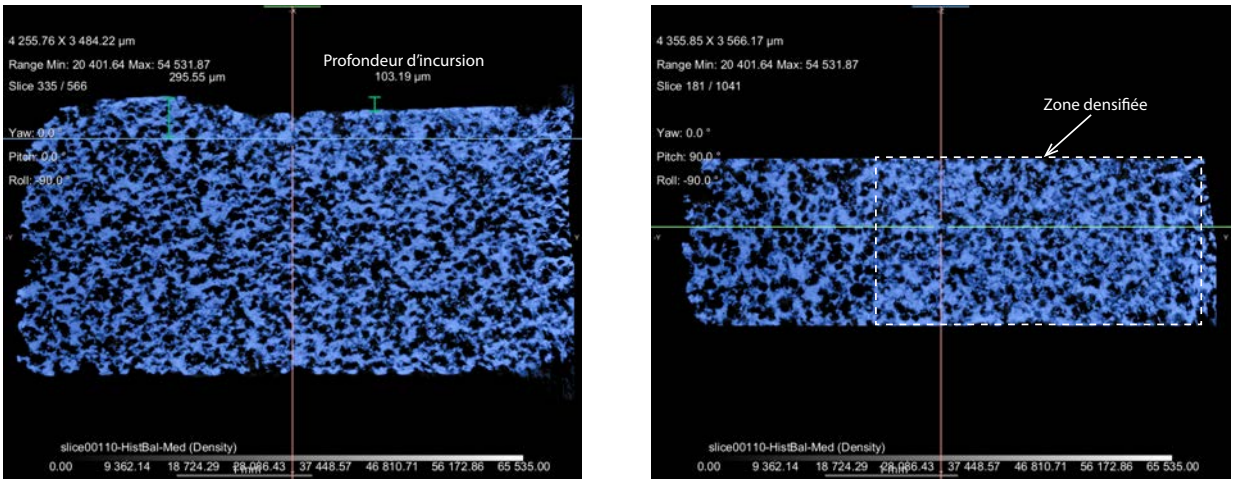


FIGURE 4.32 – Spectres de raies des éléments chimiques présents en surface du revêtement abradable dans la zone non affectée (rouge) et affectée par l'interaction (vert)

En complément de l'analyse optique, un échantillon de l'essai à 720 °C a été extrait pour des prises de clichés tomographiques. L'échantillon a judicieusement été choisi pour représenter la zone où l'usure maximale a été mesurée. La figure 4.33a présente une coupe tomographique de la section du revêtement où la hauteur de marche est partiellement visible (notée profondeur d'incursion sur la figure 4.33a). Cette marche a été induite par l'interaction avec l'outil et présume un mécanisme de densification du revêtement. Ce mécanisme est visible en figure 4.33b où la zone non affectée par l'outil présente des porosités en grand nombre tandis que la zone affectée présente qualitativement une concentration de porosités plus faible, à une distance de 295 µm en dessous de la surface vierge du revêtement abradable.



(a) **(b)**

FIGURE 4.33 – Coupe tomographique de la zone où l'incursion a été maximale sur l'essai à 720 °C avec mise en évidence de la hauteur de marche induite par l'interaction avec l'outil (a - vue de face) et la densification dans la zone altérée mécaniquement (b - vue de dessus à 295 µm de la surface)

4.4.5 Discussion

Les quatre essais réalisés à haute température ont montré des similitudes entre eux notamment une usure de l'outil par transfert adhésif sur la surface du revêtement. L'essai le plus représentatif en terme de température (c.-à-d. l'essai à 720 °C) a montré en particulier une usure maximale de 100 µm avec un profil représentatif du profil de dilatation de l'éprouvette et du revêtement. La température maximale de surface atteinte à 31 mm après l'outil est de près de 850 °C soit au-delà de la température de fonctionnement maximale du revêtement *Metco 2043* au sein du CoHP. La surface affectée du revêtement subit évidement un refroidissement qui engendre une température au contact plus importante que la température mesurée par le pyromètre. Cependant, la présence de l'Inconel 718 à la surface de l'éprouvette tend à montrer une forte puissance thermique produite au contact par déformation plastique de la matière [64] qui affecte le comportement thermique du revêtement abradable avec ce corps additionnel. Il est supposé une température au contact proche de la température de fusion de l'Inconel 718 soit aux alentours de 1300 °C (cf. tableau 4.3). Le temps de chargement thermique d'un point fictif passant sous l'outil est d'environ 7 µs ce qui induit une température flash localisée en extrême surface et n'ayant pas le temps de se propager par conduction au sein du revêtement (valeur de κ très faible due à la présence des porosités). Il est admis dans ce cas que le mécanisme de densification du revêtement par fermeture de porosités qu'il est possible d'observer sur un essai, bien qu'il induise une augmentation de sa conductivité thermique, ne contribue pas de façon significative à la propagation de la chaleur par conduction. Les températures flash atteintes en extrême surface suivies de refroidissements rapides sont responsables d'une fissuration de la phase Inconel fraîchement transférée sur le revêtement abradable (cf. figure 4.31). Cette phase réduit considérablement les propriétés mécaniques

de l'abradable en le rendant moins propice à s'abrader en cas d'un nouveau contact.
La littérature ne recense que peu d'études sur le revêtement CoNiCrAlY-hBN lors d'une sollicitation d'interaction aube/abradable. L'une d'entre elle [123] a établi un lien direct entre la dureté du matériau abradable, la vitesse tangentielle de l'aube et la vitesse d'incursion sur la température de surface mesurée. Des valeurs de température supérieures à 400 °C et pouvant atteindre plus de 1000 °C ont été mesurées et confirment les fortes puissances thermiques produites au contact pendant l'interaction. Cependant, la valeur d'émissivité utilisée par les auteurs et la position de la zone de mesure par rapport à la zone de contact n'est pas connue et les essais ont été réalisés à température ambiante uniquement. Les auteurs ont identifié une couche de revêtement abradable fondue et fissurée (faïençage). Ces observations ont été réalisées sur les essais de ces travaux de thèse mais avec un faïençage de l'Inconel 718 transféré sur le revêtement. Les mécanismes d'endommagement de l'aube et du revêtement semblent donc être liés à la température et il est attendu une usure plus importante de l'outil dans le cas où les essais seraient réalisés à température ambiante [30].

4.5 Conclusion

Des essais d'interaction entre une nuance abradable AlSi-PE et un unique outil d'interaction en Ti6Al4V, ont été réalisés pour quatre températures différentes : température ambiante, 125 °C, 175 °C et 270 °C. Ces températures moyennes de surface, qui ont été estimées à partir d'un essai de calibration, ont montré une contribution sur la profondeur d'incursion, les efforts ou encore les mécanismes d'endommagements induits. Le principal mécanisme d'endommagement de l'abradable, identifié en début de contact pour une éprouvette initialement à température ambiante est de la rupture fragile (décohésion de la matière). La fin de cette même éprouvette présente des fissures transverses au sens d'interaction, identifiées également lors d'une précédente étude [2] tendent à traduire une adhérence du revêtement sur l'outil, induisant de la traction au sein du matériau abradable. Le mécanisme d'endommagement par rainurage est également présent et traduit des particules dures au contact outil/abradable, déformant plastiquement la surface du revêtement [48]. Le transfert adhésif du revêtement abradable vers l'outil qui est généralement observé [26] n'a pas explicitement été démontré du fait de la configuration de l'essai. Dans la configuration des essais du banc expérimental (interaction orthogonale, géométrie de l'outil définie) l'augmentation de la température d'essai induit un mécanisme d'endommagement par repoussage/étalement de la matière (beurrage). Les analyses DSC et dilatométriques ont montré une sensibilité de la phase polyester à la température. Le comportement mécanique du revêtement AlSi-PE est donc sensible à la température [80]. Cette phase semblerait piloter le comportement mécanique du matériau au cours de l'interaction. Le calcul d'un effort assimilé à un effort spécifique a permis de comparer les différents essais entre eux pour étudier l'influence de la température sur la composante de coupe et normale dans le cas où l'usure est variable pendant l'essai. L'augmentation de la température d'essai diminue l'effort de coupe et l'effort normal mais aug-

mente le coefficient d'interaction qui tend à traduire une sensibilité du comportement mécanique de l'AlSi-PE à la température.

Les essais d'interaction entre une nuance abradable CoNiCrAlY-hBN et des outils d'interaction en Inconel 718 ont été réalisés pour des températures proches des températures de fonctionnement du CoHP. Les températures avant essais ont été mesurées grâce au pyromètre 740-LO positionné à 31 mm avant l'outil. La température de surface après interaction a quant à elle été mesurée grâce au pyromètre 840-LO. L'usure mesurée *post-mortem* a montré un profil variable lié à la température de l'éprouvette. Le principal mécanisme d'endommagement observé est le transfert adhésif de l'outil vers le revêtement. Des analyses chimiques EDS ont permis d'identifier des éléments de l'Inconel 718 en provenance de l'outil. Ce dernier, lors des essais, était à température ambiante. Une analyse optique approfondie a fait état d'une fissuration du dépôt Inconel sur le revêtement, assimilable à du faïençage. Cet état de surface induit une altération des propriétés mécaniques et thermiques du revêtement abradable.
L'interaction s'est donc produite dans un cas favorable ou la résistance mécanique de l'outil était plus importante que si l'outil avait été à la même température que le revêtement. L'interaction de l'outil avec l'éprouvette de l'essai à plus haute température (720 °C maximum à 31 mm avant l'outil) a provoquée un échauffement surfacique à une température maximale de 840 °C à 31 mm après l'outil. Les différents essais réalisés entre 500 °C et 720 °C n'ont montré cependant qu'une très faible sensibilité du comportement mécanique du revêtement CoNiCrAlY-hBN à la température en comparaison au revêtement AlSi-PE.

CHAPITRE 5

ESTIMATION DE LA TEMPÉRATURE AU CONTACT AUBE/ABRADABLE

La détermination de la température au contact a été approchée par un modèle thermomécanique semi-analytique basé sur la technique des fonctions de Green où seule la partie thermique a été traitée, ce qui suppose une connaissance du flux produit par l'interaction outil/abradable. Ce modèle avait pour but de prédire la température au contact outil/abradable dans une configuration d'interaction simplifiée de frottement sec. Dans l'approche adoptée, il est considéré que la chaleur produite par le frottement provient du cisaillement d'aspérités au contact et fait intervenir l'effort dans la direction de coupe. Par soucis de notation et de cohérence avec les hypothèses du modèle fournies dans la suite de ce chapitre, l'effort de coupe F_c a été renommé en effort tangentiel F.

5.1 Modélisation, mise en équations et solution fondamentale

Les essais expérimentaux réalisés sur le banc balistique se dédouanent de nombreux phénomènes dynamiques et vibratoires observables. L'utilisation du modèle semi-analytique, présenté à la partie 4.4 du chapitre 1 de façon sommaire et décrite plus en détail dans la section suivante, a nécessité de poser le problème de l'interaction outil/abradable de façon claire en adoptant des hypothèses simplificatrices. La section 5.1.1 présente la configuration du contact réel sur le banc expérimental et une configuration simplifiée de frottement sec. La puissance thermique dissipée dans d'éventuels débris, la présence d'un éventuel troisième corps entre l'outil et le revêtement et la résistance thermique au contact sont supposées négligeables.

5.1.1 Configuration du contact

L'approche semi-analytique pour la détermination de la température à la surface de contact se base sur une configuration de deux surfaces en frottement sec l'une par rapport à l'autre. Dans ce cas, une simplification du problème initial permet de passer d'une configuration du contact complexe à une configuration simplifiée (cf. figure 5.1).

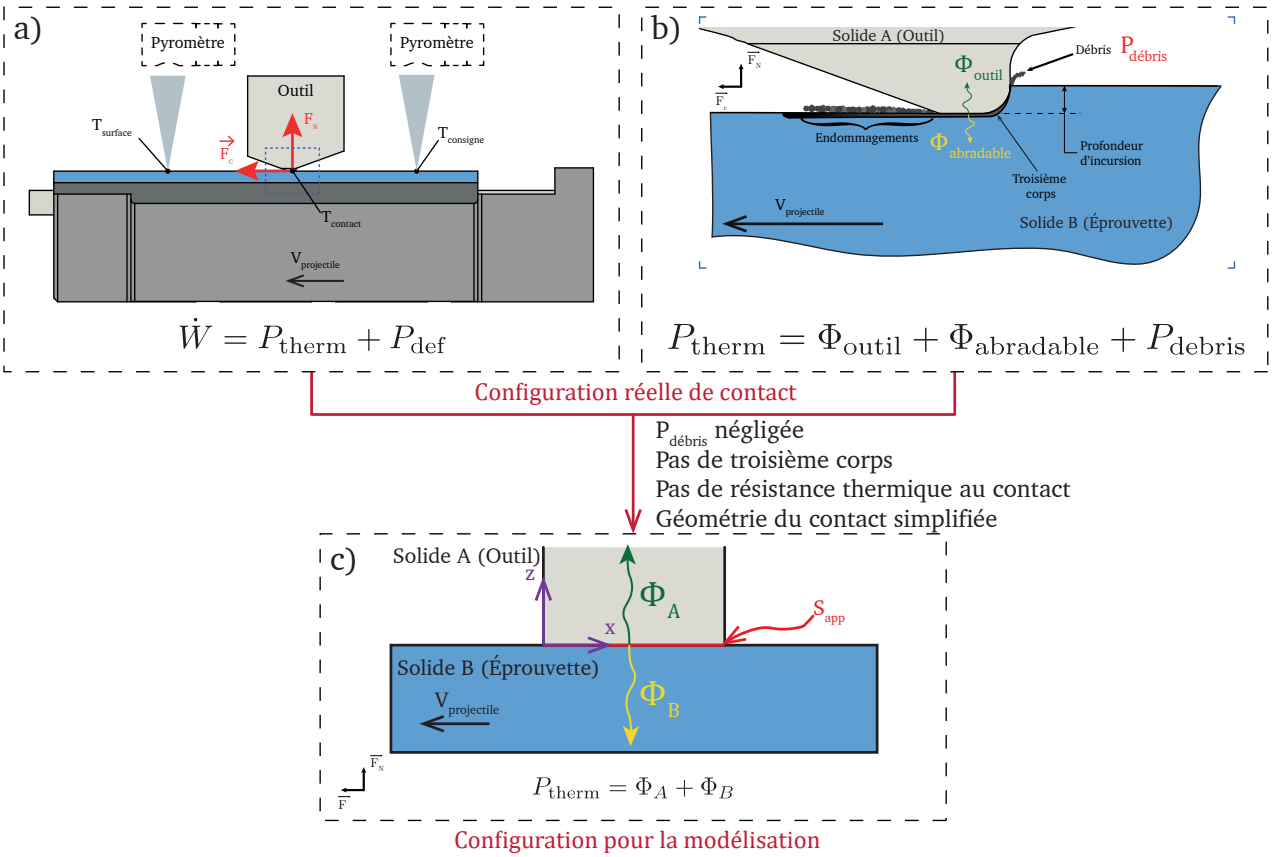


FIGURE 5.1 – Configuration réelle du contact avec la puissance mécanique $\dot{W}$ produite (a), la puissance thermique P_{therm} produite (b) et configuration simplifiée (c)

La figure 5.1a approche le problème du contact d'un point de vue puissance mécanique. La puissance mécanique totale $\dot{W}$ développée durant le tir de l'éprouvette n'est convertie que partiellement en chaleur le reste étant dissipé sous forme de déformations plastiques ou de transformations de phase par exemple. Un coefficient – noté β – est alors utilisé pour traduire la fraction de la puissance mécanique appliquée au matériau qui est dissipée sous forme de chaleur. Il est dans un premier temps considéré un coefficient $\beta = 0,9$ [130] constant et non dépendant des conditions de chargement. La puissance thermique se calcule alors suivant la relation 5.1 :

$$P_{\text{therm}} = \beta \dot{W} \tag{5.1}$$

Du point de vue macroscopique (figure 5.1b), la puissance thermique peut être exprimée comme la somme des puissances dissipées au contact outil/abradable dans l'outil Φ_{outil}, le revêtement abradable $\Phi_{\text{abradable}}$ et les débris $P_{\text{débris}}$ soit $P_{\text{therm}} = \Phi_{\text{outil}} + \Phi_{\text{abradable}} + P_{\text{débris}}$. Dans la

configuration simplifiée adoptée pour la modélisation (figure 5.1c), l'interaction est considérée comme du frottement sec (où la puissance thermique évacuée dans les débris est négligeable). Cette condition a été vérifiée lors des analyses *post-mortem* des essais réalisés sur le banc balistique qui montrent pour l'essai à la plus faible incursion une surface non endommagée par des mécanismes complexes comme du beurrage mais par rupture fragile de certaines zones. La configuration simplifiée adoptée se dédouane donc de l'évacuation de la puissance thermique stockée dans les débris : $P_{\text{débris}} \approx 0$.

$$P_{\text{therm}} = \Phi_A + \Phi_B = \Phi_{\text{total}} \tag{5.2}$$

où les solides A et B possèdent respectivement les propriétés thermiques de l'outil et du revêtement abradable. La présence éventuelle d'un troisième corps n'est pas prise en compte dans la configuration simplifiée du contact tout comme la résistance thermique liée à la nature des matériaux acteurs du frottement.
Les surfaces en contact sont rugueuses et traduisent la présence d'aspérités (cf. figure 5.2) qui constituent la surface réelle de contact S_{vraie}.

