

# Détection et caractérisation de fissures dans des aubes de turbine monocristallines pour l'évaluation de leurs durées de vie résiduelles

Thierry Maffren

## ► To cite this version:

Thierry Maffren. Détection et caractérisation de fissures dans des aubes de turbine monocristallines pour l'évaluation de leurs durées de vie résiduelles. Autre. Conservatoire national des arts et metiers - CNAM, 2013. Français. NNT: 2013CNAM0869. tel-01766554

# HAL Id: tel-01766554 https://theses.hal.science/tel-01766554

Submitted on 13 Apr 2018

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers. L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.







# ÉCOLE DOCTORALE TECHNOLOGIQUE ET PROFESSIONNELLE (ED415)

Laboratoire commun de métrologie LNE Cnam



# **Thierry MAFFREN**

soutenue le : 5 avril 2013

pour obtenir le grade de : Docteur du Conservatoire National des Arts et Métiers

Discipline/ Spécialité : Lasers, nanosciences et métrologie

Réalisée au Département Matériaux et Structures Composites de l'Onera

# Détection et caractérisation de fissures dans des aubes de turbine monocristallines pour l'évaluation de leurs durées de vie résiduelles

THÈSE dirigée par : Mr JUNCAR Patrick Professeur des Universités, CNAM **RAPPORTEURS: Mr BATSALE Jean-Christophe** Professeur des Universités, CNAM **Mme ROUHAUD Emmanuelle** Maître de Conférence, Université de Technologie de Troyes JURY : **Mme RAZET Annick** Professeur des Universités, CNAM Mr DOUTRELEAU Yann Directeur de Recherches, ENSIETA/DGA Mr GALLERNEAU Franck Maître de Recherche. ONERA

Professeur des Universités, ONERA

Mr LEPOUTRE François

# Remerciements

Mes premiers remerciements vont aux membres du jury. Je remercie tout d'abord Monsieur Jean-Christophe Batsale et Madame Emmanuelle Rouhaud d'avoir consacré du temps à la relecture de ce manuscrit, ainsi que Madame Annick Razet pour avoir accepté de présider ce jury.

Je remercie mon directeur de thèse Monsieur Patrick Juncar, et Monsieur Yann Doutreleau, responsables du domaine scientifique Fluides, Structures à la DGA/MRIS, de m'avoir encadré tout au long de ma thèse.

Je remercie Messieurs Daniel Abbe et Jean-François Maire, directeurs du Département Matériaux et Structures Composites, de m'avoir permis de mener mon projet de thèse au sein de ce département. Je souhaite également remercier Messieurs Patrick Levesque et Pascal Geoffroy qui m'ont accueilli chaleureusement au sein de l'unité CS2 devenue ETC2.

J'adresse de sincères remerciements à Messieurs François Lepoutre et Franck Gallerneau qui m'ont encadré et qui m'ont conseillé, toujours pertinemment, sur les orientations à donner à mon travail. Je souhaite également les remercier de m'avoir proposé un sujet multidisciplinaire mêlant l'instrumentation, la thermographie, la mécanique de la rupture et le calcul numérique. C'était une véritable chance pour moi de pouvoir me consacrer pleinement à chacune des thématiques de ce sujet très transversal.

Je souhaite également vivement remercier Messieurs Daniel Osmont et Vincent Chiaruttini qui m'ont accordé beaucoup de leur temps pour répondre à mes nombreuses interrogations sur l'intégration et l'utilisation du modèle de propagation de fissures dans ZéBuLon, ainsi que sur l'interprétation des résultats de calculs. J'ai vraiment apprécié ces échanges scientifiques et techniques et je les remercie pour leurs conseils avisés qui m'ont permis d'arriver au bout de mon projet. Je leur en suis très reconnaissant.

Un grand merci à Geoffrey Deban avec qui j'ai passé de nombreuses heures en salle de manip au cours de mes deux premières années de thèse, à perfectionner chaque élément du banc expérimental de thermographie et je veux profiter de ces remerciements pour souligner son très fort engagement dans ce projet. Je le remercie également pour sa bonne humeur constante et pour tous les moments passés à monter des projets divers et variés sur des coins de table.

Je souhaite remercier Françoise Passilly et Martine Poulain pour leurs conseils et les très nombreux échanges portant sur la barrière thermique recouvrant les aubes. Je les remercie également de m'avoir fourni les éprouvettes qui m'ont permis d'optimiser le banc expérimental et de faire ainsi progresser très significativement mon projet.

Je tiens à remercier les membres des équipes CS2 et ETC2 : Daniel Balageas, Pierre Beauchêne, Michel Bejet, Julien Bué, Marc Dupont, Jérémie Gaine, Olivier Giraudo, Benjamin Lamboul, David Lévêque, Anne Mavel, Philippe Nuñez, Bruno Passilly et Jean Michel Roche pour l'ambiance parfois studieuse, parfois plus légère et toujours chaleureuse régnant dans l'unité. Bien que je n'aie pu travailler directement avec tous les membres de l'unité, je considère que tous m'ont aidé à arriver au terme de ma thèse de part cette bonne ambiance qui m'a permis d'avancer dans les meilleures conditions.

J'associe à ces remerciements Jean-Luc Gerard, Laurence Grassi, Hélène Le Bihan et Pascale Peron, pour leur assistance technique et leur grande disponibilité tout au long des trois années que j'ai passée au sein de l'Onera.

Je remercie aussi chaleureusement l'ensemble des doctorants du DMSC et en particulier Bastien, Jean-Baptiste, Mathieu, Carole, Gaël, Elen, Emilie et Gabriele avec qui j'ai passé de très bons moments.

J'adresse enfin de sincères remerciements à Ingrid pour son soutien au cours de ces trois années et sa patience, en particulier au cours des semaines intenses qui ont précédées la soutenance. Je veux également remercier mes parents et ma sœur, Cécile, qui m'ont toujours soutenu et qui m'ont permis d'arriver là où je suis aujourd'hui.

## Résumé

Les aubes TuHP équipant le M88 subissent des contraintes thermomécaniques extrêmes qui provoquent l'amorçage et la propagation de fissures. Ces fissures peuvent évoluer rapidement et devenir critiques pour la sécurité. Actuellement, ces aubes sont inspectées in-situ au moyen d'un endoscope ou d'un vidéoscope dans le domaine du visible. Cependant, ce mode d'inspection par voie visuelle laisse souvent planer un doute sur la présence ou non d'une fissure ou sur sa criticité. Le démontage du module pour une inspection approfondie au microscope est alors nécessaire, augmentant le coût et le délai de la maintenance.

L'objectif de la thèse est double. Il s'agit d'une part de valider un nouveau moyen de détection, sans démontage, de la fissuration des aubes HP en complément de l'inspection visuelle classique in-situ, et d'autre part d'utiliser les données expérimentales pour simuler la propagation d'une fissure et évaluer le caractère prédictif du modèle utilisé (direction et vitesse de propagation).

La solution proposée pour réduire, voire supprimer le démontage des aubes, consiste à détecter les fissures par thermographie active flying spot dans le très proche infrarouge, de 1 à 2 microns (bande SWIR) au travers d'un endoscope classique. Le premier volet de la thèse a consisté à mettre au point le dispositif flying spot dans une configuration représentative d'un endoscope, puis à valider ce procédé d'inspection par des essais sur des aubes TuHP en retour d'expérience.

Le deuxième volet de la thèse est davantage tourné vers la simulation. Le travail a tout d'abord consisté à intégrer un modèle de propagation de fissures en régime de fatigue prenant en compte les effets du temps et de l'environnement, dans le code de calcul par éléments finis ZeBuLon. Ce modèle a ensuite été utilisé pour simuler la propagation de fissures dans des aubes TuHP soumises à des cycles de chargement et de température complexes et représentatifs d'une mission réelle. La dernière partie du travail a consisté à comparer les résultats des simulations numériques avec les observations réalisées sur des aubes TuHP en retour d'expérience, afin d'évaluer le caractère prédictif du modèle de propagation pour cette application (direction et vitesse).

Mots clefs : Aube de turbine, Superalliage, Thermographie active SWIR, Méthode Flying Spot, Fatigue, Fluage, Oxydation, Propagation de fissure.

## Résumé en anglais

High pressure turbine blades undergo heavy thermomechanical constraints which drive initiation and propagation of cracks. These cracks may propagate rapidly and become critical for safety. The inspection of blades is currently conducted with endoscopes or videoscopes in the visible range. However, this kind of control is not sufficient to distinguish a crack from a surface defect, and it can be difficult to assess the criticality of a crack. In these cases, the dismantling of the engine for an accurate inspection with a microscope is necessary but this operation is time consuming and costly.

This study has two aims. The first aim consists in validating a new inspection system complementary to the observations in the visible range. The second aim consists in using the experimental results to simulate the propagation of a crack and evaluate the ability of the model to predict the trajectory of a crack in a blade.

The proposed solution to improve the detection of cracks in situ was to use the flying spot active thermography process in the SWIR range ( $1-2\mu m$  – short wavelength infrared) through a classical endoscope. The first aim of the experimental work was to develop the flying spot process to work on an industrial endoscope, and to validate it with tests on a series of cracked blades.

The second part of this study is focused on the numerical simulation of the cracks. First, this work consisted in integrating a fatigue crack propagation model which takes into account the effects of creep and oxidation, in the finite element software ZéBuLoN. Then, this model was used to simulate the propagation of a crack in blades undergoing a complex load and thermal cycle representative of a real aircraft mission. The last part of this work consisted in comparing the numerical results with the experimental observations on cracked blades, to check the ability of the model to predict the direction and the velocity of a crack in a blade.

Key words : Turbine blade, Superalloy, Active SWIR thermography, Flying Spot process, Fatigue, Creep, Oxidation, Crack propagation.

# Table des matières

REMERCIEMENTS	3
RESUME	5
RESUME EN ANGLAIS	6
TABLE DES MATIERES	7
LISTE DES FIGURES	9
NOMENCLATURE	15
INTRODUCTION	17
CHAPITRE 1. ELEMENTS DIDACTIQUES POUR LA COMPREHENSION DE LA THESE	23
1.1. FONCTION ET ELEMENTS D'UN TURBOREACTEUR	27
1.2. Les aubes du M88	28
1.2.1. Décollement de la barrière thermique	28
1.2.2. Origine et propagation de fissures dans les aubes TuHP	31
1.3. MODES DE DETECTION ACTUELS DES FISSURES	32
1.3.1. Les types de CND pour la détection de la fissuration	32
1.3.2. Méthodes optiques par endoscopie ou vidéoscopie	35
1.3.3. Limites des méthodes optiques dans le visible	36
1.4. THERMOGRAPHIE INFRAROUGE	39
1.4.1. Définition et nomenclature des différentes bandes infrarouges	39
1.4.2. Application de la bande SWIR :	40
1.4.3. Thermographie passive	43
1.4.4. Thermographie active	45
1.5. OBJECTIFS ET MOYENS DE LA THESE	45
1.5.1. Transcription des étapes de la thèse dans le mémoire	45
1.5.2. Modèle mécanique pour la simulation de la propagation de fissure et l'estimation de la durée	de
vie résiduelle des aubes TuHP	46
CHAPITRE 2. CONCEPTION ET REALISATION D'UN BANC OPTIQUE DE THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT POUR LA MISE AU POINT D'UN DISPOSITIF ENDOSCOPIQUE D'INSPECTION DES AUBES TUHP	47
2.1. PRINCIPE DE LA METHODE FLYING SPOT ET RESULTATS ANTERIEURS	51
2.2. MODELE PHOTOTHERMIQUE	54
2.2.1. Calcul du champ de température en milieu homogène	54
2.2.2. Calcul du signal infrarouge d'origine thermique en présence de fissure	57
2.2.3. Calcul du signal infrarouge d'origine optique en présence d'un défaut de surface	61
2.2.4. Calcul du signal infrarouge total en présence d'une fissure	65
2.3. CONTRIBUTION DE LA RUGOSITE DE LA BARRIERE THERMIQUE	67
2.4. NECESSITE DE LA NORMALISATION	71
2.5. REALISATION EXPERIMENTALE	73
2.5.1. Définition de l'instrument pour l'inspection in situ des aubes TuHP	73
2.5.2. Compatibilité des fibres optiques avec une observation dans la gamme SWIR	74
2.5.3. Acquisition des images SWIR au travers d'un toron d'endoscope	75
2.5.4. Méthodologie du contrôle	81
2.5.5. Montage fibré	84
2.5.6. Essais et validation du montage fibré	86
2.5.7. Montage non fibré	89
2.5.8. Essais et validation du montage non fibré équipé de platine de translation linéaire	91
2.5.9. Limite de la normalisation	94
2.6. ETUDE COMPARATIVE DES RESULTATS EXPERIMENTAUX ET FOURNIS PAR LE MODELE	100
2.6.1. Etude comparative des profils thermiques d'une fissure et d'une entaille dans de l'AMI non revêtu de barrière thermique en fonction de la vitesse de balayage	100

<ul> <li>4.1.2. Chargement et effet de la température dans le cas de aubes TuHP</li></ul>	151 151 157 163 163 163 166 166 168 174 174 174 174 174 174 194 197
<ul> <li>4.1.2. Chargement et effet de la température dans le cas de aubes TuHP</li></ul>	151 151 157 163 163 163 163 166 168 174 174 174 174 178 194
<ul> <li>4.1.2. Chargement et effet de la température dans le cas de aubes TuHP</li></ul>	151 151 157 163 163 163 166 166 168 174 
<ul> <li>4.1.2. Chargement et effet de la température dans le cas de aubes TuHP</li></ul>	
<ul> <li>4.1.2. Chargement et effet de la température dans le cas de aubes TuHP</li></ul>	
<ul> <li>4.1.2. Chargement et effet de la température dans le cas de aubes TuHP</li></ul>	
<ul> <li>4.1.2. Chargement et effet de la température dans le cas de aubes TuHP</li></ul>	
<ul> <li>4.1.2. Chargement et effet de la température dans le cas de aubes TuHP</li> <li>4.2. MODELE DE PROPAGATION DE FISSURE EN MECANIQUE LINEAIRE DE LA RUPTURE</li> <li>4.2.1. Calcul de l'avancée de fissure</li></ul>	
<ul> <li>4.1.2. Chargement et effet de la température dans le cas de aubes TuHP</li> <li>4.2. MODELE DE PROPAGATION DE FISSURE EN MECANIQUE LINEAIRE DE LA RUPTURE</li> <li>4.2.1. Calcul de l'avancée de fissure</li> <li>4.2.2. Modèle CrackOxFlu</li> </ul>	
<ul> <li>4.1.2. Chargement et effet de la température dans le cas de aubes TuHP</li> <li>4.2. MODELE DE PROPAGATION DE FISSURE EN MECANIQUE LINEAIRE DE LA RUPTURE</li> <li>4.2.1. Calcul de l'avancée de fissure</li> </ul>	
<ul> <li>4.1.2. Chargement et effet de la température dans le cas de aubes TuHP</li> <li>4.2. MODELE DE PROPAGATION DE FISSURE EN MECANIQUE LINEAIRE DE LA RUPTURE</li> </ul>	
4.1.2. Chargement et effet de la température dans le cas de aubes TuHP	
<i>r</i>	
4.1.1. Etapes de calcul de la durée de vie résiduelle	
4.1. Schema de calcul de la duree de vie residuelle	
CHAPITRE 4. MODELE PHENOMENOLOGIQUE CRACKOXFLU : EVALUATIO DUREE DE VIE RESIDUELLE DES AUBES TUHP EN PROPAGATION DE FISSURE	ON DE LA 141
3.4. Conclusion du Chapitre	
3.3.2. Définition des paramètres utiles à la simulation de la propagation de fissures	
3.3.1 Choir du type de fissure à modéliser	
3.2.5. Criques de lype DE	
3.2.2. Crique de type SH	
3.2.1. Crique de type DE	
3.2. OBSERVATIONS VISIBLES ET SWIR DES FISSURES	
3.1. TYPE DE FISSURES OBSERVABLES SUR UNE SERIE D'AUBE EN RETOUR D'EXPERIENCE	
GAMME SWIR POUR LA DETECTION DE FISSURE DANS DES AUBES TUHP	121
CHAPITRE 3. VALIDATION DE LA THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT	DANS LA
images SWIR d'une fissure dans de l'AM1 revetu de barriere thermique 27 Conclusion du chapitre	
2.6.7. Etude de l'influence du diamètre de la tache de détection par rapport à la tache la	aser sur les
images SWIR d'une fissure dans de l'AM1 revêtu de barrière thermique	
2.6.6. Etude de l'influence de la position de la tache de détection par rapport à la tache	laser sur les
2.6.5. Etude de l'influence de la vitesse sur les images SWIR d'une fissure dans de l'AM barrière thermique	l revêtu de
images SWIR d'une fissure dans de l'AM1 non revêtu de barrière thermique	
	aser sur les
2.6.4. Etude de l'influence du diamètre de la tache de détection par rapport à la tache le	
images SWIR d'une fissure dans de l'AM1 non revêtu de barrière thermique 2.6.4. Etude de l'influence du diamètre de la tache de détection par rapport à la tache la	laser sur les
2.6.3. Etude de l'influence de la position de la tache de détection par rapport à la tache images SWIR d'une fissure dans de l'AMI non revêtu de barrière thermique 2.6.4. Etude de l'influence du diamètre de la tache de détection par rapport à la tache la	
barrière thermique 2.6.3. Etude de l'influence de la position de la tache de détection par rapport à la tache images SWIR d'une fissure dans de l'AM1 non revêtu de barrière thermique 2.6.4. Etude de l'influence du diamètre de la tache de détection par rapport à la tache la	

# Liste des figures

FIGURE 1 : SCHEMA EN COUPE DU MOTEUR M88 [HAMADI09]	27
FIGURE 2 : COUPE D'UNE BARRIERE THERMIQUE D'AUBE DE TURBINE	29
FIGURE 3 : ILLUSTRATION D'UN DECOLLEMENT EN SOMMET D'AUBE	29
FIGURE 4 : ILLUSTRATION DE DECOLLEMENTS PROGRESSIFS DE LA BARRIERE THERMIQUE (EN ROUGE)	30
FIGURE 5 : IMAGE D'UN DECOLLEMENT PAR PIEZOSPECTROSCOPIE	30
FIGURE 6 : EXEMPLE DE FISSURE SUR AUBE DE TURBINE EN BORD DE FUITE	31
FIGURE 7 : DETECTION DE FISSURES DANS UN TUBE PAR RESSUAGE [PIRIOU2008]	33
FIGURE 8 : EXEMPLE DE DETECTION D'UNE FISSURE PAR MAGNETOSCOPIE [GRAVELEAU08]	34
FIGURE 9 : EXEMPLE DE FAUSSES ALERTES SUR UNE AUBE TUHP (OBSERVATION AU VIDEOSCOPE)	37
FIGURE 10 : EXEMPLE DE SOUS-EVALUATION PAR MANQUE DE RESOLUTION, DE LA CRITICITE D'UNE FISSURE	
OBSERVEE AU MOYEN D'UN VIDEOSCOPE.	38
FIGURE 11 : REPARTITION SPECTRALE DES TROIS GAMMES INFRAROUGES UTILISEES EN THERMOGRAPHIE	
[SENSORSINC].	40
FIGURE 12 : EXEMPLE D'APPLICATION DE LA GAMME SWIR POUR L'OBSERVATION NOCTURNE.	41
FIGURE 13 : EXEMPLES D'OBSERVATION SWIR POUR LA DETECTION DE DESIGNATEURS LASERS [HANSEN08]	41
FIGURE 14 : COMPARAISON DE L'EFFET DE LA DIFFUSION DE LA BRUME DANS LES GAMMES VISIBLE ET SWIR	
[NASA].	42
FIGURE 15 : COMPARAISON DE L'EFFET DE LA DIFFUSION DES PANACHES DE CENDRES DANS LES GAMMES VISIB	LE
ET SWIR [GOODRICH]	42
FIGURE 16 : DETECTIVITES SPECIFIQUES DES CAPTEURS INFRAROUGES A SEMI-CONDUCTEUR. CE GRAPHIQUE	
DEMONTRE QUE LES CAMERAS MATRICIELLES EQUIPEES DE CAPTEUR INASGA ET LES MONODETECTEURS	AU
GE PRESENTENT LES PLUS FORTES DETECTIVITES SPECIFIQUES [VISION-SYSTEMS].	43
FIGURE 1 / : PROCESSUS DE CONSTRUCTION DE L'IMAGE THERMIQUE D'UNE AUBE DE TURBINE PAR	
THERMOGRAPHIE PASSIVE (GAMME L W IK 8-12μM).	44
FIGURE 18 : SCHEMA DE PRINCIPE DE LA METHODE DE THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT	51
FIGURE 19 : IMAGES INFRAROUGES REALISEES AVEC LE DISPOSITIF DE THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT	
DEVELOPPE CONJOINTEMENT PAR L'ONERA ET AREVA SUR UN ECHANGEUR THERMIQUE DE 1,3M DE	50
DIAMETRE [LEPOUTREU5]	32
FIGURE 20. EFFET DE LA VITESSE SUR LA FORME DU PROFIL THERMIQUE ADIMENSIONNE AU VOISINAGE DE LA TACHE LASED (DOCEIL THEDMICHE DANS LE DEFEDENTIEL LIE ALL'ASED)	56
IACHE LASEK (PROFIL THERMIQUE DANS LE REFERENTIEL LIE AU LASER) Fichide 21: Schema de doincide de la methode des images dans le cas d'un ellus nuit au toaveds d'un	30 IE
FIGURE 21. SCHEMA DE FRINCIFE DE LA METHODE DES IMAGES DANS LE CAS D'UN FLOX NUL AU TRAVERS D'UN EISQUIDE EN $Y = Y$ .	58
FISSURE EN A – A0. FIGURE 22 : Representation des profits de temperature reel et virtuel de part et d'alitre d'ine	50
FISSURE ET REPARTITION SPATIALE DU DETECTEUR INFRAROUGE (EN FONCTION DE X*)	59
FIGURE 23 · EXEMPLE DE PROFILS THERMOUES D'UNE FISSURE DANS UN ECHANTILLON D'AM1 CALCULES PAR	
MODELE PHOTOTHERMIOLE	60
FIGURE 24 · PROFILS INFRAROUGES D'UN DEFAUT OPTIQUE PRESENTANT UNE VARIATION D'ABSORPTIVITE SEU	оо
EN FONCTION DE LA VITESSE DE BALAYAGE (PREMIER TERME DE L'EQUATION (21))	
FIGURE 25 : PROFILS INFRAROUGES D'UN DEFAUT OPTIOUE PRESENTANT UNE VARIATION D'EMISSIVITE SEULE. I	EN
FONCTION DE LA VITESSE DE BALAYAGE (SECOND TERME DE L'EQUATION (21)).	
FIGURE 26 : PROFILS INFRAROUGES D'UN DEFAUT OPTIQUE PRESENTANT UNE VARIATION CONJOINTE	
D'ABSORPTIVITE ET D'EMISSIVITE. EN FONCTION DE LA VITESSE DE BALAYAGE (TROISIEME TERME DE	
L'EQUATION (21))	64
FIGURE 27 : PROFILS INFRAROUGES TOTAUX D'UN DEFAUT OPTIOUE EN FONCTION DE LA VITESSE DE BALAYAG	E.65
FIGURE 28 : PROFILS INFRAROUGES D'UNE FISSURE DANS UN ECHANTILLON D'AM1 EN PRENANT EN COMPTE L	A
RESISTANCE THERMIQUE ET LES VARIATIONS DES PROPRIETES OPTIQUES AU NIVEAU DE LA FISSURE	
(EQUATION (26)).	66
FIGURE 29 : IMAGES MICROSCOPIQUES DE GRAINS DE ZIRCONE INCRUSTES DANS LA BARRIERE THERMIQUE D'U	NE
EPROUVETTE D'AM1 REVETUE, PRODUITS LORS DE L'ELABORATION DE LA BARRIERE PAR LA PRESENCE	
D'IMPURETES	67
FIGURE 30 : OBSERVATION MEB DU GRAIN DE ZIRCONE (1) DE LA FIGURE 29	68
FIGURE 31 : OBSERVATION MEB DU GRAIN DE ZIRCONE (3) DE LA FIGURE 29	68
FIGURE 32 : OBSERVATIONS MEB D'UN GRAIN DE ZIRCONE DISSOCIE DE LA BARRIERE THERMIQUE	69
FIGURE 33 : EXEMPLE D'EVOLUTION SPATIALE DE LA RUGOSITE DE SURFACE SUR UNE AUBE TUHP APRES	
UTILISATION EN SERVICE	70
FIGURE 34 : COMPARAISON ENTRE UN SIGNAL INFRAROUGE EMIS PAR UNE FISSURE (THERMIQUE + OPTIQUE) ET	ſ UN
DEFAUT OPTIQUE SEUL APRES NORMALISATION	72

FIGURE 35 : IMAGE SWIR DE LA FACE PROXIMALE DU TORON DE FIBRES OPTIQUES, C'EST-A-DIRE COTE CAMERA	, 75
MONIKANT LA FLUDKESCENCE INDUITE PAR LE DOPAGE DU VEKRE UTILISE.	13
FIGURE 30. SCHEMA DU BANC OPTIQUE DE THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT FIBRE EQUIPE D'UN DISPOSITI	.F
DE BALAYAGE DU TORON DE FIBRES OPTIQUES (LES TRACES DES FAISCEAUX S WIR ET LASER NE RESPECTE	NT
PAS L'ECHELLE DU SCHEMA ET NE SONT DONNES QU'A TITRE INDICATIF).	/6
FIGURE 37 : VUE SCHEMATIQUE DES IMAGES INFRAROUGES ACQUISES PAR LA CAMERA AU DEBUT (FIGURE DE	
GAUCHE) ET A LA FIN DU BALAYAGE (FIGURE DE DROITE). LE CARRE NOIR CORRESPOND AU CHAMP DE LA	
CAMERA, OBSERVANT LA FACE PROXIMALE DU TORON DE FIBRES OPTIQUES. L'ELLIPSE VERTE SYMBOLISE	LA
LIGNE LASER ET L'ELLIPSE ROUGE REPRESENTE LA ZONE SUFFISAMMENT CHAUDE POUR ETRE DETECTEE PA	٩R
LA CAMERA SWIR	77
FIGURE 38 : SCHEMA DE PRINCIPE DE LA RECONSTRUCTION D'UN PROFIL THERMIQUE A PARTIR D'UNE SERIE	
D'IMAGES ACOUISES AU COURS D'UN BALAYAGE. LA METHODE CONSISTE A CALCULER, POUR CHAQUE	
IMAGE BRUTE, LA VALEUR MOYENNE DU SIGNAL SWIR DANS LA TACHE DE DETECTION (4 POUR L'IMAGE	
ACOUSE EN T=TA DANS CET EXEMPLE) ET A REPORTER CETTE VALEUR DANS LE GRAPHIQUE DE DROITE	78
FIGURE 39 · SCHEMA DE PRINCIPE DE LA RECONSTRUCTION D'UNE IMAGE SWIR A PARTIR D'UNE SERIE D'IMAGE	S
ACOUSES AU COURS D'UN BALAVAGE LA METHODE CONSISTE A CALCULER POUR CHAQUE IMAGE BRUTE	.0
LA VALEUD MOVENNE DAD LICNE DU CICNAL <b>CWID</b> DANG LA TACHE DE DETECTION ET A DEDODTED LA	,
LA VALEUR MUTENNE PAR LIONE DU SIGNAL 5 WIR DANS LA TACHE DE DETECTION ET A REPORTER LA	70
ELCUDE 40 - IN A CE SWID DRUTE ISSUE D'IN FUNDE DALAMA CE SUD UNE EDDOUNETTE D'AM1 DEVETUE DE D'	/0 Г
FIGURE 40. IMAGE SWIR BRUTE ISSUE D'UN FILM DE BALAYAGE SUR UNE EPROUVETTE D'AMIT REVETUE DE B	1. 79
FIGURE 41 : METHODOLOGIE DE RECONSTRUCTION D'UNE IMAGE SWIR A PARTIR D'UNE SERIE DE N IMAGES	
BRUTES ISSUES D'UN FILM DE BALAYAGE SUR UNE EPROUVETTE D'AM1 REVETUE DE BT	80
FIGURE 42 : IMAGES SWIR RECONSTRUITES MONTRANT LES VARIATIONS DE TEMPERATURE DE LA ZONE CHAUFE	ΈE
PAR LE LASER AU COURS DES BALAYAGES ALLER (A GAUCHE) ET RETOUR (A DROITE) SUR UNE EPROUVETT	E
D'AM1 BRUT	80
FIGURE 43 · IMAGE NORMALISEE OBTENUE PAR SOUSTRACTION DES IMAGES ALLER ET RETOUR DE LA FIGURE 42	00
I E DOOFIL RIDOLAIDE DOEDIT DAD LE MODELE EST DADEAITEMENT DESTITUE SUD CETTE IMAGE	81
ELETROPIE DI OLARE I REDITTAR LE MODELE ESTTARTATEMENT RESTITUE SUR CETTE IMAGE FIGLIDE $1/1$ · Image d'une eissuide de la usee d'une i e domaine visidi e au moven d'une videoscode	82
FIGURE 45 - IMAGE D'ONE FISSORE REALISEE DANS LE DOMAINE VISIBLE AU MOTEN D'ON VIDEOSCOLE	82
FIGURE 45. IMAGE 5 W IN NORMALISEE D UNE ZONE DE L'AUDE FISSUREE.	
FIGURE 40. SUPERPOSITION D'UNE IMAGE SWIR NORMALISEE AVEC UNE IMAGE VISIBLE VALIDANT LA PRESENC	~E
D UNE FISSURE ENTRE LES DEUX AERATIONS. D'ANS CE CAS PARTICULIER, LES CHAMPS D'OBSERVATION	
DANS LE VISIBLE ET DANS LA GAMME SWIK NE SONT PAS IDENTIQUES PUISQUE LES IMAGES ONT ETE	
REALISEES D'UNE PART AVEC UN VIDEOSCOPE, ET D'AUTRE PART AVEC LE BANC DE THERMOGRAPHIE	~~
ACTIVE FLYING SPOT NON FIBRE.	83
FIGURE 47 : SCHEMA DU BANC OPTIQUE DE THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT FIBRE (LES TRACES DES	
FAISCEAUX SWIR ET LASER NE RESPECTENT PAS L'ECHELLE DU SCHEMA ET NE SONT DONNES QU'A TITRE	
INDICATIF)	84
FIGURE 48 : BANC OPTIQUE FLYING SPOT FIBRÉ 1. CAMERA SWIR, 2. LASER ARGON, 3. LAME DICHROÏQUE, 4.	
TORON COHERENT DE FIBRES OPTIQUES, 5. ECHANTILLON, 6. PLATINES DE TRANSLATION LINEAIRE	86
FIGURE 49 : EPROUVETTES ENTAILLEES EN AM1 BRUT A GAUCHE ET REVETUE DE BARRIERE THERMIQUE A DROI	TE.
	87
FIGURE 50 : IMAGES SWIR RECONSTRUITES ET NORMALISEE D'UNE ENTAILLE DANS UNE EPROUVETTE D'AM1	
NOIRCIE REALISEE AU TRAVERS D'UN TORON D'ENDOSCOPE INDUSTRIEL.	88
FIGURE 51 : SCHEMA DU BANC OPTIQUE COMPACT DE THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT NON FIBRE	90
FIGURE 52 : BANC OPTIOUE FLYING SPOT NON FIBRE 1. CAMERA SWIR. 2. LASER ARGON. 3. MIROIR DICHROÏOU	UE.
4. PLATINES DE TRANSLATION. 5. ECHANTILLON.	90
FIGURE 53 · IMAGES SWIR D'UNE ENTAILLE DANS UNE EPROLIVETTE D'AM1 BRUT (ENTAILLE DE 300 M DE	10
I ARGELIR VITESSE DE RALAVAGE DE 1MM S-1)	91
FIGURE 54 : IMAGES SWIR D'UNE EDROUVETTE D'AM1 REVETUE DE RADDIERE THERMIQUE AVEC UNE ENTAILLE	2
1  NORE  54. INFACES 5 WIRD ONE ELROOVETTE D'ANT REVETCE DE DARRIERE THERMIQUE AVEC ONE ENTAILER DE 200 M DE LADGELID ET LINE VITESSE DE DALAVAGE DE 2.5MM s <sup>-1</sup>	้ดว
ELCURE 55 · IMAGES SWID D'UNE ELSSE DE DANG UNE AUDE TUED (ELSSE DE 20. M DE LADCEUD)	92
FIGURE 55 - IMAGE DUITE SATUREE DARD PECHANIS UNE AUBE FURICE ADUADUATIA SUBEACE DE LA DARRERE.	73
TIOURE JU, IMAGE DRUTE SATUREE PAR L'ECHAUFFEMENT D'UN GRAIN A LA SURFACE DE LA BAKKIERE THERMIQUE (LE RECTANCI E NOR CORRESPOND A LA TACHE DE DETECTION UTIL MEE POUR EVER AND A LA	
THERMIQUE (LE RECTANGLE NOIR CORRESPOND À LA TACHE DE DETECTION UTILISEE POUR EXTRAIRE LA	0.4
COLONNE DE PIXELS).	94
FIGURE 57 COMPARAISON DES PROFILS THERMIQUES ALLER ET RETOUR ISSUS D'IMAGES RECONSTRUITES	95
FIGURE 58 : EFFET D'UN FILTRE DE SOBEL SELON LES DEUX DIRECTIONS DE L'IMAGE.	96
FIGURE 59 : COMPARAISONS DES IMAGES SWIR NORMALISEES (A GAUCHE) ET TRAITEES AVEC UN FILTRE DE	
SOBEL (A DROITE) DANS LE CAS D'UNE FISSURE SH DANS UNE AUBE TUHP (LES CRAQUELURES DE LA BT I	EN
BORD D'AERATION SONT EGALEMENT VISIBLES SUR CES IMAGES PUISQU'ELLES SONT DES RESISTANCES	
THERMIQUES AU MEME TITRE QUE LES FISSURES DU SUBSTRAT)	97

Figure 60 : Profil thermique de la tache de chauffage pour un faisceau laser incident de $200 \mu\text{m}$ de
DIAMETRE
FIGURE 61 : PROFIL THERMIQUE DE LA TACHE DE CHAUFFAGE POUR UN FAISCEAU LASER INCIDENT DE 500 $\mu$ M DE
DIAMETRE
FIGURE 62 : IMAGE SWIR D'UNE FISSURE DE $15\mu$ M de large dans une zone de l'aube revetue de barriere
THERMIQUE, EN FONCTION DU DIAMETRE DU FAISCEAU LASER DE CHAUFFAGE
Figure 63 : Profils thermiques simules d'une fissure de $15\mu$ m de largeur dans un echantillon d'AM1
POUR UNE VITESSE (NOMBRE DE PECLET) CROISSANTE
FIGURE 64 : GRAPHIQUE REPRESENTANT LES TROIS TYPES DE PROFILS THERMIQUES POSSIBLES AU NIVEAU D'UNE
FISSURE DANS LE CAS D'UNE OBSERVATION PAR THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT 102
FIGURE 65 : PROFILS INFRAROUGES ALLER (ROUGE) ET RETOUR (VERT) OBTENUS AU TRAVERS D'UNE FISSURE DE
$15\mu\text{m}$ de large en pied d'aube, et d'une entaille de $300\mu\text{m}$ de large dans une eprouvette d' $AM1$
NON REVETUE DE BARRIERE THERMIQUE ( $R_s = 250 \mu M$ , $R_D = R_s$ , $X_D = 0$ )
FIGURE 66 : EVOLUTION DES IMAGES SWIR NORMALISEES ET DES PROFILS THERMIQUES NORMALISES AU TRAVERS
d'une fissure de $15\mu$ m de largueur situee en pied d'aube, en fonction de la vitesse de balayage
$(R_s = 250 \mu M, R_D = R_s, X_D = 0).$ 106
FIGURE 67 : EVOLUTION DES IMAGES SWIR NORMALISEES ET DES PROFILS THERMIQUES NORMALISES AU TRAVERS
D'UNE FISSURE DE $15\mu$ m de largueur situee en pied d'aube, en fonction de la position de la tache
DE DETECTION PAR RAPPORT A LA TACHE DE CHAUFFAGE SUR LE BALAYAGE ALLER ( $R_s = 250 \mu M$ , $V = 1 M M. s^{-1}$ ,
$R_D = R_S$ )
FIGURE 68 : VARIATION DU SIGNAL INFRAROUGE NORMALISE D'UNE FISSURE EN FONCTION DU DIAMETRE DE LA
TACHE DE DETECTION PAR RAPPORT AU DIAMETRE DE LA TACHE LASER
FIGURE 69 : EVOLUTION DES IMAGES SWIR NORMALISEES ET DES PROFILS THERMIQUES NORMALISES AU TRAVERS
d'une fissure de $15\mu$ m de largueur situee dans une zone de l'aube non revetue de barriere
THERMIQUE, EN FONCTION DU DIAMETRE DE LA TACHE DE DETECTION PAR RAPPORT AU DIAMETRE DE LA
TACHE LASER, A VITESSE FIXE ( $R_s = 250 \mu M$ , $V = 1 M M . S^{-1}$ , $X_D = 0$ )
FIGURE 70 : EVOLUTION DES IMAGES SWIR NORMALISEES ET DES PROFILS THERMIQUES NORMALISES AU TRAVERS
d'une fissure de $15\mu$ m de largueur situee dans une zone de l'aube revetue de barriere
THERMIQUE, EN FONCTION DE LA VITESSE DE BALAYAGE ( $R_s = 250 \mu M$ , $R_D = R_s$ , $X_D = 0$ )
FIGURE 71 : EVOLUTION DES IMAGES SWIR NORMALISEES ET DES PROFILS THERMIQUES NORMALISES AU TRAVERS
D'UNE FISSURE DE 15µM DE LARGUEUR SITUEE DANS UNE ZONE DE L'AUBE REVETUE DE BARRIERE
THERMIOUE. EN FONCTION DE LA POSITION DE LA TACHE DE DETECTION PAR RAPPORT A LA TACHE DE
CHAUFFAGE SUR LE BALAYAGE ALLER ( $R_s = 250 \text{ uM}$ , $V = 2.5 \text{ MM} \text{ s}^{-1}$ , $R_p = R_s$ )
FIGURE 72 : EVOLUTION DES IMAGES SWIR NORMALISEES ET DES PROFILS THERMIQUES NORMALISES AU TRAVERS
D'UNE FISSURE DE $15\mu$ M de largueur situee dans une zone de l'aube revetue de barriere
THERMIQUE, EN FONCTION DU DIAMETRE DE LA TACHE DE DETECTION PAR RAPPORT AU DIAMETRE DE LA
TACHE LASER, A VITESSE FIXE ( $R_s = 250 \mu M$ , $V = 2.5 M M \cdot S^{-1}$ , $X_D = 0$ )
FIGURE 73 : POSITIONS DES QUATRE TYPES DE FISSURES PRESENTS DANS LES AUBES TUHP EN RETOUR
D'EXPERIENCE
FIGURE 74 : FISSURES DE TYPE DE APRES 1410 CYCLES EOUIVALENTS (FATIGUE ET FLUAGE CONFONDUS) SOIT
ENVIRON 270 HEURES DE VOL. L'IMAGE DE GAUCHE CORRESPOND A UNE VUE DE DESSUS. ET CELLE DE
DROITE CORRESPOND A UNE VUE DE LA TRANCHE DE LA PLATEFORME
FIGURE 75 : FISSURE DE TYPE DE APRES 3100 CYCLES EQUIVALENTS (FATIGUE ET FLUAGE CONFONDUS) SOIT
ENVIRON 530 HEURES DE VOL. L'IMAGE DE GAUCHE CORRESPOND A UNE VUE DE DESSUS, ET CELLE DE
DROITE CORRESPOND A UNE VUE DE LA TRANCHE DE LA PLATEFORME.
FIGURE 76 : BANC DE THERMOGRAPHIE ACTIVE SWIR TYPE FLYING SPOT CONFIGURE POUR L'OBSERVATION DE
CRIOUE DE TYPE DE
FIGURE 77 : SUPERPOSITION DE L'IMAGE SWIR ACOUISE PAR THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT SUR L'IMAGE
OBTENUE PAR MICROSCOPIE VISIBLE SUR LA FISSURE DE TYPE DE LA FIGURE 74
FIGURE 78 : SUPERPOSITION DE L'IMAGE SWIR ACOUISE PAR THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT SUR L'IMAGE
OBTENUE PAR MICROSCOPIE VISIBLE SUR LA FISSURE DE TYPE DE LA FIGURE 3
FIGURE 79 : OBSERVATION AU MICROSCOPE D'UNE CRIOUE DE TYPE SH APRES 2625 CYCLES EOUIVALENTS
(FATIGUE ET FLUAGE CONFONDUS) SOIT ENVIRON 380 HEURES DE VOL.
FIGURE 80 : OBSERVATION AU MICROSCOPE D'UNE CRIOUE DE TYPE SH APRES 3100 CYCLES EQUIVALENTS
(FATIGUE ET FLUAGE CONFONDUS) SOIT ENVIRON 530 HEURES DE VOL.
FIGURE 81 : OBSERVATION AU MICROSCOPE D'UNE CRIQUE DE TYPE SH APRES 1900 CYCLES EQUIVALENTS
(FATIGUE ET FLUAGE CONFONDUS) SOIT ENVIRON 265 HEURES DE VOL.
FIGURE 82 : OBSERVATION AU MICROSCOPE D'UNE CRIQUE DE TYPE SH APRES 2000 CYCLES EQUIVALENTS
(FATIGUE ET FLUAGE CONFONDUS – HEURES DE VOL NON COMMUNIQUEES)

FIGURE 83 : BANC OPTIQUE DE THERMOGRAPHIE ACTIVE SWIR CONFIGURE POUR L'OBSERVATION DE CRIQUE DE TYPE SH
FIGURE 84 : SUPERPOSITION DE L'IMAGE SWIR OBTENUE PAR THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT SUR L'IMAGE DE LA FIGURE 79.
FIGURE 85 : SUPERPOSITION DE L'IMAGE SWIR OBTENUE PAR THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT SUR L'IMAGE DE LA FIGURE 80
FIGURE 86 : SUPERPOSITION DE L'IMAGE SWIR OBTENUE PAR THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT SUR L'IMAGE DE LA FIGURE 82
FIGURE 87 : SUPERPOSITION DE L'IMAGE SWIR OBTENUE PAR THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT SUR L'IMAGE DE LA FIGURE 82
FIGURE 88 : OBSERVATION AU MICROSCOPE D'UNE CRIQUE DE TYPE BE APRES 1410 CYCLES EQUIVALENTS (FATIGUE ET FLUAGE CONFONDUS) SOIT ENVIRON 270 HEURES DE VOL
FIGURE 89 : SUPERPOSITION DE L'IMAGE SWIR OBTENUE PAR THERMOGRAPHIE ACTIVE FLYING SPOT SUR L'IMAGE DE LA FIGURE 88
FIGURE 90 : TRAJECTOIRES DES QUATRE FISSURES SH
FIGURE 91 : RELATION CONTRAINTE/DEFORMATION EN TRACTION/COMPRESSION D'UN MONOCRISTAL EN
FONCTION DES AXES CRISTALLOGRAPHIQUES <001> ET <111> DE L'EPROUVETTE [MERIC91] A 950°C POUR
UNE MEME VITESSE DE DEFORMATION &
D'ORIENTATIONS CRISTALLOGRAPHIQUES DIFFERENTES (<100>, <110> ET <111>), SOUMISES A DES
CHARGEMENTS DE FATIGUE-FLUAGE ET A DES CHARGEMENTS THERMOMECANIQUES VARIES,
REPRESENTATIFS DE CEUX SUBIS AU NIVEAU DES ZONES CRITIQUES DE L'AUBE TUHP [GALLERNEAU99]. 148
FIGURE 93 : ALGORITHME DE CALCUL DE LA DUREE DE VIE RESIDUELLE D'UNE PIECE POUR UNE MISSION DONNEE. 
FIGURE 94 : MODES ELEMENTAIRES DE FISSURATION [DUPRAT97]
FIGURE 95 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE DANS LE PLAN $\Pi$ pour une propagation en mode I 153
FIGURE 96 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE EN PRENANT EN COMPTE LA PLASTICITE CONFINEE EN POINTE DE FISSURE
FIGURE 97 : PASSAGE D'UNE FISSURE DANS UNE AUBE TUHP DONT LA GEOMETRIE EST COMPLEXE, AU CAS SIMPLE D'UNE EPROUVETTE PERFOREE
FIGURE 98 : EVOLUTION DE LA DIRECTION DE PROPAGATION POUR UNE FISSURE SH SOUMISE AU CHARGEMENT
CENTRIFUGE ET A DES CONTRAINTES THERMOMECANIQUES
FIGURE 99 : CLASSES DE PARAMETRES NECESSAIRES A LA SIMULATION DE LA PROPAGATION DE FISSURE 157
FIGURE 100 : VARIATION DE LA VITESSE DE PROPAGATION EN FONCTION DU RAPPORT DE CHARGE R A 950°C. LES
FLECHES INDIQUENT L'EVOLUTION DE LA VITESSE DE PROPAGATION EN FONCTION DE R ET DE $K_{MAY}$ 160
FIGURE 101 : METHODE D'INSERTION D'UNE FISSURE PAR UNE METHODE DE REMAILLAGE [CHIARUTTINI11] 163 FIGURE 102 : SCHEMA DE LA METHODE D'ENRICHISSEMENT DES NOEUDS AU VOISINAGE D'UNE FISSURE PAR LA
METHODE XFEM
FIGURE 103 : SCHEMA DE LA PROPAGATION D'UNE FISSURE SOUS ZEBULON
FIGURE 104 : SCHEMA DE L'EPROUVETTE NORMALISEE SEN
FIGURE 105 : SCHEMA DES CYCLES DE CHARGEMENT UTILISES POUR LE CALCUL DE LA VITESSE DE PROPAGATION EN REGIME DE FATIGUE PURE A 50HZ
FIGURE 106 : COMPARAISON DES VITESSES DE PROPAGATION D'UNE FISSURE CALCULEES ET MESUREES AU COURS
D'UN ESSAI MECANIQUE DE FATIGUE PURE A 50HZ, SUR UNE EPROUVETTE DE TYPE SEN EN AM1 A 950°C. 170
FIGURE 107 : SCHEMA DU CYCLE DE CHARGEMENT UTILISE POUR LE CALCUL DE LA VITESSE DE PROPAGATION EN REGIME DE EL LIAGE PUR
FIGURE 108 · COMPARAISON DES VITESSES DE PROPAGATION D'UNE EISSURE CALCULEES ET MESUDEES AU COUDS
D'IN ESSAL MECANIQUE DE FUIAGE DUD. SUD UNE EDDOUVETTE DE TVDE SEN AM1 A 950°C 172
FIGURE 109 · COMPARAISON DES VITESSES DE PROPAGATION D'UNE EISSUDE CALCULEES ET MESUDES AU COUDS
D'UN ESSAL MECANIQUE DE FATIGUE/FLUAGE. SUR UNE FPROUVETTE DE TYPE SEN EN AM1 & 950°C 173
FIGURE 110 : MAILLAGE D'UNE AUBE TUHP.
FIGURE 111 : MAILLAGE DE LA ZONE DE L'AUBE TOUCHEE PAR DES FISSURES DE TYPE SH (EXEMPLE D'AMORCAGE
DE FISSURE DE TYPE SH MAROUE PAR LA FLECHE ROUGE)
FIGURE 112 : CYCLE K8 (VITESSE DE ROTATION DU MOTEUR, PROPORTIONNELLE AU CHARGEMENT CENTRIFUGE, EN EONCTION DU TEMPS)
ENFONCTION DU TEMIS)
(DOMAINES DE I A IV)

