



HAL
open science

Etude expérimentale et numérique du faïençage thermique en rectification du 32CrMoV13 nitruré

Alexis van Robaeys

► **To cite this version:**

Alexis van Robaeys. Etude expérimentale et numérique du faïençage thermique en rectification du 32CrMoV13 nitruré. Sciences de l'ingénieur [physics]. École Nationale d'Ingénieurs de Saint-Étienne et École Centrale de Lyon, 2015. Français. NNT : 2015ENISE0036 . tel-01524528

HAL Id: tel-01524528

<https://theses.hal.science/tel-01524528v1>

Submitted on 18 May 2017

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.

Copyright



N° NNT : 2015ENISE0036

Mémoire présenté par

Monsieur Alexis VAN ROBAEYS

En vue de l'obtention du grade de Docteur

Délivré conjointement par l'École Nationale d'Ingénieurs de Saint-Étienne
et

l'École Centrale de Lyon

Spécialité : Mécanique et Ingénierie

TITRE DE LA THÈSE :

Étude expérimentale et numérique du faïençage thermique en
rectification du 32CrMoV13 nitruré

Soutenue à Saint-Étienne, le 11 décembre 2015

Membres du jury

Président :	Alain RASSINEUX	Professeur, UTC, Compiègne
Rapporteurs :	Jean DENAPE	Professeur, ENIT, Tarbes
	Mohammed NOUARI	Professeur, Université de Lorraine, Nancy
Examineurs :	Samuel MARLIN	Docteur, Saint-Gobain CREE, Cavaillon
	Ferdinando SALVATORE	Docteur, ENISE, Saint-Étienne
Directeur de thèse :	Hédi HAMDI	Professeur, ENISE, Saint-Étienne
Invités :	Nolwenn HIMBERT	Docteur, Airbus Helicopters, Marignane

Spécialités doctorales :
 SCIENCES ET GENIE DES MATERIAUX
 MECANIQUE ET INGENIERIE
 GENIE DES PROCÉDES
 SCIENCES DE LA TERRE
 SCIENCES ET GENIE DE L'ENVIRONNEMENT
 MATHEMATIQUES APPLIQUEES
 INFORMATIQUE
 IMAGE, VISION, SIGNAL

Responsables :
 K. Wolski Directeur de recherche
 S. Drapier, professeur
 F. Gruy, Maître de recherche
 B. Guy, Directeur de recherche
 D. Grailot, Directeur de recherche
 O. Roustant, Maître-assistant
 O. Boissier, Professeur

EMSE : Enseignants-chercheurs et chercheurs autorisés à diriger des thèses de doctorat (titulaires d'un doctorat d'État ou d'une HDR)

AVRIL	Stéphane	PR2	Mécanique et ingénierie	CIS
BATTON-HUBERT	Mireille	PR2	Sciences et génie de l'environr	FAYOL
BENABEN	Patrick	PR1	Sciences et génie des matériat	CMP
BERNACHE-ASSOLLAN	Didier	PR0	Génie des Procédés	CIS
BIGOT	Jean Pierre	MR(DR2)	Génie des Procédés	SPIN
BILAL	Essaid	DR	Sciences de la Terre	SPIN
BOISSIER	Olivier	PR1	Informatique	FAYOL
BORBELY	Andras	MR(DR2)	Sciences et génie de l'environr	SMS
BOUCHER	Xavier	PR2	Génie Industriel	FAYOL
BRODHAG	Christian	DR	Sciences et génie de l'environr	FAYOL
BURLAT	Patrick	PR2	Génie Industriel	FAYOL
COURNIL	Michel	PR0	Génie des Procédés	DIR
DARRIEULAT	Michel	IGM	Sciences et génie des matériat	SMS
DAUZERE-PERES	Stéphane	PR1	Génie Industriel	CMP
DEBAYLE	Johan	CR	Image Vision Signal	CIS
DELAFOSSÉ	David	PR1	Sciences et génie des matériat	SMS
DESRAYAUD	Christophe	PR2	Mécanique et ingénierie	SMS
DOLGUI	Alexandre	PR0	Génie Industriel	FAYOL
DRAPIER	Sylvain	PR1	Mécanique et ingénierie	SMS
FEILLET	Dominique	PR2	Génie Industriel	CMP
FOREST	Bernard	PR1	Sciences et génie des matériat	CIS
FORMISYN	Pascal	PR0	Sciences et génie de l'environr	DIR
FRACZKIEWICZ	Anna	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
GARCIA	Daniel	MR(DR2)	Génie des Procédés	SPIN
GERINGER	Jean	MA(MDC)	Sciences et génie des matériat	CIS
GIRARDOT	Jean-jacques	MR(DR2)	Informatique	FAYOL
GOEURIOT	Dominique	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
GRAILLOT	Didier	DR	Sciences et génie de l'environr	SPIN
GROSSEAU	Philippe	DR	Génie des Procédés	SPIN
GRUY	Frédéric	PR1	Génie des Procédés	SPIN
GUY	Bernard	DR	Sciences de la Terre	SPIN
GUYONNET	René	DR	Génie des Procédés	SPIN
HAN	Woo-Suck	CR	Mécanique et ingénierie	SMS
HERRI	Jean Michel	PR1	Génie des Procédés	SPIN
INAL	Karim	PR2	Microélectronique	CMP
KERMOUCHE	Guillaume	PR2	Mécanique et Ingénierie	SMS
KLOCKER	Helmut	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
LAFOREST	Valérie	MR(DR2)	Sciences et génie de l'environr	FAYOL
LERICHE	Rodolphe	CR	Mécanique et ingénierie	FAYOL
LI	Jean Michel		Microélectronique	CMP
MALLIARAS	Georges	PR1	Microélectronique	CMP
MOLIMARD	Jérôme	PR2	Mécanique et ingénierie	CIS
MONTHEILLET	Franck	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
PERIER-CAMBY	Laurent	PR2	Génie des Procédés	DFG
PIJOLAT	Christophe	PR0	Génie des Procédés	SPIN
PIJOLAT	Michèle	PR1	Génie des Procédés	SPIN
PINOLI	Jean Charles	PR0	Image Vision Signal	CIS
POURCHEZ	Jérémy	CR	Génie des Procédés	CIS
ROUSTANT	Olivier	MA(MDC)		FAYOL
STOLARZ	Jacques	CR	Sciences et génie des matériat	SMS
SZAFNICKI	Konrad	MR(DR2)	Sciences et génie de l'environr	CMP
TRIA	Assia		Microélectronique	CMP
VALDIVIESO	François	MA(MDC)	Sciences et génie des matériat	SMS
VIRICELLE	Jean Paul	MR(DR2)	Génie des Procédés	SPIN
WOLSKI	Krzystof	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
XIE	Xiaolan	PR0	Génie industriel	CIS

ENISE : Enseignants-chercheurs et chercheurs autorisés à diriger des thèses de doctorat (titulaires d'un doctorat d'État ou d'une HDR)

BERGHEAU	Jean-Michel	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
BERTRAND	Philippe	PU	Génie des procédés	ENISE
DUBUJET	Philippe	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
FEULVARCH	Eric	MCF	Mécanique et Ingénierie	ENISE
FORTUNIER	Roland	PR	Sciences et Génie des matériat	ENISE
HAMDI	Hédi	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
LYONNET	Patrick	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
RECH	Joël	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
SI LARBI	Amir	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
SMUROV	Igor	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
TOSCANO	Rosario	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
ZAHOUANI	Hassan	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE

PR 0	Professeur classe exceptionnelle
PR 1	Professeur 1 ^{ère} classe
PR 2	Professeur 2 ^{ème} classe
PU	Professeur des Universités

Ing.	Ingénieur
MCF	Maître de conférences
MR (DR2)	Maître de recherche
CR	Chargé de recherche

SMS	Sciences des Matériaux et des Structures
SPIN	Sciences des Processus Industriels et Naturels
FAYOL	Institut Henri Fayol
CMP	Centre de Microélectronique de Provence

Remerciements

Les mots choisis pour la rédaction d'un mémoire scientifique présentent le travail sous des traits sobres et stoïques. L'aventure humaine qui se cache derrière cette thèse n'a pourtant rien de cela. Je tiens donc à remercier très chaleureusement tous ceux qui m'ont permis de surmonter les péripéties de ce long voyage au cours duquel j'ai grandi, tout en ayant énormément appris.

Je voudrais remercier en premier lieu professeur Hédi Hamdi et docteur Nolwenn Himbert d'avoir cru en moi pour réaliser cette thèse.

Je remercie messieurs Jean Denape et Mohammed Nouari d'avoir accepté de rapporter mon travail de thèse. Merci également aux autres membres du jury.

Je remercie l'entreprise *Airbus Helicopters* et tout le personnel concerné, de m'avoir impliqué dans la résolution de cette problématique, et du vif intérêt qu'ils ont porté à mes découvertes.

Je souhaite remercier l'École Nationale d'Ingénieurs de Saint-Étienne, ainsi que le Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes, qui m'ont permis de réaliser mon travail au sein de leurs structures respectives. Merci à tout le personnel qui a toujours été serviable et sympathique.

Merci Martial pour ton implication permanente dans le projet et le partage de tes connaissances sur la rectification (et dans bien d'autres domaines).

Merci Patrick, Hervé et Benoît d'avoir été en première ligne avec moi pour tester des montages toujours plus *expérimentaux*.

Un grand merci à toi Isabelle. Je te suis très reconnaissant de l'attention particulière que tu portes à la qualité de vie des doctorants du laboratoire.

Merci aux doctorants avec qui j'ai partagé des segments de leur thèse : ceux qui avaient déjà attaqué quand je suis arrivé, et ceux que je quitte avant qu'ils aient fini. Tous m'ont aidé à avancer dans mon travail, ainsi qu'à décrocher de temps en temps lorsque c'était nécessaire.

Merci les amis, pour qui je vous le promets, je serai le meilleur *docteur en hélicoptères* possible.

Merci Pauline, pour ton soutien moral infaillible, ta patience et ton affection, qui ont été le véritable carburant de ma motivation tout au cours de la thèse.

Enfin, je tiens à remercier ma mère, mon père, ma sœur, ainsi que toute ma famille. C'est grâce à votre soutien inconditionnel que j'ai pu accomplir ce travail.

Table des matières

Remerciements	v
Nomenclature	xix
Introduction générale	1
1 État de l'art	5
1.1 Les roulements à billes	5
1.2 Matériau de l'étude : le 32CrMoV13 nitruré	7
1.2.1 Le 32CrMoV13	7
1.2.2 La nitruration	8
1.3 Fatigue thermique et faïençage	10
1.3.1 Fatigue	10
1.3.2 Étude du faïençage thermique	11
1.3.3 Essais de fatigue thermique	13
1.3.4 Fatigue thermique en rectification	16
1.4 La rectification de pistes à billes	17
1.4.1 Définition	17
1.4.2 L'outil : des abrasifs et un liant	17
1.4.3 Les types de rectification	18
1.4.4 Le dressage des outils	21
1.4.5 Efforts et puissance de coupe en rectification	21

1.5	Thermique de la rectification	24
1.5.1	Mécanismes d'échauffement	24
1.5.2	Répartition des flux de chaleur	25
1.5.3	Facteurs influents sur la thermique de rectification	27
1.5.4	Endommagement thermique	28
1.6	Instrumentation en température de la rectification	28
1.6.1	Pyrométrie infrarouge	29
1.6.2	Thermographie infrarouge	29
1.6.3	Thermocouples	30
1.7	Contraintes résiduelles	32
1.7.1	Définition	32
1.7.2	Effet d'un traitement thermochimique	33
1.7.3	Effet d'une sollicitation mécanique	33
1.7.4	Effet d'une sollicitation thermique	34
1.8	Modélisation de la rectification	34
1.8.1	Les types de modèles	34
1.8.2	Modélisation thermique	35
1.8.3	Modélisation thermomécanique	38
1.8.4	Modélisation thermo-mécano-métallurgique	39
2	Étude expérimentale du faïençage en rectification	41
2.1	Étude géométrique du contact	42
2.1.1	Une influence du diamètre de piste	42
2.1.2	Une progression de la zone de contact	44
2.2	Génération maîtrisée du faïençage	45
2.2.1	Définition des éprouvettes	46
2.2.2	Essais de génération maîtrisée du faïençage	47
2.3	Détection par magnétoscopie	48
2.3.1	Fonctionnement	49
2.3.2	Banc de magnétoscopie réduit	50
2.4	Observation par microscopie	52
2.4.1	Préparation des éprouvettes	52
2.4.2	Microscope optique	52
2.4.3	Microscope électronique à balayage	55
2.5	Micro-dureté	55
2.6	Contraintes résiduelles	58
2.6.1	Profil de contraintes avant rectification	60
2.6.2	Contraintes résiduelles et faïençage	61
2.7	Méthodes de rectification instrumentée	63
2.7.1	Cinématiques de rectification	63

2.7.2	Instrumentation en efforts	64
2.7.3	Instrumentation en température	66
2.7.4	Acquisition des données	69
2.8	Étude de la rectification plane	69
2.8.1	Protocole des essais	69
2.8.2	Profondeur de stabilisation	70
2.8.3	Observation de l’histoire thermomécanique de rectification	71
2.8.4	Influence de a_e et V_w sur la rectification du 32CrMoV13	73
2.8.5	Influence de a_e et V_w sur la rectification du 32CrMoV13 nitruré	76
2.9	Étude de la rectification cylindrique	80
2.9.1	Protocole des essais	80
2.9.2	Étude de la température	80
2.9.3	Étude des efforts	81
2.10	Conclusion	83

3 Modélisation de la rectification de pistes de roulements à billes en acier nitruré **85**

3.1	Génération de l’état de contraintes de nitruration	86
3.1.1	Injection d’un profil expérimental de contraintes	86
3.1.2	Chaînage des procédés	88
3.2	Reproduction des propriétés mécaniques de la couche nitrurée	88
3.2.1	Estimation de la limite d’élasticité	89
3.2.2	Méthode de reproduction des propriétés mécaniques	90
3.3	Influence du thermocouple sur la mesure	91
3.3.1	Modèle 2D thermique de rectification plane	91
3.3.2	Étude de l’influence sur la mesure	93
3.4	Détermination de la longueur réelle de contact	95
3.4.1	Méthodes de détermination	95
3.4.2	Caractérisation par thermocouple feuille	96
3.5	Effet de la thermique sur les contraintes résiduelles	98
3.5.1	Modèle 3D thermomécanique de rectification plane	98
3.5.2	Étude de l’histoire thermomécanique au cours de la rectification	99
3.5.3	Impact sur les contraintes résiduelles	104
3.6	Détermination de la densité de flux thermique	105
3.6.1	Détermination à partir des températures	105
3.6.2	Détermination à partir des contraintes résiduelles	106
3.7	Caractérisation du coefficient de partage ε_w	111
3.8	Effet géométrique de la rectification de pistes à billes	112
3.8.1	Modèle thermomécanique 3D de rectification de pistes à billes	112
3.8.2	Calculs	115

3.8.3	Validation du modèle vis-à-vis des données expérimentales	115
3.8.4	Simulations multi-passes	118
3.9	Conclusion	122
Conclusion générale et perspectives		125
Annexe A Banc réduit de magnétoscopie		133
A.1	Dimensionnement de la bobine	133
A.2	Photos du banc réduit de magnétoscopie	134
Annexe B Caractéristiques de la meule		135
Annexe C Définition de l'éprouvette plane		137
C.1	Plan des éprouvettes planes	137
Annexe D Effet de la nitruration sur les contraintes résiduelles après rec-		
tification		139
Annexe E Effet du gradient de limite d'élasticité sur les con-traintes rési-		
duelles après rectification		141
Annexe F Définition de la source thermique mobile		143
F.1	Positionnement géométrique	143
F.2	Distribution de la densité de flux thermique	144

Table des figures

1	Éléments de transmission de puissance d'un hélicoptère.	2
2	Éléments mécaniques de la boîte de transfert principale.	2
1.1	Roulement à billes.	6
1.2	Moyeu avec pistes de roulement intégrées.	6
1.3	Limite d'élasticité du 32CrMoV13 en fonction de la température.	8
1.4	Vue en coupe transversale d'une pièce nitrurée.	9
1.5	Dureté après nitruration du 32CrMoV13 en fonction du temps de traitement.	9
1.6	Contraintes résiduelles après nitruration gazeuse du 32CrMoV13 en fonction du temps de traitement.	10
1.7	Section d'un arbre soumis à de la fatigue.	11
1.8	Tenue en fatigue du 32CrMoV13 nitruré à différentes températures.	11
1.9	Surface faïencée.	12
1.10	Essai Coin	15
1.11	Essai CROMeP.	16
1.12	Rectification plane, cylindrique extérieure et cylindrique intérieure.	19
1.13	Géométrie et vitesses de la rectification cylindrique droite.	19
1.14	Géométrie de la rectification de piste à billes.	20
1.15	Types de rectification	20
1.16	Causes des efforts à l'échelle du grain en rectification.	22
1.17	Angles de coupe.	22
1.18	Principaux efforts de la rectification cylindrique extérieure en plongée droite.	23
1.19	Mécanismes de coupe, fissuration et labourage.	24

1.20	Flux thermiques en rectification.	25
1.21	Rôles de la lubrification et positionnement des buses.	26
1.22	Mesure par pyrométrie de la température à l'interface.	29
1.23	Émissivité en fonction de la température pour le 100Cr6.	30
1.24	Montage de rectification pour la thermographie.	31
1.25	Mesure par thermocouple de la température à la sortie de l'interface.	31
1.26	Contraintes sur un volume élémentaire.	33
1.27	Modélisation par source mobile.	36
1.28	Engagement de l'outil.	37
1.29	Influence de la forme du flux sur la température	37
1.30	Modélisation thermique par flux distribué linéairement dans l'interface.	38
1.31	Modélisation thermomécanique par source mobile.	38
1.32	Couplage thermomécanique	39
1.33	Couplages thermo-mécano-métallurgique	39
2.1	Évolution de l_c en fonction de d_w	43
2.2	Évolution de a_e en fonction de d_w	43
2.3	Évolution de V_f en fonction de d_w	44
2.4	Nombre de passages de l'outil sur la piste.	45
2.5	Passage de l'arbre à l'éprouvette.	46
2.6	Principe de la détection par magnétoscopie.	49
2.7	Contrôle par magnétoscopie	50
2.8	Vue en coupe du banc de magnétoscopie portable.	51
2.9	Comparaison de la magnétisation par les bancs industriel et réduit.	51
2.10	Faces observées sur une piste à billes.	52
2.11	Fissures sur la piste.	53
2.12	Répartition de l'orientation des fissures.	54
2.13	Influence du nombre de mesures sur le taux de fissuration mesuré.	54
2.14	Visualisation des fissures au MEB pour différents taux de faïençage.	56
2.15	Observation des deux parties de la fissure en surface.	56
2.16	Zone d'observation d'un coin de la pièce coupée.	57
2.17	Vue au MEB d'une fissure.	57
2.18	Comparaison des profils de dureté sous les pistes à billes $\emptyset 130$ mm.	58
2.19	Interférence des rayons diffusés.	59
2.20	Pics d'intensité correspondant aux plans hkl	59
2.21	Contraintes résiduelles après nitruration d'une piste tournée ou pré-rectifiée.	60
2.22	Contraintes résiduelles des éprouvettes B130.	61
2.23	Contrainte résiduelle maximale des éprouvettes R73.	62
2.24	Cinématique de rectification plane.	64
2.25	Cinématiques de rectification cylindrique.	65

2.26	Vue éclatée du thermocouple foil.	65
2.27	Bases de la pièce et des efforts.	66
2.28	Vue éclatée du thermocouple foil.	66
2.29	Principe du thermocouple foil.	67
2.30	Coefficient de Seebeck analytique et expérimental.	68
2.31	Vues de dessus du thermocouple feuille.	68
2.32	Montage de rectification plane.	69
2.33	Stabilisation du thermocouple	70
2.34	Relevé de température sur un essai.	71
2.35	Relevé des efforts sur un essai.	71
2.36	Température lors d'un passage de la meule.	72
2.37	Vitesse d'échauffement lors d'un passage de la meule.	72
2.38	Efforts lors d'un passage de la meule.	73
2.39	Température maximale sur le domaine $a_e - V_w$	74
2.40	Surface de réponse en température sur le 32CrMoV13 de base.	74
2.41	Surface de réponse en effort sur le 32CrMoV13 de base.	75
2.42	Surface de réponse en efforts sur le 32CrMoV13 de base.	75
2.43	Surface de réponse de F_T/F_N sur le 32CrMoV13 de base.	76
2.44	Surface de réponse en température sur le 32CrMoV13 nitruré.	77
2.45	Surface de réponse en effort sur le 32CrMoV13 nitruré.	78
2.46	Surface de réponse de F_T/F_N sur le 32CrMoV13 nitruré.	79
2.47	Contrainte résiduelle maximale sur le 32CrMoV13 nitruré.	79
2.48	Positionnement du thermocouple foil en rectification cylindrique.	80
2.49	Montage instrumenté de rectification cylindrique.	81
2.50	Relevé de température sur un essai.	81
2.51	Relevé des efforts sur un essai.	82
2.52	Relevé des efforts sur un essai sur 100Cr6.	83
3.1	Injection d'un profil de nitruration dans une géométrie de piste à billes.	87
3.2	Contrainte moyenne dans les éléments du modèle après nitruration.	87
3.3	Comparaison des profils de contraintes expérimentales et numériques injectés.	88
3.4	Désactivation du volume retiré par rectification.	89
3.5	Estimation de la limite d'élasticité en fonction de la profondeur.	90
3.6	Limite d'élasticité en fonction de la température pour le 32CrMoV13.	90
3.7	Injection des propriétés mécaniques dans le modèle géométrique.	91
3.8	Modèle géométrique et chargement du modèle 2D plan.	92
3.9	Modélisation du capteur et des ponts.	92
3.10	Effet du thermocouple sur la distribution de température sous la source.	93
3.11	Effet de l'épaisseur des ponts sur la température maximale relevée.	94
3.12	Vue de dessus du thermocouple feuille avec $50 \mu\text{m}$ d'isolant.	94

3.13	Carte topographique du thermocouple feuille.	95
3.14	Profil topographique du thermocouple feuille.	95
3.15	Paramètres influents sur l'histoire thermique numérique.	96
3.16	Influence de lc sur l'histoire thermique.	97
3.17	Influence de h_{air} sur l'histoire thermique.	97
3.18	Maillage et chargement thermomécanique.	99
3.19	Distribution de température.	100
3.20	Distribution de la contrainte de von Mises σ_{vM}	100
3.21	Distribution de la contrainte axiale σ_A	101
3.22	Distribution de la contrainte tangentielle σ_T	101
3.23	Histoire thermique et mécanique lors du passage de la source.	102
3.24	Evolution de la surface dans le domaine température-contraintes – $V_w =$ 180 mm.s^{-1} , $a_e = 10 \mu\text{m}$	103
3.25	Contraintes mécaniques subies par un volume de matière chauffé localement.103	
3.26	Influence de q'_w sur le profil de contraintes résiduelles – $V_w = 180 \text{ mm.s}^{-1}$, $a_e = 10 \mu\text{m}$	104
3.27	Influence de q'_w sur les contraintes résiduelles en surface – $V_w = 180 \text{ mm.s}^{-1}$, $a_e = 10 \mu\text{m}$	104
3.28	Comparaison de l'histoire thermique expérimentale et numérique – $V_w =$ 140 mm.s^{-1} , $a_e = 15 \mu\text{m}$	106
3.29	Interpolation de q'_w sur le domaine $V_w - a_e$ à partir de la température.	107
3.30	Estimation de q'_w sur le domaine $V_w - a_e$ à partir de la température.	107
3.31	Comparaison des contraintes résiduelles expérimentales et numériques – $V_w = 35 \text{ mm.s}^{-1}$, $a_e = 10 \mu\text{m}$	108
3.32	Interpolation de q'_w sur le domaine $V_w - a_e$ à partir des contraintes résiduelles.109	
3.33	Influence de la température initiale sur la température maximale et la contrainte résiduelle maximale.	110
3.34	Flux thermique spécifique q'_w injecté en fonction de la température initiale de la pièce pour atteindre le niveau de contraintes résiduelles expérimentales.110	
3.35	Coefficient ε_w sur le domaine $V_w - a_e$	111
3.36	Simplification du modèle géométrique.	112
3.37	Maillage du modèle géométrique.	113
3.38	Conditions mécaniques aux limites du modèle de piste à billes.	114
3.39	Volume affecté par le chargement thermique.	114
3.40	Densité de flux appliqué à la piste de roulement.	115
3.41	Température – Cas B130-C.	116
3.42	Contrainte moyenne – Cas B130-C.	116
3.43	Contraintes résiduelles expérimentales et numériques – cas B130-B.	117
3.44	Contraintes résiduelles expérimentales et numériques – cas B130-C.	117
3.45	Contraintes résiduelles expérimentales et numériques – cas B130-D.	118

3.46	Comparaison des histoires thermiques et mécaniques d'une simulation multipasse avec une simple passe – cas B130-D.	119
3.47	Comparaison des profils de contraintes résiduelles d'une simulation multipasse avec une simple passe – cas B130-D.	119
3.48	Évolution de l'interface meule-pièce au cours de la plongée.	120
3.49	Densité de flux évolutive.	120
A.1	Bobine du banc.	134
A.2	banc complet lors de la phase de tests.	134
B.1	Types de meule selon NF ISO 525	135
C.1	Plan de l'éprouvette plane pour essais instrumentés.	137
D.1	Comparaison des profils après rectification.	139
E.1	Comparaison des profils après rectification.	141
F.1	Paramétrage de la source mobile.	145
F.2	Représentation de la densité de flux.	145

Liste des tableaux

1.1	Composition du 32CrMoV13.	7
1.2	Paramètres influant sur le faïençage thermique.	14
1.3	Critères de choix du moyen de mesure de température.	32
2.1	Conditions opératoires figées – essais pistes à billes Ø130 mm.	47
2.2	Conditions de plongée – essais pistes à billes Ø130 mm.	47
2.3	Conditions opératoires figées – essais pistes à rouleaux Ø73 mm.	48
2.4	Conditions de plongée essais pistes à rouleaux Ø73 mm.	48
2.5	Contraintes des pistes à rouleaux Ø73 mm.	62
2.6	Conditions opératoires figées – essais de rectification plane.	70
3.1	Propriétés thermiques des éléments du thermocouple.	92
3.2	Flux thermique spécifique – essais pistes à billes Ø130 mm.	118
B.1	Caractéristiques des constituants selon NF ISO 525.	136

Nomenclature

Géométrie et cinématique de rectification		
d_s	mm	Diamètre de la meule
b_d	mm	Largeur de la meule
d_w	mm	Diamètre de la pièce
d_e	mm	Diamètre équivalent du couple meule-pièce
r_s	mm	Rayon de profil de la meule
r_w	mm	Rayon de profil de la piste
Δ_s		Axe de rotation de la meule
Δ_w		Axe de rotation de la pièce
N_s	tr.min ⁻¹	Fréquence de rotation de la meule
N_w	tr.min ⁻¹	Fréquence de rotation de la pièce
ω_s	rad.s ⁻¹	Fréquence de rotation de la meule
ω_w	rad.s ⁻¹	Fréquence de rotation de la pièce
V_s	m.s ⁻¹	Vitesse périphérique de la meule
V_w	mm.min ⁻¹	Vitesse périphérique de la pièce
V_f	mm.min ⁻¹	Vitesse de plongée de la meule
a_e	μm	Profondeur de passe radiale
$l_{\text{textcréel}}$	mm	Longueur de contact meule-pièce réelle
l_c <i>théorique</i>	mm	Longueur de contact meule-pièce théorique
R_{lc}		Rapport des longueurs de contact meule-pièce
A_c	mm ²	Aire de contact meule-pièce
Z_w	mm ³ .s ⁻¹	Débit d'enlèvement de matière
Z'_w	mm ² .s ⁻¹	Débit spécifique d'enlèvement de matière

Thermique de la rectification

T_{max}	°C	Température maximale
T_f	°C	Température de fusion
T_v	°C	Température de vaporisation du fluide de coupe
λ_g	W.m ⁻¹ .K ⁻¹	Conductivité thermique d'un grain
λ_w	W.m ⁻¹ .K ⁻¹	Conductivité thermique du matériau de la pièce
ρ_w	kg.m ⁻³	Masse volumique du matériau de la pièce
c_w	J.kg ⁻¹ .K ⁻¹	Capacité thermique massique du matériau de la pièce
α_w	m ² .s ⁻¹	Diffusivité du matériau de la pièce
β_w	W ^{1/2} .J ^{1/2} .W ⁻² .K ⁻¹	Propriété thermique du matériau de la pièce
h_{air}	W.mm ⁻² .K ⁻¹	Coefficient d'échange par convection pièce-air
h_f	W.mm ⁻² .K ⁻¹	Coefficient d'échange par convection pièce-lubrifiant
h_c	W.mm ⁻² .K ⁻¹	Coefficient d'échange thermique acier-acier
ε_w		Coefficient de partage de l'énergie dans la pièce
q_w	W.mm ⁻²	Densité surfacique du flux thermique rentrant dans la pièce
q_s	W.mm ⁻²	Densité surfacique du flux thermique allant dans la meule
q_c	W.mm ⁻²	Densité surfacique du flux thermique allant dans les copeaux
q_f	W.mm ⁻²	Densité surfacique du flux thermique allant dans le fluide de coupe
q_{max}	W.mm ⁻²	Densité de flux thermique maximale
q'_w	W.mm ⁻¹	Densité linéique du flux thermique rentrant dans la pièce

Efforts et puissance de coupe

F_N	N	Effort normal
F_T	N	Effort tangentiel
F_A	N	Effort axial
F_C	N	Effort de coupe dans le plan (\vec{N}, \vec{T})
F_{adh}	N	Effort tangentiel d'adhérence
F_{lab}	N	Effort tangentiel de labourage
μ_{app}		Coefficient de frottement apparent
C_s	N.m	Couple sur l'axe de la broche
P_s	W	Puissance sur l'axe de la broche
η		Rendement de la chaîne de transmission de puissance de la broche
I	A	Intensité électrique fournie à la broche
K_m	Nm.A ⁻¹	Constante de couple de la broche

Mécanique

E_w	MPa	Module d'Young
$\sigma_{él}$	MPa	Limite d'élasticité
σ_N	MPa	Contrainte dans la direction normale
σ_T	MPa	Contrainte dans la direction tangentielle
σ_A	MPa	Contrainte dans la direction axiale
σ_n	MPa	Contrainte dans la direction normale locale
σ_t	MPa	Contrainte dans la direction tangentielle locale
σ_a	MPa	Contrainte dans la direction axiale locale
σ_{vM}	MPa	Contrainte équivalente de von Mises

Introduction générale

Contexte

La compétitivité dans l'industrie aéronautique mène aujourd'hui tous ses acteurs à répondre à trois critères principaux : performance, rendement et sécurité. Pour les constructeurs d'appareils, cela se traduit par un effort continu pour produire des pièces mécaniques de plus en plus légères. Par ailleurs, elles doivent aussi avoir une résistance mécanique plus élevée et pouvoir également fonctionner dans des conditions sévères de température et de sollicitations mécaniques. Les optimisations faites pour atteindre ces objectifs ne doivent en aucun cas compromettre la fiabilité très élevée des pièces.

La transmission de puissance d'un hélicoptère, des turbines jusqu'au rotor principal et au rotor anticouple, est réalisée par la *boîte de transmission principale (BTP)* (figure 1). Elle a entre autres pour fonction de réduire la fréquence de rotation de plusieurs milliers de tours par minute à la sortie des turbomoteurs jusqu'à 300 tours par minute pour le mâ. Cette réduction importante signifie que les arbres d'entrée doivent subir de fortes vitesses à faible charge, et ceux proches de la sortie supportent des couples importants à des vitesses de rotation faibles. Les dentures des engrenages et les pistes de roulement subissent donc des conditions de fonctionnement très hétérogènes au sein de la *BTP* (figure 2).

Pour des raisons de sécurité, les fabricants d'hélicoptères doivent assurer un fonctionnement de l'appareil en cas de rupture de lubrification de la transmission. La *BTP* doit garantir une durée de fonctionnement suffisante pour effectuer une manœuvre d'urgence. Ce type de scénario se traduit par une forte montée en température des pièces, ainsi que des conditions de contact non lubrifié. Le matériau utilisé pour la fabrication des éléments

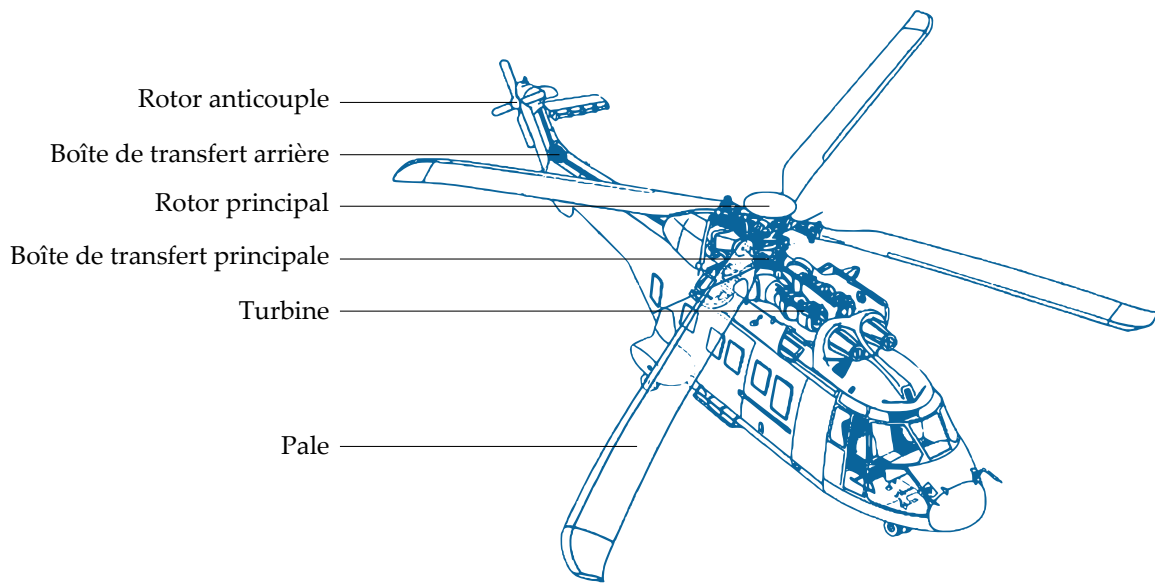


FIGURE 1 – Éléments de transmission de puissance d'un hélicoptère.

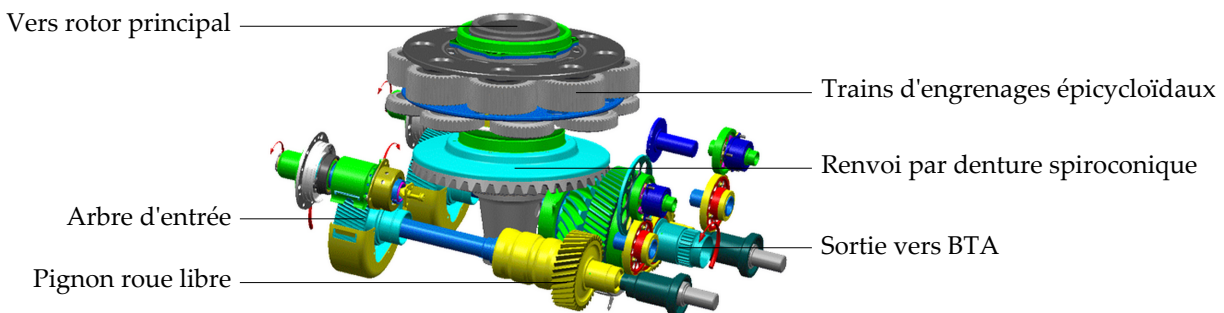


FIGURE 2 – Éléments mécaniques de la boîte de transfert principale.

doit donc avoir des propriétés mécaniques stables à haute température et présenter une bonne résistance à l'usure.

Afin de répondre aux problématiques de performance et d'encombrement, les pistes de roulement ont été intégrées aux éléments. Elles sont désormais usinées directement dans la pièce elle-même. Cela évite d'ajouter une bague de roulement rapportée : la masse à vide des aéronefs est diminuée, ainsi que l'encombrement de la chaîne de transmission de puissance à l'intérieur de ceux-ci. Ces gains permettent d'améliorer le rendement et la charge utile des appareils.

Désormais, les fonctions de transmission du couple, reprise des efforts et alignement sont toutes réalisées par la même pièce. Les éléments de transmission doivent donc répondre à deux contraintes très différentes : une haute résistance afin de transmettre des couples importants, mais aussi une dureté élevée pour supporter les hautes pressions de contact sur les dentures et les pistes de roulement.

Pour produire des pièces avec de telles spécificités, la société *Airbus Helicopters* utilise l'acier 32CrMoV13 ayant subi une étape de nitruration. La limite d'élasticité élevée du

matériau de base, combinée aux hautes valeurs de dureté superficielle induites par la nitruration, en font un matériau très bien adapté à ce type d'utilisation. La nitruration a également un autre effet bénéfique : elle augmente grandement la durée de vie des pièces en limitant l'amorçage et la propagation de fissures.

Les surfaces fonctionnelles telles que les pistes de roulements et les dentures d'engrenages sont rectifiées après nitruration. Cela leur confère des dimensions respectant les tolérances strictes imposées par le bureau d'études, ainsi qu'un état de surface propice au roulement. Lors du contrôle systématique après rectification de ce type d'éléments de transmission, des réseaux de fissures ont été détectés sur les zones rectifiées de certaines pièces. Des contrôles complémentaires ont révélé que ces défauts apparaissent lors de la phase de rectification après nitruration, cependant la cause de cette apparition n'a pas pu être clairement identifiée.

L'issue de ce type de problème est la mise en rebut d'une pièce qui a reçu une forte valeur ajoutée par les multiples opérations de mise en forme préalables telles que la trempe et l'usinage. Au-delà de l'impact économique que cela représente, le risque – même s'il reste minime – de non-détection de ces défauts très fins est un danger potentiel pour la sécurité des pilotes et des passagers qui effectuent chaque année plus de 3 millions d'heures de vol dans des hélicoptères du groupe [Airbus-Helicopters 2015].

Comprendre le faïencage pour mieux l'éviter

De la nécessité de produire des pièces sûres avec une qualité maîtrisée, est né le besoin de comprendre les causes et les mécanismes de fissuration dans ces conditions particulières. Il ne s'agissait pas simplement de chercher des cas dans lesquels les défauts n'apparaissent pas, mais d'investiguer le problème de front. C'est en maîtrisant au mieux les cas où le problème surgit que l'on pourra être certain de savoir l'éviter.

La rectification est un procédé d'enlèvement de matière qui s'applique très bien aux matériaux durs, mais génère d'importants échauffements et efforts locaux à l'interface entre l'outil et la pièce. Ils sont tels qu'ils risquent de dégrader l'état de la pièce s'ils ne sont pas maîtrisés. Dans un cadre industriel, l'état des connaissances sur des défauts de mise en forme est souvent limitée à l'expérience empirique. Elle est tirée de quelques essais au cours desquels diverses combinaisons de paramètres d'entrée ont été testées tout en observant leur influence sur un état visuel ou de rugosité plutôt sommaire de la surface. Les effets de la rectification sur la pièce ne se limitent cependant pas à la peau de celle-ci. Ce sont en réalité les 200 premiers micromètres sous la surface qui peuvent être affectés, par des transformations métallurgiques et/ou une modification de l'état de contraintes résiduelles. La conséquence est dans certains cas une fragilisation invisible par les moyens de contrôle – pourtant stricts – de la chaîne de fabrication.

Ces travaux s'inscrivent dans le cadre d'une démarche de compréhension approfondie du faïençage thermique, en décomposant le lien entre les conditions opératoires et la génération de défauts. Ce cheminement s'est fait au travers d'analyses des pièces fissurées, d'essais instrumentés de rectification, ainsi que du développement d'un modèle de rectification de pistes de roulement nitrurées.

Le premier chapitre présente les exigences imposées à une piste de roulement intégrée. Les caractéristiques thermomécaniques du 32CrMoV13 et l'influence de sa nitruration sont ensuite décrites. Par la suite, un état de l'art des travaux sur la rectification est fait. Il débute par une présentation des différents types de meules, cinématiques de rectification et conditions d'enlèvement de matière. Les mécanismes de génération d'efforts et d'échauffement sont expliqués. Les flux thermiques entre les différents éléments sont définis, et les types d'endommagement thermique sont présentés. Une synthèse des types de modélisation thermomécanique de la rectification est réalisée, avec l'apport de chacun sur la compréhension de l'interaction meule-pièce. La dernière partie expose les mécanismes de fatigue thermique, les cas d'apparition du faïençage et les moyens qui ont permis de reproduire ce phénomène.

Le deuxième chapitre a pour objectif la compréhension des mécanismes menant à la fissuration de la surface au cours de la rectification. Dans un premier temps, une analyse poussée des pièces fissurées a été faite. Son but est d'établir des relations quantifiées entre les différents indicateurs de santé de la pièce tels que les dimensions des fissures, la densité du réseau, et les contraintes résiduelles. Des essais instrumentés en efforts et en température ont ensuite été réalisés pour obtenir des informations sur l'histoire thermo-mécanique au cours de la rectification. Ces données, associées à une connaissance approfondie des caractéristiques du matériau, doivent permettre de déceler les conditions critiques avec une plus grande finesse.

Le troisième chapitre présente le modèle de la rectification des pistes de roulement en acier nitruré. Il a été développé pour obtenir certaines informations qui ne sont pas accessibles expérimentalement comme l'état de contraintes local à l'interface meule-pièce au cours de la coupe. L'état initial nitruré a été pris en compte, ainsi que son chaînage avec l'opération de rectification. Il présente le double intérêt d'apporter ces nouveaux renseignements ainsi que de devenir à terme un outil de prédiction qui permettra de réduire le nombre d'essais physiques nécessaires pour déterminer un jeu de paramètres de rectification le plus adapté à la finition d'une pièce.

1

État de l'art

1.1 Les roulements à billes

Un roulement a pour but de guider la rotation d'un élément par rapport à un autre avec une faible friction. Il peut aussi avoir à supporter des efforts radiaux, axiaux, ou une combinaison des deux. Il est composé de deux pistes, l'une en contact avec l'arbre qui passe en son centre et l'autre insérée dans un logement de la pièce par rapport à laquelle l'arbre doit tourner. Des éléments roulants sont insérés entre les deux pistes. La résistance au roulement est bien plus faible que la résistance au frottement, ainsi ce type de liaison a un meilleur rendement que des paliers lisses [NTN 2010]. Il existe de multiples formes de roulements, répondant à différentes conditions d'utilisation. Les éléments roulants peuvent être des billes, qui reprennent les efforts dans plusieurs directions et assurent un bon guidage, des rouleaux dont la surface de contact importante supportent un chargement élevé, ou des aiguilles qui permettent un encombrement radial réduit. De nombreuses variantes de chaque type sont disponibles pour répondre au mieux aux contraintes particulières des multiples applications : environnement difficile, rotulage, haute température, sollicitations radiales ou axiales très importantes [SKF 2012].

Dans cette étude, une attention particulière est portée aux roulements à billes (figure 1.1), qui sont très répandus grâce à leur polyvalence. D'un point de vue cinématique, ils remplissent la fonction de liaison pivot. Dans les pistes sont taillées une gorge qui épouse la bille sur une partie de sa périphérie. Les billes sont maintenues en place à écarts réguliers par une cage, qui peut être métallique ou en polymère. Pour certaines applications comme la transmission de puissance des turbines jusqu'au rotor principal d'un hélicoptère, où l'encombrement et la masse doivent être réduits au maximum, une des pistes ou les deux sont formées directement dans l'arbre et le logement. Elles portent le nom de *pistes intégrées* [Ebert 2007] (figure 1.2). Les pièces concernées doivent alors

répondre aux exigences mécaniques de transmission des efforts, ainsi qu'aux pressions de contact élevées qui sont présentes aux points de contact avec les billes. Une maîtrise excellente du matériau utilisé et la façon dont il est mis en forme est donc indispensable.

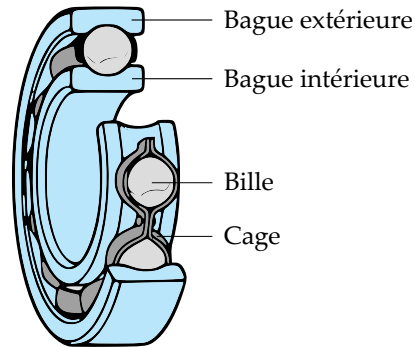


FIGURE 1.1 – Roulement à billes (d'après [SKF 2012]).

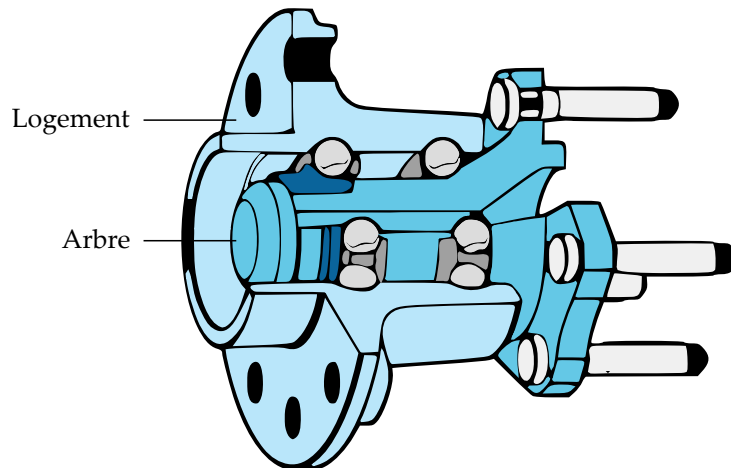


FIGURE 1.2 – Moyeu avec pistes de roulement intégrées (d'après [Beswick 1988]).