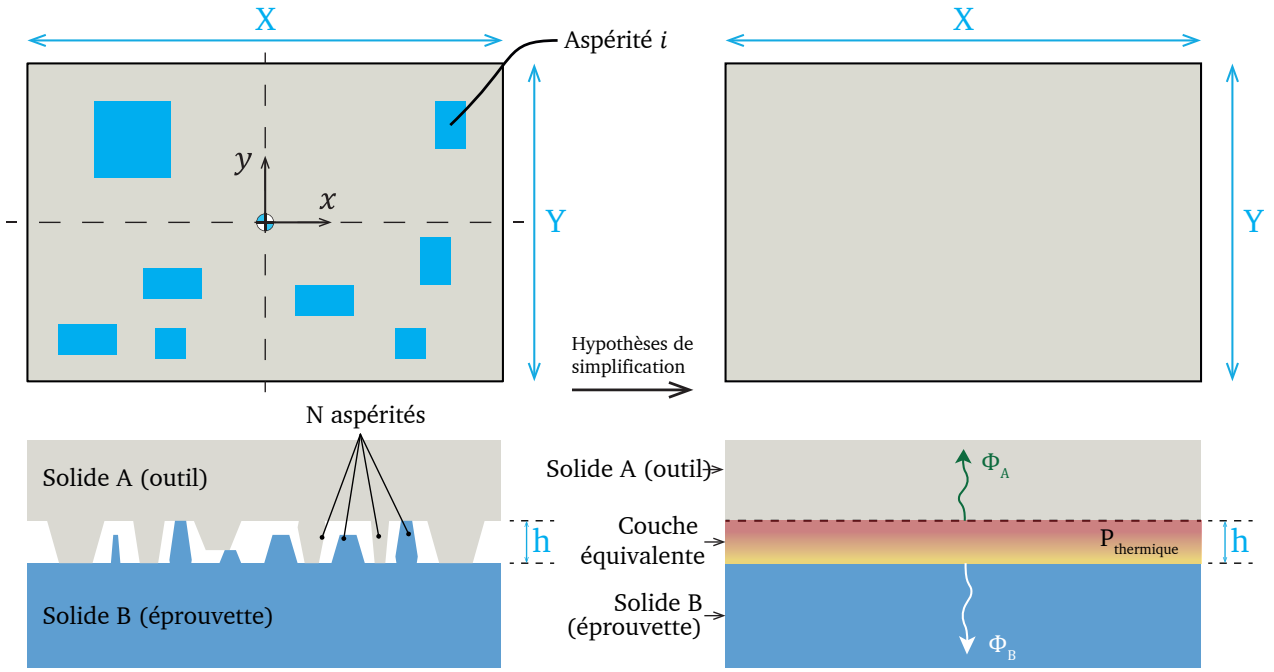


FIGURE 5.2 – Configuration du contact réel (figures à gauche) et simplifié (figures de droite) basé sur la production d'une puissance thermique dans une couche équivalente

Au cours de l'interaction, la surface de contact réelle $S_{\text{vraie}} = \sum_{i=1}^{N} S_i$, avec N le nombre d'aspérités de contact, évolue essentiellement en fonction de la pression de contact (induite par la composante normale) et de la vitesse d'interaction. L'évolution topologique de cette surface est à ce jour impossible à évaluer [74,76]. Pour approcher le problème autrement, une couche équivalente est définie. Elle représente toutes les aspérités de contact comme une couche répartie sur toute la sur-

face apparente S_{app} de contact (avec $S_{app} = X \times Y$). Cette couche, qui est la zone mécaniquement affectée par le contact (c.-à-d. où les aspérités sont cisaillées pendant le frottement avec l'outil), est le siège des sollicitations mécaniques de l'interaction, sources de la puissance thermique P_{therm}. Elle possède une épaisseur h équivalente à la rugosité moyenne des aspérités. L'ordre de grandeur de cette épaisseur pour les aciers peut être estimée à 10^{-5} m pour des vitesses de glissement de l'ordre de la centaine de mètres par seconde [131–133]. La même épaisseur est également considérée dans le cas des revêtements abradables.
La puissance thermique produite dans la couche équivalente se propage par conduction à travers les solides A et B. La répartition de cette puissance thermique suit donc la relation suivante :

$$\chi_A + \chi_B = 1 \tag{5.3}$$

où χ_A et χ_B représentent respectivement les coefficients de répartition thermique dans l'outil (A) et l'abradable (B). A partir de la relation 5.3 les flux de chaleur dans les solides A et B peuvent alors se définir comme :

$$\begin{aligned} \Phi_A &= \chi_A P_{therm} \\ \Phi_B &= \chi_B P_{therm} \end{aligned} \tag{5.4}$$

Le modèle traduit la diffusion de la chaleur à travers les surfaces des aspérités comme une diffusion uniformément répartie sur la surface de la couche équivalente $S_{app} = X \times Y$. Dans le cas réel, la puissance thermique se diffuse à travers les surfaces des aspérités qui définissent la surface S_{vraie}. Par conséquent, la valeur de la densité du flux surfacique φ uniformément répartie sur S_{app} doit avoir une valeur égale à :

$$\varphi = \frac{P_{therm}}{S_{vraie}} = \beta \mu p V = \beta \frac{FV}{f S_{app}} \tag{5.5}$$

avec μ le coefficient de frottement déduit de l'essai grâce à la mesure des efforts, p la pression de contact, V la vitesse de glissement, F la force tangentielle et f le rapport entre la surface vraie S_{vraie} et la surface apparente S_{app}. Cette équation traduit le transfert de la puissance thermique dans la couche équivalente et répartie uniformément sur toute la surface apparente par conduction. Au vu des efforts normaux conséquents appliqués sur la surface du revêtement abradable, il est considéré un écrasement de ce dernier qui induit une valeur $f = 1$.

5.1.2 Hypothèses et conditions limites du problème thermique

Le problème est ramené à deux solides A (fixe) et B (mobile) en glissement relatif. La formulation de la réponse thermique (qui est la température calculée par le modèle au contact outil/abradable) peut être résolue en considérant une densité de flux surfacique φ appliqué à la surface

de contact $z = 0$ et se propageant uniquement dans les solides. Il vient alors la condition limite définie à la relation 5.6 :

$$\varphi(x,y,z=0)\begin{cases} = \varphi & \text{sur la surface de contact} \\ = 0 & \text{en dehors} \end{cases} \tag{5.6}$$

La continuité du champ de température et la conservation de l'énergie au contact est exprimée de la façon suivante :

$$\theta_A(z=0) = \theta_B(z=0) = \theta \tag{5.7}$$

A l'instant initial, l'échauffement produit entre les deux solides est nul et la température au contact est égale à la température initiale du solide r considéré.

5.1.3 Réponse thermique

La fonction de Green élémentaire en conduction thermique pour un milieu continu permet de connaître pour un point quelconque M de coordonnées (x,y,z) d'un solide r à un temps t [62], la réponse de l'échauffement θ_r induit par l'application d'un flux de chaleur q constant sur un point source M' de coordonnées (x',y',z') à un instant t'.
En d'autres termes, la fonction de Green élémentaire permet de déterminer l'influence d'un point M' sur un point M (cf. figure 5.3) et peut s'écrire.

$$\theta_r(x',y',z',t',x,y,z,t) = q(x',y',z',t')\, G_r(x',y',z',t',x,y,z,t)$$

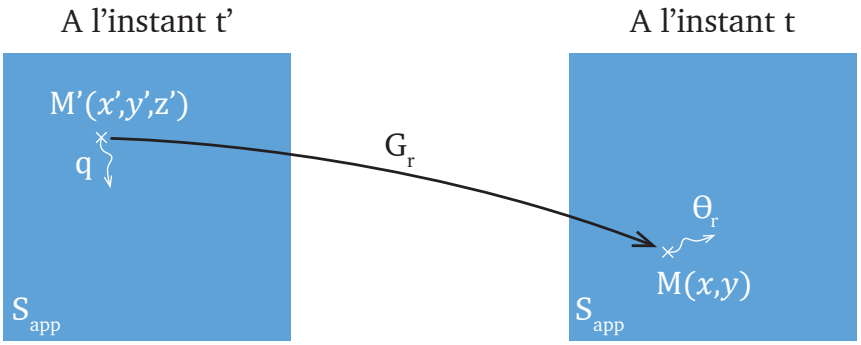


FIGURE 5.3 – Étude de l'influence d'un point source M' sur un point réponse M à deux instants différents par la fonction de Green élémentaire

Les conditions aux limites de la fonction de Green élémentaire imposent $z' = 0$ pour traduire l'étude des échauffements produits à la surface du solide étudié soit S_{app}. La condition de non propagation du flux en dehors des surfaces en contact est assurée par la méthode des images (cf. Annexe C) pour traduire la condition limite de non propagation de la puissance thermique en dehors de la matière. En tenant compte de la densité de puissance surfacique φ appliquée

sur toute la surface apparente S_{app}, il est alors possible de déterminer l'influence de la surface source où est produite la chaleur sur le point $M(x,y,z,t)$ à partir de l'intégration du point source $M'(x',y',z'=0)$ sur S_{app} :

$$\theta_r(x,y,z,t',t) = \varphi G_r(x,y,z,t',t)$$

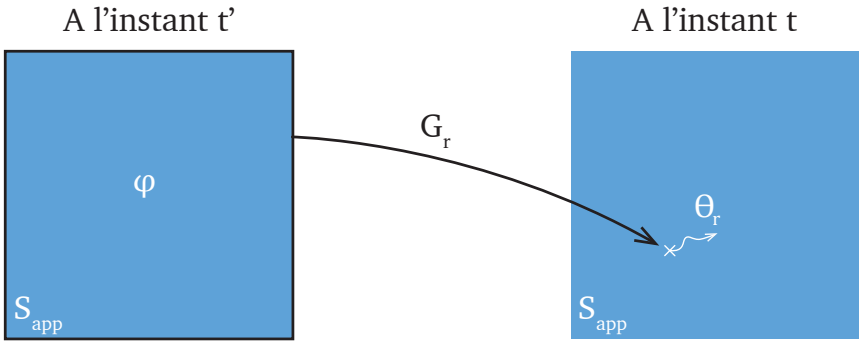


FIGURE 5.4 – Étude de l'influence d'une surface sur un autre point par la fonction de Green élémentaire

Par extension, l'échauffement moyen instantané à l'instant t au contact dû à l'apport de la densité de flux surfacique φ répartie sur la surface apparente S_{app} (d'aire $X \times Y$) à l'instant t' peut se définir en intégrant la fonction de Green sur S_{app} :

$$\theta_r(t',t) = \frac{\varphi}{S_{app}} \int_0^X \int_0^Y G_r(x,y,z=0,t',t)dxdy$$

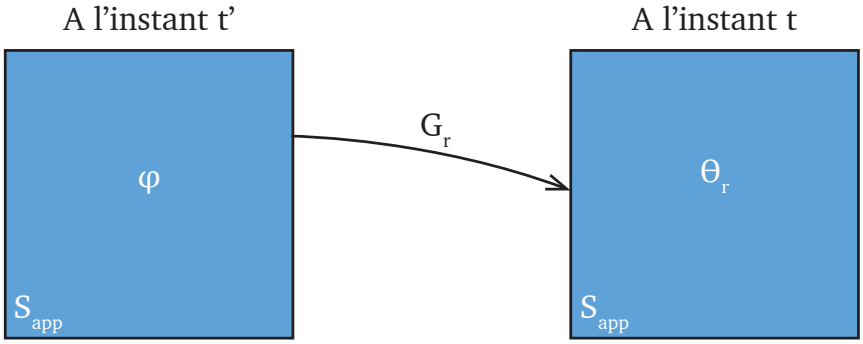


FIGURE 5.5 – Étude de l'influence d'une surface sur un autre surface par la fonction de Green élémentaire

L'élévation de température moyenne au contact $\theta_r(t)$ à un instant t dépend de tout l'historique du frottement pour t' allant du début de l'interaction ($t'=0$) à l'instant actuel. Cette température est donc évaluée par intégration dans le temps suivant la relation 5.8 :

$$\theta_r(t) = \frac{\varphi}{S_{app}} \int_0^t \int_0^X \int_0^Y G_r(x,y,z=0,t',t)dxdydt' \tag{5.8}$$

A la suite de ces calculs, les fonctions d'interaction thermique Γ_r pour chacun des deux solides peuvent être définies suivant la relation 5.9 qui lie la $\Gamma_r(t)$ à l'échauffement moyen produit $\theta_r(t)$ et à la densité de flux surfacique φ :

$$\theta_r(t) = \varphi \Gamma_r(t) \tag{5.9}$$

avec

$$\Gamma_r(t) = \frac{1}{S_{\text{app}}} \int_0^t \int_0^X \int_0^Y G_r(x, y, 0, t) dx dy dt' \tag{5.10}$$

D'après l'équation de continuité de la température au contact (cf. relation 5.7) et la relation 5.9, il est donc possible d'écrire :

$$\theta_r(t) = \chi_A \varphi \Gamma_A(t) = \chi_B \varphi \Gamma_B(t) \tag{5.11}$$

En combinant la relation 5.3 et 5.11, les coefficients de répartition thermique pour le solide A et le solide B sont ainsi obtenus en fonction des fonctions d'interactions thermique Γ_A et Γ_B :

$$\chi_a(t) = \frac{\Gamma_b(t)}{\Gamma_A(t) + \Gamma_B(t)} \qquad \text{et} \qquad \chi_B(t) = 1 - \chi_A(t) \tag{5.12}$$

La température moyenne au contact Θ peut enfin être calculée à partir de la relation 5.11 :

$$\Theta(t) = \Theta_0 + \chi_r(t) \varphi \Gamma_r(t) \tag{5.13}$$

5.1.4 Algorithme de calcul

Le code de calcul du modèle semi-analytique a été implémenté dans le logiciel commercial de calcul formel *Wolfram Mathematica*. Les paramètres d'entrée nécessaires au bon déroulement des calculs sont renseignés en début de programme : la vitesse de frottement V, l'effort tangentiel F, la fraction f et la valeur de la surface de contact apparente S_{app}. L'algorithme de base pour le calcul du modèle est présenté figure 5.6. Afin d'obtenir l'évolution de la température moyenne au contact Θ et de la répartition des flux χ_A et χ_B le calcul se fait de manière incrémentale à deux échelles d'itération :

La première boucle itérative réalise les calculs à partir des valeurs initiales d'entrée pour $t' \in [0, t]$. Il est rappelé que t' correspond à un moment d'application du flux de chaleur φ, tandis que t correspond à l'instant d'évaluation de la réponse thermique. A partir des valeurs initiales $\Theta = \Theta_0$ et $\chi_r = 0,5$, les valeurs des variables sont mises à jour par incrémentation suivant t'. A chaque pas de temps δt, les coefficients de répartition χ_r et les valeurs des propriétés thermiques c_r, α_r et κ_r sont mises à jour grâce au calcul de Θ pour prendre en compte leur évolution en fonction de la température. S'ensuit le calcul numérique des fonctions discrètes de Green Γ_r dont les valeurs sont actualisées à l'instant $t' + \delta t$ à partir de celles à l'instant t' :

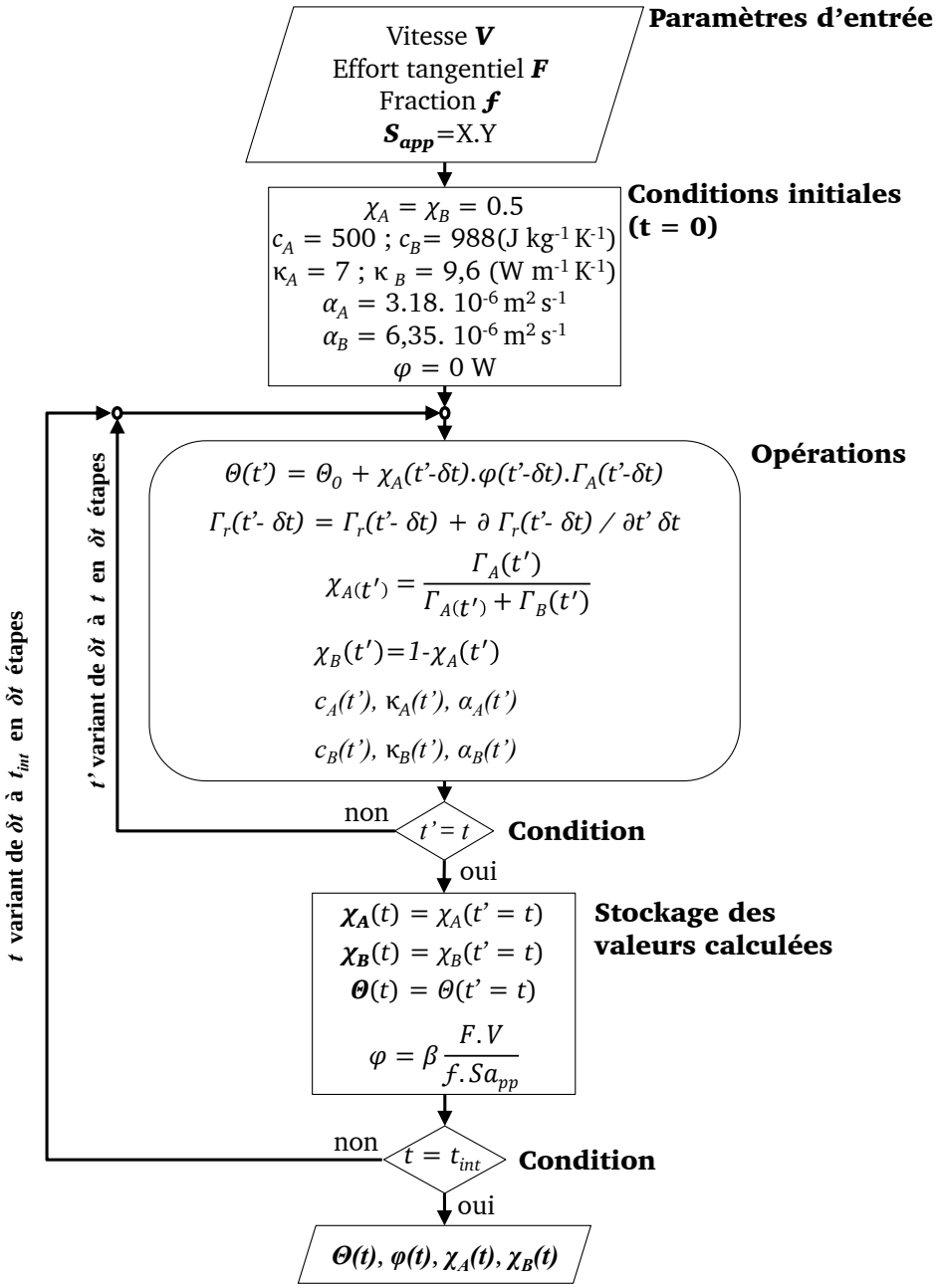


FIGURE 5.6 – Algorithme du modèle semi-analytique pour la détermination de la température au contact Θ et du partage des flux χ_A et χ_B. Toutes les grandeurs sont données en unités S.I

$$\Gamma_r(t' + \delta t) = \Gamma_r(t') + \frac{\partial \Gamma_r}{\partial t'}(t')\delta t \tag{5.14}$$

La deuxième boucle incrémentale est réalisée en faisant varier t à partir du début de l'interaction (c.-à-d. $t = 0$). Les dernières valeurs de $\chi_r(t)$ et $\Theta(t)$ calculées à la fin de la première boucle incrémentale sont stockées et affectées dans le code aux valeurs des paramètres pour l'incrément de temps t. Le calcul reprend en réalisant à nouveau la première boucle et la deuxième

boucle incrémentale jusqu'à ce que le temps de réponse t atteigne la durée totale de l'interaction ; ce qui correspond à la condition $t = t_{\text{int}}$.
Il est également possible d'implémenter le modèle avec un flux variable au cours du temps pour prendre en compte l'évolution de l'effort tangentiel au cours de l'interaction. Pour cela, il suffit de considérer un flux constant par pas de temps δt et de l'actualiser à chaque incrément de temps t à partir de la relation 5.5 où $F = F(t)$.
Les valeurs de sortie du code de calcul sont la température Θ moyennée sur la surface S_{app} en fonction du temps t, les coefficients de distribution du flux dans le solide A et B en fonction du temps (respectivement $\chi_A(t)$ et $\chi_B(t)$) et la densité de flux surfacique $\varphi(t)$.
La partie suivante se propose d'étudier la sensibilité de certains paramètres d'entrée du modèle sur la réponse de ce dernier.

5.2 Étude de sensibilité des grandeurs perturbantes

5.2.1 Paramètres d'entrée

La force tangentielle F, la vitesse de frottement V, la conductivité thermique κ, la capacité calorifique massique c, la diffusivité thermique α et la densité ρ sont les paramètres d'entrée du modèle. L'effort et la vitesse sont déterminés par mesures expérimentales tandis que les propriétés matériaux ont été obtenues dans la littérature ou par mesures chez l'industriel. Dans le cas des revêtements abradable, ces dernières sont sujettes à peu d'études concernant les propriétés thermiques. Des mesures réalisées par le partenaire industriel ont cependant permis d'obtenir les valeurs des propriétés thermiques du revêtement jusqu'à 400 °C. Le modèle sera donc alimenté avec les propriétés matériaux de l'AlSi-PE et confronté à un essai pilote (présenté préalablement au chapitre 4 – essai à température ambiante entre un outil en alliage de titane Ti6Al4V et un revêtement abradable AlSi-PE).
Les propriétés thermophysiques de l'AlSi-PE ont été obtenues pour différentes températures : jusqu'à 400 °C pour la capacité thermique massique et 350 °C pour la diffusivité et la conductivité thermique. Plusieurs cycles de mesures ont été réalisés (tout comme les essais de DSC – cf. partie 4.1.1.2 du chapitre 4) pour mettre en évidence l'effet du cyclage thermique sur les propriétés matériaux. Pour se situer dans la configuration où le comportement du matériau est irréversible, seules les valeurs mesurées pour le dernier cycle ont été retenues. Les données thermophysiques du Ti6Al4V ont quant à elles été obtenues dans la littérature et interpolées pour une température comprise entre 20 °C et 1650 °C [94].
Les valeurs de référence de la **capacité thermique** c du matériau abradable AlSi-PE sont présentées à la figure 5.7.