FIGURE 114 : INITIALISATION D'UNE FISSURE DE TYPE SH DE LONGUEUR A <sub>f</sub> AU NIVEAU DE LA POINTE DU TROU D REFROIDISSEMENT IDENTIFIE EXPERIMENTALEMENT COMME LE SITE D'AMORÇAGE DE CE TYPE DE FISSURE 1	)E 
FIGURE 115 : REPRESENTATION DE L'EVOLUTION DE LA CONTRAINTE DE VON MISES AU COURS DE LA PROPAGATION D'UNE FISSURE SH POUR UN CHARGEMENT DE TYPE MISSION ET UNE TEMPERATURE CONSTANTE/UNIFORME ( DE HAUT EN BAS : FISSURE INITIALE - 0,3MM ; APRES 38884 MISSIONS - 0,9MM). 1	80
FIGURE 116 : REPRESENTATION DES CONTRIBUTIONS RESPECTIVES DE LA FATIGUE ET DU FLUAGE SUR LA PROPAGATION DE LA FISSURE (PROGRESSION DE 0.6MM EN 38884 MISSIONS)	81
FIGURE 117 : REPRESENTATION DES CONTRIBUTIONS RESPECTIVES DE LA FATIGUE ET DU FLUAGE SUR LA PROPAGATION D'UNE FISSURE DANS UNE EPROUVETTE SEN POUR UN CHARGEMENT DE TYPE MISSION, A TEMPERATURE CONSTANTE ET UNIFORME (PROGRESSION DE 0, 6MM EN 5276 MISSIONS)	81
FIGURE 118 : ACCROISSEMENT DE LA FISSURE EN FONCTION DU NOMBRE DE MISSIONS. CHARGEMENT DE TYPE K8 : TEMPERATURE CONSTANTE ET UNIFORME. FIG. GAUCHE AUBE TUHP / FIG. DROITE EPROUVETTE SEN 1	[.   81
FIGURE 119 : DEFINITION DU NOMBRE DE MISSIONS « EFFICACES »	.83
FIGURE 120 : REPRESENTATION DE L'EVOLUTION DE LA CONTRAINTE DE VON MISES AU COURS DE LA PROPAGATION D'UNE FISSURE SH POUR UN CHARGEMENT DE TYPE MISSION ET UNE TEMPERATURE	
VARIABLE/UNIFORME ( DE HAUT EN BAS : FISSURE INITIALE - 0,3MM ; APRES 57260 MISSIONS – 1,1MM). 1 FIGURE 121 : REPRESENTATION DES CONTRIBUTIONS RESPECTIVES DE LA FATIGUE ET DU ELUACE SUB LA	84
PIGURE 121 . REPRESENTATION DES CONTRIBUTIONS RESPECTIVES DE LA FATIGUE ET DU FLUAGE SUR LA PROPAGATION DE LA FISSURE (PROGRESSION DE 1,1MM EN 57260 MISSIONS – PROGRESSION DE 0,6MM EN 55011 MISSIONS)	85
FIGURE 122 : REPRESENTATION DES CONTRIBUTIONS RESPECTIVES DE LA FATIGUE ET DU FLUAGE SUR LA	00
PROPAGATION D'UNE FISSURE DANS UNE EPROUVETTE SEN POUR UN CHARGEMENT DE TYPE MISSION, A TEMPERATURE VARIABLE ET UNIFORME (PROGRESSION DE 0,6MM EN 8782 MISSIONS)1	.85
FIGURE 123 : ACCROISSEMENT DE LA FISSURE EN FONCTION DU NOMBRE DE MISSIONS. CHARGEMENT DE TYPE K8 : temperature variable et uniforme. Fig. gauche aube TuHP / Fig. droite eprouvette SEN.1	85
FIGURE 124 : REPRESENTATION DE L'EVOLUTION DE LA CONTRAINTE DE VON MISES AU COURS DE LA PROPAGATION D'UNE FISSURE SH POUR UN CHARGEMENT DE TYPE MISSION ET UNE TEMPERATURE CONSTANTE/ NON UNIFORME ( DE HAUT EN BAS : FISSURE INITIALE - 0,3MM ; APRES 2982 MISSIONS –	
1,2MM)	88
PROPAGATION DE LA FISSURE (PROGRESSION DE 1,2MM EN 2982 MISSIONS – PROGRESSION DE 0,6MM EN 2731 MISSIONS)	88
FIGURE 126 : CARTE DE TEMPERATURE UTILISEE POUR LE MODELE DE COMPREHENSION COMSOL 1	89
FIGURE 127 : REPARTITION SPATIALE DE TEMPERATURE ET DIRECTIONS DES CONTRAINTES PRINCIPALES $\Sigma_I > \Sigma_{II}$ (FLECHES NOIRES)	.90
FIGURE 128 : ACCROISSEMENT DE LA FISSURE EN FONCTION DU NOMBRE DE MISSIONS. CHARGEMENT DE TYPE K8 : TEMPERATURE CONSTANTE ET NON UNIFORME	.91
FIGURE 129 : REPRESENTATION DE L'EVOLUTION DE LA CONTRAINTE DE VON MISES AU COURS DE LA	
PROPAGATION D´UNE FISSURE SH POUR UN CHARGEMENT DE TYPE MISSION ET UNE TEMPERATURE VARIABLE/ NON UNIFORME ( DE HAUT EN BAS : FISSURE INITIALE - 0,3MM ; APRES 13932 MISSIONS – 0,6MM 1	м). 92
FIGURE 130 : REPRESENTATION DES CONTRIBUTIONS RESPECTIVES DE LA FATIGUE ET DU FLUAGE SUR LA PROPAGATION DE LA FISSURE (PROGRESSION DE 0.6MM EN 13932 MISSIONS)	93
FIGURE 131 : ACCROISSEMENT DE LA FISSURE EN FONCTION DU NOMBRE DE MISSIONS. CHARGEMENT DE TYPE K8 : TEMPERATURE VARIABLE ET NON UNIFORME	93
FIGURE 132 : COMPARAISON DE LA TRAJECTOIRE D'UNE FISSURE SH DANS UNE AUBE EN RETOUR D'EXPERIENCE (265 HEURES DE VOL - OBSERVATION MICROSCOPIQUE) AVEC LA TRAJECTOIRE D'UNE FISSURE SH SIMULEI (1000 HEURES DE VOL – CAS C/NU)	E 194
FIGURE 133 : SYNTHESE DES RESULTATS DE SIMULATION POUR UNE AUBE TUHP ET UNE EPROUVETTE SEN 1	.97
FIGURE 134 : SYNTHESE DES ACCROISSEMENTS DE FISSURE EN FONCTION DU NOMBRE DE MISSIONS EFFICACES, POUR LES QUATRE CONDITIONS DE TEMPERATURE UTILISEES POUR LES SIMULATIONS AVEC L'AUBE TUHP	ET
L'EPROUVETTE SEN	.97

# Nomenclature

AIAAteliers Industriels de l'AéronautiqueTuHPturbine haute pressionSWIRShort-wavelength infrared (longueur d'ondes comprise entre 0.7 et 2.5μm)

Nomenclature relative au chapitre 2 :

Conception et réalisation d'un banc optique de thermographie active flying spot pour la mise au point d'un dispositif endoscopique d'inspection des aubes TuHP

а	diffusivité (m2.s-1)
α	absorptivité du matériau
Cρ	capacité thermique volumique (J.m <sup>-3</sup> .K <sup>-1</sup> )
З	émissivité du matériau
Fo	nombre de Fourier ( $at/r_s$ )
k	conductivité thermique (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )
$\lambda_0$	profondeur de pénétration (m)
Pe	nombre de Peclet ( $Vr_s/a$ )
Ро	puissance de la source de chaleur (W)
$r_s$	rayon à 1/e <sup>2</sup> de la source de chaleur
r <sub>d</sub>	rayon à 1/e <sup>2</sup> de la zone de détection
t	temps (s)
T(x,y)	température au point (x,y) <i>(K)</i>
V	vitesse de la source (m.s-1)
$x_0$	position du défaut par rapport à la source de chaleur (m)
$x_d, y_d$	position de la zone de détection par rapport à la source (m)
*	adimensionnement par $r_s$
$T^*(x^*)$	$y^*$ ) température adimmensionnée au point (x*,y*)
$S_{therm}^{*}$	signal thermique adimmensionné

 $S_{opt}^{*}$  signal optique adimmensionné

#### Nomenclature relative au chapitre 4 :

Modèle phénoménologique CrackOxFlu : évaluation de la durée de vie résiduelle des aubes TuHP

- *a* longueur de la fissure (m)
- D variable d'endommagement
- k constante de Kolosov
- K facteur d'intensité des contraintes FIC (Pa.m<sup>-1/2</sup>)
- $K_c$  ténacité du matériau (Pa.m<sup>-1/2</sup>)
- *l<sub>p</sub>* longueur de pénétration d'oxyde (m)
- *v* coefficient de Poisson
- $\mu$  module de cisaillement
- *R* rapport de chargement
- $R_e$  limite élastique du matériau (Pa)
- S facteur d'intensité des contraintes normalisé
- $\sigma$  contrainte (Pa)
- *T* température (K)
- ...*I* se rapporte au mode de fissuration I (ouverture)
- ... *II* se rapporte au mode de fissuration II (glissement dans le plan)
- ... *III* se rapporte au mode de fissuration III (glissement perpendiculaire au plan)
- $\dots_F$  se rapporte à la fatigue
- $\dots_C$  se rapporte au fluage
- ... *OX* paramètre du matériau oxydé
- ... *v* paramètre du matériau non oxydé
- ...\* paramètre matériau indépendant de la température

Introduction

Les aubes monocristallines de turbines haute pression (TuHP) équipant le turboréacteur M88 sont des éléments particulièrement critiques en raison des contraintes thermomécaniques élevées qu'elles subissent au cours d'un vol. Ces contraintes sont à l'origine de l'amorçage puis de la propagation de fissures dans le superalliage d'AM1 dont est constituée l'aube. Ces fissures sont le produit de l'action combinée de l'effort centrifuge subie par les aubes en régime de fatigue-fluage et de la carte de température complexe vue par la pièce. L'alternance des phases de fatigue et de fluage est liée aux différentes étapes du vol, c'est-à-dire le décollage, l'atterrissage ainsi que les différentes missions que se voit confier l'appareil. La prévision des efforts subis par le M88 au cours d'une mission est une tache particulièrement difficile en raison de la grande variabilité du régime du moteur en fonction des situations rencontrées. Cette spécificité impose un contrôle fréquent des turboréacteurs au sein des Ateliers Industriels de l'Aéronautique (AIA), qui sont en charge du maintien en condition opérationnelle des M88. Lors des phases de maintenance, les aubes TuHP sont contrôlées in situ, c'est-à-dire au sein du moteur, au moyen d'un vidéoscope. Cet outil permet d'obtenir des images à distance grâce à une tête articulée équipée d'une caméra CCD, placée à l'extrémité d'une canne souple.

Bien que la résolution des images fournies par cet équipement soit bien supérieure à celle offerte par les endoscopes anciennement utilisés par les AIA, elle n'est toujours pas suffisante pour rendre compte correctement de la criticité des fissures. Deux cas très différents peuvent se présenter :

- la longueur de la fissure peut être sous-évaluée et le risque de rupture en vol de l'aube endommagée devient important ;
- certains défauts de surface (taches, rayures) peuvent être interprétés, sur les images, comme des fissures, conduisant au rebut d'une aube en fait parfaitement opérationnelle.

Le contrôle in situ des aubes TuHP ne peut donc pas être réalisé exclusivement au moyen de vidéoscopes et il apparaît essentiel de développer un outil donnant des informations physiques complémentaires de celles fournies par l'observation dans le visible. Cette complémentarité des informations doit permettre d'améliorer la caractérisation des fissures in situ, c'est-à-dire la mesure de leurs longueurs et de leurs orientations, afin de mieux évaluer leur criticité, et d'éviter les confusions avec les artefacts optiques.

Cependant, le volume dans lequel le dispositif doit évoluer pour réaliser l'inspection des aubes, est extrêmement faible. L'écartement extrados/intrados entre chacune d'elle n'excède pas le centimètre, et limite considérablement l'encombrement autorisé de l'instrument de contrôle. Enfin il est fortement souhaitable que le nouveau système de détection puisse produire des images

superposables aux images des vidéoscopes (c'est-à-dire dont les référentiels sont identiques) pour que les défauts détectés soient comparés et positionnés rigoureusement. Au démarrage de cette thèse, il n'existait aucun dispositif de détection de fissures satisfaisant ces exigences d'encombrement et de comparaison aux informations des vidéoscopes. Les AIA ne disposent donc pas d'observations de nature physique différente de celles du visible et complémentaires de celle-ci, permettant de compenser le manque de résolution, de préciser la criticité d'une fissure et de réduire la contribution des artefacts. Les AIA pallient donc le défaut de résolution des vidéoscopes par le démontage et l'observation au microscope des aubes suspectes. Ce procédé d'inspection en deux temps est particulièrement long et coûteux, parfois en pure perte lorsque aucune fissure n'est finalement détectée au sein d'un jeu d'aubes démontées. Dans le cas où la présence d'une fissure est confirmée par l'observation au microscope, aucune évaluation de la durée de vie résiduelle n'est réellement possible, en dépit de la caractérisation fine de la fissure. L'absence d'une méthodologie permettant cette évaluation provoque ainsi le rebut d'aubes encore potentiellement utilisables pour plusieurs cycles de missions supplémentaire.

Au cours des années 90, l'Onera et Areva ont développé une caméra photothermique à balayage laser, permettant la détection de fissures sans contact dans les matériaux métalliques [Dehan99, Krapez01]. Cette caméra, qui est sensible dans l'infrarouge, détecte les perturbations induites par les fissures, de la diffusion de la chaleur produite par l'absorption du rayonnement d'un laser qui balaye la surface. Le modèle développé au cours de cette étude considère les fissures comme des résistances thermiques infinies qui bloquent localement la diffusion de la chaleur dans le matériau. L'avantage fondamental de ce dispositif de contrôle est de pouvoir mettre en œuvre une source d'excitation laser et une caméra infrarouge, qui émet et reçoit des flux lumineux transportables via des fibres optiques. Cette technologie peut donc être mise en œuvre pour le contrôle in situ des aubes TuHP. Cependant, la gamme de longueurs d'onde choisie pour réaliser la caméra photothermique initialement développée par l'Onera et Areva, se situe entre 3 et 5µm. Or les fibres optiques en silice utilisées pour la fabrication des endoscopes sont opaques au-delà de 2,5µm. La caméra photothermique développée à l'Onera n'est donc pas compatible avec un endoscope du visible, et nécessite d'être adaptée pour être utilisable dans le cadre de cette thèse. Le second avantage de ces travaux a été la mise au point d'une méthodologie d'inspection et de traitement des images [Dehan98], permettant de ne conserver que la contribution des fissures. Néanmoins, cette méthodologie, particulièrement efficace dans le cas des matériaux métalliques, est difficilement applicable aux barrières thermiques en céramique des aubes TuHP, notamment à cause de leur rugosité. Une nouvelle étude est donc nécessaire pour définir, dans le cas des aubes revêtues de barrière thermique, les conditions expérimentales optimales qui permettent d'appliquer cette méthode de traitement.

La comparaison entre les images infrarouges, qui assignent le caractère fissure, avec les images optiques dans le visible sont également destinées à la caractérisation topologique des endommagements ainsi détectés. Cette connaissance des caractéristiques des fissures détectées est nécessaire pour évaluer la durée de vie résiduelle au moyen du modèle FatOxFlu, développé à l'Onera. Ce modèle de propagation de fissures en régime de fatigue tient compte des effets du temps et de l'environnement sur des superalliages de type métalliques polycristallins [Pringent93] ou monocristallins [Bouvard06]. Il est ainsi adapté à l'évaluation de la durée de vie résiduelle des aubes TuHP. Cependant, au démarrage de cette thèse, il n'a été développé que pour une utilisation autonome, et applicable seulement à des éprouvettes de géométrie simple et pour une analyse simplifiée des pièces (méthode de type barreau équivalent).

Une technologie de détection de fissures potentiellement utilisable in situ existe donc. La caractérisation de ces fissures au moyen d'un dispositif couplant une caméra visible et une caméra photothermique est envisageable, et les mesures obtenues à partir de ce dispositif peuvent servir à initialiser un modèle de propagation de fissures dans les superalliages métalliques. Il paraît alors possible d'évaluer la durée de vie résiduelle d'une aube après son endommagement, et sans avoir à procéder à son démontage.

Cependant, la caméra photothermique ne peut pas être utilisée en l'état au travers d'un système endoscopique, et le modèle mécanique de prévision de la durée de vie ne permet pas de réaliser des simulations de propagation sur des pièces dont la géométrie est complexe, comme dans le cas des aubes TuHP.

L'objectif de la thèse consiste donc à réaliser puis évaluer un système représentatif d'un endoscope double bande, visible et infrarouge, pour le contrôle et le suivi de la fissuration des aubes TuHP, et enfin à fournir les informations expérimentales nécessaires à la simulation de la propagation des fissures dans un modèle 3D d'aube TuHP pour évaluer la durée de vie résiduelle de celle-ci. Cet objectif reste cependant difficilement atteignable, puisqu'il est compliqué d'établir avec précision l'historique du chargement d'une aube TuHP. Au démarrage de cette thèse, l'Onera ne disposait d'aucunes données de ce type. Il a donc été décidé de s'intéresser plus spécifiquement au cas de fissures dont la topologie est très similaire d'une aube à l'autre, en dépit de la grande variabilité des chargements subis.

L'objectif du chapitre 1 est de rassembler les informations disponibles sur les défauts rencontrés lors de l'inspection des aubes TuHP, et sur les techniques non destructives qui permettent ou permettraient de les détecter et de les caractériser. Dans le cadre de cette thèse, cette présentation met évidemment l'accent sur la détection de fissures actuellement mise en œuvre par les AIA, c'est à dire par voie optique dans le visible, au moyen d'endoscopes ou de vidéoscopes, puis elle développe les possibilités de détection dans l'infrarouge, au moyen des thermographies passive et active. L'accent sera mis plus particulièrement sur la gamme SWIR, pour la mise au point du dispositif de détection des fissures in situ évoqué précédemment.

L'étude expérimentale, qui fait l'objet du chapitre 2, expose la démarche qui a permis d'aboutir à un banc de thermographie active de type flying spot, fonctionnant dans la gamme SWIR, à partir des travaux antérieurs qui ont été menés à l'Onera. Ce chapitre s'intéresse donc tout d'abord au modèle photothermique développé par J.C. Krapez [Krapez99], utilisé pour prédimensionner les paramètres expérimentaux du banc de thermographie active. Après cette étape de modélisation, la démarche devient essentiellement expérimentale pour aboutir à la réalisation d'un banc de thermographie active opérant dans la gamme SWIR. Bien entendu, cette démarche est validée par les résultats d'essais expérimentaux sur des éprouvettes planes entaillées, puis sur une aube TuHP fissurée. De nombreux essais ont ensuite été faits pour étudier le comportement des principaux paramètres ajustables du banc de thermographie afin de définir les conditions optimales pour la détection de fissures, qu'elles se situent dans une zone de l'aube revêtue, ou non, de barrière thermique.

Le chapitre 3 teste la validité des informations SWIR fournies par le banc de thermographie active flying spot, pour différents types fissures susceptibles d'être détectées au cours d'une inspection. Certaines de ces fissures ont également fait l'objet d'une observation dans le domaine visible, au microscope, afin d'étudier leur position, leur longueur et leur trajectoire de propagation. Ce travail de caractérisation a pour objectif de fournir les données expérimentales nécessaires à la simulation de propagation de fissures dans les aubes TuHP. Ce chapitre est donc la charnière entre les travaux expérimentaux et numériques de cette thèse.

Le chapitre 4 présente le modèle phénoménologique de propagation de fissures dans les superalliages, développé à l'Onera. Le schéma de calcul de la durée de vie résiduelle d'une pièce à partir des lois de comportement du matériau, y est tout d'abord brièvement décrit, avant de se focaliser sur la mécanique de la fissuration et le modèle de propagation. Ce modèle phénoménologique est intégré au code de calcul par éléments finis ZéBuLoN, afin de tenir compte des effets de la géométrie d'une aube et de son environnement, sur la propagation des fissures. Le chapitre présente les résultats des simulations et les comparent aux observations expérimentales décrites dans le chapitre 3. Ce travail de comparaison a d'une part pour objectif, de vérifier le caractère prédictif du modèle mécanique, et d'autre part, de vérifier que les observations, qui peuvent être réalisée in situ, fournissent suffisamment d'informations pour simuler correctement la propagation d'une fissure et décider du maintien, ou non, d'une aube endommagée dans le moteur.

# Chapitre 1. Eléments didactiques pour la compréhension de la thèse

### Table des matières :

1.2. Les aubes du M88	
1.2.1. Décollement de la barrière thermique	
1.2.2. Origine et propagation de fissures dans les aubes TuHP	
1.3. MODES DE DETECTION ACTUELS DES FISSURES	
1.3.1. Les types de CND pour la détection de la fissuration	
1.3.2. Méthodes optiques par endoscopie ou vidéoscopie	
1.3.3. Limites des méthodes optiques dans le visible	
1.4. THERMOGRAPHIE INFRAROUGE	
1.4.1. Définition et nomenclature des différentes bandes infrarouges	
1.4.2. Application de la bande SWIR :	
1.4.3. Thermographie passive	
1.4.4. Thermographie active	
1.5. OBJECTIFS ET MOYENS DE LA THESE	
1.5.1. Transcription des étapes de la thèse dans le mémoire	
1.5.2. Modèle mécanique pour la simulation de la propagation de fissure et l'estimation	on de la durée de
vie résiduelle des aubes TuĤP	

Ce chapitre a pour objectif de fournir des éléments et des notions utiles à la compréhension du travail effectué au cours de cette thèse. Il présente tout d'abord les défauts rencontrés sur les aubes TuHP et les raisons de la criticité de la fissuration. Ce chapitre passe ensuite en revue les différentes méthodes de contrôle non destructif utilisables pour la détection des fissures, en insistant sur la thermographie, et plus particulièrement sur la thermographie active, qui a été choisie ici, pour réaliser le dispositif expérimental de détection de fissures. Enfin, les moyens expérimentaux (thermographie active) et numériques (modèle mécanique de propagation de fissure) qui seront mis en œuvre au cours de cette thèse pour développer un outil fiable permettant le contrôle des aubes TuHP et la prévision de leur durée de vie résiduelle sont présentés qualitativement.

#### 1.1. Fonction et éléments d'un turboréacteur

Le M88 est un turboréacteur double corps et double flux équipant les avions Rafale air et marine. Ce type de moteur est caractérisé par l'utilisation de deux corps coaxiaux haute et basse pression. Chaque corps est constitué d'un compresseur relié à une turbine via un arbre de transmission. L'air admis dans le moteur est séparé en deux flux. Le flux primaire est comprimé successivement par les deux compresseurs (2 et 4) puis mélangé au kérosène dans la chambre de combustion (6). Les gaz chauds de combustion traversent ensuite les étages de turbines haute et basse pression (7 à 10) qui récupèrent une partie de l'énergie pour entraîner les compresseurs respectifs. Les gaz sont ensuite dirigés au travers de la tuyère (14) et cède leur énergie sous forme de poussée. Le flux secondaire, qui représente 30% de la masse d'air admise par le M88, ne traverse que le compresseur basse pression, et s'écoule sur la paroi externe du moteur jusqu'à la tuyère où il est éjecté avec le flux principal. Cette configuration permet d'augmenter la poussée en maintenant un niveau de bruit plus faible que celui d'un turboréacteur simple flux.



Figure 1 : Schéma en coupe du moteur M88 [Hamadi09].

La turbine HP est l'un des organes le plus critique pour l'intégrité du moteur. Sa disposition, juste en arrière de la chambre de combustion, expose directement les aubes TuHP aux gaz de combustion dont la température peut atteindre 1500°C. Pour remplir les conditions extrêmes d'utilisation, Snecma a choisi de réaliser des aubes TuHP monocristallines en superalliage d'AM1. Afin

de conserver les propriétés mécaniques du superalliage en dépit de la température élevée, les aubes sont revêtues de barrière thermique en zircone yttriée. Malgré la mise en œuvre de ces technologies récentes, les aubes TuHP restent des pièces critiques sujettes à divers types d'endommagement.

#### 1.2. Les aubes du M88

Les aubes de turbines du M88 sont des pièces très critiques du fait des sollicitations extrêmes auxquelles elles sont soumises. Les conditions de vol et l'usage de ce moteur à des fins militaires impliquent des changements de régime rapides et nombreux. Sous l'action de l'effet centrifuge, l'aube subie un chargement variable, avec des phases de fatigue à chaque changement de régime moteur et des phases de fluage au cours des vols en palier.

En plus de l'effet centrifuge, l'aube est soumise à un très fort gradient thermique. Bien qu'elle soit refroidie par air au moyen d'un réseau de canaux et de trous d'aération, la différence de température entre la partie haute et la partie basse s'élève à 700K. Les contraintes thermomécaniques qui en résultent, bien que mineures par rapport au chargement centrifuge, participent à la dégradation du matériau.

Ces conditions d'utilisation extrêmes sont à l'origine de deux types de défauts sur les aubes TuHP, d'une part le décollement de la barrière thermique et d'autre part la fissuration du superalliage les constituant.

#### 1.2.1. Décollement de la barrière thermique

La barrière est un système multicouche de 150 à 300µm d'épaisseur qui a pour but de protéger le superalliage constituant l'aube, des gaz de combustion (Figure 2). Elle est constituée d'une première couche en zircone yttriée dont la conductivité thermique est de l'ordre de 1.5W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>. Sa structure est colonnaire et le gradient de température au travers de cette couche est de l'ordre de 1K.µm<sup>-1</sup>, permettant d'abaisser la température du superalliage de 100 à 200K [Mévrel09, Hamadi09].

La couche de zircone est déposée par EB-PVD sur une couche de liaison en alliage NiAlPt de 40 à 50µm d'épaisseur, assurant la continuité des propriétés mécaniques entre la céramique et le superalliage [Mévrel09, Hamadi09].

Une couche d'alumine se développe à la surface de la couche de liaison, qui protège le superalliage contre l'oxygène diffusant au travers de la couche de céramique [Mévrel09, Hamadi09].



Figure 2 : Coupe d'une barrière thermique d'aube de turbine.

Les processus de rupture de la couche de liaison entre le substrat en superalliage d'AM1 et la barrière thermique ne sont pas complètement compris actuellement. Cet endommagement est sujet à une grande variabilité d'une aube à l'autre, et d'un moteur à l'autre, dans des conditions d'utilisation similaires. Le décollement de la barrière thermique touche en revanche principalement une zone située sur l'intrados, au centre de l'aube, là où la croissance de la couche d'Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> est la plus importante (Figure 3).



Figure 3 : Illustration d'un décollement en sommet d'aube.

Dans cette zone, la rupture de la couche de liaison progresse sous la barrière thermique, en partant du sommet de l'aube vers le pied. Lorsque la tenue mécanique de la zone touchée devient trop faible pour résister aux contraintes thermomécaniques et aérodynamiques, la barrière thermique s'écaille brutalement sur une surface pouvant s'étendre sur plusieurs mm<sup>2</sup>.



Figure 4 : Illustration de décollements progressifs de la barrière thermique (en rouge).

L'Onera a mis en œuvre une technique permettant d'imager la zone touchée par une rupture de la couche de liaison. Cette technique appelée piézospectroscopie, utilise comme moyen de détection la fluorescence du chrome contenue dans la sous-couche de liaison en Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Le décalage spectral des raies de fluorescence est directement lié à la contrainte d'accrochage de la barrière thermique. Dans le cas d'un décollement, la contrainte disparaît. L'observation du décalage des pics point par point permet donc de remonter à une cartographie des zones sujettes à une rupture de la sous-couche, pour lesquelles le risque de décollement est important [Margueron04].



Figure 5 : Image d'un décollement par piézospectroscopie.

Bien que le décollement de la barrière thermique soit dommageable pour la tenue mécanique du superalliage d'AM1 dans la partie exposée au gaz de combustion, les retours d'expérience montrent que ce défaut reste mineur face à la fissuration des aubes TuHP.

#### 1.2.2. Origine et propagation de fissures dans les aubes TuHP

Le processus de fissuration qui conduit une aube TuHP saine à se rompre, se décompose en deux temps. Au cours de la première phase, dite d'endommagement, les cycles de chargement en fatigue et en fluage provoquent des décohésions de matière à l'échelle du micron, au sein du matériau. La localisation de ces décohésions dépend de paramètres microstructuraux, de la température et de l'environnement. Sous l'effet des cycles de chargement, les décohésions coalescent et sont à l'origine de microcavités et de microfissures.

Dès lors qu'une fissure émerge de ces défauts et atteint une dimension de quelques centaines de microns (300µm dans le cas des aubes TuHP), on considère que la phase d'endommagement est achevée et que l'on débute la phase de propagation. Au cours de cette seconde phase, la direction et la vitesse de la fissure dépendent en grande partie, du chargement appliqué et de la géométrie de la pièce, par le biais des concentrations de contrainte au voisinage du front de fissure (Figure 6). Les paramètres structuraux du monocristal, comme l'orientation des plans cristallins, peuvent influer également sur la direction et la vitesse de propagation.



Figure 6 : Exemple de fissure sur aube de turbine en bord de fuite.

Ces deux phases, qui sont davantage détaillées dans le paragraphe 5.1.1, provoquent l'apparition de fissures dans les aubes TuHP, dont l'état est difficilement prévisible en raison du grand de paramètres influant sur l'endommagement du matériau et sur la propagation des fissures. Cette difficulté rend ces fissures particulièrement critiques, et de ce fait, elles font l'objet d'une inspection régulière et minutieuse pour éviter la rupture de l'une d'elles et la ruine du moteur.

#### 1.3. Modes de détection actuels des fissures

#### 1.3.1. Les types de CND pour la détection de la fissuration

La détection de fissures fait appel à de nombreuses techniques de contrôle non destructif qui sondent la matière en surface ou dans le volume, par le biais d'un rayonnement électromagnétique, d'un courant électrique ou d'une sollicitation mécanique.

#### 1.3.1.1. Détection de fissures par thermographie

La thermographie est la détection du rayonnement thermique d'un corps, qu'il soit spontanément produit par l'objet observé (thermographie passive) ou stimulé par un apport d'énergie global ou local, au moyen d'une source excitatrice (thermographie active). Les gammes de longueurs d'onde couvrent un spectre allant de 1 à 12µm, en trois bandes distinctes qui seront détaillées au paragraphe 1.6.

La détection de fissures par thermographie passive repose sur la visualisation, au moyen d'une caméra infrarouge, d'un changement local de l'émissivité. Les fissures sont en effet assimilables à des corps noirs et leur émissivité tend vers 1. Le contraste sur l'image infrarouge est alors élevé, puisque les fissures émettent un flux infrarouge supérieur à celui émis par une zone saine.

La thermographie active exploite les variations locales des propriétés thermiques aux abords des fissures et notamment leur effet de résistance thermique. Les fissures sont alors détectées grâce au déséquilibre thermique local qu'elles génèrent en perturbant la distribution de température créée par la source de chaleur excitatrice.

Dans le cadre de cette thèse, la thermographie active est la technique utilisée pour la détection de fissures dans les aubes TuHP du M88. La technique adoptée pour permettre le contrôle in situ sera détaillée au paragraphe 1.6.

#### 1.3.1.2. Détection de fissures par ressuage

Le contrôle par ressuage est une technique de CND se limitant à la détection de défauts débouchant à la surface de la pièce inspectée. Le processus de contrôle se déroule en deux phases : la pièce est tout d'abord recouverte d'un liquide pénétrant, par immersion ou par pulvérisation. Le produit s'infiltre dans les fissures par capillarité et peut partiellement se diffuser dans le matériau. La deuxième phase consiste à nettoyer délicatement la pièce pour retirer le produit pénétrant en excès sur la surface. L'opération conserve les infiltrations au cœur des fissures. Un révélateur est ensuite appliqué sur la pièce, provoquant une diffusion du pénétrant en surface. La zone concernée par la diffusion étant plus large que le défaut, il en résulte une meilleure détectivité au détriment de la résolution. Cette perte de résolution n'est cependant pas pénalisante puisque le but du ressuage est

la détection des fissures sans objectif de dimensionnement. Afin de visualiser les tâches de diffusion marquant les fissures, l'opérateur éclaire la pièce dans le cas de pénétrants colorés ou l'expose à un rayonnement UV dans le cas de pénétrants fluorescents. L'inspection de la pièce est donc visuelle.



Figure 7 : Détection de fissures dans un tube par ressuage [Piriou2008].

Cette technique, en plus d'être longue à mettre en œuvre, ne peut être utilisée que sur des matériaux peu poreux. En effet les porosités absorberaient le liquide sur toute la surface de la pièce, rendant le rinçage inutile et la détection de fissures impossible par manque de contraste. Le choix du liquide pénétrant est donc crucial pour la réussite de l'opération, puisque sa viscosité doit être suffisamment élevée pour que la détection ne soit pas affectée par les rugosités de surface et la porosité du matériau, tout en restant suffisamment fluide pour s'infiltrer dans les fissures.

Dans le cadre du CND appliqué à l'inspection des turboréacteurs, on peut noter que le ressuage est utilisé pour le contrôle de l'intégrité du disque de turbine HP. Son utilisation est en revanche proscrite sur les aubes TuHP en raison de la structure très poreuse de la barrière thermique assurant leur protection.

#### 1.3.1.3. Détection de fissures par magnétoscopie

La magnétoscopie est une technique de détection de fissures débouchantes ou non, applicable aux matériaux ferromagnétiques exclusivement. La pièce inspectée est soumise à un champ magnétique dont les paramètres doivent être adaptés aux propriétés ferromagnétiques du matériau ainsi qu'à la géométrie de la pièce. Le flux magnétique généré par le champ peut être perturbé localement par une fissure puisque la perméabilité magnétique du matériau est bien supérieure à celle de la lame d'air constituant la fissure. La détectivité étant maximale lorsque le flux magnétique est perpendiculaire à la fissure, le contrôle est généralement effectué selon deux axes orthogonaux. Comme dans le cas du ressuage, un liquide révélateur, contenant des particules colorées ou fluorescentes, est pulvérisé sur la surface de la pièce. Les perturbations du flux magnétique, causées par les fissures y provoquent une accumulation de ces particules. Les agrégats de particules marquant les fissures sont ensuite mis en évidence en exposant la pièce à une source de rayonnement visible ou UV, suivant le révélateur choisi.





Cette méthode n'est applicable qu'aux matériaux ferromagnétiques, or l'AM1 ne présente pas cette propriété. Cette technique ne peut donc pas être mise en œuvre pour la détection de fissures dans les aubes TuHP.

#### 1.3.1.4. Détection de fissures par courant de Foucault

La détection de fissure par courant de Foucault consiste à soumettre la pièce inspectée à un champ magnétique variable dans le temps, qui génère, par induction, des courants dans le matériau. Ces courants génèrent d'une part, un échauffement du matériau (effet Joule), et d'autre part, un champ magnétique induit s'opposant au champ excitateur.

En présence d'une fissure, la trajectoire des lignes de courant est perturbée, tout comme en présence d'une variation locale des propriétés électromagnétiques du matériau ou d'un élément géométrique comme une arête vive ou un trou de perçage. La perturbation des lignes de courant entraîne une modification du champ induit, et donc un déséquilibre entre ce champ et le champ d'excitation. Le principe de détection consiste donc à mettre en évidence ce déséquilibre et à l'interpréter, pour distinguer le signal généré par une fissure d'un signal parasite (effets géométriques, conditions expérimentales...).

Bien que cette méthode soit déjà largement utilisée dans le domaine aéronautique, notamment pour détecter la présence de fissures sous les rivets, elle reste inenvisageable pour la détection de fissure dans les aubes TuHP, pour les mêmes raisons que la magnétoscopie, c'est-à-dire à cause de leur géométrie complexe et de l'encombrement du dispositif de contrôle.

#### 1.3.1.5. Détection de fissure par ultrasons

La détection de fissure par ultrasons consiste à sonder la pièce à inspecter au moyen d'ondes mécaniques dont les fréquences sont de l'ordre du mégahertz, ce qui empêche toute propagation dans l'air. La transmission des ultrasons depuis l'émetteur vers la pièce nécessite donc d'utiliser soit un gel couplant, soit d'immerger complètement ou partiellement le dispositif de contrôle et la pièce.

Plusieurs méthodes de détection sont utilisées pour localiser des fissures ou des cavités, comme l'échographie qui consiste à analyser des signaux d'échos réfléchis sur les défauts et sur les bordures de la pièce, ou la méthode par transmission qui consiste à placer le dispositif émetteur/récepteur de part et d'autre de la pièce, et à détecter une altération ou une interruption du signal. Quelle que soit la méthode utilisée, la détection d'un défaut repose donc nécessairement sur la comparaison du signal ultrasonore de référence, obtenu sur une pièce saine, avec le signal ultrasonore perturbé par la présence du défaut dans une pièce endommagée. Notons également que plusieurs modes de propagation d'onde sont utilisés en fonction des types de défauts à détecter ou de leurs localisations dans le matériau, comme les ondes longitudinales, transversales, de surface (ondes de Rayleigh) ou encore de plaque (ondes de Lamb).

L'utilisation de la détection de fissures par ultrasons pour le contrôle des aubes TuHP in situ, est avant tout limitée par la nécessité d'intercaler un milieu couplant entre l'émetteur et la surface de la pièce, qu'il soit sous forme de gel ou de liquide. D'autre part, on peut imaginer que la complexité de la géométrie d'une aube et de sa structure (multicouche, conduits d'aération interne...) rend inévitablement les signaux d'échos inexploitables.

#### 1.3.2. Méthodes optiques par endoscopie ou vidéoscopie

#### 1.3.2.1. L'endoscopie

L'endoscope est un instrument permettant de réaliser des images à distance de corps inaccessibles pour des systèmes d'observation directes. Ils sont constitués d'un toron cohérent de fibres optiques souples disposées en quinconce, permettant la transmission d'une image depuis une tête articulée, équipée d'un système de microlentilles, vers l'observateur. Celui-ci peut alors analyser l'image en sortie de toron au moyen d'un oculaire, ou plus récemment, d'une caméra CCD. La souplesse des fibres optiques et de la gaine de protection, combinée à l'articulation de la tête selon deux axes, permet de suivre un cheminement complexe jusqu'à la zone d'observation. Les endoscopes intègrent systématiquement des dispositifs d'éclairage qui peuvent être externes (source de lumière connectée à un second toron de fibres optiques) ou intégré à la tête articulée
(LED). La première utilisation des endoscopes pour le contrôle des aubes TuHP in situ remonte aux années 70, avec l'inspection des turboréacteurs M53.

Le principal défaut des endoscopes est la faible résolution associée au nombre de fibres optiques constituants le toron. L'ordre de grandeur, pour les endoscopes actuels, est de 10 à 30000 fibres optiques pour un diamètre externe de 4 à 8mm. Le diamètre unitaire des fibres influe également sur la résolution et peut varier de 3 à 25µm. Les torons cohérents ne peuvent donc plus rivaliser avec les capteurs CCD miniaturisés comptant environ 300000 pixels, développés ces dernières années, dont l'encombrement est de l'ordre du millimètre. Depuis le début du XXI<sup>e</sup> siècle, ce nouveau système d'observation intrusif nommé vidéoscopie, bénéficiant des progrès considérables des capteurs CCD, a progressivement remplacé l'endoscopie.

### 1.3.2.2. La vidéoscopie

Un vidéoscope est un instrument dont l'aspect extérieur est semblable à celui d'un endoscope. Il est équipé d'un conduit de protection souple permettant de parcourir des cheminements complexes et d'une tête béquillée contrôlée par l'observateur au moyen d'un joystick. La tête béquillée est également équipée d'un système d'éclairage et un écran LCD permet d'observer la scène en temps réel. La différence fondamentale repose sur la méthode employée pour la transmission de l'image depuis l'intérieur de la structure vers l'observateur. Le capteur CCD est directement intégré à la tête béquillée et la gaine de protection ne contient plus que le câblage électrique nécessaire à l'alimentation du capteur et à la transmission du signal vidéo. Ce gain de place a permis de mettre au point des vidéoscopes équipés d'outils pour saisir ou découper des objets in situ. Il a également été possible d'ajouter de fins torons de fibres optiques non cohérents pour pouvoir réaliser des mesures par laser au sein de la structure. Ces innovations permettent de réaliser des images plus résolues des zones observées et des interventions mécaniques in-situ. Ces avantages ont conduit les industriels à utiliser ce dispositif de contrôle pour la détection de fissures in-situ, notamment dans le cas des aubes TUHP du M88.

### 1.3.3. Limites des méthodes optiques dans le visible

Bien que les vidéoscopes présentent des innovations considérables par rapport aux endoscopes, la bande d'observation reste limitée au domaine du visible. L'inconvénient majeur est de rester centrer exclusivement sur un domaine de longueurs d'onde, ce qui rend impossible l'élimination efficace des artefacts. Plusieurs cas d'artefacts peuvent se présenter : d'une part certains types de défauts, de criticité variable, ont le même aspect visible, rendant leurs identifications complexes. La confusion entre un défaut bénin et un défaut critique, peut alors alourdir fortement les coûts de maintenance. D'autre part, et c'est un cas plus grave, la criticité d'un

36

défaut peut être minimisée à cause d'une résolution trop faible dans la bande de longueurs d'onde utilisée, empêchant de rendre compte de l'étendue réelle du défaut. En l'absence d'un autre dispositif de détection, il n'est pas possible de compenser ce manque de résolution. Ces propos peuvent être illustrés par l'analyse des images acquises sur une aube de turbine du M88 au moyen d'un vidéoscope, dans les mêmes conditions, d'un point de vue optique, qu'au court d'une visite de maintenance.



Figure 9 : Exemple de fausses alertes sur une aube TuHP (observation au vidéoscope).