Les premiers roulements apparus autour de 1750 étaient fabriqués en bois, bronze et fer, qui ont une tendance à l'usure. Avec la maîtrise de la production d'aciers alliés et des traitements thermiques, les fabricants de roulements ont rapidement adopté ce matériau à la résistance mécanique et à la dureté bien plus élevées [Zaretsky 2013]. De fait, les nuances ayant une dureté élevée sont catégorisées comme *aciers à roulements*. Deux catégories d'acier sont principalement utilisées [Bhadeshia 2001] :

- Des aciers traités à cœur pour une dureté homogène dans le matériau. Dans cette catégorie le 100Cr6 – AISI 52100 – qui contient 1% de carbone et 1,5% de chrome est très répandu pour la production de roulements ;
- Des aciers durcis uniquement en surface, par chauffage inductif ou traitement thermochimique. Cette technique présente l'intérêt de laisser au métal de base ses propriétés mécaniques originales. Le 32CrMoV13 est classé dans cette catégorie.

D'une manière plus générale, un acier à roulement doit répondre à un cahier des charges imposant : dureté, résistance à la fatigue, résistance à la corrosion, fiabilité, durée de vie

contrôlée, tenue des tolérances dimensionnelles, stabilité chimique, tenue à la température, usinabilité, trempabilité, faible niveau d'impuretés, contrôle des coûts de fabrication et d'exploitation [Zaretsky et al. 1965, Davies and Gittos 1989, Ebert 2009].

1.2 Matériau de l'étude : le 32CrMoV13 nitruré

1.2.1 Le 32CrMoV13

Le 32CrMoV13 est un acier qui est utilisé pour la réalisation de pièces nitrurées. Il est employé dans la fabrication d'engrenages, broches, vilebrequins ou réglettes de machines-outils [Aubert&Duval 2015]. Il est très bien adapté aux roulements pour applications aéronautiques [Girodin 2008]. Après trempe à l'huile à 900 °C et revenu à 650 °C, sa dureté est de 400 HV et sa limite élastique de 1 180 MPa. La concentration de ses éléments d'alliage est donnée dans la table 1.1.

TABLE 1.1 – Composition du 32CrMoV13.

Element [% massique]			
C	Cr	Mo	V
0,30	3,00	1,00	0,2

Le chrome augmente la température de trempe. Il a une grande affinité avec le carbone, ce qui produit des carbures plus durs que la cémentite [Chaussin and G.Hilly 1952]. Il est souvent utilisé avec d'autres éléments, notamment le molybdène et le vanadium. Le molybdène améliore la trempabilité mieux que n'importe quel autre élément à poids équivalent [Dunn et al. 1970]. Le vanadium augmente la résistance à la fatigue et la dureté [Glodowski 2011]. C'est un acier dit *de nitruration* car l'addition de ces trois éléments améliore également la solubilité de l'azote [Pickering 1988].

Lors de l'élévation de la température, les propriétés de l'acier sont affectées. La limite d'élasticité σ_{el} chute de façon progressive entre 20 et 800 °C, pour atteindre 100 MPa. Au delà de cette température, la limite d'élasticité baisse de façon modérée jusqu'à la température de fusion (figure 1.3). Le coefficient de conductivité thermique, noté λ_w , qui caractérise la quantité d'énergie que peut conduire le matériau, baisse également lors de la montée en température. Cela affecte donc l'évacuation par la pièce de la chaleur générée à l'interface avec la meule. La capacité thermique, c'est-à-dire la quantité d'énergie qu'il faut apporter pour élever d'un kelvin la température d'une unité de masse du métal en une unité de temps, augmente avec la température. Elle est notée c_w .

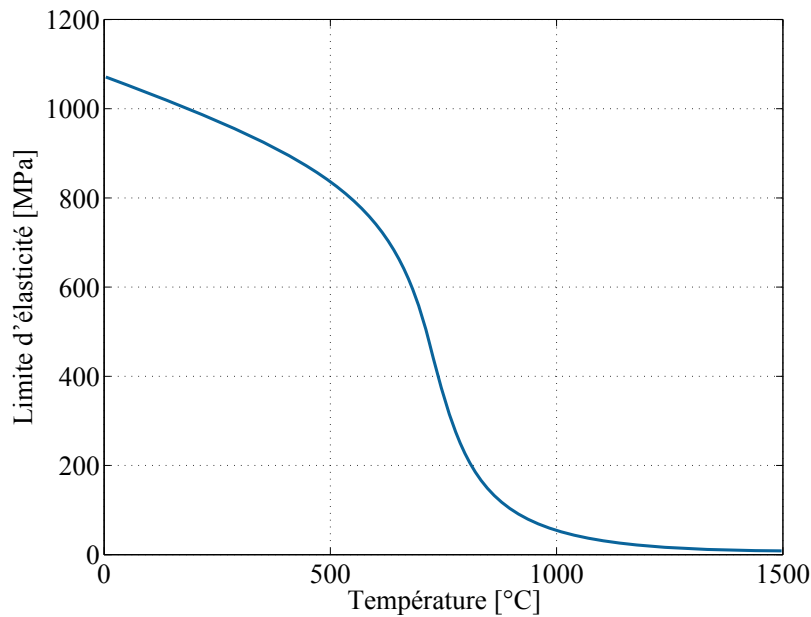


FIGURE 1.3 – Limite d'élasticité du 32CrMoV13 en fonction de la température.

1.2.2 La nitruration

La nitruration est un procédé thermo-chimique qui consiste à faire diffuser des atomes d'azote dans un matériau. Il se déroule à une température de 550 °C pendant une période pouvant aller jusqu'à plus de 100 heures en fonction des propriétés mécaniques désirées. L'azote peut être fourni à la pièce de plusieurs façons : soit liquide par bain de sels, soit solide par poudres, soit ionique, soit gazeuse. Cette dernière est la plus répandue. Lors de la nitruration gazeuse, l'azote est fourni à la pièce par l'atmosphère chargée en ammoniac NH_3 , qui à la température de traitement, se dissocie pour former de l'azote qui va rentrer en solution solide dans la pièce, ainsi que du dihydrogène et du diazote.

Il se forme alors deux couches distinctes à la surface (figure 1.4). Une couche de combinaison en surface, appelée *couche blanche*, d'une épaisseur de quelques dizaines de micromètres, composée de nitrures de fer γ' (Fe_4N) et ε (Fe_{2-3}N). Elle est très dure mais également très fragile et ne supporte pas les pressions de contact inhérentes à un roulement. Elle doit être retirée sur les pistes avant assemblage. Ensuite se situe une couche de diffusion, plus profonde, dans laquelle l'azote est en solution interstitielle, et forme également des précipités avec les éléments d'alliage tels que le chrome (C_rN). L'épaisseur de cette couche varie en fonction des paramètres de la nitruration.

La nitruration crée un profil de dureté dégressif de la surface jusqu'au métal de base, car elle dépend de la concentration locale en azote. Pour un milieu semi-infini soumis à une concentration constante en azote de l'atmosphère sur sa face, la profondeur de pénétration est proportionnelle à la racine carrée du temps [Crank 1975]. Le profil de dureté dépend donc du temps de nitruration (figure 1.5).

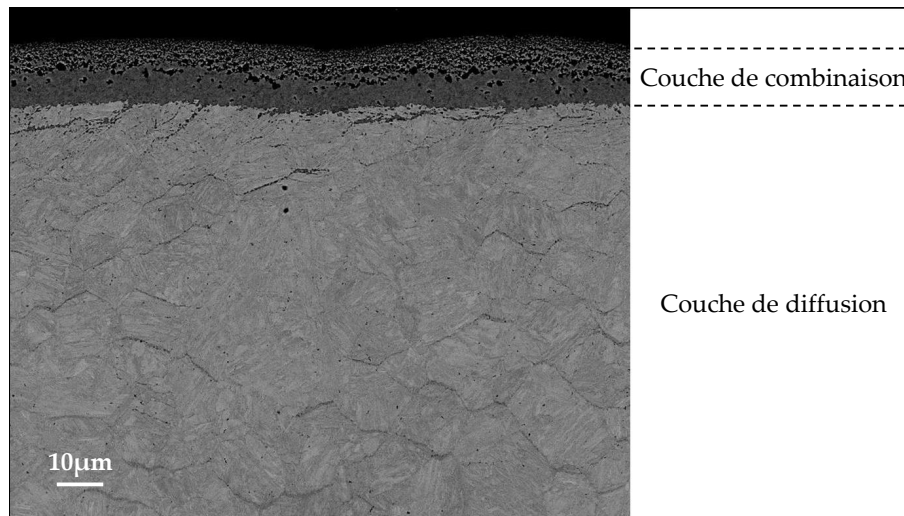


FIGURE 1.4 – Vue en coupe transversale d'une pièce nitrurée.

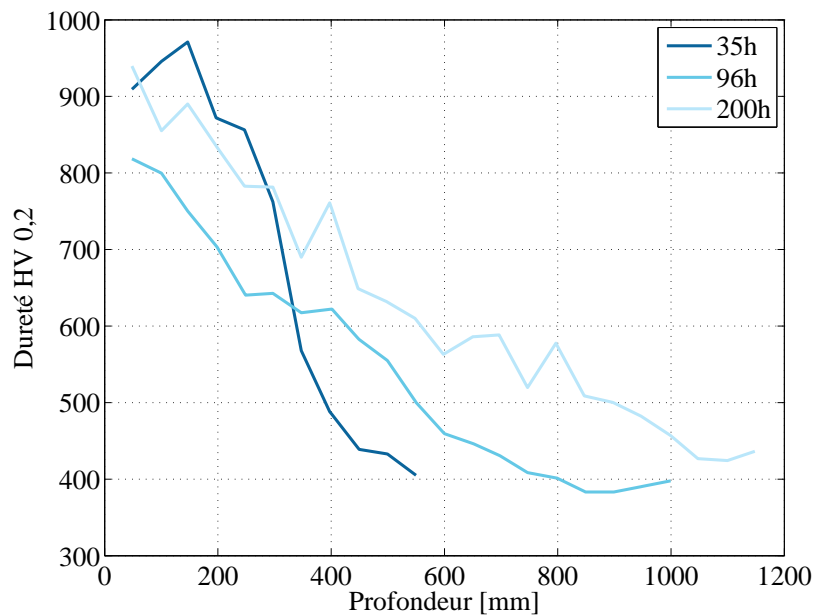


FIGURE 1.5 – Dureté après nitruration du 32CrMoV13 en fonction du temps de traitement [Barrallier 1992].

En plus d'augmenter la dureté, le procédé induit des contraintes résiduelles de compression dans la couche nitrurée (figure 1.6). Elles sont la conséquence de l'insertion d'azote à chaud dans le matériau. Lors du refroidissement, l'azote en solution et les précipités générés lors de la nitruration imposent des déformation locales. Ces contraintes de compression sont un frein à la propagation de fissures et permettent ainsi d'obtenir une durée de vie en fonctionnement adaptée à un élément de transmission soumis à de la flexion rotative [Davies and Gittos 1989]. Comparé par Ragen *et al.* [Ragen *et al.* 2002] à d'autres aciers à roulement aéronautiques, le 32CrMoV13 présente une très bonne ténacité, une

bonne résistance à la fissuration ainsi que la meilleure résistance à l'usure. Cependant, sa résistance à la corrosion est en deçà des autres nuances.

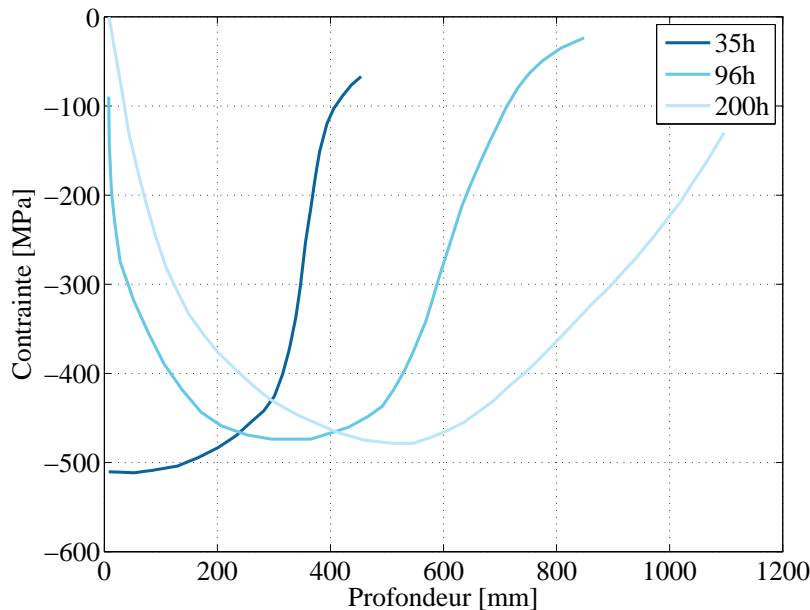


FIGURE 1.6 – Contraintes résiduelles après nitruration gazeuse du 32CrMoV13 en fonction du temps de traitement [Barrallier 1992].

1.3 Fatigue thermique et faïençage

1.3.1 Fatigue

La fatigue est un processus de fragilisation d'une pièce par altération locale des propriétés de son matériau, sous l'action répétée d'une sollicitation mécanique. Elle peut mener à la rupture de la pièce par propagation de fissures dans la zone fragilisée. Les trois étapes de la fissuration par fatigue sont (figure 1.7) :

- **L'amorçage**, au cours duquel la fissure se forme à partir d'une aspérité de la surface ou une géométrie qui favorise la concentration de contraintes ;
- **La propagation** de la fissure dans la zone où les propriétés du matériau sont altérées ;
- **La rupture** de la section restante, qui bien que non détériorée, ne peut pas supporter les efforts.

Dans le cas d'une rupture en fatigue, l'intensité de la sollicitation peut être bien inférieure à la limite d'élasticité du matériau. Le dimensionnement à la fatigue est donc fait grâce à des essais qui permettent de produire une courbe donnant à une amplitude de contrainte fixée S le nombre de cycles N que la pièce peut subir sans rupture. Elles sont nommées *courbes S-N* ou *courbes de Wölher* (figure 1.8) [Rabbe et al. 2000]. On définit la *limite d'endurance* comme étant l'amplitude sous laquelle la rupture n'est jamais atteinte.

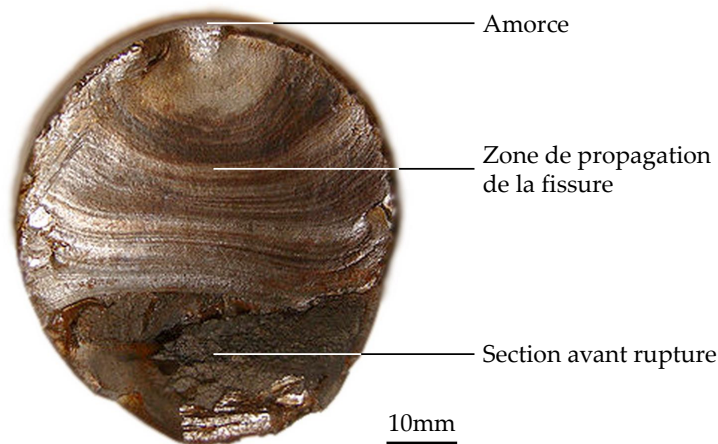


FIGURE 1.7 – Section d'un arbre soumis à de la fatigue [FEI 2015].

D'autres paramètres de l'environnement d'utilisation peuvent affecter la durée de vie de la pièce : la corrosion accélère l'amorce et la propagation de la fissure, une température élevée abaisse la limite d'élasticité de l'acier et entraîne une accélération de la rupture [Duprat 1997].

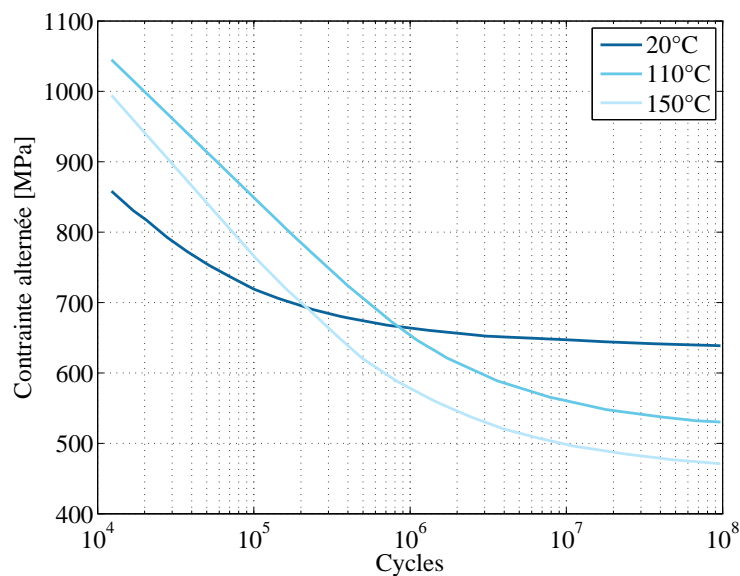


FIGURE 1.8 – Tenue en fatigue du 32CrMoV13 nitruré à différentes températures [Davies and Gittos 1989].

1.3.2 Étude du faïençage thermique

Dans de nombreuses applications, la surface d'une pièce est amenée à subir des variations cycliques de température. Ce type de chargement induit un gradient de température sous la surface. Les différences de dilatation qui sont engendrées créent alors des

contraintes mécaniques, formant à terme à des réseaux de fissures sur la peau de la pièce rappelant l'aspect de l'émail craquelé sur de la faïence. Les mailles de ces réseaux sont ensuite susceptibles de s'arracher de la pièce lors de son fonctionnement. Ce processus de dégradation est appelé fatigue thermique. Le nombre de cycles avant rupture est beaucoup plus faible que pour de la fatigue uniaxiale isotherme [Fissolo et al. 2009a].

Ce phénomène étant très dommageable pour la tenue mécanique de la pièce, il a été étudié dans les différents domaines où il a été observé. L'apparition de fissures sur un cordon de soudure dans la zone de mélange de fluides chaud et froid sur le circuit primaire d'un réacteur de la centrale nucléaire de Civaux en mai 1998 a engendré de nombreuses études sur la compréhension et la prédiction du phénomène [Maillot 2003, Le 2006, Sbitti 2009]. A cause des turbulences dans le circuit, les tuyaux en acier inoxydable 304L subissaient des variations de température locales, ce qui mena à une fissuration de la peau intérieure au niveau d'une soudure sur un coude. Une re-conception de la zone de mélange a permis d'éliminer le faïençage.

Dans le domaine ferroviaire, la fissuration des disques de frein en acier allié 28CrMoV5-8 est courante, notamment sur les trains à grande vitesse. Les freinages répétés sont source de sollicitations thermiques et mécaniques. Dans les cas extrêmes les dégradations mènent à la rupture radiale du disque. L'étude de J. Wong [Wong 2007] (figure 1.9) a démontré que la forme des garnitures, et donc la sollicitation thermique appliquée au disque influe fortement sur l'état de fissuration à grand nombre de cycles. Pour ce type de pièces, il a également été montré que plus la température maximale atteinte est élevée, plus la durée de vie est courte [Pistorus and Marais 1995]. De plus, les auteurs ont conclu que les contraintes résiduelles initiales ont une influence très faible sur l'apparition de fissures.

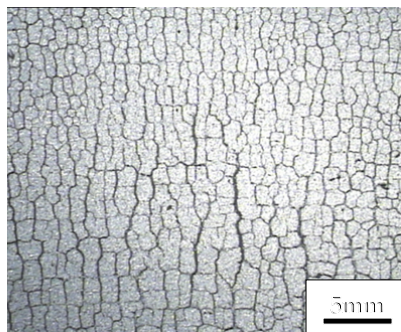


FIGURE 1.9 – Surface faïencée [Wong 2007].

Les coquilles de moulage en AISI H13 (X40CrMoV5-1) subissent également des sollicitations thermiques répétées dans le cas d'une production en série. Une des causes du faïençage mise en avant est la conductivité thermique des matériaux de la coquille et du métal moulé. Plus les conductivités sont élevées, plus le transfert de chaleur est efficace et moins le gradient de température dans la coquille est fort, ce qui évite l'apparition de contraintes et donc de fissures dans l'outil [Diaconnu 2004]. De plus, le chauffage doit être le plus homogène possible pour retarder l'apparition de fissures [Young 1968]. Il a

également été montré dans la même étude que les outils comportant une couche en surface – en l’occurrence du $ZrO_2/NiCrAlY$ – avec un taux de dilatation différent du substrat, du 20CD10, ont une tendance plus forte à la fissuration. Aussi, sur ce type d’outil, les phases de refroidissement ont un impact plus fort sur l’apparition de contraintes que le chauffage.

Cette observation a également été faite dans l’industrie du laminage. En effet, après la mise en évidence de fissures sur les cylindres, des mesures ont été prises en compte pour éliminer leur apparition. Si le laminoir s’arrête, la lubrification des cylindres est instantanément coupée afin d’éviter un refroidissement trop rapide de la surface de contact avec le métal. En effet, c’est la descente en température trop rapide de la zone qui a subi une surchauffe qui génère le phénomène de faïençage sur des aciers rapides supérieurs [Walmag et al. 2001]. De plus, il est rappelé par W.S. Dai que les entailles sur une surface sont le lieu de départ de fissures [Dai et al. 2007].

Dans le secteur de la forge à chaud, les lopins à mettre en forme ont souvent une température supérieure à 1000°C . Les outils en AISI H13 (X40CrMoV5-1) sont donc affectés entre autres types d’usure par la fatigue thermique. Celle-ci apparaît dans les zones planes de l’outil, donc peu sollicitées en frottement. Les gradients thermiques dans ces zones sont estimées à $250^\circ\text{C}\cdot\text{mm}^{-1}$ [Barrau 2004]. Cependant, A. Persson *et al.* [Persson et al. 2004] ont démontré que le préchauffage de l’outil afin de réduire ce gradient n’a aucun effet sur l’apparition du faïençage.

Les causes et la raison supposée du faïençage sont synthétisées dans la table 1.2.

1.3.3 Essais de fatigue thermique

Il n’existe pas d’essai normalisé de fatigue thermique. Dans les études citées, les essais expérimentaux ont été effectués sur des bancs permettant souvent d’isoler le phénomène de fatigue thermique de toutes les autres causes de dégradations. Ces bancs se différencient par la façon dont est généré le chargement thermique, cherchant pour chaque essai à reproduire avec la plus grande fidélité possible le cycle thermique du procédé étudié.

Glenny

Cette méthode consiste à mettre en suspension des particules dans un gaz, afin d’accélérer les échanges thermiques avec l’éprouvette. Le système est généralement constitué d’un bain monté à haute température et un autre maintenu à basse température. Le passage de l’éprouvette de l’un vers l’autre est piloté par un vérin pneumatique. Il a été utilisé pour la première fois par Glenny et al. [Glenny et al. 1958]. L’éprouvette était un disque au centre épais et au bord mince, censé représenter la géométrie d’une pale de turbine. La dilatation rapide de la partie mince par rapport au centre massif servait de génération de contraintes mécaniques. Cet essai comprend des inconvénients importants, qui sont le

TABLE 1.2 – Paramètres influant sur le faïençage thermique.

Cause	Études accréditant	Raisons invoquées
Température maximale	[Guobin et al. 2000] [Medjedoub 2004] [Diaconnu 2004] [Dai et al. 2007] [Persson et al. 2004] [Wong 2007]	Abaissement de la limite élastique
Vitesse de refroidissement	[Walmag et al. 2001] [Persson et al. 2004]	Différence de dilatation en surface et à cœur
Pression locale élevée	[Matulaitis 1956]	Affaiblissement des propriétés mécaniques du matériau
Contraintes résiduelles	[Young 1968] [Taheri 2005] [Fissolo et al. 2009a] [Sbitti and Taheri 2010]	Les contraintes de traction accélèrent la propagation des fissures
Conductivité des matériaux / Gradient thermique élevé	[Diaconnu 2004] [Barrau 2004] [Persson et al. 2004] [Young 1968] [Fissolo et al. 2009b]	Moins le matériau est conducteur de chaleur, plus le gradient thermique et donc le gradient de contrainte va être élevé
État de surface	[Dai et al. 2007] [Krauss and Scholtes 2004]	Les imperfections de la surface sont les points d'amorçage des fissures
Couche en surface différente du substrat	[Diaconnu 2004]	Discontinuité dans la dilatation thermique
Oxydation	[Maillot 2003] [Persson et al. 2004]	Isolant thermique et zone d'amorces

mauvais contrôle du refroidissement et l'effet de grenailage de la surface, qui est connu pour améliorer la tenue à la fissuration et peut donc fausser les résultats.

Four

Bien que les températures maximales atteintes puissent être assez élevées – de l'ordre de 500°C – la cinétique de chauffe est assez lente. Cette technique n'est adaptée qu'à l'étude sur un nombre de cycles faible. La pièce est placée dans le four jusqu'à atteindre la température désirée, puis sortie afin d'être refroidie à l'air ou par un fluide. Elle est ensuite réintroduite dans le four.

Un essai avec une éprouvette *coin* (Figure 1.10) a été utilisé par Köster [Köster 1997] et Haddar [Haddar 2003]. La forme de l'éprouvette est inspirée de l'essai de Glenny et al. [Glenny et al. 1958] et permet donc la génération de contraintes mécaniques favorisant l'apparition de fissures.

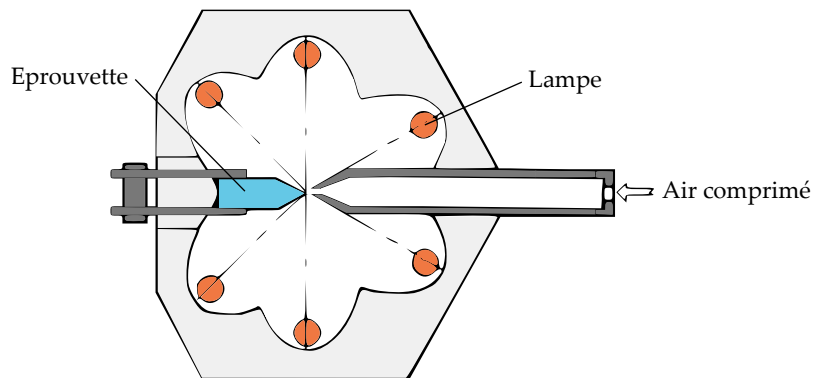


FIGURE 1.10 – Essai Coin [Köster 1997].

Fluide turbulent

Les problématiques de fissuration aux soudures dans la tuyauterie de circuit primaire des réacteurs à eau pressurisée de l'industrie nucléaire ont amené à développer des bancs d'essai reproduisant la section à risque du circuit [Maillot 2003]. Les tuyaux sont en 304L et sont alimentés avec une arrivée d'eau froide et une arrivée d'eau chaude perpendiculaire. Cela génère des turbulences qui appliquent un chargement thermique alternatif sur la paroi. Les débits sont réglables pour simuler différents cas d'étude.

Fluides alternés

Certaines éprouvettes sont placées dans des enceintes qui sont remplies de façon alternative avec de l'eau chaude puis de l'eau froide [Hayashi 1998]. Des efforts de traction ou compression peuvent également être appliqués simultanément au cycle thermique.

Bain d'aluminium

Utilisée dans l'étude du faïençage des moules d'injection d'aluminium, cette technique utilise un bain d'aluminium maintenu en fusion dans lequel est plongée la pièce de même matière que le moule. Après un temps déterminé, elle est ressortie et refroidie. Le cycle est alors recommencé.

Frottement

L'étude du comportement thermique des garnitures de freins du TGV a amené à l'élaboration d'un banc d'essai à l'échelle 1 au centre de l'Agence d'Essais Ferroviaires de la SNCF. Grâce à ce dispositif, du faïençage thermique a pu être généré à la surface des disques [Wong 2007]. Ce cas d'application est très spécifique et est le seul cas d'essais de fatigue thermique par frottement.

Par induction

C'est la technique la plus répandue dans les essais de fatigue thermique. L'éprouvette est chauffée grâce à un élément inductif, puis elle est refroidie soit par trempe, soit par passage d'eau froide dans un canal au centre de la pièce [Persson et al. 2004, Medjedoub 2004, Daffos 2004]. Ce procédé a l'avantage d'avoir une cinétique de chauffe très rapide et peut être facilement automatisable. De plus, la profondeur affectée peut être réglée par modulage de la fréquence du courant [Pascal 2003].

L'essai *CROME*P (figure 1.11) a été développé au laboratoire Centre d'Outils Matériaux et Procédés des mines d'Albi. Il utilise un générateur de 25 kW avec une plage de fréquences de 80 – 300 kHz qui permet de monter la surface externe des échantillons à 700 °C. Cette même surface est refroidie à l'air alors que l'intérieur de la pièce est refroidi par le passage d'eau à 20 °C dans un canal traversant l'échantillon.

Dérivé d'un essai mis au point par D.J. Marsh [Marsh 1981], l'essai *SPLASH* [Fissolo et al. 2009a] utilise un élément inductif pour chauffer une éprouvette de forme parallélépipédique de 240 × 20 × 30 mm. La montée en température est contrôlée par un thermocouple brasé au centre de l'éprouvette. Cette dernière est ensuite refroidie par projection d'un mélange d'air comprimé et d'eau distillée sur deux fenêtres de trempe situées sur les faces latérales.

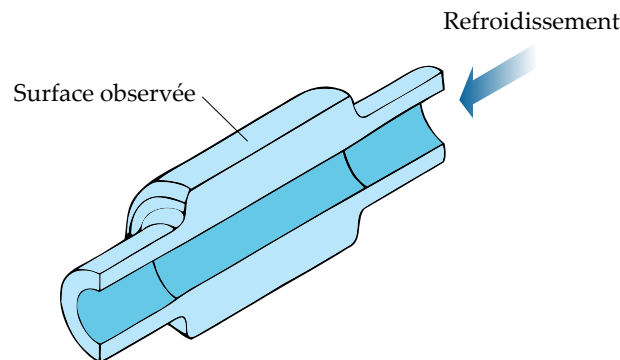


FIGURE 1.11 – Essai CROME P [Medjedoub 2004].

1.3.4 Fatigue thermique en rectification

Dans le cas de la rectification d'éléments de transmission en 32CrMoV13 nitruré, plusieurs facteurs influents déterminés par les études de fatigue thermique peuvent être mis en avant :

- **Température élevée** : affectation de la limite d'élasticité et de la limite à la rupture [Medjedoub 2004] ;
- **Chocs thermiques** : la montée en température brutale crée des allongements non-uniformes dans une pièce mécanique [Persson et al. 2004] ;

- **Gradient de propriétés** : la nitruration induit une forte variation des caractéristiques mécaniques sur les 500 premiers micromètres [Barrallier 1992] ;
- **État de surface** : les imperfections de surface sont le point de départ de fissures menant à la rupture mécanique, leur élimination augmente donc la résistance en fatigue.

1.4 La rectification de pistes à billes

1.4.1 Définition

La rectification en mécanique désigne une opération d'enlèvement de matière par abrasion. Elle permet d'obtenir de bons états de surface et des tolérances dimensionnelles serrées. Cela en fait le principal procédé utilisé en finition des pièces mécaniques où la qualité des surfaces fonctionnelles doit être très bien maîtrisée. La morphologie microscopique de la surface générée par rectification est différente des procédés avec outil à géométrie d'arête connue. Elle crée des micro-sillons courts, contrairement aux stries d'usinage ou hélices générés par le fraisage et le tournage. Elle est généralement la dernière opération à être effectuée sur une pièce, et conditionne donc souvent la qualité de celle-ci.

L'enlèvement de matière est réalisé à l'aide d'un outil appelé meule, entraîné en rotation par la broche d'une rectifieuse. La meule est constituée de grains abrasifs maintenus dans une matrice appelée *liant*. La nature, la concentration et la taille des grains, ainsi que la nature du liant, peuvent varier (cf. annexe B). Cette diversité permet d'adapter la rectification à un grand nombre de matériaux, de composition et de duretés différentes. C'est l'action d'abrasion des grains durs sur la surface qui génère l'enlèvement de matière, alors que le liant sert de structure de support. La meule peut contenir des porosités qui permettent l'apport de lubrifiant dans la zone de coupe.

1.4.2 L'outil : des abrasifs et un liant

Les grains abrasifs sont composés de matériaux très durs, généralement des cristaux. Ils sont classés en trois catégories : les abrasifs naturels, les abrasifs conventionnels et les super-abrasifs. Les principaux abrasifs naturels sont le quartz, le grenat, l'émeri et le corindon naturel. Ils sont majoritairement utilisés pour le ponçage du bois et quelques opérations manuelles. Les abrasifs conventionnels les plus courants sont l'alumine Al_2O_3 , l'alumine renforcée par zircon $\text{Al}_2\text{O}_3 - \text{ZrO}_2$, et le carbure de silicium SiC . Le premier et le second présentent une bonne résistance aux impacts [Rowe 2009] et peuvent être utilisés pour une large variété de matériaux. Le troisième est plus dur mais contient du carbone qui a une forte affinité chimique avec le fer et peut donc se dégrader rapidement lors de la rectification des aciers. Il est principalement utilisé pour les matériaux non-ferreux.

Le diamant ou nitrure de bore cubique cBN sont considérés comme des super-abrasifs car leur très haute dureté leur permet de conserver leur potentiel de coupe avec peu d'usure des grains. Le diamant est le matériau le plus dur connu, et peut être synthétisé pour répondre aux volumes demandés par l'industrie. Le carbone qui le compose le rend inutilisable sur les métaux ferreux pour la même raison que le carbure de silicium. Son excellente conductivité thermique lui permet de mieux évacuer la chaleur de la zone de coupe que les autres types de grains. Sa structure cristalline fait qu'il a des plans de fracturation privilégiés et il est ainsi peu résistant aux chocs. Le nitrure de bore cubique est également très dur : 9,5 sur l'échelle de Mohs de 0 à 10 où 10 est donné par le diamant. Il est résistant aux chocs et possède également une bonne conductivité thermique qui permet d'abaisser les risques liés à l'échauffement [Lavine et al. 1989, Guo et al. 1999].

Les liants sont classés suivant leur nature : vitrifié, organique ou métallique. Ils définissent une grande partie des propriétés macroscopiques de la meule telles que la rigidité, la conductivité thermique et la limite de vitesse d'utilisation. Les liants vitrifiés sont très répandus car ils peuvent être dosés pour obtenir une grande variété de caractéristiques. Ils sont composés de verre pilé et de différents minéraux ainsi que des dextrans [Rowe 2009]. Le mélange de liant et d'abrasifs est versé dans un moule puis chauffé à plus de 1 200 °C pour fondre le liant. Des additifs peuvent être ajoutées au mélange pour créer les porosités dans la meule. Les liants organiques sont plus souples et ont une moins bonne résistance à la température. Ils sont plutôt utilisés pour les opérations à fort taux d'enlèvement comme l'ébavurage. Les liants métalliques retiennent très bien les grains et s'usent peu. Ils sont utilisés pour les matériaux difficilement rectifiables [Asahi 2013]. Les abrasifs sont principalement électrodéposés sur ce type de meule.

1.4.3 Les types de rectification

Les meules peuvent être utilisées dans diverses configurations. On différencie la rectification plane, cylindrique extérieure et cylindrique intérieure, selon la géométrie de la surface fonctionnelle à usiner (figure 1.12). Les conditions de contact sont différentes pour chaque cas, ce qui impose l'utilisation de paramètres opératoires adaptés.

La longueur de contact l_c (figure 1.13) est donnée en fonction de la profondeur de passe et du diamètre équivalent [Tanguy 1985, Malkin 1989, Rowe et al. 1993] :

$$l_c = \sqrt{a_e d_e} \quad (1.1)$$

Avec :

$$d_e = \frac{d_s d_w}{d_s \pm d_w} \quad (1.2)$$

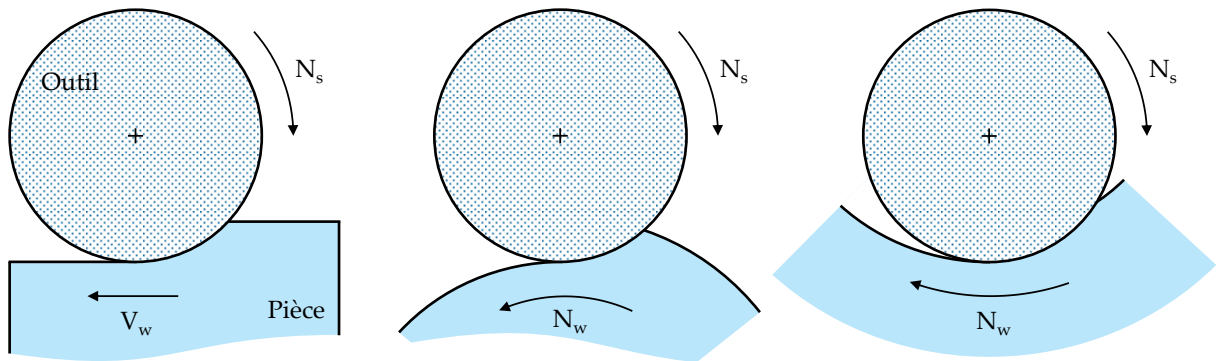


FIGURE 1.12 – Rectification plane, cylindrique extérieure et cylindrique intérieure.

Le dénominateur de l'équation 1.2 est une somme pour la rectification cylindrique extérieure, et une différence pour la rectification cylindrique intérieure. Dans le cas de la rectification plane, $d_e = d_s$.

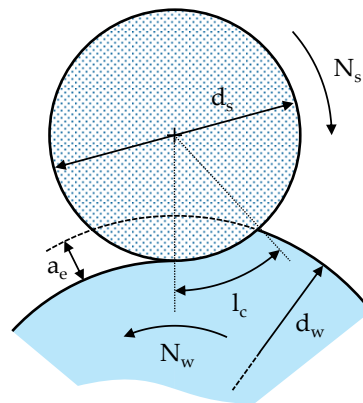


FIGURE 1.13 – Géométrie et vitesses de la rectification cylindrique droite.

La meule peut être mise en forme selon un profil, afin de donner directement à la pièce la forme désirée. Cela permet de réaliser rapidement des géométries difficiles à obtenir par le tournage ou par fraisage. Le parachèvement de profils tels que les pistes de roulements à billes est effectué par rectification cylindrique de forme en plongée droite (figure 1.14). Cela signifie que la meule subit une rotation autour de Δ_s , et la pièce une rotation autour de Δ_w , tandis que la meule se déplace selon la direction \vec{N} . Son profil correspond au négatif de celui à réaliser sur la pièce.

Il est possible d'utiliser plusieurs combinaisons de paramètres pour rectifier. Ces plages définissent des types de rectification qui portent chacune un nom. La rectification conventionnelle, comme son nom l'indique est la plus ancienne et la plus répandue. La vitesse périphérique de la meule V_s est comprise entre 20 et 80 m.s^{-1} , la profondeur de passe a_e entre 0,01 et 0,1 mm et la vitesse périphérique de la pièce V_w de 1 à 200 mm.s^{-1} (figure 1.15) [Torbaty 2004]. La rectification en passe profonde conserve une vitesse de meule similaire au procédé conventionnel, mais combine une profondeur de passe importante

– 0,01 à 50 mm – et une vitesse d’avance de la pièce faible. Ces deux approches sont limitées par le débit de matière qu’il est possible d’atteindre. Au-delà d’une certaine valeur, des dégradations apparaissent à la surface de la pièce, appelées brûlures car elles colorent la zone qui a été surchauffée. La rectification à grande vitesse, rendue possible grâce à l’élaboration de meules résistant à de grandes vitesses de rotation, est en règle générale réservée à la finition. Il est possible de trouver des conditions dans lesquelles les brûlures n’apparaissent pas et la productivité est ainsi améliorée [Tawakoli 1993, Rowe 2001, Torbaty 2004, Brosse 2009].

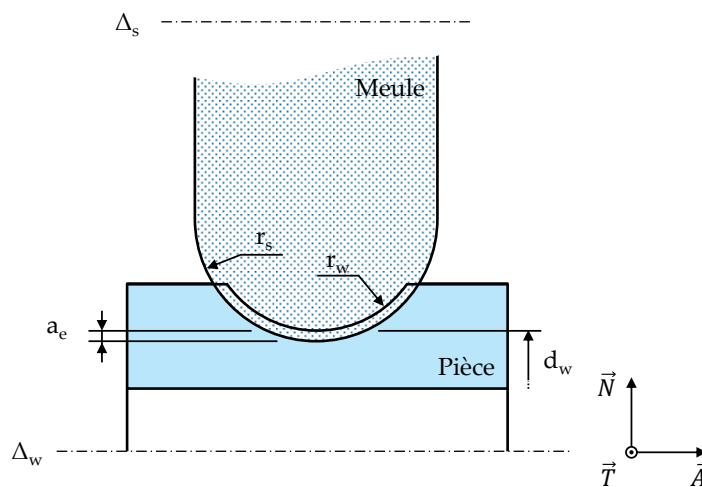


FIGURE 1.14 – Géométrie de la rectification de piste à billes.

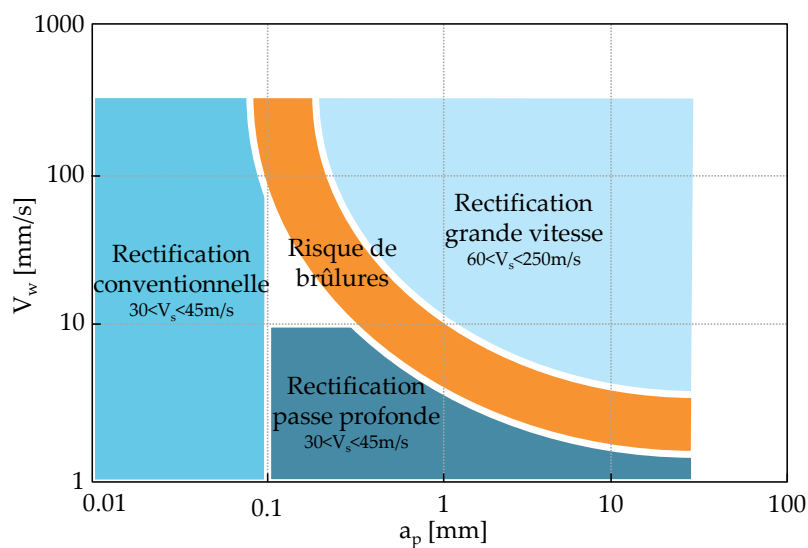


FIGURE 1.15 – Types de rectification [Torbaty 2004].

1.4.4 Le dressage des outils

Le dressage de la meule est l'étape de préparation nécessaire avant son utilisation. Comme tout outil d'enlèvement de matière, la meule s'use lors de la coupe. Le dressage a plusieurs intérêts :

- Corriger la forme globale de la meule, qui aurait pu s'user de façon non-uniforme ;
- Retirer les inclusions de matériau rectifié ;
- Aviver les arêtes de coupe des grains ou les arracher pour en faire apparaître de nouveaux. Cela aide à assurer de bonnes conditions de coupe ;
- Ôter du liant autour des grains et faire apparaître les arêtes de coupe des grains et les pores nécessaires à la lubrification à la surface de l'outil.

Le procédé de dressage se fait à l'aide d'un outil plus dur que la meule, en général du diamant, qui est utilisé pour tailler la forme pendant que la meule est entraînée en rotation. Le dresseur peut prendre plusieurs formes [[Liétard 1975](#), [Rowe 2009](#)] :

- Une pointe unique qui est déplacée sur la face active de la meule pour générer la surface. Cette technique crée une hélice sur la face dressée. Par un contrôle des vitesses, il est possible de maîtriser le pas de l'hélice et ainsi l'amplitude de la rugosité ;
- Un dresseur statique qui prend la forme d'un bloc rigide comprenant une rainure de forme négative à celle désirée sur la meule. Des diamants sont électrodéposés dans la forme ;
- Une meule diamant ou une molette, qui est un disque dont la tranche contient des diamants électrodéposés ou incrustés. La tranche est emmenée en contact avec la meule. La molette peut être entraînée en rotation par un moteur ou simplement freinée pour créer une différence de vitesses à l'interface dresseur-meule.

Les conditions de dressage ont un effet direct sur la qualité de la surface rectifiée. En effet, la fracturation des grains doit créer des arêtes saillantes. De plus, en modifiant la morphologie de la meule grâce au dressage, il est possible de jouer sur la quantité de fluide que sa porosité peuvent amener dans la zone de coupe, et donc favoriser le refroidissement. [[Badger and Torrance 2000b](#), [Torrance and Badger 2000](#), [Linke 2008](#), [Liu et al. 2013](#)]. Elles doivent donc être choisies avec soin.

Le dressage ne s'applique pas aux meules dont les grains sont électrodéposés, à cause du fait qu'ils ne contiennent qu'une seule couche d'abrasifs. En revanche, des cycles d'avivage sont effectués avec des pierres abrasives pour redonner du pouvoir de coupe aux grains.

1.4.5 Efforts et puissance de coupe en rectification

Les efforts en rectification sont dûs aux résistances à la déformation et à l'arrachement de la matière au contact de chaque grain, ainsi que les frottements de la pièce et du copeau sur l'outil (figure [1.16](#)). L'effort global est la somme des efforts locaux. A cause

de la géométrie de la meule, on considère que la surface en contact réelle est bien plus petite que la surface macroscopique, de l'ordre de 1% [Rowe et al. 1993]. Cette valeur dépend de la taille et de l'espacement des grains. Les pressions locales sont très élevées sous les grains, mais à l'échelle macroscopique les efforts résultants sont relativement faibles. Contrairement au tournage ou au fraisage, qui sont réalisés avec des outils à plaquettes dont l'angle – appelé *angle de coupe* – est généralement positif, les grains d'une meule forment un angle de coupe très négatif (figure 1.17). Cela mène à une énergie spécifique, l'énergie nécessaire pour retirer un volume élémentaire de matière, bien plus importante en rectification qu'avec les procédés à plaquette. En tournage on considère qu'elle se situe autour de 1 ou 2 $\text{J}\cdot\text{mm}^{-3}$ [DeVries 1992], alors qu'en rectification elle peut être entre 15 et 700 $\text{J}\cdot\text{mm}^{-3}$ dépendant de l'outil, de la matière et des paramètres choisis [Rowe 2009].