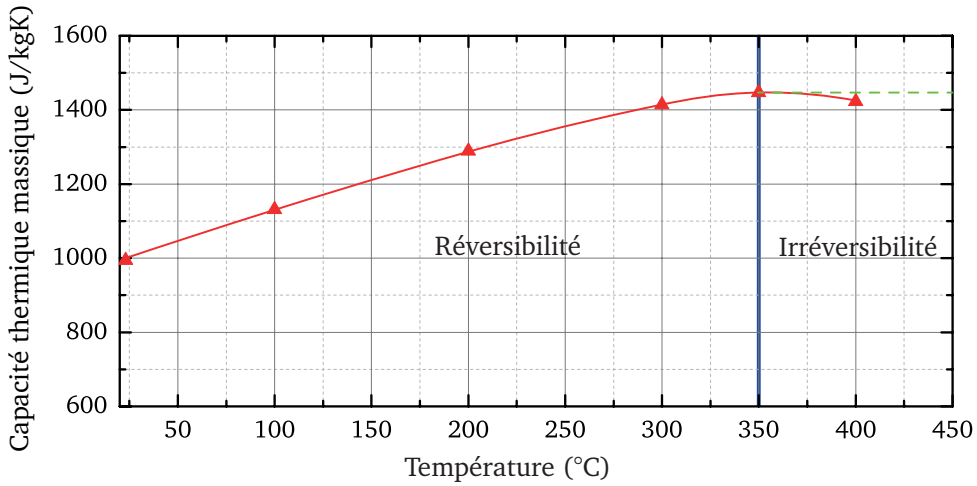


FIGURE 5.7 – Évolution de la capacité thermique massique pour un revêtement AlSi-PE en fonction de la température sur la plage 23 °C - 400 °C

En dessous de 350 °C, l'évolution de la capacité thermique massique est réversible et suit une évolution sensiblement linéaire. Au delà de 350 °C, la valeur de c diminue légèrement. Au-delà de 400 °C, aucune connaissance de la valeur de c n'est donnée. Par soucis de simplification, l'évolution de la capacité thermique massique a été interpolée linéairement entre 23 °C et 350 °C. Au-delà de 350 °C, il a été choisi d'imposer la valeur de la capacité thermique comme constante et égale à $1447\,\mathrm{J\,kg^{-1}\,K^{-1}}$.

La valeur moyenne de la **conductivité thermique** κ sur l'intervalle 23 °C-350 °C vaut $\kappa_{\text{nominale}} = 9{,}54\,\mathrm{W\,m^{-1}\,K^{-1}}$.

L'évolution de la **diffusivité thermique** $\alpha(T)$ en fonction de la température est quant à elle calculée grâce à la relation 5.15 :

$$\alpha(T) = \frac{\kappa(T)}{\rho c(T)} \tag{5.15}$$

où ρ est la masse volumique.

5.2.2 Sensibilité du modèle aux paramètres d'entrée

Les paramètres d'entrée au modèle, à savoir la force tangentielle F, la conductivité thermique du revêtement abradable κ, la vitesse d'interaction V et la longueur de la partie active de l'outil X, peuvent induire des variations sur la réponse thermique calculée au contact. Les paramètres initiaux utilisés dans la suite de cette section sont présentés au tableau 5.1.

	F	κ	V	x	α
Unités	N	$\mathrm{W\,m^{-1}\,K^{-1}}$	$\mathrm{m\,s^{-1}}$	mm	$\times 10^{-6}\,\mathrm{m^2\,s^{-1}}$
Paramètres nominaux	100	9,56	129	1	6,31 à 23 °C

Tableau 5.1 – Valeurs initiales des paramètres expérimentaux du modèle induisant une variation de la réponse thermique au contact

L'étude de la variation de l'effort tangentiel sur la réponse du modèle a été réalisée pour $F \in M$ avec $M = \{50\,\mathrm{N}, 100\,\mathrm{N}, 150\,\mathrm{N}\}$ ce qui correspond à la variation des efforts qu'il est possible d'obtenir au cours d'un même essai dû à une profondeur d'incursion variable. Les autres paramètres ont été maintenus à leurs valeurs initiales reportées au tableau 5.1. La figure 5.8 présente la réponse thermique au contact pour les trois valeurs d'efforts. Seuls les paramètres du revêtement AlSi-PE sont variables dans l'étude de sensibilité. Les paramètres en entrée de modèle pour l'alliage varient peu et ne sont pas pris en compte dans l'étude de sensibilité.

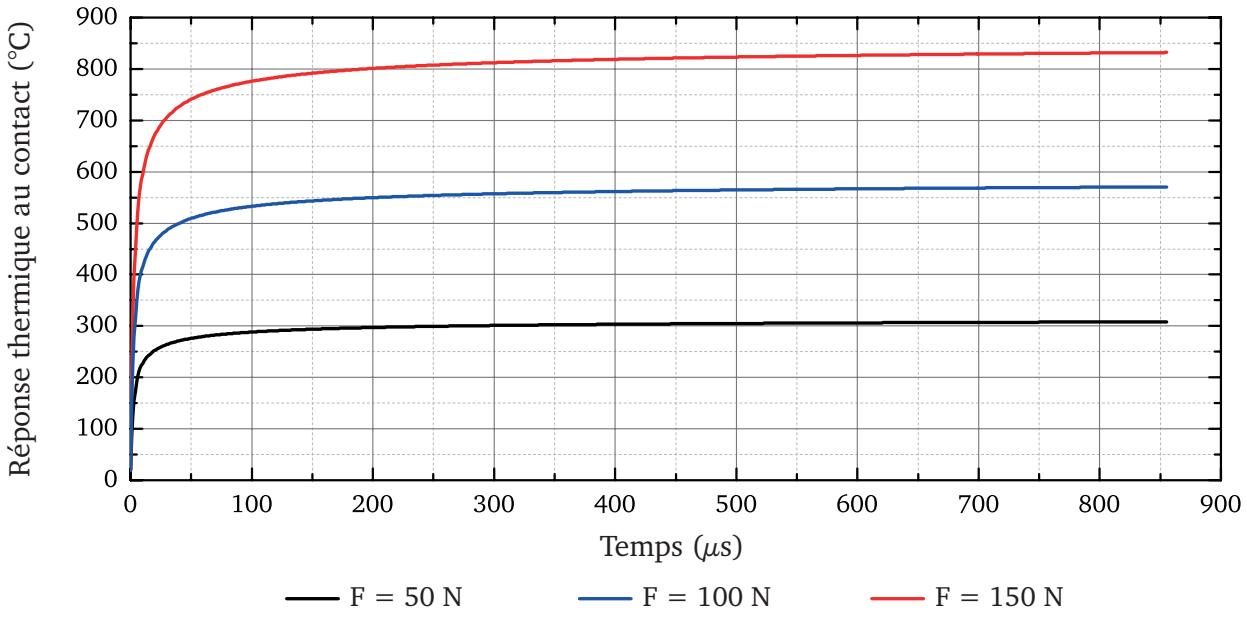


FIGURE 5.8 – Température au contact pour un effort tangentiel F de 100 N (nominal - bleu), 50 N (noir) et 150 N (rouge)

La température au contact calculée par le modèle présente une montée rapide pendant les 18 premières µs du contact avant de commencer à tendre vers une asymptote horizontale jusqu'à la fin du signal. Avec une valeur du paramètre $\beta = 0,9$, la température moyennée sur la surface de l'outil (aire initiale de $6\,\mathrm{mm^2}$) après la zone transitoire (c.-à-d. pour un temps $t > 300\,\mu\mathrm{s}$) vaut environ 565 °C. Avec une variation de la valeur de F de $\pm 50\,\mathrm{N}$, la température maximale au contact est de 825 °C avec $F = 150\,\mathrm{N}$ et la température minimale est de 300 °C avec $F = 50\,\mathrm{N}$. Au

vue de ces résultats, l'effort tangentiel semble avoir une forte influence sur la réponse du modèle. La deuxième étude de sensibilité a été conduite avec une variation de la conductivité thermique. La valeur nominale $\kappa_{\text{nominale}} = 9{,}54\,\text{W}\,\text{m}^{-1}\,\text{K}^{-1}$ a été calculée comme étant la moyenne des valeurs de κ sur la plage de température $[23\,°\text{C} - 350\,°\text{C}]$. Il a été décidé d'étudier la sensibilité de κ sur la température au contact pour une variation de $\kappa \in M'$ avec :
$M' = \left\{5{,}67\,\text{W}\,\text{m}^{-1}\,\text{K}^{-1}, 7\,\text{W}\,\text{m}^{-1}\,\text{K}^{-1}, 9{,}54\,\text{W}\,\text{m}^{-1}\,\text{K}^{-1}\right\}$ où la valeur minimale de κ correspond à la valeur minimale mesurée lors de la première montée en température. La valeur de F, V et x a été fixée respectivement à 100 N, $129\,\text{m}\,\text{s}^{-1}$ et 1 mm. La figure 5.9 présente les réponses thermiques obtenues pour les différentes valeurs de κ.

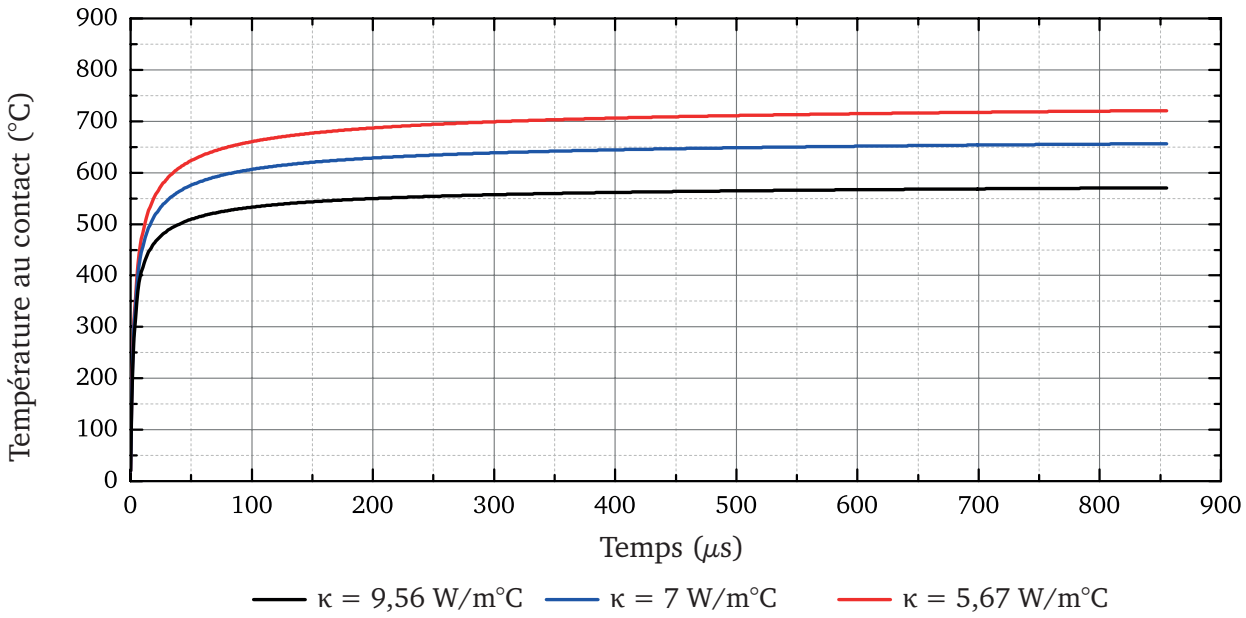


FIGURE 5.9 – Température au contact pour une conductivité thermique de $5{,}67\,\text{W}\,\text{m}^{-1}\,°\text{C}^{-1}$ (rouge), $7\,\text{W}\,\text{m}^{-1}\,°\text{C}^{-1}$ (bleue) et $9{,}54\,\text{W}\,\text{m}^{-1}\,°\text{C}^{-1}$ (nominale - noire)

Le signal de référence (déterminé avec les valeurs nominales présentées dans le tableau 5.1) présente un niveau de température moyen de 565 °C après la zone transitoire (c.-à-d. pour $t > 300\,\mu s$). Cette valeur est plus faible que les températures au contact obtenues pour $\kappa = 5{,}67\,\text{W}\,\text{m}^{-1}\,°\text{C}^{-1}$ et $\kappa = 7\,\text{W}\,\text{m}^{-1}\,°\text{C}^{-1}$. Physiquement, cela se traduit par une plus grande capacité du matériau à transférer la chaleur par conduction et donc limiter le niveau de température atteint à l'extrême surface de contact. Pour $\kappa = 7\,\text{W}\,\text{m}^{-1}\,°\text{C}^{-1}$ le niveau de température moyen après la zone transitoire vaut 648 °C ce qui correspond à une variation d'environ 15 %. Pour $\kappa = 5{,}67\,\text{W}\,\text{m}^{-1}\,°\text{C}^{-1}$, le niveau de température atteint en moyenne 711 °C soit une variation de 26 % par rapport à la valeur nominale. La variation de température entre la valeur minimale et maximale de κ vaut environ $\Delta T \sim 150\,°\text{C}$.

La variation de la profondeur d'incursion au cours de l'interaction provoque une variation de la surface apparente de contact avec le revêtement abradable. Pour une faible incursion (macimum

50 µm) la surface apparente de contact ne fait pas intervenir de façon notable le rayon d'arête de l'outil et vaut donc l'aire de la surface frottante de 6 mm^2. Cependant, pour des profondeurs plus importantes, l'hypothèse que la surface apparente est égale à 6 mm^2 n'est pas forcément valable. Il subsiste donc une incertitude sur l'erreur provoquée par la variation de la surface apparente de contact qui, bien qu'elle soit prise en compte par la fraction f, évolue au cours du contact. Il a été décidé d'étudier l'évolution de la température calculée au contact lors d'une variation de la surface apparente S_{app} de +1,2 mm^2 et +2,4 mm^2. Une surface apparente de contact de longueur 1,4 mm – soit +8,4 mm^2 – est le plus extrême qui pourrait être observé sur les essais et pourrait correspondre à une interaction faisant intervenir toute la hauteur du rayon d'arête de l'outil. Les températures calculées avec ces variations de surface frottante sont présentées à la figure 5.10. Dans le cas où la longueur frottante est la plus grande, l'écart par rapport à la valeur de température calculée avec les paramètres initiaux vaut 9 %.

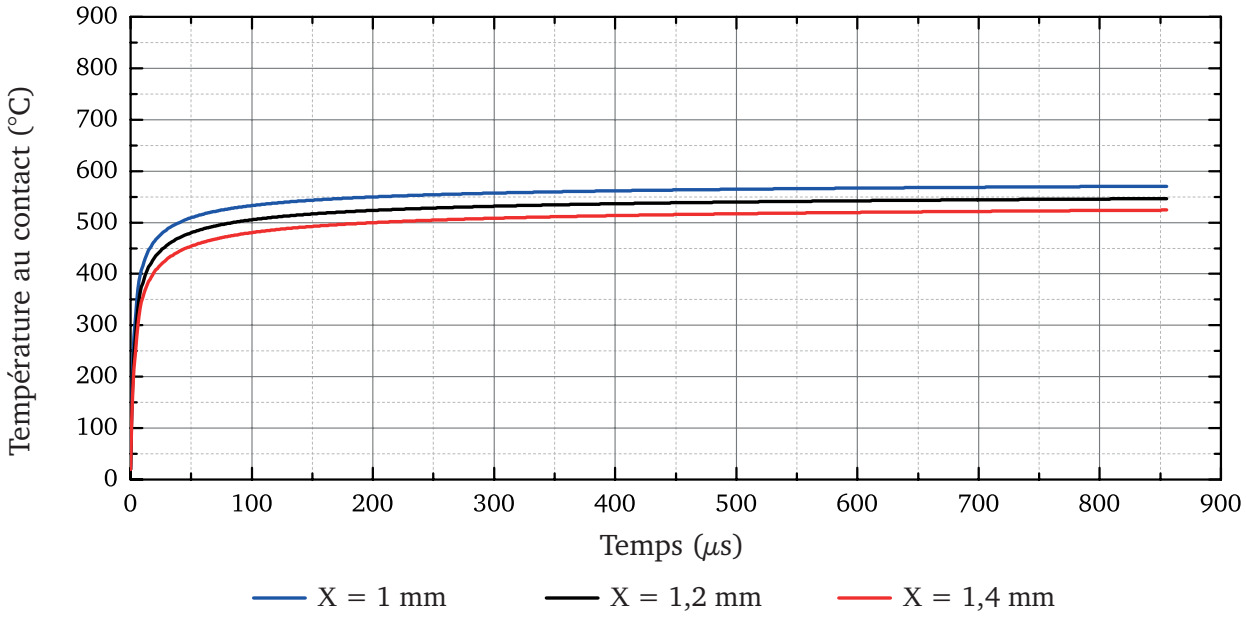


FIGURE 5.10 – Température au contact calculée pour trois valeurs de longueur frottante X (1 mm, 1,2 mm et 1,4 mm)

Les variations de la surface réelle de frottement peuvent être prises en compte dans la fraction β. Dans ce cas, β agit comme un paramètre correctif de tous les phénomènes qui peuvent induire une erreur sur la réponse du modèle et plus précisément tous les phénomènes liés à l'effet de l'effort normal. La figure 5.11 présente les températures au contact calculées pour $\beta = 1$, $\beta = 0,9$ et $\beta = 0,8$.

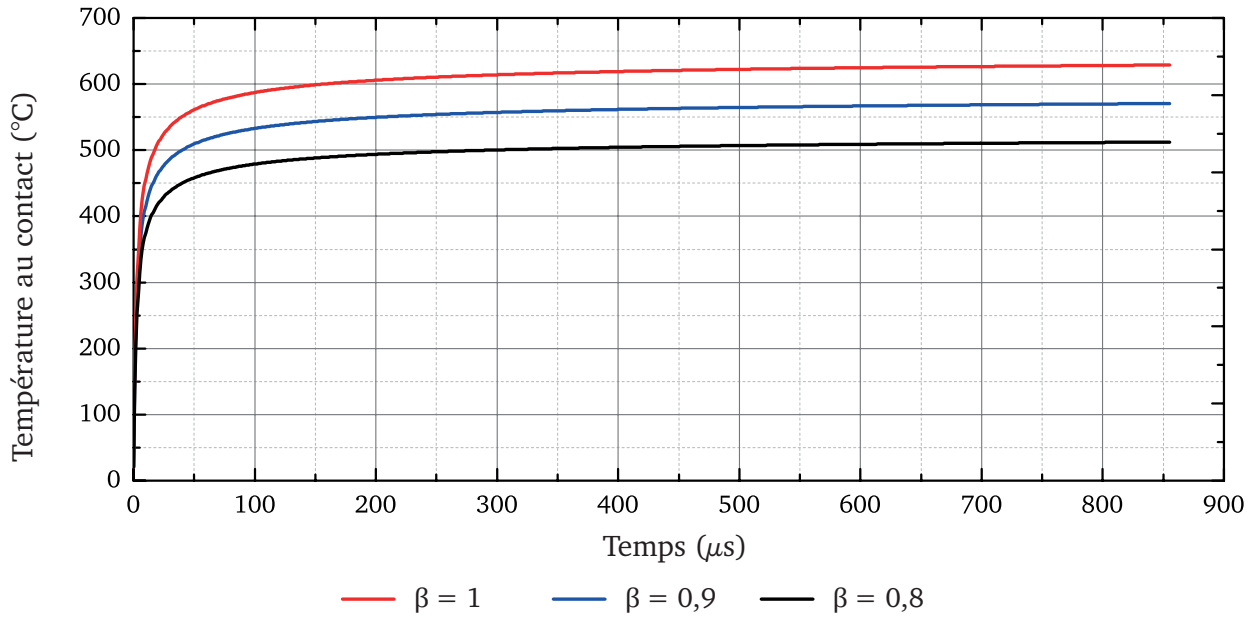


FIGURE 5.11 – Température au contact calculée pour trois valeurs de β : $\beta = 0,8$, $\beta = 0,9$ et $\beta = 1$

La dernière étude de sensibilité qu'il aurait été intéressant de réaliser concerne la vitesse. Une variation de la vitesse induit inévitablement une variation du flux de chaleur. Cependant, la réponse thermomécanique du matériau abradable AlSi-PE est liée à la vitesse de déformation [80] elle même liée à la vitesse de frottement. De ce fait, la variation d'effort induite par une variation de la vitesse n'est déterminable qu'à l'aide de la loi de comportement du matériau qui n'est, pour l'heure, pas encore connue.
Le paramètre le plus influant sur la température calculée par le modèle est l'effort tangentiel. Ce dernier est, dans le cas des essais de la thèse, variable du fait d'une variation de la profondeur d'incursion. Deux approches ont été adoptées pour prendre en compte la variabilité de cet effort et sont présentées dans la section suivante.