L'exemple précédent (Figure 9) montre une image obtenue par vidéoscopie sur laquelle plusieurs tâches sombres similaires sont visibles. Seule une des trois tâches correspond à une fissure. La différenciation entre les défauts de surface et la fissure est donc impossible avec cette seule image, bien que sa résolution soit nettement supérieure à celle atteinte avec un endoscope. Cet exemple de fausse alerte montre donc que des fissures, très critiques pour le moteur, peuvent ressembler en tout point, sur les images acquises par vidéoscopie, à des défauts pour lesquels le rebut de l'aube est inutile. L'observation de cette zone au moyen d'une loupe binoculaire est le seul moyen, dans la gamme du visible, de différencier avec certitude une fissure d'un défaut de surface sans importance. Ce procédé d'inspection est long puisqu'il nécessite le démontage des aubes pour lesquelles un doute existe, ce qui alourdi considérablement le coût de la phase de maintenance.



Observation au videoscope



Observation à la loupe binoculaire

### Figure 10 : Exemple de sous-évaluation par manque de résolution, de la criticité d'une fissure observée au moyen d'un vidéoscope.

La Figure 10 compare deux images d'une même fissure, acquises d'une part au moyen d'un vidéoscope et d'autre part au moyen d'une loupe binoculaire. Alors que sur l'image fournie par le vidéoscope, la fissure semble s'étirer sur environ 1mm entre les deux aérations, sur l'image fournie par la loupe binoculaire il apparaît que sa longueur réelle atteint 5mm. La sous-évaluation de la longueur de la fissure suite à l'observation de l'aube au vidéoscope peut avoir des conséquences graves puisque la criticité de la fissure est fortement minimisée. L'image fournie par la loupe binoculaire permet de comprendre pourquoi l'information donnée par les microscopes est inévitable pour la sauvegarde du moteur à l'heure actuelle. Le démontage des aubes sera donc indispensable tant que les méthodes de détection de fissures in situ seront limitées au visible, sans exploitation des informations complémentaires de l'infrarouge.

### 1.4. Thermographie infrarouge

### 1.4.1. Définition et nomenclature des différentes bandes infrarouges

La définition de l'étendue de la gamme infrarouge et son découpage en sous domaines varient en fonction des applications visées :

- La Commission Internationale de l'Eclairage (CIE) définie l'infrarouge comme le domaine de longueurs d'onde compris entre 0.7μm et 1000μm. Il est découpé en trois sous domaines en fonction des effets du rayonnement sur l'œil. Ces trois domaines nommés IR-A, IR-B, IR-C s'étendent respectivement de 0.7 à 1.4μm, de 1.4 à 3μm et de 3 à 1000μm [Henderson07].
- L'Organisation Internationale de Normalisation (ISO) considère l'infrarouge s'étend de 0.78µm à 1000µm. Trois sous domaines ont également été définis : 0.78 à 3µm pour le proche infrarouge (NIR), 3 à 50µm pour l'infrarouge moyen (MIR) et 50 à 1000µm pour l'infrarouge lointain (FIR) (norme ISO 20473:2007).

Dans le cas spécifique de la thermographie infrarouge, la gamme couramment utilisée est réduite à un domaine de longueurs d'onde s'étendant de 0.7 à 12µm. Cette gamme est également découpée en trois sous domaines correspondant aux fenêtres de transmission atmosphériques (Figure 11). Les deux bandes les plus utilisées dans le domaine de la thermographie couvrent les gammes de longueurs d'onde de 3 à 5µm et de 8 à 12µm. Ces deux bandes sont nommées respectivement infrarouge moyen (MWIR, mid-wavelength infrared) et infrarouge lointain (LWIR, long-wavelength infrared). Depuis le début des années 2000, l'utilisation de l'arséniure de gallium-indium (InAsGa) a permis de développer des caméras infrarouges non refroidies, opérant entre 0.9 et 1.7µm (SWIR, short-wavelength infrared). Cette bande s'étend plus généralement de 0.7 à 2.5µm, ce qui la rend compatible avec l'ensemble des verres utilisés pour la fabrication d'éléments optiques destinés au domaine visible. Cette propriété est particulièrement intéressante puisqu'elle permet de développer des systèmes d'observation travaillant dans le visible et dans l'infrarouge avec les mêmes dispositifs optiques. C'est cette propriété qui fait que cette gamme de longueurs d'onde est retenue pour la mise au point d'un endoscope double bande visible/SWIR.



Figure 11 : Répartition spectrale des trois gammes infrarouges utilisées en thermographie [Sensorsinc].

### 1.4.2. Application de la bande SWIR :

La bande SWIR, contrairement aux bandes MWIR et LWIR, est peu utilisée pour réaliser des images thermiques. La loi de Wien montre que cette bande correspond au maximum d'émission de corps noirs dont la température est comprise entre 1000 et 3000K, limitant ainsi considérablement son intérêt pour la thermographie bien qu'il soit possible d'observer des objets à des températures plus faibles. En revanche rien n'empêche son exploitation pour la détection de l'émission de corps à très haute température. Il existe également de nombreuses applications militaires et civiles, autres que la thermographie, pour lesquelles la bande SWIR est très avantageuse.

### 1.4.2.1. Applications militaires

Dans le domaine de la vision nocturne, l'observation par réflectométrie dans la bande SWIR peut se substituer aux techniques d'observation par émission sur lesquelles repose la thermographie MWIR/LWIR. La réflectométrie consiste à éclairer une zone avec une source dont la longueur d'onde d'émission est contenue dans la gamme du détecteur, et à capter le flux réfléchi par les éléments présents dans cette zone. La réflectométrie peut s'abstenir de source artificielle dans le cas où le rayonnement ambiant naturel est suffisamment intense pour réaliser l'image. L'utilisation en réflexion de la gamme SWIR permet donc d'obtenir des images dans des conditions similaires à celles du domaine visible. En outre, la transparence du verre dans la gamme SWIR permet la vision au travers de vitrages opaques pour les gammes MWIR et LWIR, et les observations ne sont pas affectées par la présence ou non de la Lune contrairement aux systèmes d'amplification de flux lumineux dans le visible. Ces avantages font de la gamme SWIR une méthode d'observation intéressante pour les systèmes de vision nocturne.



Figure 12 : Exemple d'application de la gamme SWIR pour l'observation nocturne.

Le secteur militaire s'intéresse également à la gamme SWIR pour la détection de spots de désignateurs laser permettant d'éclairer les cibles d'armes à guidage laser. Les longueurs d'onde fréquemment utilisées pour le marquage de cible s'étendent en effet de 850 à 1600 nm. Les caméras SWIR permettent donc d'une part de visualiser le marqueur, et d'autre part de donner la position du désignateur laser.



Figure 13 : Exemples d'observation SWIR pour la détection de désignateurs lasers [Hansen08].

Enfin, la thermographie en bande SWIR se concentre exclusivement sur l'observation passive de corps chauds comme les particules éjectées d'un canon ou d'une tuyère lors d'un tir.

### 1.4.2.2. Applications civiles

Dans le domaine civil, la bande SWIR est principalement utilisée pour améliorer la visibilité dans la brume. La section efficace de la diffusion de Mie diminue en effet lorsque la longueur d'onde de diffusion est grande devant le rayon des particules en suspension. Dans le cas de particules dont le rayon est inférieur au micron, la diffusion est très forte dans le domaine visible et diminue dès le domaine SWIR. Elle est évidemment encore plus faible dans les domaines infrarouges MWIR et LWIR. Les particules diffusantes peuvent être dues à l'activité humaine, à la poussière ou être de fines gouttelettes d'eau. En revanche il n'existe pas de solution optique pour les brouillards constitués de gouttelettes d'eau dont le rayon varie de 1 à 20µm. La densité des particules est généralement plus

élevée, et réduit la visibilité à quelques centaines de mètres pour l'ensemble des bandes d'observation, du visible au domaine LWIR.



Figure 14 : Comparaison de l'effet de la diffusion de la brume dans les gammes visible et SWIR [Nasa].

Les caméras SWIR apportent notamment une aide précieuse aux services de luttes anti-feu puisqu'elles permettent d'améliorer significativement la visualisation des foyers masqués par les panaches de cendres qui diffusent la lumière visible. Comme dans le cas du brouillard, la grosseur des particules en suspension et leur densité expliquent la présence résiduelle de panaches de cendres sur l'image SWIR.



Figure 15 : Comparaison de l'effet de la diffusion des panaches de cendres dans les gammes visible et SWIR [Goodrich].

### 1.4.2.3. Applications thermographiques pour le contrôle non destructif

La thermographie appliquée au contrôle non destructif utilise aujourd'hui essentiellement la gamme MWIR et la gamme LWIR. Ce choix s'explique par le fait que ces deux gammes permettent de détecter et d'imager des fluctuations de températures très inférieures au Kelvin sur ou au sein d'un échantillon à la température ambiante. En revanche, la détection dans la bande SWIR nécessite des températures élevées ce qui ne convient pas aux applications les plus courantes. Cependant les nouvelles caméras InGaAs non refroidies ont une détectivité spécifique (inverse de la puissance équivalente au bruit rapporté à une surface de 1 cm<sup>2</sup> et à une bande passante de 1Hz) nettement

plus élevée que sur les caméras MWIR et LWIR. Elles ont donc un bon rapport signal sur bruit. Pour ces raisons, ces caméras permettent d'imager efficacement le flux thermique résiduel d'un échantillon en deçà du domaine de températures donné par la loi de Wien. Les travaux menés au cours de cette thèse ont montré que la détection du rayonnement thermique d'un corps dont la température est comprise entre 400 et 800K, en fonction de son émissivité et de l'ouverture de l'objectif équipant la caméra, est possible. Le développement industriel de ces caméras, permettant de réaliser des images thermiques sur des pièces à des températures modérées, devraient donc faire de la gamme SWIR une bande à part entière de la thermographie appliquée au CND. Le développement d'un système endoscopique de contrôle des aubes TuHP dans cette gamme de longueurs d'onde s'inscrit dans cette dynamique puisque cette étude contribue à l'élargissement du spectre d'observation dans le domaine de la thermographie pour le contrôle non destructif.



Figure 16 : Détectivités spécifiques des capteurs infrarouges à semi-conducteur. Ce graphique démontre que les caméras matricielles équipées de capteur InAsGa et les monodétecteurs au Ge présentent les plus fortes détectivités spécifiques [vision-systems].

### 1.4.3. Thermographie passive

La thermographie passive est une technique qui consiste à observer le rayonnement propre d'une pièce sans lui apporter d'énergie via une source excitatrice. L'image fournie par le détecteur correspond à une cartographie de la puissance rayonnée en chaque point de l'échantillon. La loi de Stefan-Boltzmann montre que la puissance rayonnée intégrée sur toutes les longueurs d'ondes par un corps quelconque est proportionnelle à T<sup>4</sup>, T étant sa température absolue en Kelvin, et à son émissivité. En l'absence de gradients de température au sein de l'échantillon, l'image infrarouge traduit donc directement les variations locales d'émissivité.

Dans le cas d'une variation locale de température ou de fluctuations de température au sein de l'échantillon, la caméra fournie une image qui est la combinaison d'une cartographie thermique et d'une cartographie de l'émissivité. Pour remonter à la cartographie de température de l'échantillon, il est nécessaire de soustraire l'image brute avec une image de référence, réalisée sur l'échantillon à température constante et homogène.









Figure 17 : Processus de construction de l'image thermique d'une aube de turbine par thermographie passive (gamme LWIR 8-12µm).

Les applications de la thermographie passive concernent essentiellement la surveillance militaire et civile, le contrôle non destructif et le contrôle des déperditions de chaleur dans le domaine de l'habitat. La gamme de températures des corps observés n'excède généralement pas quelques centaines de degrés ce qui, d'après la loi de Wien, correspond à une gamme de rayonnements majoritairement compris entre 3 et 12µm. Ce type de thermographie utilise donc principalement les bandes MWIR et LWIR.

### 1.4.4. Thermographie active

La thermographie active consiste à apporter de l'énergie à une pièce par le biais d'une source excitatrice et à observer le rayonnement thermique qui suit le retour au régime stationnaire. L'énergie peut être transmise à la pièce via une sollicitation mécanique (sonotrode, ultrasons...), par irradiation dans le domaine visible ou infrarouge (flash, laser...) ou encore par voie thermique directement (chauffage par flux d'air chaud, par induction...). La chaleur déposée localement puis diffusée dans la pièce est utilisée comme une sonde pour révéler des défauts thermiques depuis la surface jusqu'à une profondeur dépendant de la diffusivité thermique. Les défauts détectables sont toujours associés à des variations des propriétés thermiques locales ou à des effets de résistances thermiques au niveau d'interfaces, qui perturbent le flux de chaleur dans le volume de matière excité. Il en résulte des déséquilibres thermiques locaux qui peuvent être mis en évidence au moyen d'un détecteur infrarouge. Contrairement à la thermographie passive qui s'intéresse à la température en régime permanent d'un corps, la thermographie active s'attache à mettre en évidence les régimes transitoires de température au sein d'un échantillon en vue de détecter d'éventuels défauts. C'est ce type de thermographie qui sera utilisé pour la mise au point d'un dispositif de contrôle des aubes TuHP.

### 1.5. Objectifs et moyens de la thèse

L'objectif de la thèse est double. Il s'agit d'une part de développer un dispositif de contrôle par thermographie SWIR des aubes TuHP, qui puisse être utilisé in situ, et d'utiliser dans un second temps, les données expérimentales pour le calcul de la durée de vie résiduelle des aubes TuHP au moyen d'un code de calcul par éléments finis.

### 1.5.1. Transcription des étapes de la thèse dans le mémoire

La méthode expérimentale choisie pour la détection de fissures dans les aubes TuHP repose sur la thermographie active, dans la gamme SWIR, en raison des avantages décrits au paragraphe 1.4.2 qu'offre cette gamme de longueurs d'ondes. La technique d'observation retenue, nommée flying spot, consiste à balayer les aubes avec un faisceau laser de chauffage et à observer l'élévation de température consécutive en tout point du balayage. Les fissures agissant comme des résistances thermiques, elles produisent un déséquilibre thermique local. L'objectif expérimental est de montrer que ces déséquilibres thermiques locaux peuvent être mis en évidence dans le cas des fissures des aubes TuHP dans la gamme SWIR, et de vérifier que cette méthode de détection peut être mise en œuvre au travers d'un dispositif de type endoscope. Ces travaux sont décrits dans les chapitres 2 et 3.

45

Le second objectif de la thèse consiste à utiliser les informations morphologiques des fissures observées dans des aubes TuHP en retour d'expérience, au moyen de la thermographie active flying spot et de la microscopie visible, pour la simulation de leur propagation et l'estimation de la durée de vie résiduelle des pièces endommagées. Ce travail fait l'objet du chapitre 4.

## 1.5.2. Modèle mécanique pour la simulation de la propagation de fissure et l'estimation de la durée de vie résiduelle des aubes TuHP.

Un modèle mécanique, nommé CrackOxFlu, a été développé à l'Onera, pour la simulation de la propagation de fissures dans les superalliages poly et monocristallins. Ce modèle permet de calculer l'avancée au cours des vols, d'une fissure en régime de fatigue, en tenant compte des effets du temps (fluage) et de l'environnement (température, oxydation). Le travail de cette thèse consiste à intégrer, dans un premier temps, ce modèle mécanique dans le code de calcul par éléments finis ZéBuLoN, également développé à l'Onera. L'objectif est de pouvoir appliquer, dans un second temps, le modèle CrackOxFlu à la simulation de propagation de fissure en 3D, en tenant compte de la géométrie réelle des aubes TuHP, et notamment des concentrations de contraintes qu'elle entraîne, et des données expérimentales issues de l'observation des fissures dans l'infrarouge et le visible. Ces travaux sont décrits au chapitre 4.

# Chapitre 2. Conception et réalisation d'un banc optique de thermographie active flying spot pour la mise au point d'un dispositif endoscopique d'inspection des aubes TuHP

### Table des matières :

2.1.	PRINCIPE DE LA METHODE FLYING SPOT ET RESULTATS ANTERIEURS	51
2.2.	Modele photothermique	54
2.2.	1. Calcul du champ de température en milieu homogène	54
2.2.	2. Calcul du signal infrarouge d'origine thermique en présence de fissure	57
2.2.	3. Calcul du signal infrarouge d'origine optique en présence d'un défaut de surface	61
2.2.	4. Calcul du signal infrarouge total en présence d'une fissure	65
2.3.	CONTRIBUTION DE LA RUGOSITE DE LA BARRIERE THERMIQUE	67
2.4.	NECESSITE DE LA NORMALISATION	71
2.5.	REALISATION EXPERIMENTALE	73
2.5.	1. Définition de l'instrument pour l'inspection in situ des aubes TuHP	73
2.5.	2. Compatibilité des fibres optiques avec une observation dans la gamme SWIR	74
2.5.	3. Acquisition des images SWIR au travers d'un toron d'endoscope	75
2.5.	4. Méthodologie du contrôle	81
2.5.	5. Montage fibré	84
2.5.	6. Essais et validation du montage fibré	86
2.5.	7. Montage non fibré	89
2.5.	8. Essais et validation du montage non fibré équipé de platine de translation linéaire	91
2.5.	9. Limite de la normalisation	94
2.6.	ETUDE COMPARATIVE DES RESULTATS EXPERIMENTAUX ET FOURNIS PAR LE MODELE	. 100
2.6.	1. Etude comparative des profils thermiques d'une fissure et d'une entaille dans de l'AMI non	
reve	êtu de barrière thermique en fonction de la vitesse de balayage	. 100
2.6.	2. Etude de l'influence de la vitesse sur les images SWIR d'une fissure dans de l'AM1 non revêl	u de
bar	rière thermique	. 106
2.6.	3. Etude de l'influence de la position de la tache de détection par rapport à la tache laser sur le	25
ima	ges SWIR d'une fissure dans de l'AM1 non revêtu de barrière thermique	. 109
2.6.	4. Etude de l'influence du diamètre de la tache de détection par rapport à la tache laser sur les	
ima	ges SWIR d'une fissure dans de l'AM1 non revêtu de barrière thermique	. 111
2.6.	5. Etude de l'influence de la vitesse sur les images SWIR d'une fissure dans de l'AM1 revêtu de	
bar	rière thermique	. 114
2.6.	6. Etude de l'influence de la position de la tache de détection par rapport à la tache laser sur le	25
ima	ges SWIR d'une fissure dans de l'AM1 revêtu de barrière thermique	. 116
2.6.	7. Etude de l'influence du diamètre de la tache de détection par rapport à la tache laser sur les	
ima	ges SWIR d'une fissure dans de l'AM1 revêtu de barrière thermique	. 118
2.7.	CONCLUSION DU CHAPITRE : CAHIER DES CHARGES POUR LA REALISATION D'UN ENDOSCOPE POU	٤
L'INSPI	ECTION IN SITU DES AUBES TUHP	. 119

Ce chapitre traite du travail expérimental mené au cours de la thèse pour la mise au point d'un banc optique de thermographie active de type flying spot dans la gamme SWIR, destiné à la détection de fissures dans les aubes TuHP. Dans un premier temps, la méthode flying spot et les résultats expérimentaux antérieurs sont présentés, en mettant en évidence la nécessité de redimensionner le dispositif pour l'adapter d'une part, à une utilisation au travers d'un toron d'endoscope, et d'autre part, au cas spécifique des matériaux constituant les aubes TuHP. Pour cela, le modèle photothermique développé à l'Onera est rappelé puis utilisé pour estimer les variations de température au cours d'un balayage sur pièce, avec des paramètres expérimentaux adaptés à un contrôle sur aubes TuHP, afin de prédimensionner le banc optique. La réalisation expérimentale de ce banc optique est ensuite exposée, en partant des résultats de simulation et d'une définition précise de l'instrument jusqu'à la réalisation d'images SWIR sur aubes TuHP. Puis, des séries d'essais expérimentaux, destinées à optimiser les valeurs des paramètres du banc optique, sont analysées. Enfin, à la lumière de ces résultats, un cahier des charges détaillé est établi, pour la réalisation d'un endoscope destiné à l'inspection in situ des aubes TuHP.

### 2.1. Principe de la méthode flying spot et résultats antérieurs

La méthode de thermographie active flying spot est une technique de contrôle non destructive proposée aux Etats Unis à la fin des années 60. Elle consiste à balayer une pièce ou un échantillon avec un laser et à observer l'échauffement produit au moyen d'une caméra infrarouge en tout point du balayage. Le film produit au cours du balayage est ensuite traité afin de produire une image, dite reconstruite, de la zone inspectée. Cette méthode de reconstruction de ces images fait l'objet d'un paragraphe dans ce chapitre.

Les fissures qui agissent comme des résistances thermiques, bloquent la diffusion de la chaleur dans le matériau. La chaleur qui s'accumule alors en amont de la fissure provoque une augmentation locale de la température détectable par la caméra infrarouge. L'aval est en revanche isolé de l'échauffement produit par le laser grâce à la lame d'air présente entre les deux lèvres de la fissure. La fissure est donc le siège d'un déséquilibre local de température qui produit une signature thermique bipolaire caractéristique. L'objectif de la thermographie active flying spot est de détecter ces signatures sur les images infrarouges acquises avec la caméra pour révéler la présence de fissure.



#### Figure 18 : Schéma de principe de la méthode de thermographie active flying spot.

Au cours des années 90, un partenariat entre l'Onera et Areva a permis de développer un dispositif industriel de type flying spot nommé caméra photothermique [Dehan99], spécialement conçu pour le contrôle des échangeurs de vapeur utilisés dans l'industrie nucléaire. Des essais sur site industriel ont montré l'intérêt et les performances de cette méthode pour la détection de criques dans les matériaux métalliques dans des environnements hostiles notamment en réalisant le contrôle des soudures d'un échangeur thermique de centrale nucléaire [Lepoutre03].



Figure 19 : Images infrarouges réalisées avec le dispositif de thermographie active flying spot développé conjointement par l'Onera et Areva sur un échangeur thermique de 1,3m de diamètre [Lepoutre03].

Ces essais ont été menés avec une caméra photothermique comprenant une caméra infrarouge sensible dans la bande MWIR, de 3 à 5µm, un laser YAG continu émettant à 1064nm et un dispositif de balayage des taches de détection et de chauffage comprenant deux miroirs rotatifs. Le diamètre de l'échangeur, de l'ordre du mètre, a nécessité de partitionner la surface à inspecter en surfaces élémentaires de 100cm<sup>2</sup>, balayées à une vitesse comprise entre 1 et 10cm.s<sup>-1</sup> afin de réduire la durée du contrôle. En contrepartie, la puissance requise pour réaliser une ligne de chauffage d'environ 0,1mm de large et 15mm de long sur la pièce, à cette vitesse, a dû être portée à 100W, afin de produire un échauffement suffisant pour être détectable par la caméra MWIR [Krapez98].

Le dimensionnement de ce dispositif et l'étude de l'impact des différents paramètres expérimentaux sur les images infrarouges de fissures ont été simulés au moyen d'un modèle photothermique développé initialement par Gruss [Gruss93] puis par Krapez [Krapez99], à partir des travaux de Carslaw et Jaeger [Carslaw59]. Ce modèle permet notamment de simuler l'élévation de température produite par le laser au voisinage d'une fissure en fonction de paramètres propres au dispositif, comme la vitesse de balayage et la puissance du laser, et en fonction des propriétés propres au matériau comme la diffusivité thermique.

Les variations locales des propriétés optiques de surface du matériau inspecté telles que la réflectivité, l'absorptivité et l'émissivité contribuent également à la variation du flux infrarouge émis au cours du balayage. Les images infrarouges obtenues sur des pièces de qualité « industrielle » sont donc particulièrement complexes à analyser, en raison des difficultés à retrouver les signatures thermiques caractéristiques des fissures parmi les nombreux signaux produits par ces variations des propriétés optiques. Les variations conjointes d'absorptivité et d'émissivité au travers des fissures, assimilables à des corps noirs, peuvent également masquer les déséquilibres thermiques locaux qui permettent de révéler leurs présences. Afin d'identifier le jeu de paramètres expérimentaux minimisant l'effet de ces variations locales des propriétés optiques, Krapez a complété le modèle photothermique pour qu'il prenne en compte le flux infrarouge produit par des variations d'absorptivité et d'émissivité.

52

Le résultat de ces travaux menés conjointement par l'Onera et Areva a donc abouti à un prototype et à un modèle photothermique validé expérimentalement. Ce sont ces résultats qui ont servi de point de départ pour ce travail de thèse. Cependant, l'objectif de cette étude concerne des objets très différents de ceux étudiés précédemment.

- Les dimensions des aubes TuHP sont centimétriques et les surfaces à inspecter n'excèdent pas 1cm<sup>2</sup>, soit deux ordres de grandeur de moins que dans le cas de l'échangeur thermique. Cette réduction des surfaces à inspecter a donc des répercutions sur la vitesse de balayage, les dimensions de la tache laser de chauffage et la puissance du laser mis en œuvre.
- La caméra choisie pour cette étude est sensible dans le domaine SWIR, de 0,9 à 1,7µm, car cette bande de l'infrarouge est la seule qui puisse être transmise au travers des fibres optiques d'endoscopes utilisés pour l'inspection in situ des aubes TuHP. Le choix de cette gamme infrarouge nécessite en revanche une température en surface plus élevée que dans le cas de la gamme MWIR, qui est communément utilisée en thermographie active flying spot [Krapez01, Schlichting12]. Cependant, les différences d'échelle entre un échangeur thermique et une aube TuHP peuvent permettre d'envisager une réduction de la puissance du laser tout en augmentant la puissance surfacique. Il n'est donc pas utopique d'espérer atteindre des températures de surface compatibles avec une observation dans la gamme SWIR.
- Les aubes TuHP sont constituées d'un superalliage à base nickel, l'AM1, dont les propriétés thermiques sont sensiblement les mêmes que celles de l'alliage constituant l'échangeur thermique inspecté au cours de l'étude Onera-Areva. Cependant, les aubes TuHP sont revêtues d'une barrière thermique en zircone yttriée, dont les propriétés thermiques et optiques diffèrent notablement des alliages à base nickel. De plus la rugosité de surface de la barrière thermique est plus marquée que sur un métal, ce qui peut avoir une grande influence sur la qualité des images infrarouges réalisées au cours d'un balayage, notamment en générant des artefacts optiques et thermiques non étudiés précédemment.

Ces différences en termes d'échelle, de gamme d'observation, de matériaux et d'état de surface, montrent que les résultats des travaux précédents, menés conjointement par l'Onera et Areva, ne sont pas directement transposables dans le cadre de cette thèse. Il est donc nécessaire de reprendre les travaux de simulation précédents pour prendre en compte ces différences.

### 2.2. Modèle photothermique

Le travail mené au cours de cette thèse, pour la mise au point du banc de thermographie de type flying spot, repose sur un travail expérimental. Il n'apparaît donc pas raisonnable et utile de modifier ou d'étendre le champ d'application du modèle photothermique développé par l'Onera. Dans ce cadre, le rôle du modèle se limite à la prédiction des profils thermiques d'entailles ou de fissures dans des éprouvettes ou des aubes TuHP constituées d'un unique matériau. En effet la structure colonnaire de la couche de zircone ne satisfait pas la condition d'homogénéité thermique du matériau, en dehors de la présence d'une fissure, du modèle photothermique. L'influence de la barrière thermique n'a donc pas été traitée par la simulation, mais par une approche expérimentale.

### 2.2.1. Calcul du champ de température en milieu homogène

Les méthodes de calcul proposées par Carslaw et Jaeger consistent à calculer la température en un point du matériau par la convolution de l'élévation de température produite par une source ponctuelle (dirac) avec sa répartition spatiale réelle. Le signal thermographique est ensuite calculé en convoluant la fonction de répartition spatiale de température par le profil du détecteur. Je me contenterai de rappeler, sans démonstration, ces résultats que l'on peut trouver dans les références [Carslaw59, Gruss93, Krapez 99].

La fonction de Green, donnant l'élévation de la température d'un point en (x,y,z,t) au sein d'un volume infini, causée par un échauffement ponctuel et instantané de force unité en (x',y',z',t'), est donnée par l'expression (1) [Carslaw59] , définie que pour t>t' :

$$G(x, y, z, t, x', y', z', t') = \frac{1}{8C\rho(\pi a(t-t'))^{3/2}} exp\left(-\frac{(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2}{4a(t-t')}\right)$$
(1)

*a* est la diffusivité du matériau.

Pour représenter un solide semi-infini isolé thermiquement à son interface (flux thermique au travers de la surface nul), on place une source virtuelle, symétrique de la source réelle par rapport à la surface. Cette méthode, nommée méthode des images, sera détaillée dans le paragraphe §2.2.2 et également appliquée pour simuler la présence d'une fissure dans un solide [Krapez 99].

Par la méthode des images, la fonction de Green d'un matériau semi-infini isolé ( $G_{\rm exp}$ ) s'écrit :

$$G_{\infty}(x, y, z, t) = G(x, y, z, t, x', y', z', t') + G(x, y, z, t, x', y', -z', t')$$
(2)

Dans le cas particulier où on place la source en z'= 0, c'est-à-dire sur la surface du solide, l'expression (2) devient:

$$G_{\infty}(x, y, z, t) = \frac{1}{4C\rho(\pi a(t-t'))^{3/2}} exp\left(-\frac{(x-x')^2 + (y-y')^2 + z^2}{4a(t-t')}\right)$$
(3)

La température, à l'instant t, d'un point P(x,y,z) produite par un échauffement mobile est donnée par la convolution de la fonction de répartition de la puissance de la source avec la fonction de Green définie par la relation (3). Pour notre application, on considère que la répartition de la puissance volumique est un laser gaussien circulaire dont la puissance en r = r<sub>s</sub> est égale à P<sub>0</sub>/e<sup>2</sup>, et qui est absorbé en profondeur suivant une loi de Beer-Lambert et balayant la surface du solide à la vitesse V. Cette répartition est donnée par [Gruss93] :

$$Pa(x, y, z, t) = \alpha Po \frac{2 \exp\left(-2 \frac{(x - Vt)^2 + y^2}{r_s^2}\right)}{\pi r_s^2} \frac{\exp\left(-\frac{z}{\lambda_0}\right)}{\lambda_0}$$
(4)

 $\lambda_0$  est la profondeur de pénétration,

 $\alpha$  est l'absorptivité du matériau pour la longueur d'onde du laser,

Po est la puissance totale délivrée par le laser.

En se plaçant dans le référentiel mobile du laser, la température ne dépend que de la position du point de mesure en (X,Y,Z). Par simplification, on pose que t=0 et  $\tau=-t$ <sup>2</sup>. On obtient ainsi l'expression de la variation de température du point (X,Y,Z) produit par l'échauffement causé par le laser mobile :

$$\Delta T(X,Y,Z) = \int_{0}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\alpha Po}{2C\rho\pi r_{s}^{2} (\pi a \tau)^{3/2}} exp\left(-2\frac{(x'+V\tau)^{2} + {y'}^{2}}{r_{s}^{2}}\right) exp\left(-\frac{(X-x')^{2} + (Y-y')^{2} + Z^{2}}{4a\tau}\right) \frac{exp\left(\frac{-z'}{\lambda_{0}}\right)}{\lambda_{0}} dz' dy' dx' d\tau$$
(5)

Afin de généraliser ces résultats, on adimensionne les variables spatiales par rapport à  $r_s$ :

$$x^* = \frac{X}{r_s}$$
  $y^* = \frac{Y}{r_s}$  (6) (7)

On introduit également des variables adimensionnées du temps (nombre de Fourier Fo) et de la vitesse (nombre de Peclet Pe) :

$$Fo = \frac{a\tau}{r_s^2} \qquad Pe = \frac{Vr_s}{a}$$
(8) (9)

$$A = 8Fo + 1$$
  $B = 8Fo + r_d^{*2}$   $C = 8Fo + r_d^{*2} + 1$  (10) (11) (12)

En intégrant sur x', y' et z', on obtient l'expression de la température adimensionnée T\* au point  $(x^*,y^*)$  situé sur la surface du solide, dans le référentiel mobile du laser :

$$T^{*}(x^{*}, y^{*}) = \int_{0}^{\infty} F(Fo, x^{*}, y^{*}) dFo$$
(13)

où 
$$F(Fo, x^*, y^*) = \frac{1}{A\sqrt{Fo}} exp\left(-2\frac{(x^* + FoPe)^2 + y^{*2}}{A}\right)$$
 (14)

Cette relation montre que la forme du profil de température selon l'axe de balayage dépend du nombre de Peclet (et donc de la vitesse) pour une diffusivité thermique donnée. Une grande vitesse produit une distribution de la température très dissymétrique par rapport au centre de la tache laser, avec une pente forte en avant du déplacement, alors qu'une faible vitesse tend à produire un profil symétrique, proche du cas statique (Figure 20).



Figure 20 : Effet de la vitesse sur la forme du profil thermique adimensionné au voisinage de la tache laser (profil thermique dans le référentiel lié au laser).

L'expression de l'élévation absolue de température au voisinage de la tache laser est donnée par la relation suivante :

$$T(x, y) = \frac{2\alpha P_0}{\pi \sqrt{\pi} k r_s} T^*(x^*, y^*)$$
(15)

*k* est la conductivité du matériau.

Le calcul de l'élévation de température nécessite de connaître l'absorptivité  $\alpha$ , la conductivité thermique k et la diffusivité thermique du matériau a. La connaissance de la valeur de ces paramètres est entachée d'incertitude, ce qui implique que le calcul de la température absolue au moyen du modèle photothermique est lui-même entaché d'incertitude. Ce calcul permet néanmoins de connaître l'ordre de grandeur de la température locale de l'échantillon et notamment son maximum, et ainsi de vérifier que l'émission infrarouge produite est détectable par la caméra dans la gamme SWIR.

Les travaux menés par Gruss [Gruss93] et Krapez [Krapez99] permettent également de simuler le champ de température et le signal infrarouge reçu par la caméra en présence d'une fissure.

### 2.2.2. Calcul du signal infrarouge d'origine thermique en présence de fissure

Le modèle photothermique qui a été développé s'applique au cas d'une fissure considérée comme une résistance thermique infinie d'épaisseur nulle, orientée perpendiculairement à la direction de balayage. La résistance thermique infinie de la fissure implique que le flux doit être nul au travers de ces parois. Un moyen de simuler cette condition consiste à utiliser la méthode des images.

Deux sources thermiques, l'une réelle, l'autre virtuelle, sont placées de manière symétrique de part et d'autre du plan de la fissure. Le centre de la source réelle est pris comme origine du référentiel mobile. La fissure est placée à une distance  $x_0$  dans le référentiel du laser et la source virtuelle à une distance  $2x_0 - x$  (Figure 21), c'est-à-dire symétrique de la source réelle par rapport à la fissure. Les deux sources possèdent les mêmes caractéristiques spatiales, temporelles et énergétiques, et se déplacent à une vitesse V en convergeant vers la fissure selon l'axe de balayage x. A chaque instant du balayage, le flux thermique émis par la source réelle est contrebalancé, dans le plan de la fissure, par le flux émis par la source virtuelle, respectant ainsi l'hypothèse d'un flux nul.

57



Figure 21: Schéma de principe de la méthode des images dans le cas d'un flux nul au travers d'une fissure en  $x = x_0$ .

Les travaux de Gruss [Gruss93] et Krapez [Krapez99] montrent, après adimensionnement par  $r_s$ , que la température d'un point  $(x^*, y^*)$  à la surface d'un solide fissuré en  $x_0^*$  est donnée par une équation faisant intervenir un terme produit par la source réelle en  $x_d^*$  et un terme symétrique en  $2x_0^* - x^*$  produit par la source virtuelle:

$$T^{*}(x^{*}, y^{*}) = \int_{0}^{\infty} \left[ F(Fo, x^{*}) I(Fo, x^{*}) + F(Fo, 2x_{0}^{*} - x^{*}) I(Fo, 2x_{0}^{*} - x^{*}) \right] dFo$$
(16)

où 
$$I(Fo, x^*) = \frac{1}{2} \operatorname{erfc}\left(\operatorname{sgn}(x^* - x_0^*) \frac{Ax_0^* - x^* + 8PeFo^2}{2\sqrt{AFo}}\right)$$
 (17)

Pour permettre un calcul analytique, la réponse spatiale du détecteur  $D(Fo, x^*)$  (dans le cas de la caméra photothermique, ce terme correspond à l'image mobile de la matrice de la caméra infrarouge sur l'échantillon) est assimilée à une gaussienne centrée à une distance  $x_d^*$  du centre de la tache laser de chauffage et son rayon est noté  $r_d^*$ . En convoluant l'expression de la température en un point  $(x^*, y^*)$  par cette réponse spatiale du détecteur, on obtient l'expression du signal thermique observable sur un échantillon semi-infini fissuré :

$$S_{therm}^{*} = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{0}^{\infty} D(Fo, x^{*}) \Big[ J(Fo, x^{*}) I(Fo, x^{*}) + J(Fo, 2x_{0}^{*} - x^{*}) I(Fo, 2x_{0}^{*} - x^{*}) \Big] dFodx^{*}$$
(18)  
où  $D(Fo, x^{*}) = \frac{1}{r_{d}^{*}} \sqrt{\frac{2}{\pi}} exp \left\{ -2 \left( \frac{\left(x^{*} - x_{d}^{*}\right)^{2}}{r_{d}^{*}} + \frac{y_{d}^{*}}{C} \right) \right\}$ (19)

et 
$$J(Fo, x^*) = \frac{1}{\sqrt{ACFo}} exp\left\{-2\frac{\left(x^* + PeFo\right)^2}{A}\right\}$$
 (20)

L'expression du signal thermique  $S_{therm}^*$  retranscrit parfaitement la géométrie du problème (Figure 22), avec une source réelle placée à l'origine du référentiel (profil de température rouge) et une source virtuelle symétrique par rapport au plan de la fissure (profil de température vert), produisant toutes deux un profil thermique déformé par la vitesse de balayage, prise en compte au travers du nombre de Peclet *Pe*.



Figure 22 : Représentation des profils de température réel et virtuel de part et d'autre d'une fissure et répartition spatiale du détecteur infrarouge (en fonction de x\*).

Par la suite nous considèrerons que le laser et le détecteur se déplacent dans le sens des  $x_0$  croissants, c'est-à-dire de la gauche vers la droite, et l'ensemble des profils thermiques seront représentés dans le référentiel de la fissure.



Figure 23 : Exemple de profils thermiques d'une fissure dans un échantillon d'AM1 calculés par le modèle photothermique.

La Figure 23 illustre l'importance de la contribution du couple vitesse/diffusivité thermique, représenté par le nombre de Peclet, sur les profils thermiques de fissures. Le contrôle de ce paramètre apparaît comme essentiel puisque le choix d'une vitesse de balayage trop faible devant la diffusivité thermique par unité de longueur entraîne une accumulation de chaleur symétrique de part et d'autre de la fissure. Le risque de ne pas observer le déséquilibre thermique local caractéristique d'une fissure est donc d'autant plus important que la vitesse décroît.

Ce paragraphe vient de montrer l'importance du modèle photothermique pour le dimensionnement et la mise au point des bancs optiques de thermographie active flying spot. Il permet en particulier de prédire les effets d'un paramètre expérimental ajustable sur le profil thermique résultant. Le paragraphe suivant permet d'étendre le modèle pour prendre en compte les variations locales des propriétés optiques de surface produites par exemple, par la présence d'une fissure ou d'une rayure.

## 2.2.3. Calcul du signal infrarouge d'origine optique en présence d'un défaut de surface

L'absorptivité et l'émissivité d'un matériau opaque réel présentent toujours des variations locales de ses propriétés optiques en raison de la présence de défauts, telles que des variations de couleurs ou des rayures, dont la largeur est parfois plus faible que les dimensions du faisceau laser ou de la tache de détection. Lorsque ces défauts sont larges, leur effet est facilement dissociable de celui d'une fissure. Dans le cas contraire, la confusion est possible. Dans le but de simuler ces effets optiques, nous ferons l'hypothèse que la largeur des défauts est faible par rapport aux rayons du laser et de la détection (de l'ordre de 5%), et qu'ils provoquent une augmentation locale de l'émissivité dans l'infrarouge et de l'absorptivité dans le visible respectivement de  $\Delta \varepsilon$  et de  $\Delta \alpha$ . Krapez [Krapez99] a montré que les variations des propriétés optiques de surface associées à un défaut optique induisent un signal infrarouge qui est la somme de trois termes distincts (21):

$$S_{opt}^{*} = \frac{\Delta \alpha}{\alpha} dx_{0}^{*} \Delta S_{\alpha}^{*} + \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon} dx_{0}^{*} \Delta S_{\varepsilon}^{*} + \frac{\Delta \alpha}{\alpha} \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon} dx_{0}^{*} \Delta S_{\alpha\varepsilon}^{*}$$
(21)

Le premier terme de (21) décrit l'évolution du signal infrarouge dans le cas d'une variation d'absorptivité d'amplitude  $\Delta \alpha$  et on a (22):

$$\Delta S_{\alpha}^{*} = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \int_{0}^{\infty} \frac{1}{\sqrt{BCFo}} \exp\left\{-2\left(\frac{\left(x_{d}^{*} - x_{0}^{*}\right)^{2}}{B} + \left(x_{0}^{*} + PeFo\right)^{2} + \frac{y_{d}^{*}}{C}\right)\right\} dF_{0}$$
(22)

Cette variation locale influe directement sur la quantité d'énergie absorbée par l'échantillon au passage du laser, et de ce fait, induit une variation locale de la température à la surface du matériau, qui, par la diffusion thermique, va tendre à s'équilibrer. Le profil thermique engendré par une variation d'absorptivité seule est donc sensible à la diffusivité thermique du matériau et à la vitesse de balayage, c'est-à-dire au nombre de Peclet, qui provoquent un étalement plus ou moins marqué de ce profil en aval du défaut optique. Cet étalement du contraste est d'autant plus marqué que la vitesse augmente, comme le montre la Figure 24. La variation  $\Delta \alpha$  a donc pour conséquence, dans le cas d'une tache de détection confondue avec la tache laser, d'une dimension bien supérieure à celle du défaut optique, de produire une signature infrarouge asymétrique.



Figure 24 : Profils infrarouges d'un défaut optique présentant une variation d'absorptivité seule, en fonction de la vitesse de balayage (premier terme de l'équation (21)).

Le second terme de l'équation (21) décrit l'évolution du signal infrarouge dans le cas d'une variation d'émissivité seule d'amplitude  $\Delta \varepsilon$ :

$$\Delta S_{\varepsilon}^{*} = \frac{1}{r_{d}^{*}} \sqrt{\frac{2}{\pi}} \int_{0}^{\infty} \frac{1}{\sqrt{ACFo}} exp\left\{ -2 \left( \frac{\left(x_{d}^{*} - x_{0}^{*}\right)^{2}}{r_{d}^{*2}} + \frac{\left(x_{0}^{*} + PeFo\right)^{2}}{A} + \frac{y_{d}^{*2}}{C} \right) \right\} dF_{0}$$
(23)

Contrairement au cas précédent, la variation  $\Delta \varepsilon$  n'a qu'une incidence purement optique sur le signal observé par le détecteur infrarouge et elle n'engendre pas d'élévation locale de la température. Le profil infrarouge consécutif à une variation d'émissivité est donc également asymétrique par rapport à la position du défaut à cause de la forme de la répartition spatiale de la source de chaleur, mais son étalement est bien moins sensible à la vitesse (Figure 25) que ce qui a été montré dans le cas de l'équation (22).



Figure 25 : Profils infrarouges d'un défaut optique présentant une variation d'émissivité seule, en fonction de la vitesse de balayage (second terme de l'équation (21)).

Le dernier terme de l'équation (21) décrit l'évolution du signal infrarouge dans le cas d'une variation groupée de l'absorptivité et de l'émissivité telle que  $\Delta \alpha = \Delta \varepsilon$ :

$$\Delta S_{\alpha \varepsilon}^{*} = \int_{0}^{\infty} \left[ H(F_{0}, dx_{0}^{*}) - H(F_{0}, -dx_{0}^{*}) \right] dF_{0}$$
(24)

$$H(F_{0}, dx_{0}^{*}) = \frac{1}{2r_{d}^{*}} \sqrt{\frac{2}{\pi A CFo}} \exp\left\{-2\left(\frac{\left(x_{d}^{*} - x_{0}^{*}\right)^{2}}{r_{d}^{*}^{2}} + \frac{\left(x_{0}^{*} + PeFo\right)^{2}}{A} + \frac{y_{d}^{*}^{2}}{C}\right)\right\} \times erf\left[\frac{A\left(x_{0}^{*} + \frac{dx_{0}^{*}}{2}\right) + 8PeFo^{2} - x_{0}^{*}}{2\sqrt{AFo}}\right]$$

$$(25)$$

Ce terme prend en compte le couplage entre une élévation locale de la température induite par l'augmentation de l'absorptivité et l'accroissement de l'émission infrarouge produit par l'augmentation de l'émissivité. Ce terme étant lié à la diffusivité thermique par le biais de l'élévation locale de température, on peut en déduire que le profil du signal infrarouge est à nouveau asymétrique dans le cas d'une tache de détection centrée sur la tache laser, avec un étalement du contraste thermique en aval du défaut.