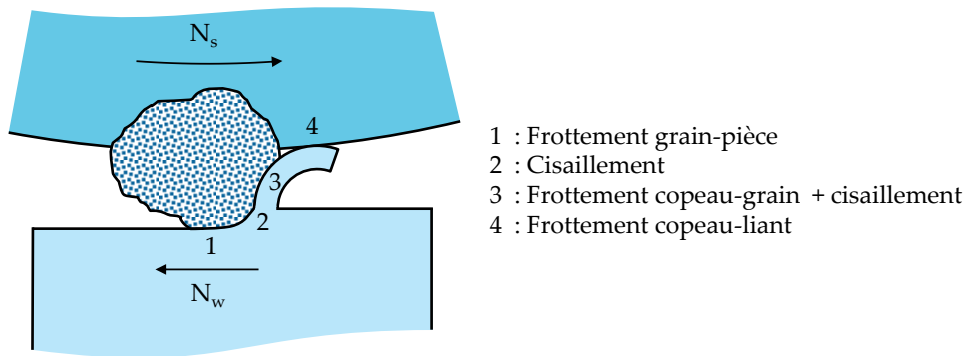


FIGURE 1.16 – Causes des efforts à l'échelle du grain en rectification.

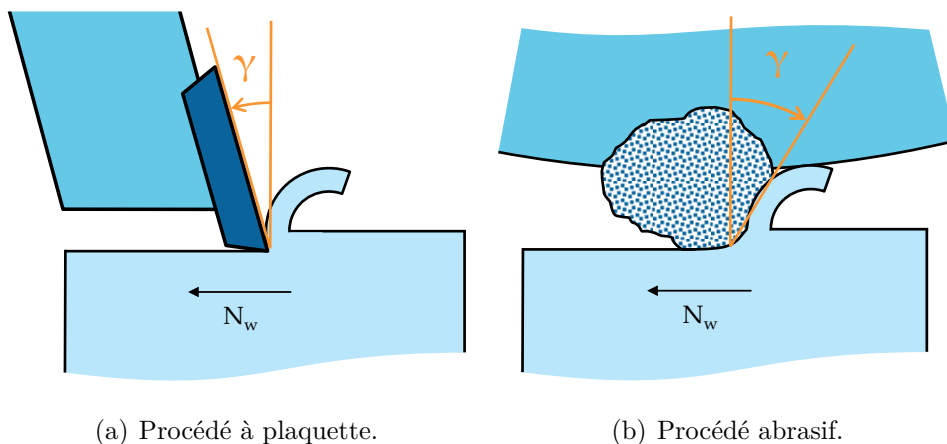


FIGURE 1.17 – Angles de coupe.

D'un point de vue macroscopique, les efforts peuvent être représentés selon les trois directions principales de l'interface outil-pièce : normale, tangentielle et axiale (\vec{N} , \vec{T} , \vec{A}) (figure 1.18). Pour la rectification en plongée droite, l'effort axial \vec{F}_A est nul. L'effort

total \vec{F}_C est la somme de \vec{F}_N et \vec{F}_T . Ces efforts peuvent être mesurés grâce à une platine dynamométrique à quartz fixée entre la pièce et le bâti de la machine. Elle utilise des capteurs piézoélectriques : lorsqu'une force impliquant un déplacement leur est appliquée, ils génèrent une charge électrique proportionnelle à la force [Kirchheim et al. 2008]. La mesure de cette charge permet de déduire les efforts à l'interface meule-pièce. En disposant les quartz dans les trois directions (\vec{N} , \vec{T} , \vec{A}), chaque composante peut être extraite indépendamment.

La puissance absorbée par le procédé est le produit de la vitesse tangentielle par la force tangentielle. Elle est aussi égale au produit du couple C_s fourni par la broche et de sa fréquence de rotation ω_s , multiplié par le rendement de la machine (équation 1.3).

$$P_s = V_s F_T = \eta C_s \omega_s \quad (1.3)$$

Il est donc possible de la déduire par mesure du couple demandé au moteur de la broche. Il se calcule à partir de l'intensité I du courant électrique car pour un moteur brushless :

$$C_s = I K_m \quad (1.4)$$

Avec K_m constante de couple propre au moteur. On peut également en déduire l'effort \vec{F}_T quand on maîtrise V_s .

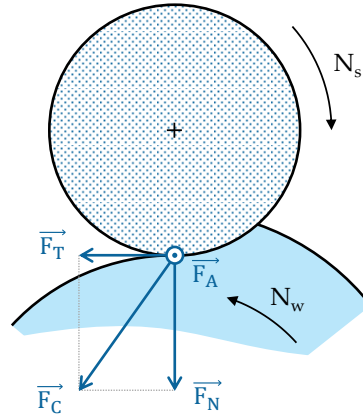


FIGURE 1.18 – Principaux efforts de la rectification cylindrique extérieure en plongée droite.

Le rapport de l'effort normal et tangentiel est le coefficient de frottement apparent. Il donne une indication sur la performance du procédé (équation 1.5).

$$\mu_{app} = \frac{F_T}{F_N} \quad (1.5)$$

L'effort tangentiel est le résultat de frottement des grains sur la pièce, mais aussi du labourage :

$$\vec{F}_T = \vec{F}_{adh} + \vec{F}_{lab} \quad (1.6)$$

Le coefficient de frottement apparent s'exprime alors :

$$\mu_{app} = \frac{\|\vec{F}_T\|}{\|\vec{F}_N\|} = \frac{\|\vec{F}_{adh}\|}{\|\vec{F}_N\|} + \frac{\|\vec{F}_{lab}\|}{\|\vec{F}_N\|} \quad (1.7)$$

Quand les grains sont saillants, une plus grande partie de l'effort normal fourni à l'outil est convertie en effort de coupe. Le coefficient est alors élevé. À l'inverse une baisse de μ_{app} est synonyme d'une dégradation des conditions de rectification.

1.5 Thermique de la rectification

La rectification est un procédé qui génère une quantité de chaleur importante à cause de la friction entre les grains et la surface ainsi que les déformations plastiques locales à l'interface outil-pièce (figure 1.16). La plupart des défauts apparaissant sur une pièce rectifiée sont d'origine thermique [Howes 1991]. Les phénomènes thermiques représentent donc une partie importante des études de la rectification.

1.5.1 Mécanismes d'échauffement

Les trois mécanismes principaux à l'interface grain-pièce sont la coupe, le labourage et la fissuration (figure 1.19) [Malkin 1989]. Une partie de l'énergie mécanique fournie à l'outil est ainsi utilisée pour retirer la matière, et une autre transformée en chaleur. La chaleur est donc générée à l'interface par des *flashes* correspondant à la traversée de l'interface par chaque grain de la meule. La température atteinte au front d'un grain est proche de la température de fusion du matériau [Ueda et al. 1996]. L'addition de tous ces *flashes* mène à un échauffement global de l'interface.

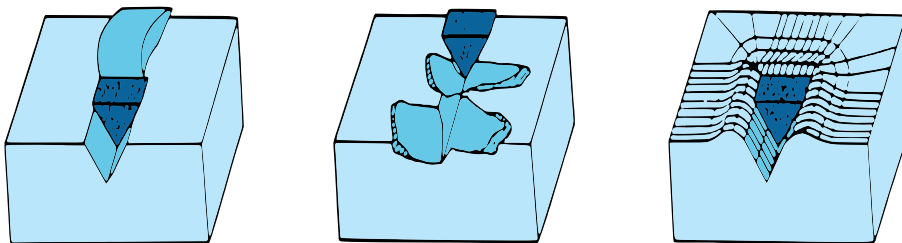


FIGURE 1.19 – Mécanismes de coupe, fissuration et labourage [Zambelli and Vincent 1998].

1.5.2 Répartition des flux de chaleur

La puissance thermique totale q générée dans l'interface est répartie entre la pièce q_w , la meule q_s , les copeaux q_c et le lubrifiant q_f (figure 1.20). En fonction des paramètres de rectification, du type de meule, du lubrifiant utilisé et des propriétés thermiques du matériau rectifié, cette répartition peut varier [Guo and Malkin 2000].

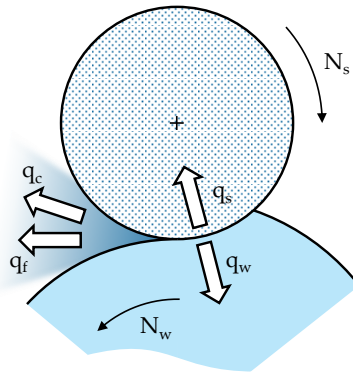


FIGURE 1.20 – Flux thermiques en rectification.

Les copeaux

Le flux q_c peut être estimé grâce au débit de copeaux et l'énergie maximale que ceux-ci peuvent absorber. Il est limité par la température de fusion du matériau qui est considérée autour de 1400 °C dans les études sur l'acier. Cela correspond à une énergie spécifique maximale de 6 J/mm³ [Malkin and Guo 2007]. Il est faible vis-à-vis des autres flux et se calcule suivant l'équation 1.8.

$$q_c = \frac{a_e V_w \rho_w c_w T_f}{l_c} \quad (1.8)$$

Le lubrifiant

La lubrification en rectification est essentielle par ses différents rôles (figure 1.21). Tout d'abord, elle améliore le refroidissement à l'interface meule-pièce en absorbant une partie de l'énergie thermique. D'après la littérature, la part de l'énergie dissipée par le lubrifiant q_f est comprise entre 5 et 50% [Guo and Malkin 2000][Arzur et al. 2001]. Elle joue également un rôle dans la diminution du frottement des abrasifs sur la pièce, ce qui réduit les efforts de coupe et limite aussi la chauffe de la pièce. Enfin, le fluide est également utilisé comme dégraisseur, projeté à haute vitesse sur la surface active de la meule pour en extraire les inclusions de matériau usiné [Cameron et al. 2009]. À terme, cela réduit la chaleur générée lors de la coupe.

Il est intéressant de maximiser q_f car cela améliore la durée de vie de l'outil et la qualité de la pièce. Ainsi, pour les fortes vitesses de rotation d'outil, l'impact à haute vitesse

du fluide sert à casser la couche limite – un film d'air entourant l'outil et tournant avec celui-ci – qui empêche l'apport efficace de lubrifiant à l'interface de rectification. La buse tenant ce rôle est en général placée juste avant celle qui apporte le lubrifiant à l'interface.

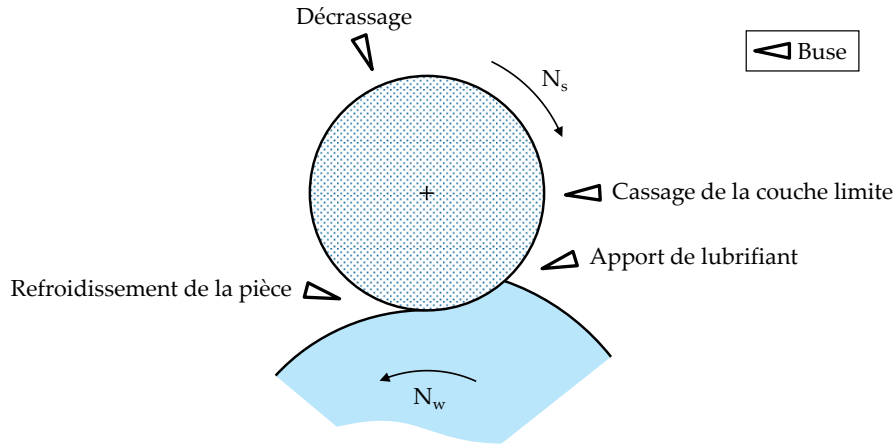


FIGURE 1.21 – Rôles de la lubrification et positionnement des buses.

L'absorption de chaleur par le fluide est dictée par son coefficient de convection h_f et sa température de vaporisation T_v . De façon empirique, la valeur moyenne de température à l'interface est donnée comme étant égale à $2/3$ de la température maximale à l'interface [Rowe 2009]. On a donc :

$$q_f = \int_S \frac{2}{3} h_f T_{max} dS \quad (1.9)$$

L'outil

Le flux q_s absorbée par l'outil dépend du type de grains et de liant utilisés. Les abrasifs peuvent supporter des températures plus élevées que celles rencontrées en rectification des aciers. Les grains ont des conductivités différentes, pouvant améliorer l'extraction de chaleur par la meule. Le cBN et le diamant sont beaucoup plus performants dans ce domaine [Asahi 2013]. Les liants métalliques ont une excellente conductivité thermique comparés aux liants vitrifiés.

Les études sur q_s sont orientées sur le contact à l'échelle du grain plutôt que sur la meule dans son ensemble [Lavine et al. 1989, Rowe et al. 1996]. On suppose que le contact grain-pièce est dans un état stationnaire tout au long de la traversée de l'interface. Il peut être calculé grâce à la géométrie d'un grain et les propriétés thermiques du grain et du matériau :

$$q_s = q \left(1 + \frac{\lambda_g}{\beta_w \sqrt{r_0 V_s}} \right)^{-1} \quad (1.10)$$

Avec λ_g le coefficient de conduction thermique du grain, r_0 une approximation du rayon du grain et $\beta_w = \sqrt{\lambda_w \rho_w c_w}$ une propriété thermique du matériau.

La pièce

Le flux de chaleur entrant dans la pièce à l'interface est supposé égal à ce qu'il reste après répartition dans l'outil, le lubrifiant et les copeaux. On note ε_w le coefficient de répartition qui donne la quantité d'énergie de l'interface qui rentre dans la pièce au cours de la coupe après retrait du flux parti dans la meule, les copeaux et le fluide. Le flux de chaleur entrant dans la pièce q_w est donc :

$$q_w = \varepsilon_w q = q - q_s - q_c - q_f \quad (1.11)$$

Rowe et al. [Rowe et al. 1988] ont proposé une formulation analytique déduite des propriétés thermiques de la pièce et de la meule :

$$\varepsilon_w = 1 + \frac{1}{\left(\frac{\alpha_s V_s}{\alpha_w V_w}\right)^{\frac{1}{2}} \frac{\lambda_s}{\lambda_w} + 1} \quad (1.12)$$

Avec $\alpha_w = \frac{\lambda_w}{\rho_w \cdot c_w}$ diffusivité de la pièce et α_s diffusivité de la meule. Elle caractérise la vitesse à laquelle la chaleur se propage par conduction dans un matériau.

En rectification traditionnelle avec des meules en alumine, ε_w est typiquement compris entre 60 et 85% [Sato 1961, Kohli et al. 1995, Malkin and Guo 2007]. De nombreuses études ont été réalisées sur la détermination de ce coefficient, qui peut varier en fonction du type de meule [Kohli et al. 1995, Guo et al. 1999] ou du type de rectification [Hwang et al. 2003, Kim et al. 2006]. La température maximale atteinte à la surface dépend de q_w , la longueur de contact, la vitesse de déplacement de l'outil V_w et des propriétés thermiques du matériau [Rowe 2001]. La maîtrise du facteur ε_w est donc essentielle dans la maîtrise des effets thermiques induits par la rectification :

1.5.3 Facteurs influents sur la thermique de rectification

De nombreux facteurs entrent en compte dans la température atteinte à la surface de la pièce lors de la rectification.

- De bonnes propriétés thermiques du matériau rectifié, notamment un coefficient de conduction élevé, aident à évacuer la chaleur de l'interface et éviter une montée en température trop importante ;
- La conductivité de l'abrasif influe sur q_s et donc sur ε_w . L'utilisation de meules cBN permet un fort abaissement de la température de rectification [Rowe et al. 1998] ;
- L'utilisation d'un lubrifiant abaisse la température (cf. section 1.5.2) ;
- Les porosités de la meule vont servir à apporter du lubrifiant à l'interface et contribuent donc à l'évacuation de la chaleur ;
- Le dressage de la meule conditionne son pouvoir de coupe. Des grains saillants et des pores ouvertes sont à rechercher lors de la préparation de l'outil ;

- L'usure et l'encrassement de la meule sont néfastes pour la coupe et mènent à un échauffement plus important.

Le changement de paramètres machine induit un changement des mécanismes d'abrasion à l'interface, mais également du débit de matière retirée. Le flux de chaleur reçu par la pièce est donc amené à varier. Certains paramètres sont plus influents que d'autres sur la température en rectification. Leurs liens et effets sont complexes et des comportements universels simples ne peuvent pas être établis. Une prédominance de la vitesse de pièce V_w et de la profondeur de passe a_e peut être notée dans les études paramétriques [Kruszynski and Woljcek 2001, Barge 2005, Heinzl et al. 2014]

1.5.4 Endommagement thermique

Il existe plusieurs endommagements thermiques : brûlures [Shaw and Vyas 1994], adoucissement thermique [Badger and Torrance 2000a], transformations métallurgiques [Youssef et al. 2004], contraintes résiduelles de traction [Howes 1991, Hamdi et al. 2004] ou faïençage [Lequeux 1973, Inasaki 1987] (cf. section 1.3.2).

Les brûlures se caractérisent par un aspect visuel bruni ou bleui de la surface. Elles sont causées par une oxydation de la surface. Cela présente un risque d'amorçage de fissures.

L'adoucissement thermique ou *brûlure de revenu* se produit lors du dépassement de la température de revenu du matériau. Cela crée un adoucissement et les propriétés mécaniques du matériau sont dégradées.

Les *brûlures de retrempe* sont dues au dépassement de la température d'austénitisation de l'acier à la surface de la pièce. Il change de phase métallurgique pour devenir de la martensite, très dure et cassante.

Les contraintes résiduelles de traction en rectification sont causées par la contraction lors du refroidissement de la surface après le passage de la meule. Le massif de la pièce restreint la liberté de déformation de la surface, ce qui génère des contraintes de traction sur la peau de la pièce.

1.6 Instrumentation en température de la rectification

La température locale des procédés d'enlèvement de matière par abrasion est de l'ordre de plusieurs centaines de degrés localisée sur une zone de quelques millimètres carrés et les cinétiques de chauffe et refroidissement sont extrêmement rapides. Le matériel d'acquisition utilisé pour détecter et enregistrer ces phénomènes sans perte d'information doit répondre à des critères très exigeants en termes de résolution spatiale, résolution temporelle et sensibilité [Hamdi 2000, Bakato et al. 2005]. D'autres critères, liés à la facilité d'utilisation, sont également à prendre en compte lors du choix d'un capteur de température.

Les auteurs d'études thermiques de la rectification ont utilisé différents moyens dont les performances par rapport à certains critères sont récapitulées dans la table 1.3.

1.6.1 Pyrométrie infrarouge

Tout objet émet de l'énergie sous forme de rayonnement dans le spectre infrarouge ou visible. L'intensité émise est proportionnelle à sa température. Le pyromètre est composé d'une ou plusieurs lentilles qui focalisent ces rayons sur un détecteur. Ce dernier convertit les rayons en signal électrique, qui peut ensuite être traduit en une valeur de température.

Il est possible de capter et guider les rayons infrarouges par fibre optique pour les rediriger vers un capteur pyrométrique, ce qui permet de récupérer des informations à des endroits où une mesure directe est impossible. Cela a été mis en œuvre pour observer la meule à la sortie de la zone de coupe [Ueda et al. 1993]. La mesure a aussi pu être faite directement à l'interface grain/pièce en noyant la fibre dans la pièce [Xu 2001] (figure 1.22) ou dans un outil conique en alumine translucide [Ueda et al. 1995].

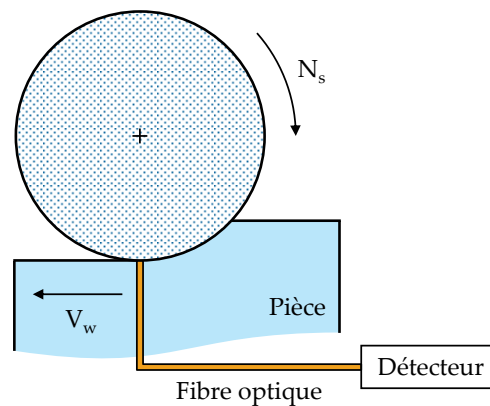


FIGURE 1.22 – Mesure par pyrométrie de la température à l'interface.

1.6.2 Thermographie infrarouge

La thermographie utilise le même principe de détection de l'émission infrarouge que le pyromètre, mais retourne une carte ou une série de cartes de luminance de la zone observée. La luminance correspond à l'intensité de la source de rayonnement, divisée par l'aire apparente de la source. Elle est exprimée en $\text{W.m}^{-3}.\text{sr}^{-1}$. Elle peut être convertie en température grâce à la connaissance de l'émissivité du matériau, notée ε_T , et qui correspond au rapport de la luminance de la source sur la luminance d'un corps qui n'émet aucune radiation, appelé *corps noir*.

L'émissivité dépend de nombreux paramètres, notamment de la température, du matériau et la rugosité de la face observée. Elle doit donc être mesurée au préalable pour calibrer le capteur (figure 1.23) [Valiorgue et al. 2013, Brosse et al. 2008].

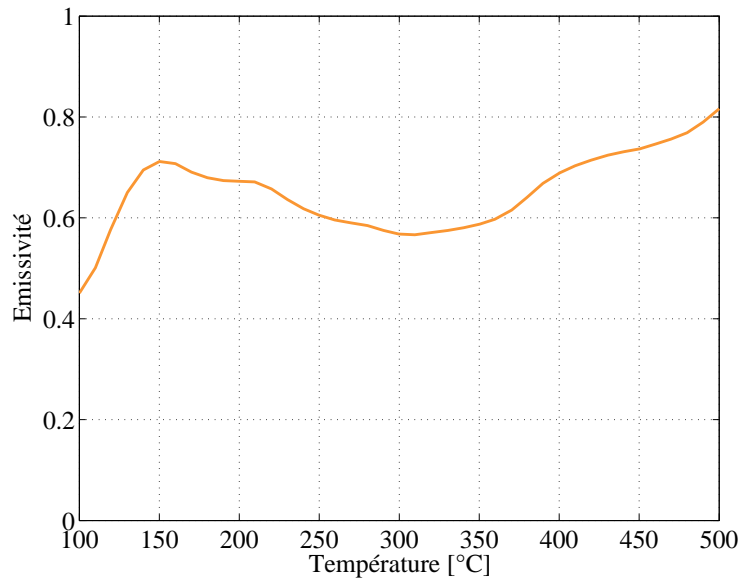


FIGURE 1.23 – Émissivité en fonction de la température pour le 100Cr6 [Brosse 2009].

Les essais de rectification peuvent difficilement être réalisés sous lubrification avec ce type d'instrumentation, car le champ de la caméra doit être dégagé. La température dans la pièce sous l'outil peut être observée en utilisant une meule plus large que la pièce (figure 1.24). Ainsi, la température à la surface libre est proche de celle dans un plan parallèle situé sous l'outil [Jin and Stephenson 2004]. Afin d'obtenir une résolution suffisante dans cette zone de forts gradients thermiques, la caméra doit être placée le plus près possible du montage expérimental, ce qui expose les lentilles de l'objectif aux copeaux de rectification.

Les résultats de ce moyen sont très complets car ils donnent une distribution spatiale de la température sur toute la face observée à un instant donné [Hwang et al. 2003]. Cela permet une comparaison exhaustive avec les résultats de simulations numériques [Anderson et al. 2008, Brosse et al. 2008].

1.6.3 Thermocouples

Les thermocouples sont un moyen peu onéreux et facile à mettre en œuvre pour mesurer une température locale. Ces capteurs utilisent l'effet Seebeck pour convertir une différence de température en courant électrique. En effet, lorsque deux conducteurs de nature différente sont reliés à leurs deux extrémités, toute différence de température entre les deux jonctions génère une différence de potentiel entre ces mêmes points. En relevant cette tension et en maîtrisant la température à l'une des jonctions, il est possible de déduire la température de l'autre. La réponse d'un tel système n'est pas linéaire, et il existe

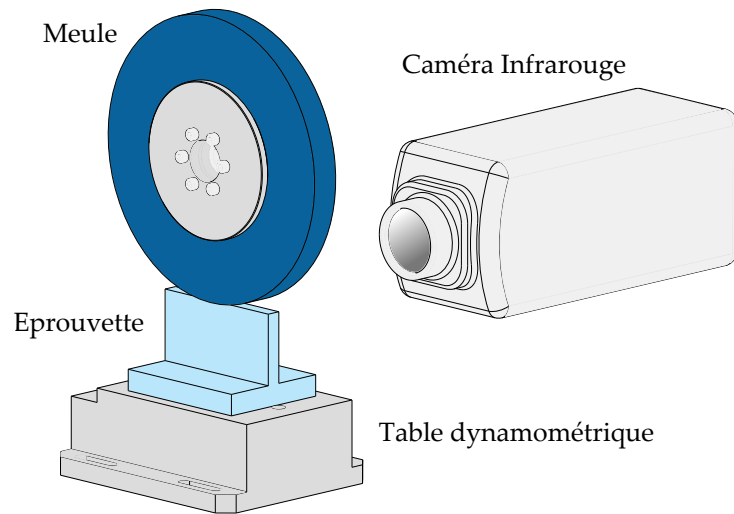


FIGURE 1.24 – Montage de rectification pour la thermographie.

des abaques de conversion normalisés. Il existe plusieurs couples de conducteurs standards, correspondant à de nombreuses plages d'utilisation. Le signal est amplifié et converti par une centrale d'acquisition qui accepte en général tous les types de thermocouples.

Le point de mesure est la zone de jonction des deux métaux, communément appelée *soudure chaude*. Plus cette zone est petite, plus l'information est locale. Cette réduction de taille permet aussi de réduire l'inertie thermique et ainsi diminuer le temps de réponse du thermocouple. Les résolutions spatiale et temporelle peuvent se situer dans l'ordre de quelques dizaines de micromètres et de la milliseconde.

Ce capteur étant constitué de simples conducteurs métalliques, il permet une grande variété de déclinaisons. Il peut être sacrificiel ou usinable pour se placer au plus près de l'interface outil/pièce [Rowe et al. 1995] [Lefebvre et al. 2006] [Lefebvre et al. 2012] (figure 1.25).

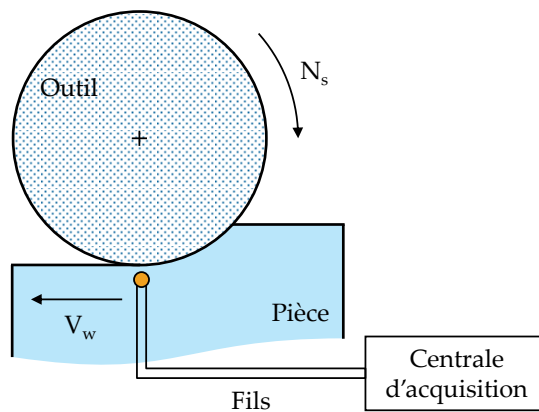


FIGURE 1.25 – Mesure par thermocouple de la température sous l'interface.

TABLE 1.3 – Critères de choix du moyen de mesure de température [Lequien 2014].

	Pyromètre	Thermographie infrarouge	Thermocouple
Reproductibilité d'une mesure	moyenne	bonne	moyenne
Stabilité	moyenne	moyenne	bonne
Sensibilité	moyenne	moyenne	bonne
Durée de vie	moyen	moyen	bon
Prix d'achat et de maintenance	mauvaise	mauvaise	bon
Possibilité d'enregistrement ou de contrôle automatique	moyenne	moyenne	bonne
Facilité de lecture	moyenne	moyenne	bonne
Simplicité de mise en œuvre	bonne	bonne	mauvaise

1.7 Contraintes résiduelles

1.7.1 Définition

L'état de contrainte en mécanique est l'ensemble des efforts locaux exercés sur une particule de matière de la pièce par ses voisins. Une contrainte peut être de traction ou de compression. On lui affectera alors respectivement une valeur positive ou négative. Ces contraintes sont imposées par les déformations du matériau. Chaque matériau a une *limite d'élasticité*, valeur de contrainte en dessous de laquelle il a un comportement élastique. Toute déformation change l'état de contrainte, mais lors du relâchement de la sollicitation, la pièce retrouve son état d'origine. Au-delà de la limite d'élasticité, toute déformation supplémentaire induit une déformation permanente, appelée déformation plastique.

Les contraintes résiduelles sont les contraintes présentes dans une pièce lorsqu'elle n'est sollicitée par aucun effort extérieur. Sur l'ensemble de la pièce, les contraintes résiduelles s'équilibrent, de sorte à ce que leur somme soit nulle. Lors de la sollicitation mécanique d'une pièce, les contraintes induites par le fonctionnement viennent s'ajouter aux contraintes résiduelles. Ces dernières sont donc à prendre en compte lors du dimensionnement des pièces. Ainsi, une contrainte de compression sera bénéfique pour une pièce sollicitée en traction, car elle permettra de résister à un effort plus important [El-Helieby and Rowe 1980, Montay 2001, Withers 2007].

Les contraintes résiduelles dans les pièces métalliques sont générées par les différents moyens de fabrication, notamment la fonderie, les traitements thermiques et thermo-chimiques, ainsi que les procédés d'enlèvement de matière. Ces derniers ont deux effets

principaux : le retrait de matière induit un rééquilibrage global des contraintes sur la pièce, ainsi que des changements locaux en surface sous l'action de l'outil [Brinksmeier et al. 1982, Kruszynski and Woljcek 2001].

L'état de contraintes en un point est représenté par un tenseur du deuxième ordre $\bar{\sigma}$, permettant de déduire les efforts internes dans la matière dans n'importe quelle direction (figure 1.26).

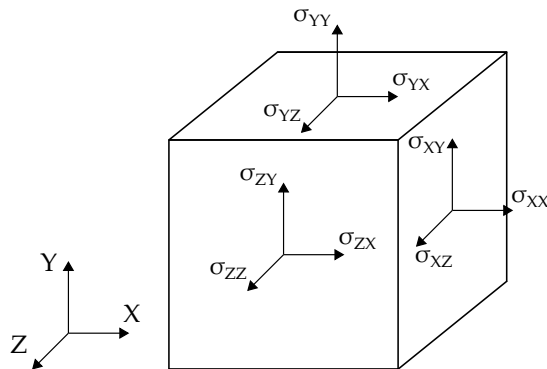


FIGURE 1.26 – Contraintes sur un volume élémentaire.

1.7.2 Effet d'un traitement thermochimique

Les traitements thermochimiques tels que la nitruration ou la cémentation, génèrent des contraintes résiduelles de compression grâce à l'insertion d'atomes dans le volume sous la surface. La diffusion est réalisée à chaud, lorsque la pièce est dilatée. Lors du refroidissement, le retour est contraint par les éléments rajoutés par le traitement. La surface se retrouve alors en compression [Barrallier 1992, Jegou et al. 2011].

1.7.3 Effet d'une sollicitation mécanique

L'application d'efforts mécaniques importants sur la surface d'une pièce peut créer des déformations plastiques locales. Celles-ci se traduisent par une mise en compression de la zone affectée. Les procédés d'enlèvement de matière sans échauffement, comme le toilage, la tribofinition, le galetage ou le grenailage peuvent produire un tel effet [Wang et al. 1998, Torres and Voorwald 2002, Rech et al. 2008, Kermouche et al. 2010]. Il est possible de générer des contraintes de compression de cette façon en rectification. C'est en général ce qui est recherché lors du choix des conditions opératoires [Brosse 2009].

1.7.4 Effet d'une sollicitation thermique

Une élévation locale de la température en surface génère une dilatation non-homogène du matériau. La couche chauffée se retrouve alors bloquée dans sa déformation par la couche froide qui la supporte. À haute température, la limite d'élasticité de l'acier chute fortement. Ainsi, les déformations dues à la dilatation peuvent être suffisantes pour plastifier localement. Lors du refroidissement, des contraintes de traction apparaissent alors dans le matériau [Badger and Torrance 2000a]. Il est préférable de minimiser ces contraintes de traction induites par la rectification, en évitant les montées en température trop importantes [Kruszynski and van Lutterwelt 1991, Chen et al. 2000].

De plus, lors de l'élévation de température dans un métal, des changements de phase peuvent apparaître. Ils ont pour conséquence une modification du volume, qui survient lors du réarrangement atomique [Leblond et al. 1997].

1.8 Modélisation de la rectification

Les conséquences induites par la rectification sur l'état final de la pièce sont complexes à prédire. Elles peuvent être thermiques, mécaniques ou métallurgiques. Elles affectent, entre autres, la forme, la rugosité, l'aspect visuel ou la durée de vie en fonctionnement de la pièce. Dans le but de mieux comprendre les liens entre paramètres d'entrée et l'intégrité de la surface résultante, la communauté scientifique a proposé de nombreux modèles de la rectification, à différentes échelles, en s'intéressant pour chacun à certains phénomènes en particulier.

1.8.1 Les types de modèles

D'après Merchant [Merchant 1999], les procédés de fabrication par enlèvement de matière relevaient à l'origine de l'artisanat. Les mécanismes physiques rudimentaires de la coupe et l'abrasion n'avaient pas été étudiés par manque de technologies permettant ce type d'observation. Il n'y avait pas non plus de théorisation en vue d'améliorer la performance des procédés. Avec l'augmentation du volume de produits manufacturés à la fin du XIX^e siècle, les besoins économiques ont poussé au développement de l'optimisation des procédés. Il identifie trois phases dans l'évolution de ce développement :

- Empirique, débutant dans les années 1900 ;
- Scientifique, débutant dans les années 1940 ;
- Assisté par informatique, débutant dans les années 1970.

Chaque étape est un ajout à celles existantes et vient les compléter pour améliorer la base de connaissances.

Modèles empiriques

Pour créer ce type de modèles, des séries d'essais sous forme de plans d'expérience sont réalisés. Des liens entre les données d'entrée et de sortie sont ensuite observés, et à partir de cela des lois sont établies. Bien qu'ils soient souvent robustes dans le domaine expérimental, la création de ces modèles est gourmande en ressources, et les lois établies peuvent difficilement être extrapolées. À chaque nouveau cas de rectification testé, une nouvelle série d'essais doit être effectuée. Cette méthode est encore utilisée dans certains cas aujourd'hui [Liu et al. 2008] [Mishra and Saloniis 2013].

Modèles scientifiques

Cette approche est basée sur les sciences physiques. Elle s'intéresse aux mécanismes à une échelle plus fine que les modèles empiriques, notamment l'interaction outil-matière et la formation de copeaux. L'origine de ce type de modèle pour l'usinage est associée à Taylor [Taylor 1906]. Ce nouveau type d'étude a marqué le début des collaborations scientifiques entre académiques et industriels sur des sujets de recherche en usinage. Ces travaux ont résulté en des formulations analytiques des comportements en rectification, en particulier sur le flux de chaleur entrant dans la pièce. Ces modèles ont alors pu être confrontés à des résultats expérimentaux afin de prouver leur validité [Rowe et al. 1995].

Modèles assistés par informatique

La commande numérique a élargi le champs de possibilités pour la maîtrise de la rectification grâce au contrôle en temps réel et l'asservissement dynamique. L'informatique a surtout rendu possible la simulation des procédés d'usinage par la méthode des éléments finis. Elle permet d'appliquer les modèles à des géométries complexes, et ainsi obtenir des résultats très complets sur l'histoire thermo-mécano-métallurgique de la pièce. Son deuxième grand atout est son faible coût d'exploitation face à des campagnes empiriques, cependant tout modèle doit être rigoureusement comparé à des cas expérimentaux [Lefebvre et al. 2006, Anderson et al. 2008, Brosse et al. 2008].

1.8.2 Modélisation thermique

La prédominance des effets thermiques dans l'apparition de défauts en rectification a mené à l'élaboration de nombreux modèles dont le but est de définir l'histoire thermique de la surface. La distribution de température dans une pièce rectifiée dépend du flux q_w entrant lors de la rectification, du flux q_f autour de la zone de contact, ainsi que les propriétés du matériau tels que sa capacité thermique massique, sa masse volumique et sa conductivité thermique.

Les modèles sont en grande majorité en deux dimensions dans le plan (\vec{N}, \vec{T}) , faisant l'hypothèse que l'effet de la meule est le même sur toute sa largeur. Le principal attrait de cette simplification est le gain de temps de calcul.

Source mobile

La plupart des modèles aujourd'hui sont basés sur le principe de source mobile introduit par Jaeger et Carslaw [Jaeger 1942, Carslaw and Jaeger 1959]. L'action de la meule sur la pièce est représentée par un flux thermique q_w se déplaçant à la vitesse V_w sur la surface finie (figure 1.27). On considère avec cette approche que la matière retirée n'a pas lieu à être modélisée, ce qui simplifie la géométrie du calcul. L'outil est considéré comme macroscopiquement homogène car à cette échelle il n'est pas important d'isoler l'action de chaque grain en contact. C'est un mécanisme d'échauffement global de l'interface meule-pièce qui est alors pris en compte. La différence de hauteur entre la face avant l'outil et celle après, fait que l'interface meule-pièce est en réalité légèrement inclinée. Dans le cas d'une faible profondeur de passe, cette inclinaison peut être négligée [Dawson and Malkin 1984].

Cette modélisation est utilisable en rectification cylindrique lorsque la longueur de contact est très faible par rapport au diamètre (équation 1.1). Elle n'est pas limitée à la rectification et a également été appliquée avec succès au tournage [Valiorgue 2008, Mondelin 2012].

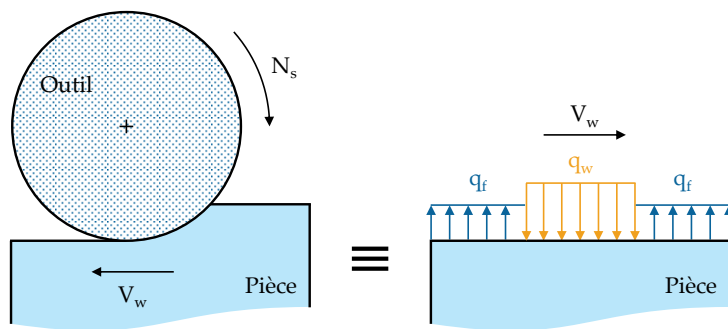


FIGURE 1.27 – Modélisation par source mobile.

Forme de la source

Une source répartie uniformément dans l'interface a été utilisée pour reproduire l'effet thermique de l'outil en rectification [Guo and Malkin 2000, Mamalis et al. 2003, Malkin and Guo 2007], cependant elle suppose que l'action de l'outil est constante lors de son passage sur un point de la surface. À cause de la géométrie du contact, l'engagement de la meule n'est pas constant sur l'interface (figure 1.28) et il peut être supposé que la conséquence sur l'échauffement ne le sera pas non plus. Pour représenter cette évolution, plusieurs distributions de flux non-uniformes ont été proposées.

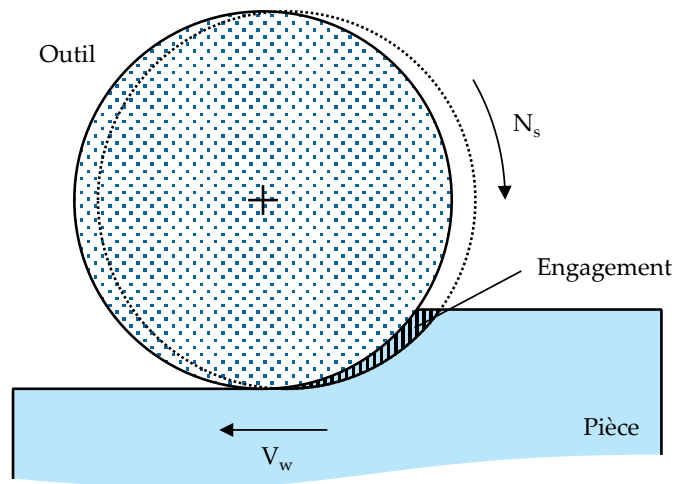
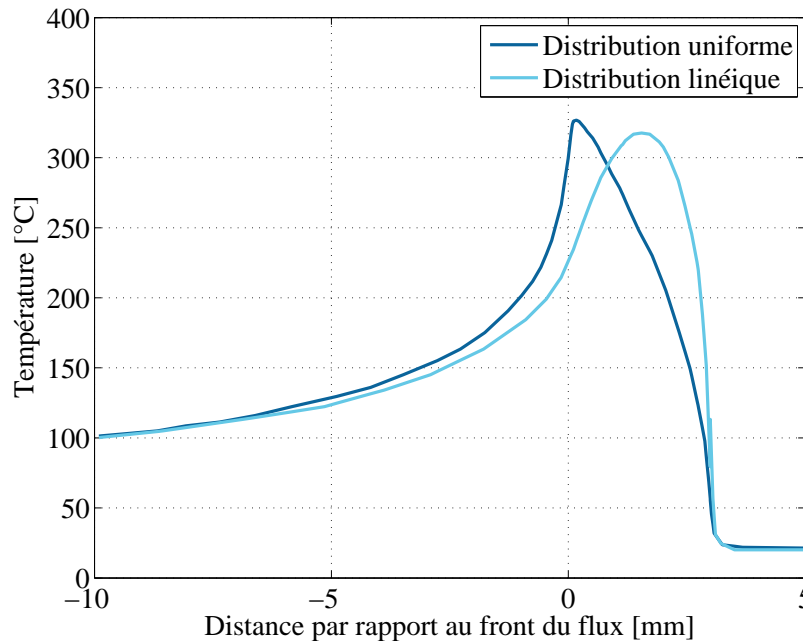


FIGURE 1.28 – Engagement de l'outil.

FIGURE 1.29 – Influence de la forme du flux sur la température – $P_s = 60 \text{ W}$, $l_c = 3 \text{ mm}$, $V_w = 100 \text{ mm.s}^{-1}$ [Brosse 2009].

L'utilisation d'une source répartie linéairement est très répandue. Elle produit une histoire thermique à la surface différente de celle donnée par un flux réparti uniformément (figure 1.29). Les résultats avec ce type de distribution sont proches des mesures expérimentales [Xu 2001, Anderson et al. 2008]. Le front droit est positionné vers l'avant de l'outil, où l'engagement est le plus important. La pertinence de cette forme de flux a été démontrée par rapport à la géométrie du contact [Malkin 1989] ou le débit de matière retirée [Hamdi et al. 2004]. Une version bilinéaire proposée par Mahdi et Zhang [Mahdi and Zhang 1997] permet de décaler l'apex vers le centre de l'interface.

Une forme quadratique a été étudiée pour la rectification de pistes de roulements par Brosse [Brosse 2009]. Elle présente l'intérêt d'être plus réglable qu'une simple pente.

Une revue comparative des modèles de rectification publiés entre 1995 et 2008 réalisée par D.A. Doman et al. [Doman et al. 2009] suggère que les modèles les plus aboutis utilisent un flux distribué linéairement dans l'interface.

Jin et Stephenson [Jin and Stephenson 2004] ont montré en utilisant un modèle 3D que lors de la rectification d'un épaulement, la température sous l'outil présente un fort gradient dans la direction axiale.

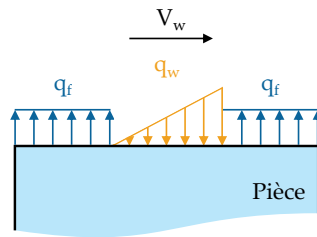


FIGURE 1.30 – Modélisation thermique par flux distribué linéairement dans l'interface.

1.8.3 Modélisation thermomécanique

Les efforts mécaniques en rectification ont un effet important sur l'intégrité de la surface finie. Le procédé a un impact important sur les contraintes résiduelles dans la pièce. Dépendant des conditions utilisées, elles peuvent être de traction ou de compression, or les bonnes propriétés mécaniques sont souvent obtenues au détriment de la productivité [Kruszynski and Woljczik 2001]. Des modèles thermomécaniques ont donc été développés pour comprendre et prédire l'apparition des contraintes [Yu and Lau 1999, Moulik et al. 2001, Chen et al. 2000, Brosse 2009, Duscha et al. 2010]. Ils utilisent le principe de la source mobile en y joignant un chargement mécanique (figure 1.31).

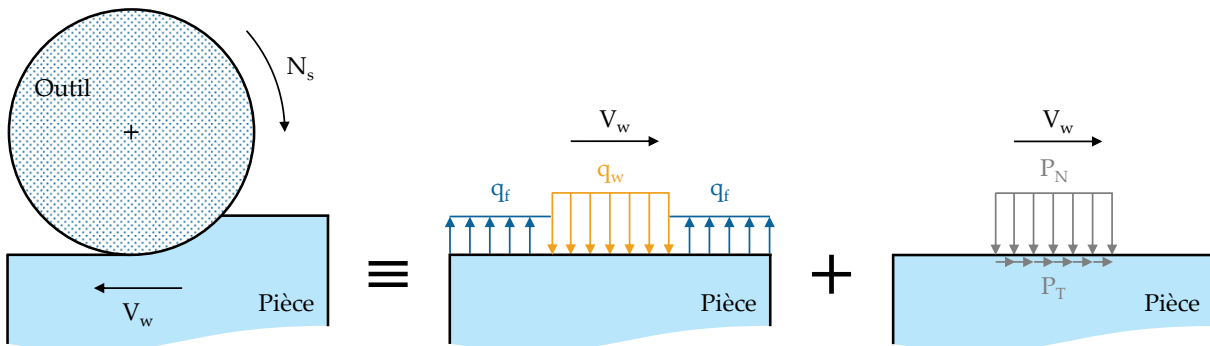


FIGURE 1.31 – Modélisation thermomécanique par source mobile.

Les phénomènes mécaniques et thermiques sont liés par des interactions réciproques (figure 1.32). La thermique a des effets sur la mécanique sous forme de dilatation de

la pièce, conséquence de l'élévation de température. Cela génère des contraintes mécaniques locales dans le matériau. À haute température, les propriétés mécaniques de l'acier changent : le module d'Young E_w et la limite d'élasticité σ_{el} chutent, la conductivité λ_w , la capacité massique c_w et la densité ρ_w sont aussi affectés. La mécanique influe sur la thermique en rajoutant de la chaleur par dissipation. Les énergies de déformation plastique engendrent un échauffement du massif.

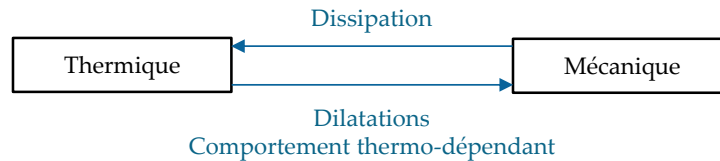


FIGURE 1.32 – Couplage thermomécanique [Inoue 2001, Bergheau and Fortunier 2010].

On note deux types de couplages entre thermique et mécanique, fort ou faible. Dans un couplage fort, les interactions sont prises en compte tout au long du calcul. Cette technique est indispensable s'il y a un effet fort dans les deux sens. Avec un couplage faible, un calcul purement thermique est réalisé, puis ses résultats sont utilisés pour effectuer un calcul mécanique. Il est possible d'utiliser un couplage faible pour la simulation de la rectification car le comportement mécanique du massif a très peu d'effet sur la thermique.