5.3 Comparaison des valeurs analytiques et expérimentales par un essai « pilote »

L'essai ayant permis de valider la pertinence du modèle semi-analytique est celui réalisé avec une éprouvette de revêtement AlSi-PE initialement à température ambiante (essai D) présenté au chapitre 4. La température initiale de l'échantillon θ_0, homogène et égale à 23 °C a permis de se dédouaner d'une variable. La suite de cette partie se propose d'analyser les résultats expérimentaux obtenus d'un point de vue thermique uniquement, et de les confronter aux résultats analytiques.

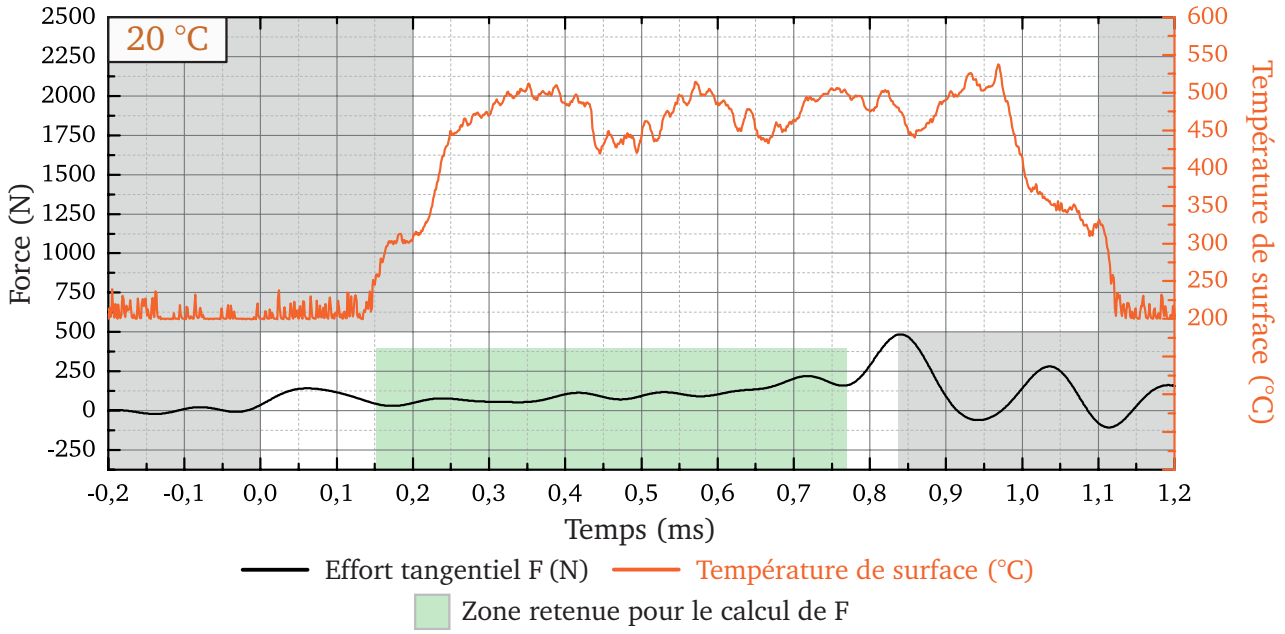


FIGURE 5.12 – Effort tangentiel (noir) et profil de température de surface (orange) mesuré à 31 mm après l'outil, pour l'essai A (Ti6Al4V/AlSi-PE) à température ambiante et à 129 m s^{-1}

5.3.1 Paramètres de l'essai pilote - hypothèses de simplification

L'essai à température ambiante réalisé entre un outil d'interaction en alliage de titane Ti6Al4V et une éprouvette d'AlSi-PE a montré une profondeur d'incursion maximale de 45 µm. La figure 5.12 présente l'effort tangentiel F et le profil de température obtenu à 31 mm après l'outil.
En première approche, et pour estimer le niveau de température atteint au contact, l'effort tangentiel a été ramené à un effort moyen dont la valeur F a été calculée suivant la relation 5.16 :

$$\bar{F} = \left(\frac{1}{t_2 - t_1}\right) \int_{t_1}^{t_2} F(t)dt \tag{5.16}$$

avec $t_1 = 0{,}155$ ms et $t_2 = 0{,}770$ ms correspondants au signal où les 20 premiers millimètres (c.-à-d. les 155 premières µs du frottement) et où les 72 dernières microsecondes (c.-à-d. avant l'évolution brutale de l'effort en fin de frottement) ont été retirés du calcul. La zone temporelle $[t_1, t_2]$ est présentée en vert sur la figure 5.12. Cette figure présente également l'effort tangentiel F (noir) mesuré expérimentalement pour l'essai A et le profil de température de surface (orange). A partir de l'équation 5.16, la valeur calculée de F vaut $F = 100$ N.

La vitesse de l'essai mesurée et implémentée dans le code de calcul vaut 129 m s^{-1}. Au vue de la masse du projectile par rapport aux efforts, cette vitesse est considérée comme constante durant toute l'interaction. Les propriétés matériaux du revêtement abradable AlSi-PE ont été décrites précédemment. Le temps d'interaction a été fixé à 853 µs. La température initiale de l'éprouvette avant l'interaction a été fixée à 20 °C (température dans l'enceinte du banc). La densité de puissance surfacique produite par le frottement durant l'interaction a été calculée suivant la relation

5.5 et égale à $\varphi = 1{,}72 \times 10^9\,\mathrm{W\,m^{-2}}$ avec un coefficient $\beta = 0,9$ dans un premier temps. Cette valeur de β provient d'études [134,135] ayant démontré une conversion de seulement 80 % à 90 % du travail mécanique de frottement en chaleur dans le cas de différents matériaux. La part complémentaire est quant à elle dissipée sous forme de déformation plastique par exemple (beurrage ou densification) mais aussi par transformations de phase.

5.3.2 Confrontation de la réponse thermique analytique et expérimentale

La confrontation des résultats numériques (c.-à-d. obtenus avec le modèle semi-analytique) et les résultats expérimentaux est une nécessité pour valider la pertinence du modèle. L'algorithme du modèle présenté précédemment fournit entre autre la température moyennée sur la surface apparente de contact S_{app}. Le moyen pour confronter les résultats numériques aux résultats expérimentaux serait de mesurer expérimentalement la température au contact outil/abradable. Cependant, la mise en œuvre d'une telle mesure (cf. Partie 3.2.0.1 et 3.2.0.2) est complexe et n'a pas été mise en œuvre pour les essais sur AlSi-PE mais constitue une perspective à court terme de ces travaux de thèse. Seule la température de surface a été mesurée après l'outil et a été utilisée pour la confrontation du modèle et des résultats expérimentaux, présentés à la section suivante.

5.3.2.1 Valeurs analytiques et valeurs expérimentales

Le profil de température Θ_p mesuré par le pyromètre dans le cas de l'essai pilote a été présenté précédemment à la figure 5.12. Cependant, le temps séparant un point passant sous l'outil et sous la zone de mesure du pyromètre est d'environ 240 µs ce qui autorise un refroidissement de la surface de l'éprouvette. En utilisant une méthode inverse basée sur la technique des fonctions de Green, il a été calculé la température théorique au contact et la valeur de la fraction f si la température maximale de surface mesurée par le pyromètre est de 550 °C. Plusieurs calculs par itérations successives de la valeur f ont été menés pour converger vers la température de surface annoncée précédemment. La Figure 5.13 présente les résultats numériques pour un effort $F = 100\,\mathrm{N}$ et un coefficient $\beta = 0,9$.

Pour que la température de surface à 31 mm soit d'environ 550 °C au début de l'éprouvette (ordre de grandeur de la température maximale atteinte pendant l'essai), la valeur de la fraction f calculée est de $f = 0,25$. Cela impose une température au contact Θ à plus de 2000 °C ce qui n'est physiquement pas cohérent avec les observations *post-mortem* et les propriétés matériaux de l'outil en alliage de titane et du revêtement abradable AlSi-PE. A partir de ces résultats, une hypothèse forte concernant la température supposée atteinte au contact a été établie. Il est considéré une température de surface à 31 mm après l'outil sensiblement égale à la température au contact avec un refroidissement maximal de 100 °C entre l'outil et la zone de mesure du pyromètre. Cette incertitude provient des observations *post-mortem* réalisées sur l'outil d'interaction et l'éprouvette de l'essi AlSi-PE à température ambiante (cf. chapitre précédent). L'absence de traces de particules d'AlSi fondues à la surface de l'éprouvette et sur l'outil laissent penser que le matériau n'a pas été

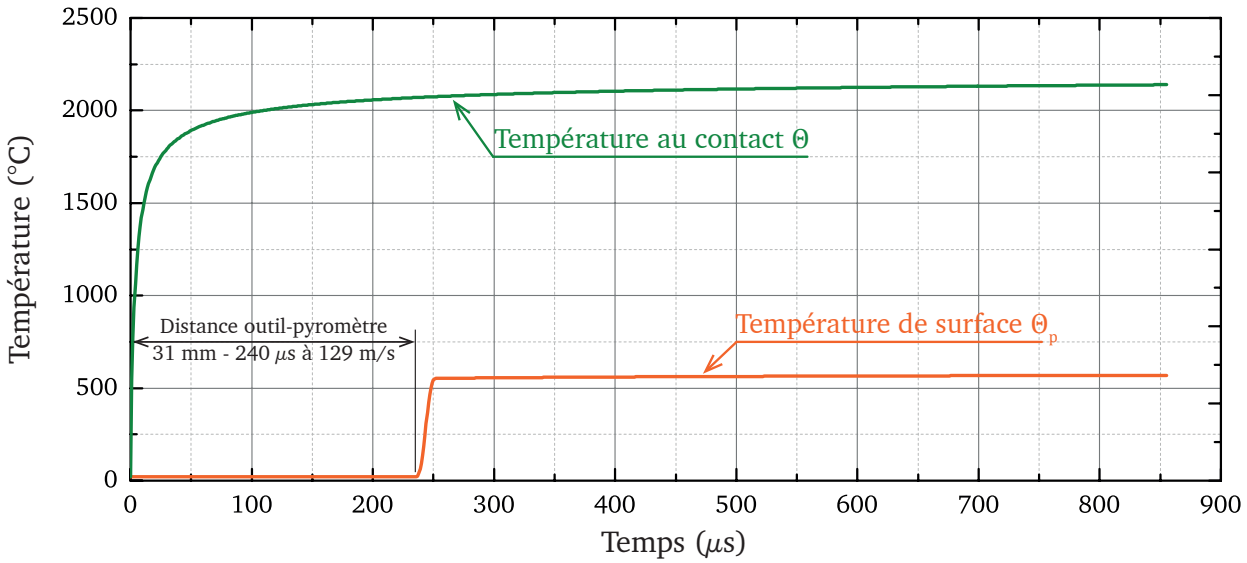


FIGURE 5.13 – Température au contact et température de surface obtenues par la technique des fonctions de Green dans le cas d'un effort tangentiel $F = 100\,\mathrm{N}$

amené à sa température de fusion lors du frottement. Cette température est donnée pour la phase AlSi à $T_{\text{fusion AlSi}} \approx 577\,°\mathrm{C}$ [118]. La température moyenne mesurée par le pyromètre est de 475 °C. Au vu de ces résultats et des conditions d'essai (notamment la pression régnant au contact) il est avancé l'hypothèse que la température atteinte au contact Θ si l'erreur de mesure commise par le pyromètre est prise en compte, est comprise entre 450 °C et 600 °C. A partir de cette hypothèse, le profil de température de surface mesuré expérimentalement avec le pyromètre a été confronté aux valeurs calculées par le modèle et sont présentées à la figure 5.14. La valeur du coefficient β a été fixée à $\beta = 0,9$ (vert - trait continu) qui correspond à la valeur nominale choisie depuis le début de ce chapitre.

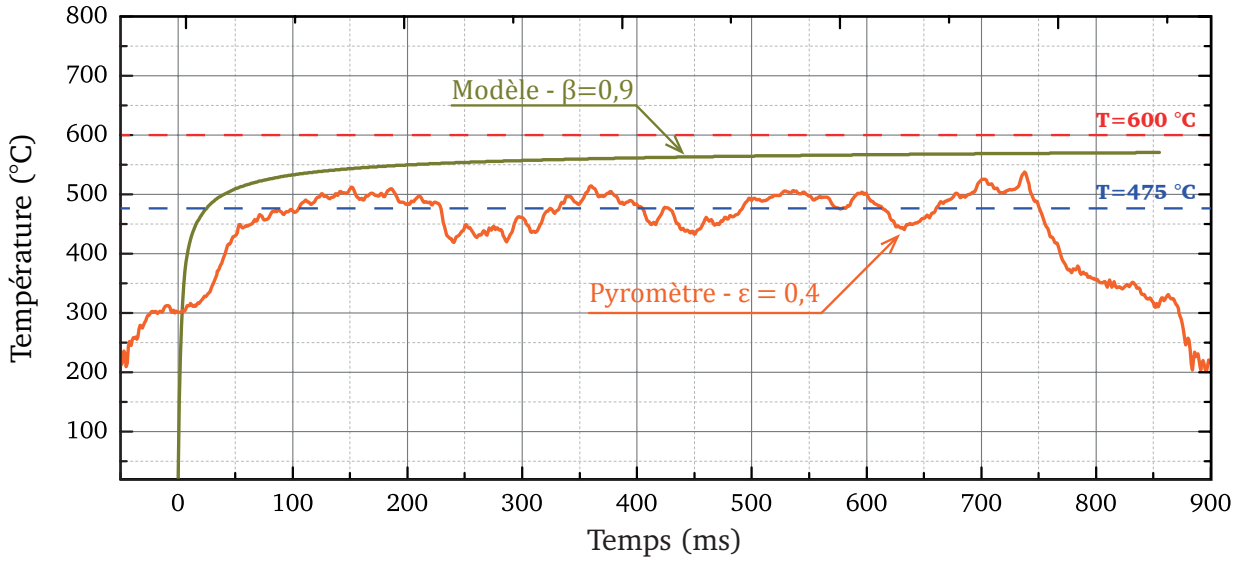


FIGURE 5.14 – Confrontation des résultats analytiques ($f = 0,9$ (en vert) et expérimentaux (orange) pour les paramètres expérimentaux suivants : $F = 100\,\mathrm{N}$, $V = 129\,\mathrm{m\,s^{-1}}$

La température moyenne de surface est représentée en trait bleu discontinu sur la figure 5.14. Le niveau de température estimé au contact est représenté en trait rouge discontinu. En considérant un coefficient $\beta = 0,9$, la réponse thermique calculée au contact par le modèle présente un écart de température de 40 °C maximum par rapport à la valeur moyenne de la température au contact $\Theta = 600\,°C$.

5.3.2.2 Partage du flux au contact outil/matière

La détermination analytique de la température moyennée sur la surface de contact en fonction du temps constitue une des quatre valeurs pertinentes de sortie du modèle présenté selon l'algorithme en figure 5.6. Deux autres valeurs χ_A et χ_B représentants respectivement la part de flux dans l'outil et la part de flux dans l'abradable sont calculées suivant la relation 5.12. Dans le cas de l'essai pilote, l'évolution temporelle de χ_A et χ_B est présentée à la figure 5.15. Le principe du modèle semi-analytique étudié dans ces travaux de thèse repose sur une source de chaleur mobile. Au vu des courbes présentées à la figure 5.15, la chaleur produite par le frottement outil/abradable est évacuée en grande partie par le solide B (éprouvette de revêtement abradable).

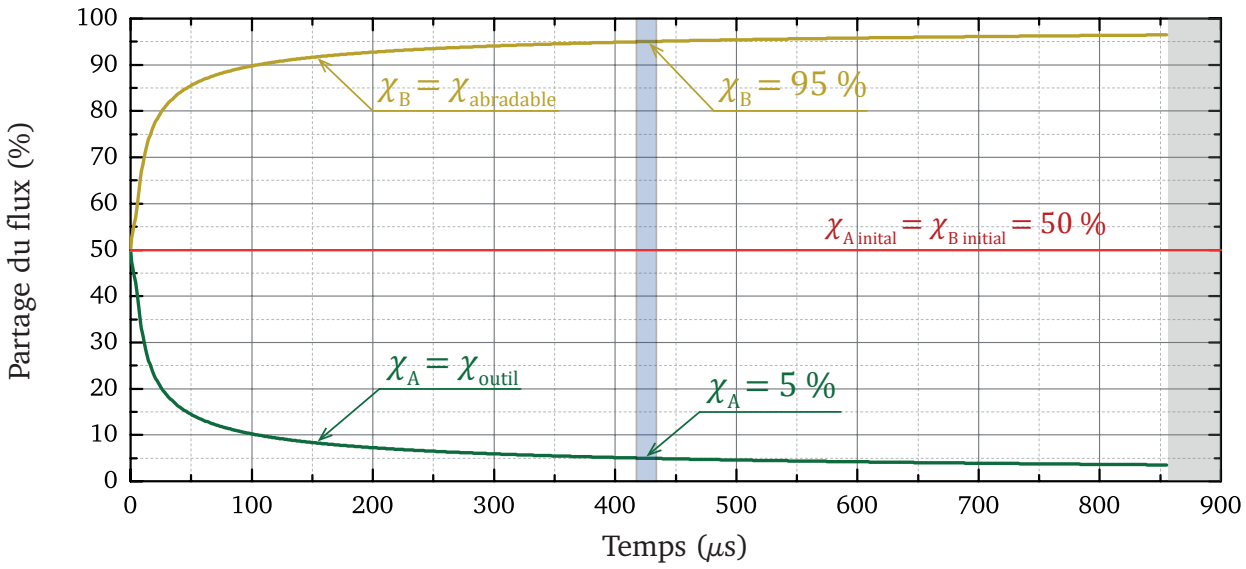


FIGURE 5.15 – Proportion du flux dans l'outil (courbe verte) et dans le revêtement abradable (courbe jaune) pour l'essai pilote avec $\beta = 0,9$

Pour un essai à $V = 129\,m\,s^{-1}$ avec un effort moyen tangentiel $F = 100\,N$, environ 95 % de la chaleur produite par le frottement est dissipée dans le revêtement abradable et seulement 5 % l'est dans l'outil après 425 µs de frottement. Ces valeurs sont en accord avec une étude récente réalisée par Agrapart *et al.* ce qui confirme la pertinence des résultats [38].

5.3.2.3 Cas de l'effort tangentiel réel

L'effort tangentiel moyen calculé précédemment est valable dans le cas idéal où l'essai est réalisé avec une profondeur d'incursion et un effort constant. Or, l'essai pilote a un effort tangentiel

qui évolue au cours du temps au regard de la profondeur d'incursion. Il a été décidé dans une seconde approche pour le calcul de la réponse thermique au contact outil/abradable, de considérer l'effort tangentiel réel F mesuré expérimentalement.
L'effort tangentiel F présenté à la figure 5.12 a été interpolé grâce aux 852 points de son signal, et son équation a été utilisée dans l'algorithme de calcul du modèle. Les paramètres de l'essai ont été mis à jour et sont présentés au tableau 5.2. En réalité, seul l'effort F a été modifié, les autres paramètres restant inchangés. La valeur de β a été fixée à $\beta = 0,9$.