Figure 26 : Profils infrarouges d'un défaut optique présentant une variation conjointe d'absorptivité et d'émissivité, en fonction de la vitesse de balayage (troisième terme de l'équation (21)).

Conformément à l'équation formulée par Krapez (équation (21)), le signal infrarouge total associé à un défaut optique est la somme des trois contributions optiques précédentes. Le résultat de ce calcul est présenté sur la Figure 27 :



Figure 27 : Profils infrarouges totaux d'un défaut optique en fonction de la vitesse de balayage.

### 2.2.4. Calcul du signal infrarouge total en présence d'une fissure

Les fissures débouchantes provoquent des variations conjointes et locales d'absorptivité et d'émissivité. Une fissure est en effet assimilable à un corps noir dont les dimensions sont très faibles devant les rayons du faisceau laser et de la tache de détection. Les fissures génèrent donc un signal infrarouge d'origine optique, au même titre que les défauts de surface, et ce signal s'ajoute au signal d'origine thermique induit par le blocage de la diffusion de chaleur sur leurs parois. L'expression du signal infrarouge produit par une fissure est donnée par l'équation (26) :

$$S_{tot}^* = \alpha \varepsilon S_{therm}^* + \varepsilon \Delta \alpha dx_0^* \Delta S_{\alpha}^* + \alpha \Delta \varepsilon dx_0^* \Delta S_{\varepsilon}^* + \Delta \alpha \Delta \varepsilon dx_0^* \Delta S_{\alpha\varepsilon}^*$$
(26)

La Figure 28 donne trois exemples des profils infrarouges produits par une fissure dans un échantillon d'AM1, calculés à l'aide de l'expression (26).



Position adimensionnée de la tache de détection par rapport à la fissure

Figure 28 : Profils infrarouges d'une fissure dans un échantillon d'AM1 en prenant en compte la résistance thermique et les variations des propriétés optiques au niveau de la fissure (équation (26)).

La comparaison entre la non prise en compte des effets optiques (Figure 23) et la Figure 28 où ces effets sont évalués montre que le profil infrarouge total de la fissure est lissé avec la prise en compte des effets optiques. Ce lissage est dû à la position du pic infrarouge produit par les variations  $\Delta \alpha$  et  $\Delta \varepsilon$ , qui se place au niveau de la fissure (Figure 27) entre les deux maxima de température d'origine thermique, situées de part et d'autre de la fissure (Figure 23). Pour des vitesses supérieures ou égales à 5mm.s<sup>-1</sup> sur un échantillon d'AM1, le profil infrarouge de la fissure ne se résume plus qu'à un pic unique, dissymétrique par rapport à la fissure. Ce signal est donc très similaire à celui produit par un défaut optique seul et peut conduire à de fausses alertes. On peut donc penser, dans un premier temps, que le choix d'une vitesse faible, inférieure à 1mm.s<sup>-1</sup>, permet de mieux différencier une fissure d'un défaut optique, puisque dans ce cas, les deux pics caractéristiques d'un blocage de la diffusion thermique sont observables. Cependant, bien que ce signal soit caractéristique d'une fissure, il reste très difficile à identifier lorsque cette méthode de détection est employée sur une aube TuHP, en raison du grand nombre de défauts optiques et thermiques de surface présents sur ce type de pièce. En effet, la surface de la barrière thermique de zircone recouvrant l'aube est rugueuse et les aspérités peuvent produire des perturbations locales du flux infrarouge émis, qui apparaissent dans l'image finale et masquent le signal produit par la fissure.

### 2.3. Contribution de la rugosité de la barrière thermique

Dans les applications développées par AREVA, la détection de fissure par thermographie active flying spot a été mise en œuvre sur des matériaux métalliques. Dans les cas étudiés, l'échelle caractéristique de la rugosité de surface était faible devant la largeur du faisceau laser de chauffage, qui pouvait varier de quelques centaines de microns à quelques millimètres suivant les applications. En tout point du balayage, la tache laser illumine une surface qui peut alors être considérée comme sensiblement homogène et plane. La cartographie infrarouge de la zone chauffée est donc uniquement influencée par des variations des propriétés optiques de surface et un éventuel blocage de la diffusion thermique par une fissure.

Pour des matériaux céramiques ou recouverts d'un revêtement céramique, le problème de la rugosité de surface est plus critique. L'influence et l'importance de la rugosité sur les images infrarouges, est particulièrement remarquable dans le cas des aubes TuHP que l'on cherche à contrôler par thermographie active flying spot dans le cadre de cette étude. Ces aubes sont en effet constituées d'un superalliage d'AM1 revêtu d'une barrière thermique de zircone yttriée. Les granulosités présentes à la surface des aubes TuHP peuvent êtres issues de la phase d'élaboration de la barrière thermique, de l'utilisation en service ou encore des conditions environnementales.

### 2.3.1.1. Rugosité consécutive à la phase de dépôt de la barrière thermique

Au cours du dépôt de la barrière thermique sur l'aube TuHP, des impuretés provoquent parfois la croissance de grains de zircone en surface dont la taille caractéristique est de l'ordre de 100 à 200µm (Figure 29).



Figure 29 : Images microscopiques de grains de zircone incrustés dans la barrière thermique d'une éprouvette d'AM1 revêtue, produits lors de l'élaboration de la barrière par la présence d'impuretés.



Figure 30 : Observation MEB du grain de zircone (1) de la Figure 29.



Figure 31 : Observation MEB du grain de zircone (3) de la Figure 29.

Les observations au MEB ont montré que ces grains sont en partie dissociés de la barrière thermique, au moins dans la partie superficielle de la couche de zircone. Ces grains sont donc partiellement isolés thermiquement par la présence de la couche d'air qui les entoure (Figure 32).



Figure 32 : Observations MEB d'un grain de zircone dissocié de la barrière thermique.

Au passage du laser, ces grains ne peuvent évacuer la chaleur déposée à cause de l'effet de cette résistance thermique circulaire. La température de ces grains croît alors de plusieurs centaines de Kelvin par rapport à la température moyenne observée sur le reste de l'échantillon au cours du balayage. Le flux infrarouge émis est par conséquent, très supérieur au flux émis par la surface de la barrière thermique avoisinante. L'augmentation du flux infrarouge générée par ce type de défauts de surface est donc liée aux propriétés thermiques des grains de zircone et présente un profil de température symétrique centré sur les grains.

### 2.3.1.2. Rugosité consécutive aux évolutions de la barrière thermique

Au cours d'une mission, les conditions environnementales dans lesquelles évolue l'avion provoquent l'ingestion de poussières par les moteurs. Sous l'effet de la chaleur, ces poussières sont fondues dans la chambre de combustion, puis vaporisées sur les aubes TuHP. Le dépôt résultant est principalement constitué de minéraux de calcium, de magnésium et d'aluminosilicate, communément appelé sous l'acronyme de CMAS. Les CMAS se déposent sur les zones de l'aube soumise aux plus hautes pressions et pénètrent la barrière thermique pour des températures supérieures à 1240°C [Mercer05]. L'infiltration des CMAS provoque une altération microscopique de la barrière thermique, qui se traduit à l'échelle macroscopique par une rugosité plus ou moins marquée selon la zone de l'aube observée [Braue01, Strangman07]. Les propriétés thermiques des grains résultant de l'altération de la barrière thermique sont très similaires à celles des grains de zircone produits lors de la fabrication. Ils sont en effet partiellement dissociés de la barrière thermique et la présence de la lame d'air sur leur pourtour produit un effet de résistance thermique au passage du faisceau laser.



Figure 33 : Exemple d'évolution spatiale de la rugosité de surface sur une aube TuHP après utilisation en service.

D'autres poussières ingérées par le moteur ne sont pas systématiquement fondues dans la chambre de combustion. Les grains non fondus sont projetés, avec les CMAS, sur les aubes TuHP sur lesquelles ils se fixent. Les grains étant partiellement isolés de la barrière thermique, ils sont également sujets à la surchauffe lors de l'irradiation par le laser de chauffage lorsque le diamètre de celui-ci est inférieur ou égal aux diamètres des grains.

Les profils thermiques des grains de zircone ou de silice incrustés ou déposés sur la surface de la barrière thermique sont symétriques autour de l'axe des grains, contrairement au profil infrarouge d'une fissure. Cependant, tout comme pour les défauts optiques, il peut être difficile de différencier un signal infrarouge produit par un grain de celui produit par une fissure sur un profil thermique ou sur une image infrarouge. De plus, sur certaines surfaces très rugueuses ou fortement endommagées, le grand nombre de défauts thermiques produits par ces grains isolés, peut masquer complètement le signal thermique d'une fissure dans l'image infrarouge. L'analyse d'une image infrarouge reconstruite à partir des images acquises au cours d'un balayage, ne permet donc pas de différencier les fissures des défauts optiques ou des grains de zircone. L'identification d'une fissure ne peut donc se faire qu'en éliminant les signaux infrarouges produits par les défauts optiques et de rugosité de surface tout en conservant les signaux infrarouges produit par les fissures. Une méthode de traitement des images infrarouges appelée normalisation, a été développée lors de l'étude faite pour AREVA, dans cet objectif.

### 2.4. Nécessité de la normalisation

La difficulté de différencier le signal infrarouge produit par une fissure de celui produit par un défaut optique ou par un grain de zircone nécessite d'appliquer un procédé expérimental et/ou numérique afin de séparer chacun des signaux. La solution proposée par l'Onera [Dehan98] consiste à réaliser deux balayages de la surface, de sens opposés. Ces deux balayages conduiront à deux images reconstruites, dont la réalisation est décrite au paragraphe 2.5.3.2 en s'appuyant sur des résultats expérimentaux. La soustraction de l'image reconstruite aller par l'image reconstruite retour réduit significativement l'amplitude des signaux quasi symétriques produits par les défauts optiques (Figure 27) et les grains de zircone, alors que les signaux asymétriques caractéristiques des fissures (Figure 28) sont transformés en signaux bipolaires, dont le contraste est d'autant plus fort que la vitesse est plus élevée (Figure 34). Ce lien entre la vitesse de balayage et l'amplitude du signal bipolaire se comprend aisément en reprenant la Figure 23 : l'amplitude maximale du signal bipolaire produit par la normalisation est finalement égale à la différence d'amplitude de part et d'autre de la fissure. Pour des vitesses faibles, inférieure à 1mm.s<sup>-1</sup>, l'élévation de température au voisinage de la fissure est élevée mais le signal thermique tend à devenir symétrique. La différence d'amplitude de part et d'autre de la fissure étant faible, cela se traduit après normalisation, par un signal bipolaire peu contrasté. En revanche, pour des vitesses plus élevées, l'élévation de température au voisinage de la fissure est plus faible, mais le second pic de température tend à disparaître. La différence d'amplitude est alors plus élevée et se traduit, après normalisation, par un profil bipolaire plus contrasté. Ce résultat montre que le choix d'une vitesse de balayage « élevée », supérieure à 1mm.s<sup>-1</sup> est nécessaire pour produire des images SWIR de fissures contrastées.

Ce procédé permet d'aboutir à une image infrarouge augmentant le contraste des discontinuités thermiques causées par la présence de fissures et réduit les effets liés à la rugosité et plus généralement aux défauts optiques de surface, à condition que la tache de chauffage soit grande devant les défauts. Ce procédé est présenté en détail et en pratique dans le paragraphe 2.5.3.2, illustré par des résultats expérimentaux acquis à chaque étape de la normalisation avec le banc optique réalisé dans le cadre de cette thèse.

71


Figure 34 : Comparaison entre un signal infrarouge émis par une fissure (thermique + optique) et un défaut optique seul après normalisation.

On peut noter que le signal infrarouge résiduel d'un défaut optique est opposé à celui produit par une fissure après normalisation, dans le cas d'un décalage nul entre la tache de détection et la tache laser. Cet effet est observable expérimentalement si le déséquilibre thermique local produit par la fissure n'est pas suffisamment marqué pour être détectable avec la caméra SWIR. Dans ce cas, seul le signal infrarouge produit par les défauts optiques, est observable et la signature infrarouge est opposée à celle attendue (minimum suivi d'un maximum au lieu d'un maximum suivi d'un minimum).

## 2.5. Réalisation expérimentale

Au cours de la thèse, deux bancs optiques non fibré et fibré ont été conçus et réalisés puis validés sur des éprouvettes entaillées d'AM1 brut ou revêtu de barrière thermique. Le premier objectif de cette thèse est, en effet, de démontrer la faisabilité de la détection de fissures dans des aubes TuHP au moyen de la thermographie active flying spot sur la bande SWIR. C'est dans ce but que le montage non fibré a été conçu et réalisé en prenant en compte les spécificités de la gamme SWIR. Le second objectif est de tester la faisabilité d'une utilisation de la thermographie flying spot dans la gamme SWIR au travers d'un toron d'endoscope industriel en vue d'une application de maintenance industrielle in situ. Je n'ai pas pu disposer d'un endoscope aéronautique complet mais seulement d'un toron de fibres optiques issu d'un tel endoscope. Ce toron a été ajouté à l'interface entre la sortie du banc précédent et l'échantillon à contrôler, guidant le faisceau laser et le flux thermique SWIR et a permis d'aboutir à d'importantes conclusions.

#### 2.5.1. Définition de l'instrument pour l'inspection in situ des aubes TuHP

Avant de définir les caractéristiques principales de l'instrument de contrôle, il faut rappeler que la thermographie active doit être complémentaire de l'observation classique dans le domaine visible. Elle apporte à l'opérateur, une information différente de celle du visible et en cas de doute sur la présence d'une fissure, elle peut éviter le démontage préventif de l'aube. Par ailleurs, la résolution spatiale d'une image infrarouge acquise par thermographie active est très inférieure à celle d'une image acquise au travers d'un endoscope dans le domaine visible. Il est donc exclu de remplacer l'observation dans le visible par une observation unique dans l'infrarouge.

L'utilisation simultanée de deux gammes différentes de longueurs d'onde a un impact sur la configuration de l'instrument, notamment sur le nombre de torons de fibres optiques nécessaires. Pour des raisons d'encombrement, nous avons choisi d'utiliser les mêmes fibres optiques pour l'observation dans les domaines visible et infrarouge, et pour l'excitation laser. Comme cela a été précisé au paragraphe 1.4.2, dans la gamme infrarouge, seul le rayonnement SWIR, de 1 à 2µm, peut être transporté sans atténuation notable au travers des torons d'endoscopes industriels, composés de fibres optiques en silice ou en quartz. C'est donc cette gamme qui a été choisie, en dépit des hautes températures, supérieures à 400K, nécessaires pour que l'émission infrarouge soit détectable par une caméra SWIR.

L'utilisation de la gamme SWIR impose de réaliser des impacts laser de puissance surfacique sur l'échantillon, comprise entre 5 et 10W.mm<sup>-2</sup>, d'après les résultats fournis par le modèle photothermique décrit au paragraphe 2.2. De telles puissances surfaciques sont accessibles sans

73

risque de destruction des fibres optiques ou de la barrière thermique, avec une puissance totale émise par le laser n'excédant pas 5W (puissance maximale disponible avec le laser utilisé dans la cadre de cette thèse) puisque les dimensions de la tache laser sur l'aube sont submillimétriques. Ces dimensions sont en outre, parfaitement compatibles avec une utilisation locale de la thermographie active, en complément de l'observation dans le visible, sur des surfaces n'excédant pas 5mm de côté. En effet, la longueur caractéristique des fissures détectées dans les aubes TuHP est de l'ordre du millimètre, et il semble inutile d'avoir recours à la thermographie active sur des surfaces plus importantes. L'instrument de contrôle doit donc être doté d'un dispositif de balayage, permettant de déplacer la ligne laser de 5mm sur la pièce.

Le recours à la normalisation, pour éliminer de l'image finale les signaux quasi symétriques, nécessite un positionnement précis des images brutes acquises au cours des balayages *aller* et *retour*. Un décalage des images entre les deux balayages rendrait, en effet, impossible la soustraction pixel par pixel des images infrarouges, et les signaux optiques symétriques ne peuvent plus être éliminés. Il est donc indispensable d'assurer la précision et la reproductibilité des balayages quelle que soit la vitesse. Compte tenu de ce besoin de précision sur le positionnement des images infrarouges, nous avons privilégié la reproductibilité du positionnement à la vitesse de balayage (inférieure à 2,5mm.s<sup>-1</sup> avec les platines de translation linéaires choisies).

Le dernier point à aborder avant la réalisation du dispositif flying spot proprement dit, consiste à vérifier que les fibres optiques constituant les torons des endoscopes industriels, sont compatibles avec une observation dans la gamme SWIR. Il est également intéressant d'identifier les types de fibres optiques qui ne conviennent pas à ce type d'observation.

## 2.5.2. Compatibilité des fibres optiques avec une observation dans la gamme SWIR

Les fibres optiques les plus répandues pour l'imagerie dans le domaine visible sont constituées de verre de quartz, également nommé verre de silice, qui est une forme amorphe du dioxyde de silicium. Ces fibres sont également largement utilisées dans le domaine des télécommunications puisque ce verre conserve une excellente transmission optique dans le domaine infrarouge jusqu'à environ 3,5µm. Les fibres optiques en verre de quartz sont donc tout à fait adaptées à l'application endoscopique, visible et infrarouge, développée au cours de cette étude, néanmoins, de nombreux dopages des verres constitutifs sont pratiqués couramment [Saissy89, Dussardier02] afin d'améliorer ou modifier leurs propriétés optiques. On produit aussi des fibres optiques minimisant, par exemple, l'atténuation du signal optique notamment pour les communications. Lorsqu'un faisceau laser est injecté dans un toron de fibres optiques dopées, il peut provoquer la fluorescence des éléments chimiques contenus dans le verre. Ce phénomène est

74

particulièrement gênant dans le cas d'une observation par thermographie active flying spot, puisque ces pics de fluorescence se situent dans la même gamme de longueurs d'onde que la caméra, c'est-àdire entre 1 et 2µm. De plus, les expériences menées dans le cadre de cette thèse, montrent que leur intensité est suffisante pour masquer complètement le flux SWIR thermique émis par l'échantillon inspecté. La Figure 35 montre un exemple d'un tel phénomène. L'utilisation d'un toron de fibres optiques dopées pour la réalisation d'un endoscope opérant dans les gammes visible et SWIR doit donc être exclue.



Figure 35 : Image SWIR de la face proximale du toron de fibres optiques, c'est-à-dire côté caméra, montrant la fluorescence induite par le dopage du verre utilisé.

## 2.5.3. Acquisition des images SWIR au travers d'un toron d'endoscope

#### 2.5.3.1. Principe du balayage in situ

Le balayage in situ est une réelle difficulté technique de l'inspection des aubes TuHP par thermographie active de type flying spot. Comme cela a été évoqué précédemment, le positionnement des images SWIR brutes doit être précis et les balayages doivent être parfaitement reproductibles pour permettre de normaliser correctement les images infrarouges. Le balayage du dispositif laser/détection doit donc être impérativement automatisé et synchronisé avec la caméra SWIR. Cependant, pour des questions de robustesse et de facilité de mise en œuvre, le dispositif endoscopique doit être construit autour de systèmes optiques fixes et l'extrémité distale du toron, côté aube, doit rester immobile au cours du balayage.

Une solution satisfaisant ces conditions consiste à réaliser le balayage sur la face proximale du toron de fibres optiques, côté opérateur, en déplaçant le toron dans le champ de la caméra infrarouge. Les balayages peuvent être réalisés au moyen d'actionneurs de translation linéaire permettant un déplacement de la face proximale du toron dans le plan. Le dispositif de balayage profite alors de la souplesse du toron de fibres optiques pour réaliser un balayage complet de l'extrémité proximale sans induire de déplacement du toron au niveau de l'aube.

Il est également envisageable de réaliser le balayage au moyen de miroirs rotatifs, ce qui était le cas dans le cadre de l'étude Onera-Areva. Cette méthode présente l'avantage de maintenir le toron complètement fixe tout au long de la procédure d'acquisition, ce qui limite les risques de décalage entre les images *aller* et *retour*. Cette solution bien adaptée pour un montage non fibré, devient peu praticable en montage fibré car elle ne respecte pas bien les exigences de précision et de reproductibilité des balayages nécessaires.



Figure 36 : Schéma du banc optique de thermographie active flying spot fibré équipé d'un dispositif de balayage du toron de fibres optiques (les tracés des faisceaux SWIR et laser ne respectent pas l'échelle du schéma et ne sont donnés qu'à titre indicatif).

Dans le montage optique de la Figure 36, le faisceau laser de chauffage est fixe au cours du balayage et centré dans le champ de la caméra. La séparation entre le rayonnement laser de chauffage et le rayonnement infrarouge émis par l'échantillon est réalisée au moyen d'une lame dichroïque. Ce dispositif permet de réaliser indirectement un balayage sur un échantillon en injectant le faisceau laser en différents points du toron et en observant le rayonnement infrarouge consécutif au travers des mêmes fibres optiques.



Figure 37 : Vue schématique des images infrarouges acquises par la caméra au début (figure de gauche) et à la fin du balayage (figure de droite). Le carré noir correspond au champ de la caméra, observant la face proximale du toron de fibres optiques. L'ellipse verte symbolise la ligne laser et l'ellipse rouge représente la zone suffisamment chaude pour être détectée par la caméra SWIR.

La Figure 37 montre que l'image de la fissure est fixe dans le référentiel du toron car l'extrémité distale reste fixe par rapport à l'échantillon au cours du balayage. En revanche l'image du toron se déplace dans le champ de la caméra, dans le sens opposé au balayage, alors que la ligne laser de chauffage reste immobile dans le référentiel de la caméra. La Figure 37 démontre que ce dispositif permet de réaliser un balayage au travers d'une fissure, en maintenant immobiles les éléments optiques critiques, comme le laser, la caméra et l'extrémité distale du toron, placée à l'intérieur du moteur. Ce dispositif présente également l'avantage de focaliser le flux SWIR sur un même groupe de pixels du capteur au cours du balayage. Le post traitement des films SWIR en est simplifié, puisqu'il consiste alors simplement à suivre l'évolution du flux reçu au cours de l'inspection, sur une partie du capteur identique à chaque instant. Nous allons voir dans le paragraphe suivant comment ce dispositif permet de réaliser des images SWIR reconstruites et normalisées, à partir des films *aller* et *retour*, en minimisant le risque de décalage préjudiciable à l'interprétation de ces images.

## 2.5.3.2. Fabrication d'une image SWIR normalisée à partir des films *aller* et *retour*

Nous rappelons que lors d'un essai sur un échantillon ou une aube TuHP, deux films SWIR *aller* et *retour* sont créés, puis soustraits pour mettre en évidence l'effet de blocage de la diffusion thermique caractéristique de la présence d'une entaille ou d'une fissure. Cette présence est traduite sur l'image par un signal thermique bipolaire (paragraphe 2.4). Une méthode de reconstruction des images *aller* et *retour* à partir des films bruts a donc été développée en s'appuyant sur les travaux réalisés dans le cadre du projet Onera-Areva [Dehan98]. Cette méthode permet, dans un premier temps, d'extraire des deux films, l'évolution de température sur toute la longueur du balayage. Ce résultat peut se présenter sous forme de profils thermiques (Figure 38) ou d'images SWIR reconstruites (Figure 39).

77



Figure 38 : Schéma de principe de la reconstruction d'un profil thermique à partir d'une série d'images acquises au cours d'un balayage. La méthode consiste à calculer, pour chaque image brute, la valeur moyenne du signal SWIR dans la tache de détection (4 pour l'image acquise en t=t<sub>0</sub> dans cet exemple) et à reporter cette valeur dans le graphique de droite.



Figure 39 : Schéma de principe de la reconstruction d'une image SWIR à partir d'une série d'images acquises au cours d'un balayage. La méthode consiste à calculer, pour chaque image brute, la valeur moyenne par ligne du signal SWIR dans la tache de détection et à reporter la colonne de pixels obtenue dans la matrice de droite. En pratique, l'observation d'une image brute permet d'observer:

- l'échantillon par réflexion du rayonnement SWIR ambiant sur sa surface,
- la tache de chauffage générée par le laser, fixe dans le référentiel de la caméra au cours du balayage.



#### Figure 40 : Image SWIR brute issue d'un film de balayage sur une éprouvette d'AM1 revêtue de BT.

La première étape du post-traitement consiste à localiser la tache de chauffage sur une des images d'un des deux films, puis à définir une tache de détection confondue ou non avec la tache de chauffage. Le groupe de pixels contenus dans la tache de détection est ensuite extrait automatiquement de toutes les images acquises au cours des deux balayages *aller* et *retour* selon le procédé schématisé sur la Figure 39. Pour chaque groupe de pixels, le programme calcule le niveau moyen des pixels par ligne pour aboutir in fine à une colonne de pixel par image brute. Ces colonnes sont ensuite stockées chronologiquement dans deux matrices correspondant aux images reconstruites *aller* et *retour* (Figure 41) :



Figure 41 : Méthodologie de reconstruction d'une image SWIR à partir d'une série de n images brutes issues d'un film de balayage sur une éprouvette d'AM1 revêtue de BT.

La seconde étape du post-traitement consiste à mettre en évidence le signal thermique antisymétrique caractéristique d'une fissure, tout en supprimant les signaux infrarouges produits par les rugosités de surface et les défauts optiques. Nous avons vu au paragraphe 2.4 que ceci peut être réalisé en soustrayant l'image *retour* et l'image *aller* :



Figure 42 : Images SWIR reconstruites montrant les variations de température de la zone chauffée par le laser au cours des balayages aller (à gauche) et retour (à droite) sur une éprouvette d'AM1 brut.



Figure 43 : Image normalisée obtenue par soustraction des images aller et retour de la Figure 42. Le profil bipolaire prédit par le modèle est parfaitement restitué sur cette image.

L'image résultante, dont la Figure 43 est un exemple, permet de supprimer efficacement les défauts de surface, tout en soulignant la discontinuité thermique générée par la fissure. Bien que la présence d'une fissure ne laisse aucun doute avec ce type d'observation, il est difficile de remonter à la position de la fissure sur l'aube avec cette seule image. Cette méthode d'observation doit être complètement couplée à l'observation dans le visible, et doit aboutir, in fine, à une image unique couplant l'information visible et SWIR.

#### 2.5.4. Méthodologie du contrôle

#### 2.5.4.1. Observation préliminaire dans le domaine visible

Le contrôle in situ des aubes TuHP est tout d'abord réalisé dans le domaine visible, au moyen d'un endoscope classique disposant du dispositif de thermographie active de type flying spot. Les images obtenues avec ce dispositif sont très similaires à celle de la Figure 44 réalisée avec un vidéoscope, avec cependant une résolution plus faible. Rappelons en effet, qu'un vidéoscope offre une résolution d'environ 300000 pixels contre 10000 à 30000 pixels pour un endoscope (paragraphe 1.3.2). Au cours de cette phase d'observation, des traces sombres sur la surface de l'aube peuvent être observées sans qu'il soit possible d'en définir l'origine. Ces traces peuvent être de simples rayures mais peuvent être aussi des fissures. En l'absence d'autre moyen d'observation, le démontage de l'aube est impératif pour lever le doute sur la nature du défaut observé, par une observation au microscope. C'est à cette étape du contrôle, avant le démontage, que la thermographie active flying spot peut apporter une information complémentaire à celle du visible, afin d'aider l'opérateur à identifier les défauts observés et éventuellement éviter le démontage.



Figure 44 : Image d'une fissure réalisée dans le domaine visible au moyen d'un vidéoscope.

## 2.5.4.2. Réalisation d'une image SWIR normalisée

La réalisation de l'image SWIR normalisée d'un défaut s'opère en deux temps. L'opérateur commence par réaliser un double balayage au travers du défaut repéré à partir de l'observation dans le visible, sans avoir à déplacer l'endoscope, puisque les deux observations, dans le visible et dans la gamme SWIR, sont réalisées au travers des mêmes fibres. Ces balayages sont entièrement automatisés et sont réalisés selon la méthode détaillée au paragraphe 2.5.3.1.

Une fois le double balayage réalisé, le post traitement des films *aller* et *retour* permet d'aboutir à une image SWIR normalisée (Figure 45), en suivant le processus détaillé au paragraphe 2.5.3.2. Cette image met en évidence les discontinuités thermiques du matériau consécutives à la présence de fissures. Cette image permet ainsi à l'opérateur de distinguer une fissure d'un défaut optique (rayure ou salissure). Cependant, les trous d'aérations où s'amorcent généralement les fissures, agissent également comme des résistances thermiques et peuvent gêner l'interprétation de l'image SWIR. Il est également difficile de comparer une image visible et une image SWIR, puisque cette dernière conserve mal les repères spatiaux qui permettent de localiser le défaut sur l'aube TuHP. Afin d'éviter toute confusion et simplifier l'interprétation de l'image SWIR, une troisième étape, de fusion des images visible et SWIR, doit donc être opérée.



## Figure 45 : Image SWIR normalisée d'une zone de l'aube fissurée.

# 2.5.4.3. Fusion des images visible et SWIR et conclusion sur la présence d'une fissure

L'utilisation du même toron de fibres optiques pour le visible et l'infrarouge permet de simplifier le procédé de fusion des images. En effet, l'endoscope observe la même zone, dans les deux gammes, visible et SWIR. Le champ d'observation étant le même pour les deux gammes, la fusion consiste simplement à superposer, sans transformation spatiale, les deux images. L'image résultante (Figure 46) est alors particulièrement simple à analyser :

- l'image visible permet de se repérer facilement sur l'aube TuHP et de détecter rapidement des défauts qui peuvent potentiellement être des fissures,
- l'image SWIR permet d'identifier immédiatement les fissures, qui correspondent aux défauts de l'image visible qui présentent une signature thermique bipolaire.



Figure 46 : Superposition d'une image SWIR normalisée avec une image visible validant la présence d'une fissure entre les deux aérations. Dans ce cas particulier, les champs d'observation dans le visible et dans la gamme SWIR ne sont pas identiques puisque les images ont été réalisées d'une part avec un vidéoscope, et d'autre part avec le banc de thermographie active flying spot non fibré.

L'accroissement de la fiabilité du contrôle des aubes TuHP offert par la thermographie active flying spot peut donc limiter voire de supprimer le démontage de ces aubes pour une observation au microscope. Il reste à réaliser un banc de thermographie active flying spot dans la gamme SWIR, représentatif autant que possible d'un endoscope industriel, afin de démontrer la faisabilité d'un tel dispositif.

## 2.5.5. Montage fibré





Figure 47 : Schéma du banc optique de thermographie active flying spot fibré (les tracés des faisceaux SWIR et laser ne respectent pas l'échelle du schéma et ne sont donnés qu'à titre indicatif).

#### 2.5.5.1.1. Ensemble distal

L'ensemble distal comprend un jeu de lentilles qui doit assurer à la fois la focalisation de la ligne laser sur l'échantillon, et la collecte du rayonnement SWIR produit par l'échauffement local du matériau. Le dimensionnement de ces lentilles est un point dur du montage car l'objectif fixé à l'extrémité distale du toron doit répondre à deux attentes contradictoires : d'une part il est nécessaire de choisir un angle solide de collecte de l'infrarouge maximum pour obtenir un rapport signal/bruit satisfaisant au niveau de la caméra, et d'autre part le champ d'observation doit être assez large pour réduire la durée d'une inspection. Le premier cas exige de placer l'objectif de l'endoscope au plus près de l'aube, au mieux, au foyer de la première lentille d'un doublet, ce qui implique un grandissement de 1 (dans le cas de lentilles de même focale), alors que le second exige

un grandissement 5 à 10 fois plus faible (ce qui correspond à une surface de 5 à 10mm de diamètre en considérant un toron d'endoscope aéronautique de 1mm de diamètre). Dans le cadre de cette thèse, l'objectif est de montrer qu'il est possible de réaliser des images SWIR normalisées contrastées au travers d'un toron d'endoscope industriel. L'angle solide prime donc sur le champ d'observation, et le choix se porte sur un doublet de lentille avec un grandissement fixé à 1.

#### 2.5.5.1.2. Le toron de fibres optiques

Le toron installé sur le banc optique de thermographie active est issu d'un endoscope industriel. Il est dit cohérent, c'est-à-dire que les positions des fibres restent inchangées d'un bout à l'autre du toron, évitant ainsi une déformation de l'image. Ce toron de 800µm de diamètre est composé de 10000 fibres optiques de quartz de 2 à 3µm de cœur. L'utilisation d'un toron industriel doit permettre de déterminer s'il est possible, en pratique, de transporter un signal SWIR d'origine thermique au travers d'un endoscope aéronautique, sans être affecté par la fluorescence des fibres optiques ou des systèmes les fixant entre elles.

#### 2.5.5.1.3. Ensemble proximal

L'ensemble proximal correspond à la partie de l'endoscope située en dehors du moteur. Il comprend tout d'abord un groupe de lentilles destinées à modifier la répartition spatiale du faisceau laser (réduction du diamètre du faisceau ou passage d'un faisceau circulaire à un faisceau linéaire). Le faisceau traverse ensuite une lame dichroïque avant d'être focalisé sur le toron par une dernière lentille. Cette lentille est également utilisée pour collecter le flux infrarouge émis localement par l'échantillon, dans la zone d'échauffement produite par le laser. Le flux infrarouge est ensuite réfléchi par la lame dichroïque vers la caméra SWIR. Cette caméra est sensible à des longueurs d'onde comprise entre 0,9 et 1,7µm. Elle dispose d'un capteur de 256 par 320 pixels fonctionnant à une fréquence de 50Hz.

Pour être tout à fait représentatif de l'instrument final, cet ensemble doit être équipé d'un système de balayage conforme au dispositif proposé au paragraphe 2.5.3.1, assurant le balayage sur l'aube par translation de la face proximale dans le champ de la caméra. Cependant, le faible diamètre du toron (1mm) nécessite d'utiliser un système mécanique miniaturisé et dédié à cette application, afin de réaliser un balayage précis de la face proximale. La méthode a tout de même pu être testée sur un second toron de fibres optiques, de 6mm de diamètre. Cependant, aucune image SWIR n'a pu être produite car les fibres optiques constituant ce toron fluorescent dans la bande SWIR au passage du laser (Figure 35). La solution retenue pour réaliser le balayage, consiste donc à déplacer l'échantillon ou l'aube TuHP sur une plage de vitesses comprises entre 1 et 2,5mm.s<sup>-1</sup>, pour valider les mesures en les comparant au modèle photothermique.

85



Figure 48 : Banc optique flying spot fibré 1. Caméra SWIR, 2. Laser Argon, 3. Lame dichroïque, 4. Toron cohérent de fibres optiques, 5. Echantillon, 6. Platines de translation linéaire.

## 2.5.6. Essais et validation du montage fibré

## 2.5.6.1. Pertinence de l'utilisation d'une entaille pour simuler une fissure

Dans un premier temps, les essais du montage fibré ont été réalisés avec une éprouvette en AM1 non revêtue de barrière thermique. Cette éprouvette est simple mais intéressante puisqu'elle est constituée du même matériau que les aubes TuHP, avec une géométrie parfaitement connue. De plus, la connaissance des propriétés thermiques de ce matériau permet une comparaison immédiate entre les résultats fournis par le modèle photothermique et les résultats fournis par l'expérience.

La seconde éprouvette utilisée pour la validation du banc fibré est constituée d'AM1, revêtu de barrière thermique en zircone yttriée, déposée par EB-PVD. La nature de la barrière thermique et le procédé de dépôt font de cette éprouvette un échantillon représentatif d'une aube TuHP, mais offrant, à nouveau, une géométrie plus simple et donc plus adaptée à ces phases d'essais préliminaires.



Figure 49 : Eprouvettes entaillées en AM1 brut à gauche et revêtue de barrière thermique à droite.

Ces éprouvettes ont été entaillées dans le but de simuler la présence d'une fissure. La largeur de ces entailles est comprise en 300 et 500µm, ce qui est évidemment bien plus large qu'une fissure réelle dans une aube TuHP. Cependant, l'effet de résistance thermique d'une fissure ou d'une entaille est strictement identique puisque dans les deux cas, une lame d'air isole les deux lèvres du défaut et bloque la diffusion de chaleur dans le matériau. Il est donc tout à fait justifié d'utiliser, dans un premier temps, des entailles dont la géométrie et l'état de surface sont contrôlés, afin de valider les choix expérimentaux et les méthodes mises en œuvre pour réaliser des images thermiques de type flying spot au travers du toron de fibres optiques.

Bien que d'un point de vue thermique on puisse assimiler une entaille à une fissure, d'un point de vue optique ces deux cas sont différents. Dans le cas d'un balayage au travers d'une entaille débouchante dont la largeur est de l'ordre de grandeur du diamètre du faisceau laser, le faisceau traverse simplement l'éprouvette au niveau de l'entaille, et n'est plus absorbé. Dans ces conditions, une entaille n'est pas assimilable à un corps noir et les effets optiques, qui sont pris en compte dans le modèle photothermique, ne seront pas observables sur les images infrarouges *aller* et *retour*. Le recours à des éprouvettes entaillées permet donc de faciliter l'interprétation des images flying spot puisque le signal infrarouge est essentiellement lié au blocage de la diffusion thermique.

#### 2.5.6.2. Résultats sur l'éprouvette d'AM1 non revêtue de barrière thermique

Les essais menés sur l'éprouvette d'AM1 entaillée et non revêtue, ont été réalisés sur le banc optique fibré fixe, en déplaçant directement l'échantillon pour assurer le balayage. Cette solution simple ne nécessite pas de dispositif micromécanique dédié à cette application, comme évoqué au paragraphe 2.5.5.1.3.

Les résultats des premiers essais montrent que l'échauffement local de l'éprouvette d'AM1 n'est pas détectable par la caméra SWIR au travers du toron de fibres optiques, en limitant la puissance du laser à 2W pour ne pas risquer d'endommager le toron. Cette puissance mesurée à la sortie du laser correspond à une puissance surfacique d'environ 4W.mm<sup>-2</sup> au niveau de l'échantillon, soit légèrement en deçà des 5W.mm<sup>-2</sup> nécessaires pour réaliser une image par thermographie SWIR de l'éprouvette. Pour compenser ce manque de puissance, la surface de l'éprouvette a été recouverte de suie, afin d'augmenter l'émissivité de 30 à 50% et par là même, le flux SWIR émis par l'échantillon. Dans ces conditions, il a été possible de réaliser des images SWIR qui, après normalisation, mettent en évidence l'effet de résistance thermique de l'entaille (Figure 50), conformément aux résultats du modèle photothermique.



Figure 50 : Images SWIR reconstruites et normalisée d'une entaille dans une éprouvette d'AM1 noircie réalisée au travers d'un toron d'endoscope industriel.

D'après l'image normalisée de la Figure 50, l'impossibilité de réaliser des images SWIR sur l'éprouvette d'AM1 provient exclusivement d'un manque de puissance, et non d'un problème lié à la technique. La réalisation d'images SWIR sur l'éprouvette brute, sans dépôt de suie, nécessite donc d'augmenter la puissance surfacique, et donc la puissance incidente sur la face proximale du toron de fibres optiques. Cependant, la puissance incidente nécessaire peut endommager les fibres optiques, et notamment celles situées au centre de la tache laser qui reçoivent la plus forte quantité d'énergie. L'augmentation de la puissance du laser doit s'accompagner d'une optimisation du dispositif optique de collecte du rayonnement SWIR du côté distal du toron, afin de capter d'avantage de flux. Cette optimisation passe par la mise au point d'un système optique miniaturisé et spécialement conçu pour ce type d'endoscope.

La miniaturisation du toron de fibres optiques, et la nécessité d'employer des systèmes mécaniques et optiques également miniaturisés et indisponibles dans le cadre de cette thèse, ont conduit à poursuivre le travail expérimental sur un banc optique non fibré.

## 2.5.7. Montage non fibré

## 2.5.7.1. Banc optique non fibré équipée de platine de translation linéaire

Le banc optique fibré décrit au paragraphe précédent n'a pas permis d'obtenir de résultats concluant autrement que sur une éprouvette d'AM1 entaillée et recouverte d'une couche de suie, afin d'extraire l'échauffement produit par le laser du bruit SWIR ambiant. Il a donc était décidé de retirer le toron de fibres optiques, afin de s'affranchir des difficultés techniques liées à la miniaturisation des dispositifs optiques et mécaniques. Le passage du banc fibré au banc non fibré est extrêmement simple puisque le montage de l'ensemble proximal de la Figure 47 est conservé en l'état, tout comme les programmes de pilotage et de post traitement des films SWIR acquis au cours des balayages. La conservation du « cœur » du dispositif (Figure 51) est un avantage car ce banc optique ne présente pas de différence fondamentale avec le banc optique fibré, le toron n'étant finalement qu'un vecteur des rayonnements visible et infrarouge, tout en simplifiant les phases d'essais expérimentaux.



Figure 51 : Schéma du banc optique compact de thermographie active flying spot non fibré.



Figure 52 : Banc optique flying spot non fibré 1. Caméra SWIR, 2. Laser Argon, 3. Miroir dichroïque, 4. Platines de translation, 5. Echantillon.

## 2.5.8. Essais et validation du montage non fibré équipé de platine de translation linéaire

### 2.5.8.1. Résultats sur entailles

Le retrait du toron permet d'accroître significativement la puissance surfacique de chauffage sur l'échantillon puisque la transmission optique totale du montage augmente, et le seuil de dommage du toron ne limite plus la puissance émise par le laser. Ce montage permet donc de travailler sur une plage de puissance surfacique suffisante pour que l'échauffement de l'échantillon soit détectable par la caméra SWIR, sans qu'il soit nécessaire d'augmenter artificiellement son émissivité comme dans le cas du montage fibré. La Figure 53 montre un exemple d'images SWIR obtenues avec le banc optique non fibré de la Figure 52, sur l'éprouvette d'AM1 non revêtue de barrière thermique. Ces images SWIR, très voisines de celles de la Figure 50, illustrent le fait que les entailles, contrairement aux fissures, génèrent un signal flying spot exclusivement d'origine thermique (paragraphe 2.5.6.1) dans les conditions expérimentales du banc optique non fibré. Les images *aller* et *retour* montrent en effet clairement un échauffement de part et d'autre de l'entaille, mais aucun signal additionnel, d'origine optique, ne vient se superposer au signal thermique entre les deux lèvres de l'entaille.



Figure 53 : Images SWIR d'une entaille dans une éprouvette d'AM1 brut (entaille de 300µm de largeur, vitesse de balayage de 1mm.s<sup>-1</sup>).

Le montage non fibré a également permis d'obtenir des images SWIR de l'entaille dans l'éprouvette d'AM1 revêtue de barrière thermique. Ces images sont en revanche plus difficiles à interpréter car l'hétérogénéité du matériau et la présence de grains de zircone incrustés dans la barrière thermique, présentés plus en détail paragraphe 2.3, provoquent de nombreux artefacts optiques et thermiques qui apparaissent sous forme d'élévations locales de l'émission infrarouge. Cependant, la normalisation de l'image SWIR permet de supprimer efficacement ces artefacts et met bien en évidence l'effet de résistance thermique de l'entaille.



Figure 54 : Images SWIR d'une éprouvette d'AM1 revêtue de barrière thermique avec une entaille de 300µm de largeur et une vitesse de balayage de 2.5mm.s<sup>-1</sup>.

Les essais réalisés sur ces échantillons simples mais présentant des difficultés croissantes, ont montré que les variations de température, de part et d'autre d'une entaille, sont suffisamment élevées pour qu'elles puissent être détectées par une caméra SWIR (sans qu'il soit nécessaire de modifier les propriétés optiques de surface des matériaux). Des essais successifs ont également montré qu'en dépit des valeurs de température élevée atteintes au cours des balayages, de l'ordre de 600 à 800K, les matériaux ne s'endommagent pas. Ces résultats concluants montrent que la méthode flying spot étendue à la gamme SWIR, peut mettre en évidence un déséquilibre thermique local sur une structure multicouche composée de zircone et de superalliage d'AM1, sans nuire à son intégrité. Par la suite, les éprouvettes entaillées ont été remplacées par une aube TuHP fissurée pour évaluer la capacité de détection de fissures réelles du banc optique de thermographie active flying spot dans la bande SWIR.

#### 2.5.8.2. Résultats sur fissures

Les fissures présentes dans les aubes TuHP se propagent dans le substrat et dans la barrière thermique qui le recouvre. Leurs longueurs varient de quelques centaines de microns à quelques millimètres, pour une largeur de 10 à 20µm. La largeur de ces fissures étant très petite devant la taille caractéristique de la tache laser, de l'ordre de 400 à 600µm, on peut considérer ces fissures

comme infiniment fines. Contrairement aux entailles, les fissures sont donc assimilables à des corps noirs et par définition, leur absorptivité et leur émissivité tendent vers 1. Conformément au modèle photothermique, le signal flying spot au niveau d'une fissure est la combinaison d'un signal thermique caractéristique d'une résistance thermique, et d'un signal optique lié aux propriétés de corps noir de la fissure. La normalisation est donc nécessaire pour mettre en évidence le signal bipolaire caractéristique d'une fissure.