1.8.4 Modélisation thermo-mécano-métallurgique

Lorsque des températures élevées sont atteintes au cours d'un procédé de fabrication, des transformations métallurgiques peuvent apparaître, la microstructure du matériau est donc affectée. La métallurgie a par la suite un impact sur la thermique et la mécanique (figure 1.33).

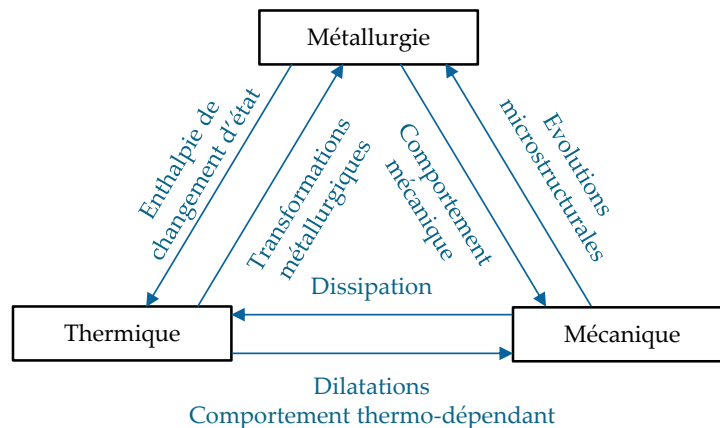


FIGURE 1.33 – Couplages thermo-mécano-métallurgique [Inoue 2001, Bergheau and Fortunier 2010].

Lors d'un changement de phase métallurgique, il y a variation d'enthalpie : une certaine quantité d'énergie est libérée ou absorbée sous forme de chaleur. Ainsi, la pièce est localement amenée à subir une variation de température.

Le changement de phase peut affecter les propriétés thermiques du matériau. Dans le cas du 32CrMoV13, λ_w , ρ_w et c_w de l'austénite sont différents des autres phases. Son apparition aura des effets sur la distribution de température.

Les variations de volume causés par les changements de phase créent des contraintes mécaniques. De plus, chaque phase a des caractéristiques mécaniques distinctes. La proportion de phase va alors modifier la réponse mécanique de la pièce.

Les contraintes mécaniques ont un effet sur la vitesse de transformation métallurgique, mais il peut être considéré comme négligeable [[Bergheau 2004](#)].

2

Étude expérimentale du faïençage en rectification du 32CrMoV13 nitruré

Le faïençage est un défaut qui a été identifié sur les pièces en acier nitruré depuis les années 1980 au sein d'*Airbus Helicopters*. Des études expérimentales ont été réalisées pour trouver des solutions correctives [[Garcia 1998](#)]. Les défauts ont cependant eu tendance à réapparaître lors du remplacement des machines ou des meules de rectification, ainsi que lors de la mise en production de nouvelles pièces. Cette étude cherche à aller plus loin en identifiant les causes de la fissuration dans un matériau nitruré. Dans ce but, une campagne d'observation des conséquences induites par la nitruration et la rectification a été menée. Par la suite, l'instrumentation d'essais de rectification a permis d'apporter des informations nouvelles sur l'histoire thermomécanique de la surface des pistes de roulement.

2.1 Étude géométrique du contact

En rectification, l'action d'abrasion se déroule dans une zone de contact meule-pièce de taille réduite qui se déplace à la surface de la pièce. L'enlèvement de matière se fait par passages successifs de la cote initiale jusqu'à la cote finale. Parfois, des changements de paramètres ont lieu au cours du procédé, afin de produire une séquence *ébauche/semi-finition/finition*. Une étude purement géométrique a permis de soulever certaines questions vis-à-vis de la façon dont cet enlèvement doit être défini.

2.1.1 Une influence du diamètre de piste

Toutes les pièces ne sont pas égales face au faïençage. Il a été observé que ce type de défaut apparaissait principalement sur les pistes de roulement à billes, très peu sur les pistes à rouleaux et jamais sur les dentures. De plus, il a été remarqué que les pièces affectées étaient le plus souvent celles de grand diamètre. Les petites pièces n'étaient jamais touchées.

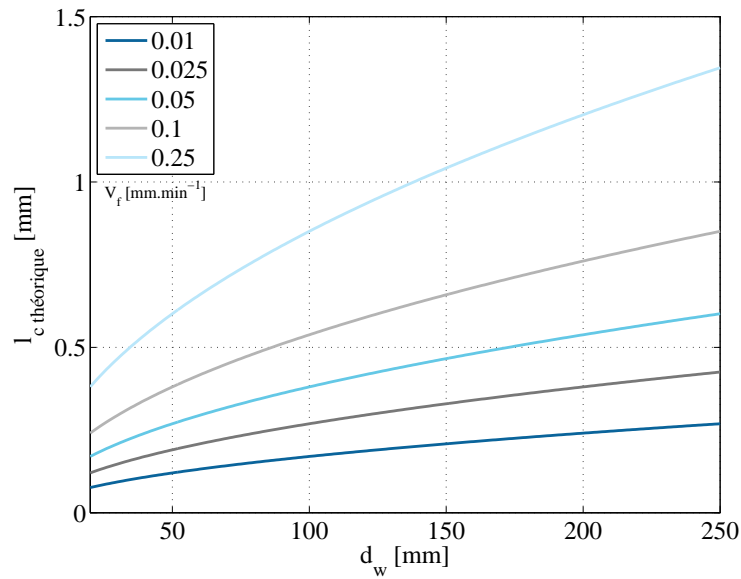
Il a été constaté que bien que la gamme de diamètres de pistes s'étende de 20 à 250 mm, elles sont rectifiées avec un jeu de paramètres opératoires fixe. Cela avait été mis en place pour assurer de rectifier dans des conditions maîtrisées, qui ont été définies lors d'essais de validation empiriques. Les conditions imposées étaient entre autres les vitesses périphériques de la meule V_s et de la pièce V_w , la séquence de dressage de l'outil, ainsi que la vitesse de plongée V_f . En analysant la géométrie de contact entre l'outil et la pièce, il s'avère que cette méthode ne crée pas une uniformité des conditions de coupe sur la gamme.

Longueur de contact

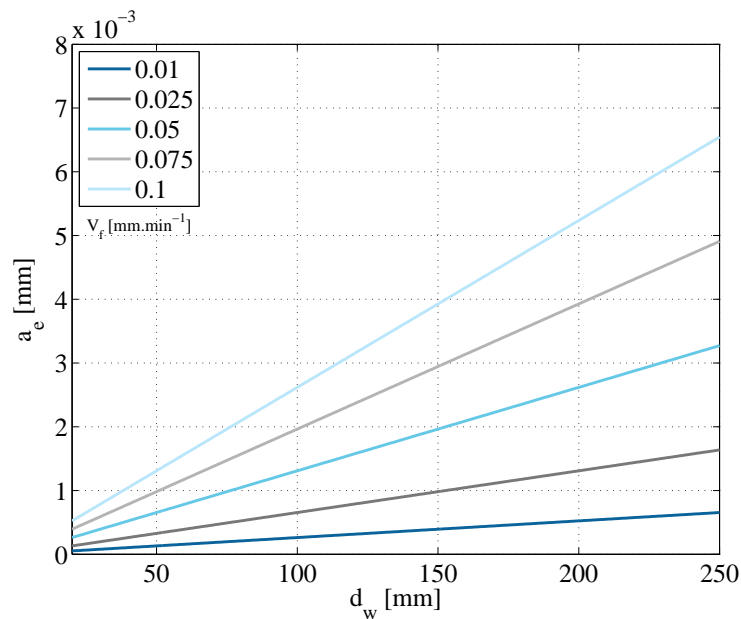
La longueur de contact l_c a été définie par l'équation 1.1 (18) comme étant liée au diamètre de la meule. Elle est donc amenée à varier avec celle-ci. Tous autres paramètres bloqués, le diamètre de pièce a une influence importante sur l_c (figure 2.1). Elle définit la taille de la zone sur laquelle l'outil affecte la surface, ainsi que le temps de contact entre un point de la surface et l'outil à chaque tour. On peut donc lui prêter un rôle très important sur l'état final de la surface. Il conviendra de prendre sa mesure en compte lors de l'établissement de conditions opératoires.

Profondeur de passe

Les opérations de rectification en plongée droite sont pilotées par V_f , vitesse de plongée de la meule vers la pièce. Quel que soit le diamètre de la pièce d_w , la vitesse périphérique de la pièce V_w est maintenue identique. Ainsi, plus d_w augmente, plus la fréquence de rotation de l'outil N_w diminue. Cela signifie qu'une meule plongeant à vitesse V_f identique aura


 FIGURE 2.1 – Évolution de l_c en fonction de $d_w - V_s = 220 \text{ mm.s}^{-1}$; $d_s = 500 \text{ mm}$.

avancé beaucoup plus pour un tour de pièce de grand diamètre que pour une pièce de petit diamètre. Cette avance par tour correspond à la profondeur de passe a_e . À V_f équivalent, lorsque d_w augmente, a_e augmente donc aussi (figure 2.2). Le débit de matière retirée est donné par $Z_w = a_e V_w b_d$. Il augmente donc également, ce qui affecte les conditions de coupe et l'échauffement de l'interface meule/pièce.


 FIGURE 2.2 – Évolution de a_e en fonction de $d_w - V_s = 220 \text{ mm.s}^{-1}$; $d_s = 500 \text{ mm}$.

Homogénéisation des conditions de coupe

Il n'est pas possible de conserver un a_e et un l_c identiques pour tous les diamètres d_w , car à d_s fixe, les 3 sont géométriquement liés (équation 1.1).

Dans le but d'assurer des conditions de coupe plus proches entre les différentes pièces, une uniformisation du débit a été proposée. En effet, c'est une grandeur qui est en corrélation forte avec la puissance demandée à la broche de la rectifieuse, et donc de la puissance thermique injectée dans la pièce. Des feuilles de calcul et des abaques (figure 2.3) permettront de définir rapidement les paramètres à employer en fonction de d_w et du Z_w optimal pour l'outil :

$$V_f = \frac{60 Z_w}{\pi d_w b_d} \quad (2.1)$$

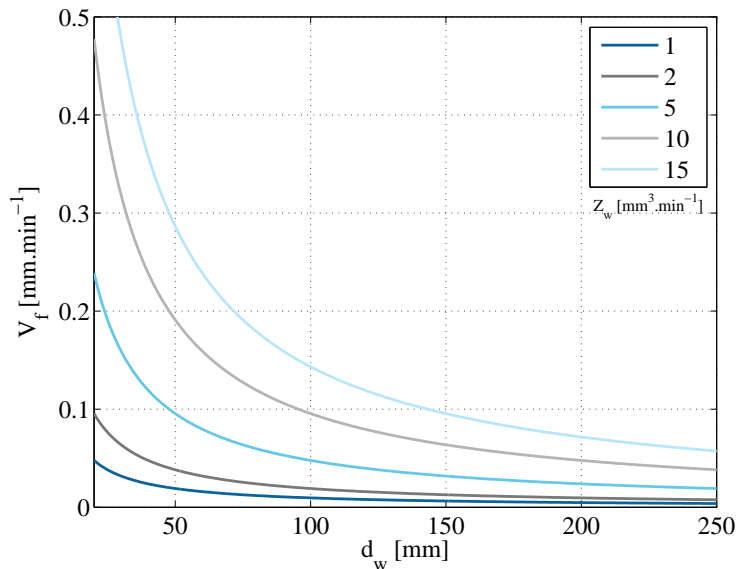


FIGURE 2.3 – Évolution de V_f en fonction de d_w – $V_s = 220 \text{ mm.s}^{-1}$; $d_s = 500 \text{ mm}$; $b_d = 20 \text{ mm}$.

2.1.2 Une progression de la zone de contact

La surface brute d'une piste à billes avant rectification comporte un rayon plus petit que le rayon de la piste finale. Ceci est fait pour assurer des propriétés mécaniques identiques en tout point de la piste après le retrait d'une épaisseur uniforme de la couche nitrurée.

La partie active de l'outil comporte le rayon de la piste finale. Lors de sa plongée vers la pièce, elle entre d'abord en contact avec les bords extérieurs de la piste. Progressivement, la zone de contact augmente, jusqu'à couvrir l'intégralité de la piste. Au cours de l'opération, un point sur le bord de la piste aura donc subi plus de cycles thermiques qu'un point en

fond de piste. Cela pourrait être une raison de l'observation plus fréquente de faïençage sur les bords de piste.

Un programme a été développé pour tracer le nombre de passages de l'outil subi par chaque point de la surface de la piste (figure 2.4). Il affiche une vue en coupe d'une demi-piste de roulement à billes. La géométrie de la piste est pilotable, ainsi que V_w , V_f et la cote à retirer. Les barres représentent le nombre de passages de la meule sur l'endroit de la piste où elles sont respectivement placées.

Dans des conditions de rectification classiques, un point en bord de piste peut voir jusqu'à deux fois plus de cycles thermiques.

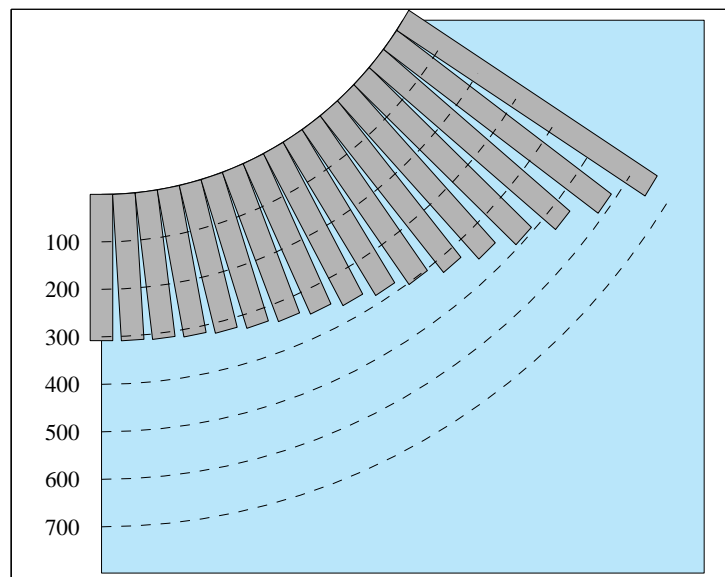


FIGURE 2.4 – Nombre de passages de l'outil sur la piste – $d_w = 65 \text{ mm}$; $V_s = 220 \text{ mm.s}^{-1}$
 $V_f = 0,04 \text{ mm.min}^{-1}$.

2.2 Génération maîtrisée du faïençage

Les cas de faïençage relevés au cours des années sur la chaîne de production ne permettent pas d'obtenir des conditions claires de son apparition. Les pièces ont été retouchées pour tenter d'éliminer le faïençage et ne sont donc plus disponibles. De plus, les cas sont généralement apparus sur des pièces isolées. Souvent, les autres pièces de la série ont été produites sans défaut.

Dans le but de mieux comprendre l'apparition des réseaux de fissures à la surface des pièces rectifiées, il était indispensable de parvenir à générer le faïençage de façon maîtrisée. Bien que des essais standard de génération du faïençage existent (cf. section 1.3.3), aucun n'est basé sur la rectification. Grâce à l'expertise du *Laboratoire Matériaux et Procédés Métalliques* d'Airbus Helicopters sur la mise en forme des aciers nitrurés, des

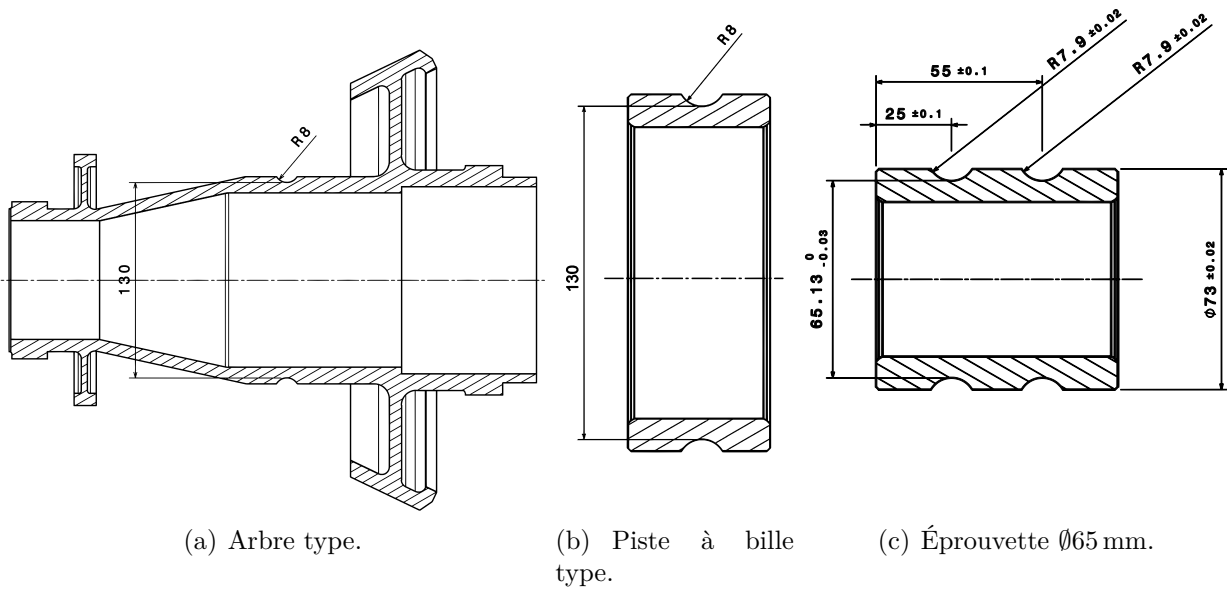


FIGURE 2.5 – Passage de l'arbre à l'éprouvette.

éprouvettes spécifiques à l'étude du faïençage en rectification ont été conçues. Des essais de reproduction des défauts ont également été développés.

2.2.1 Définition des éprouvettes

La gamme de diamètres de pistes à billes intégrées va de 20 à 250 mm avec des rayons de 4 à 10 mm. Ces pistes font partie d'un arbre complet volumineux, comportant des dentures et des surfaces fonctionnelles qui n'ont pas d'intérêt pour cette étude. Le taux de rebut avant rectification n'était pas assez important pour constituer un stock d'éprouvettes. Des éprouvettes optimisées pour l'étude de la rectification ont donc été conçues et réalisées.

Une première éprouvette type a été définie en prenant la valeur moyenne de tous les diamètres de la gamme. Celle-ci est de 130 mm avec un rayon de piste de 8 mm (figure 2.5(b)).

Afin d'obtenir des éprouvettes plus satisfaisantes aux niveaux économique et ergonomique, il a été décidé de produire un lot dont le diamètre de l'arbre est réduit de moitié. Le rayon de piste a cependant été conservé (figure 2.5(c)). L'influence de ce choix sur les conditions de coupe a dû être prise en compte (cf. section 2.1). Dans un souci d'optimisation, deux pistes à billes et trois pistes à rouleaux ont été définies sur chaque éprouvette. L'épaisseur du voile est de 11 mm, ce qui correspond à celle de l'arbre type.

Dans le but d'assurer des conditions initiales les plus représentatives lors des essais, les éprouvettes ont été définies selon les tolérances du bureau d'étude et réalisées sur la chaîne de fabrication *Airbus Helicopters*.

2.2.2 Essais de génération maîtrisée du faïençage

Pistes à billes $\emptyset 130$ mm

Les essais réalisés sur les pistes à billes ont eu pour objectif l'identification de paramètres favorisant le faïençage en faisant évoluer la vitesse de plongée V_f . Les autres conditions sont regroupées en table 2.1.

TABLE 2.1 – Conditions opératoires figées – essais pistes à billes $\emptyset 130$ mm.

Paramètre	Valeur
Meule	Alumine 5SG150KVX
V_s	35 m.s^{-1}
V_w	220 mm.s^{-1}
Plongée totale	0.075 mm
Lubrifiant	Syntocool 805
Débit lubrifiant	Standard

La plongée a été réalisée en une séquence *ébauche/semi-finition/finition* reproduisant l'opération industrielle. Les valeurs de V_f ont été progressivement augmentées jusqu'à obtenir des cas de faïençage (table 2.2). Le taux de faïençage a été défini par une évaluation approximative de la surface de la piste affectée.

TABLE 2.2 – Conditions de plongée – essais pistes à billes $\emptyset 130$ mm.

Cas	V_f [mm.min^{-1}]			Taux de faïençage [%]
	Ébauche	Semi-finition	Finition	
B130-A	0,10	0,06	0,02	0
B130-B	0,14	0,10	0,06	30
B130-C	0,18	0,14	0,10	75
B130-D	0,34	0,30	0,26	100

Ces essais ont mis en évidence qu'il est possible de faire apparaître des fissures de façon maîtrisée sur des pistes à billes de grand diamètre. Ils ont confirmé une influence de l'augmentation du débit. Dans cette série d'essais, elle est couplée à une augmentation de l'aire de contact.

Pistes à rouleaux $\emptyset 73$ mm

Le faïençage n'avait été historiquement observé que sur les pistes à billes. Cette géométrie crée une hétérogénéité dans le nombre de cycles subi par différents points de la piste (cf. section 2.1.2). Des essais sur pistes à rouleaux ont été réalisés pour s'affranchir de ce facteur. Les paramètres d'entrée utilisés sont V_f et V_w , car ils affectent le débit de matière et le temps de passage de la meule sur un point de la pièce, qui sont deux causes de l'échauffement [Kruszynski and Woljeik 2001, Heinzl et al. 2014]. Les valeurs

des autres paramètres ont été conservées par rapport aux essais sur piste à billes $\emptyset 130$ mm, à l'exception de la lubrification qui a été fortement réduite (table 2.3).

Le choix des paramètres a été fait par cheminement à partir des conditions qui ont généré du faïençage sur les éprouvettes $\emptyset 130$ mm. La profondeur de passe a été calculée pour le cas B130-D de ces essais, puis convertie en V_f . V_w a été conservé à $0,22 \text{ m.s}^{-1}$. Cela donne un Z'_w identique.

Du faïençage a pu être généré sur ces pistes grâce à une augmentation de V_f et une diminution de V_w (table 2.4). La sévérité de ces conditions fait que la cote à retirer est atteinte très rapidement. Il suffit de 3 tours à la pièce pour le cas R73-F. Le faïençage peut donc être produit avec un nombre de cycles très faible. Pour cela, les conditions de rectification doivent être très sévères. Il convient tout de même de s'interroger sur la nature de ces réseaux de fissures, et s'ils sont les mêmes que ceux relevés lors des cas de faïençage industriel. Lors de la prochaine apparition sur la chaîne de production, une comparaison sera à effectuer.

TABLE 2.3 – Conditions opératoires figées – essais pistes à rouleaux $\emptyset 73$ mm.

Paramètre	Valeur
Meule	Alumine 5SG150KVX
V_s	35 m.s^{-1}
Plongée totale	0,075 mm
Lubrifiant	Syntocool 805
Débit lubrifiant	Faible

TABLE 2.4 – Conditions de plongée essais pistes à rouleaux $\emptyset 73$ mm.

Cas	V_f [mm.min^{-1}]			V_w [m.s^{-1}]	Taux de faïençage [%]
	Ébauche	Semi-finition	Finition	E/SF/F	
R73-A	0,8	0,7	0,6	0,22	0
R73-B	0,8	0,7	0,6	0,18	0
R73-C	0,6	0,55	0,46	0,22	0
R73-D	1,0	0,9	0,8	0,18	5
R73-E	0,8	0,7	0,6	0,14	50
R73-F	1,2	1,1	1,0	0,15	100

2.3 Détection par magnétoscopie

Lors de la production des éléments de transmission des appareils *Airbus Helicopters*, chaque pièce subit des contrôles qualité à différents stades de sa fabrication. Le contrôle par magnétoscopie intervient après la rectification finale des dentures et pistes de roulement. Elle a pour but de détecter les défauts locaux à la surface et en proche surface de la pièce, notamment les fissures, arrachements et inclusions. C'est le moyen qui a permis de révéler les premiers réseaux de faïençage.

2.3.1 Fonctionnement

La magnétoscopie est un moyen de contrôle non-destructif de pièces ferromagnétiques. L'élément à contrôler est soumis à un champ magnétique puissant. Les lignes de courant sont canalisées dans la pièce, et chaque défaut local crée des perturbations. En appliquant un liquide révélateur, doté de particules ferromagnétiques fluorescentes, les défauts sont mis en évidence par l'agglomération dans les zones perturbées (figure 2.6).

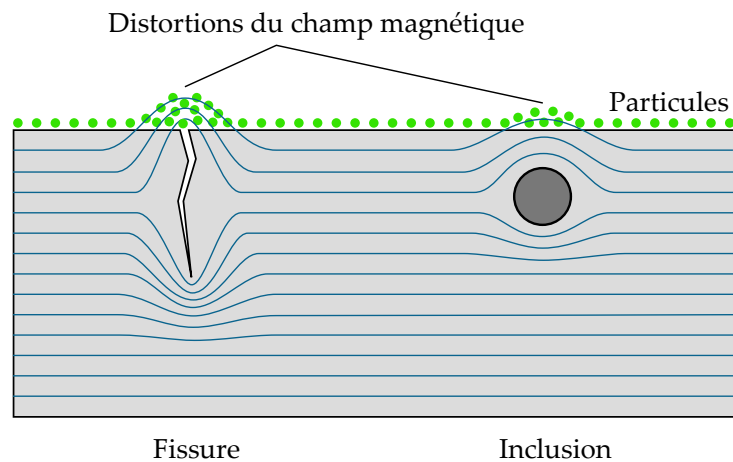


FIGURE 2.6 – Principe de la détection par magnétoscopie.

Le champ magnétique de la pièce ne révèle que les défauts disposés de façon orthogonale aux lignes de champ. En effet, une fissure parallèle au champ ne créera qu'une faible distorsion, ayant peu d'influence sur les particules révélatrices. Les pièces doivent ainsi être testées dans plusieurs directions.

Le faïençage se présente sous la forme d'un réseau très dense de fissures peu ouvertes. Lorsque soumis à un champ unidirectionnel, il est mal détecté. Une technique plus adaptée consiste à placer la pièce dans un champ magnétique alternatif, généré par un solénoïde entourant la pièce. Ce champ est créé par le passage d'un courant alternatif de fréquence 50 Hz. Des distorsions sont ainsi créées dans toutes les directions, permettant l'agglomération d'un plus grand nombre de particules.

L'opération est manuelle, réalisée sous lumière ultraviolette par un opérateur spécialisé (figure 2.7). La détection du faïençage repose donc uniquement sur l'appréciation de l'opérateur. Celle-ci peut être influencée par de nombreux facteurs tels que la qualité de sa vue, son expérience, ou des causes ponctuelles de diminution de l'attention. Elle reste cependant un moyen très efficace pour détecter les réseaux de fissures. Son utilisation est largement répandue dans les industries aéronautique et nucléaire.

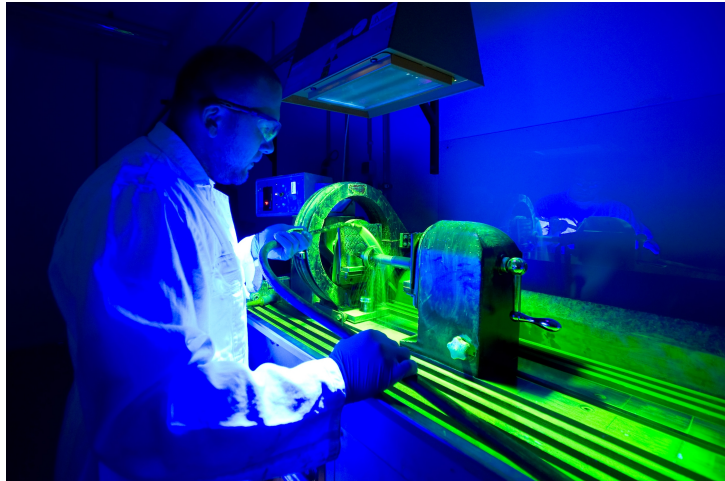


FIGURE 2.7 – Contrôle par magnétoscopie [Aeronamic 2015].

2.3.2 Banc de magnétoscopie réduit

Dans le but de faciliter le déroulement des études sur le faïençage, un banc réduit a été développé. Il permet d'éviter les ralentissements de production engendrés par les demandes d'observation, mais également de réaliser des observations dans les lieux non équipés d'un système de magnétoscopie industriel. Il était important qu'il puisse fournir le même niveau de détection que les moyens de contrôle de la chaîne de production. La technique de magnétisation retenue a été le champ alternatif généré par un solénoïde.

Lors d'un contrôle, la pièce doit comporter un champ rémanent d'une intensité minimale définie à 6400 \AA/m (cf. annexe A). La bobine a été dimensionnée pour produire ce champ avec un courant alternatif de 24V pour des raisons de sécurité. Un disjoncteur a également été incorporé. La mise en route de la bobine est actionnée par un interrupteur à pied type homme-mort. La pièce est disposée de façon verticale dans une chambre entourée par la bobine (figure 2.8). Un support assure le centrage pour une magnétisation homogène. Le révélateur est aspergé de façon manuelle sur la pièce au cours de l'aimantation. Un bac de récupération est situé sous la chambre.

Afin de valider le fonctionnement du banc portable, une comparaison a été réalisée à l'aide de techniciens du service Contrôles Non-Destructifs d'*Airbus Helicopters* entre des pièces contrôlées sur le banc industriel puis sur le banc portable.

Les éprouvettes de test $\emptyset 73\text{mm}$ ont été soumises à un champ par le banc industriel puis observées, et les défauts notés. Après démagnétisation, elles ont ensuite été magnétisées par le banc réduit et observées à nouveau. Les défauts sont ressortis de façon aussi nette qu'avec le banc industriel (figure 2.9). Le champ magnétique mesuré est plus faible que le minimum autorisé, mais il est suffisant pour révéler les réseaux. Il a donc été accepté en tant que tel. La puissance peut être augmentée par l'ajout de couches de spires supplémentaires sur la bobine.

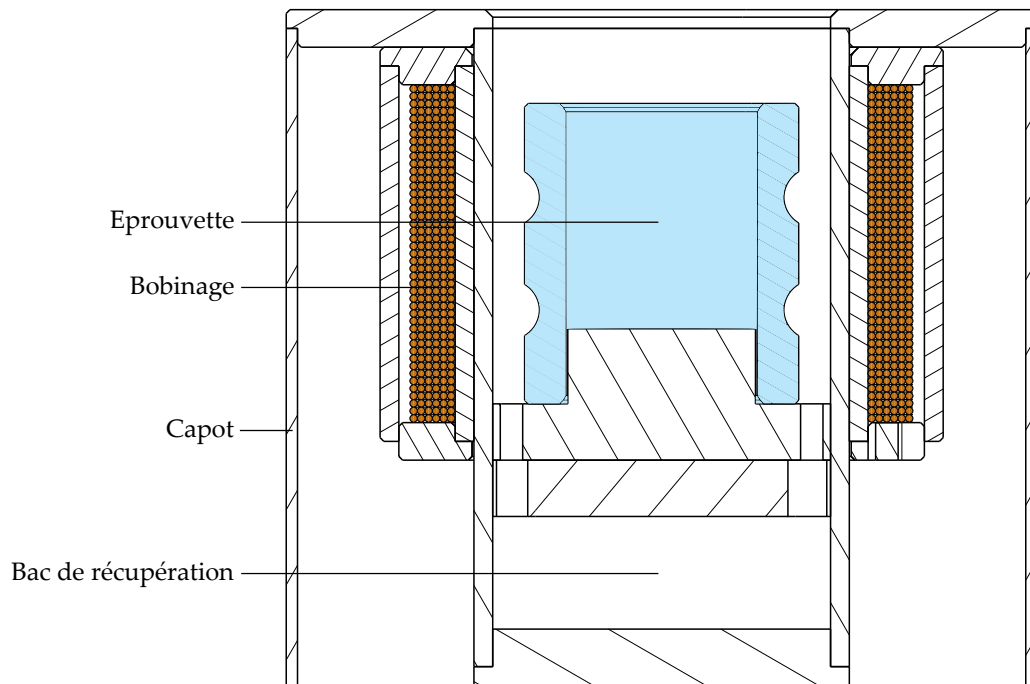
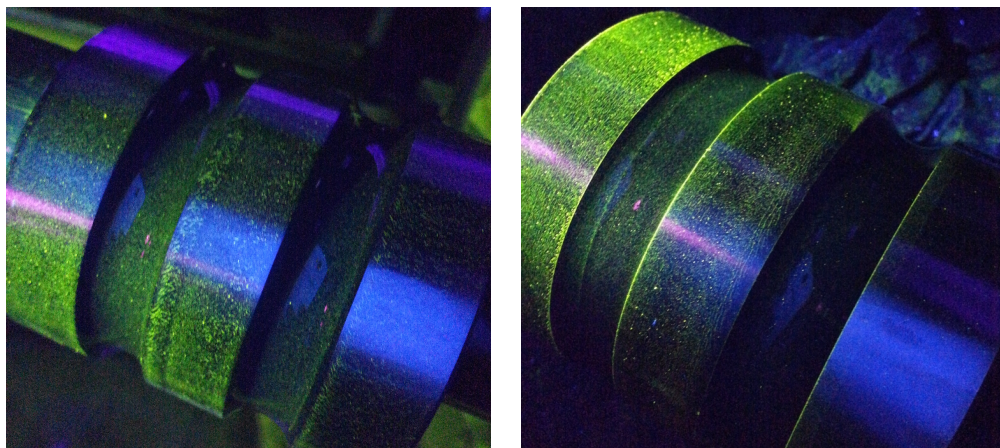


FIGURE 2.8 – Vue en coupe du banc de magnétoscopie portable.

La magnétoscopie est un moyen efficace de détecter les fissures, mais ne donne que peu d'informations sur ces dernières. Ce type d'observation soulève également des questionnements sur la résolution de ce moyen et s'il existe des cas où une fissure est présente mais non détectée.



(a) Éprouvette magnétisée par le banc industriel. (b) Éprouvette magnétisée par le banc réduit.

FIGURE 2.9 – Comparaison de la magnétisation par les bancs industriel et réduit.

2.4 Observation par microscopie

2.4.1 Préparation des éprouvettes

Les pistes de roulement ont été observées suivant 3 faces : la piste, une coupe axial et une coupe transversale (2.10). Pour les vues en coupe, elles ont été tronçonnées puis enrobées. Les faces à observer ont été polies en suivant une procédure partant d'un papier abrasif P80 jusqu'à un polissage avec une solution contenant des grains abrasifs d'une taille de $3\ \mu\text{m}$. Une attaque au Béchet-Beaujard, solution d'acide picrique et eau distillée, a ensuite été réalisée avant observation au MEB. Son but est de faire ressortir les joints de grains lors de l'observation.

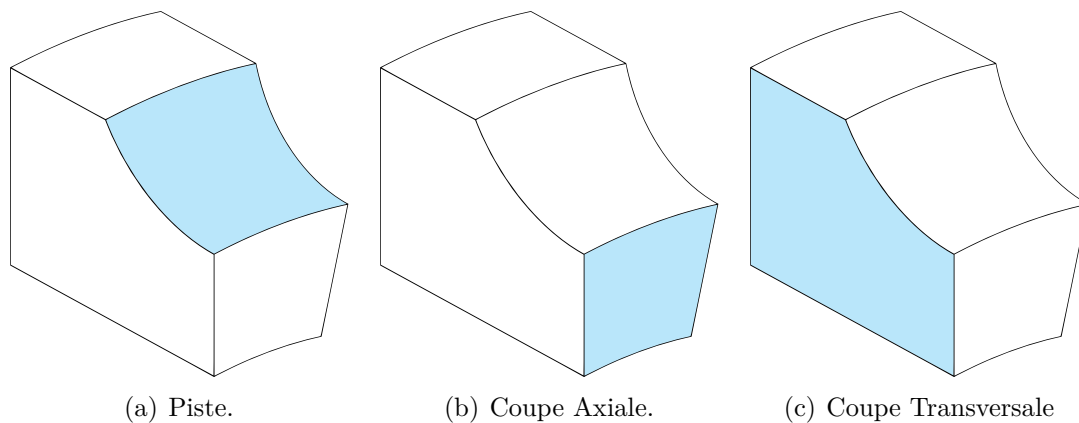


FIGURE 2.10 – Faces observées sur une piste à billes.

2.4.2 Microscope optique

Une observation de la surface a été effectuée pour vérifier la précision des diagnostics de magnétoscopie en terme de densité de fissures et de seuil de détection. Les observations ont été réalisées sur les pistes à rouleaux (cf. section 2.2.2). Une optique avec un grossissement $\times 50$ permet une détection aisée sur l'image renvoyée par la caméra (figure 2.11).

Aucune des pistes qui ont été jugées bonnes par magnétoscopie n'ont révélé de fissures au microscope. La capacité de détection de la magnétoscopie n'a donc pas été mise en défaut. Les pistes faïencées ont été observées suivant un même protocole :

- Tracé de 5 lignes circonférentielles uniformément réparties sur la piste ;
- Tracé de 10 lignes axiales sur la piste ;
- Observation de la piste aux 50 points de croisement des lignes ;
- Comptage des fissures et relevé approximatif de l'angle par rapport à la circonférence.

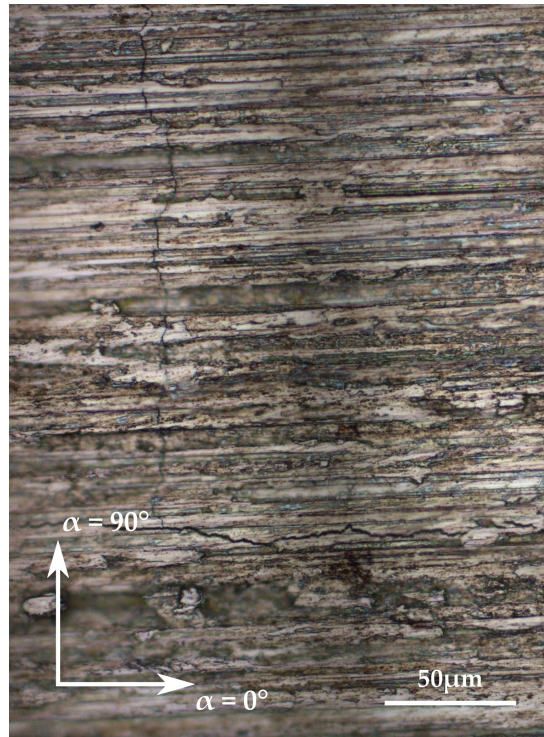


FIGURE 2.11 – Fissures sur la piste.

Chaque zone d'observation a une surface de 6 mm^2 . Les indicateurs sont calculés de la façon suivante :

$$Taux_{fissuration} = \frac{\text{Nombre de zones avec fissures}}{\text{Nombre de zones observées}} \quad (2.2)$$

$$Répartition_{orientation} = \frac{\text{Nombre de fissures avec l'angle sélectionné}}{\text{Nombre de zones avec fissures}} \quad (2.3)$$

Les taux de fissuration mesurés pour les cas R73-D, R73-E et R73-F (table 2.4) sont respectivement 8 %, 20 % et 76 %. Le critère qualitatif de la magnétoscopie a tendance à surévaluer ce taux. Cela est dû au fait que la proportion de la surface couverte et la probabilité de trouver une fissure dans une zone de 6 mm^2 ne sont pas liées. Au vu du temps que nécessite l'observation de 50 points, cette technique doit être réservée aux études quantitatives et n'a aucune raison de trouver sa place sur une chaîne de fabrication. De plus, pour *Airbus Helicopters*, le critère est du type *zéro défaut*. L'observation doit donc se faire sur la surface complète de la piste. Ceci n'est pas envisageable à ce jour sans recours à la reconnaissance d'image associée à un moyen automatisé de prises de clichés.

Trois catégories d'orientation ont été définies : $0^\circ = [0^\circ, 30^\circ]$, $45^\circ = [30^\circ, 60^\circ]$ et $90^\circ = [60^\circ, 90^\circ]$. Le relevé a montré une évolution de la morphologie des fissures. Le cas peu faïencé présente principalement des fissures orientées suivant 0° , avec quelques-unes à 45° . Avec l'augmentation du taux de fissuration, la proportion de fissures orientées à 90°

grandit. Le cas 3 présente une répartition relativement uniforme des orientations (figure 2.12).

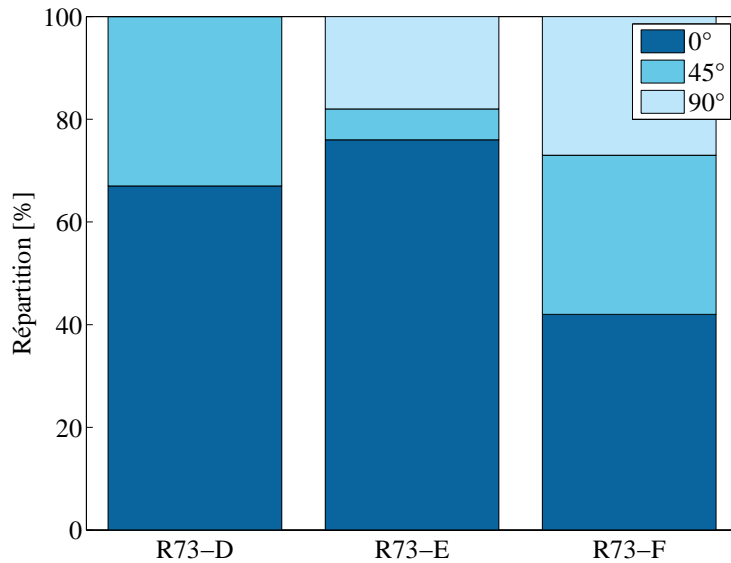


FIGURE 2.12 – Répartition de l'orientation des fissures.

Une étude a été réalisée sur l'effet du nombre d'observations sur l'estimation de la densité. 5 séries de 50 mesures aléatoirement disposées sur la piste ont été faites pour le cas 2, qui comprenait un taux de 20 % lors de la première observation. Les taux de fissuration convergent tous vers une valeur proche, à différents rythmes. Au bout de 50 mesures, la dispersion est égale à 35 % de la moyenne des séries (figure 2.13). L'obtention d'une valeur précise du taux demande donc un nombre de mesures encore plus important. La valeur affichée lors d'une seule séries de 50 mesures est donc à utiliser avec prudence.

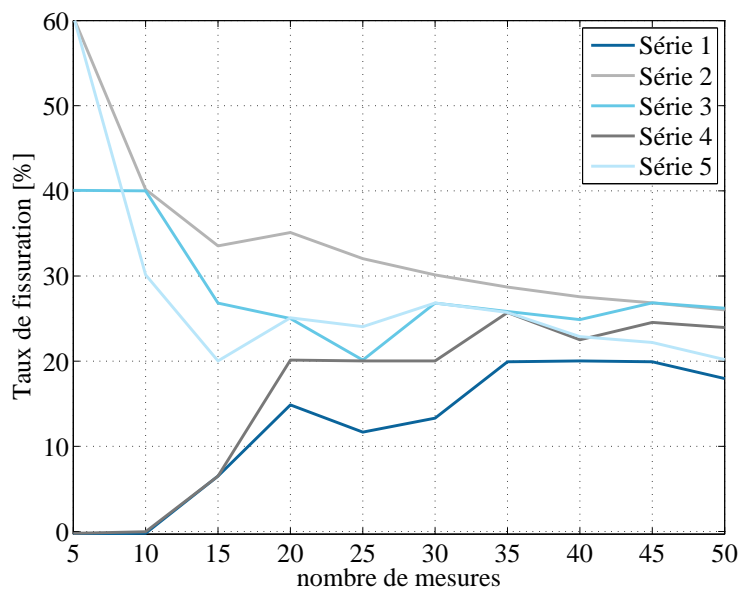


FIGURE 2.13 – Influence du nombre de mesures sur le taux de fissuration mesuré.

2.4.3 Microscope électronique à balayage

Vue en surface

Comme pour la microscopie optique, l'observation de la surface rectifiée permet de déterminer la longueur des fissures ainsi que la densité du réseau. Il est aussi possible de voir si ce dernier est *fermé* ou *ouvert*, c'est-à-dire si les fissures se rejoignent ou non. Cette vue peut être utilisée pour regarder l'état des stries de rectification, afin de juger les conditions de coupe, qui se caractérisent dans les cas faïencés par du labourage très prononcé. L'observation des pistes comportant différents taux de faïencage a confirmé l'évolution de la morphologie (figure 2.14). Sur les éprouvettes B130 (table 2.2), à 5 %, les amorces sont visibles. À 30 %, les fissures dans la direction longitudinale ($\alpha = 0^\circ$) prédominent. À 70 %, le nombre de fissures dans la direction transversale ($\alpha = 90^\circ$) augmente. À 100 %, le réseau est très fermé. Cette direction de rupture privilégiée peut s'expliquer par une influence des stries de rectification sur l'amorce de rupture.

Un niveau de grandissement élevé a montré que les fissures comportent deux parties distinctes : un décrochement de la matière en surface laissant une crevasse d'une profondeur comprise entre 10 et 20 μm sur une largeur équivalente, suivi par une propagation moins large, de l'ordre de 1 à 2 μm (figure 2.15).

Vue en coupe

Une visualisation d'un coin de la pièce coupée (figure 2.16) montre que les fissures observées en coupe sont bien liées aux réseaux visibles en surface (figure 2.17). L'attaque Béchet-Beaujard révèle que celles-ci sont intergranulaires. La zone noire en surface est due au décrochement des grains du coin car l'attaque ronge les joints de grains. Il s'avère que pour une même piste, les fissures ont très sensiblement la même longueur. Celle-ci est comprise entre 20 et 85 μm , et présente une forte corrélation avec la densité du réseau. Aucune fissure observée n'a dépassé 85 μm .

2.5 Micro-dureté

Une montée en température trop importante de la pièce au cours de la rectification peut causer une retrempe ou un recuit local [Badger and Torrance 2000a]. La dureté des pistes à billes a été mesurée afin de vérifier si de telles conditions avaient été atteintes lors des essais. Les pistes faïencées n'ont présenté aucune différence de dureté avec les pistes saines (figure 2.18).