	F	λ	V	x	α
Unités	N	$\mathrm{W\,m^{-1}\,K^{-1}}$	$\mathrm{m\,s^{-1}}$	mm	$\times 10^{-6}\,\mathrm{m^2\,s^{-1}}$
Paramètres nominaux	Effort variable	9,6	129	1	6,31 à 23 °C

Tableau 5.2 – Valeurs initiales des paramètres expérimentaux du modèle pour le calcul de la réponse thermique au contact dans le cas où l'effort tangentiel réel est pris en compte

L'évolution temporelle de F a été retenue sur tout l'intervalle de temps qui s'est écoulé pour l'essai entier (c-à-d 853 µs). En considérant les paramètres V, f et S_{app} constants dans la relation du calcul du flux, seule la force F induit une variation de la densité de puissance surfacique φ. La figure 5.16 présente la réponse thermique au contact (avec $\beta = 0,9$ calculée dans le cas où le flux est variable et directement lié à la variation de l'effort F. Du fait de la prise en compte de la totalité du signal mesuré durant l'interaction, l'évolution de la température au contact atteint sa plus haute valeur à la fin de l'interaction. De plus, les variations observées sur l'effort se traduisent par des variations notables sur le flux et donc la réponse thermique. En l'état, la réponse thermique n'est pas exploitable dans la mesure où les oscillations présentes sur la composante tangentielle proviennent plutôt d'une correction dynamique peu satisfaisante que de phénomènes physiques liés à l'interaction en tant que telle.

L'évolution de la réponse thermique calculée avec l'effort tangentiel réel présente un niveau de température moyen de 463 °C sur les 600 premières µs du contact qui correspond sensiblement au niveau de température moyen mesuré par le pyromètre (c.-à-d. environ 464 °C). Au regard de la température moyenne mesurée par le pyromètre sur ce même intervalle - soit 473 °C - l'écart maximal entre les résultats expérimentaux et numériques pour l'essai pilote vaut 7 %. Dans les deux cas de figure présentés ci-dessus, les niveaux de températures moyens sont en accord avec la mesure expérimentale par pyromètre. Cependant, la fin du contact (à partir de 580 µs) est le siège d'une augmentation de l'effort et donc inévitablement de la température. Une divergence aberrante apparaît entre les valeurs analytiques et expérimentales. A la fin du contact, la température maximale atteint plus de 2500 °C.

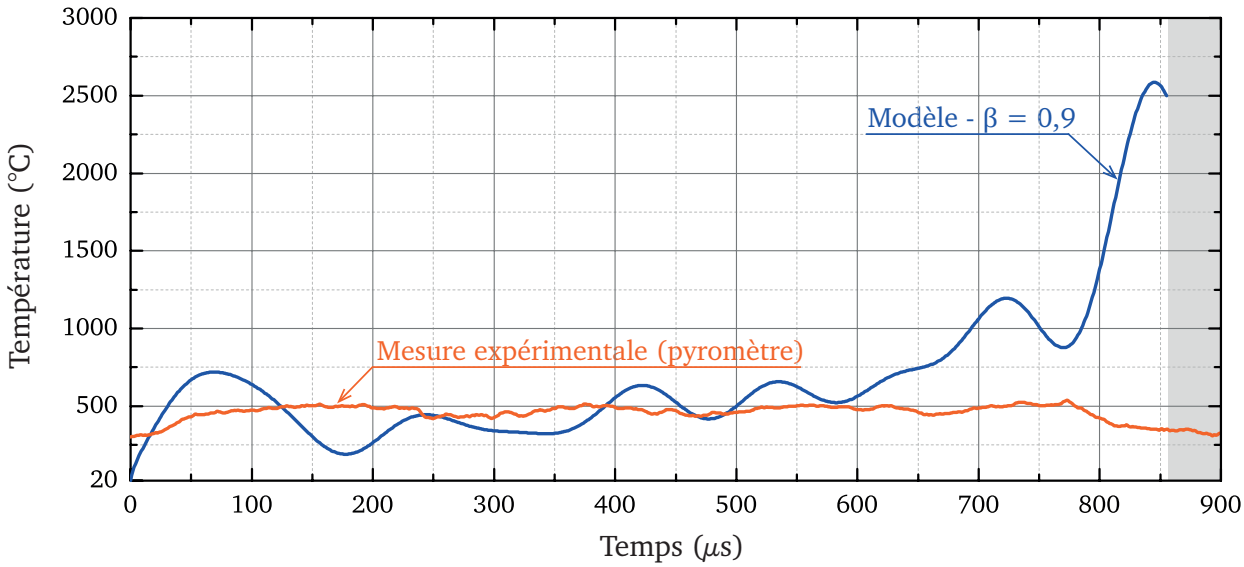


FIGURE 5.16 – Température au contact calculée avec le modèle pour un flux variable correspondant à la variation temporelle réelle de l'effort tangentiel F

5.4 Discussion

La prise en compte d'un effort moyen pour la détermination analytique de la température au contact Θ semble suffire pour estimer le niveau de température moyen au contact de l'essai analysé dans ce chapitre. L'effort tangentiel est en grande partie responsable des variations de températures calculées. L'évolution réelle de cet effort, mesuré expérimentalement, est croissante tout au long de l'interaction avec une augmentation plus importante à la fin de la zone utile d'analyse. Expérimentalement, dans cette zone d'analyse, cette évolution ne traduit pas d'élévation de la température moyenne de surface mesurée par le pyromètre. Une hypothèse forte du modèle semi-analytique développé dans ce chapitre est de considérer une production de chaleur au contact outil/abradable due cisaillement d'aspérités de la couche équivalente h. Ce cisaillement d'aspérités influe sur le niveau d'effort mesuré. Dans le cas de l'essai pilote, l'augmentation de l'effort tangentiel n'entraîne pas une augmentation de la température de surface moyenne mesurée par pyrométrie. L'intégralité de l'effort ne contribue donc pas à la production de chaleur, ce qui laisse sous-entendre un phénomène mécanique au contact responsable de cette augmentation de la valeur de l'effort. Un repoussage de la matière pourrait expliquer cette augmentation d'effort sans nécessairement induire une augmentation de la température.

Les hypothèses admises et la configuration simplifiée du contact permet une bonne cohérence entre les valeurs du modèle et les valeurs expérimentales mesurées par pyrométrie. Ces dernières ont été retenues dans un premier temps du fait de l'absence d'une mesure de la température au contact. La quantification du refroidissement de la surface entre l'outil et la zone de mesure du pyromètre a été approchée par une méthode inverse basée sur la technique des fonctions de Green. Cependant, la valeur de la température moyenne calculée au contact $\Theta > 2000\,°C$ (pour un effort

moyen $F = 100\,\text{N}$ et $f = 0,25$) n'est pas en accord avec les analyses *post-mortem* réalisées sur l'outil et dépasse la température de fusion du revêtement AlSi-PE (<600 °C). Le modèle ne prend pas en compte les changements d'état de la matière : les températures calculées qui sont supérieures à la température de fusion de l'AlSi-PE (matériau possédant la plus basse température de fusion du couple Ti6Al4V/AlSi-PE) ne sont donc pas fidèles à la réalité. De plus, les propriétés thermiques du revêtement AlSi-PE n'ont pas été mesurées pour le lot matière de l'AlSi-PE utilisé dans ces travaux de thèse. Des incertitudes subsistent donc sur ces valeurs et peuvent induire des différences sur les résultats finaux. Les propriétés thermiques de l'AlSi-PE ont été mesurées jusqu'à 400 °C. Au delà, l'évolution du comportement du matériau n'est pas connue et amène des incertitudes sur la réponse thermique calculée. L'hypothèse de considérer une capacité thermique constante au delà de 350 °C est dès lors mise en cause et pourrait expliquer en partie les valeurs de températures incohérentes calculées. Au vu de l'analyse de sensibilité, la valeur de la conductivité thermique peut également induire des divergences entre les résultats expérimentaux et calculés. La conductivité thermique du polyester chute de façon brutale lors de transformations de phases assimilées à un début de fusion du PE [136]. Une diminution de la valeur de κ induit inévitablement un comportement isolant de la part du matériau qui altère les propriétés thermiques finales.

En considérant un effort moyen de 100 N et une fraction $f = 1$, la température calculée au contact Θ après 425 µs à partir du début du contact est $\Theta = 560\,°\text{C}$. Dans ces conditions, le refroidissement entre l'outil et la zone de mesure du pyromètre a été estimé à 85 °C (pour un intervalle de temps de 240 µs). En adoptant l'évolution réelle de l'effort tangentiel, la réponse thermique Θ suit l'évolution du signal du pyromètre sur les 600 premières microsecondes avec des oscillations en provenance de la méthode de correction sur la composante tangentielle. Pour $t < 600\,\mu\text{s}$, la température augmente et dépasse 1000 °C. Physiquement, cette température est aberrante car elle sous entendrait une fusion du revêtement abradable qui n'a pas été observé sur les analyses *post-mortem*. Cependant, une incertitude subsiste quant à l'influence de ces températures flash sur la fusion du revêtement abradable. L'hypothèse d'un effort tangentiel qui ne contribue pas entièrement à la production de chaleur est donc confortée et montre les limites du modèle. L'approche utilisée traite uniquement la partie thermique du problème en supposant le flux connu et estimé à partir de l'effort tangentiel. Une optimisation du modèle pourrait être entreprise en traitant la partie mécanique se basant sur l'expression analytique de la contrainte de cisaillement régnant dans une aspérité lors du frottement entre les deux corps [76] :

$$\tau = \psi(\gamma, \dot{\gamma}, \Theta\, t) \tag{5.17}$$

où τ, γ,$\dot{\gamma}$, Θ et t sont respectivement les grandeurs locales de cisaillement, de déformation, de vitesse de déformation, d'échauffement et le temps de chargement. Cette approche de la partie mécanique du problème nécessiterait donc la connaissance de la loi de comportement en cisaillement dynamique du matériau étudié qui n'est pour l'heure pas encore connue. L'utilisation

d'une loi de comportement bilinéaire (telle qu'utilise Agrapart *et al.* dans leurs travaux [63] par exemple) pourrait être envisagée. Cependant, du fait de son absence de sensibilité à la température,ce type de loi n'est pas pertinente pour le modèle traité dans ces travaux de thèse et appui la nécessité de la détermination d'une loi de comportement spécifique pour le matériau étudié.

5.5 Conclusion

Le modèle thermomécanique utilisé, qui repose sur les travaux de Coulibaly *et al.* [76], et dont seule la partie thermique a été traitée, utilise les techniques de Green. L'interaction outil/abradable a été assimilée à un contact simplifié de frottement sec, et la puissance thermique évacuée par les éventuels débris produits a été négligée. La surface apparente de contact, assimilée à la somme des surfaces de toutes les aspérités au contact, a été considérée égale à l'unité en première approche pour ces travaux de thèse. Une hypothèse forte du modèle repose sur la continuité de la température à la surface de frottement pour résoudre le problème semi-analytique. La température au contact outil/abradable a été estimée grâce au calcul du flux de chaleur produit par le frottement. Le flux imposé dépend de la vitesse de glissement, de la force tangentielle ainsi que des propriétés thermiques du revêtement abradable et de l'outil. Ces dernières sont mises à jour à chaque incrément de temps du calcul pour prendre en compte leur évolution en fonction de la température. Cependant, les propriétés thermophysiques du revêtement abradable ne sont pas connues pour une température supérieure à 350 °C alors que des températures moyennes de 460 °C ont été mesurées par pyrométrie. Une confrontation du modèle avec les résultats expérimentaux obtenus pour un essai à température ambiante et $129\,\mathrm{m\,s^{-1}}$ a été réalisée avec une prise en compte d'un effort moyen et d'un effort réel. Un effort moyen semblerait être suffisant pour estimer un niveau moyen de température au contact Θ en accord avec des hypothèses fortes établies (le revêtement n'atteint pas sa température de fusion) et qui nécessitent des essais de validation (perspectives). Après un temps de frottement de $t = 425\,\mu\mathrm{s}$ (milieu du contact) le partage de flux dans le revêtement et l'outil est respectivement de 95 % et 5 %. L'augmentation de l'effort tangentiel mesuré expérimentalement a été observée et a été prise en compte dans la détermination de la réponse thermique au contact. Les niveaux de température atteints (supérieurs à la température de fusion du revêtement) ne sont pas fidèles à la réalité et traduisent une des limites du modèle. De plus, cette augmentation de l'effort conforte l'idée que la fin du contact est le siège de mécanismes complexes qui ne contribuent pas entièrement à la production de chaleur.

CONCLUSION GÉNÉRALE ET PERSPECTIVES

L'objectif de ces travaux de thèse étaient la caractérisation thermomécanique et l'identification des endommagements d'un revêtement abradable du compresseur basse (CoBP) et haute pression (CoHP) en condition de contact sévère. Ces revêtements – qui doivent se désagréger de façon préférentielle par rapport à l'extrémité d'aube – permettent de limiter les conséquences néfastes d'une interaction aube/carter. L'étude de ces matériaux sous sollicitation dynamique est une nécessité pour l'optimisation des revêtements abradables et la prédiction de leur comportement thermomécanique par des modèles numériques. L'objectif industriel de ces modèles est de pouvoir tenir compte des sollicitations attendues lors d'une interaction pour mieux appréhender les phases de développement des aubes et des revêtements abradables. L'objectif scientifique est de pouvoir corréler les paramètres d'interaction aux différents endommagements observés et aux températures localement atteintes. Les différentiels de températures au sein d'un turboréacteur nécessitent l'utilisation de différentes nuances de matériaux abradables adaptées aux conditions extrêmes. Une première nuance étudiée dans ces travaux de thèse, l'AlSi-PE, provient du CoBP et évolue à des températures de service aux alentours de 350 °C maximum. La seconde nuance, le CoNiCrAlY-hBN, qui provient du CoHP, évolue jusqu'à une température de 800 °C.

Des essais de caractérisation thermomécanique de ces deux revêtements abradables ont été réalisés grâce à un banc expérimental permettant la simulation d'interactions orthogonales en s'affranchissant des phénomènes vibratoires de la structure et de l'aube. L'éprouvette de revêtement abradable à caractériser est propulsée par un canon à gaz dans le but d'interagir avec un outil dont la partie active représente la géométrie d'une extrémité d'aube. L'interaction entreprise est unique, et permet d'avoir une connaissance de l'historique du chargement sur les endommagements. Les matériaux retenus pour la fabrication de ces outils d'interaction ont été fixés au regard des matériaux utilisés pour les aubes placées dans le CoBP et le CoHP, qui sont respectivement l'alliage de titane Ti6Al4V et le superalliage base nickel Inconel 718. Les résultats présents dans la littérature ainsi que les essais d'avant thèse réalisés sur le banc d'interaction du LEM3 ne prennent que peu en compte l'aspect température du revêtement abradable. Ce dernier point, essentiel, pilote le comportement de certains matériaux abradables en condition d'interaction.

Les améliorations apportées au banc d'interaction ont permis la simulation d'interactions d'une éprouvette de revêtement abradable avec des mises en température *in-situ* allant de la température ambiante jusqu'à 720 °C, avec des vitesses de projectile allant de 120 m s^{-1} jusqu'à 135 m s^{-1}, et avec une profondeur d'incursion maximale maitrisée – de l'ordre de la centaine de micromètres.

La température maximale de surface estimée à 31 mm avant l'outil d'interaction grâce à un tir de calibration, a été de 270 °C dans le cas des essais d'interaction Ti6Al4V/AlSi-PE. Dans le cas des essais IN718/CoNiCrAlY-hBN, la température maximale mesurée a été de 720 °C. La prise en compte des dilatations de l'éprouvette a permis par itérations successives de réaliser des essais avec une profondeur d'incursion maximale maîtrisée. Afin de caractériser de façon complète l'essai, les échauffements et l'évolution temporelle des efforts au contact ont été mesurés *in-situ* par des pyromètres et par un dynamomètre spécifique respectivement. L'usure induite par l'interaction et l'identification des endommagements sur le revêtement et l'outil ont été quant à eux réalisés *post-mortem* sur les éprouvettes recueillies après essais.

Les essais d'interaction du couple Ti6Al4V/AlSi-PE ont mis en évidence une sensibilité du revêtement AlSi-PE à la température avec un comportement thermomécanique piloté par la phase polyester. Ces observations ont été appuyées par des analyses thermiques (DSC et dilatométrie) où une fusion partielle de la phase polyester est observée à partir de 300 °C. Les efforts spécifiques de coupe et normal ont été calculés pour comparer chaque essai entre eux en tenant compte de la variabilité de l'incursion au cours de l'interaction. Ainsi, l'augmentation de la température d'essai a provoqué une diminution des efforts spécifiques traduisant un adoucissement thermique du revêtement. Par conséquent, lors de l'essai à température ambiante et à faible profondeur d'incursion, un endommagement du revêtement par rupture de la matière a été induit. La fin de l'interaction dans cette configuration présente des fissures transverses du revêtement et des traces de beurrage. La visualisation de l'évolution des mécanismes d'endommagement au cours du contact a, dès lors, été rendue possible pour cet essai et a montré une corrélation entre la durée d'interaction cumulée et les mécanismes d'endommagement observés en surface. L'explication apportée lors de précédents travaux de thèse [2] conforte l'hypothèse de fissures provoquées par une adhérence entre l'outil et le revêtement et qui impose une traction dynamique au sein du revêtement. Les essais en température ont montré un endommagement du revêtement majoritairement par beurrage et des fissurations transverses au sens de l'interaction ainsi qu'une densification dont la hauteur affectée n'a pas été estimée quantitativement dans ces travaux de thèse. La température de surface après l'interaction a été mesurée pour trois des quatre essais et a montré des températures supérieures à la température de début de transformation du polyester obtenue par analyse DSC (300 °C). Un transfert du polyester en provenance du revêtement sur l'outil a également été observé.

Une campagne d'essais sur le revêtement CoNiCrAlY-hBN a également été réalisée. L'optimisa-

tion de la technologie de mise en température *in-situ* a permis une caractérisation de ce matériau jusqu'à 720 °C. La détermination des efforts spécifiques de coupe et normal pour les quatre essais de la campagne, ont montré une faible sensibilité du comportement mécanique du revêtement CoNiCrAlY-hBN à la température sur la plage de température testée (500 °C-720 °C). Le principal mécanisme d'endommagement observé a été la densification du revêtement par fermeture de porosités et un transfert adhésif de l'outil vers le revêtement, nettement visible et traduisant de fortes puissances thermiques dissipées au contact. Ces observations ont été confortées par l'analyse de la surface du revêtement abradable, où le dépôt d'Inconel 718 en provenance de l'outil présente des traces de faïençage, des zones d'échauffements locaux, ainsi que des profils de température mesurés après l'outil d'interaction.

Au vu des observations *post-mortem* et des explications fournies tout au long de ces travaux, la température au contact ainsi que le partage de flux dans les acteurs de l'interaction (revêtement abradable et outil d'interaction) demeurent des données importantes pour une meilleure compréhension du comportement thermomécanique du revêtement abradable pendant l'interaction. Un modèle semi-analytique thermomécanique a alors été utilisé. L'absence de loi de comportement du revêtement abradable étudié a nécessité une utilisation du modèle en traitant uniquement la partie thermique. Le flux produit pendant l'interaction a été supposé connu grâce aux différentes propriétés thermophysiques du revêtement et des paramètres d'essai. Ce modèle considère une interaction avec des géométries simplifiées, où la production de chaleur provient du cisaillement d'aspérités au contact. La contribution des débris dans l'évacuation de la puissance thermique a été négligée et un équilibre thermique au contact a été considéré comme hypothèse simplificatrice. Ce modèle a été confronté à l'essai à température ambiante sur la nuance abradable AlSi-PE où les propriétés thermophysiques étaient connues et les variables de l'essai limitées. Une répartition de chaleur à hauteur de 95 % dans le revêtement abradable et 5 % dans l'outil a été calculée après un temps d'interaction de 425 µs qui correspond à la moitié de la durée totale de l'interaction simulée. Un effort moyen a, dans un premier temps, été implémenté pour estimer la température au contact et la corréler à la mesure expérimentale réalisée par pyrométrie. Grâce à une hypothèse forte qui consiste à considérer une interaction sans fusion de la phase AlSi (pour l'essai pilote à température ambiante uniquement), le résultat calculé par le modèle a montré une bonne cohérence avec le profil mesuré par le pyromètre.