Comme le montre la Figure 55, la normalisation des images SWIR *aller* et *retour* acquises sur l'aube TuHP permet effectivement de retrouver la signature infrarouge bipolaire de la fissure, conformément au modèle photothermique. Cependant, la complexité de la structure de la barrière thermique déposée sur l'aube TuHP provoque l'apparition de très nombreux artefacts sur l'image normalisée, ce qui gêne son interprétation. Les signatures infrarouges de ces artefacts peuvent en effet, être similaires à celle d'une fissure et provoquer de fausses alertes. Ce problème, déjà partiellement mis en évidence par les essais sur éprouvette revêtue, est considérablement amplifié par la présence des nombreuses aspérités sur la surface de l'aube liées au vieillissement de la barrière thermique au cours des vols (paragraphe 2.3.1.2).



Figure 55 : Images SWIR d'une fissure dans une aube TuHP (fissure de 30µm de largeur).

Les résultats de ces essais préliminaires sur une aube TuHP montrent donc que la thermographie active flying spot peut être appliquée dans la gamme SWIR pour la détection de fissures dans des superalliages revêtus de barrière thermique en céramique. Cependant, la présence des artefacts reste problématique et montre que la normalisation n'est pas suffisante pour produire

des images facilement interprétables. Il s'avère donc nécessaire de définir des méthodes expérimentales ou numériques permettant de réduire voire de supprimer leurs contributions.

### 2.5.9. Limite de la normalisation

Comme cela a été développé au paragraphe 2.3, la rugosité de surface peut largement contribuer à l'émission d'infrarouge. Au passage d'une tache laser circulaire ou linéaire, les grains présents en surface, thermiquement isolés par la présence d'air à leurs bordures, atteignent des températures bien supérieures à celle de la barrière thermique, comprise entre 1000 et 2000K. Dans le cas d'une tache laser dont le diamètre ou la largeur est de l'ordre de grandeur de la taille caractéristique de ces grains, le gradient thermique observé est trop élevé pour être géré par la dynamique de la caméra. Il en résulte une saturation des pixels, affectant une zone du capteur bien plus large que le grain lui-même (Figure 56).

Au cours du post-traitement des films de balayages, la saturation affecte inévitablement la tache de détection qui correspond à un groupe de pixels dont on calcule le niveau numérique moyen global ou par ligne, selon que la tache laser est circulaire ou linéaire (paragraphe 2.5.3.2). Ce calcul est reproduit sur chaque image brute et permet in fine de remonter à la variation de température en tout point du balayage. La Figure 56 montre un exemple de tache de détection (rectangle noir) affecté par la saturation du capteur SWIR dans le cas d'un chauffage réalisé au moyen d'une ligne laser.



Figure 56 : Image brute saturée par l'échauffement d'un grain à la surface de la barrière thermique (le rectangle noir correspond à la tache de détection utilisée pour extraire la colonne de pixels).

La méthode de reconstruction des images SWIR *aller* et *retour* colonne par colonne conduit à transformer les taches de saturation, causées par des défauts quasi circulaires d'une centaine de microns de diamètre, en taches linéaires parfaitement et toujours verticales dont la longueur atteint

plusieurs centaines de microns sur les images reconstruites *aller* et *retour* (Figure 55).Il faut noter que sur ces images, l'amplitude du signal infrarouge de ces artefacts est plus faible que l'amplitude du signal émis par une fissure, car la saturation est un évènement ponctuel, fortement amoindri par le calcul de la moyenne globale ou par ligne. Cependant la saturation dépend très fortement de la position du faisceau laser de chauffage. De ce fait, l'incertitude de positionnement des platines de translation linéaires conduit à de fortes variations d'amplitude (Δa Figure 57) du signal infrarouge entre le balayage aller et le balayage retour, ou à un décalage des maxima (Δp Figure 57). Ces variations d'amplitude étant plus importantes dans le cas d'un artefact que dans le cas d'une fissure (Δf Figure 57), la normalisation réduit la contribution thermique de la fissure mais elle amplifie la contribution des grains de zircone. D'autres méthodes de traitement des images obtenues par la méthode flying spot existent, notamment en affichant la dérivé du champ de température [Schlichting12], mais ces méthodes restent seulement applicables à des surfaces non revêtues de céramique et donc homogène à l'échelle de la tache de chauffage.



Profils thermiques aller et retour selon la coupe AB



Figure 57 : Comparaison des profils thermiques aller et retour issus d'images reconstruites.

Deux méthodes peuvent être mises en œuvre pour s'affranchir de ces artefacts. La première consiste à utiliser un filtre numérique directionnel afin de mettre en valeur les fissures qui présentent un gradient horizontal plus fort qu'un artefact. La seconde méthode est purement expérimentale et consiste à augmenter les dimensions de la tache laser afin d'être moins sensible à l'hétérogénéité de chauffage liée à la rugosité.

## 2.5.9.1. Méthode de traitement numérique des images SWIR : utilisation d'un filtre de Sobel

Un filtre de Sobel est un filtre numérique utilisé pour détecter les contours des objets dans une image. L'opération consiste à calculer les gradients selon les directions horizontale et verticale en convoluant l'image avec les matrices suivantes :

$$Sx = \begin{pmatrix} 1 & 0 & -1 \\ 2 & 0 & -2 \\ 1 & 0 & -1 \end{pmatrix} \quad et \quad Sy = \begin{pmatrix} 1 & 2 & 1 \\ 0 & 0 & 0 \\ -1 & -2 & -1 \end{pmatrix}$$



Figure 58 : Effet d'un filtre de Sobel selon les deux directions de l'image.

L'observation des images reconstruites *aller* et *retour* montre que le signal infrarouge émis par une fissure présente un fort gradient selon l'axe horizontal de l'image, contrairement aux artefacts liés à la présence de grains de zircone en surface. La convolution des images reconstruites par la matrice *Sx* permet alors de mettre en valeur les fissures tout en réduisant fortement la contribution des artefacts. Il convient alors d'additionner les deux images afin d'améliorer le rapport S/N (Figure 59).



Figure 59 : Comparaisons des images SWIR normalisées (à gauche) et traitées avec un filtre de Sobel (à droite) dans le cas d'une fissure SH dans une aube TuHP (les craquelures de la BT en bord d'aération sont également visibles sur ces images puisqu'elles sont des résistances thermiques au même titre que les fissures du substrat).

Ce traitement est très différent de la méthode de normalisation exposée précédemment, et présente l'avantage de donner de bons résultats avec une seule image de balayage. La procédure d'acquisition est simplifiée puisqu'il n'est plus nécessaire de réaliser un double balayage. En revanche ce traitement ne permet plus de faire la distinction entre un signal infrarouge produit par un effet de résistance thermique, et un signal infrarouge produit par une modification locale des propriétés optiques de surface, ce qui peut conduire à de fausses alertes. Il apparaît donc nécessaire de mettre au point une procédure expérimentale, qui permet de s'affranchir des effets de la rugosité au cours de la phase d'acquisition des signaux infrarouges. De cette manière, il sera possible d'utiliser la normalisation efficacement pour le traitement des images SWIR de fissures d'aubes TuHP.

## 2.5.9.2. Méthode expérimentale : influence des dimensions de la tache de chauffage sur le signal flying spot.

Ce travail part du principe que seule la normalisation permet de signaler une fissure avec certitude, par la mise en évidence de ses propriétés thermiques spécifiques. Le recours systématique à la normalisation nécessite donc d'éliminer les artefacts liés à la rugosité de surface dès la phase d'acquisition du signal SWIR, puisqu'il a été montré expérimentalement, que ce procédé n'est pas efficace s'il est utilisé pour traiter un signal fortement perturbé par les grains de zircone. La méthode consiste donc à utiliser une tache de chauffage dont la surface est plus élevée que la surface apparente des grains de zircone. La surface apparaît alors comme homogène à l'échelle de la tache laser. La tache de chauffage se présente alors comme une gaussienne déformée par la vitesse, centrée sur la tache laser, et dont le profil est indépendant, en tout point, de la présence ou non de grains de zircone.



Figure 60 : Profil thermique de la tache de chauffage pour un faisceau laser incident de 200µm de diamètre.



Figure 61 : Profil thermique de la tache de chauffage pour un faisceau laser incident de 500µm de diamètre.



Figure 62 : Image SWIR d'une fissure de 15µm de large dans une zone de l'aube revêtue de barrière thermique, en fonction du diamètre du faisceau laser de chauffage.

La Figure 62 montre que la normalisation des images SWIR supprime efficacement la contribution thermique des grains de zircone pour un rayon de tache laser supérieur ou égale à 250µm, soit environ 5 fois le diamètre caractéristique des grains présents sur la zone inspectée. Le rapport entre la surface de la tache laser de chauffage et la surface apparente des grains doit donc être impérativement supérieur à 25 pour que le contrôle par thermographie active flying spot fournisse une image SWIR normalisée exploitable. La connaissance de ce rapport surfacique critique permet désormais de dimensionner le diamètre de la tache laser en fonction de la rugosité de la zone inspectée.

# 2.6. Etude comparative des résultats expérimentaux et fournis par le modèle

## 2.6.1. Etude comparative des profils thermiques d'une fissure et d'une entaille dans de l'AM1 non revêtu de barrière thermique en fonction de la vitesse de balayage

Les équations du modèle photothermique montrent que le jeu de paramètres expérimentaux qui influent sur le signal infrarouge reçu par le détecteur est relativement réduit. Le profil thermique d'une fissure ou d'un défaut optique dépend essentiellement de la vitesse de balayage, de la position de la tache de détection par rapport à la tache laser et du rapport surfacique entre ces deux taches, et enfin des propriétés optiques de surface que sont l'absorptivité et l'émissivité.

Nous commencerons par étudier l'influence de la vitesse sur les résultats fournis par la simulation et par l'expérimentation.

La vitesse est un paramètre qui agit sur le champ de température au voisinage d'une fissure ou d'un défaut optique au travers du nombre de Peclet. Ce nombre adimensionné rend compte de la compétition entre la vitesse de balayage qui tend à produire un gradient thermique fort en avant de la tache de chauffage, et la diffusivité thermique qui tend à homogénéiser la température de l'échantillon. Un faible nombre de Peclet, inférieur à 1, signifie que la vitesse de balayage n'est pas suffisante pour s'affranchir de l'effet de la diffusion thermique dans la zone observée. Il en résulte que le détecteur est sensible à des variations des propriétés thermiques locales du matériau, situées dans une zone bien plus large que la tache de détection. Dans le cas inverse, le détecteur ne voit que l'effet immédiat de l'échauffement laser et il n'est pas sensible aux variations des propriétés thermiques locales en dehors de la tache de détection.

Pour des raisons techniques liées notamment à la fréquence d'échantillonnage de la caméra SWIR limitée à 50Hz, il est nécessaire de balayer la surface de l'échantillon à une vitesse de l'ordre de 1mm.s<sup>-1</sup>. En pratique, la vitesse de balayage est inférieure ou égale à 2,5mm.s<sup>-1</sup> (vitesse maximale des platines de translation linéaire), ce qui correspond à nombre de Peclet de 0,21. Ainsi, le déplacement entre deux images brutes successives n'induit pas de « zones d'ombre » non observées d'une largeur supérieure ou égale à la largeur d'un pixel pendant le balayage. Pour couvrir les « zones d'ombre » résiduelles pour des vitesses supérieures à 1.5mm.s<sup>-1</sup> (le produit de la fréquence d'acquisition et de la vitesse de balayage est supérieur à largeur du pixel), on réalise plusieurs balayages de la même zone,

puis par interpolation, on produit un profil thermique ou une image reconstruite. Ce processus est nommé « multibalayage ».



Position adimensionnée de la tache de détection par rapport à la fissure

Figure 63 : Profils thermiques simulés d'une fissure de 15µm de largeur dans un échantillon d'AM1 pour une vitesse (nombre de Peclet) croissante.

Les profils thermiques de la Figure 63 montrent un échauffement de part et d'autre de la fissure, dont la différence d'amplitude varie comme la vitesse. Ce résultat, qui peut sembler aller à l'encontre de ceux donnés par Gruss [Gruss93] et Krapez [Krapez99], s'explique par les faibles nombres de Peclet utilisés pour réaliser ce calcul. Une seconde élévation de température remplace le refroidissement attendu en aval de la fissure conformément aux travaux cités précédemment. Cette élévation de température est directement liée à l'accumulation de la chaleur qui a pour effet d'élever la température du côté aval de la fissure, avant même que le dispositif de détection ait le temps de s'en éloigner. On peut en déduire que pour un nombre de Peclet tendant vers 0, l'amplitude des élévations de température, de part et d'autre de la fissure, tendent à s'égaliser, ce qui a pour effet de symétriser le profil thermique d'une fissure. En revanche, pour des nombres de Peclet supérieurs à 1, le détecteur ne « voit » pas l'accumulation de chaleur en aval de la fissure, puisque qu'il s'en éloigne suffisamment vite pour ne pas être affecté par le front de chaleur lié à cet échauffement. Le profil thermique de la fissure est, dans ce cas, bipolaire.



Figure 64 : Graphique représentant les trois types de profils thermiques possibles au niveau d'une fissure dans le cas d'une observation par thermographie active flying spot.

Expérimentalement, l'effet de la vitesse sur le profil thermique de type flying spot, a été évalué dans le cas d'une fissure et dans le cas d'une entaille dans de l'AM1 non revêtu de barrière thermique. Pour cette série d'essais, le rayon de la tache de chauffage est fixé à 250µm et le panel de vitesse s'étend de 0,1 à 2,5mm.s<sup>-1</sup>, ce qui correspond à des nombres de Peclet respectifs de 0,008 et 0,2. Les profils thermiques expérimentaux sont présentés dans la Figure 65.



Figure 65 : Profils infrarouges *aller* (rouge) et *retour* (vert) obtenus au travers d'une fissure de 15µm de large en pied d'aube, et d'une entaille de 300µm de large dans une éprouvette d'AM1 non revêtue de barrière thermique ( $r_s = 250$ µm,  $r_d = r_s$ ,  $x_d = 0$ ).

Sur la Figure 65, les profils infrarouges noir et gris correspondent respectivement à l'évolution de la température le long des balayages *aller* et *retour*. Ces profils sont conformes avec le modèle puisque dans les deux cas, on peut observer une élévation de température asymétrique de part et d'autre de la fissure et de l'entaille. Cependant, on remarque que dans le cas de la fissure et pour des vitesses supérieures à 1.5mm.s<sup>-1</sup>, la distinction entre les élévations de température en amont et en aval de la fissure n'est plus possible. Deux raisons expliquent la continuité apparente du profil au travers de la fissure : d'une part l'effet combiné d'un échauffement moins marqué en aval de la fissure avec l'augmentation conjointe de l'absorptivité et de l'émissivité et d'autre part un manque de résolution spatiale.

Le modèle photothermique montre qu'une augmentation de la vitesse de balayage induit une augmentation du contraste thermique entre l'amont et l'aval de la fissure, puisque la diffusion de la chaleur accumulée en aval de la fissure affecte moins la tache de détection. La contribution du second pic de température au signal thermique total au travers de la fissure s'en trouve fortement réduit. Le modèle photothermique montre également que l'augmentation locale de l'absorptivité et de l'émissivité au niveau de la fissure produit un signal infrarouge asymétrique par rapport au plan de la fissure dont le maximum se situe entre les deux pics thermiques. Ce signal d'origine optique s'ajoute au signal thermique et lisse le profil infrarouge de la fissure. Ce lissage est d'autant plus efficace que la vitesse s'accroît, puisque le profil optique est d'autant plus étalé que la vitesse est élevée. La somme des effets thermiques et optiques à vitesses élevées, dans notre cas au-delà de 1,5mm.s<sup>-1</sup>, conduit à un profil infrarouge asymétrique dont le premier maximum masque partiellement le second. Cependant ce masquage partiel ne suffit pas à expliquer complètement l'impossibilité de distinguer les deux élévations de température de part et d'autre de la fissure.

La seconde raison est purement expérimentale. Pour une vitesse supérieure à 1,5mm.s<sup>-1</sup>, la fréquence de la caméra n'est plus suffisante pour que les pixels du capteur couvrent chaque point de la zone balayée. La résolution n'est alors plus suffisante pour distinguer les deux augmentations de température, en dépit du dispositif de balayages multiples présenté précédemment et qui permet de compenser partiellement cette limitation expérimentale.

Dans le cas de l'entaille, l'interprétation des profils thermiques est plus simple car plus proche des résultats fournis par le modèle photothermique. Comme cela a été précisé précédemment, la largeur de l'entaille est du même ordre de grandeur que la tache laser. Le signal infrarouge est exclusivement d'origine thermique, lié au blocage de la diffusion thermique au travers de l'entaille. Le signal optique est absent du signal infrarouge puisque l'entaille n'est pas assimilable à un corps noir, ce qui évite l'effet de lissage du profil. L'absence d'effet optique et la largeur de l'entaille, qui compense le manque de résolution visible dans le cas d'une fissure, permettent d'observer les deux élévations de température prédites par le modèle, et ceci de 0,1 à 2,5mm.s<sup>-1</sup>.

104

Les variations d'amplitude de part et d'autre de l'entaille ne sont pas compatibles avec les résultats obtenus au moyen du modèle photothermique. Les profils thermiques simulés montrent, en effet, que l'élévation de température en amont de la fissure est toujours supérieure à l'élévation de température en aval. Or les profils expérimentaux, réalisés sur l'entaille et sur la fissure, montrent que la température en aval de la fissure peut être supérieure à la température en amont. Cette observation s'explique par le fait que l'absorptivité et l'émissivité varient continuellement sur toute la zone balayée et pas seulement au niveau de la fissure. Le modèle photothermique ne tient pas compte de ces variations locales des propriétés optiques de surface en dehors de la fissure.

# 2.6.2. Etude de l'influence de la vitesse sur les images SWIR d'une fissure dans de l'AM1 non revêtu de barrière thermique



Figure 66 : Evolution des images SWIR normalisées et des profils thermiques normalisés au travers d'une fissure de 15µm de largueur située en pied d'aube, en fonction de la vitesse de balayage ( $r_s$  = 250µm,  $r_d$  =  $r_s$ ,  $x_d$  = 0).

La Figure 66 regroupent les profils thermiques normalisés issus de la soustraction des profils *aller* et *retour*, ainsi que les images SWIR de cette fissure, également normalisées, pour des vitesses allant de 0,1 à 2,5mm.s<sup>-1</sup>.

On a observé précédemment que les profils thermiques *aller* et *retour* expérimentaux sont différents de ceux calculés par le modèle photothermique pour des raisons liées à des variations aléatoires des propriétés optiques de surface. La normalisation de ces profils permet de s'affranchir efficacement de ces variations comme le montre la Figure 66. Ces profils sont parfaitement compatibles avec les résultats du modèle, avec un signal nul en zone saine et bipolaire au niveau de la fissure.

L'analyse des images SWIR et des profils thermiques amène à deux remarques. Tout d'abord le choix d'une faible vitesse de balayage, inférieure à 0,5mm.s<sup>-1</sup>, génère un bruit thermique, qui n'empêche pas d'interpréter correctement le résultat, mais qui en réduit fortement la qualité. Ce bruit est dû à la présence de défauts optiques ou d'impuretés qui se sont déposées sur la surface de la zone inspectée au cours de l'utilisation de l'aube. Au cours d'un balayage à faible vitesse, ces éléments sont exposés plus longuement au rayonnement laser et les températures peuvent localement dépasser de 100 à 200K les températures attendues. L'amplitude de ces élévations de température est très dépendante de la position du faisceau laser de chauffage par rapport au défaut et ne pas être exactement identique dans les balayages aller et retour, du fait de l'incertitude de positionnement des platines de translations. Ces défauts sont donc le siège de fortes variations de température entre deux balayages, qui ne sont pas éliminées par la normalisation, mais sont au contraire mises en valeur. Ce problème est similaire à celui rencontré dans le cas d'une observation sur un échantillon revêtu de barrière thermique (paragraphe 2.5.8.2), mais il n'intervient cette fois-ci qu'à basse vitesse. L'état de surface de l'AM1 non revêtu est en effet suffisamment homogène pour que la normalisation supprime efficacement les contributions infrarouges des défauts optiques et des impuretés de surface.

L'analyse des résultats de la Figure 66 montre aussi que le niveau du signal normalisé en zone saine n'est pas exactement nul pour des vitesses de balayage supérieures à 1,5mm.s<sup>-1</sup>. Ces résultats sont contradictoires avec ceux fournis par le modèle photothermique, qui prédit que la normalisation est d'autant plus efficace en zone saine que la vitesse est élevée. Il est très probable que cette différence d'amplitude est liée à un préchauffage de l'échantillon avant que l'acquisition commence, dans le cas de l'élévation de température en amont, et lié à l'échauffement de l'échantillon au cours du premier balayage, pour l'élévation de température en aval.
Les résultats expérimentaux précédents montrant l'impact de la vitesse sur les profils thermiques et sur les images SWIR normalisées, permettent d'affiner les choix expérimentaux prédéfinis grâce au modèle photothermique. On peut en déduire que dans le cas d'une fissure située dans une zone non revêtue de barrière thermique, une vitesse de 1 à 1,5mm.s<sup>-1</sup> est optimale pour obtenir un signal infrarouge type flying spot contrasté, avec un fort rapport S/N, garant d'une détection efficace. La vitesse n'est cependant pas le seul paramètre influant sur le signal infrarouge, qui peut être également être optimisé en faisant varier la position de la tache de détection par rapport à la tache laser.

2.6.3. Etude de l'influence de la position de la tache de détection par rapport à la tache laser sur les images SWIR d'une fissure dans de l'AM1 non revêtu de barrière thermique



Figure 67 : Evolution des images SWIR normalisées et des profils thermiques normalisés au travers d'une fissure de 15µm de largueur située en pied d'aube, en fonction de la position de la tache de détection par rapport à la tache de chauffage sur le balayage *aller* ( $r_s = 250\mu$ m, v = 1mm.s<sup>-1</sup>,  $r_d = r_s$ ).

Contrairement à la vitesse de balayage, la position optimale de la tache de détection par rapport à la tache laser est évaluée uniquement de façon expérimentale. La raison de ce choix vient du fait que dans le modèle, la position de la tache de détection est inversée entre le balayage *aller* et le balayage *retour* afin de conserver la même configuration entre les deux balayages, alors qu'expérimentalement ce n'est pas le cas pour des raison de complexité de mise en œuvre. Il n'est donc pas possible de comparer les résultats fournis par le modèle photothermique et par les résultats expérimentaux. Dans la Figure 67, un décalage positif entre la tache de détection et la tache laser, sur le balayage *aller*, correspond donc à un décalage négatif sur le balayage *retour*.

Les images SWIR normalisées présentées dans la Figure 67 montrent qu'un décalage de la tache de détection vers l'arrière de la tache laser sur le balayage *aller*, c'est-à-dire pour des valeurs de rd inférieures à 0, provoque un déséquilibre du contraste qui devient faible en amont de la fissure et fort en aval. Cette différence est directement liée à l'impact de la diffusion de la chaleur au niveau de la tache de détection. Sur le balayage aller, la tache de détection correspond à une zone située en arrière de la tache laser et donc en retard par rapport à l'échauffement. Au voisinage de la fissure, l'élévation de température est alors moins marquée, puisque le retard entre la tache de chauffage et la tache de détection est suffisant pour qu'il y ait une diffusion efficace de la chaleur excédentaire dans le matériau. En revanche, sur le balayage *retour* la tache de détection est en avance sur la tache de chauffage, mais le nombre de Peclet étant inférieur à 1, l'échauffement produit par le laser est tout de même observable par le détecteur infrarouge. Au voisinage de la fissure, l'élévation de température est cette fois-ci, peu affectée par la diffusion thermique, ce qui améliore le contraste.

Pour des valeurs de  $r_s$  supérieures à 0, l'effet est inversé, avec un meilleur contraste en amont de la fissure. La configuration actuelle du balayage impose donc de choisir entre un contraste plus marqué en amont ou en aval de la fissure dans le cas d'un décalage entre la tache de détection et la tache laser. La possibilité d'inverser la position de la tache de détection au retour doit être intégrée au programme de traitement des films SWIR afin que le contraste de l'image normalisée soit indépendant du sens de balayage utilisé comme référence.

La Figure 67 montre finalement que le décalage des deux taches a finalement peu d'impact sur l'image SWIR normalisée finale dans le cas d'une fissure dans de l'AM1 non revêtu de barrière thermique. La modification du programme de traitement n'est donc pas une étape prioritaire pour l'optimisation du banc optique de thermographie active flying spot.

110

## 2.6.4. Etude de l'influence du diamètre de la tache de détection par rapport à la tache laser sur les images SWIR d'une fissure dans de l'AM1 non revêtu de barrière thermique

Le dernier paramètre à optimiser correspond au rapport entre le diamètre de la tache de détection et le diamètre de la tache laser. Une série de simulations avec le modèle photothermique montre que l'amplitude du signal infrarouge normalisé de la fissure, est d'autant plus contrastée que le diamètre de la tache de détection est faible. Ce résultat se conçoit aisément : en réduisant le diamètre de la tache de détection, on se focalise sur le centre de la tache de chauffage, là où la température est la plus élevée, et on exclut la zone périphérique de la tache de chauffage, où la température est moindre. Ainsi, plus le diamètre de la tache de détection diminue, plus la température moyenne de la zone observée augmente, ce qui conduit après normalisation, à un profil bipolaire de forte amplitude. D'après ces résultats de simulation, on peut donc en déduire que le diamètre de la tache de détection devra être petit devant le diamètre de la tache laser, afin d'optimiser le contraste et ainsi minimiser le rapport S/N.



Figure 68 : Variation du signal infrarouge normalisé d'une fissure en fonction du diamètre de la tache de détection par rapport au diamètre de la tache laser.



Figure 69 : Evolution des images SWIR normalisées et des profils thermiques normalisés au travers d'une fissure de 15µm de largueur située dans une zone de l'aube non revêtue de barrière thermique, en fonction du diamètre de la tache de détection par rapport au diamètre de la tache laser, à vitesse fixe ( $r_s$  = 250µm, v = 1mm.s<sup>-1</sup>,  $x_d$  = 0).

Expérimentalement, les essais ont confirmé la hausse de l'amplitude du profil thermique bipolaire de la fissure, dans des proportions tout à fait comparables avec les valeurs données par le modèle. Ainsi, le gain en amplitude pour une réduction du diamètre de 2.5r<sub>s</sub> à 0.1r<sub>s</sub> vaut 4.5 selon le modèle photothermique et 6 selon les résultats expérimentaux.

En revanche, on peut remarquer que la réduction du diamètre de la tache laser entraîne une réduction du rapport S/N, ce qui va à l'encontre du modèle photothermique. Cette augmentation du bruit s'explique par le fait que la tache de détection couvre moins de pixels, et de ce fait, la reconstruction de l'image est bien plus sensible aux fluctuations des valeurs des pixels au cours des balayages. Ces fluctuations aléatoires ne sont pas supprimées par la normalisation et elles persistent dans l'image SWIR finale. En revanche, lorsque le diamètre de la tache de détection augmente, le nombre de pixels utilisés pour reconstruire les images *aller* et *retour* est plus important, et par effet de moyenne, ces fluctuations s'annulent. La normalisation est alors plus efficace et le rapport S/N s'améliore. On peut noter que pour un rayon de tache de détection supérieur à 1,5 fois le rayon laser, la qualité de l'image ne s'améliore plus, car la valeur des pixels en dehors de la tache de chauffage est nulle.

En conclusion, d'après les résultats expérimentaux, une tache de détection dont le rayon vaut entre 1 et 1,5 fois le rayon de la tache laser s'avère être un choix judicieux, car le compromis entre l'amplitude maximale du signal bipolaire et le contraste, est optimisé.



## 2.6.5. Etude de l'influence de la vitesse sur les images SWIR d'une fissure dans de l'AM1 revêtu de barrière thermique

Figure 70 : Evolution des images SWIR normalisées et des profils thermiques normalisés au travers d'une fissure de 15µm de largueur située dans une zone de l'aube revêtue de barrière thermique, en fonction de la vitesse de balayage ( $r_s = 250$ µm,  $r_d = r_s$ ,  $x_d = 0$ ).

Les fissures que l'on cherche à mettre en évidence par thermographie active flying spot, se situent essentiellement dans des zones revêtues de barrière thermique. La barrière thermique de zircone possède d'une part des propriétés thermiques sensiblement différentes de celles de l'AM1, notamment une diffusivité plus faible, et d'autre part une structure colonnaire et une rugosité de surface qui induisent de nombreuses résistances thermiques comme cela a été précisé au paragraphe 2.3. La diminution de la diffusivité entraîne, à vitesse constante, une augmentation du nombre de Peclet. D'après le modèle photothermique, le profil thermique *aller* ou *retour* est d'autant plus dissymétrique que le nombre de Peclet est grand (Figure 64). On peut donc s'attendre à obtenir des profils *aller* et *retour* bipolaires sur toute la plage de vitesse, de 0.1 à 2.5mm.s<sup>-1</sup>, plus contrasté que dans le cas de l'AM1 brut.

Expérimentalement, le résultat s'oppose à la simulation, puisque le profil bipolaire de la fissure n'est clairement identifiable dans l'image normalisée, qu'à partir de 1.5mm.s<sup>-1</sup>. Ce résultat peut s'expliquer par le blocage de la diffusion de la chaleur dans le plan à cause de la structure colonnaire de la barrière thermique, comme dans le cas d'une fissure. Au cours d'un balayage l'échauffement se trouve confiné dans une zone dont les dimensions sont sensiblement les mêmes que celles de la tache laser. L'apport d'énergie via l'excitation laser est donc plus efficace et la température atteinte au niveau de la tache de chauffage est plus élevée que dans le cas de l'AM1 brut. De ce fait, l'échauffement est plus facilement détectable par la caméra SWIR. Ce confinement est bien visible lorsque l'on compare les images SWIR de la Figure 67 et de la Figure 70, dont les dimensions sont identiques, et qui ont été réalisées respectivement sur de l'AM1 brut et sur de l'AM1 revêtu de zircone, avec une tache laser de même diamètre (500µm). Bien que cela puisse apparaître comme un avantage, cette propriété de la barrière thermique restreint la plage de vitesses efficaces pour la détection de fissure. En effet, la mise à l'équilibre thermique de la zone chauffée est accélérée par le confinement de la chaleur et la température s'équilibre en une dizaine de millisecondes. Expérimentalement, cela a pour effet de symétriser le profil thermique par rapport à la fissure pour des vitesses inférieures à 1mm.s<sup>-1</sup>. Les profils thermiques obtenus au cours des balayages aller et retour sont donc strictement identiques, y compris au voisinage de la fissure, et par conséquent, ils sont éliminés par la normalisation. Pour retrouver des variations de températures dissymétriques par rapport à la fissure, et opposées d'un balayage à l'autre, il est impératif d'augmenter la vitesse de balayage au-delà de 1,5mm.s<sup>-1</sup>. La vitesse est alors suffisante pour éviter la mise à l'équilibre thermique de la tache de chauffage, ce qui permet alors à la caméra SWIR d'être sensible à la variation de température en amont et en aval de la fissure, au cours des deux balayages. Dans ce cas, le procédé de normalisation retrouve son efficacité et fournit des images contrastées de la fissure.

2.6.6. Etude de l'influence de la position de la tache de détection par rapport à la tache laser sur les images SWIR d'une fissure dans de l'AM1 revêtu de barrière thermique



Figure 71 : Evolution des images SWIR normalisées et des profils thermiques normalisés au travers d'une fissure de 15µm de largueur située dans une zone de l'aube revêtue de barrière thermique, en fonction de la position de la tache de détection par rapport à la tache de chauffage sur le balayage *aller* ( $r_s$  = 250µm, v = 2,5mm.s<sup>-1</sup>,  $r_d$  =  $r_s$ ). Les résultats expérimentaux présentés dans la Figure 71 sont très similaires aux résultats de la Figure 67, obtenus sur de l'AM1 non revêtu de barrière thermique. En effet, le profil bipolaire de la fissure est parfaitement identifiable et contrasté, pour des valeurs de décalage laser/détection de  $-1r_s à 1r_s$ .

L'observation des images SWIR normalisées laisse tout de même penser qu'un décalage positif sur le balayage *aller* donne de meilleurs résultats, avec un rapport S/N plus favorable. Cependant, l'observation des profils thermiques (à droite sur la Figure 71) montre que le décalage des taches de chauffage et de détection n'a aucun impact sur le signal infrarouge, conformément à la conclusion du paragraphe 2.6.3. L'impression d'une amélioration du rapport S/N avec une augmentation du décalage, est donc uniquement due à la plage de couleurs utilisée pour représenter les variations du signal infrarouge normalisé.

Cette série d'essais montre finalement que le décalage entre les deux taches n'a pas une influence significative sur l'image SWIR normalisée de la fissure, à cette échelle d'observation, sur un revêtement en zircone. On pourra donc se contenter d'appliquer un décalage nul pour mettre en évidence le signal infrarouge bipolaire des fissures dans les aubes TuHP. 2.6.7. Etude de l'influence du diamètre de la tache de détection par rapport à la tache laser sur les images SWIR d'une fissure dans de l'AM1 revêtu de barrière thermique



Figure 72 : Evolution des images SWIR normalisées et des profils thermiques normalisés au travers d'une fissure de 15µm de largueur située dans une zone de l'aube revêtue de barrière thermique, en fonction du diamètre de la tache de détection par rapport au diamètre de la tache laser, à vitesse fixe ( $r_s$  = 250µm, v = 2,5mm.s<sup>-1</sup>,  $x_d$  = 0).

Les résultats d'une variation du diamètre de la tache de détection sont en tous points comparables aux résultats présentés dans la Figure 69. L'explication de ces résultats sur une zone revêtue de zircone, et la conclusion qui en résulte sont identiques au paragraphe 2.6.4. Il est donc judicieux de choisir une tache de détection dont le rayon est compris entre 1 et 1,5 fois le rayon de la tache laser.

#### 2.7. Conclusion du chapitre

Les résultats des simulations réalisées au moyen du modèle photothermique, et les résultats expérimentaux, permettent désormais de dresser un cahier des charges pour la réalisation d'un endoscope pour l'inspection in situ des aubes TuHP. Ce cahier des charges est qualitatif et il sera réalisé de manière quantitative dans le cadre d'un contrat entre les AIA et l'Onera portant sur la réalisation d'un dispositif industrialisable.

L'endoscope Visible/SWIR pourra être développé à partir d'un toron d'endoscope industriel classique. Ces torons sont constitués de fibres optiques en quartz qui ne fluorescent pas dans la gamme SWIR, au passage d'un faisceau laser émettant à 514nm (laser Argon). Il conviendra donc d'opter pour un laser émettant à la même longueur d'onde, ou sur une gamme proche. Ce choix a un double intérêt. Premièrement, les diodes laser, émettant entre 800 et 900nm, peuvent faire fluorescer les fibres dans la gamme SWIR, ce qui masque le flux produit par l'échauffement de l'aube TuHP. Deuxièmement, dans le cas d'un laser émettant autour de 500nm, il existe des lames dichroïques sur le marché permettant la séparation du rayonnement laser et du rayonnement SWIR.

Les résultats expérimentaux ont montré que le diamètre de la tache laser (ou la largeur de la ligne laser) doit être supérieur ou égal à 500µm afin qu'à l'échelle de la tache de chauffage, la surface de la barrière thermique apparaisse comme homogène, éliminant ainsi l'effet thermique des grains de zircone. Pour rester dans une gamme de puissance compatible avec les lasers disponibles actuellement (20W pour un laser compatible avec les conditions d'utilisation propres à cette étude), il est nécessaire de choisir une ligne laser dont la largeur est comprise entre 2 et 2,5mm sur la surface de l'aube TuHP, ce qui n'est pas pénalisant puisque les fissures recherchées sont de longueur millimétrique.

Pour ce qui concerne les paramètres expérimentaux liés au balayage, nous avons vu dans ce chapitre qu'il est possible d'agir sur la vitesse, sur la position de la tache de détection par rapport à la tache de chauffage, et sur le rapport des diamètres de ces deux taches. Les résultats présentés dans les Figure 66 et Figure 67, et dans les Figure 69 à Figure 72 montrent que seul le choix de la vitesse est déterminant pour l'optimisation de la détection des fissures. Les essais sur l'AM1 brut ont montré

119

que les fissures peuvent être détectées pour des vitesses comprises entre 0.1 et 2.5mm.s<sup>-1</sup>. Cependant, le contraste est nettement amélioré dès que la vitesse dépasse 0.8mm.s<sup>-1</sup>. Le choix d'une vitesse comprise entre 0.8 et 2.5mm.s<sup>-1</sup> est donc tout à fait adapté à la détection d'une fissure dans une zone de l'aube non revêtue de barrière thermique. En revanche, les résultats expérimentaux montrent que le choix de la vitesse de balayage est plus critique pour la détection de fissure dans les zones de l'aube qui sont revêtues de barrière thermique, et doit impérativement dépasser 1.5mm.s<sup>-1</sup> pour lever complètement le doute sur la présence d'une fissure. Il convient donc de choisir une vitesse comprise entre 1.5 et 2.5mm.s<sup>-1</sup> pour bénéficier d'un contraste optimisé pour la détection de fissure dans les zones l'AM1 revêtu de barrière thermique.

La validation finale du banc de thermographie SWIR de type flying spot non fibré et des choix expérimentaux pour optimiser la détection de fissures, a pu être réalisée sur des aubes TuHP en retour d'expérience. Ces aubes montrent plusieurs types de fissures, situées dans des zones qui présentent des états de surfaces variés (AM1 brut, revêtement en zircone plus ou moins dégradé...), ce qui a permis de tester les capacités de détection du banc de thermographie flying spot avec tous les cas de figure qui pourront se présenter au cours d'une inspection.

## Chapitre 3. Validation de la thermographie active flying spot dans la gamme SWIR pour la détection de fissure dans des aubes TuHP

TABLE DE MATIERES :

3.1.	TYPE DE FISSURES OBSERVABLES SUR UNE SERIE D'AUBE EN RETOUR D'EXPERIENCE	. 125
3.2.	OBSERVATIONS VISIBLES ET SWIR DES FISSURES	. 126
3.2.1.	Crique de type DE	126
3.2.2.	Crique de type SH	130
3.2.3.	Criques de type BE	136
3.3.	UTILISATION DES DONNEES EXPERIMENTALES POUR LA SIMULATION DE LA PROPAGATION D'UNE	
FISSURE	137	
3.3.1.	Choix du type de fissure à modéliser	137
3.3.2	Définition des paramètres utiles à la simulation de la propagation de fissures	138
3.4.	CONCLUSION DU CHAPITRE.	. 139

Ce chapitre présente les résultats des observations de fissures par microscopie visible et thermographie SWIR de type flying spot, réalisées sur des aubes TuHP en retour d'expérience. Ce travail s'est focalisé sur deux types de fissures, de type DE et de type SH, qui sont les plus fréquentes sur les aubes TuHP prêtées par les AIA. Par ailleurs, ce choix est intéressant par le fait que les fissures de type DE sont situées dans une zone dépourvues de barrière thermique, permettant ainsi de valider le banc de thermographie SWIR sur un cas simple, alors que les fissures de type SH sont situées sur une partie de l'aube qui est revêtue de zircone, ce qui rassemble toutes les difficultés liées à l'utilisation de la thermographie active sur un revêtement céramique (granulosités du revêtement, complexité de la structure...). Ces criques sont ainsi de bons exemples pour la validation de la thermographie active SWIR dans le cas de la détection de fissures dans des aubes TuHP en service. Ces fissures présentent également l'avantage de se propager suivant une trajectoire très similaire d'une aube à l'autre. Cette reproductibilité est favorable à l'utilisation de ces données expérimentales (longueurs et inclinaisons), pour la détermination de la propagation et donc de la durée de vie résiduelle d'une aube au moyen du code de calcul ZéBuLoN, évidemment limitée à des cas de chargements et de température particuliers.

#### 3.1. Type de fissures observables sur une série d'aube en retour d'expérience

L'objectif de la thermographie active SWIR type flying spot est de valider, in situ, la présence d'une fissure en cas de doute lors de l'inspection classique, dans le domaine visible. Il s'avère donc nécessaire de tester la méthode sur plusieurs types de fissures, sur des surfaces revêtues ou non de barrière thermique, ou présentant une rugosité plus ou moins prononcée. Pour permettre ces essais, sept aubes TuHP en retour d'expérience ont été prêtées par les AIA de Bordeaux. Elles présentent quatre types de criques dont les positions sur l'aube sont indiquées sur la Figure 73.



Figure 73 : Positions des quatre types de fissures présents dans les aubes TuHP en retour d'expérience.

Les fissures les plus nombreuses sont de type SH, avec quatre aubes TuHP présentant ce type de défaut. Les fissures de type DE, T et BE sont moins présentes, avec deux cas pour les deux premières, et seulement un cas pour la dernière. A chacune de ces fissures est associé un nombre d'heures de vol, un nombre de cycles équivalent en régime de fatigue et un nombre de cycles équivalent en régime de fluage. Ces deux derniers indicateurs tiennent compte des différentes missions effectuées par les avions et permettent ainsi de comparer l'état de fissuration sur des aubes provenant de différents moteurs, en tenant compte de l'historique des chargements sur la base d'un cycle élémentaire.

Les fissures de type SH, DE et BE ont pu faire l'objet d'observations dans le domaine visible et dans le domaine SWIR. En revanche, les systèmes optiques équipant les deux instruments (microscope et banc thermographique flying spot) sont trop volumineux pour permettre des observations des fissures de type T, qui sont situées sur la plateforme, à seulement 3mm de l'extrados. Seul un dispositif miniaturisé ou fibré, de type endoscope, permettrait de réaliser des images de ces fissures. Il faut cependant noter que, mise à part leurs positionnements qui les rendent difficilement accessibles, l'observation de ces fissures par thermographie active SWIR ne présente pas de difficultés spécifiques, puisqu'elles se situent dans une zone de l'aube dépourvu de barrière thermique. Les essais préliminaires sur une éprouvette plane d'AM1 entaillée (paragraphe 2.5.8.1), et ceux qui seront présentés dans ce chapitre sur des fissures de type DE, montrent en effet que la thermographie active SWIR donne de très bons résultats pour des fissures dans de l'AM1 brut, résultats parfaitement compatibles avec le modèle photothermique. L'observation des fissures de type T n'apporte rien pour la validation de la thermographie active de type flying spot dans la gamme SWIR, mais il est clair qu'il est indispensable de développer la technologie proposée pour en permettre la détection.

#### 3.2. Observations visibles et SWIR des fissures

#### 3.2.1. Crique de type DE

Les fissures de type DE correspondent à des fissures qui se propagent dans la plateforme de l'aube non revêtue de zircone, côté extrados ou intrados (Figure 73). Le front de fissure est parallèle à l'axe vertical de l'aube, et donc à l'axe de chargement centrifuge. Le plan de fissuration est perpendiculaire à la surface de la plateforme et la direction de propagation est perpendiculaire à la corde du profil de l'aube.

Deux des sept aubes en retour d'expérience présentent des fissures de type DE, situées dans le deux cas du côté extrados, et dont la longueur est de l'ordre du millimètre. Des images des fissures ont pu être réalisées dans le domaine visible et dans le domaine SWIR. Cependant, toujours pour des raisons d'encombrement, seule la tranche de la plateforme a pu être imagée par thermographie active SWIR.

#### 3.2.1.1. Observation par microscopie dans le domaine visible

Les observations de la plateforme (Figure 74 et Figure 75 – images de gauche) au microscope dans le domaine visible, montrent que les fissures de type DE se propagent sans changement de direction, entre le bord de la plateforme et la partie profilée de l'aube. Pour ce type de fissure, la direction de propagation dépend donc exclusivement de la direction du chargement résultant appliqué à la plateforme. La Figure 74 montre aussi que plusieurs fissures peuvent apparaître dans cette partie de l'aube, et se propager en parallèle. Notons également que ces fissures ne se propagent pas depuis le bord de la plateforme comme la Figure 75 le laisse penser, mais elles l'atteignent au cours des cycles de chargement.



Figure 74 : Fissures de type DE après 1410 cycles équivalents (fatigue et fluage confondus) soit environ 270 heures de vol. L'image de gauche correspond à une vue de dessus, et celle de droite correspond à une vue de la tranche de la plateforme.



Figure 75 : Fissure de type DE après 3100 cycles équivalents (fatigue et fluage confondus) soit environ 530 heures de vol. L'image de gauche correspond à une vue de dessus, et celle de droite correspond à une vue de la tranche de la plateforme.

#### 3.2.1.2. Observation par thermographie active SWIR

Les paramètres expérimentaux du banc de thermographie active flying spot (Figure 76) tels que la vitesse de balayage ou le diamètre de la tache laser, ont été choisis suivant les résultats des essais de validation du banc présenté aux paragraphes 3.5 et 3.6 du chapitre 3 pour optimiser la détection.