Un échauffement excessif d'une pièce nitrurée peut mener à la baisse de ses caractéristiques mécaniques en surface, car l'azote se redistribue de façon plus uniforme dans la structure. Cet effet ne se produit qu'à l'échelle de quelques heures et n'apparaît donc pas ici. La forte vitesse de chauffe et le gradient thermique très localisé, même lors de

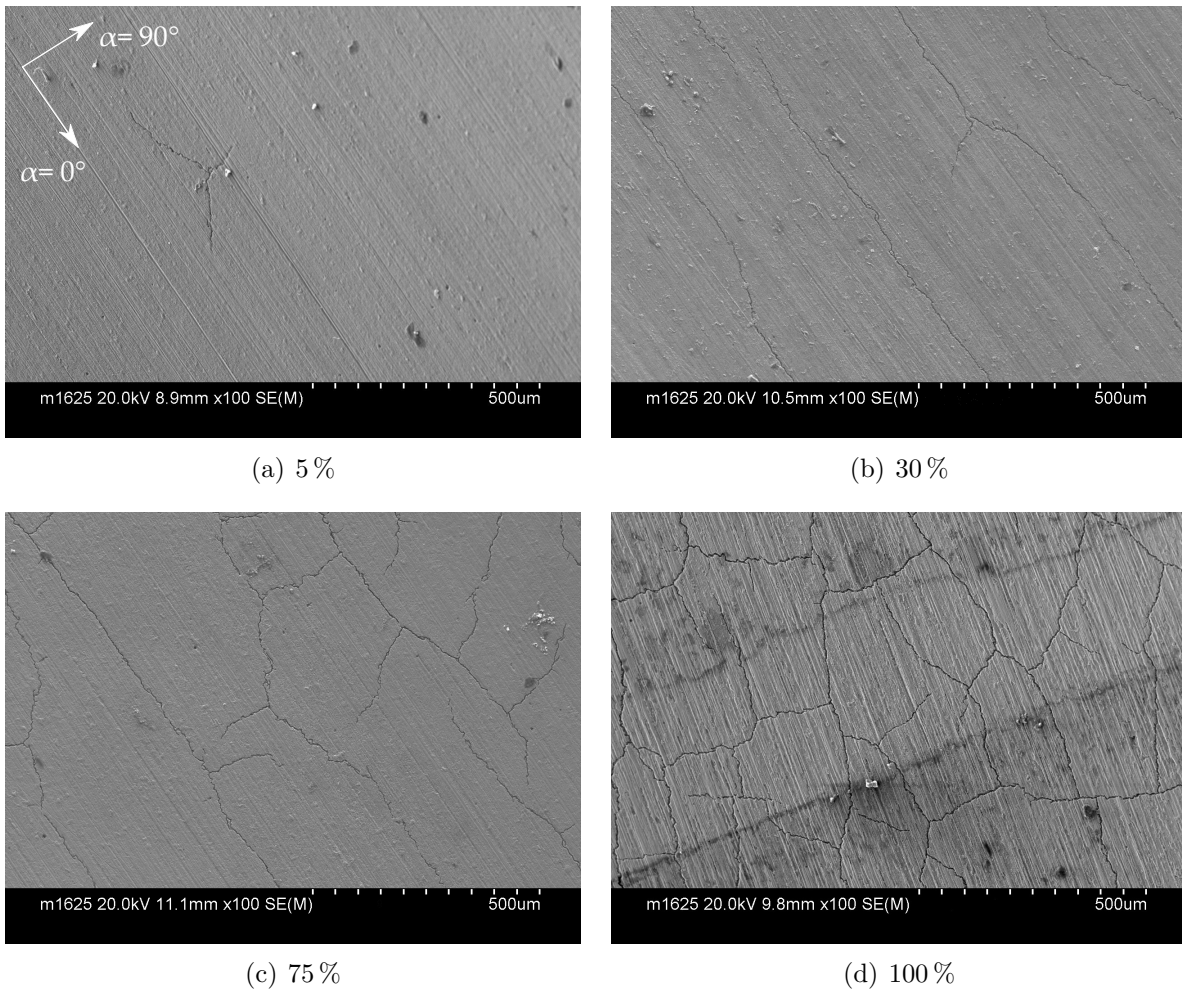


FIGURE 2.14 – Visualisation des fissures au MEB pour différents taux de faïençage.

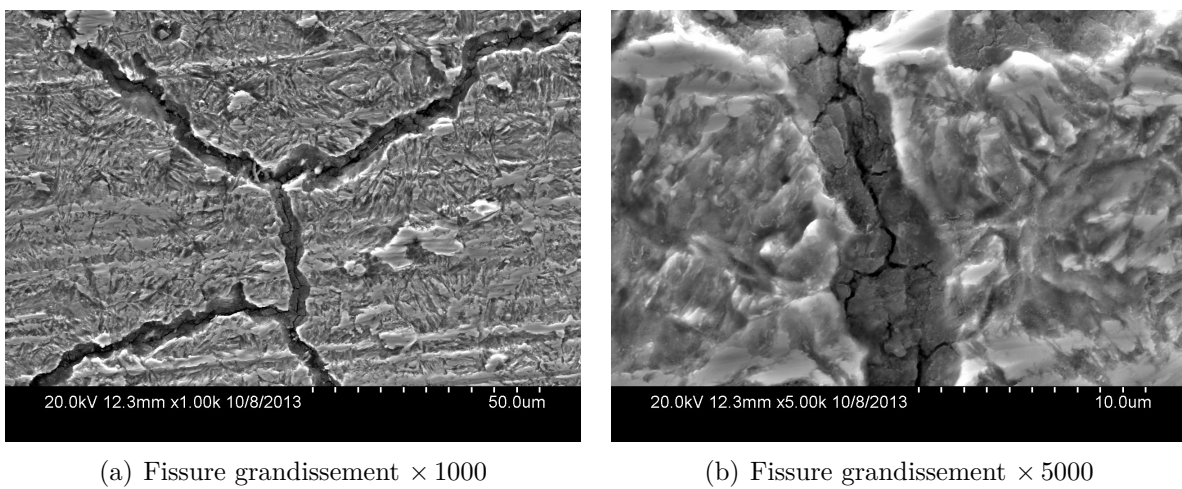


FIGURE 2.15 – Observation des deux parties de la fissure en surface.

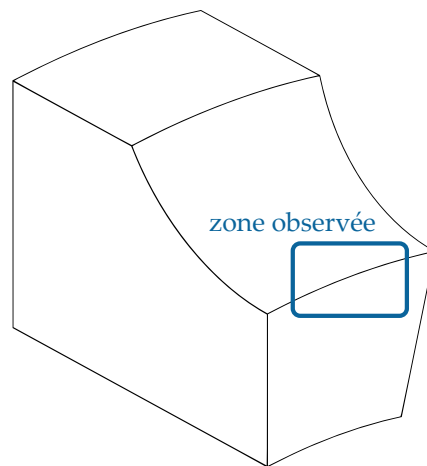


FIGURE 2.16 – Zone d’observation d’un coin de la pièce coupée.

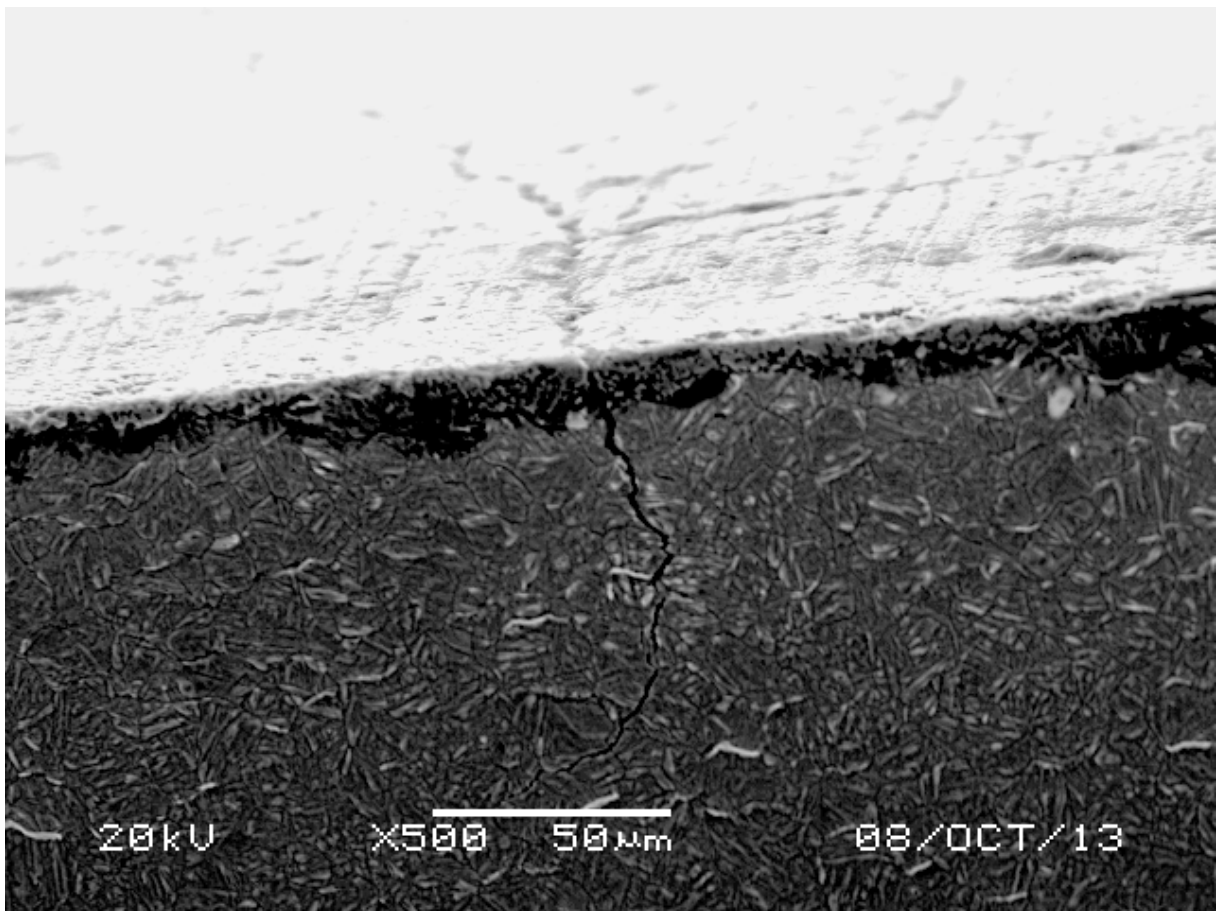


FIGURE 2.17 – Vue au MEB d’une fissure.

conditions de coupe très dégradées, n'affectent pas la dureté du matériau. La taille de l'indenteur ne permet pas d'obtenir de mesures à une profondeur inférieure à $50 \mu\text{m}$. La nano-indentation permet de mesurer dans cet intervalle, mais la grande hétérogénéité du matériau rend les conclusions très difficiles à tirer sur un potentiel effet thermique sur la dureté en surface du 32CrMoV13.

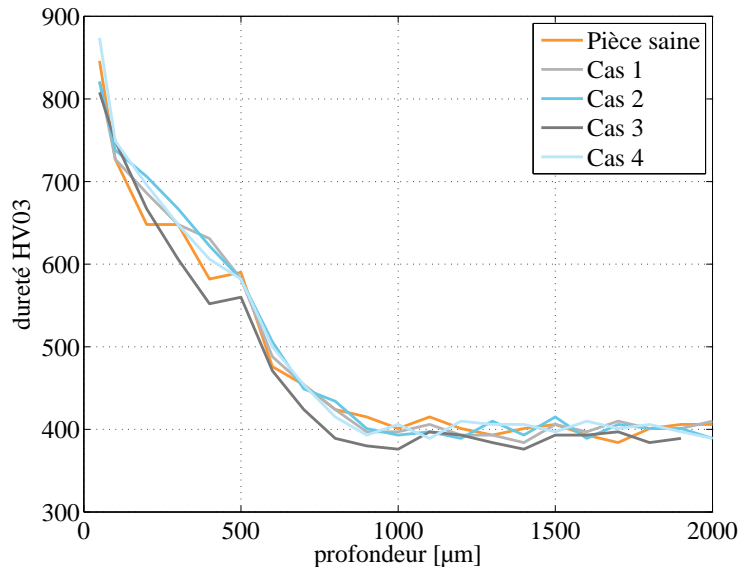


FIGURE 2.18 – Comparaison des profils de dureté sous les pistes à billes $\emptyset 130 \text{ mm}$.

2.6 Contraintes résiduelles

Une des raisons de l'utilisation de la nitruration sur les pistes de roulement est le profil de contraintes résiduelles qu'elle confère à la zone sous la surface. Il est donc indispensable que la rectification n'affecte pas ce profil. Les pistes ont été analysées pour étudier le lien entre contraintes résiduelles et réseaux de fissures.

La méthode utilisée est la diffraction de rayons X (DRX). Les métaux sont composés de grains dans lesquels les atomes sont arrangés régulièrement en couches successives. Lorsque ces matériaux sont soumis à des contraintes – externes ou résiduelles – en dessous de leur limite élastique, les grains se déforment et la distance entre les couches d'atomes varie. Quand un faisceau de rayons X est projeté sur la surface de la pièce avec un angle incident, ils rebondissent sur les nuages atomiques et sont renvoyés dans toutes les directions de l'espace, tout en conservant leur longueur d'onde (figure 2.19). Ce phénomène est appelé diffusion élastique. Les rayons renvoyés par les différentes couches vont donc interférer entre eux, soit en s'annulant soit en se cumulant suivant les directions d'observation. L'angle pour lequel les ondes s'additionnent dépend de la distance interatomique et permet donc de déduire l'état de contrainte de la matière.

La direction dans laquelle le signal est le plus fort est donnée par la loi de Bragg :

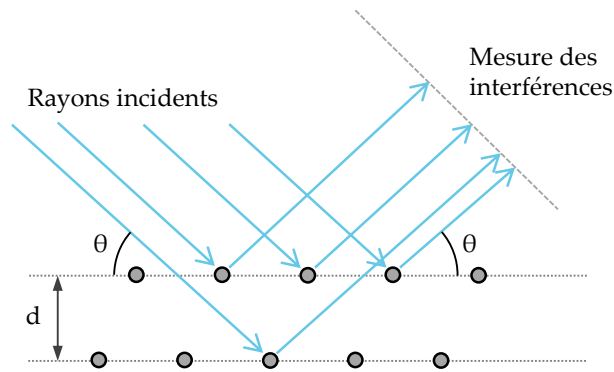
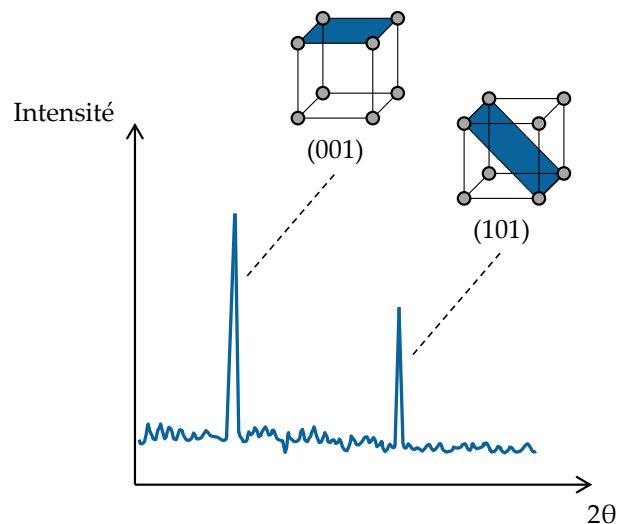


FIGURE 2.19 – Interférence des rayons diffusés.

$$2d \sin\theta = n\lambda \quad n \in \mathbb{N} \quad (2.4)$$

Avec d distance interréticulaire, qui est la distance entre deux plans cristallographiques, n l'ordre de diffraction, qui est un nombre entier, et λ la longueur d'onde des rayons X.

Lors de la mesure de contraintes, l'émetteur et récepteur sont déplacés de façon à couvrir une grande plage d'angles incidents. L'intensité des rayons renvoyés en direction du récepteur par le matériau en fonction de l'angle est enregistrée (figure 2.20). Suivant la valeur de l'angle de mesure, il est possible de trouver les contraintes dans plusieurs plans atomiques imaginaires. Ces plans sont désignés par des indices de Miler (hkl) définissant la direction du plan dans l'espace.

FIGURE 2.20 – Pics d'intensité correspondant aux plans hkl .

Si la matière est en compression, la distance d est plus faible, et d'après la loi de Bragg, $\sin(\theta)$ est plus grand. Cela implique alors que 2θ est plus important et le pic sera donc décalé vers la droite (figure 2.20). L'effet opposé se produit si la matière est en traction. La comparaison avec un échantillon de référence permet de calculer la contrainte à partir de cette déformation grâce à la loi de Hooke.

La machine utilisée est une *proto XRD Combo MGR40*. Sa zone de mesure est un disque de 2 mm de diamètre à la surface, sur une profondeur de 5 μm . Cette méthode est intrinsèquement non destructive. En revanche, dans le cas où un profil doit être relevé sur la profondeur, chaque couche doit être mise à nue par électropolissage.

2.6.1 Profil de contraintes avant rectification

La qualité de la nitruration est affectée par la structure cristalline du matériau en proche surface. L'obtention de grains de petite taille génère par conséquent plus de joints de grains, qui sont d'autant de canaux de diffusion de l'azote [Lacaille et al. 2014]. Les pistes de roulements peuvent être préparées pour la nitruration par le biais de deux opérations : le tournage qui a servi à créer la forme de la piste ou une pré-rectification. D'un point de vue cristallographique, l'impact des deux procédés est très différent. L'influence de la préparation a été mesurée sur deux pistes à billes $\emptyset 130$ mm (figure 2.21). La piste pré-rectifiée présente une profondeur de nitruration plus importante ainsi qu'une couche blanche plus épaisse. Les deux pistes montrent un profil identique, avec une très forte mise en compression de la couche blanche, et un état de contraintes nulles à l'interface entre la couche blanche et la couche de diffusion. Le profil de contraintes dans la couche de diffusion est classique dans les deux cas. Les erreurs des mesures sont très élevées dans la couche blanche, à cause de la très forte hétérogénéité de la structure. Cela rend la méthode de mesure par DRX très peu adaptée à sa caractérisation.

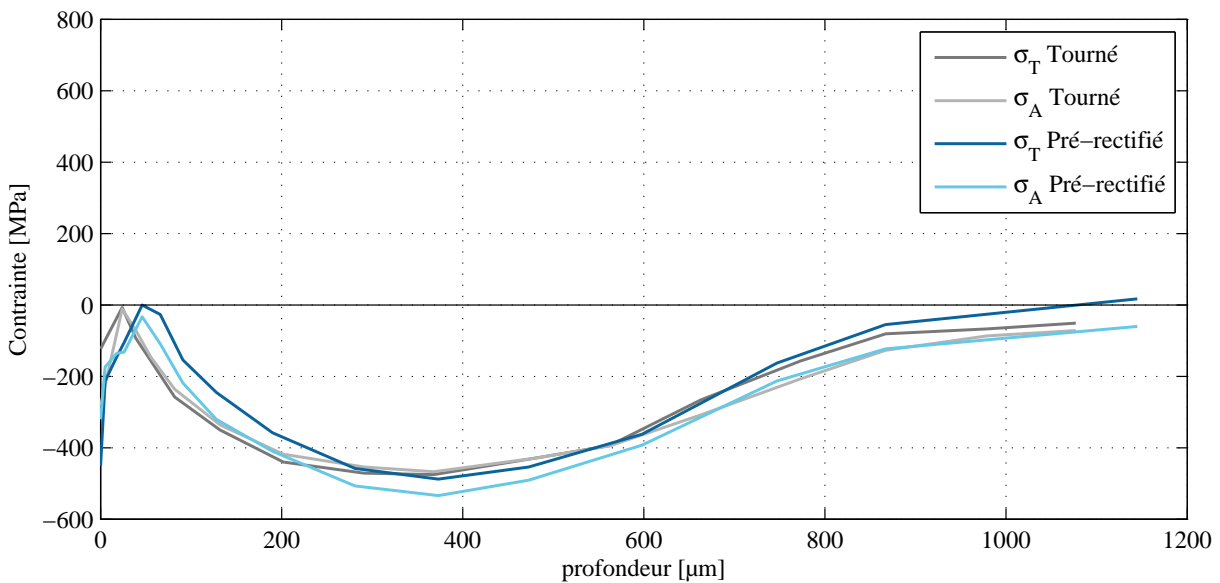


FIGURE 2.21 – Contraintes résiduelles après nitruration d'une piste tournée ou pré-rectifiée.

2.6.2 Contraintes résiduelles et faïençage

Analyse des profils

Les contraintes ont été mesurées sur les pièces faïencées des essais B130 (table 2.2). Elles ont été comparées à celles d'une piste rectifiée dans les conditions industrielles, considérée comme étant *saine* (figure 2.22). La profondeur totale retirée est de $75\ \mu\text{m}$, ce qui est supérieur à l'épaisseur de la couche blanche. Deux modifications distinctes du profil de contraintes ont été identifiées :

- Une mise en compression sur les 25 premiers micromètres sous la surface. Celle-ci apparaît dans tous les cas, et semble être due aux effets mécaniques locaux à la surface.
- Les pièces faïencées comportent toutes des fortes contraintes de traction sous la surface, qui affectent une profondeur plus importante, jusqu'à $200\ \mu\text{m}$. Au-delà, le profil après rectification correspond au profil de nitruration.

Ce passage en traction de la surface a été identifié comme étant la cause de la propagation des fissures. Une fois amorcée, la fissure est aidée dans sa progression par les tensions dans le matériau, et ceci jusqu'à la profondeur à laquelle les contraintes résiduelles basculent en compression. Cette profondeur de $75\ \mu\text{m}$ (figure 2.22) est proche de la profondeur maximale des fissures qui est observée par microscopie.

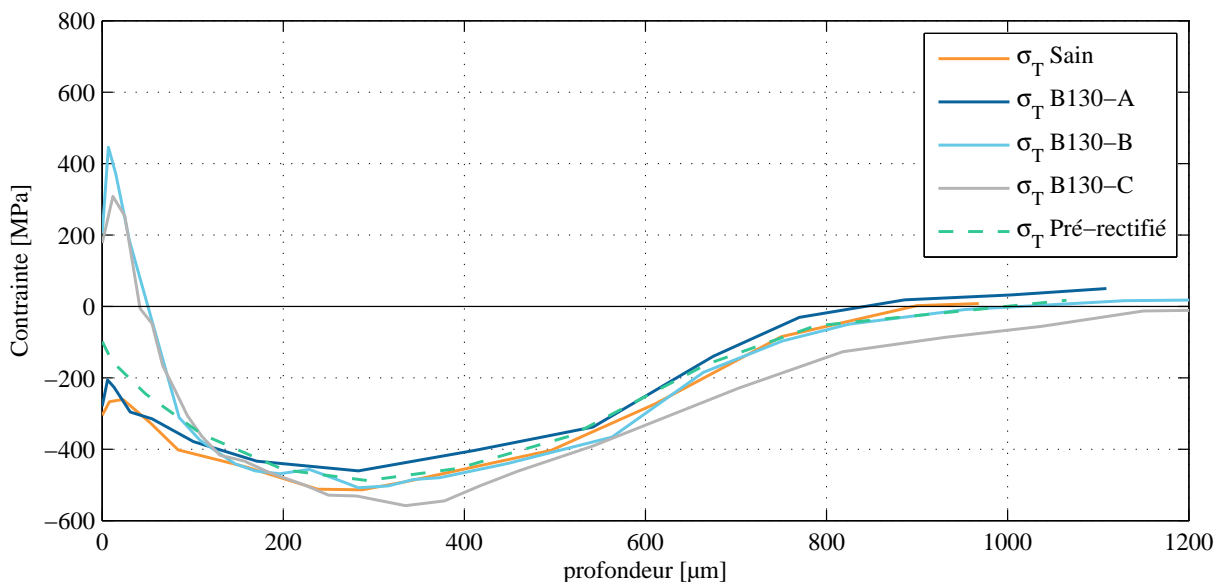


FIGURE 2.22 – Contraintes résiduelles des éprouvettes B130.

Influence des conditions de rectification

Des profils ont été relevés sous les pistes des éprouvettes R73 (table 2.4) jusqu'à trouver la valeur maximale de contraintes dans chaque cas. Ce point maximal est situé autour de $20\ \mu\text{m}$ sous la surface. Une corrélation positive a été observée entre la contrainte maximale

et la profondeur de passe a_e (table 2.5). Pour la vitesse de la pièce V_w la corrélation est négative. L'augmentation du temps de passage sur la pièce a eu dans ces essais une influence plus forte que la hausse du débit sur la mise en traction de la surface (figure 2.23).

Comme pour les éprouvettes B130, les pistes faïencées comportent ses contraintes résiduelles de traction en surface. Cependant, les cas R73-B et R73-C présentent des contraintes de traction en surface, tout en n'ayant pas fissuré. Ces pistes ne sont donc pas détectées comme étant défectueuses par la magnétoscopie, mais ont une intégrité de surface non propice à l'utilisation. En effet, la baisse de performances produite par un tel état de contraintes pourrait mener à une dégradation accélérée de la piste au cours de son fonctionnement. L'identification de ces cas a mené à des réflexions sur la mise en place d'une validation supplémentaire par contrôle des contraintes résiduelles sur les pièces critiques de la gamme. Une étude sur la limite de détection du moyen magnétoscopique a également été initiée à la suite de ces constatations.

TABLE 2.5 – Contraintes des pistes à rouleaux $\emptyset 73$ mm.

Cas	a_e [μm]	V_w [m.s^{-1}]	Taux de faïençage [%]	Contrainte $20 \mu\text{m}$ sous la piste [MPa]
R73-A	10,4	0,22	0	-161
R73-B	17	0,18	0	156
R73-C	13,4	0,22	0	2
R73-D	21,2	0,18	5	316
R73-E	21,8	0,14	50	414
R73-F	30,6	0,15	100	719

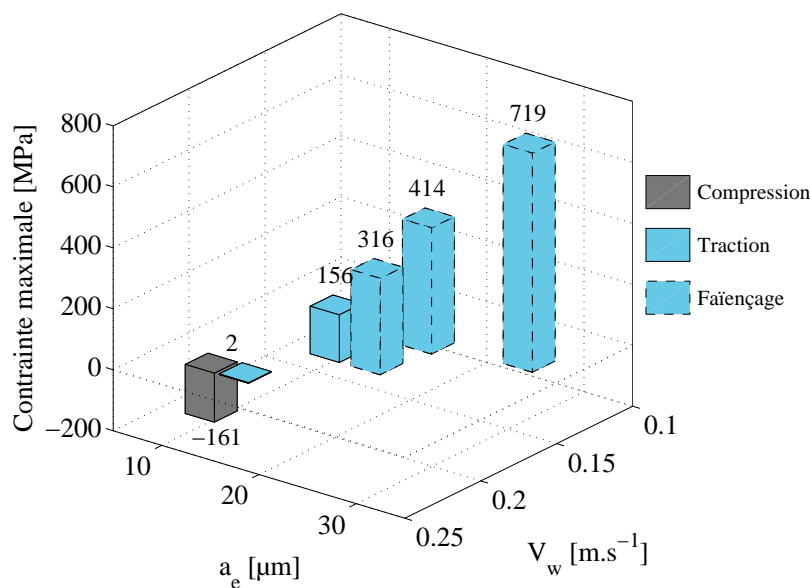


FIGURE 2.23 – Contrainte résiduelle maximale des éprouvettes R73.

2.7 Méthodes de rectification instrumentée

Dans le but de comprendre l'histoire thermomécanique de la surface rectifiée, des essais instrumentés ont été mis en place. Les mesures de force et de température ont été réalisées de façon simultanées afin de déterminer un lien entre l'échauffement et les efforts à l'interface meule/pièce. Ces capteurs ont permis de cartographier le domaine $V_w - a_e$, pour rendre compte de l'influence de chaque paramètre et établir des lois de comportement associées.

2.7.1 Cinématiques de rectification

Les machines utilisées pour l'étude sont des centres d'usinage 5 axes HERMLE C800 et C40U. Elles permettent plusieurs cinématiques qui peuvent être exploitées pour la rectification plane et cylindrique extérieure. L'outil est monté sur la broche grâce à un porte-meule équilibré conçu pour l'étude. Il maintient la meule par pression entre un flasque fixe et un flottant. Une grande précision dans les tolérances des pièces assure une rotation stable et sans balourds.

Rectification plane

La cinématique de la rectification plane est reproduite en déplaçant l'outil suivant un axe orthogonal à celui de la broche. Pour augmenter la précision, la trajectoire de la meule a été définie suivant un seul axe de la machine, avec la profondeur de passe gérée par un axe perpendiculaire. En effet, un déplacement suivant une combinaison de plusieurs axes comporte le risque de générer des *marches* à la surface de la pièce, causées par les changements de position des axes.

Les centres d'usinage offrent la possibilité de faire de la rectification plane avec des passes exclusivement en opposition. Pour ce faire, l'outil est relevé de la surface lors des passes en avalant. Cette cinématique s'avère utile pour l'étude comparative entre la rectification plane et cylindrique, car cette dernière s'effectue dans un seul sens tout au cours de l'opération.

Rectification cylindrique

Le centre d'usinage 5 axes accorde une grande flexibilité dans la génération de mouvements. La cinématique de la rectification cylindrique a été reproduite de trois façons : par rotation du plateau, par trajectoire circulaire de la broche autour de la pièce, et par combinaison des deux premiers (figure 2.25).

Dans le premier cas, la pièce est bridée au centre du plateau. L'ensemble est mis en rotation pour reproduire le mouvement d'une rectifieuse cylindrique classique (figure 2.25(a)). Cette méthode demande une très bonne maîtrise du positionnement de la pièce

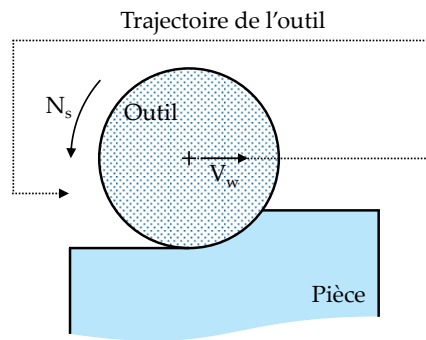


FIGURE 2.24 – Cinématique de rectification plane.

par rapport à l'axe de rotation du plateau. Cela implique généralement une mise en place fastidieuse et un léger défaut de concentricité à corriger lors des premiers tours en contact avec l'outil.

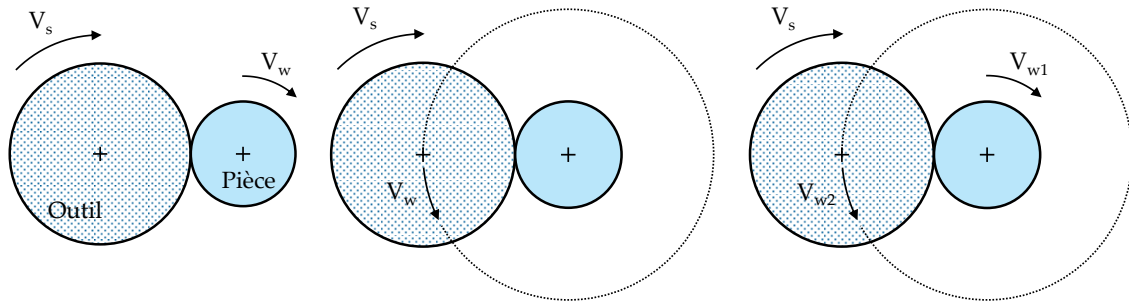
Dans le deuxième cas, les axes de la machine sont pilotés à haute vitesse pour rectifier la pièce en décrivant une spirale autour de celle-ci (figure 2.25(b)). L'intérêt fort de cette technique est la possibilité d'instrumenter le support et l'éprouvette, car les fils ne sont pas enroulés au cours de l'opération. Cette méthode peut créer des facettes sur la surface de la pièce lors de l'utilisation d'une V_w élevée. La machine réduit dans ces cas le nombre de points de calcul de sa trajectoire afin de respecter la consigne de vitesse. Les segments de l'interpolation sont plus grands, et la précision sur a_e diminue fortement.

Enfin, il est possible de combiner les deux mouvements précédents pour augmenter la vitesse périphérique de la pièce V_w (figure 2.25(c)). Cette combinaison fait travailler la rotation du plateau et le mouvement des axes linéaires en même temps, mais les points de référence des deux ne sont pas parfaitement confondus. Cela est dû aux dilatations thermiques du bâti et des erreurs de calibration des axes. Il n'est pas possible de repositionner les références, car elles dérivent continuellement. Ce phénomène induit une variation dans la profondeur de passe sur un tour, excluant l'utilisation de la combinaison de mouvements. La V_w maximale est donc limitée par la plus rapide des deux autres techniques.

2.7.2 Instrumentation en efforts

Les efforts des essais de rectification plane ont été mesurés grâce à une table dynamométrique *Kistler 9257A*. Les efforts \vec{F}_N , \vec{F}_T et \vec{F}_A sont directement portés par les composantes de la table et transmises par les 3 voies à la chaîne d'acquisition.

Dans le cas de la rectification cylindrique, il n'est possible d'instrumenter en efforts qu'en utilisant le déplacement de l'outil autour de la pièce (2.25(b)). L'éprouvette est montée sur une table *Kistler 9272* grâce à un serrage entre plateaux effectué par l'intérieur de la pièce. Ceci offre un dégagement sur tout le tour de la pièce (figure 2.26).



(a) Rotation du plateau. (b) Trajectoire circulaire de l'outil. (c) Combinaison des mouvements.

FIGURE 2.25 – Cinématiques de rectification cylindrique.

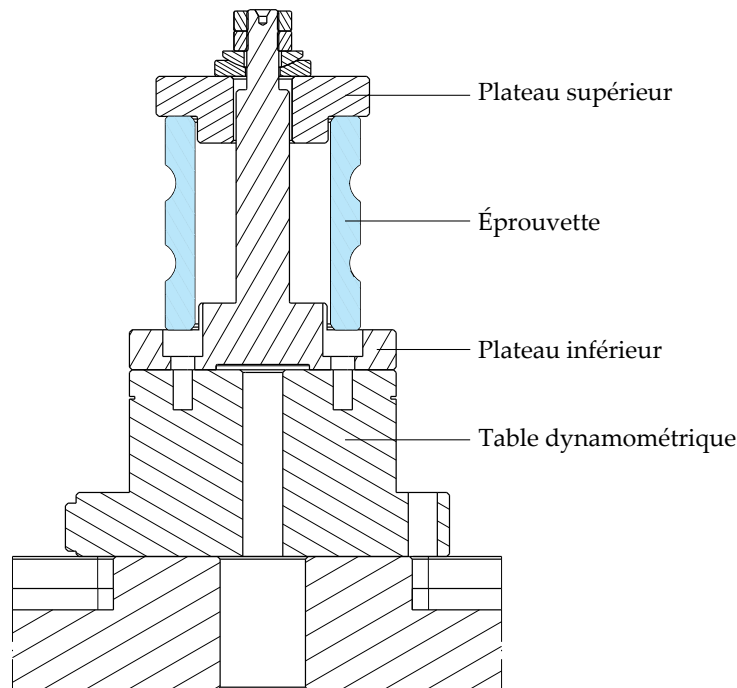


FIGURE 2.26 – Vue éclatée du thermocouple foil.

En rectification cylindrique, les composantes de la table ne sont pas alignées avec les forces à l'interface, car la position de celle-ci décrit une trajectoire circulaire dans la base d'observation (figure 2.27). La projection des efforts globaux dans une base locale nécessite une information sur l'angle entre les 2 bases. Pour la récupérer, un capteur inductif *top tour* a été installé sur une voie d'acquisition supplémentaire. Il crée un front montant lors du passage de l'outil à une position angulaire connue. La conversion des signaux est effectuées en post-traitement des essais.

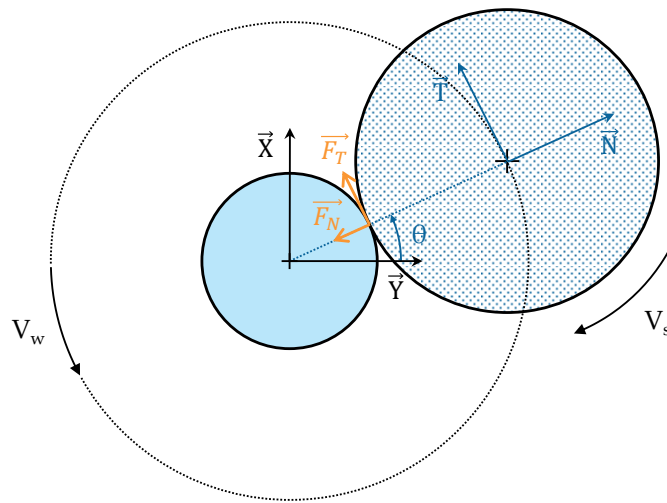


FIGURE 2.27 – Bases de la pièce et des efforts.

2.7.3 Instrumentation en température

La solution retenue pour la mesure de température à l'interface meule-pièce a été le thermocouple feuille. Utilisé à de multiples reprises dans la littérature [Gu and Wager 1988, Rowe et al. 1995, Lefebvre et al. 2012], il présente de multiples avantages. Il est très bien adapté à la rectification, et permet de relever la température véritablement dans l'interface. Son encombrement est minimal, il est simple d'utilisation et peu onéreux à mettre en place.

Principe de fonctionnement

Il est composé d'une feuille de constantan placée entre deux feuilles isolantes, le tout pris en étau par le massif de la pièce en acier (figure 2.28).

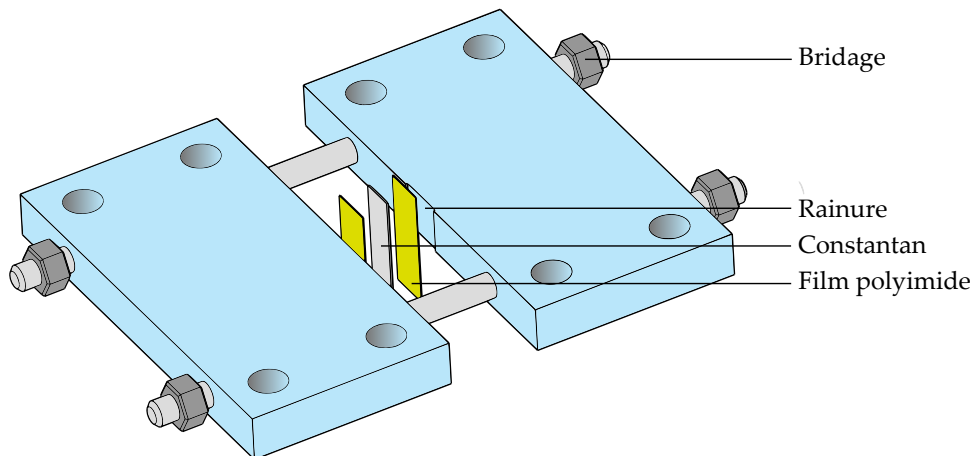


FIGURE 2.28 – Vue éclatée du thermocouple foil.

Lors du passage de l'outil sur la pièce, les arrachements de matière créent des *ponts* conducteurs au-dessus de l'isolant. Ceux-ci ferment alors le circuit électrique constitué de la feuille et de la pièce (figure 2.29). Le thermocouple ainsi créé relève la température des ponts conducteurs.

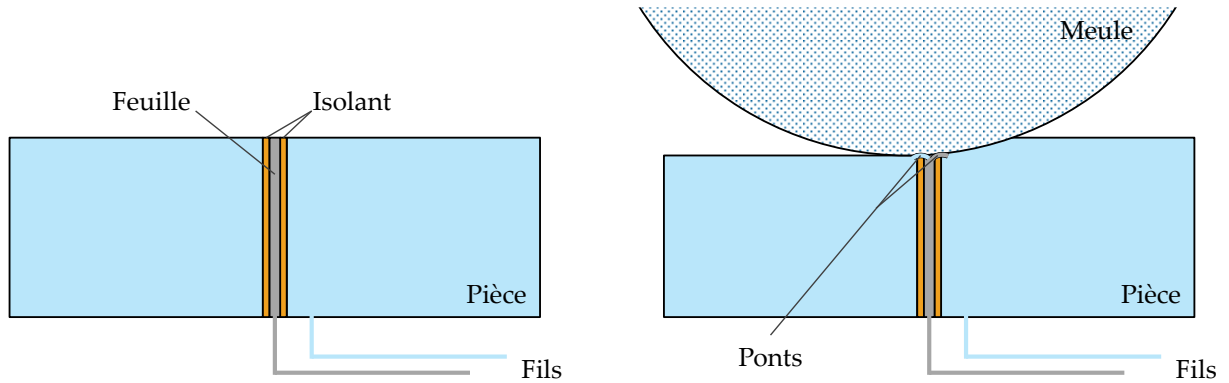


FIGURE 2.29 – Principe du thermocouple foil.

Calibration

Il existe des couples de matériau standards dont la force électromotrice générée en fonction de la température est connue. Un thermocouple *type J* utilise un couple fer/constantan. Le thermocouple feuille utilise la pièce pour créer son circuit électrique. Le couple thermoélectrique fer/constantan n'était donc pas respecté, et la force électromotrice de cet assemblage était inconnue. Afin de s'assurer de la véracité des mesures, il a fallu vérifier l'influence de l'ajout de 32CrMoV13 sur le coefficient de Seebeck du thermocouple. Pour cela, une calibration a été effectuée.

Le coefficient de Seebeck, exprimé en $\mu\text{V}\cdot\text{K}^{-1}$, est dépendant de la température. Il doit donc être déterminé sur toute la plage d'utilisation du thermocouple. Ici, la calibration a été faite sur la plage 25 – 800 °C. Elle est réalisée en plaçant une éprouvette équipée d'un thermocouple feuille dans un four dont la température peut être stabilisée. Un thermocouple de type K y est également placé. Les deux thermocouples sont reliés à la centrale d'acquisition. À différentes températures de stabilisation, la force électromotrice du thermocouple fer/32CrMoV13/constantan et la température mesurée par le moyen de contrôle sont relevées. Le coefficient de Seebeck du thermocouple feuille est ainsi déterminé. La norme fournit une équation analytique du coefficient de Seebeck pour le type J. Une comparaison des relevés expérimentaux du coefficient du thermocouple feuille montre un effet négligeable de l'ajout de 32CrMoV13 dans le circuit (figure 2.30). Le coefficient de la norme du type J a été utilisé pour le thermocouple feuille pour la suite de l'étude, car il est plus fin que le relevé expérimental.

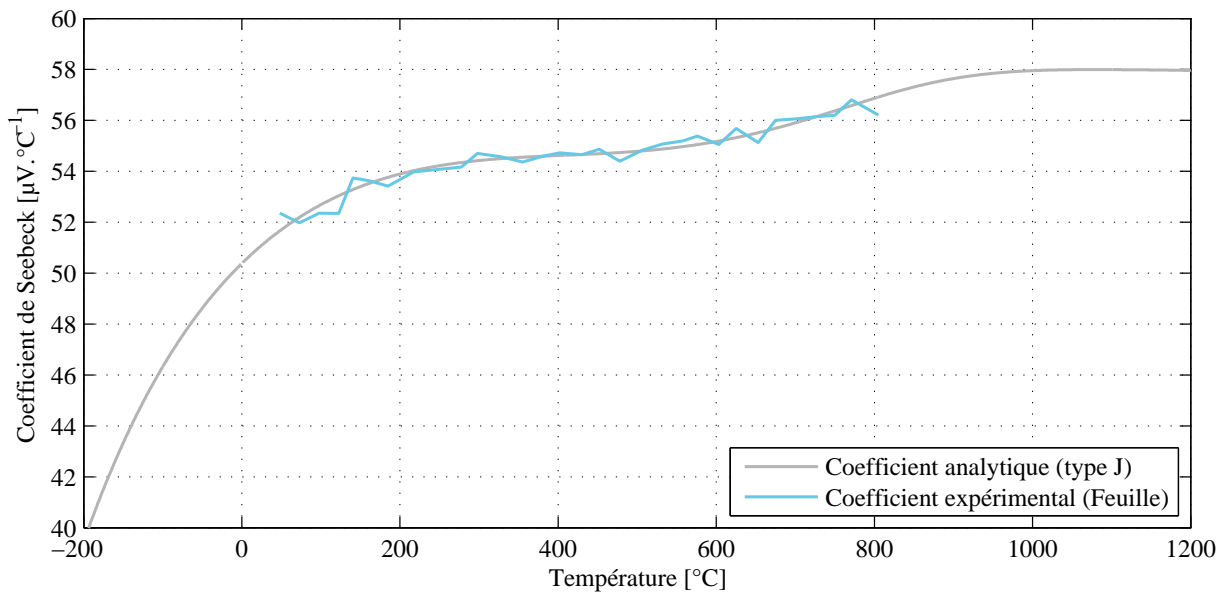
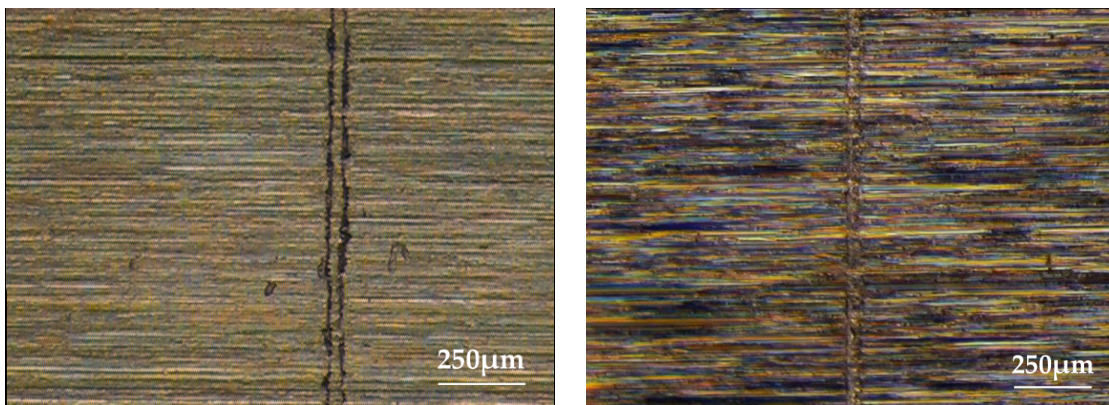


FIGURE 2.30 – Coefficient de Seebeck analytique et expérimental.