Au vu des résultats obtenus et des verrous technologiques rencontrés, plusieurs perspectives à court terme sont envisagées et sont synthétisées ci-dessous.

La configuration actuelle de l'interaction impose un outil à température ambiante et une éprouvette en température. Pour être plus fidèle à la configuration présente dans un turboréacteur, une méthode de mise en température de l'outil pourrait être envisagée tout en permettant la mesure temporelle des efforts. Une autre perspective concerne la visualisation de l'interaction par ca-

méra rapide, en rendant accessible la zone du contact outil/abradable notamment pour les essais sur revêtement CoNiCrAlY-hBN. Ce matériau, relativement sombre, nécessite une forte puissance lumineuse pour atteindre des fréquences d'enregistrement supérieures à 250 000 images par seconde. Le développement d'un montage spécifique pour focaliser au maximum la lumière sur la partie active de l'outil permettrait ainsi d'atteindre des fréquences d'acquisition de l'ordre de 500 000 images par seconde. Les clichés vidéo permettraient de mettre en évidence l'éventuelle production de débris, la visualisation de la densification du revêtement ou son éventuel retour élastique qui affirmeraient ou infirmeraient les hypothèses établies pour le modèle.
La confrontation du modèle avec l'essai « pilote » a montré l'importance de la connaissance de la température au contact mesurée expérimentalement pour valider la robustesse du modèle. Or, pour l'heure, la température n'est pas mesurée au contact outil/abradable mais à 31 µm de l'outil d'interaction par une technologie de mesure sans contact donc non intrusive (pyromètres). L'utilisation d'un outil thermocouple feuille/pièce sur des essais d'interaction Ti6Al4V/AlSi-PE permettrait une estimation de la température moyenne au contact qui permettrait une corrélation de ces valeurs avec le modèle et avec celles mesurées par pyrométrie. L'objectif de cette approche est de pouvoir estimer la température au contact grâce à la seule connaissance des efforts et de la température de surface. La réalisation d'essais additionnels en température permettrait également de conforter les observations faites dans ces travaux et de mettre évidence le phénomène de transfert adhésif généralement observé dans la littérature. Enfin, l'utilisation d'un pyromètre, positionné avant l'outil, permettrait de réduire les incertitudes quant aux valeurs des températures de surface d'éprouvette avant l'interaction.
Dans le cas des essais sur la nuance CoNiCrAlY-hBN, la quantification de l'épaisseur du dépôt d'Inconel 718 en provenance de l'outil pourrait permettre une estimation des énergies produites au contact. Des essais sur une large gamme de température pourraient être entrepris notamment à température maximale d'utilisation du revêtement (800 °C) pour identifier les endommagements induits et valider la faible sensibilité thermomécanique du revêtement à la température. L'utilisation d'un projectile plus léger permettrait également d'augmenter les vitesses d'interaction pour se rapprocher des conditions présentes dans un compresseur de turboréacteur.

Le revêtement abradable AlSi-PE a montré pendant l'interaction un effort tangentiel qui ne participe pas intégralement à la production de chaleur. La prise en compte de ce phénomène pourrait être réalisée en implémentant dans le code de calcul du modèle une loi de comportement en cisaillement dynamique. Les différents paramètres du modèle, notamment la fraction f ou le coefficient de conversion β nécessiteraient d'être déterminés pour différents paramètres d'essais. L'utilisation de cette loi permettrait à long terme de prédire la température au contact et/ou dans l'épaisseur du revêtement ou de l'outil (et donc de l'aube) à partir de la seule connaissance de la vitesse de frottement, dans le but de réduire le nombre d'essais expérimentaux.

Annexes

ANNEXE $\mathcal{A}$

THÉORIE DU RAYONNEMENT THERMIQUE

La loi de Planck, définie à la relation A.1 permet de décrire l'émittance spectrale (en $\mathrm{W\,m^{-2}}$) du corps noir qui n'est fonction que de la longueur d'onde λ (en m) et de la température T (en K).

$$M_0(\lambda, T) = 2\pi hc^2 \frac{1}{\lambda^5 (exp(\frac{hc}{k\lambda T}) - 1)} \tag{A.1}$$

où h est la constante de Planck et vaut $h = 6,626070150(69) \cdot 10^{-34}\, Js$, c la vitesse de la lumière dans le vide valant $c = 2,99792458 \cdot 10^{8}\, ms^{-1}$ et $k = 1,380664903(51) \cdot 10^{-23}\, JK^{-1}$ la constante de Boltzmann.
La luminance spectrale L_e définie à la relation A.2 est une autre grandeur fondamentale en transfert radiatif.

$$L_e(\lambda, \theta, \psi) = \frac{d\phi_e(\lambda, \theta, \psi)}{d\Sigma cos\theta\, d\Omega} \tag{A.2}$$

Elle est exprimée en $Wm^{-3}sr^{-1}$. Avec les notations de la figure A.1, elle est définie comme le flux de chaleur $d\phi_e(\lambda, \theta, t)$ émis par le corps par unité de surface projetée $d\Sigma$ de ce corps perpendiculaire à la direction d'émission et par unité d'angle solide $d\Omega$.

Dans le cas d'un corps noir, la propriété isotrope (3) de ce dernier permet de ne pas tenir compte de la direction d'émission. De plus, le rayonnement se produisant sur tout la demie partie hémisphérique de la source, la relation A.2 peut être intégrée sur l'angle solide π pour obtenir l'équation A.3 correspondant à la relation entre l'émittance du corps noir et sa luminance.

$$L_0(\lambda, T) = \frac{M_0(\lambda, T)}{\pi} \tag{A.3}$$

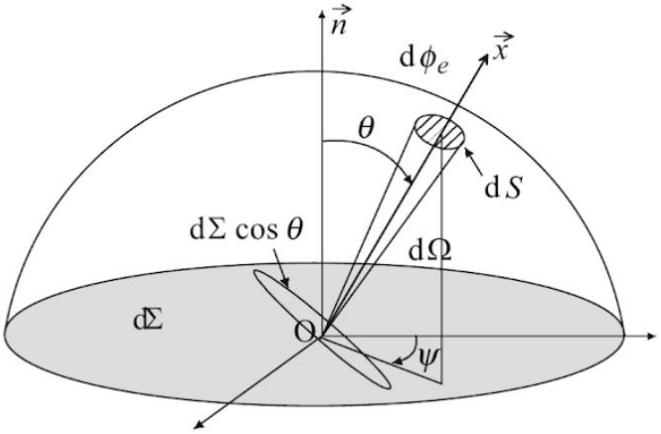


FIGURE A.1 – Rayonnement hémisphérique d'une source le long d'une direction $\vec{x}$ [111]

En réécrivant la relation A.3, la luminance spectrale du corps noir peut s'exprimer sous la forme finale :

$$L_0(\lambda, T) = 2hc^2 \frac{1}{\lambda^5(exp(\frac{hc}{k\lambda T}) - 1)} \tag{A.4}$$

Le corps noir, d'après la propriété (1), absorbe toute la radiation indépendamment de la longueur d'onde et de la température. L'émittance totale d'un corps noir peut être alors calculée en combinant les relations A.1 et A.3 et en les intégrant sur tout le spectre électromagnétique. L'expression A.5 obtenue est définie comme la relation de Stephan-Boltzmann :

$$M_0(T) = \sigma_s(T^4 - T_*^4) \tag{A.5}$$

où $\sigma_s = 5,670.10^{-8}\, W m^{-2} K^{-4}$ est la constante de Stefan-Boltzmann et T_* est la température de l'atmosphère environnante entre l'objet de l'étude et le pyromètre qui peut être négligée dans le cas où $T_* << T$ [137].

Un corps à une température T émet un flux radiatif dans une longueur d'onde caractéristique qui dépend de la température de surface (et de la température des couches d'extrême surface) mais aussi de son émissivité et de l'environnement de l'essai [108]. L'émissivité est une grandeur physique propre au matériau qui est définie comme le rapport entre la luminance calculée pour le corps physique étudié et celle du corps noir (cf. relation A.7). La luminance d'un corps physique réel est par définition plus faible que celle d'un corps noir à longueur d'onde et à température égale. En considérant un équilibre thermique pour toutes les directions et toutes les longueurs d'onde, la loi du rayonnement de Kirchhoff permet d'exprimer le lien entre l'émissivité et l'absorptivité d'un corps :

$$\frac{L(T)}{a'(T)} = L_0(T) \Leftrightarrow \varepsilon(T) = a'(T) \tag{A.6}$$

L'absorptivité monochromatique directionnelle a' correspond au rapport entre la quantité d'énergie radiative incidente reçue et absorbée par la surface (cf. figure A.2). Dans le cas d'une radiation incidente, cette dernière peut également être transmise et réfléchie si le corps n'est pas assimilé à un corps noir. Le coefficient de réflexion monochromatique directionnelle est alors défini comme le rapport de la quantité d'énergie radiative incidente reçue et réfléchie et le coefficient de transmissivité comme le rapport de la quantité d'énergie radiative incidente reçue et transmise.

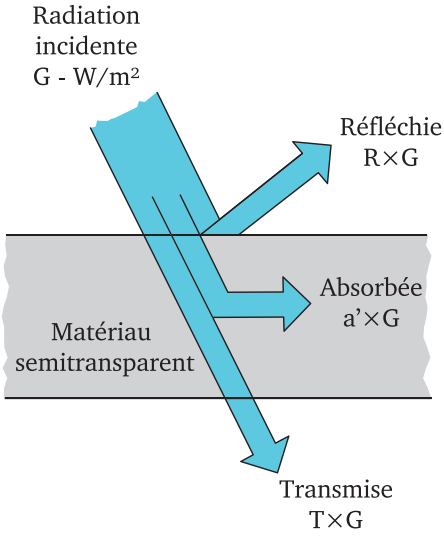


FIGURE A.2 – Radiation absorbée (a'), transmise (T) et réfléchie (R) d'un rayonnement incident (G) par un milieu semi-transparent - d'après [137]

Par application de la première loi de la thermodynamique qui stipule que lors de toute transformation il y a conservation de l'énergie, il est possible d'écrire $G_{\text{incidente}} = G_{\text{réfléchie}} + G_{\text{absorbée}} + G_{\text{transmise}}$ soit $R + a' + T = 1$. Dans le cas d'un corps noir qui est un absorbeur parfait, les coefficients de transmission et de réflexion sont nuls. L'émissivité du corps noir ε_{CN} est donc égale à 1 d'après la loi de Kirchhoff (cf. relation A.6). A l'inverse, un corps réel a la capacité de réfléchir et de transmettre une partie de la radiation incidente en plus de l'absorber.
L'émissivité moyenne sur la gamme spectrale étudiée pour une température donnée peut finalement s'écrire comme le rapport des luminances du corps étudié et du corps noir en intégrant sur le domaine spectral choisi :

$$\varepsilon(T) = \frac{L(T)}{L_0(T)} = \frac{\int_{\lambda_1}^{\lambda_2} L(\lambda, T) d\lambda}{\int_{\lambda_1}^{\lambda_2} L_0(\lambda, T) d\lambda} \leq 1 \tag{A.7}$$

L'émissivité dépend de plusieurs paramètres comme la température, la longueur d'onde, l'état de surface, la nature du matériau ou encore l'angle d'émission du flux radiatif mesuré. Plusieurs définitions d'émissivité existent en fonction de la configuration du problème. Dans le cas de ces travaux de thèse, l'émissivité monochromatique a été déterminée expérimentalement et est présentée partie 3.5. Cependant, par hypothèse simplificatrice, les corps physiques étudiés sont consi-

dérés comme des corps gris : leurs émissivité est considérée indépendante de la longueur d'onde $\lambda_{740\text{-LO}}$ et $\lambda_{840\text{-LO}}$.

ANNEXE *B*

PRINCIPE DE L'ANALYSE PAR MEB ET EDS

Principe du MEB et technique EDS L'analyse par microscope électronique à balayage repose sur le principe d'interactions électrons-matière. Un faisceau d'électrons balaie une cible point par point et ligne après ligne. L'interaction des électrons primaires avec la matière produit trois types d'émissions :

Émission d'électrons secondaires : lorsque l'interaction électron-matière est inélastique, le faisceau d'électrons impactant un noyau et lui cédant une partie de son énergie interne émet un électron de plus faible énergie appelé électron secondaire. Cette émission d'électrons secondaires se produit dans une zone de quelques nm^3 localisée au niveau de la zone d'impact du faisceau incident avec la cible. L'énergie maximale (par convention) des électrons secondaires est de 50 eV.

Émission d'électrons rétro-diffusés : les électrons rétro-diffusés appartiennent au faisceau primaire et n'ont pas subi une perte notable de leur énergie interne au voisinage d'un noyau. Ces derniers proviennent d'une zone plus large pouvant atteindre plusieurs centaines de nm de profondeur. L'interaction électrons-matière provoquée par le faisceau primaire est dite élastique.

Émission X : lors d'une interaction inélastique, les électrons émis conduisent à l'ionisation des atomes excités. La désexcitation peut alors se produire par émission de rayons X. Cette émission provient d'un plus gros volume que les deux autres émissions, de l'ordre du μm^3.

Les trois types d'émissions explicités ci-dessus sont présentés à la figure B.1.

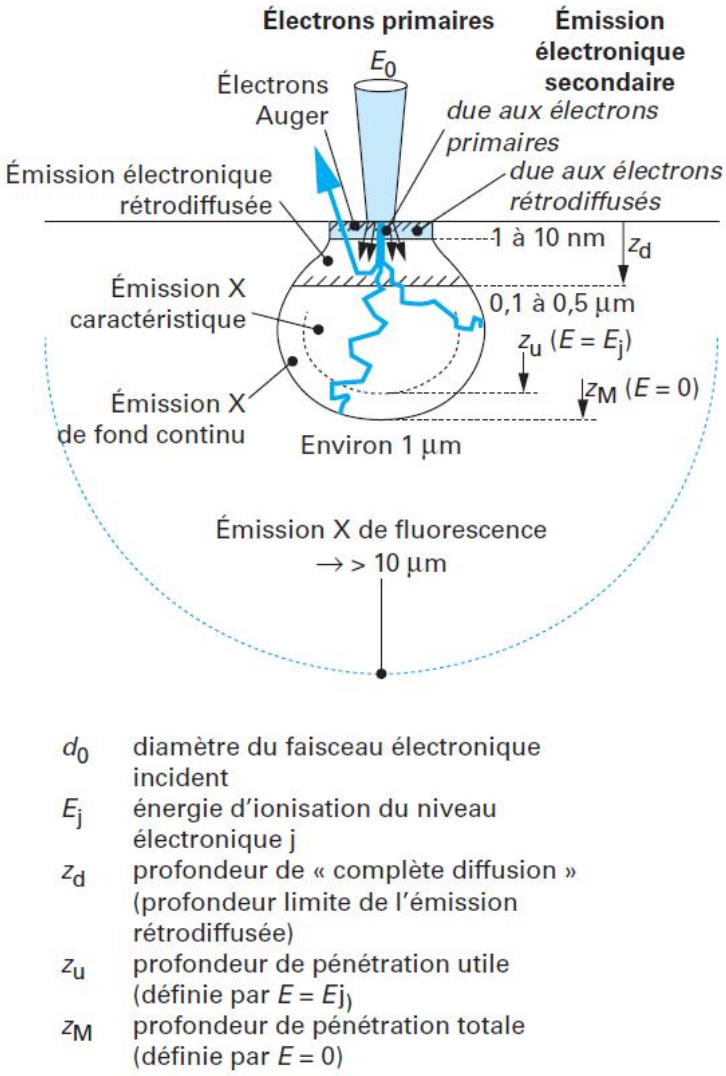


FIGURE B.1 – Dimensions spatiales des différentes zones d'émissions provoquées par l'interaction électron-matière [138]

Les images obtenues par observation au MEB résultent de l'analyse des électrons émis par la cible et possèdent des propriétés différentes en fonction de la technique utilisée. Dans le cas d'observations d'un échantillon avec la technique des électrons secondaires, la moindre variation de surface influe sur le rendement d'émission. Cette technique est donc pertinente pour l'étude de la topographie de surface. A l'inverse, dans le cas de la technique avec les électrons rétro-diffusés, le rendement de rétro-diffusion ne dépend pas de la topologie de surface mais du numéro atomique Z de l'atome cible. Il apparaît sur les clichés une zone plus sombre là où des éléments légers sont présents (Z faible) et une zone plus claire là où les éléments sont les plus lourds (Z élevés).
La technique d'analyse avec les rayons X ne permet pas d'obtenir des images de l'échantillon observé mais permet des microanalyses X telle que la microanalyse par Énergie Dispersive de rayons X (EDS-X). Lors de l'interaction du faisceau primaire avec la cible, les photons X émis sont captés par un détecteur et analysés grâce à leur énergie. Chaque élément chimique est caractérisé par une grandeur Kα correspondant à l'énergie du photon X émis par la transition d'un électron de

la couche électronique l à la couche électronique k d'un atome. Cette grandeur permet un tri des photons X captés par le détecteur pour déterminer qualitativement le ou les éléments chimiques qui ont été impactés par les électrons du faisceau primaire. Cette microanalyse par rayons X permet donc une détermination qualitative des éléments chimiques constituants le matériau analysé mais trouve ses limites pour la détection des rayons X de faible énergie (résultant de l'interaction électrons-matière avec un numéro atomique de l'atome petit).