Tout d'abord, il est important de rappeler que la vitesse de balayage n'est pas critique pour l'observation des fissures de type DE se situant dans une zone non revêtue de l'aube. Le choix d'une vitesse comprise entre 0.8 et 2.5mm.s<sup>-1</sup> est considéré comme devant donner de bons résultats (paragraphe 2.6.2). Pour ces essais, la vitesse a été fixée à 1mm.s<sup>-1</sup> pour limiter le multibalayage.

Le diamètre de la tache laser a ensuite été choisi de telle sorte qu'il convienne aux deux types de support, afin de comparer les résultats donnés par la thermographie SWIR avec et sans zircone. L'état de la barrière thermique détermine alors ce paramètre, car la présence des grains de zircone nécessite d'opter pour une tache laser suffisamment étendue pour que la distribution spatiale de température ne soit pas affectée par les grains, tout en maintenant une puissance surfacique de chauffage efficace. Ce compromis a été trouvé pour une tache de chauffage laser circulaire, de 500µm de diamètre, respectant le critère donné au paragraphe 2.5.9.2 qui consiste à choisir une tache laser dont le diamètre est 4 à 5 fois supérieur au diamètre caractéristique des grains de zircone.

Enfin, les taches de chauffage laser et de détection ont été choisies concentriques et de même diamètre, puisque les résultats expérimentaux des paragraphes 2.6.3 et 2.6.4 ont montré que dans ce cas, le rapport des diamètres des deux taches et leurs positions n'ont pas d'effet significatif sur l'image infrarouge.



Figure 76 : Banc de thermographie active SWIR type flying spot configuré pour l'observation de crique de type DE.

Le banc de thermographie active de la Figure 76 a été utilisé pour réaliser des images SWIR des deux fissures de type DE présentes dans deux des aubes TuHP en retour d'expérience. Ces images SWIR ont ensuite été superposées aux images dans le domaine visible au moyen d'un microscope. Dans une même image, des informations sur la géométrie de la zone fissurée (gamme visible) et des informations sur ses propriétés thermiques locales (gamme SWIR) sont ainsi réunies. Bien qu'elle ne soit pas absolument nécessaire dans le cas des fissures de type DE, la fusion de données visible/SWIR améliore significativement l'interprétation des résultats, comme le montrent les Figure 77 et Figure 78.



Figure 77 : Superposition de l'image SWIR acquise par thermographie active flying spot sur l'image obtenue par microscopie visible sur la fissure de type DE de la Figure 74.



Figure 78 : Superposition de l'image SWIR acquise par thermographie active flying spot sur l'image obtenue par microscopie visible sur la fissure de type DE de la Figure 3.

En comparant les Figure 77 et Figure 78, on remarque que la signature SWIR de la seconde fissure est plus contrastée que la première. Cette différence est due à la présence du réseau de fissures mis en évidence par microscopie dans le domaine visible, en observant la plateforme depuis

le dessus (Figure 74 – image de gauche). Ces fissures, bien qu'invisibles par microscopie sur la tranche, sont détectables par thermographie active SWIR, ce qui démontre que cette méthode peut être utilisée pour détecter des fissures non débouchantes dans le superalliage d'AM1.

## 3.2.1.3. Conclusion sur la validité de la détection des fissures de type DE par thermographie active SWIR

Les résultats des essais de thermographie active dans la gamme SWIR sur les fissures de type DE, confirme que cette technique est parfaitement adaptée à la détection de criques dont la largeur est de l'ordre de la dizaine de microns, débouchantes ou non. Des résultats similaires pourraient être obtenus sur la partie supérieure de la plateforme de l'aube TuHP, qui est la seule face accessible au cours d'une inspection in-situ, en miniaturisant le dispositif de thermographie (utilisation d'un dispositif endoscopique). L'opérateur disposerait ainsi d'une information thermique fiable pour confirmer ou non la présence d'une fissure dans la plateforme.

#### 3.2.2. Crique de type SH

Les criques de type SH se situent dans la partie basse de l'aube TuHP, en bord de fuite, au niveau de quatre trous d'aération (Figure 73). Le front de fissure est perpendiculaire à l'axe vertical de l'aube qui correspond à l'axe de chargement centrifuge. En revanche le plan de fissuration n'est pas perpendiculaire à cet axe sur toute la longueur de la fissure puisque des éléments géométriques comme les trous d'aération, influencent sa trajectoire. De plus amples informations sur les processus mécaniques de fissurations sont données au chapitre 4, consacré aux simulations de propagation de fissures.

A la différence des fissures de type DE, les fissures SH se propagent dans une partie de l'aube qui est revêtue de barrière thermique. Ces fissures permettent donc de tester la validité et la reproductibilité des observations par thermographie SWIR dans le cas le plus défavorable, avec, d'une part, une surface parsemée de grains de zircone qui perturbent localement la distribution spatiale de température, et d'autre part des aérations qui agissent comme des résistances thermiques, au même titre que les fissures.

#### 3.2.2.1. Observation par microscopie dans le domaine visible

Les quatre fissures SH présentent sur les aubes TuHP en retour d'expérience, montrent trois stades d'évolution de ce type de crique, de 0.5 à 7mm de longueur (Figure 79 à Figure 82). Afin de simplifier la description des figures suivantes, un numéro est attribué à chacune des aérations. Cette numérotation est identique sur les quatre images.

L'observation de ces fissures au microscope, dans le visible, montre tout d'abord que ces fissures se propagent systématiquement depuis la pointe de l'aération 1, la plus proche du bord de fuite, dans un plan dont l'angle est compris entre 20 et 40° par rapport au plan de la plateforme.



Figure 79 : Observation au microscope d'une crique de type SH après 2625 cycles équivalents (fatigue et fluage confondus) soit environ 380 heures de vol.

La fissure se propage ensuite selon deux directions. Elle se propage d'une part, vers le bord d'attaque, en direction du sommet supérieur de l'aération 3, qui génère une concentration de contrainte favorisant la propagation de la fissure. D'autre part, la fissure se propage rapidement vers le bord fuite jusqu'à l'atteindre, en suivant une direction qui est tout d'abord dans le prolongement de la bordure de l'aération 1, puis perpendiculaire à la direction du chargement centrifuge.



Figure 80 : Observation au microscope d'une crique de type SH après 3100 cycles équivalents (fatigue et fluage confondus) soit environ 530 heures de vol.

A ce stade de la fissuration, l'espace entre l'aération 1 et le bord de fuite est complètement rompu et la fissure ne peut se propager que vers le bord d'attaque. Après avoir atteint le sommet de l'aération

3, la fissure change de direction sous l'effet de la concentration de contrainte générée par la pointe de l'aération 2, et se dirige vers elle. Les Figure 81 et Figure 82 montrent que la fissure passe finalement en avant de la pointe, mais la paroi d'AM1, fragilisée par la présence du conduit d'aération sous-jacent, finit par se rompre totalement. Ces deux images montrent également que la direction de propagation de la fissure, après le passage de la pointe de l'aération 2, ne semble pas influencée par la quatrième aération. Son angle peut être soit conservé (cas de la Figure 81), soit modifié pour reprendre sa valeur initiale (cas de la Figure 82).



Figure 81 : Observation au microscope d'une crique de type SH après 1900 cycles équivalents (fatigue et fluage confondus) soit environ 265 heures de vol.



Figure 82 : Observation au microscope d'une crique de type SH après 2000 cycles équivalents (fatigue et fluage confondus – heures de vol non communiquées).

#### 3.2.2.2. Observation par thermographie active SWIR

L'observation par thermographie active SWIR des fissures de type SH s'avère plus délicate, d'un point de vue expérimental, que l'observation des fissures DE, en raison de la présence de la barrière thermique de zircone. En effet, si certains paramètres tels que les diamètres et les positions des taches laser et de détection sont conservés par rapport aux essais précédents, la vitesse et le nombre de balayages sur la zone fissurée sont contraints par la structure et la qualité de surface de la zircone. Les essais présentés au paragraphe 2.6.5 montrent que la vitesse de balayage doit être supérieure à 2mm.s<sup>-1</sup>. Pour les essais systématiques sur les quatre aubes TuHP, la vitesse a été fixée à 2.5mm.s<sup>-1</sup>, en utilisant la méthode du multibalayage présentée au paragraphe 2.6.1.

Notons également que l'absorptivité de la barrière thermique varie en fonction de l'historique de l'aube inspectée (nombre d'heures de vol, environnement...). La puissance surfacique doit être adaptée en fonction de cette absorptivité, pour pouvoir chauffer efficacement la zone inspectée sans toutefois la brûler. Pour les raisons qui ont été évoquées précédemment (paragraphe 2.3), le diamètre de la tache laser est fixé à 500µm et plusieurs balayages sont nécessaires pour couvrir les fissures SH sur toute leur longueur. Les images SWIR résultantes sont ensuite superposées à la manière d'une mosaïque sur l'image microscopique correspondante (Figure 84 à Figure 86).



Figure 83 : Banc optique de thermographie active SWIR configuré pour l'observation de crique de type SH.



Figure 84 : Superposition de l'image SWIR obtenue par thermographie active flying spot sur l'image de la Figure 79.



Figure 85 : Superposition de l'image SWIR obtenue par thermographie active flying spot sur l'image de la Figure 80.



Figure 86 : Superposition de l'image SWIR obtenue par thermographie active flying spot sur l'image de la Figure 82.



Figure 87 : Superposition de l'image SWIR obtenue par thermographie active flying spot sur l'image de la Figure 82.

## 3.2.2.3. Conclusion sur la validité de la détection des fissures de type SH par thermographie active SWIR

En dépit des variations de dynamique (échelle des couleurs) d'une bande à l'autre qui altère l'image SWIR finale, notamment dans le cas des Figure 86 et Figure 87, les résultats montrent que les fissures de type SH sont détectées par thermographie active dans la gamme SWIR par continuité, d'une bande à l'autre, c'est-à-dire que la signature thermique de la fissure est mise en évidence, quelle que soit la zone balayée. L'utilisation d'un laser de plus forte puissance de l'ordre de 20W en continu, permettrait de chauffer l'aube avec une ligne laser de 2mm de long pour 0.5mm de large. La zone couverte par un balayage correspondrait alors aux quatre bandes de la Figure 86, avec un équilibrage de la dynamique sur toute la surface inspectée. Le balayage au moyen d'une ligne laser améliorerait donc significativement l'interprétation des images SWIR.

Ces résultats confirment également la nécessité d'utiliser une tache laser dont le diamètre est supérieur ou égal à 5 fois le diamètre caractéristique des grains de zircone, puisque aucun effet thermique pouvant fausser l'interprétation des images SWIR, n'est observé. Les images SWIR ne révèlent que les fissures et les aérations par des signatures thermiques bipolaires, qu'il est facile de différencier une fois l'image SWIR superposée à l'image visible.

#### 3.2.3. Criques de type BE

#### 3.2.3.1. Observation par microscopie dans le domaine visible

Les fissures de type BE se situent dans la partie haute de l'intrados de l'aube TuHP (Figure 73). Un exemple est montré sur la Figure 88. Cette fissure, initialement orthogonale à la direction du chargement centrifuge, se propage entre les deux rangées d'aérations centrales de l'aube, en s'incurvant de chaque côté, probablement en raison des concentrations de contraintes liées à la présence des canaux d'aération sous-jacents.

La Figure 88 montre également que la barrière thermique, sur cette partie de l'aube, est très rugueuse, avec des grains de zircone dont le diamètre peut atteindre voire dépasser 300µm. Cette différence de rugosité par rapport au cas précédent est due à une pression locale plus forte qui favorise le dépôt de CMAS et sa pénétration dans la barrière thermique pour des températures supérieures 1240°C [Mercer05], ce qui a pour effet d'accélérer le vieillissement de la barrière thermique dans cette partie de l'aube [Strangman07, Braue11].



Figure 88 : Observation au microscope d'une crique de type BE après 1410 cycles équivalents (fatigue et fluage confondus) soit environ 270 heures de vol.

### 3.2.3.2. Observation par thermographie active SWIR et conclusion sur la validité de la détection des fissures de type BE par thermographie active SWIR

La rugosité de la barrière thermique dans cette partie de l'aube est défavorable à l'observation par thermographie active flying spot dans la gamme SWIR. Le diamètre de la tache de détection ne dépasse pas, en effet, 2 à 3 fois le diamètre caractéristique des grains de zircone. La surface étant très hétérogène à l'échelle des taches de chauffage et de détection, les images SWIR obtenues sont plus difficilement exploitables que dans les cas précédents. La solution la plus efficace pour améliorer la qualité des images SWIR consisterait à augmenter le diamètre de ces deux taches à

1.5mm en maintenant une puissance surfacique suffisante pour chauffer localement l'aube TuHP à une température comprise entre 600 et 800K. Cependant, dans les conditions expérimentales du banc optique de la Figure 83, le choix d'un tel diamètre ne permet pas de conserver une puissance surfacique efficace. On retiendra donc que la détection des fissures de type BE est possible bien que la surface soit particulièrement dégradée dans cette partie de l'aube, mais nécessite une modification du montage actuel.



Figure 89 : Superposition de l'image SWIR obtenue par thermographie active flying spot sur l'image de la Figure 88.

#### 3.3. Exploitation des données expérimentales

Les observations dans la gamme visible, au microscope, et dans la gamme SWIR, avec le banc de thermographie active, ont permis de vérifier, dans un premier temps, la pertinence de la thermographie pour la détection de fissures dans les aubes TuHP. Dans un deuxième temps, ces observations doivent permettre de fournir les informations, comme leurs longueurs ou leurs orientations, nécessaires à la simulation de la propagation de ces fissures au moyen d'un code de calcul par éléments finis. Sur le lot d'aubes décrit précédemment dans ce chapitre, deux types de fissures ont fourni suffisamment de données pour faire l'objet d'une modélisation : les fissures de type SH et DE.

#### 3.3.1. Choix du type de fissure à modéliser

Les criques SH et DE sont les deux types de fissures observables dans les domaines visible et SWIR. Elles sont par ailleurs les plus nombreuses sur le lot d'aubes étudié. Les images présentées dans ce chapitre permettent de positionner ces criques dans le référentiel du modèle 3D d'aube TuHP utilisé pour la simulation de propagation de fissures, en respectant leurs longueurs et leurs orientations. Cependant, seules les fissures de type SH permettent de remonter à leur évolution en fonction des cycles de chargement, et à leur trajectoire. Enfin, contrairement aux fissures de type DE, ces criques se propagent sous l'effet du chargement centrifuge, qui peut être modélisé par un cycle de type fatigue/fluage réaliste, définis comme la moyenne de plusieurs cycles correspondant aux missions types subies par le moteur. Les propriétés des fissures SH se prêtent donc bien à la simulation de leur propagation et à l'évaluation de la durée de vie résiduelle de la pièce.

## 3.3.2. Définition des paramètres utiles à la simulation de la propagation de fissures

La simulation de la propagation de fissures nécessite de définir trois paramètres que l'on peut qualifier de morphologiques : la position initiale de la fissure, son orientation et sa longueur. Dans le cas des fissures SH, les observations montrent qu'elles se propagent systématiquement à partir de la pointe d'une aération située en bord de fuite (Figure 90 – fissure rouge). Ces observations permettent d'insérer la fissure dans le modèle 3D d'aube, et de vérifier la pertinence de la trajectoire calculée par rapport aux deux stades d'évolution de la fissure, représentés par la fissure de couleur jaune, et par les fissures de couleur bleue et verte de la Figure 90.



Figure 90 : Trajectoires des quatre fissures SH.

En plus de ces paramètres morphologiques, il est possible d'associer un nombre d'heures de vol, un nombre de cycles équivalents en régime de fatigue et un nombre de cycles équivalents en régime de fluage à chacune des fissures. Ces deux derniers indicateurs tiennent compte des différentes missions effectuées par les avions et permettent ainsi de comparer l'état de fissuration sur des aubes provenant de différents moteurs, indépendamment de l'historique des chargements. Ces indications montrent qu'il n'est pas possible d'associer directement un nombre de cycles à une longueur de fissure. En effet, les deux criques SH les plus longues (Figure 81 et Figure 82) sont aussi

celles qui ont subi le moins de cycles. Ces résultats peuvent s'expliquer par le fait que le nombre de cycles qui conduisent à la propagation d'une fissure, et la vitesse de propagation, sont très dépendants de l'orientation du monocristal, et sont donc propres à chaque aube TuHP puisque l'orientation secondaire de l'aube n'est pas contrôlée. Il n'est donc pas pertinent, dans la simulation de la propagation de fissure, d'associer le nombre de cycles subis et la longueur de la fissure. Les seuls paramètres retenus pour ce calcul sont donc exclusivement morphologiques.

#### 3.4. Conclusion du chapitre

Les travaux expérimentaux présentés dans ce chapitre ont permis de valider la possibilité d'utiliser la thermographie active flying spot dans la gamme SWIR pour la détection de fissures dans des aubes TuHP en retour d'expérience. Les difficultés rencontrées au cours des essais ont seulement été d'ordres technologiques. Elles peuvent être résolues en miniaturisant le dispositif (cas des fissures DE et T) et en augmentant la puissance du laser de chauffage (cas de la fissure BE).

Ces travaux, et notamment les images réalisées par microscopie dans le domaine visible, ont également permis d'extraire des informations sur la morphologie des fissures, comme leurs longueurs ou leurs orientations. Ces informations sont utilisées dans la suite de ce travail de thèse, pour simuler la propagation de ces fissures au moyen du code calcul par éléments finis ZéBuLoN.

# Chapitre 4. Modèle phénoménologique CrackOxFlu :évaluation de la durée de vie résiduelle des aubesTuHP en propagation de fissure

#### Table des matières :

4.1. SCHEMA DE CALCUL DE LA DUREE DE VIE RESIDUELLE	145
4.1.1. Etapes de calcul de la durée de vie résiduelle	145
4.1.2. Chargement et effet de la température dans le cas de aubes TuHP	150
4.2. MODELE DE PROPAGATION DE FISSURE EN MECANIQUE LINEAIRE DE LA RUPTURE	151
4.2.1. Calcul de l'avancée de fissure	151
4.2.2. Modèle CrackOxFlu	157
4.3. INTEGRATION DU MODELE CRACKOXFLU DANS LE CODE DE CALCUL ZEBULON	163
4.3.1. Méthodes numériques de propagation de fissures	
4.3.2. Simulation de l'insertion et de la propagation d'une fissure au moyen du code	
ZéBuLoN/CrackOxFlu	
4.3.3. Validation de l'intégration dans ZéBuLoN	
4.4. SIMULATION 3D DE LA PROPAGATION DE FISSURE DANS LES AUBES TUHP	174
4.4.1. Description des conditions de chargement	174
4.4.2. Simulations de la propagation de fissures dans le cas d'une aube TuHP	178
4.4.3. Comparaison des fissures simulées et observées expérimentalement	194
4.5. CONCLUSION DU CHAPITRE	197

Ce chapitre présente les travaux réalisés sur la simulation de la propagation de fissures dans des aubes TuHP au moyen du modèle phénoménologique de propagation de fissure CrackOxFlu développé à l'Onera. Le travail de thèse a tout d'abord consisté à intégrer ce modèle de propagation dans le code de calcul élément fini ZéBuLoN, afin de tenir compte de la géométrie réelle de la pièce. Le travail a ensuite consisté à réaliser des simulations de propagation à partir d'informations de chargement et de température issues de retours d'expérience, et d'informations propres aux fissures, issues des observations réalisées au cours de la phase expérimentale de la thèse. La dernière partie de ce travail a consisté à comparer les résultats des simulations numériques avec les observations réalisées sur des aubes TuHP en retour d'expérience, afin d'évaluer le caractère prédictif du modèle CrackOxFlu et son domaine d'application.
#### 4.1. Schéma de calcul de la durée de vie résiduelle

Ce paragraphe a pour objectif de présenter de manière sommaire les étapes du calcul de la durée de vie résiduelle des structures métalliques. Pour des compléments, on se rapportera à la bibliographie donnée au cours de cette présentation. Notons que dans le cadre de cette thèse, on s'intéresse à la propagation de la fissure après amorçage, et notamment à sa vitesse de propagation.

#### 4.1.1. Etapes de calcul de la durée de vie résiduelle

Le calcul de la durée de vie (ddv) d'une pièce métallique nécessite de rendre compte, notamment à haute température, du comportement élastoviscoplastique du matériau et de la redistribution des champs de contraintes et de déformation qu'il induit, en particulier dans les zones critiques. Un premier calcul élastoviscoplastique permet d'obtenir un état de contraintes stabilisé (qui n'évolue plus avec le temps). On estime ensuite soit l'état d'endommagement cumulé (amorçage de fissuration) et/ou la vitesse de propagation de fissure. On fait ainsi l'hypothèse que l'endommagement et la fissuration sont négligeables au cours des cycles qui ont conduit à l'état stabilisé.

#### 4.1.1.1. Loi de comportement du matériau

Une loi de comportement mécanique décrit la relation entre les contraintes et les déformations. On distingue plusieurs types de lois en fonction du comportement du matériau et de la température d'utilisation. Ces lois peuvent être élastiques, plastiques, visqueuses ou encore une combinaison de ces lois simples, notamment élastoviscoplastique dans le cas de matériaux métalliques sollicités à haute température. Il faut noter que le comportement pris en compte peut différer en fonction de l'application visée, du niveau et des vitesses de sollicitation mises en jeu, mais aussi de la température.

Dans le cas d'une aube TuHP, la pièce est constituée d'une âme monocristalline en superalliage d'AM1, revêtue d'une couche de zircone yttriée faisant office de barrière thermique, elle-même déposée sur une couche d'accrochage pour limiter les contraintes d'origine thermique, induites par une importante différence des coefficients de dilatation des deux matériaux métallique et céramique. Cette couche de faible épaisseur a une influence négligeable sur le comportement mécanique global de l'aube TuHP. On considèrera donc, dans ce chapitre, que l'aube est exclusivement constituée d'AM1. La nature monocristalline de ce matériau et ses conditions d'utilisation, à haute température (proche de la température de fusion) avec un chargement centrifuge important, nécessitent de recourir à une loi de comportement élastoviscoplastique anisotrope [Méric91]. La Figure 91 illustre le comportement fortement anisotrope de l'AM1.

145



Figure 91 : Relation contrainte/déformation en traction/compression d'un monocristal en fonction des axes cristallographiques <001> et <111> de l'éprouvette [Méric91] à 950°C pour une même vitesse de déformation ċ.

#### 4.1.1.2. Analyse élastoviscoplastique

L'analyse élastoviscoplastique cyclique est un processus de calcul incrémental qui permet d'estimer, en l'absence de fissure, les champs de contrainte et de déformation correspondant à un cycle stabilisé (évolution faible des valeurs des variables internes d'un cycle à l'autre). Ici, cette analyse prend en compte le comportement fortement anisotrope de l'AM1, propre aux superalliages monocristallins élaborés par Snecma. Cette analyse à également pour but de prendre en compte les contraintes et déformations consécutives au chargement thermomécanique subi par la pièce en service. On verra par la suite que ce chargement a une influence sur la propagation de fissure.

Cette étape du calcul permet d'évaluer l'ensemble des variables représentatives de l'état du matériau (écrouissage, viscoplasticité...) nécessaire au calcul de la durée de vie. Cette durée de vie est la somme de la durée de vie à amorçage de la fissure (début d'endommagement par fissuration) dans la zone critique et de la durée de vie pour passer de la fissure macroscopique à l'amorçage (longueur de fissure minimale détectable) à la fissure macroscopique admissible (longueur de fissure admissible). En pratique, on obtient une fonction donnant la durée de vie en fonction de la longueur de la fissure. Par la suite, on omettra l'expression « fissure macroscopique » et on utilisera simplement le terme « fissure ».

#### 4.1.1.3. Endommagement du matériau

La phase d'endommagement d'un matériau est la première étape du processus de dégradation irréversible qui conduit à sa rupture. Cette étape se caractérise par la création de discontinuités surfaciques ou volumiques à une échelle micrométrique. Ces défauts apparaissent pour des amplitudes de contrainte en fatigue ou en fluage qui peuvent être très inférieures à la limite

élastique du matériau. L'origine et la localisation des endommagements sont fonction de nombreux paramètres, comme la microstructure du matériau (porosité, inclusions, défauts métallurgiques...), la température ou l'environnement (oxydation) [Gallerneau95].

L'endommagement d'un matériau lorsqu'il est supposé isotrope dans l'élément de volume est décrit par une variable de dommage scalaire globale D, qui varie de 0 pour un matériau sain, à 1 pour un volume élémentaire représentatif du matériau complètement endommagé [Lemaitre85]. Dans le cas des aubes TuHP en AM1, on considère que le matériau est complètement endommagé s'il comporte une fissure d'environ 300µm (fissure macroscopique dont la longueur est détectable au laboratoire d'essais de fatigue, amorçage d'une fissure). Dans le cas d'un matériau sollicité en fatigue/fluage à haute température, on définit deux variables de dommage  $D_F$  et  $D_C$ correspondant à deux mécanismes d'endommagement distincts. Chaboche propose que ces variables satisfassent les équations différentielles non linéaires suivantes [Chaboche74] :

$$dD_F = f_F(\sigma_{max}, \sigma_{moy}, T, D_F) dN$$
<sup>(27)</sup>

$$dD_C = f_C(\sigma(t), T, D_C)dt$$
<sup>(28)</sup>

où :

- T est la température.

-  $\sigma_{max}$  ,  $\sigma_{mov}$  sont les contraintes maximale et moyenne au cours d'un cycle de fatigue ;

 $-\sigma(t)$  correspond à l'évolution de la contrainte au cours du temps (fluage).

Même si les phénomènes physiques décrivant ces deux endommagements  $D_F$  et  $D_C$  sont différents, on suppose qu'on peut cumuler ces dommages. Pour cela, on fait l'hypothèse que les endommagements produits par ces deux mécanismes (fatigue et le fluage) sont additifs, et que la variable D, associée à l'endommagement global du matériau, peut s'écrire sous la forme  $D_F + D_C$ . Rappelons que la contrainte effective vaut  $\sigma_{eff} = \frac{\sigma}{1-D}$ . L'équation différentielle satisfaite par la variable D, peut alors être écrite sous la forme :

$$dD = f_F(\sigma_{max}, \sigma_{mov}, T, D)dN + f_C(\sigma(t), T, D)dt$$
(29)

Un modèle d'endommagement rendant compte des effets d'interactions complexes fatigue/fluage/oxydation a été développé à l'Onera pour évaluer la durée de vie à amorçage des superalliages monocristallins [Gallerneau95]. Ce modèle validé sur une base d'essais très complète (Figure 92 - essais de fatigue-fluage et de fatigue thermomécanique selon différents axes cristallographiques [Gallerneau99]) a été intégré dans le code de calcul ZéBuLoN. Ce modèle nommé FatOxFlu, permet de prévoir la localisation des endommagements dans la pièce et le nombre de

cycles qui conduisent à l'émergence, dans les zones critiques d'une fissure de longueur  $a_0$  (amorce de fissure macroscopique), c'est-à-dire dont la longueur est égale à 300µm dans le cas des aubes TuHP. Au-delà de cette longueur caractéristique, on considère qu'on entre dans une phase de propagation de fissure, qui peut conduire à la rupture de la pièce.



Figure 92 : Comparaison des durées de vie expérimentales et calculées pour des éprouvettes d'orientations cristallographiques différentes (<100>, <110> et <111>), soumises à des chargements de fatigue-fluage et à des chargements thermomécaniques variés, représentatifs de ceux subis au niveau des zones critiques de l'aube TuHP [Gallerneau99].

#### 4.1.1.4. Propagation de fissure

La propagation de fissure correspond à la phase au cours de laquelle la direction de la fissure ne dépend plus au premier ordre que du chargement thermomécanique. Dans le domaine des superalliages monocristallins, on peut également ajouter que les plans de clivage peuvent influencer la direction de propagation, en fonction de la température et de la longueur de la fissure [Flouriot04]. L'avancée par cycle de cette fissure (> 300µm), est calculée par des modèles de propagation établis dans le cadre de la Mécanique Linéaire de la Rupture et basés sur le calcul du Facteur d'Intensité des Contraintes (FIC). On considère pour cela que le matériau a un comportement globalement élastique, avec une plastification confinée en pointe de fissure, dans une zone dont les dimensions sont faibles par rapport à la dimension de la fissure. Dans le cadre de cette hypothèse, on peut alors calculer les FIC comme si le milieu était élastique (la plasticité locale en pointe de fissure est quant à elle prise en compte au travers d'une correction de ce FIC). Le calcul de l'avancée de fissure permet d'évaluer sa vitesse de propagation, et donc sa longueur en fonction du nombre de cycles subis par la pièce. A partir de ce couple de paramètres, il est possible de déduire une durée de vie résiduelle en phase de propagation, c'est-à-dire le nombre de cycles que la pièce peut encore subir avant la rupture ou pour atteindre une longueur de fissure admissible. L'expression de la durée de vie en nombre de cycles est habituelle dans le domaine de la fatigue. Notons que pour passer du nombre de cycles à une durée de vie vraie, il suffit de connaître la durée d'un cycle.

Un modèle de propagation phénoménologique a été développé à l'Onera [Pringent93] pour évaluer la durée de vie résiduelle de disques de turbine en superalliage. Ce modèle, adapté depuis aux superalliages monocristallins [Bouvard06], et étendu pour rendre compte de chargements complexes et anisothermes [Gallerneau01], a été récemment dénommé CrackOxFlu. Il a été initialement développé en langage Fortran et n'a pas encore été implanté dans le code de calcul ZéBuLoN. Il n'a pas été, jusqu'à présent, utilisé pour évaluer la durée de vie résiduelle des aubes TuHP. Cette thèse a permis, dans un premier temps, d'intégrer ce modèle au code de calcul par éléments finis ZéBuLoN, et dans un second temps, d'évaluer son caractère prédictif dans le cas des aubes TuHP, en tenant compte de la géométrie complexe de ces pièces et des chargements thermomécaniques qui leur sont appliqués.



Figure 93 : Algorithme de calcul de la durée de vie résiduelle d'une pièce pour une mission donnée.

La figure ci-dessus (Figure 93) résume les étapes du calcul décrit dans ce paragraphe. Le premier cartouche correspond à une phase de calcul de structure non linéaire pour lequel la géométrie est fixée (§4.1.1.1 et §4.1.1.2). Le deuxième cartouche correspond à l'application en post-traitement du

modèle d'endommagement FatOxFlu (§4.1.1.3) et le troisième cartouche correspond à l'application du modèle de propagation CrackOxFlu (§4.1.1.4) qui nous intéresse dans le cadre de cette thèse.

#### 4.1.2. Chargement et effet de la température dans le cas de aubes TuHP

#### 4.1.2.1. Origine et type de chargement

Le chargement mécanique complexe subi par les aubes TuHP est la combinaison de l'effort centrifuge, de la pression des gaz de combustion sur leurs parois et des contraintes d'origine thermomécanique. Cette contrainte s'applique selon deux modes de chargement. On distingue d'une part le régime de fatigue qui est caractérisé par des variations rapides de la contrainte centrifuge en fonction du temps (coups de manette), et d'autre part, le régime de fluage au cours duquel la contrainte centrifuge est invariante ou quasi-invariante dans le temps (régime moteur constant). Ces deux régimes de chargement constituent un cycle élémentaire représentatif d'une mission ou d'un ensemble de missions, établi par retour d'expérience, au cours duquel la fissure progresse sur une longueur qui peut être calculée au moyen du modèle de propagation.

#### 4.1.2.2. Effet de la température

L'effet de la température est double, puisqu'elle intervient d'une part dans le calcul des contraintes associées aux dilatations, et d'autre part au travers du comportement mécanique du matériau qui évolue fortement avec la température.

Les dispositifs de régulation de la température (trous de refroidissement) sont des zones à forts gradients thermiques permettant de refroidir localement les zones critiques. Elles peuvent être le siège de contraintes thermomécaniques (dilatations non uniformes du matériau en bord de trous de refroidissement) supplémentaires qui ne pourront pas être prises en compte dans le calcul comme nous le verrons dans la suite du mémoire, en raison d'un manque de résolution des cartes de température au niveau des perforations des aubes TuHP utilisées actuellement. Par contre on étudiera l'influence des contraintes thermomécaniques dues aux dilatations globales de l'aube sans prendre en considération ces trous de refroidissement.

La température du métal, qui peut dépasser localement 1000°C au cours d'un vol, intervient de manière critique sur les propriétés mécanique de l'AM1, et notamment sur la résistance à la fissuration du matériau lui-même, par endroits protégé, par la barrière thermique de zircone déposée à sa surface, des gaz de combustion dont la température peut alors encore être accrue. La température contribue à réduire fortement la tenue mécanique du superalliage, ce qui favorise la propagation des fissures.

150

# 4.2. Modèle de propagation de fissure en Mécanique Linéaire de la Rupture

#### 4.2.1. Calcul de l'avancée de fissure

#### 4.2.1.1. Définition du référentiel de la fissure

Une fissure est une surface de discontinuité qui apparaît au sein d'un matériau. L'agrandissement de cette surface se fait par son bord, appelé front de fissure. En un point M du front de fissure (une courbe), on peut définir un plan  $P_M$  (le plan de la fissure) et un plan  $\Pi$  normal au front de fissure et au plan  $P_M$ . Au voisinage du point M, on définit dans le plan  $\Pi$ , un système de cordonnées cartésiennes (x,y), l'axe x étant dans le plan  $P_M$ , et un système de coordonnées polaires (r, $\theta$ ). On définit un second axe de coordonnées cartésiennes du plan  $P_M$  noté z. Au voisinage du point M, on peut définir un vecteur contrainte  $\sigma$  de composantes  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$  (Figure 94) :

- la contrainte  $\sigma_x$  est normale au front de fissure,
- la contrainte  $\sigma_v$  est perpendiculaire au plan de fissuration,
- la contrainte  $\sigma_z$  est perpendiculaire au plan  $\Pi$ .

#### 4.2.1.2. Mécanique linéaire de la rupture : approche en contrainte

Une fissure peut se propager selon trois modes élémentaires KI, KII et KIII, qui correspondent respectivement au mode d'ouverture, au mode de glissement dans le plan (X,Y) et au mode de glissement perpendiculaire au plan (X,Y) (Figure 94). On rappelle que dans le cas d'une aube TuHP, le chargement principal est l'effort centrifuge, orienté selon l'axe vertical de l'aube, et qui suit un cycle de charge/décharge en fonction du régime moteur. Les fissures observées sur les aubes TuHP se propagent donc essentiellement selon le mode I pur.



θ angle polaire par rapport à l'extrémité de la fissure

r distance à l'extrémité de la fissure

Figure 94 : Modes élémentaires de fissuration [Duprat97].

Dans le cadre de la mécanique linéaire de la rupture et en supposant que, au voisinage du front de fissure existe un état de contrainte en déformation plane (parallèle au plan  $\Pi$ ), le champ de contrainte pour un matériau isotrope élastique, est donné par la relation suivante :

$$\sigma_i(r,\theta) = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} K_{\alpha} f_{\alpha}(\theta)$$
(30)

avec 
$$f_{\alpha}(0) = 1$$

où :

 $\alpha$  = I, II ou III en fonction du mode de fissuration ;

*i* = x, y ou z.

La contrainte totale en un point du plan  $\Pi$  proche du front de fissure, est la somme des trois composantes  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  et  $\sigma_z$ , qui correspondent respectivement, aux contraintes associées aux modes de fissuration II, I et III. Chaque composante est donc proportionnelle à un FIC  $K_{\alpha}$  et à une fonction angulaire  $f_{\alpha}(\theta)$ . On constate également que la contrainte est inversement proportionnelle à  $\sqrt{r}$ , ce qui implique qu'elle diverge en pointe de fissure (Figure 95).



Figure 95 : Evolution de la contrainte dans le plan  $\Pi$  pour une propagation en mode I.

En pratique, en prenant l'exemple d'une propagation de fissure en mode I (Figure 95), la contrainte diverge jusqu'à atteindre la limite d'élasticité en traction du matériau  $R_e$ . Au-delà de cette limite d'élasticité, le matériau subit une déformation plastique.

4.2.1.3. Prise en compte de la plasticité confinée en pointe de fissure



Figure 96 : Evolution de la contrainte en prenant en compte la plasticité confinée en pointe de fissure.

La contrainte en pointe de fissure lorsque le matériau est chargé, dépasse localement la limite d'élasticité  $R_e$ . On peut donc définir une frontière d'élasticité en  $r = r_e$ , au-delà de laquelle le matériau à un comportement élastique, et en deçà de laquelle le matériau à un comportement

plastique (Figure 96). Dans le cas d'une zone plastique confinée en pointe de fissure ( $r_e \ll a$ ) en mode I, Irwin [Irwin60] a montré que la taille de cette zone sur l'axe x ( $\theta = 0$ , Figure 94) est telle que : en contraintes planes :

$$r_e = \frac{K_I^2}{\pi R_e^2} \tag{31}$$

en déformations planes :

$$r_{e} = \frac{K_{I}^{2}}{\pi R_{e}^{2}} (I - 2\nu)^{2} \text{ (mode | et ||)}$$
(32)

où v est le coefficient de Poisson du matériau supposé élastique isotrope.

Le rapport d'échelle entre la taille de la zone plastique  $r_e$  et la longueur de la fissure a, permet d'affirmer que le matériau a un comportement globalement élastique isotrope, et que dans ce cas, la Mécanique Linéaire de la Rupture peut encore être appliquée pour évaluer la vitesse de propagation de la fissure. Dans le cas de l'AM1, le comportement est évidemment anisotrope (cubique), mais pour cette première approche, on utilise quand même un modèle isotrope beaucoup plus aisé à maîtriser.

#### 4.2.1.4. Estimation du Facteur d'Intensité des Contraintes

Il est difficile d'évaluer la contrainte locale dans une pièce dont la géométrie est quelconque, et notamment en présence d'une ou plusieurs perforations (trous de refroidissement). Dans ces caslà, on a recours à la méthode des éléments finis, et on estime les FIC en calculant les contraintes sur une surface entourant le front de fissure. Dans les cas les plus simples, on peut calculer des FIC analytiquement pour des configurations de référence [Duprat97, Engerand90]. La forme générale de ces facteurs est :

$$K_{\alpha} = \sigma_{\infty} \sqrt{\pi a} g(a / a_0)$$
(33)

où :

 $\sigma_{\infty}$  est une contrainte uniforme imposée, souvent à l'infini,

 $a_{\boldsymbol{\theta}}\,$  est une longueur caractéristique de la configuration,

 $g(a/a_0)$  est une fonction adimensionnée dépendant du rapport entre de la longueur a de la fissure et la longueur caractéristique a<sub>0</sub>.

Si une configuration de référence existe, qui est proche de la configuration réelle rencontrée, on peut en première approximation, utiliser ces FIC analytiques.

Il faut noter que le FIC est calculé pour un milieu parfaitement élastique. Dans certains cas, on peut aussi calculer un FIC dans la zone plastique entourant le front de fissure. On trouvera ces facteurs dans [Engerand90].

## 4.2.1.5. Application de la mécanique linéaire de la rupture au cas d'une aube TuHP

Bien que la géométrie globale d'une aube TuHP soit particulièrement complexe, il est intéressant de noter que, pour tous les types de fissures SH observées sur ces aubes, on peut délimiter un espace suffisamment petit autour de la fissure ou de son front, qui permet de considérer que localement l'aube est une plaque mince. On peut donc simplifier l'analyse et considérer que la fissure se propage dans une plaque ou une éprouvette SEN. Cette plaque peut être trouée pour tenir compte, par exemple, d'un trou de refroidissement. Il est donc possible de définir une fonction géométrique  $g(a/a_0)$  en tout point de l'aube TuHP directement à partir des tables citées précédemment, et d'évaluer l'avancée de fissure par une approche en contrainte. Cette méthode, dite du barreau équivalent, est utilisée en milieu industriel pour évaluer l'avancée de fissure, et la durée de vie en propagation des pièces produites. Elle présente l'avantage d'être facile à mettre en œuvre et est pour cela utilisée en bureau d'étude.



Figure 97 : Passage d'une fissure dans une aube TuHP dont la géométrie est complexe, au cas simple d'une éprouvette perforée.

L'approche en contrainte ci-dessus a été mise en œuvre dans le modèle de propagation CrackOxFlu qui permet de simuler la propagation de fissure dans des éprouvettes normalisées. La version implémentée dans le code de calcul par éléments finis ZéBuLoN et utilisée au cours de cette thèse, fait intervenir un FIC, calculé à chaque instant du cycle, par une méthode de restitution d'énergie. En supposant que le matériau est élastique isotrope, on a alors une relation directe, analytique, entre l'énergie libérée G et le FIC. Cette méthode repose sur une approche dite énergétique, pour laquelle on fait le bilan des travaux mécaniques mis en jeu au cours d'une propagation simulée [Lemaitre85]. Il faut noter que ces approches ne tiennent pas compte du caractère monocristallin du superalliage d'AM1 constituant l'aube, par nature fortement anisotrope au niveau de ses propriétés mécaniques. L'anisotropie du matériau pourrait être à l'origine d'une bifurcation de la fissure. Même si l'influence de l'écart à l'isotropie est faible pour une propagation infinitésimale, pour une fissure de longueur finie, on peut obtenir une variation importante de la direction de la fissure par accumulation de petites dérives. D'autre part, dans le cas d'une fissure dont la longueur dépasse le millimètre, la multiplication des trous de refroidissement complexifie la géométrie de la zone fissurée et une approche de type barreau équivalent devient rapidement inapplicable.



Figure 98 : Evolution de la direction de propagation pour une fissure SH soumise au chargement centrifuge et à des contraintes thermomécaniques.

La Figure 98 montre que la direction des fissures n'est plus normale au chargement centrifuge. C'est la raison pour laquelle on a effectué une modélisation qui a consisté à implémenter le modèle de propagation CrackOxFlu, dans le code calcul par éléments finis ZéBuLoN, puis à l'utiliser pour simuler l'avancée d'une fissure dans une aube TuHP. L'objectif était de comparer les directions de propagation de fissure simulées au moyen du modèle numérique et celles observées expérimentalement.

#### 4.2.2. Modèle CrackOxFlu

Le modèle phénoménologique CrackOxFlu a été développé à l'Onera, notamment dans le cadre du programme européen SOCRAX dédié à la modélisation de la fissuration à haute température dans les superalliages monocristallins. Ce modèle suppose que le matériau est élastique isotrope. Cette hypothèse est valable si la fissure se propage perpendiculairement à la direction de sollicitation, dans les plans et selon les axes du cristal cubique. Développé dans le cadre de la mécanique linéaire de la rupture, ce modèle est basé sur le calcul élastique des FICs maximal et minimal au cours du cycle de fatigue. Il est applicable si la plasticité reste confinée en pointe de fissure. L'amplitude du FIC est ensuite corrigée en tenant compte d'un FIC seuil à ouverture de fissure *K*<sub>s</sub>. Le modèle tient également compte des effets temporels (fluage) et physico-chimique (oxydation) sur la vitesse de propagation des fissures.

#### 4.2.2.1. Paramètres nécessaires à la simulation

La figure ci-dessous détaille l'ensemble des paramètres nécessaires à la simulation. Les cartouches bleus correspondent à des paramètres et techniques de calculs connus issus de travaux antérieurs. Les cartouches blancs correspondent à des paramètres identifiés et des calculs réalisés dans le cadre de cette thèse.



Figure 99 : Classes de paramètres nécessaires à la simulation de la propagation de fissure.

Le modèle phénoménologique de propagation de fissure utilise une série de paramètres que l'on peut décomposer en trois classes :

- des paramètres matériau et phénoménologiques identifiés au cours d'essais mécaniques [Bouvard06];
- des paramètres de chargements issus des retours d'expérience et de températures issus des simulations thermiques, qui permettent de calculer un FIC K(t) à chaque instant du cycle;
- des paramètres morphologiques des fissures, telles que la longueur ou l'orientation du plan de fissuration, évalués par des observations dans le visible et l'infrarouge (Chapitre 3).

#### 4.2.2.2. Modèle phénoménologique de propagation de fissure

#### 4.2.2.2.1. Prise en compte de la plasticité dans le modèle phénoménologique

En 1970, Elber [Elber71] a montré que la vitesse de fissuration da / dN ne dépend pas directement du FIC comme le suggérait Paris [Paris63], mais plutôt de sa variation  $\Delta K = K_{max} - K_{min}$  au cours d'un cycle. La vitesse de propagation s'écrit alors sous la forme :

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^{\eta}$$
(34)  
au lieu de  $\frac{da}{dN} = C(K)^{\eta}$ 

où C et  $\eta$  sont des paramètres dépendant du matériau.