Modification de l'isolant

Les premiers capteurs de cette étude ont été fabriqués avec comme isolant du mica, utilisé dans les études antérieures. Pour des raisons de coûts, il a été remplacé par un film polyimide, qui porte le nom commercial *Kapton*. Celui-ci a une conductivité thermique moins élevée, de $0,12 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ contre $0,5$ pour le mica, mais l'épaisseur de l'isolant a été réduite de 20 à $10 \mu\text{m}$, ce qui atténue cette perte de performances. De plus, la réduction de l'épaisseur augmente fortement la création de ponts, et donc la fiabilité du capteur.



(a) Isolé par mica.

(b) Isolé par film polyimide.

FIGURE 2.31 – Vues de dessus du thermocouple feuille.

2.7.4 Acquisition des données

Lors des essais, les données des efforts ont été récupérées grâce à un convertisseur DAC. Les températures ont été relevées à l'aide d'une centrale *ADwin Pro* comprenant un module d'entrée pour thermocouples, un convertisseur analogique-numérique et un module de transfert par protocole TCP/IP.

Le temps de réponse de ce type de capteur est autour de 1 ms [Lefebvre 2005]. La fréquence d'échantillonnage a été fixée à 1 kHz pour toutes les acquisitions. Au-delà de cette fréquence, une perte de qualité du signal émis par le thermocouple a été observée.

2.8 Étude de la rectification plane

2.8.1 Protocole des essais

L'éprouvette (cf. annexe C) équipée d'un thermocouple est montée sur une la table dynamométrique. Le berceau de la machine est incliné pour placer la surface à rectifier dans un plan parallèle à la tranche de la meule (figure 2.32).

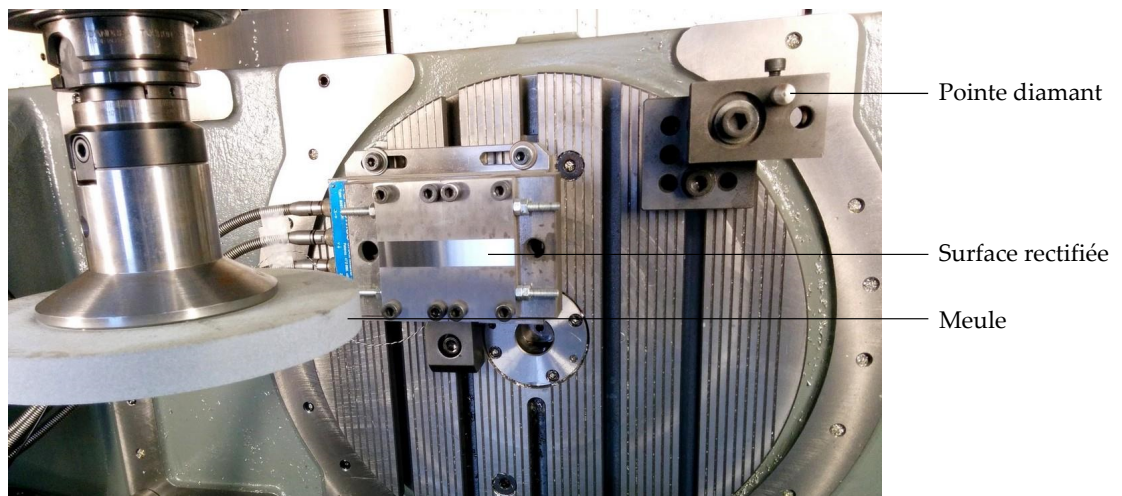


FIGURE 2.32 – Montage de rectification plane.

Un plan d'expériences a été établi pour des combinaisons de a_e et V_w : 5, 10, 15 μm pour a_e et 0, 14, 0, 18, 0, 22 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ pour V_w . Des points supplémentaires ont été ajoutés à l'intérieur et à l'extérieur de cette page, pour observer l'évolution des résultats avec un Z'_w constant, ainsi que pour explorer des conditions de rectification plus usuelles.

Les passes ont été faites uniquement en opposition. Elles étaient effectuées par 3 séries de 3 passes, avec une pause de 25 secondes entre les séries pour permettre le refroidissement de la pièce. Chaque essai a été répété, avec un cycle de diamantage entre les deux. Les essais ont dû être réalisés à sec pour le thermocouple. Dans le but de réaliser tous les points d'essai dans des conditions similaires, le plan d'expériences a été réalisé sur un

matériau non traité. En effet, le fort gradient de propriétés de la couche nitrurée risque de créer des disparités dans la dureté du matériau rectifié. Les paramètres fixes sont résumés en table 2.6.

TABLE 2.6 – Conditions opératoires figées – essais de rectification plane.

Paramètre	Valeur
Meule	Alumine 5SG150KVX
V_s	25 m.s^{-1}
Lubrifiant	Aucun

2.8.2 Profondeur de stabilisation

Le thermocouple feuille est assemblé de telle façon que les feuilles de conducteur et d'isolant dépassent de la surface de la pièce. Les premières passes de l'outil sont utilisées pour couper le surplus et créer les premiers ponts. Un chanfrein est toujours présent sur les arrêtes des deux demi-éprouvettes, et le thermocouple n'est donc pas bien en prise entre les faces. Un certain nombre de passes de préparation sont nécessaires à la stabilisation des mesures (figure 2.33).

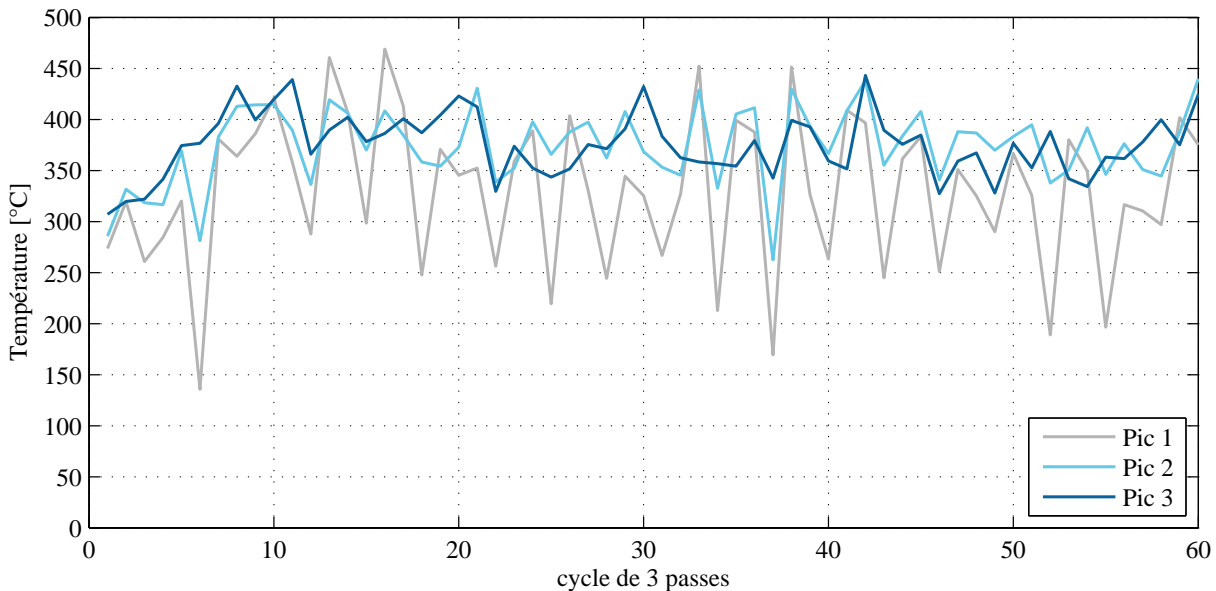


FIGURE 2.33 – Stabilisation du thermocouple – $a_e = 5 \mu\text{m}$, $V_w = 0, 25 \text{ m.s}^{-1}$.

Les essais ont été faits uniquement en opposition. Ils étaient effectués par 3 séries de 3 passes. Toutes les 9 passes, la meule a subi un cycle de diamantage. À cause du thermocouple, les essais ont du être réalisés à sec.

La passe 1 présente une plus grande dispersion car lors du premier passage après diamantage, la cote prise est plus faible que la consigne. Une correction du rayon de la

meule dans le programme est effectuée après dressage, cependant ce décalage n'est pas totalement éradiqué. Les autres passes montrent une stabilisation autour de la 8^{ème} passe, ce qui correspond à $96\ \mu\text{m}$. Cette profondeur a été respectée lors des essais suivants.

2.8.3 Observation de l'histoire thermomécanique de rectification

L'histoire thermique montre une élévation de la température maximale sur les 3 premiers pics, suivie par une stabilisation sur les 6 suivants (figure 2.34). Le relevé des efforts présente la même évolution (figure 2.35).

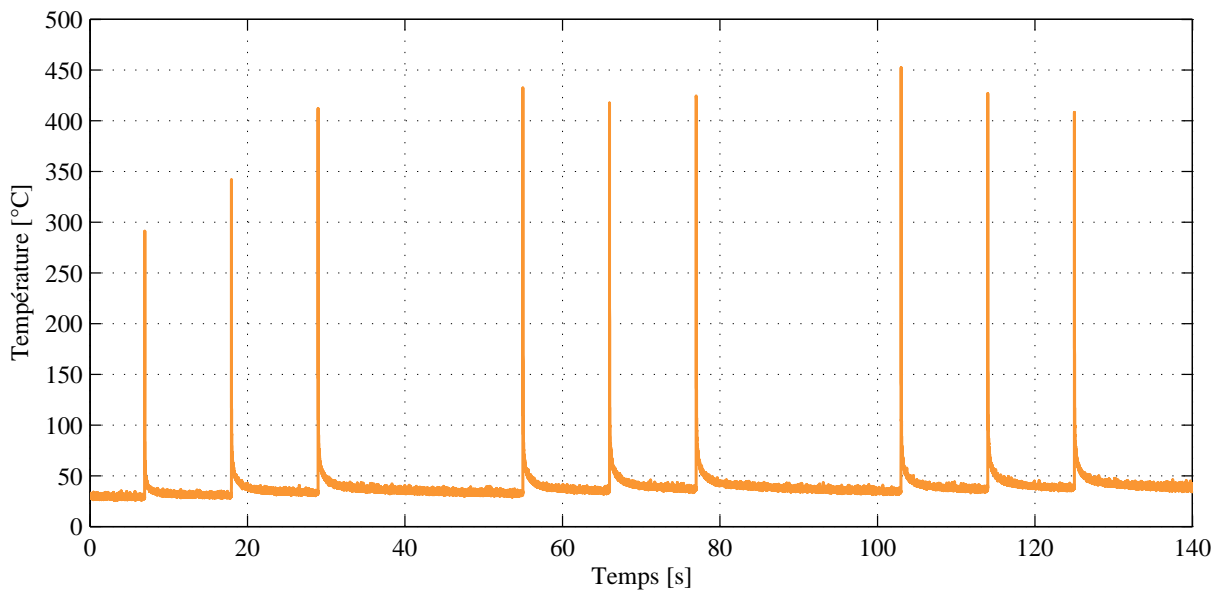


FIGURE 2.34 – Relevé de température sur un essai – $a_e = 4\ \mu\text{m}$; $V_w = 0,18\ \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$.

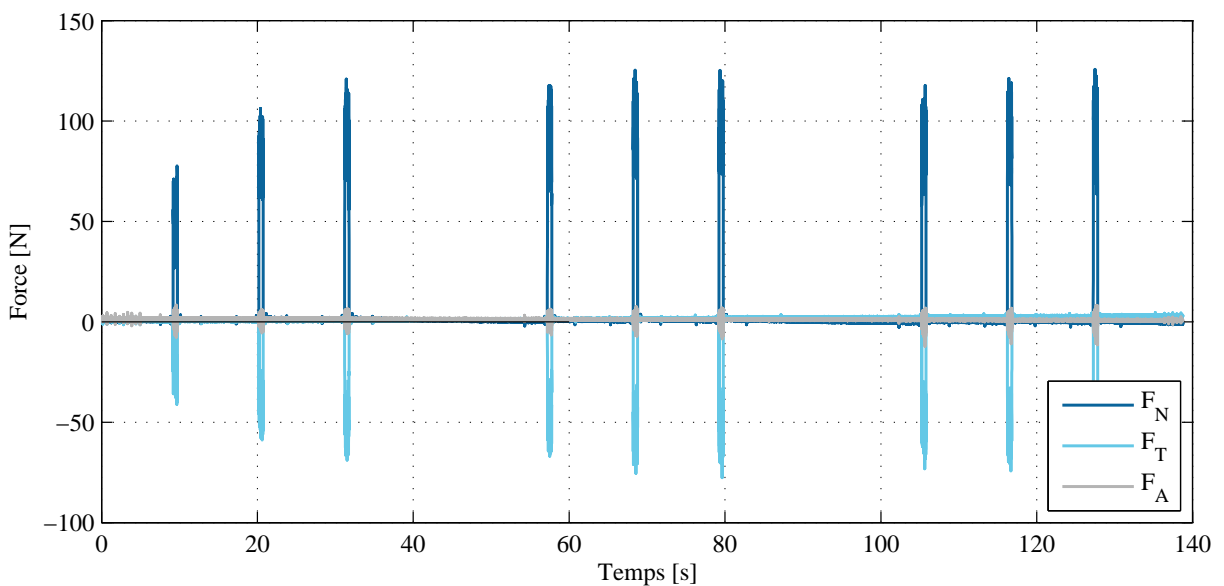


FIGURE 2.35 – Relevé des efforts sur un essai – $a_e = 4\ \mu\text{m}$; $V_w = 0,18\ \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$.

L'observation d'un pic (figures 2.36 et 2.37) montre une montée en température très brutale, de l'ordre de $10^5 \text{ }^\circ\text{C.s}^{-1}$. Le refroidissement est de l'ordre de $10^4 \text{ }^\circ\text{C.s}^{-1}$, avec une atténuation rapide.

Les graphes des efforts présentent des oscillations (figure 2.38). Elles sont dues au manque de rigidité de la broche. La valeur nominale retenue pour les efforts est la moyenne du plateau sur chaque axe.

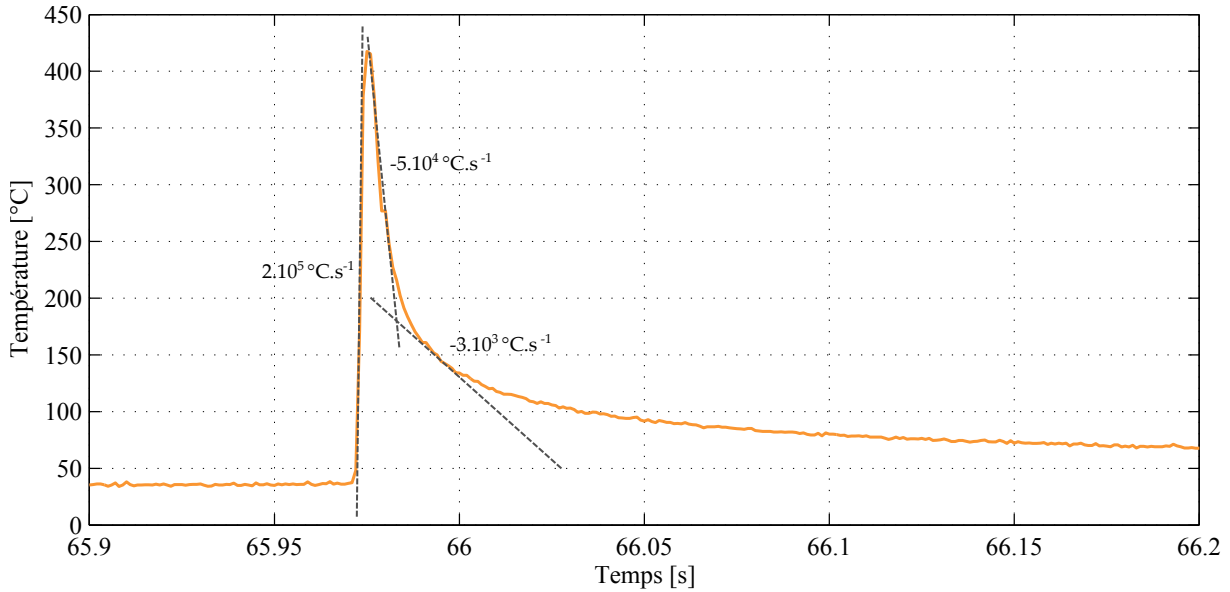


FIGURE 2.36 – Température lors d'un passage de la meule – $a_e = 4 \mu\text{m}$; $V_w = 0,18 \text{ m.s}^{-1}$.

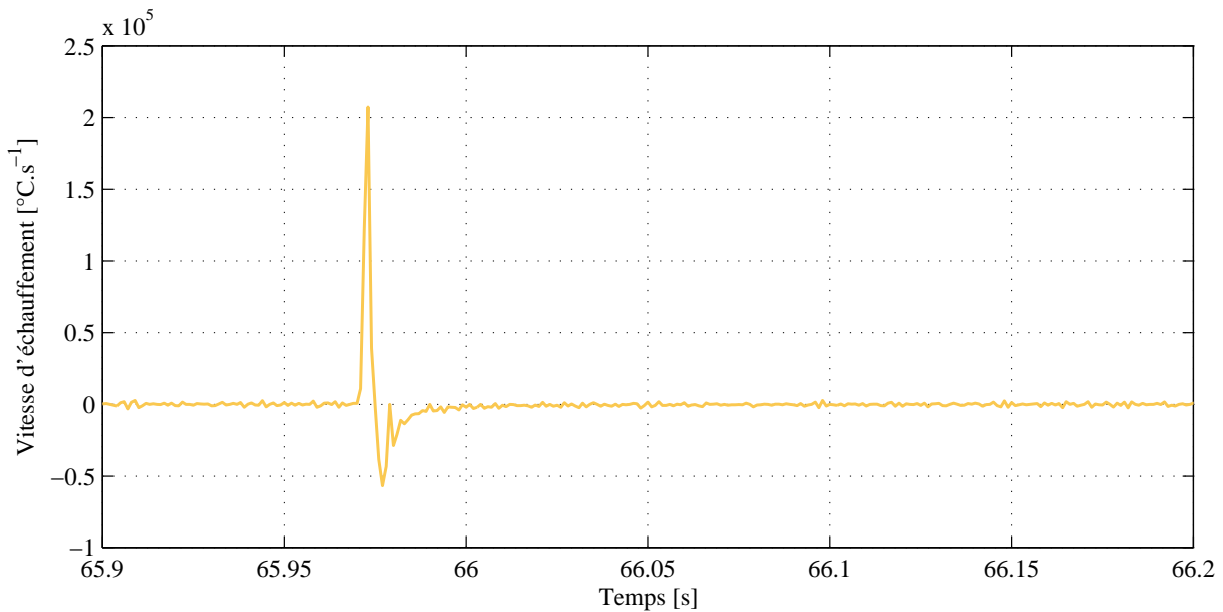
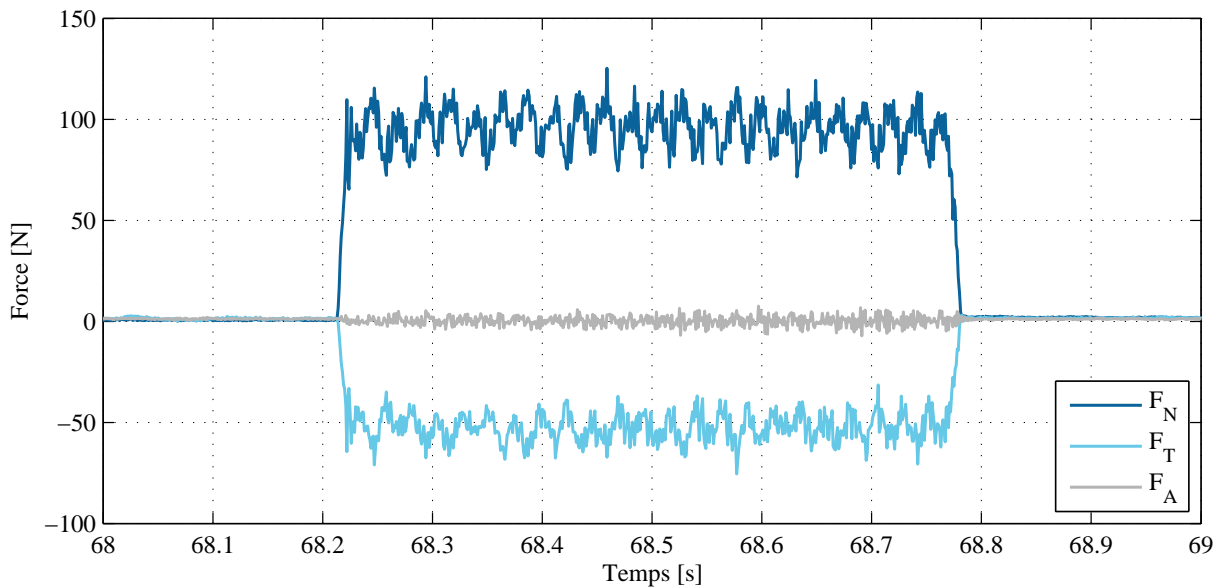


FIGURE 2.37 – Vitesse d'échauffement lors d'un passage de la meule – $a_e = 4 \mu\text{m}$; $V_w = 0,18 \text{ m.s}^{-1}$.

FIGURE 2.38 – Efforts lors d'un passage de la meule – $a_e = 4 \mu\text{m}$; $V_w = 0,18 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

2.8.4 Influence de a_e et V_w sur la rectification du 32CrMoV13

Températures

À chaque point d'essai, la température maximale a été relevée. Elle correspond à la valeur moyenne des 6 derniers pics (figure 2.34). Les valeurs sur le domaine sont donnés par interpolation linéaire entre les points (figure 2.39). Les deux paramètres d'entrée montrent une corrélation positive avec la température. L'influence de la profondeur de passe est cependant bien plus marquée. Le domaine est limité par un refus de coupe dans les combinaisons de a_e et V_w élevées. Les points les plus chauds se trouvent juste avant l'entrée dans ce domaine. Pour ces résultats de température, l'écart-type est systématiquement inférieur à 10 %, et l'écart entre la valeur minimale et la valeur maximale relevée est en général autour de 20 % de la valeur moyenne.

Afin de créer un outil prédictif de la température en fonction des conditions de coupe, une surface a été ajustée au nuage de points (figure 2.40). La forme la plus représentative est $T_{max} = k \cdot (a_e)^m \cdot (V_w)^n$, avec $k = 2848$, $m = 0,51$, $n = 0,15$. L'erreur entre la surface et les valeurs expérimentales est inférieure à 15 % sur la plupart du domaine. Seuls les points à faible a_e présentent un écart plus important. L'influence plus élevée de a_e se retrouve dans la valeur des coefficients.

Efforts

L'effort observé est l'effort spécifique F'_T , car il donne la puissance mécanique à l'interface $P_w = F'_T V_s b_d$. Les résultats montrent une forte corrélation avec Z'_w (figure 2.41). Pour ces résultats, l'écart-type est inférieur à 5 %, et l'écart entre la valeur minimale et la valeur maximale relevée est en général autour de 10 % de la valeur moyenne.

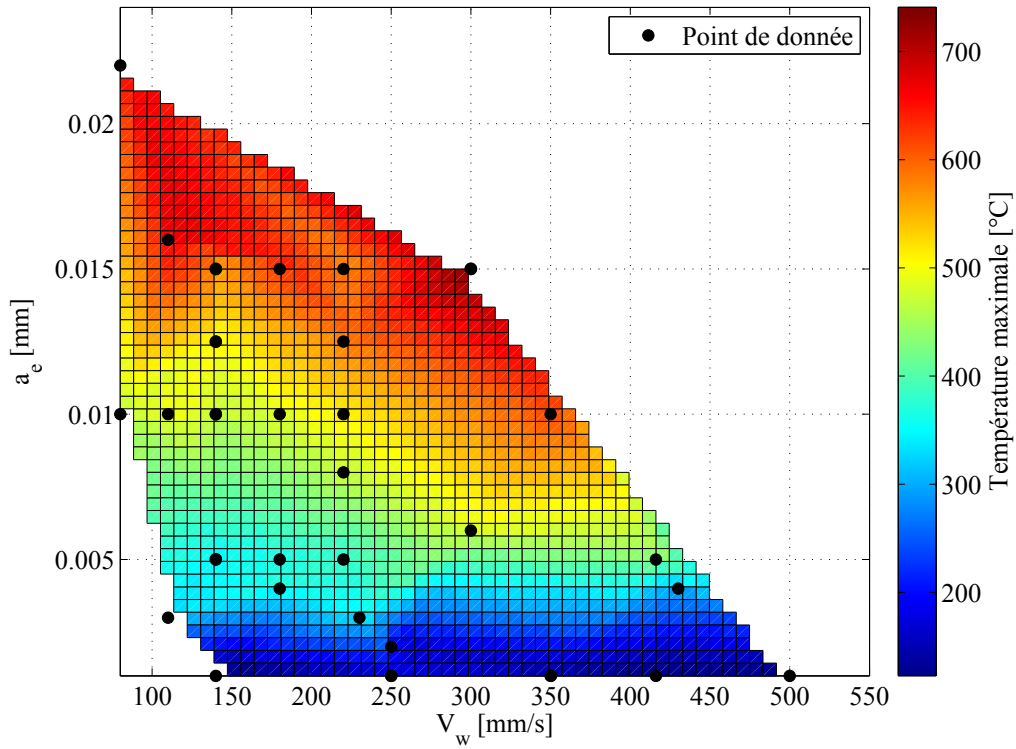


FIGURE 2.39 – Température maximale sur le domaine $a_e - V_w$.

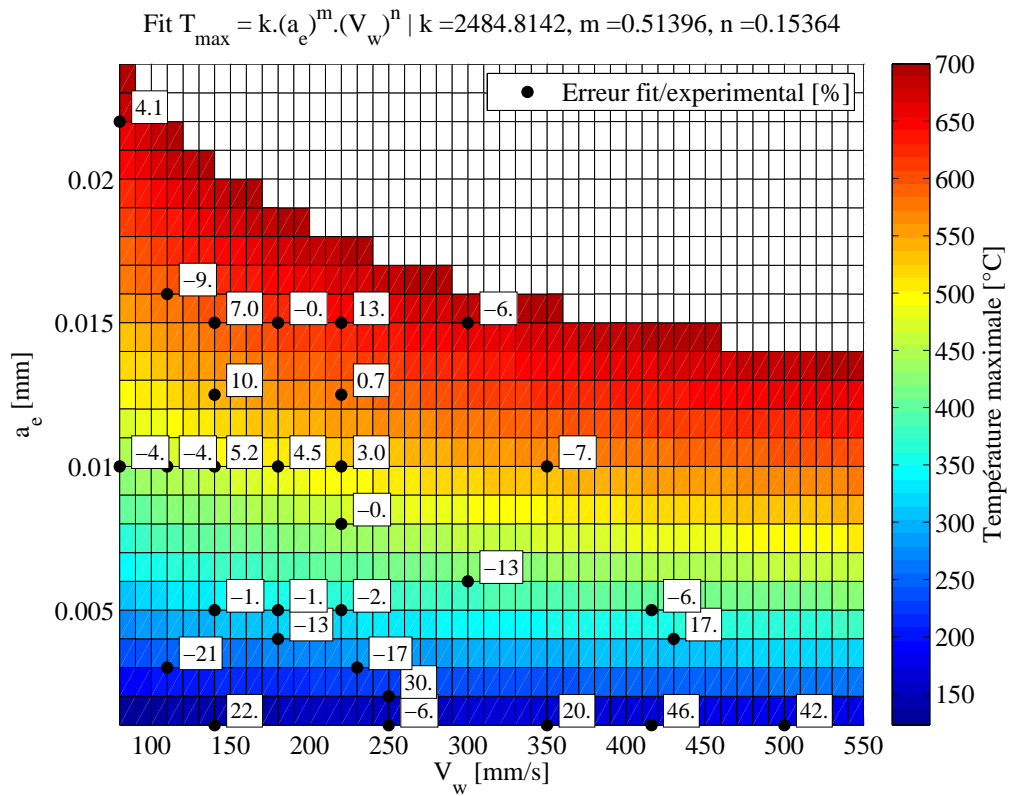


FIGURE 2.40 – Surface de réponse en température sur le 32CrMoV13 de base.

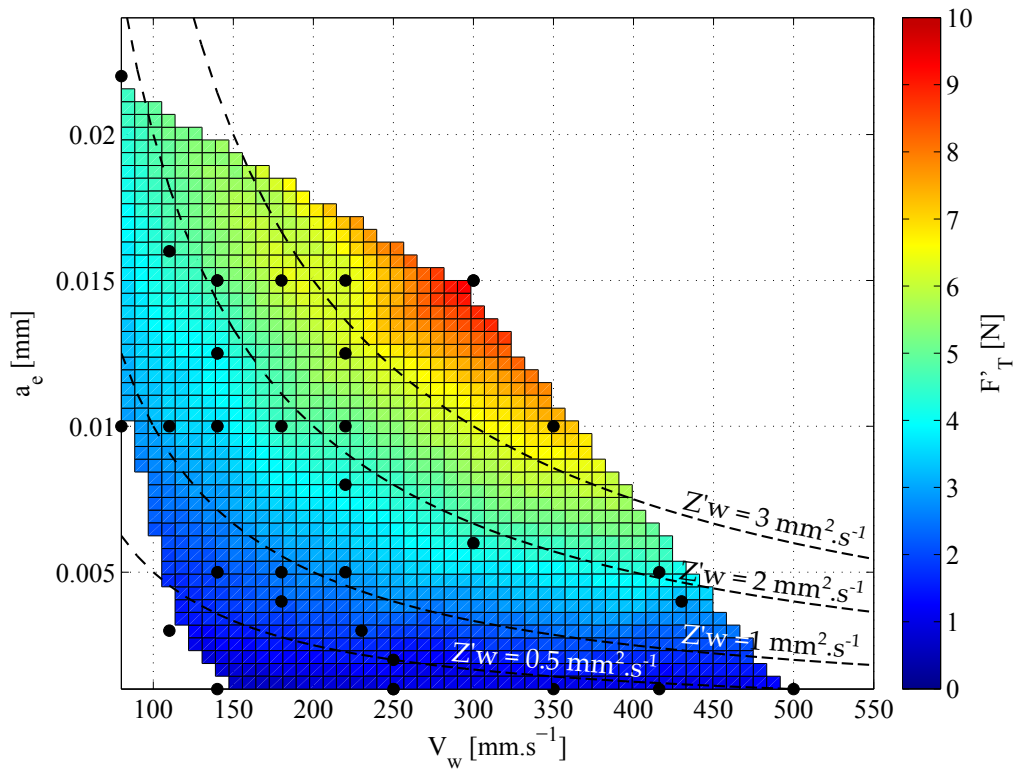


FIGURE 2.41 – Surface de réponse en effort sur le 32CrMoV13 de base.

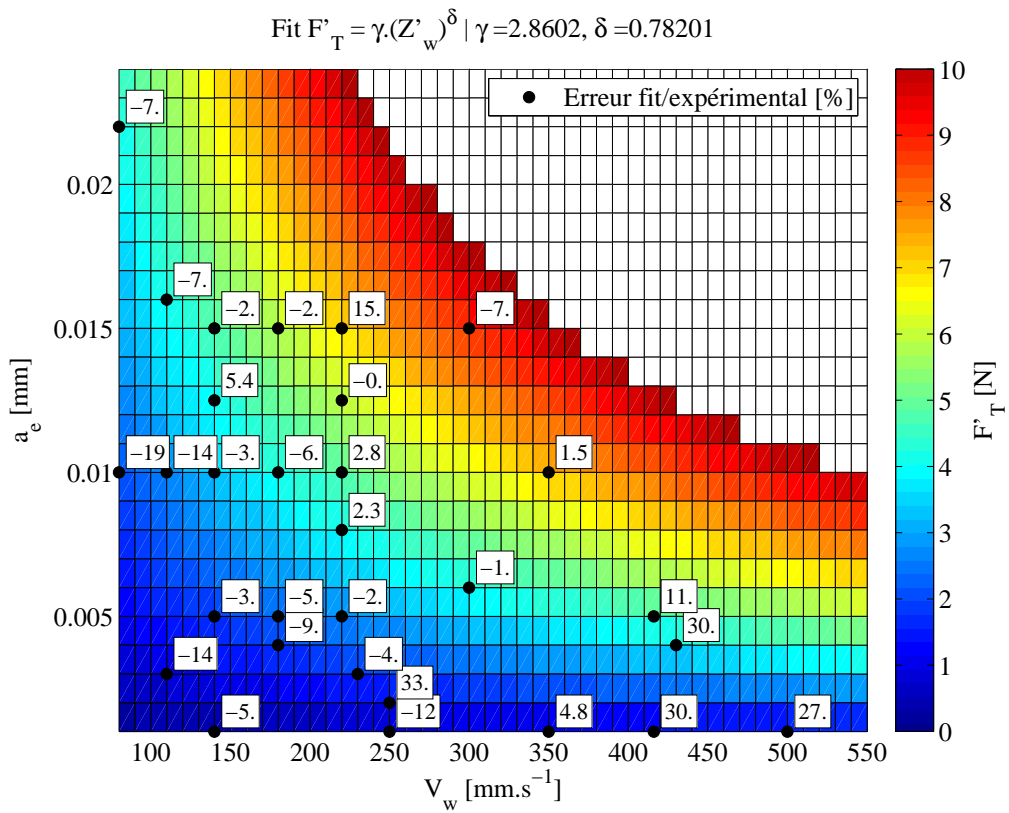


FIGURE 2.42 – Surface de réponse en efforts sur le 32CrMoV13 de base.

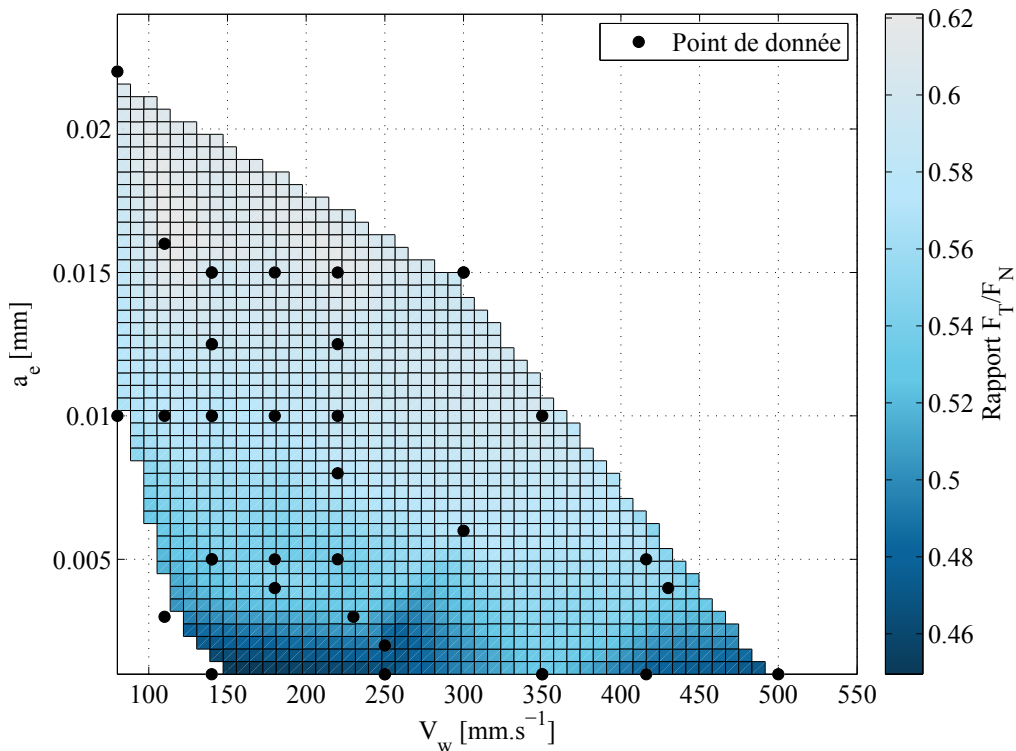


FIGURE 2.43 – Surface de réponse de F_T/F_N sur le 32CrMoV13 de base.

D'une façon similaire aux températures, une surface de réponse a été déterminée. Elle est de la forme $F'_T = \gamma \cdot (Z'_w)^\delta$. Elle a déjà été appliquée avec succès au 100Cr6 avec comme paramètre $h_{eq} = a_e V_w / V_s$, appelé *hauteur de copeau équivalent* [Hamdi 2000]. Ici V_s est constant, donc $Z'_w = \lambda h_{eq}$. Les paramètres optimaux sont $\gamma = 2,86$ et $\delta = 0,8$ (figure 2.42). L'erreur est faible au centre de la plage de données mais augmente pour les faibles valeurs de a_e .

Le tracé du rapport F_T/F_N sur le domaine montre une évolution majoritairement influencée par a_e (figure 2.43). Un rapport faible est généralement associé à des bonnes conditions de rectification, favorisant la coupe. Il augmente lorsque le phénomène de labourage prend de l'importance. Le graphe du rapport F_T/F_N présente une évolution très similaire à la température maximale atteinte (figure 2.39). En plus de l'augmentation du débit, la dégradation des conditions de coupe mène à l'élévation de la température.

2.8.5 Influence de a_e et V_w sur la rectification du 32CrMoV13 nitruré

Températures

La réalisation d'essais sur le métal nitruré impose de se situer dans une couche avec les mêmes propriétés mécaniques pour tous les points d'essai. Cette couche étant relativement faible par rapport aux profondeurs retirées par point d'essai, cela a nécessité la réalisation

d'une éprouvette par point d'essai. La quantité d'essais est donc limitée par rapport à une éprouvette de métal de base qui peut être utilisée sur toute sa profondeur.

La zone de stabilisation du thermocouple a été prise en compte, et chaque essai a été commencé après le retrait de $80\ \mu\text{m}$ de matière.

Les températures mesurées sur le matériau nitruré sont inférieures à celles relevées sur le métal de base (figure 2.44). L'explication proposée est la différence des conditions de coupe. En effet, la dureté de la couche nitrurée limite les déformations plastiques importantes qui mènent au *labourage* de la surface. L'évolution des températures est cependant cohérente sur le domaine, avec une forte influence de a_e . Le nombre de points de données n'est pas significatif, mais laisse présager une baisse de la température maximale lors de l'augmentation de la vitesse.

L'instrumentation en température avec un thermocouple feuille présente des limites avec un acier nitruré. En effet, la faible déformation plastique de la surface ne favorise pas la création de ponts. Lors de certains essais, le signal a été interrompu car aucun pont n'était créé. Ce cas de figure est apparu exclusivement lorsque le thermocouple était hors de la zone de contact meule-pièce. En effet, dans l'interface, les copeaux et l'écrasement de la pièce assurent un contact lors du passage de l'outil.

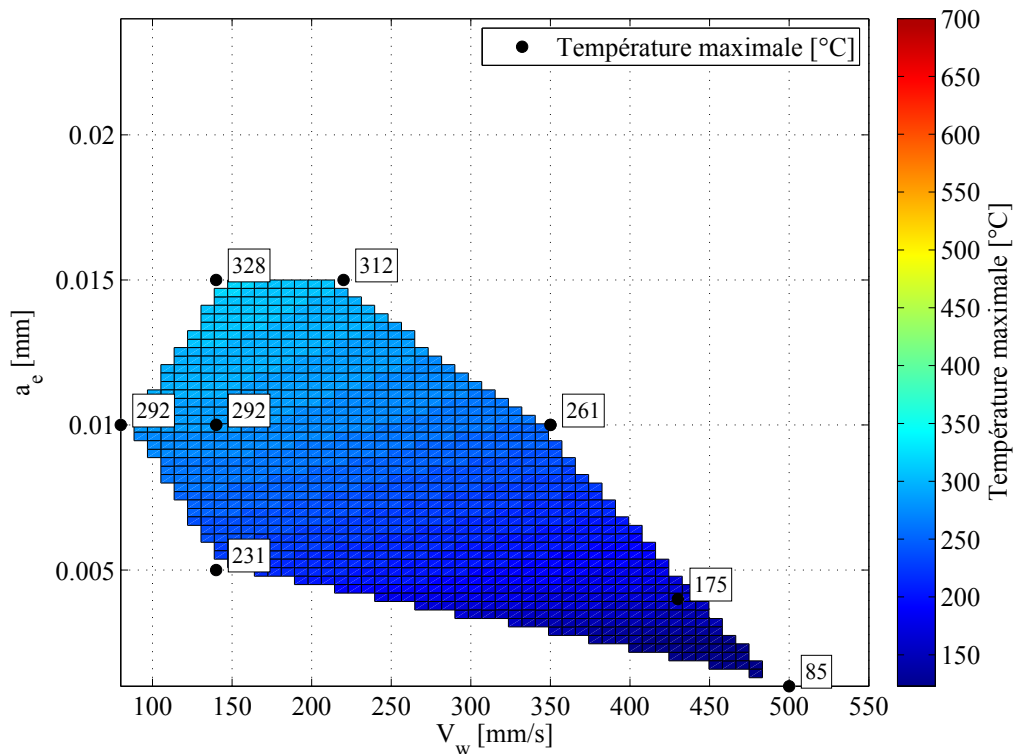


FIGURE 2.44 – Surface de réponse en température sur le 32CrMoV13 nitruré.

Efforts

Les efforts tangentiels relevés sur le 32CrMoV13 nitruré (figure 2.45) sont très proches de ceux mesurés dans les mêmes conditions opératoires sur le métal de base (figure 2.41). Le rapport F_T/F_N est plus resserré, compris entre 0,42 et 0,50 (figure 2.46).

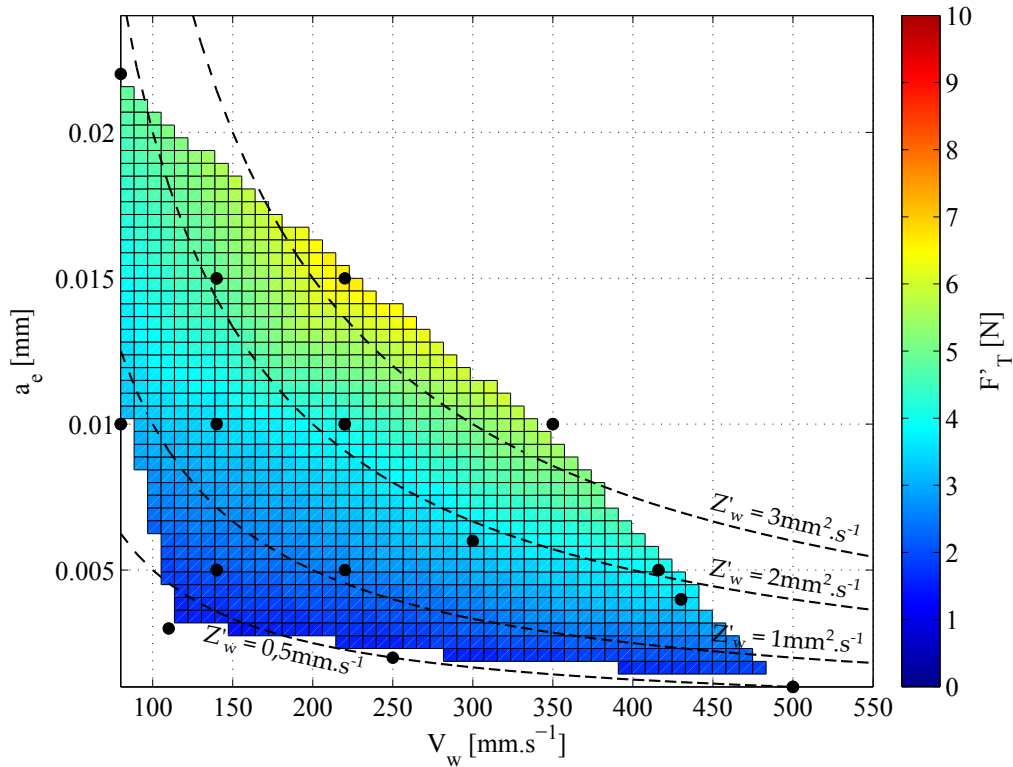


FIGURE 2.45 – Surface de réponse en effort sur le 32CrMoV13 nitruré.

Contraintes résiduelles

Suite aux essais, les profils de contraintes résiduelles ont été relevés sur les pistes. La valeur à la surface a été tracée sur le domaine $V_w - a_e$ (figure 2.47).

La contrainte a une évolution en corrélation avec le débit. On observe une mise en traction de la surface au delà d'un débit spécifique de $1 \text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$. Ces informations permettront de mettre en place un critère limite sur les conditions opératoires. En effet, la contrainte en surface et les efforts ayant une évolution très similaire, un contrôle des efforts au cours de la coupe permettrait d'assurer que l'état de contraintes de la surface ne soit pas dégradé.

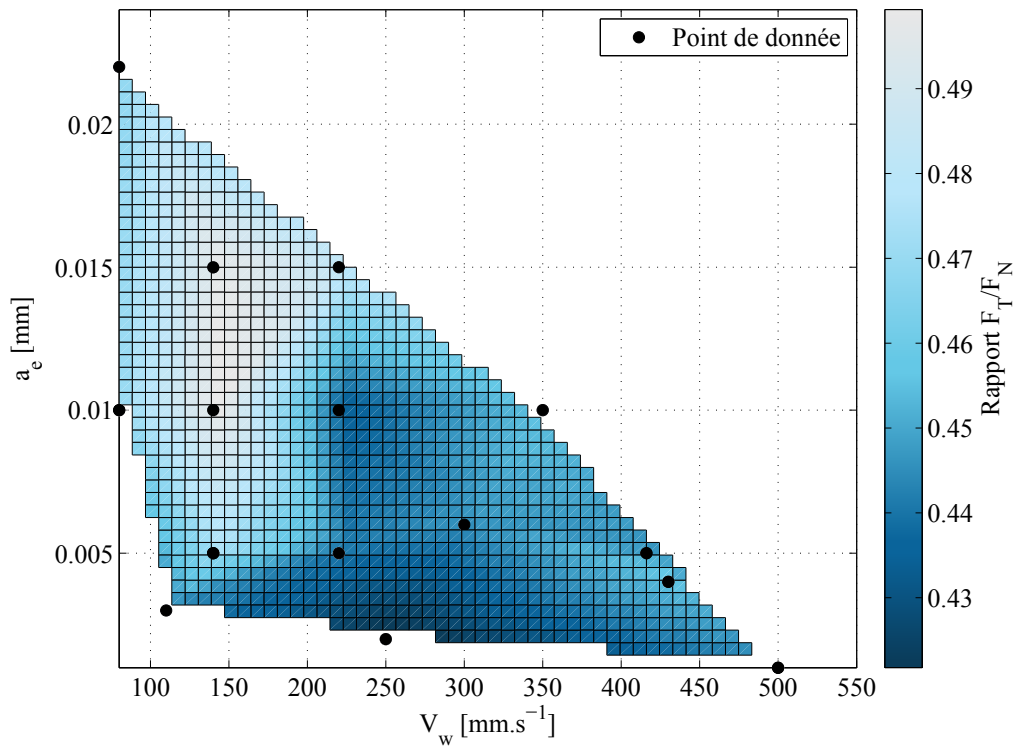


FIGURE 2.46 – Surface de réponse de F_T/F_N sur le 32CrMoV13 nitruré.