ANNEXE C

ESTIMATION DE LA TEMPÉRATURE AU CONTACT - COMPLÉMENT

C.1 Formulation complète de la réponse thermique du solide A (outil)

Ce dernier est fixe dans le référentiel de l'étude et possède donc une vitesse $V = 0$. A l'arrière du solide A – là où l'accumulation de chaleur sera maximale – la condition limite empêchant au flux de se propager hors matière est imposée par un plan miroir de coordonnée $x = X$ en utilisant la méthode des images. L'élévation de température au contact devient donc :

$$\theta_r(x', y', z', x, y, z, t) = \frac{q}{8\rho c(\pi\alpha)^{3/2}} \int_0^t \sum_{p=1}^{4} \left[e^{\frac{-R^2}{4\alpha(t-t')}} + e^{\frac{-R^2_{pim}}{4\alpha(t-t')}} \right] \frac{dt'}{(t-t')^{3/2}} \tag{C.1}$$

avec

$$\begin{aligned} R_1^2 &= (x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2 \\ R_2^2 &= (x+x'-2X)^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2 \\ R_{1im}^2 &= (x-x')^2 + (y-y')^2 + (z+z')^2 \\ R_{2im}^2 &= (x-x'-2X)^2 + (y-y')^2 + (z+z')^2 \end{aligned} \tag{C.2}$$

En considérant une intégration du point source sur la face de contact ($z' = 0$), la réponse thermique θ_A d'un point quelconque (x, y, z) du solide A à un temps t après le début de l'interaction peut se déterminer grâce à la relation suivante :

$$\theta_A(x,y,z,t) = \frac{\varphi_A}{4\rho c(\pi\alpha)^{3/2}} \int_0^t e^{\frac{-z^2}{4\alpha(t-t')}} [wA_{x1}(x,t,t')wA_y(y,t,t') + wA_{x2}(x,t,t')wA_y(y,t,t')] \frac{dt'}{(t-t')^{3/2}} \tag{C.3}$$

où φ_A est la densité de flux surfacique en $\mathrm{W\,m^{-2}}$ produite par le frottement entre les deux solides et diffusée à travers le solide A tel que $\varphi_A = \chi A \varphi_0$. Les termes wA qui représentent les termes de la matrice d'interaction thermique du solide A sont défini comme :

$$\begin{aligned} wA_{x1}(x,t,t') &= \int_0^X e^{\frac{-(x-x')^2}{4\alpha(t-t')}} dx' \\ wA_{x2}(x,t,t') &= \int_0^X e^{\frac{-(x+x'-2X)^2}{4\alpha(t-t')}} dx' \\ wA_y(y,t,t') &= \int_0^Y e^{\frac{-(y-y')^2}{4\alpha(t-t')}} dy' \end{aligned} \tag{C.4}$$

En introduisant la fonction d'erreur gaussienne "erf", les termes de la relation C.4 se réécrire sous la forme :

$$\begin{aligned} wA_{x1}(x,t,t') &= \sqrt{\pi\alpha(t-t')}\left[erf\left(\frac{X-x}{2\sqrt{\alpha(t-t')}}\right) + erf\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha(t-t')}}\right)\right] \\ wA_{x2}(x,t,t') &= \sqrt{\pi\alpha(t-t')}\left[erf\left(\frac{2X-x}{2\sqrt{\alpha(t-t')}}\right) + erf\left(\frac{x-X}{2\sqrt{\alpha(t-t')}}\right)\right] \\ wA_y(y,t,t') &= \sqrt{\pi\alpha(t-t')}\left[erf\left(\frac{Y-y}{2\sqrt{\alpha(t-t')}}\right) + erf\left(\frac{y}{2\sqrt{\alpha(t-t')}}\right)\right] \end{aligned} \tag{C.5}$$

La fonction de Green finale $G_A(x,y,z,t)$ du solide A correspondant à l'élévation de température du point de coordonnées (x,y,z) à un instant t due à un flux de chaleur généré à la surface de contact pendant t secondes s'écrit :

$$G_A(x,y,z,t) = \frac{1}{4\rho c(\pi\alpha)^{3/2}} \int_0^t exp\left(\frac{-z^2}{4\alpha(t-t')}\right)\left[wA_{x1}(x,t,t')wA_y(x,t,t') + wA_{x2}(x,t,t')wA_y(x,t,t')\right] \frac{dt'}{(t-t')^{3/2}} \tag{C.6}$$

C.2 Formulation complète de la réponse thermique du solide B (revêtement abradable)

Ce dernier est imprimé d'une vitesse V considérée comme constante durant l'interaction. La chaleur peut se propager suivant la direction x (c-à-d la direction de glissement). La condition

limite de non diffusion de la chaleur en $y = 0$ et $y = Y$ est assurée par un plan miroir suivant $y = 0$ tout en respectant la méthode des images pour $0 < y < Y/2$ et un autre plan de symétrie en $y = Y/2$ en considérant une symétrie du champ de température. En intégrant la réponse thermique du point source (équation C.1) sur la surface apparente de contact il est possible d'écrire :

$$\theta_B(x,y,z,t)\begin{cases} = \frac{\varphi_B}{4\rho c(\pi\alpha)^{3/2}} \int_0^t e^{\frac{-z^2}{4\alpha(t-t')}} [wB_x(x,t,t')wB_{y1}(y,t,t') \\ +wB_{x2}(x,t,t')wB_{y2}(y,t,t')] \frac{dt'}{(t-t')^{3/2}} \qquad pour\ 0 < y < Y/2 \\ = \theta_B(x,Y-y,z,t) \qquad pour\ Y/2 < y < Y \end{cases} \tag{C.7}$$

où $\varphi_B = \chi_B \varphi_0$ est la part du flux diffusée dans le solide mobile B. En introduisant le paramètre $d = (V(t-t')$ qui représente la distance parcourue par la source entre l'instant t et t' et introduisant la fonction d'erreur gaussienne, les termes wB se réécrivent sous la forme suivante :

$$\begin{aligned} wB_x(x,t,t') &= \sqrt{\pi\alpha(t-t')}\left[erf\left(\frac{X-x+d}{2\sqrt{\alpha(t-t')}}\right) + erf\left(\frac{x-d}{2\sqrt{\alpha(t-t')}}\right)\right] \\ wB_{y1}(x,t,t') &= \sqrt{\pi\alpha(t-t')}\left[erf\left(\frac{Y-y}{2\sqrt{\alpha(t-t')}}\right) + erf\left(\frac{y}{2\sqrt{\alpha(t-t')}}\right)\right] \\ wB_{y2}(y,t,t') &= \sqrt{\pi\alpha(t-t')}\left[erf\left(\frac{Y+y}{2\sqrt{\alpha(t-t')}}\right) + erf\left(\frac{y}{2\sqrt{\alpha(t-t')}}\right)\right] \end{aligned} \tag{C.8}$$

La fonction de Green $G_B(x,y,z,t)$ du solide B s'exprime alors :

$$\begin{aligned} G_B(x,y,z,t) = \frac{1}{4\rho c(\pi\alpha)^{3/2}} \int_0^t exp\left(\frac{-z^2}{4\alpha(t-t')}\right) \Big[& wB_x(x,t,t')wB_{y1}(x,t,t') \\ & +wB_x(x,t,t')wB_{y2}(x,t,t')\Big] \frac{dt'}{(t-t')^{3/2}} \end{aligned} \tag{C.9}$$

avec $G_B(x,y,z,t) = G_B(x,Y-y,z,t)$ et $0 < y < Y/2$.

Élévation de température θ Les matrices d'interaction thermiques pour les deux solides étant définies, l'intégration des équations C.3 et C.7 sur la demi surface du solide A (c-à-d $S/2$) permet de déterminer la température moyenne $\bar{\Theta}_c$ au contact (avec x compris entre 0 et X, y compris entre 0 et $Y/2$ et $z = 0$) :

$$\Theta = \theta + \Theta_{ambiante} \qquad \text{avec} \qquad \theta = \chi_A \varphi_0 \Gamma_A(t) = \chi_B \varphi_0 \Gamma_B(t) \tag{C.10}$$

avec θ l'élévation moyenne de température produite pendant le contact, $\bar{\chi_A}$ et $\bar{\chi_B}$ respectivement le coefficient moyen de répartition du flux dans A et B et $\Gamma_A(t)$ et $\Gamma_B(t)$ respectivement les

fonctions de Green du solide A et B fonctions du temps et appliquées à leurs surfaces respectives. L'expression de ces deux fonctions de Green, différentes de celles présentées ci-dessus à cause des conditions limites appliquées sur les deux solides étudiés, peut s'exprimer sous la forme suivante :

$$\Gamma_A(t) = \frac{1}{2S\rho c(\pi\alpha)^{3/2}} \int_0^t exp\left(\frac{-z^2}{4\alpha(t-t')}\right)\left[wA_{x1}(x,t,t')wA_y(x,t,t') + wA_{x1}(x,t,t')wA_y(x,t,t')\right]\frac{dt'}{(t-t')^{3/2}} \tag{C.11}$$

$$\Gamma_B(t) = \frac{1}{2S\rho c(\pi\alpha)^{3/2}} \int_0^t exp\left(\frac{-z^2}{4\alpha(t-t')}\right)\left[wB_x(x,t,t')wB_{y1}(x,t,t') + wB_x(x,t,t')wB_{y2}(x,t,t')\right]\frac{dt'}{(t-t')^{3/2}} \tag{C.12}$$

A partir de la condition de continuité des champs de température énoncée à la relation C.10, les coefficients de distribution se définissent suivant :

$$\chi_A = \frac{\Gamma_B}{\Gamma_A + \Gamma_B} \qquad et \qquad \chi_B = 1 - \chi_A \tag{C.13}$$

Finalement, pour des raisons de clarté d'écriture, la fonction de Green pour le solide A et le solide B peut être réecrite sous la forme :

$$\Gamma_r(t) = \int_0^t \frac{\partial \Gamma_r}{\partial t'}(t,t')dt' \tag{C.14}$$

où $r = A$ ou B respectivement le solide fixe ou mobile.

BIBLIOGRAPHIE

[1] M. Cuny, *Contribution à la caractérisation locale des couples de matériaux mis en jeu lors du contact rotor/stator dans une turbomachine*. PhD thesis, 2012.

[2] J. Vincent, *Étude expérimentale des interactions aube-abradable à très grandes vitesses : influence du matériau et de sa microstructure*. PhD thesis, 2015.

[3] GE Aviation, "GE9X Commercial Aircraft Engine - The world's next great engine." https://www.geaviation.com/commercial/engines/ge9x-commercial-aircraft-engine. [En ligne ; accessible en date 15 Octobre 2019].

[4] T. Rhys-Jones, "The use of thermally sprayed coatings for compressor and turbine applications in aero engines," *Surface and coatings Technology*, vol. 42, no. 1, pp. 1–11, 1990.

[5] S. N. Danish, S. R. Qureshi, M. M. Imran, S. U.-D. Khan, M. M. Sarfraz, A. El-Leathy, H. Al-Ansary, and M. Wei, "Effect of tip clearance and rotor–stator axial gap on the efficiency of a multistage compressor," *Applied Thermal Engineering*, vol. 99, pp. 988–995, 2016.

[6] S. Wilson, "Thermally sprayed abradable coating technology for sealing in gas turbines," in *6th International Conference on the Future of Gas Turbine Technology*, 2012.

[7] R. C. Bill and L. P. Ludwig, "Wear of seal materials used in aircraft propulsion systems," *Wear*, vol. 59, no. 1, pp. 165–189, 1980.

[8] A. Millecamps, A. Batailly, M. Legrand, and F. Garcin, "Snecma's viewpoint on the numerical and experimental simulation of blade-tip/casing unilateral contacts," in *ASME Turbo Expo 2015 : Turbine Technical Conference and Exposition*, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, 2015.

[9] H. 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 and Coatings Technology*, vol. 201, no. 6, pp. 2303–2312, 2006.

[10] R. E. Chupp, R. C. Hendricks, S. B. Lattime, B. M. Steinetz, and M. F. Aksit, "Turbomachinery clearance control," *Turbine Aerodynamics, Heat Transfer, Materials, and Mechanics*, p. 61, 2007.

[11] J. T. DeMasi-Marcin and D. K. Gupta, "Protective coatings in the gas turbine engine," *Surface and Coatings Technology*, vol. 68, pp. 1–9, 1994.

[12] A. Ansar Syed, *Co-projection d'alumine et d'acier inoxydable par plasma d'arc*. PhD thesis, Limoges, 2004.

[13] R. B. Heimann, *Plasma-spray coating : principles and applications*. John Wiley & Sons, 2008.

[14] S. Zhang and D. Zhao, *Aerospace materials handbook*. CRC Press, 2012.

[15] E. Lugscheider, J. Zwick, M. Hertter, and D. Sporer, "Control of coating properties of abradable seals by on-line process diagnostics," in *International Thermal Spray Conference (ITSC), Basel, Switzerland*, 2005.

[16] P. Boswell, "Solidification models for high cooling rates," in *Metals Forum*, vol. 2, pp. 40–54, 1979.

[17] H. Jones, "Cooling, freezing and substrate impact of droplets formed by rotary atomization," *Journal of Physics D : Applied Physics*, vol. 4, no. 11, p. 1657, 1971.

[18] S. Asghari and M. Salimi, "Finite element simulation of thermal barrier coating performance under thermal cycling," *Surface and Coatings Technology*, vol. 205, no. 7, pp. 2042–2050, 2010.

[19] G. Di Girolamo, F. Marra, C. Blasi, E. Serra, and T. Valente, "Microstructure, mechanical properties and thermal shock resistance of plasma sprayed nanostructured zirconia coatings," *Ceramics International*, vol. 37, no. 7, pp. 2711–2717, 2011.

[20] D. Sporer, S. Wilson, I. Giovannetti, A. Refke, and M. Giannozzi, "On the potential of metal and ceramic based abradables in turbine seal applications,"

[21] S. Wilson and S. Metco, "Abradable thermal spray applications and technology," *ASM Handbook*, vol. 5, pp. 287–295, 2013.

[22] R. K. Schmid, *New high temperature abradables for gas turbines*. PhD thesis, 1997.

[23] 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 and Coatings Technology*, vol. 200, no. 22-23, pp. 6578–6582, 2006.

[24] R. Johnston, "The sensitivity of abradable coating residual stresses to varying material properties," *Journal of thermal spray technology*, vol. 18, no. 5-6, pp. 1004–1013, 2009.

[25] M. R. Mihajlo, "Study of the characteristics of plasma spray sealing aluminumsilicon-polyester coatings," *Vojnotehnički glasnik*, vol. 60, no. 3, 2012.

[26] M. Borel, A. Nicoll, H. Schla, R. Schmid, *et al.*, "The wear mechanisms occurring in abradable seals of gas turbines," *Surface and coatings technology*, vol. 39, pp. 117–126, 1989.

[27] M. Bounazef, S. Guessasma, and B. A. 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*, vol. 58, no. 27-28, pp. 3375–3380, 2004.

[28] J. Stringer and M. Marshall, "High speed wear testing of an abradable coating," *Wear*, vol. 294, pp. 257–263, 2012.

[29] N. Fois, J. Stringer, and M. Marshall, "Adhesive transfer in aero-engine abradable linings contact," *Wear*, vol. 304, no. 1-2, pp. 202–210, 2013.

[30] A. Dadouche, M. Conlon, W. Dmochowski, B. Liko, and J.-P. Bedard, "Experimental evaluation of abradable seal performance at high temperature," in *ASME Turbo Expo 2008 : Power for Land, Sea, and Air*, pp. 143–150, American Society of Mechanical Engineers, 2008.

[31] C. Padova, J. Barton, M. G. Dunn, S. Manwaring, G. Young, M. Adams, and M. Adams, "Development of an experimental capability to produce controlled blade tip/ shroud rubs at engine speed," *Journal of turbomachinery*, vol. 127, no. 4, pp. 726–735, 2005.

[32] U. Rathmann, S. Olmes, and A. Simeon, "Sealing technology : rub test rig for abrasive/abradable systems," in *ASME Turbo Expo*, vol. 5, pp. 223–228, 2007.

[33] W. Laverty, "Rub energetics of compressor blade tip seals," *Wear*, vol. 75, no. 1, pp. 1–20, 1982.

[34] S. Baïz, *Etude expérimentale du contact aube/abradable : contribution à la caractérisation mécanique des matériaux abradables et de leur interaction dynamique sur banc rotatif avec une aube*. PhD thesis, Ecole Centrale de Lille, 2011.

[35] R. Mandard, *Dynamique de contact aube-revêtement abradable : identification expérimentale de la force et des mécanismes d'interaction*. PhD thesis, Ecole centrale de Lille, 2015.

[36] R. Mandard, J.-F. Witz, X. Boidin, J. Fabis, Y. Desplanques, and J. Meriaux, "Interacting force estimation during blade/seal rubs," *Tribology international*, vol. 82, pp. 504–513, 2015.

[37] C.-K. Ma, J.-M. Chang, and D.-C. Lin, "Input forces estimation of beam structures by an inverse method," *Journal of Sound and Vibration*, vol. 259, no. 2, pp. 387–407, 2003.

[38] Q. Agrapart, J.-F. Brunel, Y. Desplanques, P. Dufrenoy, R. Mandard, and A. Millecamps, "An energy balance of blade-casing interaction," 2016.

[39] A. Cappella, J. Vincent, S. Philippon, and L. Faure, "High-speed contact study between a ti-6-al-4v tool and an abradable coating using ballistic benches and a dynamic compensation approach," *Journal of Friction and Wear*, vol. 38, no. 6, pp. 444–449, 2017.

[40] M. R. Dorfman, "Thermal spray coatings," in *Handbook of environmental degradation of materials*, pp. 469–488, Elsevier, 2018.

[41] J. Wolak, A. Emery, S. Etemad, and S. Choi, "Blade tip geometry—a factor in abrading sintered seal material," *Journal of tribology*, vol. 106, no. 4, pp. 527–533, 1984.

[42] R. K. Schmid, F. Ghasripoor, and M. Dorfmann, "An overview of compressor abradables," in *CC Berndt (Hersg.) : Thermal Spray–Surface Engineering via Applied Research, Proceedings of the 1st Int. Thermal Spray Conf., ASM International, Materials Park*, pp. 1087–1093, 2000.

[43] N. Fois, M. Watson, J. Stringer, and M. Marshall, "An investigation of the relationship between wear and contact force for abradable materials," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J : Journal of Engineering Tribology*, vol. 229, no. 2, pp. 136–150, 2015.

[44] P. Iassonov, T. Gebrenegus, and M. Tuller, "Segmentation of x-ray computed tomography images of porous materials : A crucial step for characterization and quantitative analysis of pore structures," *Water Resources Research*, vol. 45, no. 9, 2009.

[45] R. Mandard, Y. Desplanques, G. Hauss, J. Fabis, J.-F. Witz, and J. Meriaux, "Mechanisms of incursion accommodation during interaction between a vibrating blade and an abradable coating," *Wear*, vol. 330, pp. 406–418, 2015.

[46] R. C. Hendricks, R. E. Chupp, S. B. Lattime, and B. M. Steinetz, "Turbomachine interface sealing," 2005.

[47] D. Clingman, B. Schechter, K. Cross, and J. Cavanagh, "Material removal considerations for metal-ceramic abradable turbine seal systems," 1983.

[48] S. Goergen, *Cracking behaviour, failure modes and lifetime analysis of M320 abradable compressor seal coating*. PhD thesis, Cranfield University, 2012.

[49] W. Xie, E. Jordan, and M. Gell, "Stress and cracking behavior of plasma sprayed thermal barrier coatings using an advanced constitutive model," *Materials Science and Engineering : A*, vol. 419, no. 1-2, pp. 50–58, 2006.

[50] R. J. Williams, "Simulation of blade casing interaction phenomena in gas turbines resulting from heavy tip rubs using an implicit time marching method," in *ASME 2011 Turbo Expo : Turbine Technical Conference and Exposition*, pp. 1007–1016, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, 2011.

[51] M. Legrand, A. Batailly, and C. Pierre, "Numerical investigation of abradable coating removal in aircraft engines through plastic constitutive law," *Journal of Computational and Nonlinear Dynamics*, vol. 7, no. 1, p. 011010, 2012.

[52] M. Öksüz, H. Yıldırım, and S. Erturan, "Microstructure and wear properties of plasma-sprayed aluminum–silicon–polyester coatings," *Journal of applied polymer science*, vol. 100, no. 5, pp. 3609–3614, 2006.

[53] A. Batailly, M. Legrand, A. Millecamps, and F. Garcin, "Numerical-experimental comparison in the simulation of rotor/stator interaction through blade-tip/abradable coating contact," *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, vol. 134, no. 8, p. 082504, 2012.

[54] A. Batailly, M. Legrand, A. Millecamps, and F. Garcin, "High-pressure compressor blade dynamics under aerodynamic and blade-tip unilateral contact forcings," in *ASME Turbo*

Expo 2014 : Turbine Technical Conference and Exposition, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, 2014.

[55] A. Batailly, Q. Agrapart, A. Millecamps, and J.-F. Brunel, "Experimental and numerical simulation of a rotor/stator interaction event localized on a single blade within an industrial high-pressure compressor," *Journal of Sound and Vibration*, vol. 375, pp. 308–331, 2016.

[56] A. Emery, J. Wolak, S. Etemad, and S. Choi, "An experimental investigation of temperatures due to rubbing at the blade-seal interface in an aircraft compressor," *Wear*, vol. 91, no. 2, pp. 117–130, 1983.