Il a aussi montré que la plasticité confinée en pointe de fissure a pour effet de ralentir sa progression. Ceci est lié aux contraintes de compression engendrées en avant du front de fissure par la plastification préalable du matériau qui tiennent fermées les lèvres de la fissure en deçà de ce seuil. Dans le cas d'un maintien à haute température, ces contraintes de compression vont se relaxer (viscoplasticité du matériau) et la valeur du seuil d'ouverture de fissure va diminuer. A contrario, dans le cas d'une surcharge au-delà de la limite élastique du matériau, ce seuil d'ouverture de fissure va de nouveau augmenter. Pour tenir compte de l'effet de la plasticité, il a corrigé sa loi en remplaçant  $\Delta K$  par  $\Delta K_{eff}$  tel que :

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_S \tag{35}$$

où  $K_S$  est un FIC nommé seuil d'ouverture, au-delà duquel la fissure peut se propager.

Le modèle phénoménologique implanté tient compte de ce FIC seuil au travers de deux paramètres  $K_S^F$  et  $K_S^C$  qui correspondent respectivement aux facteurs d'intensité des contraintes seuils en fatigue et en fluage. Ces seuils évoluent au cours du calcul en fonction de l'historique du chargement (augmentation en cas de surcharge, relaxation de ceux-ci au cours du fluage), et sont réactualisés et pris égaux à chaque fin de cycle puisqu'ils correspondent bien évidemment au même seuil d'ouverture pour le cycle suivant. Ces deux paramètres interviennent dans le calcul de l'avancée de fissure en fatigue et en fluage.

#### 4.2.2.2.2. Propagation en fatigue

La loi de fatigue utilisée pour le calcul de l'avancée de fissure est de type Forman [Forman67], c'est-à-dire qu'elle satisfait le critère suivant :

$$\lim_{K_{max}\to K_c} \frac{da}{dN} = +\infty$$
(36)

Ce critère assure que, pour un FIC maximal  $K_{\text{max}}$  supérieur à la ténacité du matériau  $K_C$ , le matériau se rompt immédiatement puisque la vitesse de propagation tend vers l'infini. Forman a également introduit un paramètre tenant compte de l'effet du rapport de charge défini par la relation suivante :

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$$
(37)

et écrit la vitesse de propagation en fatigue sous la forme suivante :

$$\frac{da}{dN} = C^F \frac{\left(K_{max} - K_s^F\right)^{\eta^F}}{\left(I - R\right)\left(K_c - K_{max}\right)}$$
(38)

où  $C^F$  et  $\eta^F$  sont des paramètres dépendant du matériau.

La figure suivante montre l'effet des variations du FIC maximal  $K_{max}$  et du rapport de charge R sur la vitesse de propagation en régime de fatigue en fonction de  $\Delta K = K_{max} - K_{min}$ :



Figure 100 : Variation de la vitesse de propagation en fonction du rapport de charge R à 950°C. Les flèches indiquent l'évolution de la vitesse de propagation en fonction de R et de K<sub>max</sub>.

En plus du chargement, l'aube TuHP peut subir des variations importantes de température au cours d'un cycle, qu'il est nécessaire de prendre en compte dans le calcul de propagation en fatigue. La prise en compte de la variation de température pose cependant problème car le calcul de l'avancée de fissure est réalisé pour un cycle complet, alors que la température évolue au cours de ce cycle. Deux méthodes simples peuvent être utilisées : on peut tout d'abord calculer l'avancée de fissure en ne prenant en compte que la température maximale du cycle, ce qui va dans le sens de la sécurité, mais on peut aussi choisir de prendre en compte la température moyenne du cycle. Une troisième méthode a été développée par Gallerneau [Gallerneau01], qui fait l'hypothèse que la ténacité du matériau non oxydé est la seule grandeur mécanique dépendant de la température, selon une loi de type d'Arrhenius :

$$K_{CV}(t) = K_{CV}^{0} \exp\left(\frac{Q}{RT(t)}\right)$$
(39)

où  $K_{CV}^{\theta}$  est un paramètre matériau indépendant de la température.

Les auteurs proposent donc de normaliser le FIC K(t) à chaque instant du cycle, par la ténacité, afin de définir une loi de propagation en fatigue indépendante de la température. On peut alors, sous cette hypothèse, traiter des cas de chargement thermomécanique pour lesquels la température peut évoluer fortement.

$$\frac{da}{dN} = C_F^* \frac{\left(S_{max} - S_s^F\right)^{\eta_F^*}}{(1 - R)(S_c - S_{max})}$$
(40)

avec 
$$S = \frac{K(t)}{K_{CV}(t)}$$
 (41)

Cette méthode de calcul de l'avancée de fissure en régime de fatigue, avec prise en compte de l'évolution de température au cours du cycle, est appliquée dans le cas des superalliages dans le modèle CrackOxFlu.

#### 4.2.2.2.3. Propagation en fluage

L'effet du fluage sur l'avancée de fissure est également pris en compte dans le modèle CrackOxFlu. Cependant, contrairement à la propagation en fatigue, la phase de fluage du cycle est subdivisée en pas élémentaires, sur lesquels la température peut être considérée comme constante. L'expression de l'avancée de la fissure s'écrit donc directement en fonction du FIC K(t) et de paramètres du matériau dépendant de la température, mais dont il est possible de définir les valeurs à tout instant t :

$$\frac{da}{dN} = \int_{t_0}^t C^C(T(t)) \Big[ K(t) - K_S^C \Big]^{\eta_C(T(t))} dt$$
(42)

où  $C^{C}(T(t))$  et  $\eta_{C}(T(t))$  sont des paramètres dépendant du matériau. L'interprétation de cette expression est finalement assez simple : il n'y a propagation en fluage que si le FIC K(t) est supérieur au FIC seuil en fluage  $K_{S}^{C}$ .

L'avancée totale de la fissure est la somme des avancées en fatigue et en fluage au cours d'un cycle. Son expression est :

$$\frac{da}{dN} = \underbrace{C_F^* \frac{\left(S_{max} - S_S^F\right)^{\eta_F^*}}{(I - R)(S_C - S_{max})}}_{Fatigue} + \underbrace{\int_{t_0}^t C^C(T(t)) \left[K(t) - K_S^C\right]^{\eta_C(T(t))}}_{Fluage} dt$$
(43)

#### 4.2.2.2.4. Effet de l'oxydation sur la fissuration

Un troisième volet du modèle CrackOxFlu prend en compte l'effet de l'oxydation en pointe de fissure sur la ténacité du matériau. L'oxydation des lèvres de la fissure intervient lors des phases de maintien à haute température, lorsque le front de fissure fraîchement rompu est exposé à l'oxygène. L'effet de l'oxydation est pris en compte au travers de la ténacité réduite  $S_C$ , qui est proportionnelle au rapport entre les ténacités du matériau non oxydé et oxydé, notées respectivement  $K_{CV}^0$  et  $K_{COX}^0$ . On suppose que ces deux paramètres suivent chacun une loi d'Arrhenius avec une même énergie d'activation :

$$K_{CV}(t) = K_{CV}^0 \exp \frac{Q}{RT(t)} \quad \text{et} \quad K_{COX}(t) = K_{COX}^0 \exp \frac{Q}{RT(t)}$$
(44) (45)

Le troisième paramètre clef de la prise en compte de l'effet de l'oxydation correspond à la longueur de pénétration d'oxyde que l'on note  $l_p$ . La valeur de  $l_p$  est donnée par une équation différentielle dont l'expression est la suivante [Pringent93] :

$$dl_{p}(t) = \frac{1}{4} (F(x)\alpha)^{4} l_{p}^{-3} dt$$
(46)

avec 
$$\alpha = \alpha_0 exp\left(\frac{-Q_0}{RT(t)}\right)$$
 et  $F(x) = c\left(\frac{F(t)}{F_M}\right)^4$  (47) (48)

où :

 $lpha\,$  est la loi d'oxydation obéissant également à une loi d'Arrhenius ;

 $a_0 \,$  et  $\, Q_0 \,$  sont des paramètres matériaux ;

c est une constante ;

F(t) et  $F_M$  correspondent respectivement à la force appliquée à l'instant t et à la force maximale appliquée au cours du cycle.

La ténacité réduite est finalement donnée par l'expression suivante :

$$S_{C}(t) = \frac{K_{COX}^{0}}{K_{CV}^{0}} \left[ 1 - u + u \times exp\left(\frac{mz^{*}}{l_{p}(t)}\right) \right]$$
(49)

où  $K_{COX}^{\theta}$ ,  $K_{CV}^{\theta}$ , u, m et  $z^*$  sont des paramètres du matériau indépendants de la température. En pratique, la ténacité réduite ne peut pas dépasser 1 puisque  $K_{COX}^{\theta}$  est forcément inférieur à  $K_{CV}^{\theta}$ . Il donc convient de corriger les éventuels dépassements d'origine numérique, par une condition telle que :

$$S_C(t) = Min(S_C(t), I)$$
(50)

La valeur de  $S_C$  est actualisée, tout comme les seuils d'ouverture, à la fin du cycle complexe.

#### 4.2.2.3. Conditions d'utilisation du modèle CrackOxFlu

Ce modèle a déjà démontré son efficacité pour la prévision de durée de vie dans des matériaux polycristallins comme l'astroloy [Pringent93] ou le N18 [Gallerneau95], mais également monocristallin comme l'AM1 [Bouvard06], en régime de fissure courte et longue, et en tenant compte des variations de température au cours d'un cycle pour des éprouvettes normalisées. Par contre ce modèle n'est pas adapté en l'état au calcul de la propagation de fissures dans les aubes TuHP en dehors de l'hypothèse du barreau équivalent. C'est la raison pour laquelle il a été décidé d'intégrer ce modèle dans le code ZéBuLoN, afin de pouvoir l'appliquer en chaque point du front de

fissure et ainsi, simuler la propagation d'une crique dans une aube TuHP, en tenant compte de la géométrie réelle de la pièce et des concentrations de contraintes complexes qui en résultent. L'utilisation de CrackOxFlu dans le code ZéBuLoN permet également de tenir compte de la cartographie de température complexe globale de l'aube. On pourra donc effectuer des calculs de l'avancée de fissure dans des conditions se rapprochant des conditions réelles.

## 4.3. Intégration du modèle CrackOxFlu dans le code de calcul ZéBuLoN

Le programme de calcul ZéBuLoN est un code de calcul éléments finis utilisé, notamment, pour effectuer des recherches dans le domaine de la propagation de fissures de structures métalliques. Il est en partie développé à l'Onera et à l'école nationale supérieure des mines de Paris (ENSMP).

### 4.3.1. Méthodes numériques de propagation de fissures

De nombreuses méthodes numériques de simulation de la propagation de fissures, reposant sur des modèles éléments finis, ont été développées. Deux méthodes se sont particulièrement distinguées, avec des démarches très différentes. La première, la plus classique, consiste à remailler le voisinage de la pointe de fissure au cours de la propagation pour affiner le calcul. La seconde, qui a été développée ces dix dernières années, consiste à enrichir les fonctions de forme décrivant le champ de déplacements au voisinage de la fissure, sans modifier le nombre et la forme des éléments.

# 4.3.1.1. Méthode de propagation de fissure par remaillage en pointe de fissure La méthode de propagation de fissure par remaillage se décompose en deux étapes. La première étape consiste à créer un plan de fissuration et à l'insérer dans le matériau, en raffinant le maillage initial de la pièce saine, au voisinage du plan de fissuration.



Figure 101 : Méthode d'insertion d'une fissure par une méthode de remaillage [Chiaruttini11].

La seconde étape consiste à vérifier, pour chaque cycle, la longueur de l'avancée de la fissure et sa direction de propagation dans les conditions de chargement et de température imposées pour le calcul. Pour cela, on utilise un critère de non propagation qui consiste à comparer le FIC seuil du matériau au FIC actualisé (§4.2.2.2.2 à §4.2.2.2.4), et un critère de bifurcation qui consiste à calculer :

- soit la direction selon laquelle la contrainte normale est maximale [Erdogan63],
- soit la direction selon laquelle  $K_{\mu}$  est minimal,
- soit la direction selon laquelle la densité d'énergie de déformation est minimale [Sih74],
- soit la direction selon laquelle le taux de restitution d'énergie est maximal.

Une fois les nouveaux fronts de fissure et plan de fissuration définis, on raffine le maillage au voisinage de ce plan, tout en conservant le maillage antérieur loin de la pointe de fissure. On limite ainsi le nombre de degrés de liberté (ddl) et par la même le temps de calcul. En revanche, l'opération de raffinement au voisinage du front à chaque cycle est coûteuse en temps de calcul, mais les algorithmes disponibles actuellement sont suffisamment rapides pour rivaliser avec d'autres méthodes plus récentes, comme la XFEM. La principale difficulté de cette méthode est le recours à une technique de remaillage automatique dont la robustesse est très difficile à assurer.

#### 4.3.1.2. Méthode couplée XFEM/courbes de niveau (level sets en anglais)

La méthode XFEM (eXtend Finite Element Method) permet de modéliser la fissure dans un matériau isotrope élastique linéaire, par le biais de fonctions de forme discontinues et de champs de déplacement asymptotiques en pointe de fissure. Ces fonctions de forme additionnelles enrichissent la représentation du champ de déplacement au voisinage du front de fissure. Le type d'enrichissement est fonction de l'état de fissuration de l'élément les supportant :

- les fonctions de forme de l'élément contenant la pointe de fissure sont enrichies par des fonctions décrivant la singularité du front de fissure [Belytschko99] (carrés bleus de la Figure 102),
- les nœuds des éléments traversés par la fissure sont enrichis par des fonctions discontinues de type Haar ou Heaviside (cercles bleus de la Figure 102); l'enrichissement des nœuds au moyen de ces fonctions discontinues permet de dissocier la géométrie de la fissure de celle du maillage, et ainsi, de s'affranchir du remaillage en pointe de fissure [Moës99, Moës02].



Figure 102 : Schéma de la méthode d'enrichissement des noeuds au voisinage d'une fissure par la méthode XFEM.

La localisation de la fissure dans le maillage est assurée par la méthode des courbes de niveau. Cette méthode et la manière de la coupler à la XFEM ont fait l'objet de nombreux articles et présentations. Il n'entre pas dans le cadre de ce mémoire, de faire la synthèse de ces travaux. Retenons simplement que cette méthode consiste à associer aux fonctions de forme d'enrichissement une fonction distance signée  $\varphi(x,t)$  discontinue telle que :

$$\begin{cases} \varphi(x,t) < 0 & x \notin \Omega(t) \\ \varphi(x,t) = 0 & \text{si} & x \in \Gamma(t) \\ \varphi(x,t) > 0 & x \in \Omega(t) \end{cases}$$

où  $\Omega(t)$  est un domaine et  $\Gamma(t)$  sa frontière.

Dans un modèle de propagation faisant intervenir les courbes de niveau, le front de fissure est assimilé à la frontière  $\Gamma(t)$ , aussi appelée iso-zéro. Cette définition de l'iso-zéro impose une première limitation à l'utilisation de cette méthode au cas de la fissuration des aubes TuHP : pour des fissurations multiples ou des coalescences de fissures, chaque crique possède ses propres courbes de niveau, ce qui crée des discontinuités entre les fonctions  $\varphi(x,t)$  attribuées à chacune des fissures. Ces discontinuités peuvent être à l'origine d'artefacts de fissuration engendrés par le modèle. En revanche, dans le cas d'une fissuration simple, cette méthode est particulièrement efficace pour insérer une fissure unique dans un maillage, y compris dans des géométries complexes. Cependant, l'un des objectifs de cette méthode étant de supprimer les remaillages successifs en cours de calcul, il est nécessaire de mailler finement toute la zone de la pièce dans laquelle la fissure est susceptible de se propager. Notons que l'on peut imaginer de coupler les deux méthodes de manière à limiter la densité des éléments de la zone remaillée et ainsi améliorer la robustesse de la méthode. L'utilisation d'un maillage fin augmente significativement le nombre de ddl, et donc le temps de calcul. Finalement, le temps de calcul complet pour la simulation de la propagation d'une fissure avec la méthode « XFEM/Level sets » est du même ordre que le temps nécessaire pour faire ce calcul par la méthode avec remaillage. La finesse du maillage initial et la complexité de mise en œuvre de cette méthode de simulation de propagation, ajoutée au problème de la coalescence des fissures nous ont conduits, pour traiter le problème de la fissuration des aubes TuHP, à utiliser la méthode avec remaillage implantée dans le code de calcul par éléments finis ZéBuLoN.

# 4.3.2. Simulation de l'insertion et de la propagation d'une fissure au moyen du code ZéBuLoN/CrackOxFlu

La première phase de la simulation consiste à :

- définir une dimension de fissure forfaitaire a<sub>f</sub> et un disque plan circulaire de rayon a<sub>f</sub> ou elliptique de demi-axes a<sub>f</sub> et b<sub>f</sub>;
- définir un point M<sub>0</sub> par lequel passe le front de fissure ;
- définir un plan de fissuration P<sub>0</sub> passant par ce point ;
- définir une direction privilégiée D<sub>0</sub> du plan passant par ce point ;
- définir une zone fissurée, intersection du disque forfaitaire du plan P<sub>0</sub> passant par M<sub>0</sub> et centré sur D<sub>0</sub> avec la structure ;
- réaliser un maillage de la structure pour lequel la zone fissurée est une surface de discontinuité.

Dans le cadre de cette thèse, la structure peut être une éprouvette SEN (Single Edge Notch) ou une aube TuHP. Pour l'ensemble des simulations présentées ci-après, la dimension forfaitaire a<sub>f</sub> est soit 300µm, soit 1mm et le disque forfaitaire circulaire. La longueur initiale de la fissure permet de définir les dimensions minimales des éléments situés au voisinage de son front. En pratique, on choisit une taille minimale d'élément équivalente à 5% de a<sub>f</sub> afin d'optimiser le temps et la précision des calculs.

La seconde phase de la simulation concerne la propagation de la fissure. Comme le montre la Figure 103, le front de fissuration (traits noirs) est décomposé en n-1 segments joignant N nœuds (du maillage) équidistants, auxquels sont associés un FIC et une température propres. A partir de ces deux paramètres, de la longueur totale a de la fissure (initialement  $a_f$ ) et des paramètres phénoménologiques, le modèle CrackOxFlu permet, en chacun de ces nœuds, de calculer l'accroissement  $\Delta a$  de la longueur de la fissure au cours d'un cycle. Ce calcul est ensuite itéré jusqu'à ce que  $\Delta a$ , en un des noeuds du front, atteigne une valeur  $\Delta a_r$  définie dans la première phase de la simulation.

Au cours de la simulation, la phase de remaillage intervient dès que la fissure s'est propagée sur une longueur égale à  $\Delta a_r$  en un nœud du front de fissuration. Dans le cadre des simulations présentées dans ce mémoire, la valeur de  $\Delta a_r$  a été fixée à 50 où 100µm en fonction du type de sollicitation et de réponse (fatigue ou fluage). On obtient ainsi un bon compromis entre précision et temps de calcul (limitation du nombre d'étapes de remaillage).



Figure 103 : Schéma de la propagation d'une fissure sous ZéBuLoN.

La méthode de propagation décrite dans ce paragraphe résulte de l'intégration du modèle CrackOxFlu dans le code ZéBuLoN, qui ne possédait pas jusqu'à présent cette fonctionnalité. Cette intégration a conduit à modifier le modèle CrackOxFlu [Pringent93, Bouvard06] développé pour estimer la vitesse de propagation de fissure dans des éprouvettes normalisées, afin de l'adapter aux méthodes employées dans ZéBuLoN pour le calcul du FIC, la prise en compte des champs de température et des cycles de chargement. Ce travail d'intégration a été validé pour une éprouvette normalisée SEN de géométrie simple. Pour distinguer les deux calculs, on les appellera calcul CrackOxFLu/FEM (version ZéBuLoN développée en C++) et CrackOxFlu/EPN (version initiale développée en Fortran pour des éprouvettes normalisées, en abrégé EPN). Les résultats fournis par le code ZéBuLoN ont été comparés à des résultats expérimentaux et à ceux obtenus au moyen de la version initiale du modèle CrackOxFlu.

#### 4.3.3. Validation de l'intégration dans ZéBuLoN

L'intégration du modèle CrackOxFlu a été validée au moyen, comme dit ci-dessus, d'une simulation de propagation de fissure dans une éprouvette SEN. Ce type d'éprouvette avait déjà été utilisé pour valider le modèle CrackOxFlu/EPN [Bouvard12]. L'éprouvette modélisée ici a pour dimensions 17,6mm de largeur pour 118mm de longueur et une faible épaisseur. La version initiale de CrackOxFlu effectue un calcul en contraintes planes, ce calcul est donc indépendant de l'épaisseur. Le code ZéBuLoN n'autorise pas les calculs 2D, il a donc fallu effectuer un maillage 3D pour lequel on a pris une épaisseur de 10µm. L'hypothèse de contraintes planes est prise en compte via une modification ad hoc de la loi de comportement tri dimensionnelle (procédure interne à ZéBuLoN). Le schéma de l'éprouvette modélisée est présenté Figure 104. On notera la présence d'une fissure initiale forfaitaire.



Figure 104 : Schéma de l'éprouvette normalisée SEN.

Les paramètres phénoménologiques (référence) sont issus de l'article [Bouvard12]. Ils ont été identifiés, pour une éprouvette d'AM1, à partir des résultats d'essais mécaniques de fatigue et de fluage pour une propagation de fissure selon le plan [001]. Certains de ces paramètres, qui évoluent avec la température, ont été identifiés par des essais mécaniques à chaud, c'est-à-dire réalisés avec des éprouvettes chauffées par induction pendant toute la durée des essais. Ils ont été identifiés pour trois températures différentes : à 650, 800 et 950°C. Les valeurs intermédiaires des paramètres sont estimées par une interpolation linéaire. Il faut noter que ces paramètres phénoménologiques sont

identifiés à partir d'essais mécaniques effectués sur des éprouvettes d'AM1 monocristallin dont l'orientation est contrôlée. Dans le cas d'une modification de l'orientation des axes principaux de l'éprouvette ou du plan de fissuration par rapport aux axes du monocristal, les paramètres phénoménologiques sont a priori différents et la vitesse de propagation varie [Fleury91]. Pour ce qui concerne la validation, on compare deux calculs effectués dans les mêmes conditions géométriques, thermomécaniques et de sollicitation. Le problème de l'orientation ne se pose pas. Par contre, pour les simulations effectuées sur les aubes TuHP, l'influence de l'orientation cristallographique par rapport au repère géométrique global ne sera pas prise en compte. On fait l'hypothèse que l'axe vertical OZ est à la fois la direction du chargement centrifuge et de l'axe cristallographique et que la fissure se propage initialement dans le plan horizontal (OXY). Dans cette étude on s'intéressera à la vitesse de propagation de fissures, pour une aube TuHP dont l'orientation des axes, en dehors de l'axe vertical, n'est pas contrôlée au cours du processus de fabrication. La vitesse de propagation de fissure peut donc varier d'une aube à l'autre pour un même cycle de chargement et de température, sous l'influence de ce paramètre d'orientation. Il pourrait être intéressant de faire des simulations permettant d'estimer la sensibilité de la vitesse de propagation à des variations des paramètres phénoménologiques et d'orientation cristalline. Il semble donc difficile, dans ces conditions, d'évaluer par la simulation, une durée de vie résiduelle « précise » dans le cas d'une aube TuHP. Par contre, les comparaisons de durée de vie relatives et de direction de propagation permises par des simulations différentes, semblent beaucoup plus pertinentes.

#### 4.3.3.1. Comparaison des résultats en régime de fatigue pure

La première étape de la validation a consisté à vérifier, en régime de fatigue pure, la cohérence entre les vitesses de propagation de fissure calculées avec le modèle CrackOxFlu/EPN, et celles calculée au moyen du code ZéBuLoN (CrackOxFlu/FEM). En fatigue pure, on rappelle que la vitesse de propagation de la fissure est donnée par l'équation (51) décrite au paragraphe 4.2.2.2:

$$\frac{da}{dN} = C_F^* \frac{\left(S_{max} - S_s^F\right)^{\eta_F^*}}{(I - R)(S_c - S_{max})}$$
(51)

Afin de pouvoir comparer les résultats du calcul numérique avec les résultats expérimentaux précédemment obtenus [Bouvard06, Bouvard12], on se place dans les conditions de l'essai mécanique de fatigue pure : température constante de 950°C, fréquence de chargement de 50Hz, contraintes maximale de 200MPa et minimale de 10MPa (soit un rapport R=0,05) (Figure 105).



Figure 105 : Schéma des cycles de chargement utilisés pour le calcul de la vitesse de propagation en régime de fatigue pure à 50Hz.

Ce type de chargement permet de négliger, dans un premier temps, l'effet de l'oxydation, puisque l'on peut considérer que le temps d'ouverture de la fissure au cours d'un cycle est trop bref pour qu'une couche d'oxyde puisse se déposer sur ses lèvres. Dans ce cas, la ténacité normalisée  $S_c$ est constante et fixée à 1, et l'équation (51) montre que la vitesse de propagation dépend essentiellement du FIC maximal normalisé  $S_{max}$  et du seuil d'ouverture en fatigue  $S_s^F$ .

Pour ces conditions simplifiées, les calculs de la vitesse de propagation d'une fissure de 300µm de longueur initiale, ont donné de bons résultats comme le montre la Figure 106. Les vitesses calculées avec les versions CrackOxFlu/EPN et CrackOxFlu/FEM sont confondues. Ceci démontre que l'intégration de la partie fatigue du modèle a été correctement réalisée.



Figure 106 : Comparaison des vitesses de propagation d'une fissure calculées et mesurées au cours d'un essai mécanique de fatigue pure à 50Hz, sur une éprouvette de type SEN en AM1 à 950°C.

#### 4.3.3.2. Comparaison des résultats en régime de fluage pur

La deuxième étape du travail a consisté à valider l'intégration du modèle pour des régimes de fluage pur. On rappelle que le terme donnant la vitesse de propagation d'une fissure en régime de fluage est décrit au paragraphe 4.2.2.2.3 et s'écrit sous la forme suivante :

$$\frac{da}{dN} = \int_{t_0}^{t} C^C(T(t)) \left[ K(t) - K_S^C \right]^{\eta_C(T(t))} dt$$
(52)

Comme dans le cas précédent traitant de la partie fatigue, des essais mécaniques ont déjà été réalisés afin d'identifier les paramètres phénoménologique de la loi de fluage. La comparaison des vitesses de propagation expérimentale et calculée (avec CrackOxFlu/EPN), a d'ores et déjà permis de valider le modèle CrackOxFlu pour ce type de chargement [Bouvard06, Bouvard12]. Afin de valider son intégration dans le code ZéBuLoN (CrackOxFLu/FEM), on se place dans des conditions semblables à celles des trois essais de fluage pur présentés par [Bouvard12]. La température est donc, comme précédemment, constante et égale à 950°C sur toute la durée du cycle. Les cycles de fluages sont caractérisés par un temps de maintien de la pièce sous chargement maximal et constant dans le temps, noté tm, dont les durées sont fixées à 30s, 90s et 300s, avec des contraintes maximales respectives de 350, 290 et 380MPa. Comme dans le cas précédent, le rapport de charge R est fixé à 0,05. Pour chaque essai, la durée des phases de charge initiale et de décharge finale équivaut à 3% du temps de maintien. Le schéma du cycle de chargement utilisé pour les calculs de vitesse de propagation en fluage pur est présenté Figure 107 :



Figure 107 : Schéma du cycle de chargement utilisé pour le calcul de la vitesse de propagation en régime de fluage pur.

En fluage pur, la Figure 108 montre que les vitesses de propagation de fissure calculées avec CrackOxFlu/EPN et CrackOxFlu/FEM, sont confondues quel que soit le temps de maintien. Ceci valide l'intégration de la partie fluage du modèle CrackOxFlu dans le code de calcul ZéBuLoN. On notera cependant une légère divergence pour la troisième sous figure de la Figure 108.



Figure 108 : Comparaison des vitesses de propagation d'une fissure calculées et mesurées au cours d'un essai mécanique de fluage pur, sur une éprouvette de type SEN en AM1 à 950°C.

#### 4.3.3.3. Comparaison des résultats en régime couplé fatigue/fluage

La dernière étape de la phase de validation a consisté à vérifier la prise en compte de l'influence du couplage entre la fatigue et le fluage sur la vitesse de propagation, en tenant compte des effets de l'environnement comme l'oxydation. La vitesse est, dans ce cas, donnée par l'équation (43) du paragraphe 4.2.2.2.3, qui est la somme des contributions de la fatigue et du fluage en chaque cycle, avec une prise en compte de l'oxydation (au travers de la ténacité normalisée  $S_c$ ), et de la plasticité (au travers des seuils de propagation en fatigue et en fluage  $S_s^F$  et  $S_s^C$ ). Pour cette dernière étape de la validation, le cycle de chargement utilisé correspond à un régime de fatigue à basse fréquence, c'est-à-dire inférieur à 5Hz (0,05Hz, 0,5Hz et 5Hz). Ceci permet d'obtenir des chargements et déchargements progressifs, que l'on peut considérer comme quasi constants sur un intervalle de temps court, favorisant ainsi le fluage et l'oxydation des lèvres de la fissure. Les contraintes maximales de chargement sont respectivement de 300MPa, pour les cycles de fatigue de fréquence 5 et 0,05Hz, et de 200MPa pour le cycle de fatigue de fréquence 0,5Hz, avec comme précédemment, un rapport de chargement R égal à 0,05.

La Figure 109 montre que dans le cas d'un chargement complexe en régime de fatigue avec une prise en compte du fluage et de l'oxydation, les vitesses de propagation de fissure calculées au moyen du code ZéBuLoN sont tout à fait compatibles avec celles calculées avec CrackOxFlu/EPN.



Figure 109 : Comparaison des vitesses de propagation d'une fissure calculées et mesurées au cours d'un essai mécanique de fatigue/fluage, sur une éprouvette de type SEN en AM1 à 950°C.

La Figure 109 ainsi que les précédentes (Figure 106 et Figure 108), démontrent donc que le modèle CrackOxFlu a été complètement et correctement intégré au code de calcul ZéBuLoN. Il est donc désormais possible d'utiliser ce modèle pour la simulation 3D de fissures dans des aubes TuHP pour des cas de chargements complexes, couplant des régimes de fatigue et de fluage tout en prenant en compte les effets de l'oxydation.

## 4.4. Simulation 3D de la propagation de fissure dans les aubes TuHP

On se propose ici d'effectuer des simulations de propagation de fissure au moyen de code de calcul ZéBuLoN et du modèle de propagation CrackOxFlu. L'objectif est de reproduire des fissures se propageant de manière analogue aux fissures observées sur les aubes TuHP en retour d'expérience (chapitre 3). Ces simulations donneront aussi une vitesse de propagation de fissure qui sera comparée aux vitesses réelles. On se limitera à simuler la propagation d'un seul type de fissure, la fissure s'amorçant au niveau d'un trou de refroidissement en bas de pale, et se propageant à l'intrados vers le bord d'attaque. En terme de durée de vie, on peut remarquer que l'on ne s'intéresse qu'à la durée de vie après amorçage.

#### 4.4.1. Description des conditions de chargement

#### 4.4.1.1. Maillage d'une aube TuHP

Afin de tenir compte de la géométrie réelle des aubes TuHP, et notamment des concentrations de contrainte, la simulation requiert un maillage 3D précis de la pièce réelle, particulièrement dans la zone à laquelle nous nous intéressons dans le cadre de cette thèse, c'est-àdire celle comprenant les quatre aérations de la partie basse de l'aube, près du bord de fuite. Pour cela, un modèle 3D a été fourni par Snecma, prenant en compte certains trous de refroidissement comme les fentes au voisinage du bord de fuite ainsi que les canaux de circulation d'air interne (Figure 110).



Figure 110 : Maillage d'une aube TuHP.

Le maillage des aérations depuis lesquelles se propagent les fissures de types SH a été réalisé à l'Onera, à partir de mesures topologiques prises sur une des aubes en retour d'expérience. Ce maillage complète le modèle Snecma dans la zone à laquelle on s'intéresse ici. Ce raffinement local du maillage de l'aube permet, notamment, de représenter les perçages raccordant les trous de refroidissement aux canaux internes (Figure 111).



Figure 111 : maillage de la zone de l'aube touchée par des fissures de type SH (exemple d'amorçage de fissure de type SH marqué par la flèche rouge).

#### 4.4.1.2. Type de chargement

Le chargement utilisé pour les calculs correspond à un cycle de chargement et de température d'environ 4900 secondes, représentatif de plusieurs missions type effectuées par les M88. Ces missions induisent des phases de fluage pur pendant environ 45% du cycle efficace (régime moteur positif) et des phases avec interaction fatigue/fluage pendant environ 55% du cycle efficace. Ces deux phases correspondent respectivement à des périodes au cours desquelles le régime moteur est constant, et des phases au cours desquelles le régime moteur varie périodiquement et rapidement en fonction du temps (de t=0s à t=1354s, le régime moteur est positif). Ce cycle, nommé K8 (Figure 112) tient également compte de la phase de refroidissement du moteur après le vol (de t $\approx$ 1350s à t $\approx$ 4900s, le régime moteur est nul).



Figure 112 : Cycle K8 (vitesse de rotation du moteur, proportionnelle au chargement centrifuge, en fonction du temps).

## 4.4.1.3. Prise en compte du chargement et des variations de température au cours d'un cycle

Pour utiliser CrackOxFlu, on a besoin des évolutions temporelles du FIC, des seuils de propagation relatifs au type de sollicitation (fatigue, fluage ou combinaison fatigue/fluage) et des FIC maximal et minimal locaux.

Dans le cas d'un chargement élémentaire de fatigue, l'obtention de ces FIC est immédiate et l'avancée de fissure s'effectue par itération jusqu'à la rupture. Dans le cas du cycle K8, le chargement est complexe et induit des phases de fluage et de fatigue/fluage d'amplitudes variées, qui ne permettent pas de traiter ce cycle dans sa globalité. La solution retenue a consisté à décomposer ce cycle complexe en cycles élémentaires de fluage ou de fatigue/fluage, pour lesquels on définit des jeux de paramètres de chargement locaux (évolution temporelle du FIC pour les phases de fluage, FIC maximal/minimal propres à chaque phase de fatigue, réactualisation des seuils de propagation en fatigue et en fluage). Le calcul de l'avancée de la fissure est réalisé après chaque cycle élémentaire, ce qui représente pour le cycle K8, 17 itérations réparties sur quatre domaines de sollicitation pour couvrir l'ensemble du cycle représentatif d'une mission (Figure 113).



Figure 113 : Décomposition du cycle K8 en cycles élémentaires de fatigue/fluage et de fluage pur (domaines de l à IV).

L'évolution de la température locale de l'aube au niveau des quatre trous de refroidissement est prise en compte par le biais de cartes du champ de température globales établies par Snecma. A l'échelle de l'aube, ces cartes de température sont suffisantes pour rendre compte des variations thermiques globales dans la pièce et de l'état de contrainte induit par les gradients de température moyens. Cependant, la précision des cartes de température n'est pas suffisante pour tenir compte du fort gradient thermique certainement induit par les trous de refroidissement. Ceci conduit à faire l'approximation que localement, et à chaque instant du cycle, la température du matériau dans lequel la fissure se propage est uniforme. Au voisinage des trous de refroidissement, les contraintes thermomécaniques locales à fort gradient ne peuvent donc pas être prises en compte correctement. Ceci est dommageable car on imagine aisément que ces contraintes additionnelles peuvent avoir une influence significative sur la direction et la vitesse de propagation des fissures quand celles-ci s'approchent des trous de refroidissement. Nous y reviendrons par la suite. En dépit des approximations faites sur le champ de température, des simulations de propagation de fissure SH ont été réalisées pour différents types de chargement, élémentaires et complexes.

#### 4.4.2. Simulations de la propagation de fissures dans le cas d'une aube TuHP

L'objectif de ces simulations est de montrer qu'on est capable de reproduire, pour des hypothèses convenables à définir, la trajectoire d'une fissure de type SH à la surface de l'aube. Cette fissure est la trace à la surface d'un front de fissuration qui s'étend à l'intérieur de l'aube. C'est la seule information qui nous soit accessible expérimentalement. Les paramètres de comparaisons dont on dispose sont : la position de la fissure, sa trajectoire et sa longueur après un nombre de missions effectuées et connu. La comparaison portera donc sur la morphologie de la fissure apparente, sa longueur et le nombre de missions associé. En fait, on suppose implicitement, puisque l'épaisseur des parois fissurées est mince, que la fissure apparente est représentative de l'état de fissuration caractérisé en réalité par un front de fissuration qui s'étend à l'intérieur de l'aube. Afin que les comparaisons effectuées par la suite soient pertinentes, ont s'est assuré, pour chaque calcul, que la fissure apparente était bien représentative de l'état de fissuration interne.

Le travail de simulation a donc consisté à modéliser la propagation d'une fissure de type SH dans une aube TuHP soumise au cycle de chargement complexe de type mission présenté précédemment (K8 - Figure 112). Quatre cas de complexité croissante ont été simulés pour comprendre l'effet de la température sur la vitesse et la direction de propagation des fissures SH :

- température constante au cours de la mission (1000°C) et uniforme dans toute l'aube (cas C/U);
- température variable au cours de la mission (20 à 1000°C) et uniforme dans toute l'aube (cas V/U);
- température constante au cours de la mission (1000°C dans la zone critique des quatre évents) et non uniforme dans toute l'aube (prise en compte des contraintes thermomécaniques) (cas C/NU);
- température variable au cours de la mission (20 à 1000°C dans la zone critique) et non uniforme dans toute l'aube (prise en compte des contraintes thermomécaniques) (cas V/NU) ; ce dernier cas est celui qui s'approche le plus des conditions de chargement et de température réelles rencontrées au cours d'une mission.

Les résultats de ces simulations seront comparés à ceux obtenus dans le cas d'une propagation de fissure dans une éprouvette SEN soumise au chargement de type mission (K8), avec une température constante ou variable au cours de la mission, et un champ thermique uniforme. Cette comparaison entre une approche avec prise en compte de la géométrie 3D des aubes TuHP et une approche simplifiée de type barreau équivalent (actuellement utilisée en bureau d'étude), a pour objectif de démontrer l'influence des champs de contraintes complexes et des champs de température non-uniformes.

Pour chacune des simulations sur aube, une fissure débouchante de 300µm de longueur a été insérée au niveau de la pointe de l'évent, qui d'après les observations décrites précédemment (Chapitre 3), est le lieu de l'amorçage des fissures SH. L'angle initial de cette fissure est conforme aux observations, c'est-à-dire que le plan de fissuration est incliné d'environ 20 à 40° par rapport au plateau de l'aube (Figure 114).



Figure 114 : Initialisation d'une fissure de type SH de longueur a<sub>f</sub> au niveau de la pointe du trou de refroidissement identifié expérimentalement comme le site d'amorçage de ce type de fissure.

Dans le cas des simulations sur l'éprouvette SEN, la longueur de la fissure initiale a également été fixée à 300µm, mais elle a été insérée dans le plan cristallin [001], c'est-à-dire le plan perpendiculaire à l'axe du chargement principal.
# 4.4.2.1. Simulation de la propagation de fissure à température constante uniforme (cas C/U)

Dans un premier temps, la démarche a consisté à faire propager la fissure sous un chargement complexe de type mission (K8), tout en appliquant des conditions de température simples. La température est donc choisie constante et uniforme sur toute la durée du cycle (1000°C), ce qui correspond environ à la température maximale que va subir la zone critique au cours d'un vol. Les contraintes thermomécaniques liées à des dilatations non uniformes du matériau sont nulles.



Figure 115 : Représentation de l'évolution de la contrainte de Von Mises au cours de la propagation d'une fissure SH pour un chargement de type mission et une température constante/uniforme ( de haut en bas : fissure initiale - 0,3mm ; après 38884 missions - 0,9mm).



Figure 116 : Représentation des contributions respectives de la fatigue et du fluage sur la propagation de la fissure (progression de 0,6mm en 38884 missions).

D'après les résultats présentés sur la Figure 115, on constate que la fissure, initialement orientée à environ 60° par rapport à l'axe vertical de l'aube conformément aux observations, se réoriente pour se propager perpendiculairement à cet axe. La propagation de la fissure étant en mode I, on peut supposer que la direction de la contrainte principale est colinéaire à la direction du chargement centrifuge appliqué à l'aube. Les concentrations de contrainte liées à la présence des quatre évents n'influent donc pas sur la trajectoire de la fissure. On se retrouve dans une situation analogue à celle de l'éprouvette SEN. Afin de le vérifier, les mêmes conditions de chargement et de température ont été appliquées à une éprouvette SEN présentant une fissure initiale de 300µm de longueur.



Figure 117 : Représentation des contributions respectives de la fatigue et du fluage sur la propagation d'une fissure dans une éprouvette SEN pour un chargement de type mission, à température constante et uniforme (progression de 0,6mm en 5276 missions).



Figure 118 : Accroissement de la fissure en fonction du nombre de missions. Chargement de type K8 : température constante et uniforme. Fig. gauche aube TuHP / Fig. droite éprouvette SEN.

En comparant le nombre de cycles de type mission nécessaires pour que la fissure se propage sur 600µm (environ 38880 missions dans le cas de l'aube et environ 5280 missions dans le cas de l'éprouvette SEN), on constate que la vitesse de propagation moyenne dans l'éprouvette est bien supérieure à celle obtenue dans le cas de l'aube TuHP, bien que la propagation se fasse dans le même plan cristallin [001]. Pour analyser les raisons de cette différence, on a tracé (Figure 118) l'accroissement de la fissure en fonction du nombre de missions pour l'aube et l'éprouvette. Pour l'éprouvette, on constate que la vitesse de propagation est continue et croissante. Dans ce cas, la fissure se propage de manière rectiligne. Pour l'aube, on constate que la vitesse de propagation est faible pendant un grand nombre de mission (environ 30000 missions), puis augmente brutalement et varie ensuite lentement. De plus, l'observation de la Figure 115, décrite précédemment, a montré que la fissure se propage d'abord dans la direction initiale imposée pour la simulation, puis se réoriente pour se propager dans une direction normale à la direction de la force centrifuge. Le nombre de cycles nécessaires à la réorientation est très grand (environ 30000 missions), et correspond à une propagation sur une longueur égale à l'incrément  $\Delta a_r$  imposé pour cette simulation (100µm). On peut donc conclure que la différence entre les nombres de missions (Aube TuHP et éprouvette SEN) est principalement due à une mauvaise orientation initiale de la fissure qui bloque sa propagation.

Ce problème, directement lié à la méthode numérique utilisé pour faire propager la fissure, doit être corrigé pour évaluer quantitativement la durée de vie résiduelle d'une aube fissurée. Une des solutions envisageables pour éliminer ce problème consiterait à faire une étude de convergence afin de déterminer l'orientation optimale de la fissure (correspondant à l'orientation selon laquelle la fissure progresse de  $\Delta a_r$  en un minimum de cycles) avant la phase de propagation proprement dite. Dans le cadre de cette thèse, on se contentera, pour comparer efficacement les résultats de simulation pour l'aube TuHP et l'éprouvette SEN, d'éliminer le nombre de missions nécessaires à la réorientation de la fissure et conduisant à une première propagation de  $\Delta a_r$ . Afin de s'assurer que cette élimination est pertinente, il conviendrait de refaire une simulation avec un incrément de propagation réduit de moitié soit  $\Delta a_r/2$ . Les missions faisant propager la fissure après sa réorientation seront dénommées par la suite missions « efficaces », et seules ces missions seront prises en compte dans l'estimation de la durée de vie après amorçage.



Figure 119 : Définition du nombre de missions « efficaces ».

De manière pratique, on associe à la courbe d'évolution de l'accroissement de fissure (Figure 119), deux droites de pentes très différentes passant au mieux par les points de la courbe. On convient alors de prendre pour nombre de missions « efficaces » le nombre correspondant à la différence  $c_A - c_B$ . Pour cette simulation, on peut donc considérer que cette longueur est atteinte au bout d'environ 9000 missions « efficaces » (39000-30000), ce qui est l'ordre de grandeur du nombre de missions obtenu dans le cas de l'éprouvette SEN. Il est donc difficile, à partir de ces deux résultats, de donner des conclusions pertinentes quant à l'influence de la géométrie locale de l'aube sur la vitesse de propagation, et donc sur la durée de vie de celle-ci. Par contre, ces résultats montrent l'importance de la direction initiale de la fissure et donc de la phase d'amorçage.

La dernière information que l'on peut extraire des simulations présentées dans ce paragraphe, est obtenue en comparant les Figure 116 et Figure 117. Ces deux figures représentent la longueur totale sur laquelle s'est propagée la fissure, en mettant en évidence la contribution de la fatigue (équation (51)) et celle du fluage (équation (52)). La comparaison de ces deux figures montre que la proportion des contributions en fatigue et en fluage est la même pour l'aube et pour l'éprouvette. Il faut noter que la contribution du fluage est majoritaire (70%) bien que ce mode soit minoritaire dans le cycle K8. On peut donc en déduire que le fluage est le mode de sollicitation le plus critique dans les conditions de chargement et de température utilisées pour les simulations présentées dans ce paragraphe.