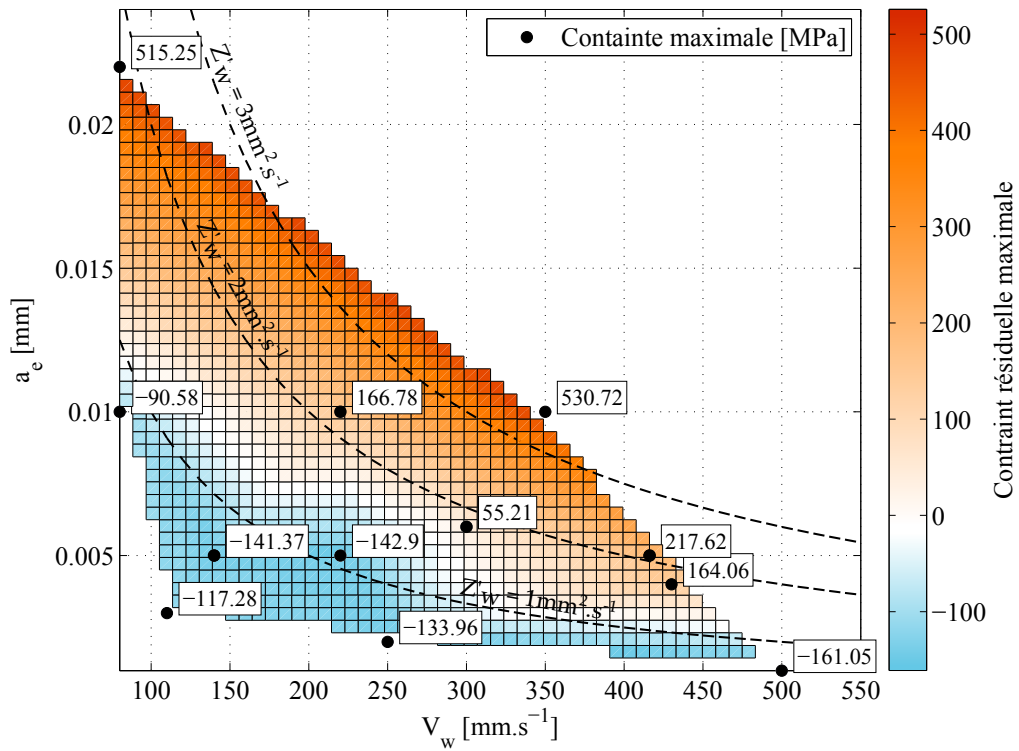


FIGURE 2.47 – Contrainte résiduelle maximale sur le 32CrMoV13 nitruré.

2.9 Étude de la rectification cylindrique

2.9.1 Protocole des essais

L'implantation de thermocouples a été testée dans des éprouvettes cylindriques nitrurées. Ces dernières ont été découpées par électroérosion puis une des faces générées a été préparée pour l'accueil du capteur (figure 2.48). Deux brides en alliage d'aluminium ont été utilisées pour maintenir l'éprouvette après ré-assemblage (figure 2.49).

Les essais cylindriques ne permettent pas de temporiser entre les passes tout en gardant un mouvement uniforme sur la pièce. Ils mènent donc à une élévation rapide de la température de la pièce. Le cycle d'essai a dû être court : 3 tours en plongée, puis 5 tours de planage, pour lesquels le mouvement de plongée est arrêté et la meule tourne autour de la pièce avec une trajectoire dont le rayon est constant.

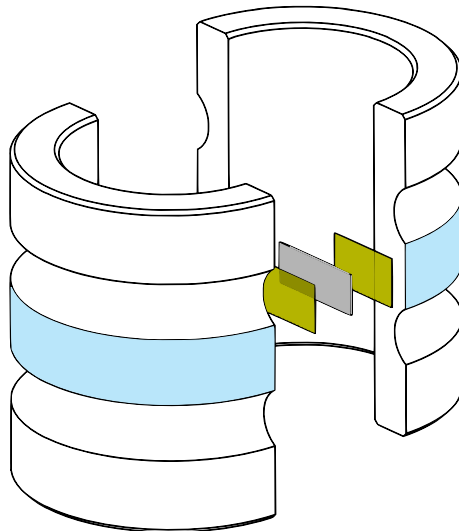


FIGURE 2.48 – Positionnement du thermocouple foil en rectification cylindrique.

2.9.2 Étude de la température

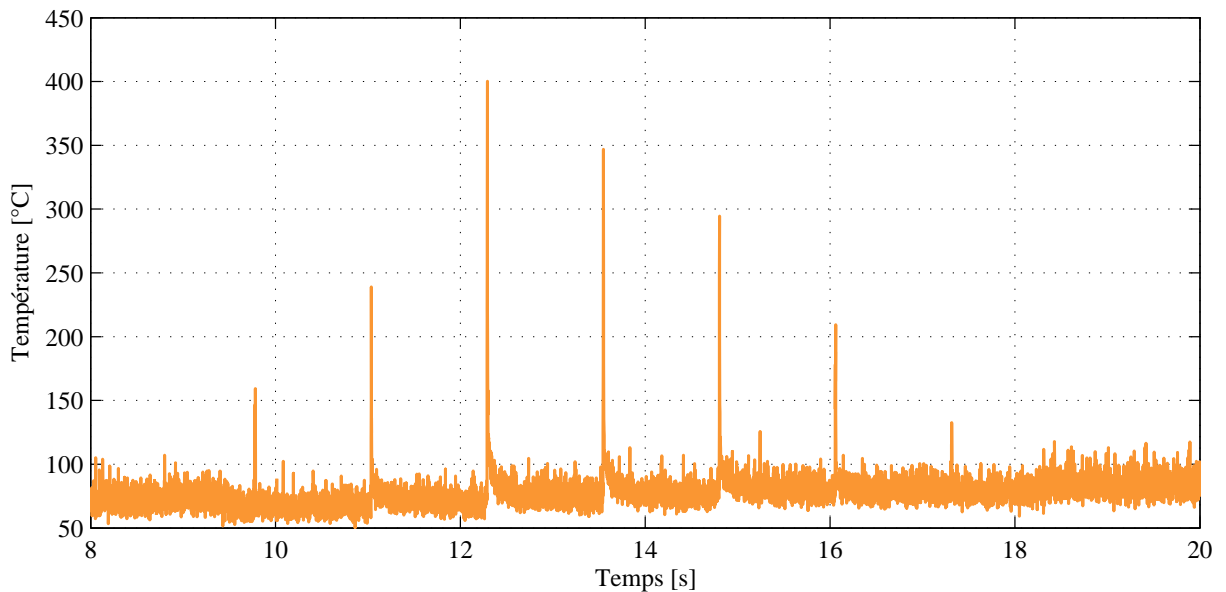
L'évolution de la température montre une augmentation progressive à chaque passage de la meule pendant la phase de plongée. Le stade de stabilisation n'est pas atteint. Lors du planage, la hauteur des pics diminue au cours des passages, laissant supposer que la matière n'avait pas été retirée lors des passes en plongée.

Le signal est beaucoup plus bruité que lors des essais en rectification plane. La cause identifiée est la forme de l'éprouvette qui canalise les champs magnétiques émis par les moteurs du centre d'usinage. De plus, à cause des perturbations, le capteur avait tendance à surestimer la température ambiante, affichée autour de 80 °C au lieu de 20. Il n'a pas



FIGURE 2.49 – Montage instrumenté de rectification cylindrique.

été possible de connaître le décalage créé lors des pics. Les résultats ont donc été jugés comme étant moins fiables que pour la rectification plane.

FIGURE 2.50 – Relevé de température sur un essai – $a_e = 10 \mu\text{m}$; $V_w = 0,18 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

2.9.3 Étude des efforts

Sur des éprouvettes instrumentées en température

Les efforts présentent la même allure que la température : une phase d'augmentation sans stabilisation lors de la plongée, suivie par une chute progressive lors du planage. Le

changement de la géométrie de contact a un effet notable sur le rapport F_T/F_N , qui pour les essais sur un diamètre 65 mm, est proche de 1, parfois même supérieur à 1. Un filtrage par moyenne mobile sur 0,2 s a été appliqué au signal pour réduire le bruit et distinguer clairement les tendances des courbes.

Le signal d'effort sur les éprouvettes en 32CrMoV13 nitruré a démontré des tendances, mais l'échauffement très important n'a pas permis de faire des essais de longue durée.

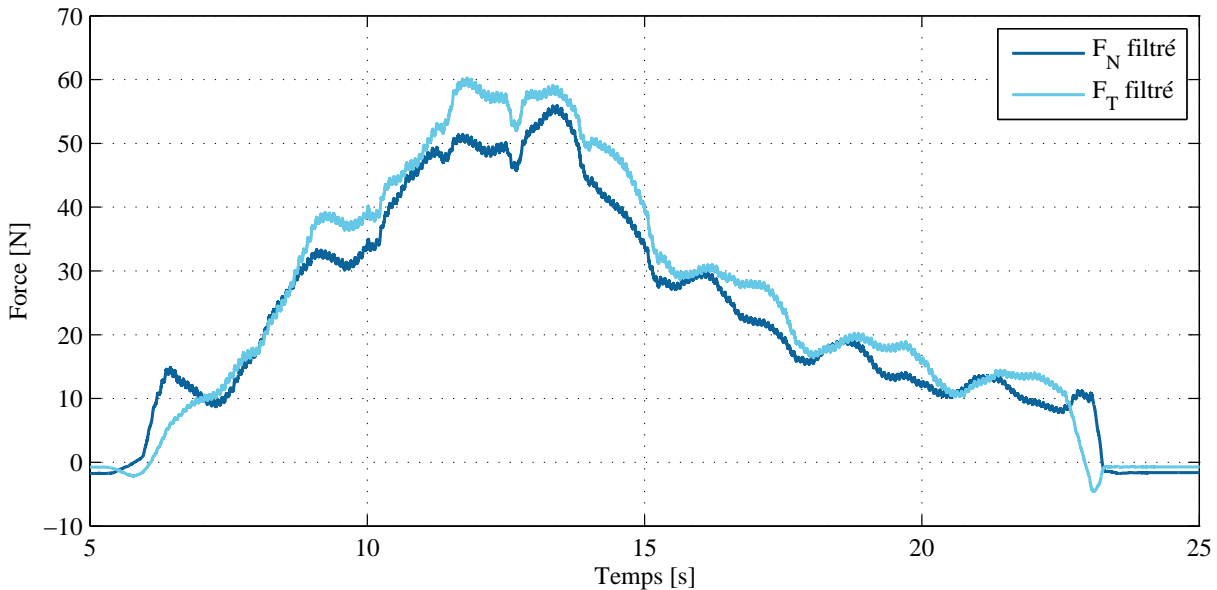


FIGURE 2.51 – Relevé des efforts sur un essai – $a_e = 10 \mu\text{m}$; $V_w = 0.18 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$.

Sur des éprouvettes sans thermocouple

Afin de pouvoir observer les efforts au cours de la rectification cylindrique sur une plus longue durée, des essais ont été réalisés sur des éprouvettes cylindriques en 100Cr6. En effet, l'échauffement est moins important sur ce matériau. Des essais avec 20 passes de plongée et 20 passes de planage ont été effectués. Plusieurs phases apparaissent clairement au cours de la coupe (figure 2.52).

- La phase 1 est l'approche de l'outil vers la pièce ;
- La phase 2 est la plongée : les efforts augmentent progressivement jusqu'à atteindre un régime stabilisé. Les chutes d'efforts régulières sont expliquées par la phase 4 ;
- La phase 3 est le planage : la plongée est arrêtée et les efforts chutent de façon dégressive jusqu'à une valeur plancher ;
- La phase 4 est la sortie de la meule. L'arrêt brutal du mouvement de rotation autour de la pièce avant la sortie perpendiculaire à la surface crée une marque sur la surface rectifiée.

Ce type de relevé présente un fort intérêt à être utilisé pour déterminer la durée minimale de planage en fonction des paramètres de rectification. En effet, elle est souvent déterminée de façon arbitraire et peut mener à un enlèvement de matière incomplet dans

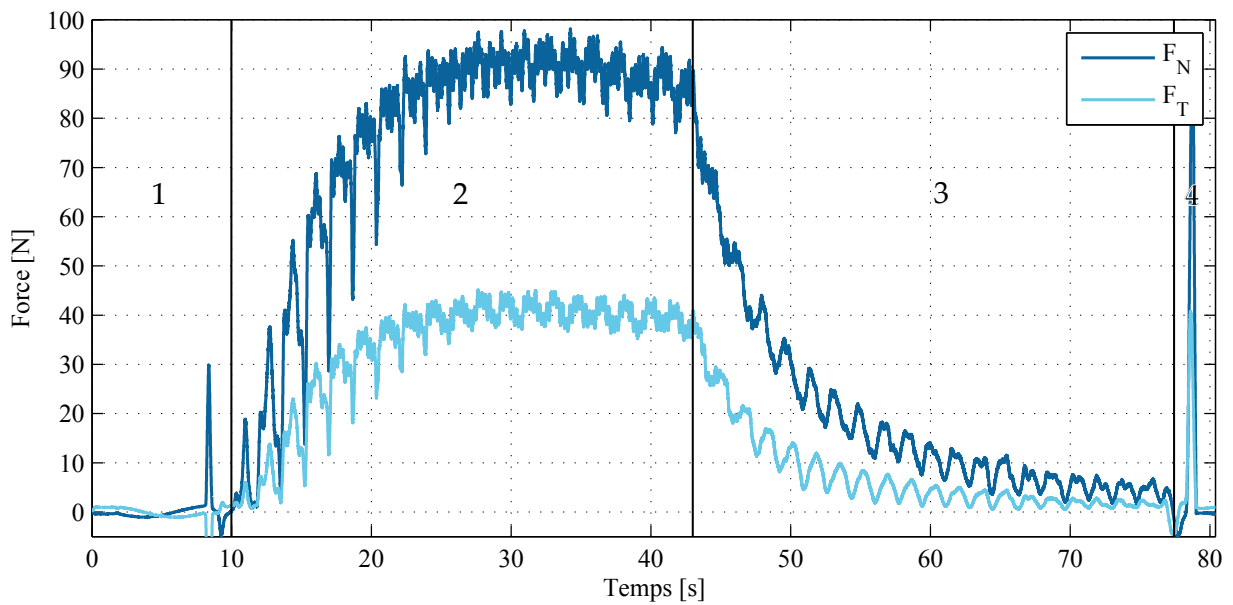


FIGURE 2.52 – Relevé des efforts sur un essai sur 100Cr6 – $a_e = 3\ \mu\text{m}$; $V_w = 0,15\ \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$; $V_s = 22\ \text{m}\cdot\text{s}^{-1}$.

le cas d'une sous-évaluation. Dans le cas d'une surévaluation, cela a un impact négatif sur la cadence de production.

2.10 Conclusion

Au travers de l'étude de la géométrie de contact, il a été mis en avant que le pilotage de la rectification cylindrique doit se faire par la profondeur de passe et non pas par la vitesse de plongée. Ceci assure des conditions d'enlèvement de matière plus homogènes entre les différents diamètres de pistes. La rectification d'une piste à billes avec une meule de rayon supérieur à celui de la pièce crée une hétérogénéité dans le nombre de passages de l'outil sur la surface. Un point au bord de la piste peut subir jusqu'à deux fois plus de cycles de chargement thermomécanique par rapport à un point du fond. Ce constat concorde avec les observations plus fréquentes de fissures sur le bord des pistes.

Afin de comprendre les conditions d'apparition du faïençage, il a été cherché à le reproduire en faisant varier la vitesse de la pièce et la profondeur de passe. Les pistes ont ensuite été observées et analysées par différents moyens de caractérisation.

Le faïençage a traditionnellement été détecté grâce à la magnétoscopie. Il présente l'intérêt de pouvoir très rapidement statuer sur la présence de défauts, mais il est difficile d'utiliser un critère quantitatif précis pour classer la sévérité des défauts. Une série d'observations au microscope a permis d'établir des valeurs mesurées du taux de faïençage pour chaque pièce. Elles ont montré que l'estimation par magnétoscopie a une tendance à la surévaluation. Ce type de caractérisation par observation de zones réparties sur la pièce

est fastidieuse et ne permet pas d'assurer la qualité *zéro défaut* demandée aux pièces et ne peut donc pas être appliquée de façon industrielle.

Une évolution dans la propagation des fissures à la surface a également pu être mise en avant. Les premières fissures suivent les stries de rectification, qui offrent une direction préférentielle de fragilité. Lorsque la sévérité du faïençage augmente, d'autres directions de fissuration apparaissent.

L'analyse des contraintes résiduelles a montré que les pistes faïencées comportent des contraintes de traction en surface. La profondeur de retour en compression des contraintes est légèrement plus grande que la profondeur des fissures. Ceci est cohérent avec le mécanisme de propagation. Certains cas présentent des contraintes de traction en surface, sans faïençage. Il existe donc un niveau de contraintes minimal avant amorçage de la fissuration. Il se peut également que d'autres paramètres comme la rugosité de la surface soient nécessaires à l'amorçage.

Des essais de rectification instrumentés ont servi à établir des cartes du comportement thermique de la surface pour le métal de base et nitruré. Dans les deux cas, la profondeur de passe a une plus forte influence que la vitesse de la pièce sur la température maximale atteinte. Cela peut expliquer la propension des pistes de grand diamètre à fissurer plus facilement lors du pilotage à vitesse de plongée constante.

À conditions de rectification identiques, les élévations de température sont moindres sur le 32CrMoV13 nitruré. Une raison proposée pour cela est la faible déformation plastique du matériau. Le *labourage* de la matière est fortement réduit par rapport à la rectification du métal de base.

Les efforts peuvent être définis comme fonction du débit. La loi établie offre une erreur faible sur le domaine étudié. Pour le métal de base, le rapport F_T/F_N est en corrélation avec la température maximale. La transition d'un régime de coupe à un régime de labourage à l'interface meule-pièce semble mener à une augmentation de l'échauffement local.

L'étude instrumentée de la rectification cylindrique par mouvement circulaire de la broche autour de la pièce a donné des résultats de moins bonne qualité que pour la rectification plane. De plus, la profondeur de passe n'est pas maîtrisée de façon aussi précise. Ce type d'essai n'a donc pas été utilisé à grande envergure.

3

Modélisation de la rectification de pistes de roulements à billes en acier nitruré

Les essais réalisés au cours de l'étude ont démontré un lien très fort entre la sollicitation thermomécanique de la surface rectifiée et l'état de contraintes résiduelles de la pièce. Les phénomènes thermiques sont prédominants dans l'apparition de ce type de défauts [Howes 1991]. Afin d'améliorer la compréhension des mécanismes de dégradation, il convient donc de déterminer la puissance thermique absorbée par la pièce pendant ce procédé. Un modèle thermomécanique de la rectification de pièces en 32CrMoV13 nitruré a été développé.

Différents verrous scientifiques ont dû être levés. La représentation de l'état nitruré a été mis en place via la génération d'une distribution de contraintes résiduelles et l'établissement d'un gradient de propriétés mécaniques de la couche nitrurée. Pour s'assurer de la cohérence des résultats expérimentaux, l'influence du thermocouple feuille sur la distribution de la température dans la pièce a été vérifiée. La puissance est injectée à travers la surface de contact qu'il a également été nécessaire de déterminer.

La simulation complète d'une passe de rectification permet d'obtenir des informations au cours de la coupe qu'il n'est pas possible d'obtenir expérimentalement, notamment la distributions de contraintes sous l'outil. Ces résultats ont pour vocation d'agrémenter l'état des connaissances sur les causes d'apparition des réseaux de fissures.

3.1 Génération de l'état de contraintes de nitruration

La simulation de la rectification sur une pièce nitrurée doit être faite sur un état initial représentatif. La pièce doit donc comporter un état de contraintes résiduelles fidèle à la réalité. Il existe des modèles de diffusion capables de fournir un profil de contraintes résiduelles après nitruration. Ils sont pilotés par des paramètres d'entrée telles que la concentration d'azote à la surface et la durée du traitement. Ces simulations demandent du temps de calcul pour fournir le profil, et d'autant plus lorsque le modèle est volumineux.

Pour générer des profils similaires à ceux relevés sur les éprouvettes, un tel modèle doit être réglé et affiné. Dans un souci de gain de temps et faute de données fiables, une méthode dite d'*injection de profil expérimental* a été mise en place. Elle impose directement un état de contraintes sous la surface, déterminé à partir d'un profil expérimental. La simulation de l'opération de rectification peut ensuite être effectuée sur la pièce ainsi pré-contrainte.

3.1.1 Injection d'un profil expérimental de contraintes

Lors de l'application de cette méthode, il est considéré qu'en tout point de la surface le profil de contraintes est identique. Un profil expérimental doit être fourni. Le modèle géométrique de la pièce à nitrurer doit avoir été créé au préalable.

Dans un premier temps, la profondeur du barycentre de chaque élément du maillage par rapport à la surface nitrurée est calculée. Cette profondeur est interpolée sur le profil expérimental de contraintes (figure 3.1).

L'information expérimentale sur les contraintes est obtenue par DRX. Dans la base locale $(\vec{t}, \vec{a}, \vec{n})$, le tenseur de contraintes est donc de la forme :

$$\bar{\sigma}_{\text{élément}} = \begin{bmatrix} \sigma_{tt} & \sigma_{ta} & \sigma_{tn} \\ \sigma_{ta} & \sigma_{aa} & \sigma_{an} \\ \sigma_{tn} & \sigma_{an} & 0 \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

La contrainte dans la direction normale est nulle, car cette direction n'est pas bloquée dans sa déformation. La déformation équivalente est alors affectée à l'élément dans les 3 directions en utilisant la loi de Hooke :

$$\bar{\epsilon}_{\text{élément}} = \frac{1}{E} \left((1 + \nu) \cdot \bar{\sigma}_{\text{élément}} - \nu \cdot \text{tr}(\bar{\sigma}_{\text{élément}}) \cdot \bar{\delta} \right) \quad (3.2)$$

Le profil résultant est satisfaisant pour une utilisation en tant qu'état initial. Le décalage entre les courbes numérique et expérimentale vient du fait que la déformation est appliqué uniquement sur une profondeur de $1200 \mu\text{m}$ et qu'il y a rééquilibrage des contraintes sur l'ensemble de la pièce pour qu'elle retrouve un état de contraintes global nul (figures 3.2 et 3.3).

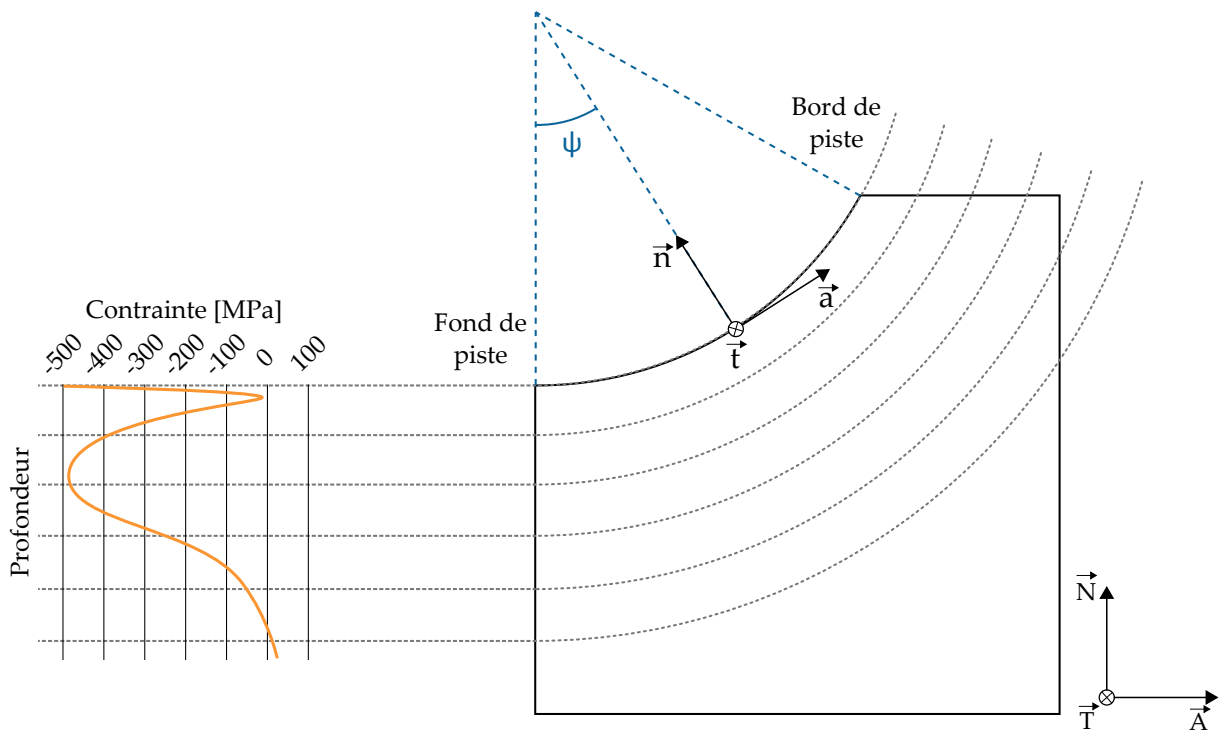


FIGURE 3.1 – Injection d'un profil de nitruration dans une géométrie de piste à billes.

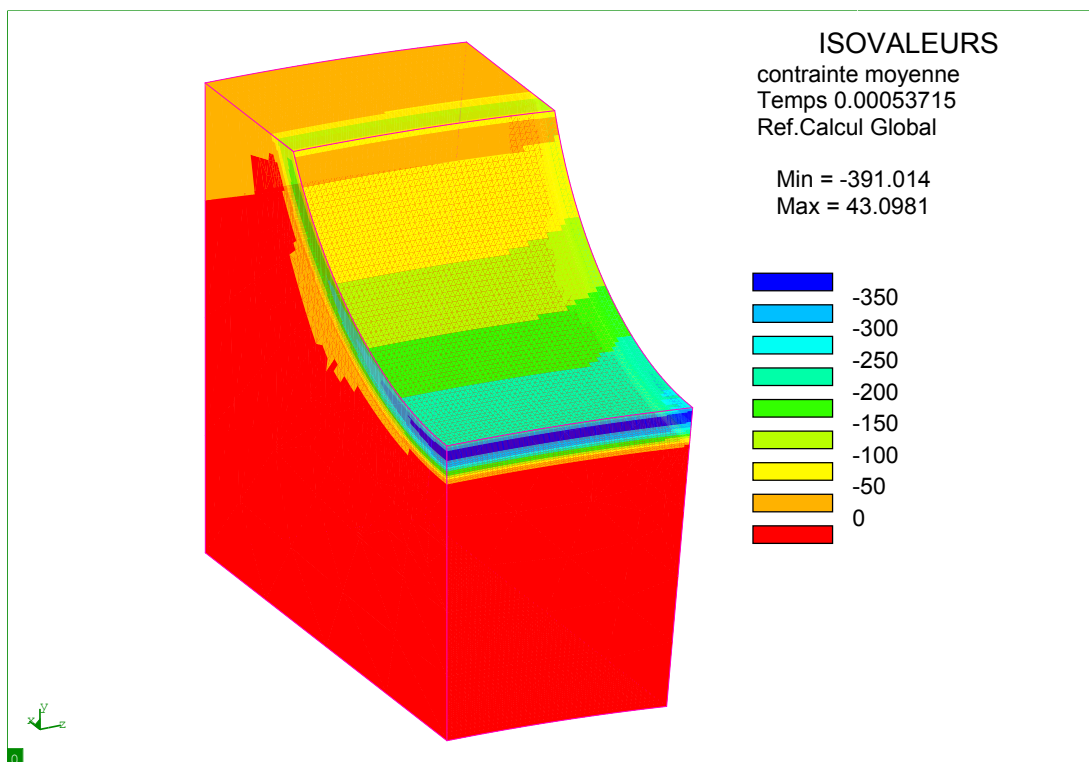


FIGURE 3.2 – Contrainte moyenne dans les éléments du modèle après nitruration.

Cette méthode ne peut pas reproduire l'effet de coin qui apparait par exemple en bord de piste (figure 3.1). En ce point, la concentration d'azote est plus forte à cause des effets

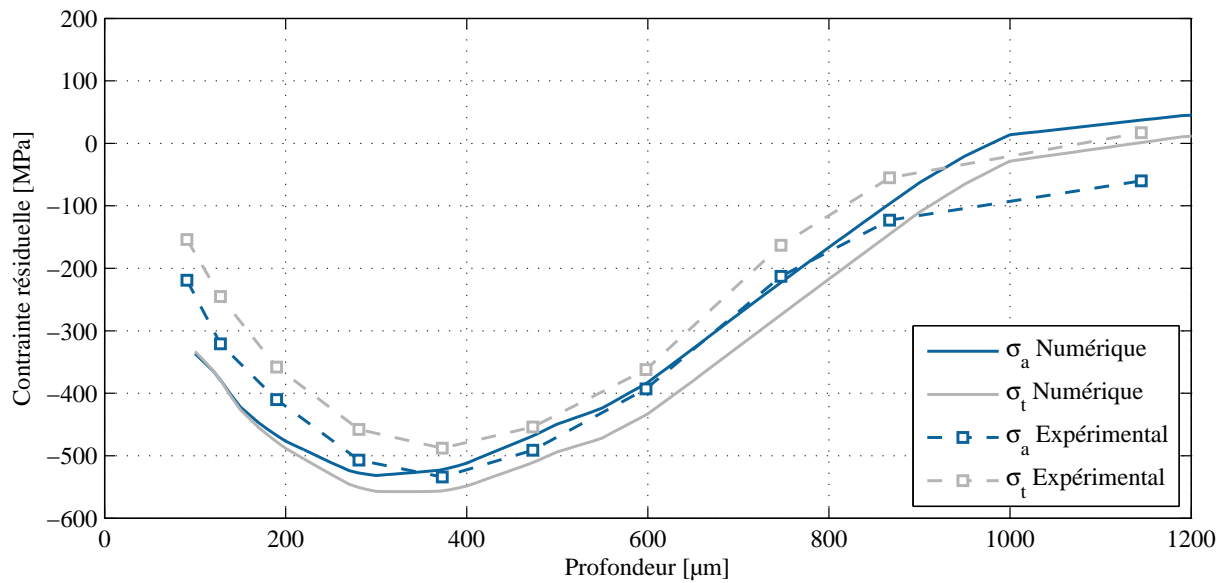


FIGURE 3.3 – Comparaison des profils de contraintes expérimentales et numériques injectés.

combinés de la diffusion par la piste et par la face cylindrique extérieure. Cet effet reste cependant négligeable par rapport au profil de contraintes sur la piste. Pour ce type de géométrie, les comparaisons sont effectuées en fond de piste, au même lieu que les mesures expérimentales.

3.1.2 Chaînage des procédés

Lors de la rectification, une épaisseur comprise entre 70 et 100 μm est retirée de la surface de la piste. L'emplacement auquel sera appliqué le chargement équivalent de rectification sur le profil de nitruration doit être respecté. Avant rectification, les éléments du volume de matière retirée sont donc désactivés, et la nouvelle piste exposée est utilisée pour l'application de l'outil (figure 3.4). L'effet de l'ajout de la nitruration avant rectification a été vérifié au cours du développement du modèle (Annexe D).

3.2 Reproduction des propriétés mécaniques de la couche nitrurée

La nitruration induit une modification des propriétés mécaniques du matériau sous la surface, notamment la limite d'élasticité. Afin d'améliorer la fidélité du modèle, une méthode de reproduction de la limite en fonction de la profondeur a été mise en place.

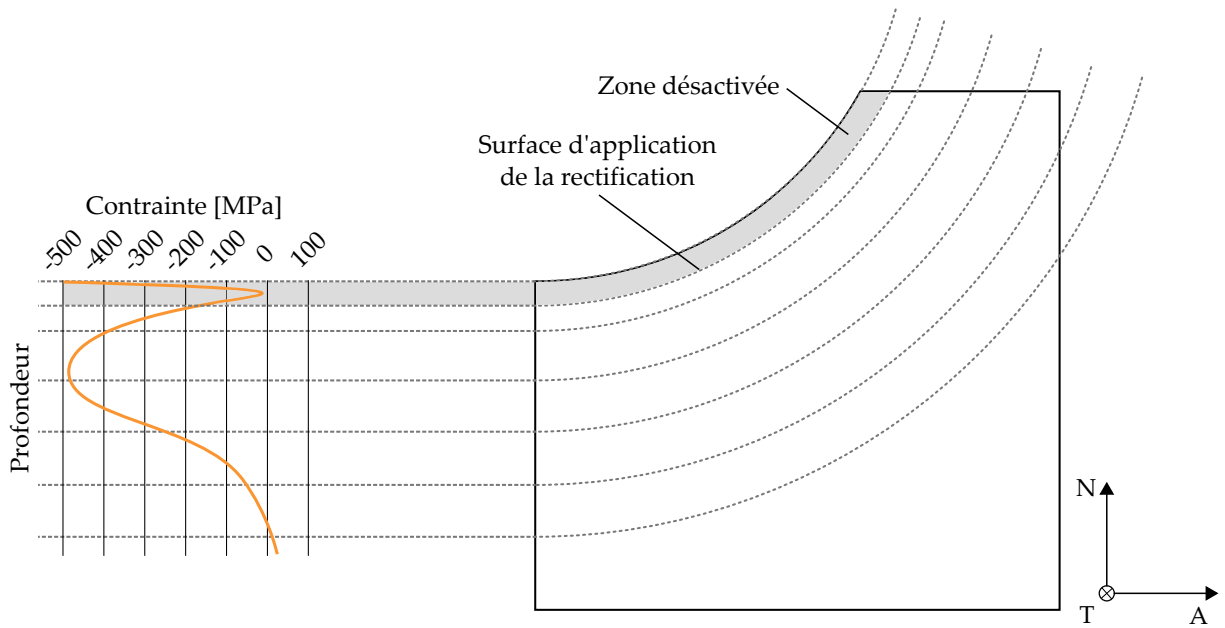


FIGURE 3.4 – Désactivation du volume retiré par rectification.

3.2.1 Estimation de la limite d'élasticité

La caractérisation de propriétés mécaniques dans la couche nitrurée est complexe, car les gradients sont très importants. Les éprouvettes doivent être de très faible taille. Elles doivent également être traitées et découpées de façon à récupérer une éprouvette aux caractéristiques uniformes dans toute sa section. En revanche, la limite d'élasticité d'un matériau est liée à sa dureté par la loi de Tabor :

$$HV \simeq 3 \times \sigma_{\text{él}} \quad (3.3)$$

Avec HV la dureté Vickers du matériau, exprimée en mégapascals. Le gradient de dureté sous la surface est relativement simple à obtenir. Il a été mesuré au cours de cette étude sur des pistes à billes (figure 2.18). Le profil de la limite d'élasticité en a donc été déduit (figure 3.5). Pour le métal de base, la limite est de 1000 MPa et la dureté de 400 HV. Ces valeurs donnent un coefficient de 0,25, qui a été conservé. Dans la couche nitrurée, un coefficient de 0,3 a été appliqué.

La limite d'élasticité varie aussi avec la température, de façon non-linéaire. Ce comportement a été pris en compte en affectant le coefficient à l'intégralité de la courbe (figure 3.6).

Les autres propriétés mécaniques thermodépendantes du 32CrMoV13 telles que le module d'Young E_w , la conductivité thermique λ_w , la masse volumique ρ_w et la capacité thermique massique c_w , ont été déterminées expérimentalement par une entreprise spécialisée. Elles ont été prises en l'état pour tout le volume de la pièce.

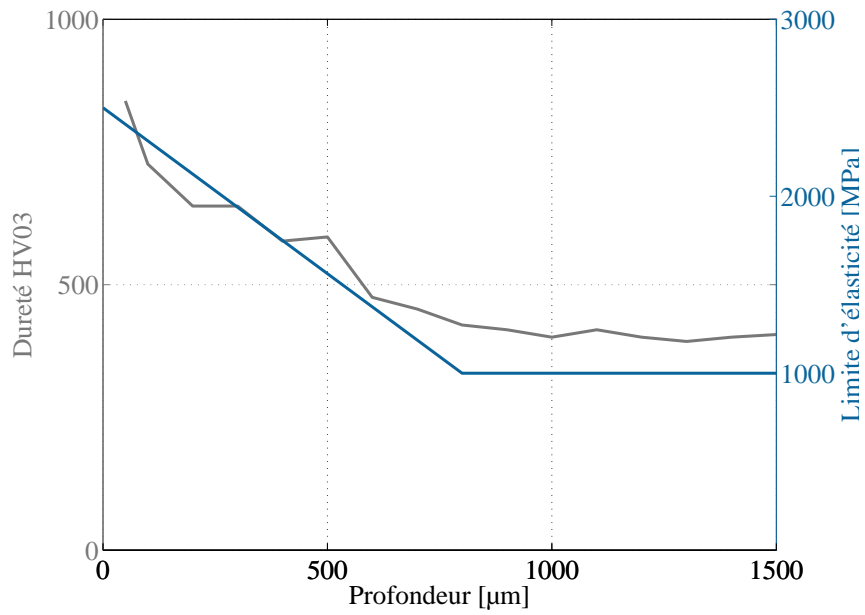


FIGURE 3.5 – Estimation de la limite d'élasticité en fonction de la profondeur.

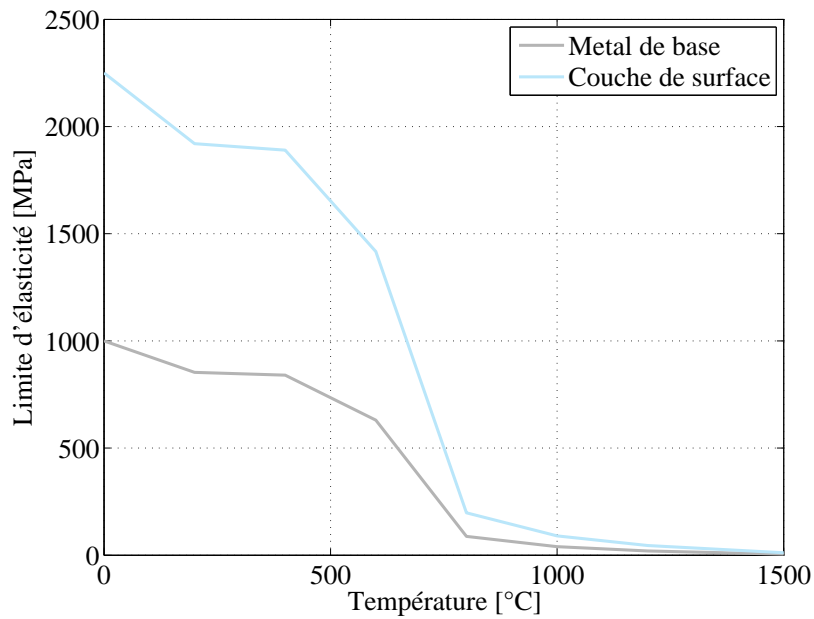


FIGURE 3.6 – Limite d'élasticité en fonction de la température pour le 32CrMoV13.

3.2.2 Méthode de reproduction des propriétés mécaniques

La méthode d'injection des contraintes résiduelles (cf. section 3.1) n'a pas pu être utilisée pour appliquer les propriétés mécaniques à chaque maille du modèle. Cela impliquerait de créer pour chaque maille un tableau de la limite d'élasticité en fonction de la température, ainsi qu'un tableau de définition de l'écroutissage isotrope, le tout pour chacune des six phases du métal.

Le modèle a été divisé en groupes de mailles de profondeur égale sous la surface. Un tableau de propriétés a été réalisé pour chaque groupe. Pour cette étude, un découpage en 7 groupes de $100\ \mu\text{m}$ de profondeur a été utilisé (figure 3.7).

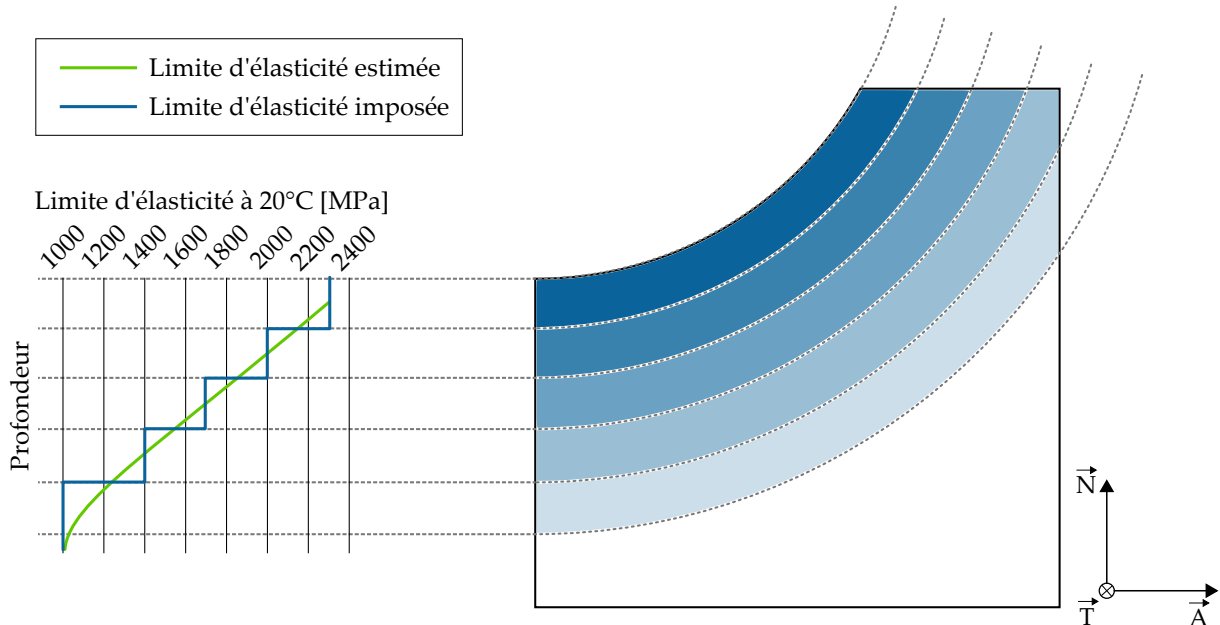


FIGURE 3.7 – Injection des propriétés mécaniques dans le modèle géométrique.

3.3 Influence du thermocouple sur la mesure

Le thermocouple utilisé pour obtenir les valeurs expérimentales de température à l'interface meule-pièce est noyé dans la pièce (figure 2.28). Il interfère donc avec le flux de chaleur entrant dans la pièce q_w et modifie la distribution de température au sein de celle-ci.

3.3.1 Modèle 2D thermique de rectification plane

Maillage et conditions aux limites

Le modèle géométrique utilisé pour cette étude est un rectangle dont la face du dessus subit le chargement thermique. Les quatre faces présentent de la convection avec l'air selon un coefficient h_{air} (figure 3.8). Le maillage est raffiné sous la face supérieure car le gradient thermique y est très élevé. Dans le reste de la pièce, le maillage est progressivement grossi pour améliorer le temps de calcul. Il a une hauteur de 5 mm et une longueur de 9.6 mm, afin de mesurer au moins cinq fois la longueur de la source.

Afin de connaître l'influence du capteur sur la mesure, un thermocouple feuille a été reproduit dans le maillage (figure 3.9). L'épaisseur du constantan est de $25\ \mu\text{m}$ et celle du

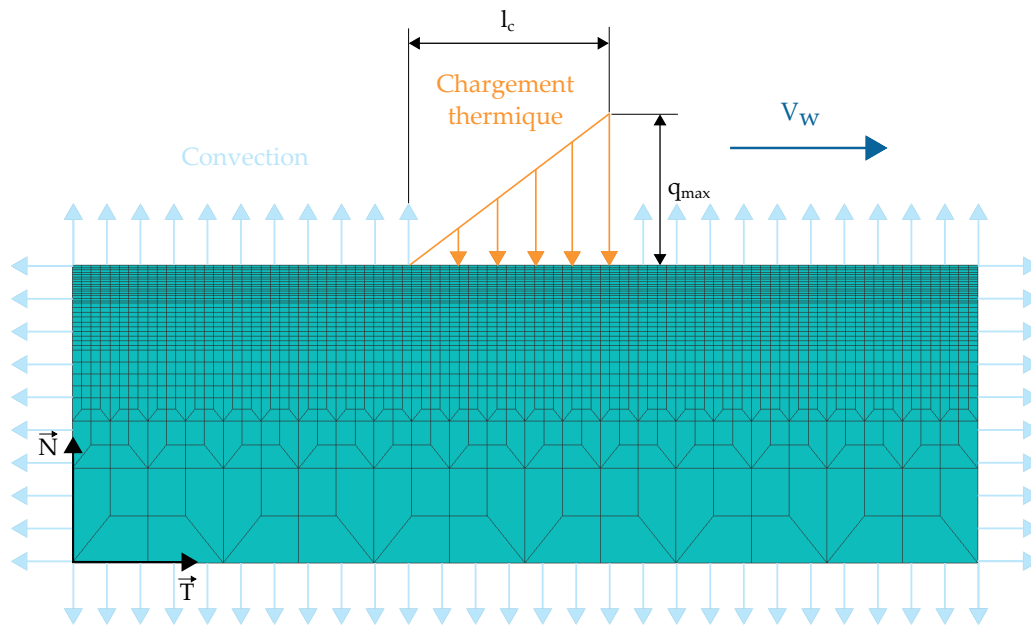


FIGURE 3.8 – Modèle géométrique et chargement du modèle 2D plan.

film polyimide de $12,7 \mu\text{m}$. Les propriétés thermiques de la table 3.1 ont été affectées aux éléments du thermocouple.