[57] J. Seichepine, H. Faraoun, F. Peyraut, P. Chandler, C. Coddet, D. Sporer, M. Hertter, and C. Sellars, "Numerical simulation of the thermo-mechanical behaviour of thermally sprayed abradable coatings," *ITSC 2008*, 2008.

[58] F. Peyraut, J.-L. Seichepine, H.-I. Faraoun, M. Hertter, D. Sporer, N. Hopkins, and C. Coddet, "Modélisation de revêtements abradables pour l'industrie aéronautique," in *8e Colloque national en calcul des structures*, 2007.

[59] A. Millecamps, *Interaction aube-carter : contribution de l'usure de l'abradable et de la thermomécanique sur la dynamique d'aube*. PhD thesis, Lille 1, 2010.

[60] F. Nyssen and A. Batailly, "Thermo-mechanical modeling of abradable coating wear in aircraft engines," *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, vol. 141, no. 2, p. 021031, 2019.

[61] Q. Agrapart, P. Dufrénoy, Y. Desplanques, J.-F. Brunel, and A. Millecamps, "Modélisation thermomécanique du contact aube-abradable dans les turboréacteurs.," in *Congrès français de mécanique*, AFM, Association Française de Mécanique, 2017.

[62] H. S. Carslaw and J. C. Jaeger, "Conduction of heat in solids," *Oxford : Clarendon Press, 1959, 2nd ed.*, 1959.

[63] Q. Agrapart, F. Nyssen, D. Lavazec, P. Dufrénoy, and A. Batailly, "Multi-physics numerical simulation of an experimentally predicted rubbing event in aircraft engines," *Journal of Sound and Vibration*, vol. 460, p. 114869, 2019.

[64] B. Berthoul, *Prise en compte du comportement des matériaux abradables dans la modélisation de l'interaction aube/carter*. PhD thesis, 2016.

[65] B. Berthoul, A. Batailly, L. Stainier, M. Legrand, and P. Cartraud, "Phenomenological modeling of abradable wear in turbomachines," *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 98, pp. 770–785, 2018.

[66] M. Merchant, "An interpretive look at 20th century research on modeling of machining," *Machining Science and Technology*, vol. 2, no. 2, pp. 157–163, 1998.

[67] Y. Avevor, J. Vincent, L. Faure, A. Moufki, and S. Philippon, "An ale approach for the chip formation process in high speed machining with transient cutting conditions : Modeling and

experimental validation," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 130, pp. 546–557, 2017.

[68] A. Molinari, C. Musquar, and G. Sutter, "Adiabatic shear banding in high speed machining of ti–6al–4v : experiments and modeling," *International journal of Plasticity*, vol. 18, no. 4, pp. 443–459, 2002.

[69] H. Blok, "Theoretical study of temperature rise at surfaces of actual contact under oiliness lubricating conditions," *Proc. Instn. Mech. Engrs.(General discussion on lubrication and lubricants)*, vol. 2, p. 222, 1937.

[70] J. C. Jaeger, "Moving sources of heat and the temperature of sliding contacts," in *Proceedings of the royal society of New South Wales*, vol. 76, pp. 203–224, 1942.

[71] X. Tian and F. E. Kennedy, "Maximum and average flash temperatures in sliding contacts," *Journal of tribology*, vol. 116, no. 1, pp. 167–174, 1994.

[72] N. Laraqi, "Phénomène de constriction thermique dans les contacts glissants," *International journal of heat and mass transfer*, vol. 39, no. 17, pp. 3717–3724, 1996.

[73] J. Bos and H. Moes, "Frictional heating of elliptic contacts," in *Tribology Series*, vol. 27, pp. 491–500, Elsevier, 1994.

[74] A. Molinari, Y. Estrin, and S. Mercier, "Dependence of the coefficient of friction on the sliding conditions in the high velocity range," *Journal of Tribology*, vol. 121, no. 1, pp. 35–41, 1999.

[75] A. Carmasol, S. Philippon, P. Chevrier, and L. Faure, "Couplage thermique des aspérités d'un contact plan aux grandes vitesses de glissement," in *Congrès français de mécanique*, AFM, Maison de la Mécanique, 39/41 rue Louis Blanc, 92400 Courbevoie, France ..., 2011.

[76] M. Coulibaly, G. Chassaing, and S. Philippon, "Thermomechanical coupling of rough contact asperities sliding at very high velocity," *Tribology International*, vol. 77, pp. 86–96, 2014.

[77] M. Coulibaly and G. Chassaing, "Thermomechanical modelling of dry friction at high velocity applied to a ti6al4v-ti6al4v tribopair," *Tribology International*, vol. 119, pp. 795–808, 2018.

[78] S. Lim, M. Ashby, and J. Brunton, "The effects of sliding conditions on the dry friction of metals," *Acta Metallurgica*, vol. 37, no. 3, pp. 767–772, 1989.

[79] Y. Waddad, V. Magnier, P. Dufrénoy, and G. De Saxce, "Heat partition and surface temperature in sliding contact systems of rough surfaces," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 137, pp. 1167–1182, 2019.

[80] A. Pellegrino, P.-M. M. Jesus, K. Dragnevski, G. Zumpano, and N. Petrinic, "Temperature and strain rate dependent mechanical response of metco 601 aluminium-polyester abradable seal coating," in *EPJ Web of Conferences*, vol. 183, p. 04012, EDP Sciences, 2018.

[81] *Manuel technique - Watlow Firerod Cartridge Heaters*.

[82] J. Vincent, S. Philippon, A. Cappella, J. Meriaux, and S. Selezneff, "Enhancement of an experimental method to measure accurately the evolution of forces during short-lived interactions : Application to blade-abradable material contacts in turbomachines," *Measurement*, vol. 98, pp. 167–178, 2017.

[83] M. Dorfman, U. Erning, and J. Mallon, "Gas turbines use 'abradable'coatings for clearance-control seals," *Sealing Technology*, vol. 2002, no. 1, pp. 7–8, 2002.

[84] G. Chassaing, A. Pougis, S. Philippon, P. Lipinski, L. Faure, J. Meriaux, K. Demmou, and A. Lefebvre, "Experimental and numerical study of frictional heating during rapid interactions of a ti6al4v tribopair," *Wear*, vol. 342, pp. 322–333, 2015.

[85] D. Rall and G. WH, "Heat transfert to, and temperature distribution in, a metal cutting tool," *Trans ASME*, 1956.

[86] A. Goyal, S. Dhiman, S. Kumar, and R. Sharma, "A study of experimental temperature measuring techniques used in metal cutting," *Jordan J. Mech. Ind. Eng*, vol. 8, no. 2, pp. 82–93, 2014.

[87] D. O'Sullivan and M. Cotterell, "Temperature measurement in single point turning," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 118, no. 1, pp. 301–308, 2001.

[88] H. Ay and W.-J. Yang, "Heat transfer and life of metal cutting tools in turning," vol. 41, no. 3, pp. 613–623, 1998.

[89] M. Rahman, A. S. Kumar, and M. R. Choudhury, "Identification of effective zones for high pressure coolant in milling," vol. 49, no. 1, pp. 47–52.

[90] L. Li, B. Li, K. F. Ehmann, and X. Li, "A thermo-mechanical model of dry orthogonal cutting and its experimental validation through embedded micro-scale thin film thermocouple arrays in PCBN tooling," vol. 70, pp. 70–87.

[91] W. Grzesik, *Advanced Machining Processes of Metallic Materials : Theory, Modelling, and Applications*. Elsevier Science, 2016.

[92] R. Komanduri and Z. B. Hou, "A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology," *Tribology International*, vol. 34, no. 10, pp. 653–682, 2001-10.

[93] N. A. Abukhshim, P. T. Mativenga, and M. A. Sheikh, "Heat generation and temperature prediction in metal cutting : A review and implications for high speed machining," vol. 46, no. 7, pp. 782–800.

[94] G. Chassaing, *Frottement sec à grande vitesse du couple Ti6Al4V-Ti6Al4V : étude expérimentale et modélisation du comportement thermomécanique*. PhD thesis, Université de Lorraine, 2015.

[95] M. A. Davies, T. Ueda, R. M'Saoubi, B. Mullany, and A. L. Cooke, "On the measurement of temperature in material removal processes," vol. 56, no. 2, pp. 581–604.

[96] J. R. Howell, M. P. Menguc, and R. Siegel, *Thermal radiation heat transfer*. CRC press, 2015.

[97] C. Padova, J. Barton, M. G. Dunn, and S. Manwaring, "Experimental results from controlled blade tip/shroud rubs at engine speed," *Journal of turbomachinery*, vol. 129, no. 4, pp. 713–723, 2007.

[98] G. Sutter, S. Philippon, and F. Garcin, "Dynamic analysis of the interaction between an abradable material and a titanium alloy," *Wear*, vol. 261, no. 5-6, pp. 686–692, 2006.

[99] N. Auparay, "Room temperature seebeck coefficient measurement of metals and semiconductors," tech. rep., Oregon State University, 2013.

[100] B. R. E., *Handbook of Temperature Measurement Vol. 3 : The theory and practice of thermoelectric thermometry*. Springer Science and Business Media, 1998.

[101] National Institute of Standards and Technology NIST, "NIST ITS-90 Thermocouple Database." https://srdata.nist.gov/its90/main/its90_main_page.html. [En ligne ; accessible en date 15 Octobre 2019].

[102] J. Vincent, "Présentation interne safran aircraft engines - post-doctorat.".

[103] B. Sundqvist, "Thermal diffusivity and thermal conductivity of chromel, alumel, and constantan in the range 100–450 k," *Journal of applied physics*, vol. 72, no. 2, pp. 539–545, 1992.

[104] J. R. Davis *et al.*, *Nickel, cobalt, and their alloys*. ASM international, 2000.

[105] *Kleiber-pyrometer Pyroskop 840 Operation manual*.

[106] A. Fiory, "Rapid thermal annealing," in *Encyclopedia of Materials : Science and Technology* (K. J. Buschow, R. W. Cahn, M. C. Flemings, B. Ilschner, E. J. Kramer, S. Mahajan, and P. Veyssière, eds.), pp. 8009 – 8017, Oxford : Elsevier, 2001.

[107] P. Hervé, "Mesure de l'émissivité thermique," *Techniques de l'ingénieur. Mesures et contrôle*, no. R2737v2, 2005.

[108] L. Dejaeghere, *Méthode de mesure par pyrométrie multispectrale et développement d'un dispositif à hautes températures*. PhD thesis, Université de Bretagne Sud, 2016.

[109] Z. Wang, A. Kulkarni, S. Deshpande, T. Nakamura, and H. Herman, "Effects of pores and interfaces on effective properties of plasma sprayed zirconia coatings," *Acta Materialia*, vol. 51, no. 18, pp. 5319–5334, 2003.

[110] M. Friis, C. Persson, and J. Wigren, "Influence of particle in-flight characteristics on the microstructure of atmospheric plasma sprayed yttria stabilized zro2," *Surface and Coatings Technology*, vol. 141, no. 2-3, pp. 115–127, 2001.

[111] J.-L. Battaglia, A. Kusiak, and J.-R. Puiggali, *Introduction aux transferts thermiques-2e édition : Cours et exercices corrigés*. Dunod, 2014.

[112] J. Asensio-Lozano and G. Vander Voort, "The al-si phase diagram," *Tech notes*, vol. 5, no. 1, 2015.

[113] "Sulzer metco ltd, technical bulletin #10-141," tech. rep., 2000.

[114] Y. Duramou, R. Bolot, J. L. Seichepine, Y. Danlos, P. Bertrand, G. Montavon, and S. Selezneff, "Relationships between microstructural and mechanical properties of plasma sprayed alsi-polyester composite coatings : Application to abradable materials," in *Key Engineering Materials*, vol. 606, pp. 155–158, Trans Tech Publ, 2014.

[115] R. E. Chupp, F. Ghasripoor, N. A. Turnquist, M. Demiroglu, and M. F. Aksit, "Advanced seals for industrial turbine applications : dynamic seal development," *Journal of Propulsion and Power*, vol. 18, no. 6, pp. 1260–1266, 2002.

[116] J. GRENET and B. LEGENDRE, "Analyse calorimétrique différentielle à balayage (dsc)," 2010.

[117] Chenguang Research Institute of Chemical Industry, "Aromatic Polyester Resin CGZ-351." http://www.chenguang-chemi.com/Aromatic_polyester.htm. [En ligne ; accessible en date 15 Octobre 2019].

[118] "Material product datasheet aluminium 12 % silicon thermal spray powders," tech. rep., Oerlikon Metco, 2016.

[119] J.-M. Falguiere, M. Waggoner, and M. R. Samuels, "Polymères à cristaux liquides (pcl) thermotropes," *Techniques de l'ingénieur. Plastiques et composites*, vol. 3, no. AM3380, pp. AM3380–1, 2000.

[120] Y. Robert, *Simulation numérique du soudage du TA6V par laser YAG impulsionnel : caractérisation expérimentale et modélisation des aspects thermomécaniques associés à ce procédé*. PhD thesis, 2007.

[121] Oerlikon Metco, "Material Product Data Sheet CoNiCrAlY-BN / Polyester Abradable Thermal Spray Powers."

[122] D. Aussavy, R. Bolot, F. Peyraut, G. Montavon, and S. Selezneff, "Thermomechanical properties of conicraly-bn-polyester composite coatings elaborated by atmospheric plasma spraying," in *Key Engineering Materials*, vol. 606, pp. 167–170, Trans Tech Publ, 2014.

[123] E. Irissou, A. Dadouche, and R. Lima, "Tribological characterization of plasma-sprayed conicraly-bn abradable coatings," *Journal of Thermal Spray Technology*, vol. 23, no. 1-2, pp. 252–261, 2014.

[124] M. Podgorski, B. Le, L. Molliex, and S. Selezneff, "Abradable coating made of a material having a low surface roughness," 2015-07-30. US Patent 20150211382 A1.

[125] X. Wei, J. Mallon, L. Correa, M. Dorfman, and F. Ghasripoor, "Microstructure and property control of conicraly based abradable coatings for optimal performance," in *Proceedings of the International Thermal Spray Conference*, pp. 407–412, 2000.

[126] M. Pomeroy, "Coatings for gas turbine materials and long term stability issues," *Materials & design*, vol. 26, no. 3, pp. 223–231, 2005.

[127] G. Laschet, S. Rex, D. Bohn, and N. Moritz, "3-d conjugate analysis of cooled coated plates and homogenization of their thermal properties," *Numerical Heat Transfer : Part A : Applications*, vol. 42, no. 1-2, pp. 91–106, 2002.

[128] Y. Maozhong, H. Baiyun, and H. Jiawen, "Erosion wear behaviour and model of abradable seal coating," *Wear*, vol. 252, no. 1-2, pp. 9–15, 2002.

[129] A. Sabberwal and F. Koenigsberger, "Chip section and cutting force during the milling operation," *Annals of the CIRP*, vol. 10, no. 3, pp. 197–203, 1961.

[130] D. Rittel, "On the conversion of plastic work to heat during high strain rate deformation of glassy polymers," *Mechanics of Materials*, vol. 31, no. 2, pp. 131–139, 1999.

[131] F. Yuan, N.-S. Liou, and V. Prakash, "High-speed frictional slip at metal-on-metal interfaces," *International Journal of Plasticity*, vol. 25, no. 4, pp. 612–634, 2009.

[132] A. Lodygowski, G. Voyiadjis, B. Deliktas, and A. Palazotto, "Non-local and numerical formulations for dry sliding friction and wear at high velocities," *International Journal of Plasticity*, vol. 27, no. 7, pp. 1004–1024, 2011.

[133] G. List, G. Sutter, and J.-J. Arnoux, "Analysis of the high speed sliding interaction between titanium alloy and tantalum," *Wear*, vol. 301, no. 1-2, pp. 663–670, 2013.

[134] K. Elalem, D. Li, M. Anderson, and S. Chiovelli, "Modeling abrasive wear of homogeneous and heterogeneous materials," in *Hydraulic Failure Analysis : Fluids, Components, and System Effects*, ASTM International, 2001.

[135] S. Fouvry, T. Liskiewicz, P. Kapsa, S. Hannel, and E. Sauger, "An energy description of wear mechanisms and its applications to oscillating sliding contacts," *Wear*, vol. 255, no. 1-6, pp. 287–298, 2003.

[136] T. Zhang, X. Wu, and T. Luo, "Polymer nanofibers with outstanding thermal conductivity and thermal stability : Fundamental linkage between molecular characteristics and macroscopic thermal properties," *The Journal of Physical Chemistry C*, vol. 118, no. 36, pp. 21148–21159, 2014.

[137] Y. Cengel, R. Turner, and R. Smith, "Fundamentals of thermal-fluid sciences," 2001.

[138] J. Ruste, "Microscopie électronique à balayage-principe et équipement," *Techniques de l'ingénieur*, vol. 33, 2013.

Caractérisation thermomécanique et identification des endommagements d'un revêtement abradable de compresseur basse et haute pression en condition de contact sévère

La réduction des jeux fonctionnels aubes/carter permet d'augmenter le rendement global d'un turboréacteur en limitant les fuites inter-étages. Cependant, les vibrations inhérentes au système ou l'ingestion de corps étrangers tend à produire des interactions aube/carter initiées en bout d'aube qui peuvent mener à la ruine du turboréacteur. L'utilisation de revêtements dits « abradables » permet de limiter la conséquence de ces interactions. En cas de contact avec les parties tournantes, le matériau abradable va « s'abrader » de façon préférentielle par rapport au bout d'aube en limitant les énergies d'interaction. Ces matériaux sont étudiés depuis de nombreuses années sur des bancs expérimentaux dans le but de développer des modèles numériques prédictifs. L'objectif de ces travaux de thèse est la caractérisation expérimentale de deux revêtements abradables du compresseur basse pression – l'AlSi-PE – et haute pression – le *Metco 2043* – sur un banc expérimental existant. La configuration adoptée est simplifiée et se dédouane de la dynamique d'aube et du turboréacteur. La caractérisation thermomécanique des deux revêtements de l'étude a été rendue possible grâce à la corrélation des efforts d'interaction, des échauffements produits par le contact et des endommagements induits. Les développements technologiques ont permis de réaliser des essais représentatifs jusqu'à $135\,\mathrm{m\,s^{-1}}$ et 720 °C. Une modélisation semi-analytique basée sur la technique des fonctions de Green a également été mise en place pour estimer la température au contact et les coefficients de répartition du flux thermique dans l'aube et le revêtement abradable. Les résultats numériques ont finalement été corrélés à un essai pilote pour valider l'approche.

Mots-clés : Revêtement abradable, Thermomécanique, Mécanismes d'endommagement, Dispositif expérimental, Mesure de la température

Thermomechanical characterization and wear mechanisms identification of a low-pressure and high-pressure abradable coating under extreme contact

Reducing gaps between blades and the casing allows an increasing of the aircraft engines efficiency. Moreover, blade/casing interactions, mainly due to engine vibrations, may occur. They are localized at the blade tip and may lead to the engine failure. Specific materials called « abradable materials » are used to reduce interactions impact. When an interaction occurs, the abradable material will be worn preferentialy to the blade and limits the interaction energies. Those materials are studied since many years on experimental devices to develop predictive numerical models. The purpose of this thesis is the experimental characterization of two abradable materials grades from the low-pressure compressor – the AlSi-PE grade – and from the high-pressure compressor – the CoNiCrAlY-hBN grade – on an experimental device. The experimental configuration is simplified and doesn't take in account the blade's and casing's dynamic phenomena. Thermomechanical characterization of two coatings was performed thanks to the correlation between forces, temperatures and wear mechanisms. Technological developments allowed representative tests up to 135 m/s and 720 °C. Semi-analytical modeling with Green's techniques has been used to predict friction temperatures and heat distribution coefficients in the blade and the abradable material. Results have been correlated to an experimental test to approve the model.

Keywords : Abradable coating, Thermomechanical, Wear mechanisms, Experimental device, Temperature measurement