La configuration décrite ci-dessus (aube calcul C/U) servira de référence pour les comparaisons des résultats des divers calculs (simulations C/U, V/U, C/NU, V/NU).

183

## 4.4.2.2. Simulation de la propagation de fissure à température variable et uniforme (cas V/U)

Dans un deuxième temps, la démarche a consisté à reproduire la simulation précédente en choisissant cette fois-ci une température variable et uniforme. On considère donc qu'au cours de la mission, la température varie de 20°C (régime moteur nul) à 1000°C (régime moteur maximal) dans la zone critique des quatre trous de refroidissement, avec des températures intermédiaires associées aux différentes phases de la mission (montée en régime initiale, fluage, « coups de manettes », réduction du régime jusqu'à l'extinction du moteur). La température reste cependant uniforme dans toute l'aube en chaque instant du cycle. Les contraintes thermomécaniques liées à la dilatation du matériau sont donc nulles sur toute la durée de la mission.



Figure 120 : Représentation de l'évolution de la contrainte de Von Mises au cours de la propagation d'une fissure SH pour un chargement de type mission et une température variable/uniforme ( de haut en bas : fissure initiale - 0,3mm ; après 57260 missions – 1,1mm).



Figure 121 : Représentation des contributions respectives de la fatigue et du fluage sur la propagation de la fissure (progression de 1,1mm en 57260 missions – progression de 0,6mm en 55011 missions).

La Figure 120 montre comme dans le paragraphe précédent, que la fissure initialement orientée conformément aux observations menées sur des aubes en retour d'expérience, se réoriente brutalement et se propage perpendiculairement à l'axe du chargement centrifuge. Les concentrations de contraintes et les variations temporelles de température au cours de la mission ne modifient donc pas la direction de la contrainte principale, qui reste colinéaire avec la direction du chargement centrifuge.

On constate en revanche une augmentation du nombre de missions nécessaires pour faire progresser la fissure de 600µm (38880 missions dans le cas C/U). Cette augmentation est également observable dans le cas de l'éprouvette SEN (5280 missions dans le cas C/U). On note également que pour l'aube, la propagation se fait cette fois-ci quasi exclusivement en régime de fluage (Figure 121).



Figure 122 : Représentation des contributions respectives de la fatigue et du fluage sur la propagation d'une fissure dans une éprouvette SEN pour un chargement de type mission, à température variable et uniforme (progression de 0,6mm en 8782 missions).





Comme dans le cas précédent (cas C/U), on constate, en observant la Figure 123, que la vitesse moyenne de la fissure dans l'éprouvette SEN est supérieure à celle calculée dans l'aube. De plus dans le cas de l'éprouvette, la vitesse de propagation de la fissure est continue et croissante, alors que dans le cas de l'aube, elle est discontinue et augmente brutalement au bout d'environ 48000 missions, après un premier incrément de longueur  $\Delta a_r$  (100µm). L'observation de la Figure 120 montre également que la fissure se réoriente dès le début de la propagation, ce qui confirme que le résultat de cette simulation est tout à fait comparable au cas précédent, avec un blocage de la fissure dû à une mauvaise orientation initiale, augmentant « artificiellement » le nombre de missions nécessaires pour faire propager la fissure sur 600µm (environ 55000 missions). Comme précédemment, il convient donc, pour obtenir des conclusions pertinentes de cette simulation, de ne prendre en compte que les missions « efficaces », qui ont fait propager la fissure perpendiculairement au chargement centrifuge, ce qui, d'après la Figure 123 donne un total d'environ 7000 missions pour un accroissement de la fissure de 600µm.

Si l'on compare ce résultat à celui obtenu précédemment dans le cas C/U, on constate que la variation de température au cours de la mission ne semble pas influencer de manière significative la vitesse de propagation. De ce fait le nombre de cycles nécessaires pour faire progresser la fissure de 0 à 600μm est du même ordre de grandeur (environ 9000 missions dans le cas C/U). Si l'on compare cette fois-ci le résultat à celui obtenu avec l'aube SEN (environ 8800 missions), on constate que les nombres de missions obtenus sont très proches. On peut donc en déduire que, dans le cas d'une température variable et uniforme, une approche de type barreau équivalent pourrait s'avérer suffisante pour évaluer la durée de vie d'une aube. Il faut cependant noter que le nombre de missions, rapporté à l'heure de vol (nombres de mission x (1354/3600)) reste très significativement supérieur à ceux obtenus par retour d'expérience. Ainsi, avec la simulation à température variable et uniforme, on obtient un accroissement de fissure de 600µm après environ 3750 heures de vol, alors que les longueurs de fissure mesurées sur des aubes en retour d'expérience sont comprises entre 0,5 et 7 mm, pour un nombre d'heures vol compris entre 200 et 500. Enfin, les trajectoires obtenues ne correspondent pas à celles observées (fissures se propageant selon un angle d'environ 60° par rapport à l'axe vertical de l'aube). Les approches à température uniforme et de type barreau équivalent ne sont donc pas suffisantes pour représenter une situation réaliste et évaluer une durée de vie résiduelle après amorçage pertinente.

## 4.4.2.3. Simulation de la propagation de fissure à température constante et non uniforme (cas C/NU)

Dans un troisième temps, la démarche a consisté à simuler la propagation d'une fissure, toujours avec un chargement de type K8, à température constante en prenant en compte une carte de température non uniforme sur la surface de l'aube. La carte thermique utilisée dans cette simulation correspond à une répartition spatiale de température réaliste, qui prend en compte les différences de température liées à l'exposition plus ou moins favorables des surfaces de l'aube aux gaz de combustion. Il faut noter que l'effet des canaux et des trous de refroidissement est pris en compte globalement, à l'échelle de l'aube, mais que la résolution ne permet pas de représenter les variations de température à l'échelle de ces trous. La température locale, dans la zone de propagation des fissures SH, peut donc être considérée comme uniforme à chaque instant de la mission.

Dans le but de se placer, comme précédemment, dans le cas le plus critique, la carte thermique a été choisie de telle sorte que les températures soient maximales à la surface de l'aube. Dans la zone critique où se propagent les fissures SH, la température est de l'ordre de 1000°C, ce qui permet de comparer les résultats de cette simulation à ceux présentés dans les paragraphes précédents (§4.4.2.1 et §4.4.2.2), et évolue de 700 à 1200°C sur le reste de la surface de l'aube. Ces différences de température induisent des dilatations non uniformes du superalliage, à l'origine de contraintes thermomécaniques, même dans les zones où la température est uniforme (zone critique dans cette étude).



Figure 124 : Représentation de l'évolution de la contrainte de Von Mises au cours de la propagation d'une fissure SH pour un chargement de type mission et une température constante/ non uniforme ( de haut en bas : fissure initiale - 0,3mm ; après 2982 missions – 1,2mm).



Figure 125 : Représentation des contributions respectives de la fatigue et du fluage sur la propagation de la fissure (progression de 1,2mm en 2982 missions – progression de 0,6mm en 2731 missions).

Contrairement au deux cas précédents, on peut observer sur la Figure 124 que la fissure ne se réoriente pas, et continue de se propager dans une direction faisant un angle de 40 à 60° par rapport à l'axe vertical de l'aube, avec, comme précédemment, un effet prédominant du fluage

(Figure 125). La fissure se propageant en mode I, sa trajectoire est perpendiculaire à la direction de la contrainte principale, qui ne correspond plus dans ce cas à la direction du chargement centrifuge. On peut donc en déduire que la prise en compte de la carte de température non uniforme de la surface de l'aube (déformations différentielles), a eu pour effet de modifier la direction de la contrainte principale. Celle-ci est cette fois la résultante des contraintes dues au chargement centrifuge et des contraintes thermomécaniques locales. Il est intéressant de noter que les dilatations non uniformes à l'échelle de l'aube, influent sur la direction de propagation de la fissure, bien que la température de la zone critique dans laquelle elle se propage soit quasi uniforme, et donc exempte, elle, de déformations non uniformes.

Pour confirmer cette observation, un modèle de compréhension simple a été réalisé au moyen du code de calcul Comsol. On définit pour cela une structure plane constituée de 28 cellules réparties en trois zones dont on fixe la température (600, 900 et 1200°C). La carte de température est construite de telle sorte que la partie centrale de la structure est à une température uniforme, égale à 900°C, les températures extrêmes n'étant imposées qu'aux cellules situées sur le pourtour de la structure (Figure 126). Localement, sur chaque élément la dilatation thermique est uniforme, par contre à l'échelle de la structure, il existe une dilatation non uniforme.



#### Figure 126 : Carte de température utilisée pour le modèle de compréhension Comsol.

On applique ensuite une contrainte uniforme de 100MPa au sommet de la structure (contrainte correspondant au chargement centrifuge maximal du cycle K8), en maintenant la base encastrée. On simule deux cas, correspondant tout d'abord à une répartition spatiale uniforme de la température sur toute la structure (isotherme), puis à la répartition spatiale telle qu'elle est décrite sur la Figure 126 (anisotherme).



Figure 127 : Répartition spatiale de température et directions des contraintes principales  $\sigma_l > \sigma_{ll}$  (flèches noires).

D'après les résultats donnés sur la Figure 127, on peut constater qu'une répartition non uniforme de la température à l'échelle de la structure, induit des contraintes thermomécaniques qui modifient localement la direction des contraintes principales.

Ce phénomène est directement transposable au cas de l'aube TuHP, confirmant ainsi que localement, la propagation de la fissure est directement influencée par les dilatations non uniformes à l'échelle de l'aube. La carte de température utilisée pour la simulation de propagation de la fissure SH présentée dans ce paragraphe, est suffisamment réaliste pour rendre compte de l'influence des contraintes thermomécaniques sur la direction des contraintes principales. La fissure progresse toujours selon une direction proche de la direction initiale (obtenue par l'observation d'aubes en retour d'expérience) et ne se réoriente pas comme cela a pu être le cas pour les deux simulations précédentes, à température uniforme. Le nombre de missions nécessaires pour faire progresser la fissure de 600µm n'est pas entaché par un biais dû à la réorientation de la fissure, comme le montre

la Figure 128 (courbe continue sans point anguleux et faible nombre de cycles). On peut donc considérer que toutes les missions sont « efficaces », et qu'il en a fallu environ 2575 pour faire propager la fissure sur 600µm, ce qui correspond à 970 heures de vol. Cette estimation reste supérieure aux résultats obtenus par retour d'expérience (0,5 à 7mm en 200 à 500 heures de vol).Il faut remarquer que cette approche donne une estimation plus faible que celle donnée par le barreau équivalent, soumis à une sollicitation constante et uniforme. Cette simulation est toutefois incomplète puisqu'elle ne prend pas en compte la variation temporelle de température. Ce sera l'objet de la prochaine simulation.

Il pourrait être intéressant de chercher le chargement uniforme équivalent (température T(t) et champ de contraintes à déterminer) à appliquer à une éprouvette SEN afin d'obtenir une prévision proches de celle obtenue pour une aube. Le résultat obtenu pour les configurations C/U et V/U pourrait permettre de vérifier le bien-fondé d'une telle démarche.



Figure 128 : Accroissement de la fissure en fonction du nombre de missions. Chargement de type K8 : température constante et non uniforme.

## 4.4.2.4. Simulation de la propagation de fissure à température variable et non uniforme (cas V/NU)

La dernière étape de la démarche a consisté à simuler la propagation d'une fissure avec une température variable évoluant dans la zone critique de 20 à 1000°C, en prenant en compte plusieurs cartes thermiques associées aux différentes phases de la mission (huit cartes au total), chaque carte ayant sa propre répartition spatiale de température. Les conditions de chargement et de température de cette dernière simulation correspondent donc au cas le plus réaliste traité dans ce mémoire.



Figure 129 : Représentation de l'évolution de la contrainte de Von Mises au cours de la propagation d'une fissure SH pour un chargement de type mission et une température variable/ non uniforme ( de haut en bas : fissure initiale - 0,3mm ; après 13932 missions – 0,6mm).



Figure 130 : Représentation des contributions respectives de la fatigue et du fluage sur la propagation de la fissure (progression de 0,6mm en 13932 missions).



Figure 131 : Accroissement de la fissure en fonction du nombre de missions. Chargement de type K8 : température variable et non uniforme.

Les résultats obtenus sont plus difficiles à analyser. En effet, on a, comme pour les cas à température uniforme, une vitesse de propagation présentant une discontinuité (Figure 131). Par contre, cette discontinuité se produit au bout d'environ 9000 missions et pour un accroissement de fissure supérieur à  $\Delta a_r$  mais inférieur à  $2\Delta a_r$ . Ceci montre que l'accroissement de  $2\Delta a_r$  se produit en un nœud du front de fissure interne à la structure. Il conviendrait donc, dans ce cas-là, de faire un calcul avec un accroissement de fissure forfaitaire de  $\Delta a_r/2$ . Néanmoins, la direction de propagation de la fissure (Figure 129) montre qu'elle se réoriente peu à peu par rapport à la fissure initiale. Ces deux figures montrent donc que la prise en compte de nouvelles cartes de température à une influence faible mais non négligeable sur la direction de propagation. Ce résultat montre également, par comparaison avec la simulation précédente, que la trajectoire reste très largement influencée par la carte de température la plus élevée (1200°C). On peut donc supposer que la propagation de la fissure se fait principalement au cours de la phase de fluage à la température maximale, ce que confirme la Figure 130.

La Figure 131 montre donc que le nombre de missions est de nouveau amplifié par la réorientation de la fissure qui a lieu au début de la propagation, mais dans une moindre mesure par rapport aux deux simulations à température uniforme (§4.4.2.1 et §4.4.2.2). On peut considérer d'après cette figure, que les 9000 premières missions sont induites par la réorientation de la fissure,

et que seuls les 5000 dernières sont efficaces et font propager significativement la fissure. Comme seules les missions efficaces doivent être prises en compte pour l'estimation de la vitesse de propagation et la durée de vie après amorçage, on peut en déduire que, pour une température variable et non-uniforme, la fissure se propage de 600µm en 5000 missions, soit environ 2000 heures de vol. Cette estimation est bien supérieure aux résultats obtenus par retour d'expérience alors que les conditions de chargement et de température globales sont les plus réalistes. On peut donc supposer que la simplification des cartes de température (pas de prise en compte de l'effet local des canaux et des trous de refroidissement) qui conduit à faire l'hypothèse que les gradients thermiques locaux et de parois sont nuls, peut contribuer aux différences de vitesse de propagation obtenues pas la simulation et par retour d'expérience.

#### 4.4.3. Comparaison des fissures simulées et observées expérimentalement.

Les simulations précédentes ont permis de mettre en évidence l'influence des dilatations non-uniformes de température sur la trajectoire des fissures de type SH. Il a été montré que seuls les cas à température non-uniforme permettent de simuler la propagation d'une fissure sans réorientation significative de celle-ci. Cela montre que la direction de propagation optimale des fissures simulées correspond bien à la direction des fissures observées expérimentalement, au voisinage de la zone d'amorçage.



Figure 132 : Comparaison de la trajectoire d'une fissure SH dans une aube en retour d'expérience (265 heures de vol - observation microscopique) avec la trajectoire d'une fissure SH simulée (1000 heures de vol – cas C/NU).

On s'intéresse désormais à la trajectoire des fissures SH de longueur millimétrique de part et d'autre de la zone d'amorçage (propagation vers le bord d'attaque et vers le bord de fuite). L'observation microscopique d'une fissure SH après environ 265 heures de vol (Figure 132 – figure de gauche) montre que la fissure bifurque progressivement en se propageant vers le bord d'attaque

(BA) jusqu'à faire localement un angle d'environ 20° avec la direction du chargement centrifuge. On peut également remarquer que la fissure coalesce avec une seconde fissure de faible dimension (environ 100µm), partant de la pointe de l'évent supérieur auprès duquel passe la fissure SH. Cette situation a également été observée sur une autre aube TuHP, mais ces observations n'ont pas permis de déterminer si cette seconde fissure s'est amorcée indépendamment de la fissure principale, ou s'il est une extension de celle-ci. Pour la partie de la fissure se propageant vers le bord de fuite, on constate que la fissure longe la bordure de l'évent depuis lequel elle s'est amorcée, puis qu'elle se propage en se subdivisant en deux fissures jusqu'à atteindre le bord de l'évent de bord de fuite le plus proche. Cette trajectoire a également été observée sur d'autres aubes TuHP, comme le montrent les images microscopiques du chapitre 4.

Dans le cas de la fissure simulée, on constate qu'après la phase de propagation immédiate après amorçage, elle continue de se propager vers le bord d'attaque selon un angle variant entre 60 et 80° par rapport à la direction du chargement centrifuge. On ne peut pas comparer la trajectoire obtenue dans le cas V/NU à cause d'un blocage de la propagation (problème numérique). On ne peut comparer que celle obtenue pour le cas C/NU. Cette comparaison montre que la trajectoire, après avoir rejoint le bord de l'évent situé à gauche, se prolonge dans une direction oblique mais ne prend pas la direction de l'évent situé au-dessus, comme c'est le cas pour l'aube réelle. Ce point mériterait d'être analysé plus en détail.

Trois hypothèses peuvent être avancées pour expliquer la différence de trajectoire des fissures simulées et observées expérimentalement. La première concerne les variations de température induites par les trous de refroidissement dans la zone de propagation des fissures SH. Dans le cadre de cette thèse, on considère que la répartition spatiale de température est uniforme sur toute cette zone, et que cette température peut atteindre environ 1000°C au cours d'un vol. L'effet des trous de refroidissement, qui expulse localement de l'air à 600°C prélevé au niveau du compresseur, n'est donc pas pris en compte dans la simulation. Or, comme cela a été dit précédemment, ces trous de refroidissement, en abaissant localement la température du superalliage d'AM1, induisent des déformations non uniformes et donc des contraintes thermomécaniques supplémentaires à l'échelle de la fissure, qui ne sont pas prises en compte dans le calcul bien qu'elles pourraient influer sur la trajectoire de la fissure. On peut donc interpréter la Figure 132 de la manière suivante : l'orientation générale de la fissure, que l'on retrouve avec la simulation, est donnée par les contraintes thermomécaniques à l'échelle de l'aube, et la bifurcation, que l'on ne peut pas reproduire avec la simulation, est induite par les contraintes thermomécaniques à l'échelle de la fissure. Une des manières de corriger la trajectoire locale de la fissure afin de reproduire la bifurcation observée expérimentalement, consisterait donc à utiliser, pour le calcul, des cartes de température plus précises que celles utilisées dans le cadre de cette thèse, prenant en

compte les effets thermiques locaux induits pas les quatre trous de refroidissement. Avant d'entreprendre une telle étude, il serait judicieux de faire des modifications paramétriques du champ de contraintes local de manière à estimer le niveau et la direction de contraintes additionnelles permettant de réorienter la fissure dans le sens souhaité.

La deuxième hypothèse qui peut être avancée concerne le critère de bifurcation utilisé actuellement dans ZéBuLoN, qui consiste à choisir une direction de propagation maximisant la libération d'énergie. Ce critère ne tient pas compte du clivage lié au caractère monocristallin du superalliage d'AM1. Cette propriété du monocristal pourrait être à l'origine d'une propagation de fissure rapide et selon un plan privilégié différent de celui selon lequel la fissure se propage dans la simulation actuelle. Les bifurcations des fissures SH observées sur les aubes en retour d'expérience peuvent correspondre à ce type d'endommagement, notamment dans le cas de l'aube présenté sur la Figure 81 de la page 132, sur laquelle on remarque une bifurcation franche. Il serait donc intéressant de modifier ou faire évoluer le critère de bifurcation pour tenir compte du clivage de l'AM1.

La dernière hypothèse qui peut être avancée concerne la phase d'usinage des trous de refroidissement. Ces trous sont percés au moyen d'un laser afin de les raccorder au circuit interne de refroidissement, qui est formé au cours de la phase de moulage de l'aube. Ces perçages génèrent des contraintes résiduelles qui peuvent localement perturber, même après relaxation à haute température, la propagation de la fissure, changeant ainsi sa trajectoire. Estimer les contraintes résiduelles est un problème très difficile. Avant d'entreprendre une telle étude, il conviendrait, comme pour le cas des concentrations de contraintes mentionné ci-dessus, d'effectuer une étude paramétrique préalable. Par ailleurs, la microstructure du matériau est affectée localement sur une certaine épaisseur (zone thermiquement affectée - ZAT) induisant une modification des propriétés mécaniques.

196

### 4.5. Conclusion du chapitre

On a regroupé dans le tableau ci-dessous les résultats obtenus pour les simulations de propagation de fissure dans une aube TuHP et dans une éprouvette SEN.

	Direction de propagation	Contribution	Nombre de missions	Heures de vol
	(selon OZ)	fatigue/fluage en %	« efficaces »	équivalentes
Aube C/U	0° (réorientation)	30/70	9000	3750h
Aube V/U	0° (réorientation)	0/100	7000	2600h
Aube C/NU	40° - 60°	4/96	2600	1000h
Aube V/NU	40° - 60°	0/100	5000	1200h
SEN C/U	0°	16/84	8800	3300h
SEN V/U	0°	11/89	5300	2000h

Figure 133 : Synthèse des résultats de simulation pour une aube TuHP et une éprouvette SEN.





Les travaux présentés dans ce chapitre concernent :

- l'intégration, dans le code calcul ZéBuLoN, d'un modèle de propagation de fissures développé à l'Onera dans le cadre du programme SOCRAX (CrackOxFlu/EPN);
- la validation de cette intégration par comparaison avec des résultats antérieurs obtenus avec des éprouvettes SEN [Bouvard12];
- la simulation de la propagation de fissure dans des aubes TuHP et des éprouvettes SEN pour quatre types de sollicitations.

L'objectif était de trouver des sollicitations permettant d'obtenir des fissures se propageant comme celles observées sur des aubes TuHP en retour d'expérience. Les directions de fissures pour ces aubes ne sont pas normales à la direction du chargement centrifuge mais ont une orientation générale dans un secteur d'angle compris entre 20 et 60°.

Les simulations ont montré que :

- l'obtention des fissures inclinées nécessite de prendre en compte les contraintes thermomécaniques dues aux dilatations thermiques non-uniformes de l'aube induite par des températures non-uniformes ;
- l'estimation du nombre de missions nécessaires pour faire propager la fissure d'une longueur prescrite, par un processus incrémental, doit tenir compte des missions nécessaires à la réorientation de la fissure lors de la ou des premières incrémentations (Figure 133);
- les vitesses de propagation de la fissure estimées en fonction du nombre de missions efficaces (la faisant réellement se propager) sont du même ordre de grandeur pour les aubes TuHP et les éprouvettes SEN (entre 20 et 120µm/k-cycle) sauf pour le pire cas (température constante et non-uniforme) pour lequel on note une évolution beaucoup plus rapide de 100µm/k-cycle à 14mm/k-cycle (Figure 134);
- les vitesses de propagation des fissures obtenues par l'observation des aubes TuHP en retour d'expérience (500µm/k-cycles à 5mm/k-cycles) restent très supérieures à celles estimées par simulation (entre 20 et 120µm/k-cycle);
- l'obtention d'une estimation fiable du nombre de missions efficaces nécessite d'effectuer plusieurs calculs avec des incrémentations de fissuration  $\Delta a_r$ décroissantes ( $\Delta a_{r0}$ ,  $\Delta a_{r0}/2$ ,  $\Delta a_{r0}/4$ ... par exemple), au moins sur les quelques premiers incréments de la simulation ;

L'objectif que l'on s'était assigné, trouver des sollicitations réalistes permettant d'expliquer la trajectoire oblique des fissures de type SH des aubes TuHP, a été atteint. Pour obtenir des fissures obliques, il faut prendre en compte les contraintes thermomécaniques induites par les dilatations thermiques non uniformes.

Les simulations ont aussi montré une propagation de fissures se dirigeant vers le bord de fuite. De telles fissures existent sur les aubes. Celles obtenues par simulation ne sont pas comparables avec ces dernières. Par contre, l'étude conjointe de la propagation d'une fissure ou de deux fissures se propageant vers le bord de fuite et le bord d'attaque, peut bloquer l'une des propagations, en particulier celle à laquelle on s'intéresse ici, c'est-à-dire celle se propageant vers le bord d'attaque. C'est ce qui explique que l'on ait observé une stagnation de la fissure se propageant vers le bord d'attaque, ce qui empêche parfois la propagation de fissures longues (supérieures au millimètre). Il faudra remédier à ce problème de stagnation de la propagation.

La direction de fissuration initiale influe considérablement sur la durée du calcul et affecte le calcul du nombre de missions efficaces. Il devient crucial de développer une procédure fiable permettant de localiser les points où peuvent apparaître les fissures et déterminer les directions dans lesquelles elles sont les plus susceptibles de se propager. Une telle procédure réduirait considérablement le coût des simulations.

Ces simulations ont permis de mettre en évidence l'importance des contraintes thermomécaniques pour l'estimation des directions de propagation (notre objectif principal). Pour ce qui concerne les vitesses de propagation, aucune conclusion pertinente quant à l'influence des contraintes thermomécaniques locales, ne peut être tirée. Ces travaux ont permis d'apporter une contribution au développement du code de calcul ZéBuLoN, en particulier au module de propagation Zcracks.

Conclusions et perspectives

L'objectif des travaux présentés dans ce mémoire était double :

- concevoir et réaliser un dispositif de détection de fissures par thermographie active de type flying spot, dans la gamme SWIR, qui puisse être adapté à un endoscope industriel;
- effectuer une simulation de la propagation de fissures de type SH dans les aubes TuHP qui permette de créer des fissures ayant la même morphologie que celles détectées sur les aubes.

Pour ce qui concerne le premier objectif, la mise au point du dispositif a été rendue possible grâce aux travaux réalisés antérieurement à l'Onera sur cette méthode de thermographie et grâce à une optimisation expérimentale des paramètres et choix techniques adoptés pour ce banc de thermographie.

Ces travaux ont montré que le déséquilibre thermique local produit par l'effet de résistance thermique d'une fissure est détectable dans la gamme SWIR, que cette fissure se situe ou non dans une zone revêtue de barrière thermique. Cependant, ces travaux ont également montré que la rugosité de la barrière thermique, dans des conditions expérimentales défavorables, produit des artefacts, en particulier thermiques, qui nuisent à la qualité des images SWIR produites par la méthode flying spot. Deux méthodes ont été proposées pour s'affranchir des effets de la rugosité. La première est une méthode expérimentale qui consiste à utiliser une tache d'excitation suffisamment étendue pour que l'état de surface puisse être considéré comme homogène à son échelle, limitant ainsi la perturbation de la distribution spatiale du chauffage par les grains de zircone recouvrant la surface inspectée (diamètre de la tache de chauffage inférieur à 5 fois le diamètre caractéristique des grains de zircone recouvrant la surface inspectée). La seconde méthode est numérique et consiste à appliquer un filtre de Sobel aux images SWIR reconstruites, afin de mettre en évidence les gradients thermiques particulièrement forts au voisinage des fissures.

Ces travaux ont également permis de montrer que le dispositif de thermographie active SWIR de type flying spot, peut être mis en œuvre au travers des fibres optiques en silice qui constituent les torons des endoscopes industriels, en utilisant les mêmes fibres pour le transport du faisceau laser d'excitation et le transport du flux infrarouge émis par la pièce inspectée. Une attention particulière doit toutefois être portée à la qualité des verres constituant ces fibres optiques, et notamment à leur dopage. En effet, il peut être à l'origine d'une fluorescence des fibres optiques dans la gamme SWIR, masquant complètement le signal photothermique émis par la pièce consécutivement à l'échauffement laser. On peut donc conclure de cette partie expérimentale, que la thermographie active flying spot, dans la gamme SWIR, peut être utilisée au travers d'un endoscope industriel, afin de fournir une information complémentaire à l'observation dans le visible et améliorer ainsi l'évaluation, in situ, de la criticité des fissures.

Ce travail expérimental doit être complété par la réalisation d'un dispositif de balayage et d'observation miniaturisé, adapté à la dimension d'un toron d'endoscope, afin de réaliser un prototype de l'instrument final. L'instrument tel qu'il est conçu ne permet pas de quantifier la puissance du laser nécessaire au contrôle. Il faut en effet une puissance suffisante pour obtenir une signature sans pour autant endommager la surface contrôlée, en particulier si celle-ci est revêtue de sa barrière thermique. Il conviendra donc d'effectuer deux études complémentaires, la première permettant d'établir une relation entre le matériau, son état de surface, ses polluants et la puissance nécessaire au contrôle, la seconde permettant de définir la dimension de la tache laser en fonction de la granulosité à la surface de l'aube. On pourrait envisager d'utiliser ces techniques pour un contrôle de parties cachées de structures métalliques revêtues ou non de céramique. Une application à la détection de corrosion cachée serait une avancée dans ce domaine.

Pour ce qui concerne le second objectif, relatif à la réalisation d'une simulation adaptée au type de fissure rencontré expérimentalement, il a été montré, en comparant les résultats des simulations numériques obtenus pour quatre configurations de calcul (C/U, V/U, C/NU, V/NU) que, seule la prise en compte de la non-uniformité de la température à la surface de l'aube, permettait d'obtenir une direction de propagation proche de celle observée expérimentalement. La nonuniformité de la température induit des dilatations thermiques non-uniformes qui induisent à leur tour des contraintes thermomécaniques non-uniformes, même dans les zones pour lesquelles la température est, elle, uniforme. Ces contraintes se superposent aux contraintes centrifuges, ce qui a pour effet de modifier la direction de propagation de la fissure qui n'est plus normale à la force centrifuge mais à la contrainte locale principale maximale. C'est ce qui est observé expérimentalement. En revanche la prise en compte de ces contraintes ne modifie pas la vitesse de propagation de la fissure, à condition d'éliminer les missions qui correspondent à la réorientation de la fissure lors de sa première incrémentation (problème de convergence - détermination des missions « efficaces »). Pour effectuer ces calculs, le modèle de propagation de fissure CrackOxFlu a été intégré au code de calcul par éléments finis ZéBuLoN de manière à créer un module de propagation de fissure opérationnel prenant en compte les effets de fatigue, de fluage et d'oxydation.

204

La prévision de durée de vie des aubes, qui est l'objectif ultime, nécessite un code de calcul prédictif, c'est-à-dire capable, à chargement mécanique et thermique donné, de déterminer les fronts à partir desquels vont se propager les fissures et la vitesse de propagation de ces fronts. La prévision de durée de vie nécessite des critères supplémentaires d'admissibilité des fissures qui utilisent les résultats des simulations et qui obéissent à une logique propre, en particulier réglementaire, qui sort du cadre de ces études. C'est la raison pour laquelle on s'est intéressé principalement à la vitesse de propagation de la fissure. La présente étude a montré qu'il était possible d'utiliser le code ZéBuLoN pour simuler la propagation d'une fissure en prenant en compte des sollicitations associées aux champs de force et de température. Les directions de fissuration qu'il a permis d'obtenir sont proches, pour des sollicitations constante ou uniforme temporellement et non-uniformes spatialement (C/NU et V/NU), des directions expérimentales. Le modèle d'amorçage de fissure FatOxFlu implanté dans ZéBuLoN et qui n'a pas été appliqué dans le cadre de cette thèse, permet de prédire la localisation des zones critiques dans la pièce. Cependant le code n'est pas encore prédictif au sens qu'en fissuration, il ne permet pas de prévoir la direction initiale des fronts de propagation. Comme nous l'avons vu, cette prévision est essentielle pour disposer d'un outil de prédiction fiable. Il importe donc de porter l'effort sur le développement de ces deux points. Il serait également très intéressant d'étudier s'il est possible de déterminer le chargement équivalent à appliquer à une éprouvette SEN pour obtenir, au moyen de celle-ci, des vitesses de propagation fiables, correspondant à celles qu'on obtiendrait sur aube. La solution de ce problème pourrait permettre de comprendre pourquoi les estimations restent très supérieures aux valeurs réelles. Enfin, pour faire émerger les actions prioritaires à entreprendre, il conviendrait de déterminer, par une étude de sensibilité, l'importance relative des divers paramètres influant sur les durées de vie, direction et vitesse de propagation de la fissure, c'est-à-dire les paramètres associés aux chargements mécaniques, aux cartes de température (que l'on se doit d'affiner, notamment au voisinage des trous de refroidissement), à la géométrie locale et aux modèles de comportement, d'amorçage (prévision de l'orientation initiale de la fissure) et de propagation (anisotropie du matériau cristallin, bifurcation de fissure...).

### Bibliographie

- [Belytschko99] T. Belytschko, T. Black, "Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing", Int. J. Numer. Meth. Engng., vol. 45, no. 5, pp 601-620, 1999.
- [Bouvard06] J. L. Bouvard, "Modélisation de la propagation de fissure dans les aubes de turbines monocristallines", Thèse Sciences et génie des matériaux, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 13 novembre 2006.
- [Bouvard12] J. L. Bouvard, F. Gallerneau, P. Paulmier, J. L. Chaboche, "A phenomenological model to predict the crack growth in single crystal superalloys at high temperature", *International Journal of Fatigue*, no. 38, pp. 130-143, 2012.
- [Braue11] W. Braue, P. Mechnich, "Recession of an EB-PVD YSZ coated turbine blade by CaSO<sub>4</sub> and Fe, Ti-rich CMAS-type deposits", *J. Am. Ceram. Soc.*, juillet 2011.
- [Carslaw59] H. S. Carslaw, J.C Jaeger, "Conduction of heat in solids", Oxford University Press, 1959.
- [Chaboche74] J. L. Chaboche, "Une loi différentielle d'endommagement de fatigue avec cumulation non linéaire", Revue Française de Mécanique, pp 50-51, 1974.
- [Chiaruttini11] V. Chiaruttini, "Some recent advances in remeshing techniques for complex 3D crack growth simulation", International conference on the respective input of the numerical simulation and the experimental approach in Fatigue Design 2011 4th edition, Senlis, France, 23-24 Novembre 2011.
- [Dehan98] C. Dehan, J. C. Krapez, F. Lepoutre, L. Legrandjacques, "Method for the inspection of a part by thermal imaging", WO Patent 9839641, 11 septembre 1998.
- [Dehan99] C. Dehan, J. C. Krapez, F. Lepoutre, L. Legrandjacques, "Procédé et dispositif d'examen photothermique d'un matériau", FR Patent 2760528, 21 mai 1999.
- [Duprat97] D. Duprat, "Fatigue et mécanique de la rupture des pièces en alliage léger", Techniques de l'ingénieur, Génie mécanique, vol. BD1, no. BM5052, pp. BM5052.1 – BM5052.16, 1997.
- [Dussardier02] B. Dussardier, Y. Guyot, V. Felice, G. Monnom, G. Boulon, "Fluorescence de 0.8 à 1.7 μm de fibres optiques en silice dopées par l'ion Cr<sup>4+</sup>", *J. Phys. IV France*, vol. 12, EDP Sciences, pp Pr5-243 – Pr5-245, 2002.
- [Elber71] W. Elber, "The significance of fatigue crack closure", Damage Tolerance in Aircraft Structures , ASTM STP 486, pp 230-242, 1971.
- [Engerand90] J. L. Engerand, "Mécanique de la rupture", Techniques de l'ingénieur, Génie mécanique, vol. BD1, no. B5060, pp. B5060.1 B5060.11, 1990.
- [Erdogan63] F. Erdogan, G. C. Sih "On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear", *J. Basic Eng.*, no. 85, pp. 519-527, 1963.
- [Fleury04] E. Fleury, "Endommagement du superalliage monocristallin AM1 en fatigue isotherme et anisotherme", Thèse Sciences et génie des matériaux, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1991.
- [Flouriot04] S. Flouriot, "Détermination expérimentale et simulation numérique des phénomènes de localisation de la déformation en pointe de fissure dans un monocristal C.F.C", Thèse Sciences et génie des matériaux, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 4 juin 2004.
- [Forman67] R. G. Forman, V. E. Kearney, R. M. Engle, "Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures", Trans ASME, *J Basic Eng.*, no. 89, pp 459-464, 1967.

- [Gallerneau95] F. Gallerneau, "Etude et modélisation de l'endommagement d'un superalliage monocristallin revetu pour aube de turbine", Thèse Sciences et génie des matériaux, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 15 novembre 1995.
- [Gallerneau99] F. Gallerneau, "Modelling of anisotropy effects of a single crystal superalloy on its fatigue-creep resistance", ICAF'99, Seattle, USA, 12-16 juillet 1999.
- [Gallerneau01] F. Gallerneau, S. Kruch, P. Kanouté, "A new modelling of crack propagation with fatigue-creep-oxidation interaction under non isothermal loading", RTO AVT Symposium, Manchester, Royaume-Uni, 8-11 octobre 2001.
- [Graveleau08] S. Graveleau, "La magnétoscopie avance...", Méthodes surfaciques, Cofrend 2008.
- [Gruss93] C. Gruss, "Etude théorique et réalisation pratique d'une caméra infrarouge active avec excitation laser ou caméra photothermique", Thèse Thermique, Université de Poitiers, 15 décembre 1993.
- [Hamadi09] S. Hamadi, "Etude du comportement en oxydation de nouveaux revêtements en aluminiure de nickel dopé au zirconium. Application aux barrières thermiques", thèse Chimie Physique et Chimie Analytique, Université Pierre et Marie Curie Paris 6, 16 octobre 2009, 165p.
- [Hansen08] M. P. Hansen, D. S. Malchow, "Overview of SWIR detectors, cameras, and applications", *Proceedings of SPIE*, vol. 6939, 69390I, pp 69390I-1 69390I-11, 2008.
- [Henderson07] R. Henderson, "Wavelength Considerations", Instituts für Umform- und Hochleistungs, octobre 2007.
- [Irwin60] G. R. Irwin, "Fracture Mechanics", Goodier et Hoff, Structural Mechanics edition, 1960.
- [Krapez98] J. C. Krapez, L. Legrandjacques, F. Lepoutre, D. L. Balageas, "Optimization of the photothermal camera for crack detection", QIRT'98 Eurotherma seminar 60, Lodz, Pologne, 07-10 septembre 1998.
- [Krapez99] J. C. Krapez, "Résolution spatiale de la caméra thermique à source volante", *Int. J. Therm. Sci.*, vol. 38, no. 9, pp 769-778, octobre 1999.
- [Krapez01] J. C. Krapez, C. Gruss, R. Hüttner, F. Lepoutre, and L. Legrandjacques, "La camera photothermique Partie I Principe, modélisation, application à la détection de fissures", Instrumentation Mesure Métrologie, vol. 1. 1-2, Paris, France: Hermès Science Publication, 2001, pp 9-39.
- [Lemaitre85] J. Lemaitre, J. L. Chaboche, "Mécanique des matériaux solides", Dunod, Paris, 1985.
- [Lepoutre03] F. Lepoutre, S. Hermosilla-Lara, P.-Y. Joubert, D. Placko, M. Piriou, "An active infrared camera to detect open cracks : an old idea emerging owing to signal processing ", 7<sup>th</sup> International workshop on advanced infrared technology and applications, Pise, Italie, 09-11 Septembre 2003.
- [Margueron04] S. Margueron, A. Deom, F. Lepoutre, "Contrôle non destructif des barrières thermiques à bas de zircone déposée par EB PVD", 3<sup>eme</sup> Colloque interdisciplinaire en instrumentation CII 2004, Cachan, France, 29-30 janvier 2004.
- [Mercer05] C. Mercer, S. Faulhaber, A.G. Evans, R. Darolia, "A delamination mechanism for thermal barrier coatings subject to calcium-magnesium-alumino-silicate (CMAS) infiltration", *Acta Materialia*, vol. 53, no. 4, pp 1029-1039, février. 2005.
- [Méric91] L. Méric, P. Poubanne, G. Cailletaud, "Single crystal modeling for structural calculations. I, Model presentation", *J. Eng. Mater. Tech.*, vol. 113, no. 1, pp 162-170, 1991.
- [Mévrel09] R. Mévrel, "Les systèmes barrières thermiques pour aubes de turbine", *PlastOx 2007*, EDP Sciences, pp 255-264, 2009.

- [Moës99] N. Moës, J. Dolbow, T. Belytschko, "Non-planar 3D crack growth by the extended finite element and level sets Part I : Mechanical model", *Int. J. Numer. Meth. Engng.*, vol. 46, no. 1, pp 131-150, 1999.
- [Moës02] N. Moës, A. Gravouil, T. Belytschko, "A finite element method for crack growth without remeshing", *Int. J. Numer. Meth. Engng.*, vol. 53, pp 2549-2568, 2002.
- [Paris63] P. C. Paris, F. C. Erdogan, "A critical analysis of crack propagation laws", Trans ASME, J Basic Eng, pp 528-533, 1963.
- [Piriou08] M. Piriou, "La caméra photothermique état de l'art et derniers résultats", *Méthodes Optiques Thermographie*, Cofrend 2008.
- [Pringent93] P. Pringent, "Modèle de propagation de fissure à haute température avec interaction Fatigue-Fluage-Oxydation", Thèse Mécanique, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 15 juin 1993.
- [Saissy89] A. Saissy, Z. P. Cai, D. B. Ostrowsky, "Fluorescence d'une fibre optique en silice dopée au néodyme", *Ann. Télécommun.*, vol. 44, no. 3-4, pp 167-172, 1989.
- [Schlichting12] J. Schlichting, M. Ziegler, C. Maierhofer, M. Kreutzbruck, "Flying laser spot thermography for the fast detection of surface breaking cracks", 18<sup>th</sup> World conference on nondestructive testing, Durban, Afrique du Sud, 16-20 avril 2012.
- [Sih74] G.C. Sih, B. Macdonald, "Fracture mechanics applied to engineering problems strain energy density fracture criterion", *Eng. Fract. Mech.*, vol. 6, no. 2, pp 361-386, septembre 1974.
- [Strangman07] T. Strangman, D. Raybould, A. Jameel, W. Baker, "Damage mechanisms, life prediction, and development of EB-PVD thermal barrier coatings for turbine airfoils", *Surface and Coating Technology*, vol. 202, no. 4-7, pp 658-664, decembre 2007.
- [Sensorsinc] Sensorsinc. com, [consulté le 16 août 2012], http://www.sensorsinc.com/thirdwindow.html.
- [Nasa] spinoff.nasa.gov, [consulté le 16 août 2012], http://spinoff.nasa.gov/Spinoff2010/ip\_2.html.
- [Goodrich] isr.goodrich.com, [consulté le 17 août 2012], http://isr.goodrich.com/tcped\_c\_video\_swirImage\_3.html
- [Vision-systems] vision-systems.com, [consulté le 16 août 2012], http://www.visionsystems.com/articles/print/volume-16/issue-4/features/the-infrared-choice.html.

ONERA	
THE FRENCH AEROSPACE LAB	

### Thierry MAFFREN

Détection et caractérisation de fissures dans des aubes de



turbine monocristallines pour l'évaluation de leurs durées de

vie résiduelles

### Résumé

Les aubes TuHP équipant le M88 subissent des contraintes thermomécaniques extrêmes qui induisent de la fissuration. Actuellement, ces aubes sont inspectées in-situ au moyen d'un endoscope ou d'un vidéoscope dans le domaine du visible, mais ce mode d'inspection ne permet pas toujours de distinguer une fissure d'un défaut de surface.

La solution proposée pour améliorer la détection des fissures in-situ, a consisté à les détecter par thermographie active flying spot dans le très proche infrarouge (bande SWIR) au travers d'un endoscope. Le premier volet de cette thèse a consisté à mettre au point ce procédé dans une configuration représentative d'un endoscope industriel, puis à le valider par des essais sur des aubes TuHP en retour d'expérience.

Le deuxième volet de cette thèse a consisté à utiliser les données expérimentales pour simuler la propagation d'une fissure (direction, vitesse). Ce travail a nécessité d'intégrer un modèle de propagation de fatigue prenant en compte les effets du fluage et d'oxydation, au code de calcul par éléments finis ZéBuLoN, et à l'utiliser pour des cycles de chargement et de température représentatifs d'une mission réelle.

Mots clefs : Aube de turbine, Superalliage, Thermographie active SWIR, Méthode Flying Spot, Fatigue, Fluage, Oxydation, Propagation de fissure.

### Résumé en anglais

High pressure turbine blades undergo heavy thermomechanical constraints which drive initiation and propagation of cracks. The inspection of blades is currently conducted with endoscopes or videoscopes in the visible range, but this kind of control is not sufficient to distinguish a crack from a surface defect.

The proposed solution to improve the detection of cracks in situ, was to use the flying spot active thermography in the short-wave infrared (SWIR) through an endoscope. The first aim of the experimental work was to develop this process with a similar configuration than an industrial endoscope, and validated it by test with a series of cracked blades.

The second aim of this study was to use the experimental results to simulate the propagation of a crack (direction, velocity). This work need to integrate a fatigue crack propagation model which takes into account the effects of creep and oxidation, in the finite element software ZeBuLon, and to use it with a complex load and thermal cycle.

Key words : Turbine blade, Superalloy, Active SWIR thermography, Flying Spot process, Fatigue, Creep, Oxidation, Crack propagation.