Le maillage est composé de 9392 éléments 2D quadrangles et 336 éléments 1D.

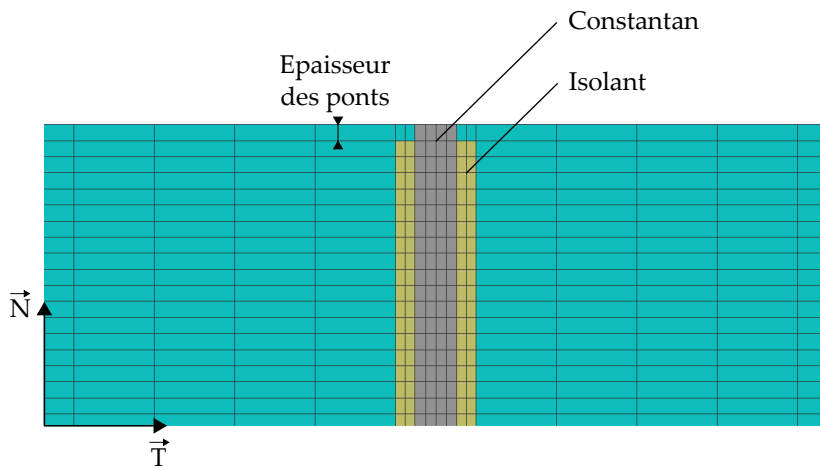


FIGURE 3.9 – Modélisation du capteur et des ponts.

TABLE 3.1 – Propriétés thermiques des éléments du thermocouple.

	32CrMoV13 (à 20°C)	Constantan	Film polyimide
λ [$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]	35	22	0,12
ρ [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$]	7790	8900	1420
c [$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]	4700	396	1090

Chargement thermique

La densité de flux thermique est distribuée linéairement, représentée par un triangle rectangle dont le front est positionné à l'avant de la meule. La densité maximale q_{\max} est réglable (figure 3.8). La source se déplace à une vitesse V_w sur la pièce.

3.3.2 Étude de l'influence sur la mesure

La distribution de la température est affectée de façon notable par le thermocouple. Il freine la propagation de la chaleur dans le massif, ce qui a pour effet de surestimer la température en surface (figure 3.10).

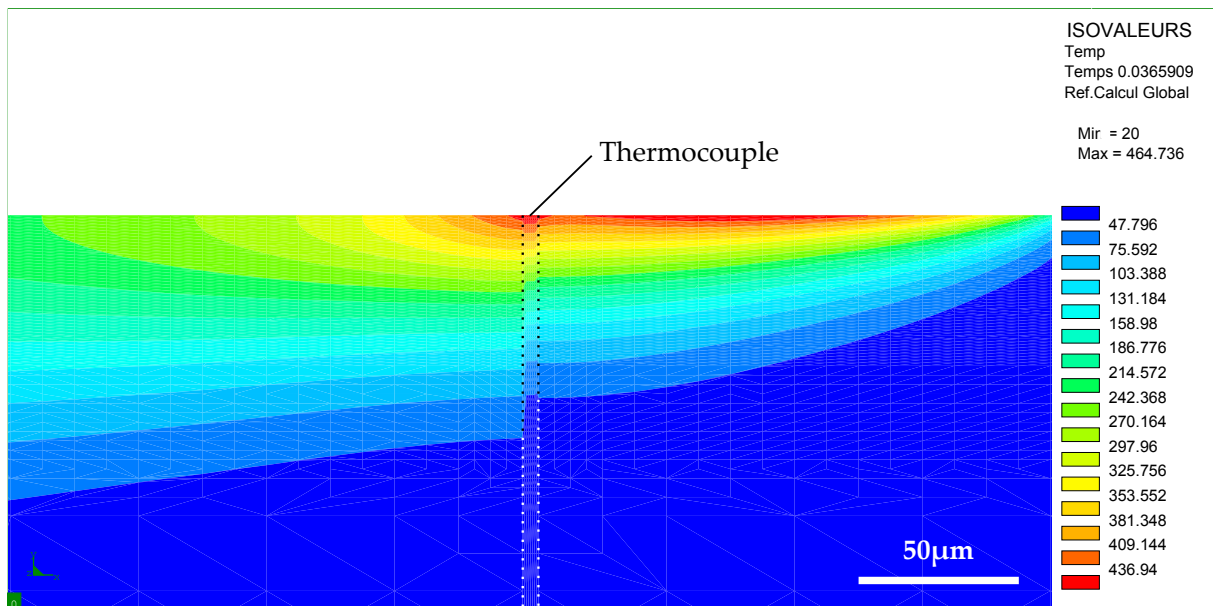


FIGURE 3.10 – Effet du thermocouple sur la distribution de température sous la source.

L'épaisseur des ponts a été variée de 0 à $100\ \mu\text{m}$ pour étudier son influence sur la mesure. La température maximale relevée au cours du passage de l'outil a été comparée à la température maximale sans thermocouple. Quatre conditions opératoires ont été testées (figure 3.11).

Lorsque l'épaisseur est nulle, la source est directement en contact avec l'isolant. La diffusion de la chaleur est alors très freinée à l'interface, et la température atteinte est très élevée. Ce cas n'est pas représentatif de la réalité expérimentale car il y a forcément présence de ponts du moment où il y a mesure. De plus, aux températures de rectification, l'isolant est détruit et emporté par les grains de la meule.

L'évolution de l'épaisseur montre que plus le pont est épais, plus la température mesurée est proche de celle sans interférence du capteur. L'écart s'est montré le plus grand dans le cas avec une faible profondeur de passe – donc un l_c petit – et une forte vitesse d'avance.

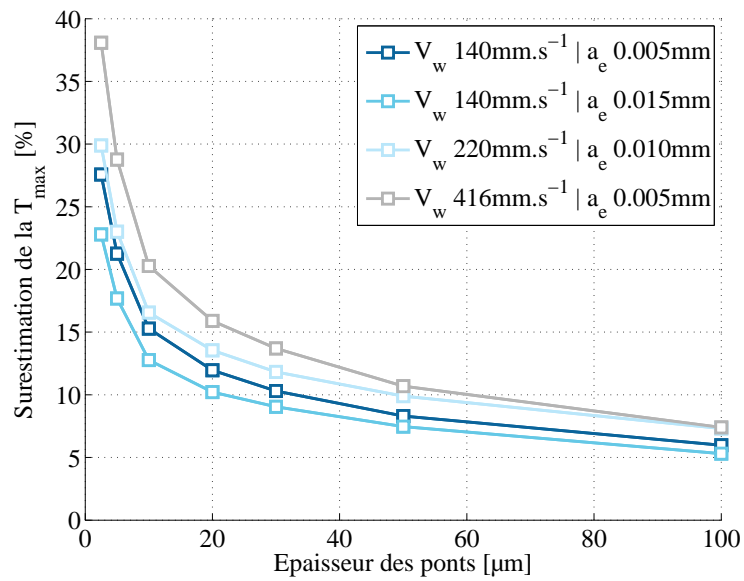


FIGURE 3.11 – Effet de l'épaisseur des ponts sur la température maximale relevée.

Il n'a pas été possible de déterminer l'épaisseur des ponts de façon expérimentale. Cependant, la fabrication d'un thermocouple avec une épaisse couche d'isolant a permis d'observer la profondeur sur laquelle le film polyimide se désagrège lors du passage de l'outil. L'épaisseur de l'isolant avant serrage était de $50 \mu\text{m}$, réalisée par deux couches de $25 \mu\text{m}$ (figure 3.12).

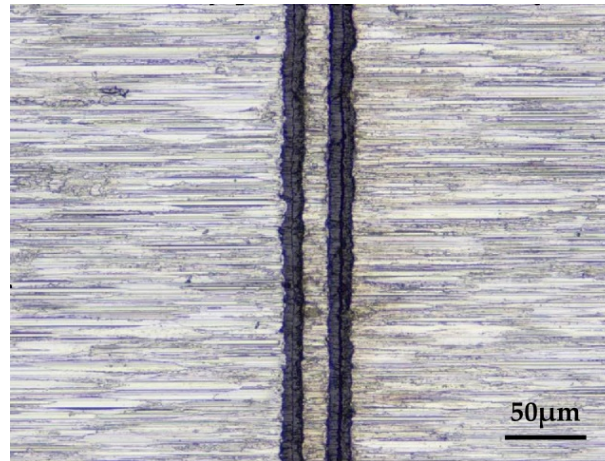


FIGURE 3.12 – Vue de dessus du thermocouple feuille avec $50 \mu\text{m}$ d'isolant.

Le thermocouple a été observé après rectification grâce à un moyen de mesure par variation focale *Alicona InfiniteFocus*. La carte topographique montre un décalage de l'isolant par rapport à la surface (figure 3.13).

L'extraction d'un profil présente une profondeur sur laquelle l'isolant s'est désagrégé : elle est ici comprise entre 5 et $10 \mu\text{m}$.

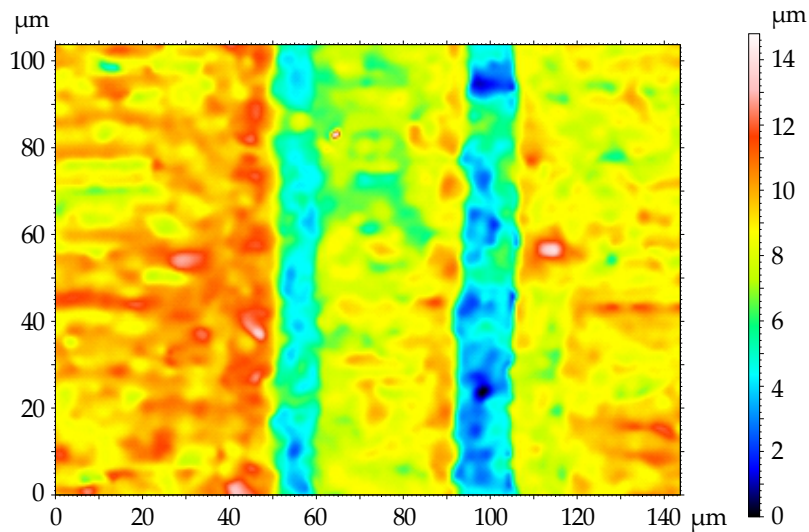


FIGURE 3.13 – Carte topographique du thermocouple feuille.

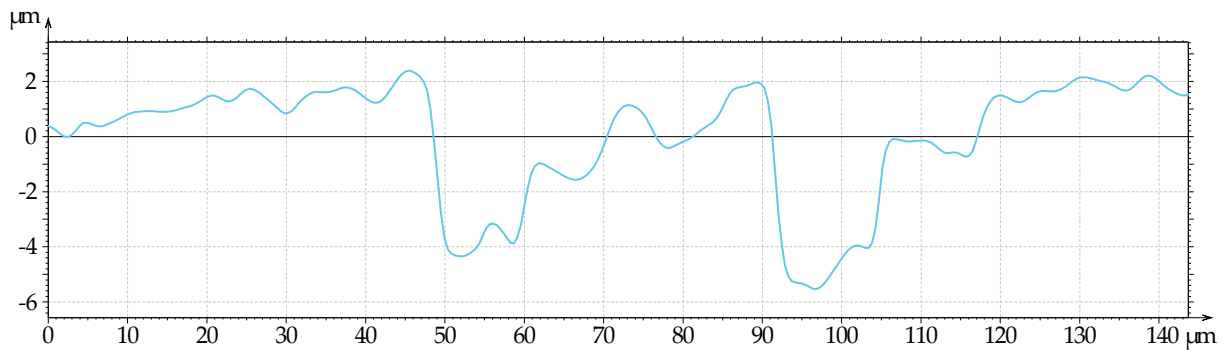


FIGURE 3.14 – Profil topographique du thermocouple feuille.

En conclusion, lors de l'utilisation du modèle pour la détermination du flux, une épaisseur de $10 \mu\text{m}$ a été retenue. Elle a un effet entre 10 et 20 % sur la surestimation de la température maximale.

3.4 Détermination de la longueur réelle de contact

3.4.1 Méthodes de détermination

La longueur de contact délimite la zone de la pièce sur laquelle le chargement thermomécanique est appliqué. La longueur théorique l_c théorique entre la meule et la pièce dans le plan (\vec{N}, \vec{T}) est calculée géométriquement grâce à l'équation 1.1 (page 18). Il est admis cependant que la longueur réelle l_c réelle est plus grande. Deux causes principales sont mises en avant : la déformation de l'outil avec la force centrifuge et la dilatation de la pièce due à l'échauffement. Différentes méthodes expérimentales ont été utilisées pour déterminer le ratio l_c réelle/ l_c théorique. La trace laissée par l'outil après des essais de

coupe interrompue a été observée [Brown et al. 1977]. La longueur des traces créées sur la pièce par une meule fendue a été mesurée [Gu and Wager 1990]. La durée du contact a été déterminée par le passage d'un courant dans l'interface meule/pièce [Zhou and van Lutterwelt 1992]. Des thermocouples feuille ont aussi été utilisés pour déterminer le temps de contact [Makino et al. 1966, Verkerk 1975, Lefebvre et al. 2012].

3.4.2 Caractérisation par thermocouple feuille

L'histoire thermique de la surface est pilotée par les caractéristiques thermiques du matériau, la convection avec l'air, et la forme de la source. Le comportement du matériau est connu et a été fourni au solveur par éléments finis. L'air autour de la meule est entraîné par celle-ci sous forme de couche limite, et son coefficient de convection h_{air} n'est pas connu. Les deux paramètres de la forme de la source, l_c réelle et q_{max} , restent à déterminer.

Dans cette étude, le ratio a été déterminé grâce au modèle à deux dimensions de la rectification plane (cf. section 3.3.1). Il a été obtenu en ajustant l_c réelle dans le modèle jusqu'à obtenir les résultats numériques les plus proches des relevés expérimentaux.

Chacun de ces paramètres a un impact principalement visible sur une caractéristique distincte de l'histoire thermique (figure 3.15). A l_c fixe, le flux q_w et donc la densité maximale q_{max} affecte principalement la température maximale atteinte au cours du passage. Lorsque q_{max} est figé, la longueur de contact l_c pilote la largeur du pic, avec une influence modérée sur la température maximale. Enfin, le coefficient d'échange h_{air} influe majoritairement sur la vitesse de refroidissement.

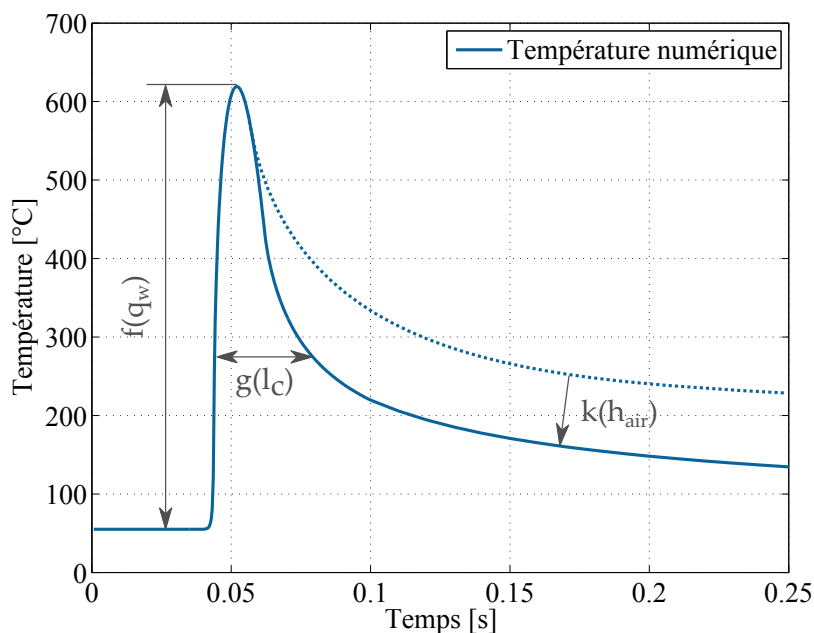


FIGURE 3.15 – Paramètres influents sur l'histoire thermique numérique.

La valeur optimale pour l_c et h_{air} a été déterminée pour plusieurs conditions opératoires. Le résultat optimal pour les essais était un ratio R_{l_c} de 1,3 (figure 3.16) pour la longueur de contact et un h_{air} de $50 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ (figure 3.17).

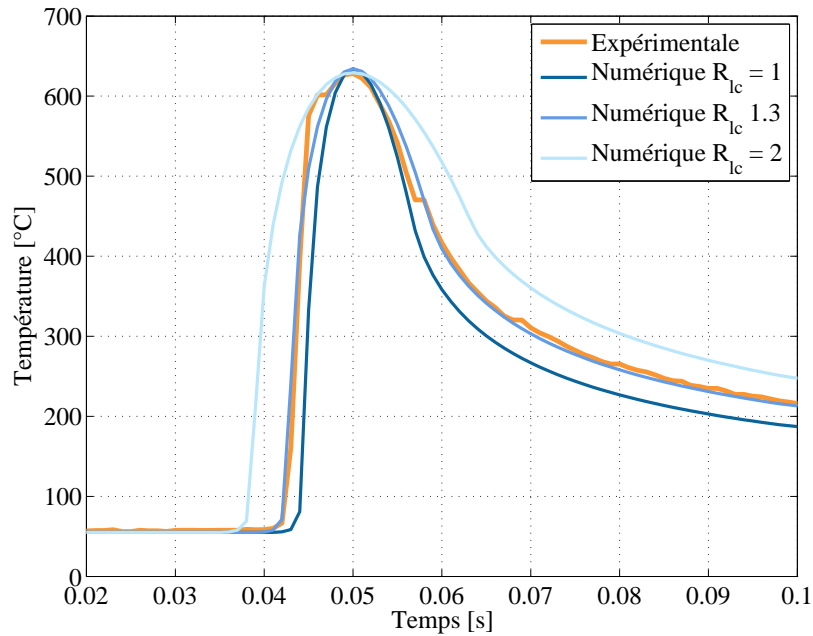


FIGURE 3.16 – Influence de l_c sur l'histoire thermique.

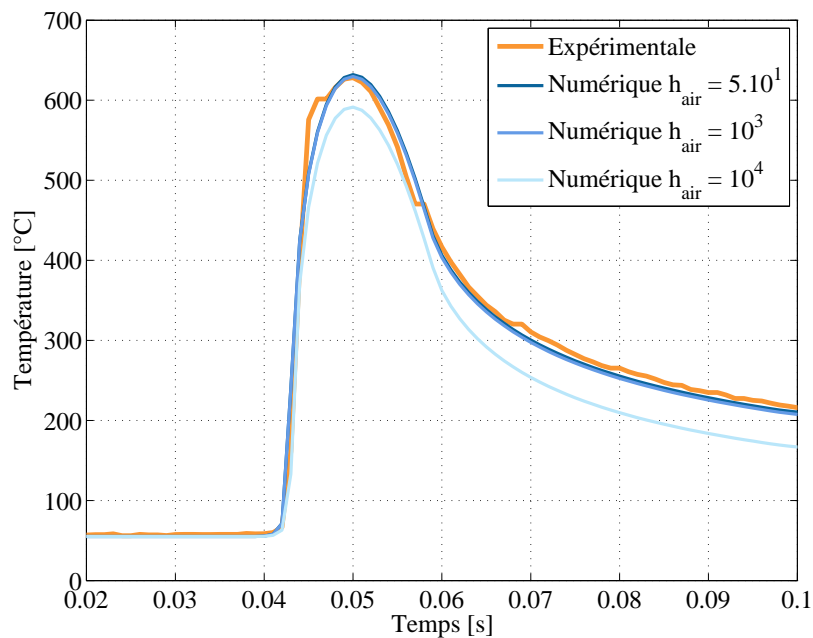


FIGURE 3.17 – Influence de h_{air} sur l'histoire thermique.

La valeur du ratio est comprise dans les valeurs données par la littérature [Rowe et al. 1993]. Le coefficient de convection est dans l'ordre de grandeur de la convection forcée dans l'air. Ces valeurs ont donc été utilisées pour tous les modèles de cette étude.

3.5 Effet de la thermique sur les contraintes résiduelles

L'histoire thermique subie par la surface rectifiée a un fort impact sur les contraintes résiduelles. L'utilisation de simulations numériques permet d'obtenir une information qu'il n'est pas possible d'avoir de façon expérimentale : l'histoire mécanique de la surface au cours du passage de la meule.

3.5.1 Modèle 3D thermomécanique de rectification plane

Maillage et conditions aux limites

L'observation des contraintes mécaniques dans les trois directions nécessite un modèle géométrique adapté. Celui utilisé pour cette partie est basé sur le maillage 2D. Il a une longueur de 6,4 mm, et est extrudé dans la troisième direction sur une largeur de 3 mm. Les faces supérieure et inférieure sont soumises à la convection avec l'air selon le coefficient h_{air} déterminé en section 3.4. L'échange avec les faces latérales est simulé par un coefficient d'échange thermique acier-acier h_c de $10^4 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ [Kaza 2010]. Le maillage comprend 74 400 éléments 3D hexaédriques et 11 440 éléments 2D sur la peau extérieure. Les propriétés mécaniques thermodépendantes du 32CrMoV13 ont été appliquées au modèle.

Chargement thermomécanique

La densité de flux thermique est répartie selon la forme triangulaire dans le sens d'avance de l'outil. Elle est constante dans la direction transversale, car il est supposé que l'outil a une action uniforme dans cette direction. La source est aussi grande que la pièce (figure 3.18). Les effets de bord ne sont pas étudiés. Les relevés de température sont réalisés sur une tranche centrale du modèle dans le plan (\vec{N}, \vec{T}) .

Les efforts macroscopiques mesurés de façon expérimentale donnent une pression à l'interface meule-pièce de quelques mégapascals. Les premières simulations ont montré que ce chargement mécanique a un effet négligeable sur la pièce par rapport aux effets thermiques. Ils ont donc été retirés pour l'étude, afin de n'avoir qu'un chargement thermique.

Calculs

La résolution par la méthode des éléments finis est effectuée en deux étapes séparées. Dans un premier temps, le calcul thermique est réalisée pendant le passage de la source. L'information de température à chaque pas de temps est ensuite reprise comme donnée d'entrée pour un calcul des effets mécaniques dus à la thermique. Ce type de découplage est appelé *couplage faible*.

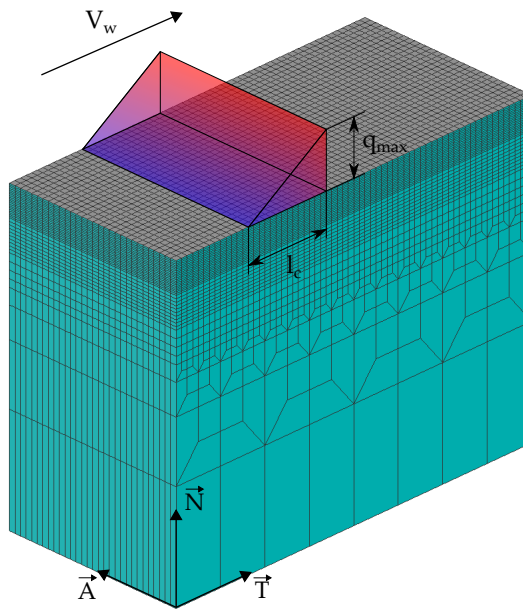


FIGURE 3.18 – Maillage et chargement thermomécanique.

Le temps de calcul pour un passage de la source et 60 secondes de refroidissement est de 8 min pour la partie thermique et 2 h 45 min pour la partie mécanique. Ces temps sont acceptables d'un point de vue industriel. Ces temps ont été mesurés pour des calculs réalisés sur un simple cœur cadencé à 3,7 GHz.

3.5.2 Étude de l'histoire thermomécanique au cours de la rectification

Lors du passage de la source sur la surface, l'échauffement local sous l'outil modifie l'état de contraintes dans les directions axiale et transversale (figures 3.19,3.20,3.21,3.22). La profondeur affectée par cette modification des contraintes est similaire à la profondeur de nitruration.

Les simulations numériques donnent la possibilité d'extraire les résultats de température et de contraintes au cours du passage du chargement sur la pièce. Ces informations, affichées sur la même échelle de temps pour un point de la surface de la pièce, montrent le lien entre l'échauffement et la mise en compression du matériau (figure 3.23(a)). Si le flux thermique dépasse une valeur critique, alors au moment de l'atteinte de la température maximale, une modification des contraintes peut avoir lieu (figure 3.23(b)). Dans ce cas, la surface de la pièce tend vers un état résiduel de traction au cours du refroidissement.

Les raisons de cette altération permanente des contraintes peuvent être visualisées en observant l'histoire d'un point de la surface dans un domaine *température-contrainte* (figure 3.24). En la comparant à la limite du domaine d'élasticité du matériau, on note qu'au cours du passage de la meule, la matière sous la surface peut passer dans le do-

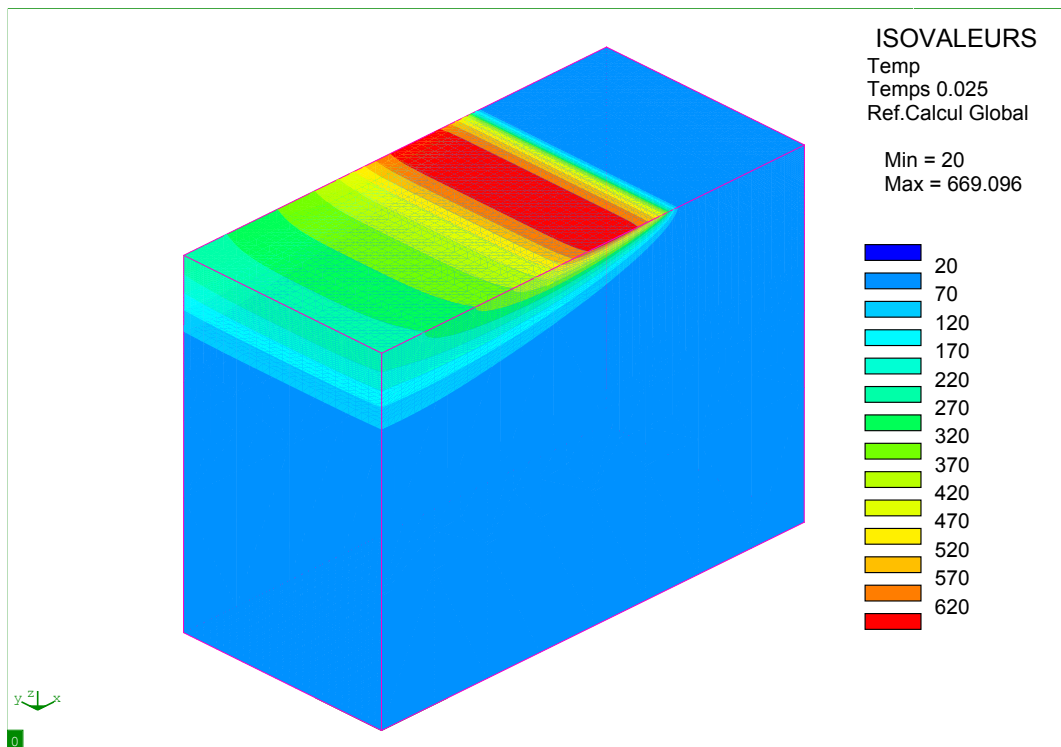


FIGURE 3.19 – Distribution de température – $V_w = 300 \text{ mm.s}^{-1}$, $a_e = 6 \mu\text{m}$, $t = 0,025 \text{ s}$.

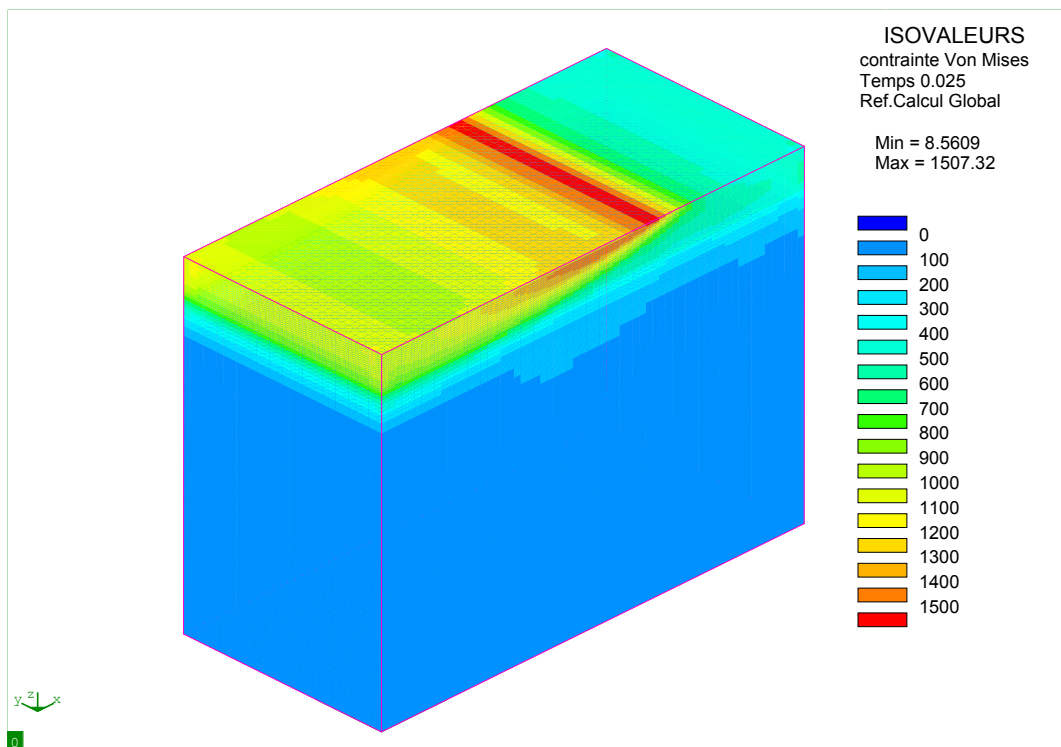


FIGURE 3.20 – Distribution de contrainte de von Mises σ_{vM} – $V_w = 300 \text{ mm.s}^{-1}$, $a_e = 6 \mu\text{m}$, $t = 0,025 \text{ s}$.

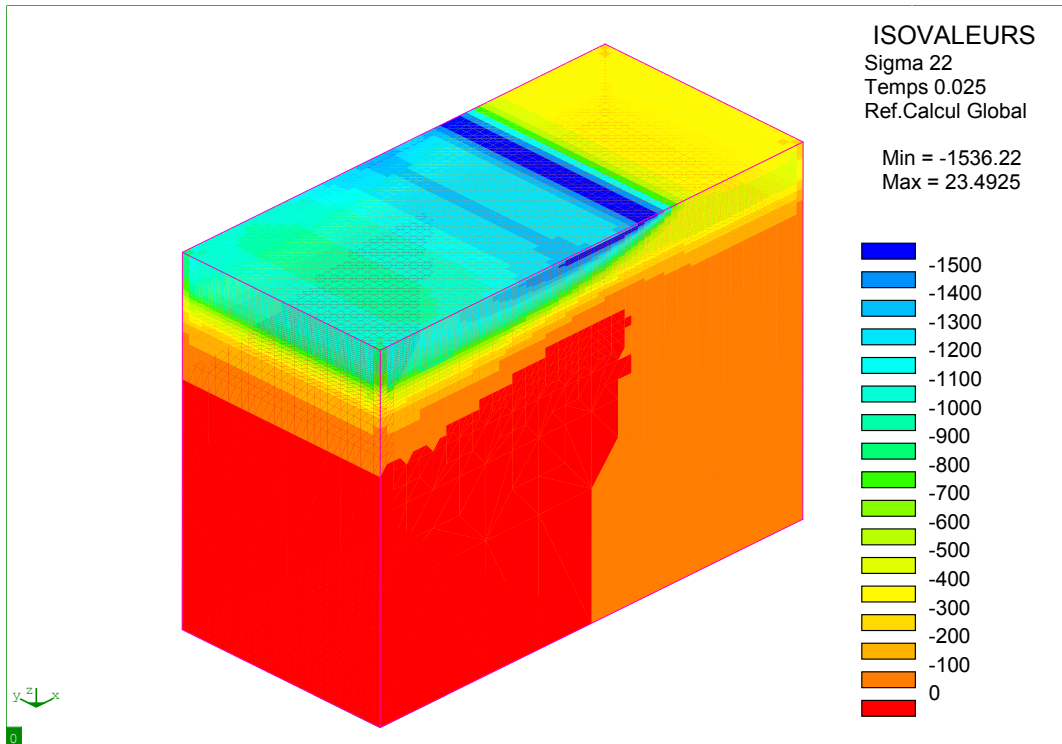


FIGURE 3.21 – Distribution de contrainte axiale $\sigma_A - V_w = 300 \text{ mm.s}^{-1}$, $a_e = 6 \mu\text{m}$, $t = 0,025 \text{ s}$.

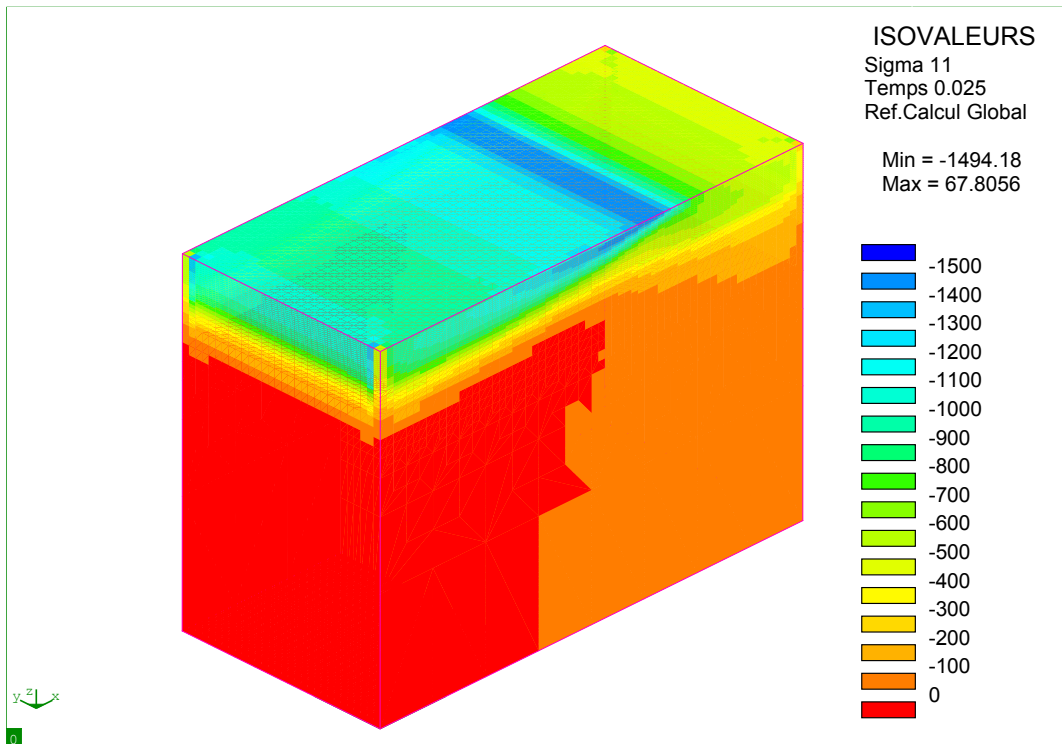
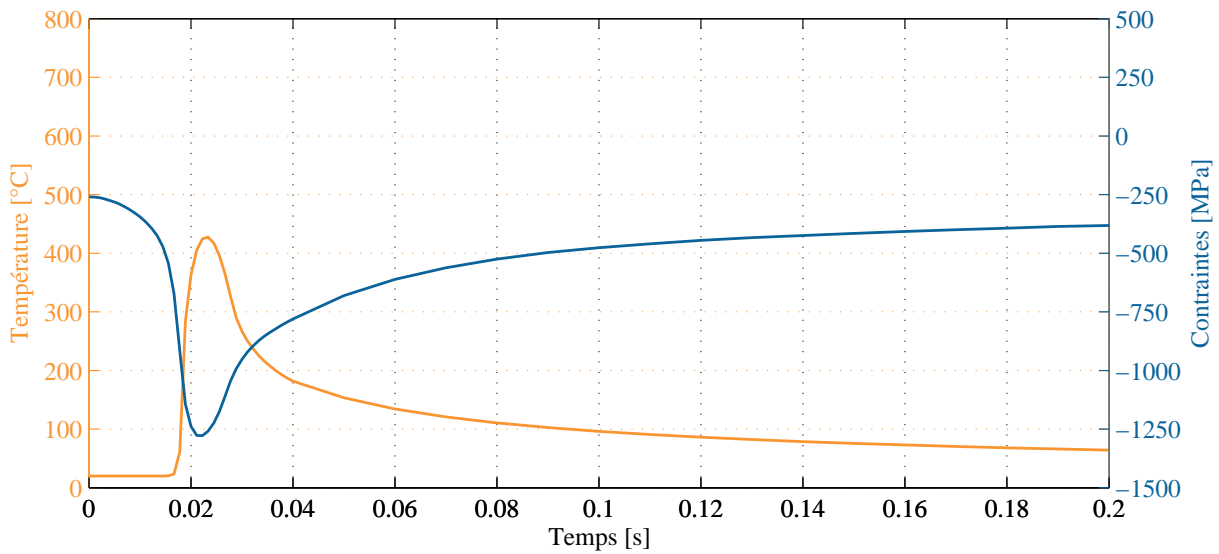
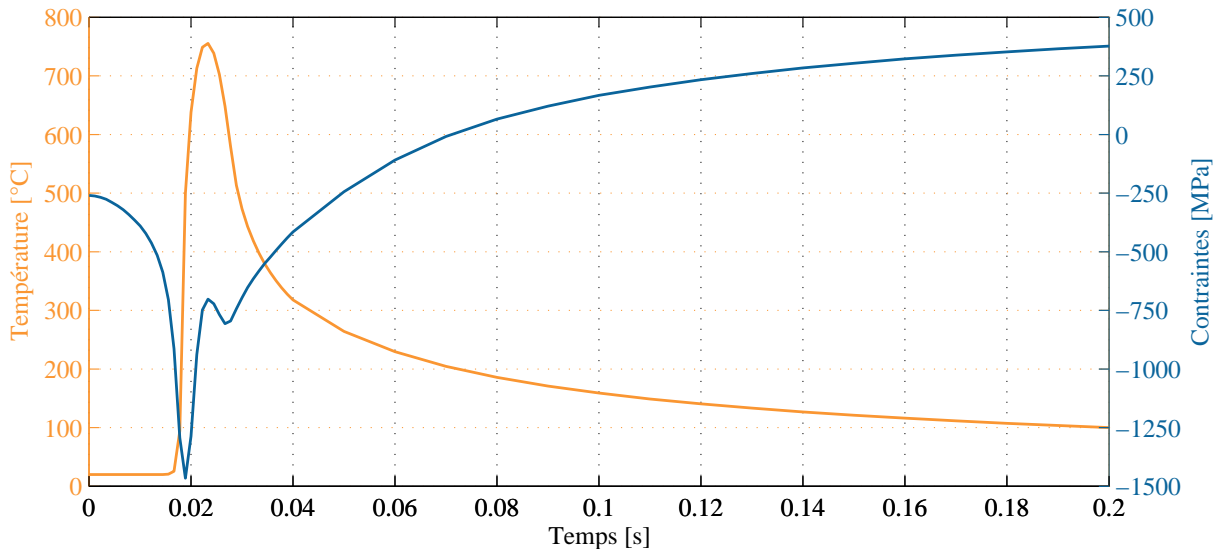


FIGURE 3.22 – Distribution de contrainte tangentielle $\sigma_T - V_w = 300 \text{ mm.s}^{-1}$, $a_e = 6 \mu\text{m}$, $t = 0,025 \text{ s}$.



(a) $V_w = 180 \text{ mm.s}^{-1}$, $a_e = 10 \text{ }\mu\text{m}$, $q'_w = 110 \text{ W.mm}^{-1}$.



(b) $V_w = 180 \text{ mm.s}^{-1}$, $a_e = 10 \text{ }\mu\text{m}$, $q'_w = 150 \text{ W.mm}^{-1}$.

FIGURE 3.23 – Histoire thermique et mécanique lors du passage de la source.

maine plastique. Cela se produit lorsque le flux thermique est suffisamment élevé. Lors du refroidissement, cette déformation subsiste.

Au cours de la rectification, la matière sous la surface est chauffée fortement, de façon très locale. Ce volume doit se dilater, mais il est limité en déplacement dans les directions parallèles à la surface par le reste du massif, qui lui est froid (figure 3.25). La contrainte mécanique augmente donc fortement. La limite d'élasticité du matériau étant plus faible à haute température, il y a plastification locale. Lors du refroidissement, la zone affectée se retrouve en traction. La source se déplaçant à la surface, ce mécanique affecte progressivement toute la surface rectifiée.

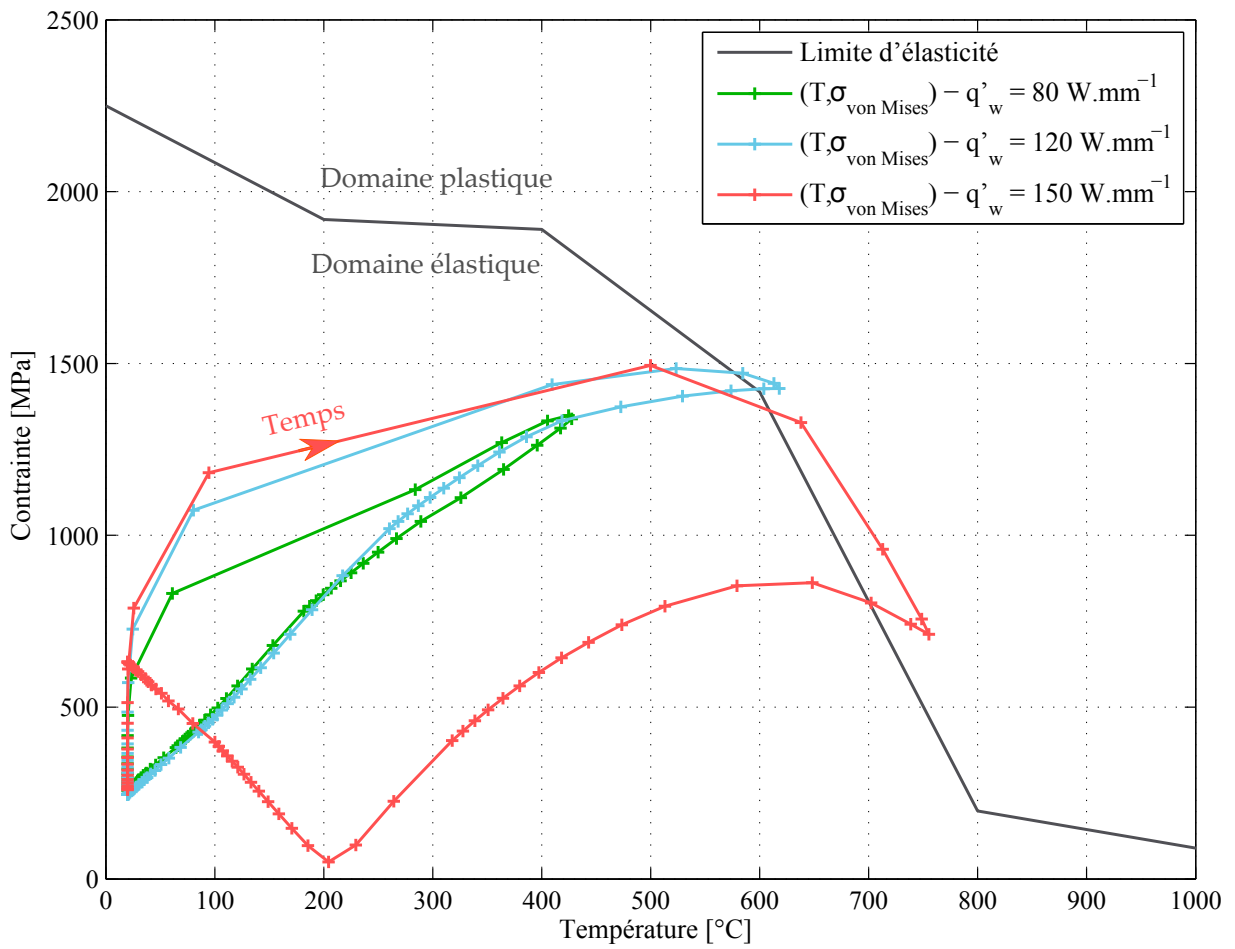


FIGURE 3.24 – Evolution de la surface dans le domaine température-contraintes – $V_w = 180 \text{ mm.s}^{-1}$, $a_e = 10 \mu\text{m}$.

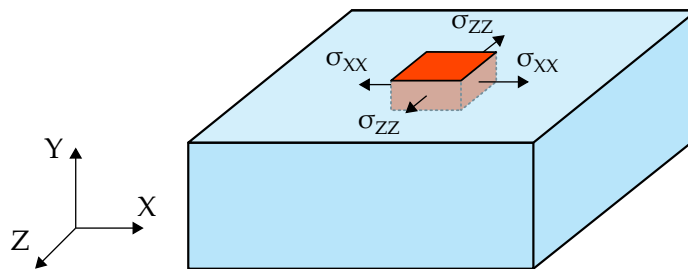


FIGURE 3.25 – Contraintes mécaniques subies par un volume de matière chauffé localement.

3.5.3 Impact sur les contraintes résiduelles

Le passage de la source thermique peut donc avoir un effet sur les contraintes résiduelles de la pièce. Si la puissance est faible, le profil de contraintes final est identique à celui avant le passage de la source. En revanche, si la puissance augmente, le profil final est affecté en surface par une augmentation des contraintes en traction (figure 3.26).

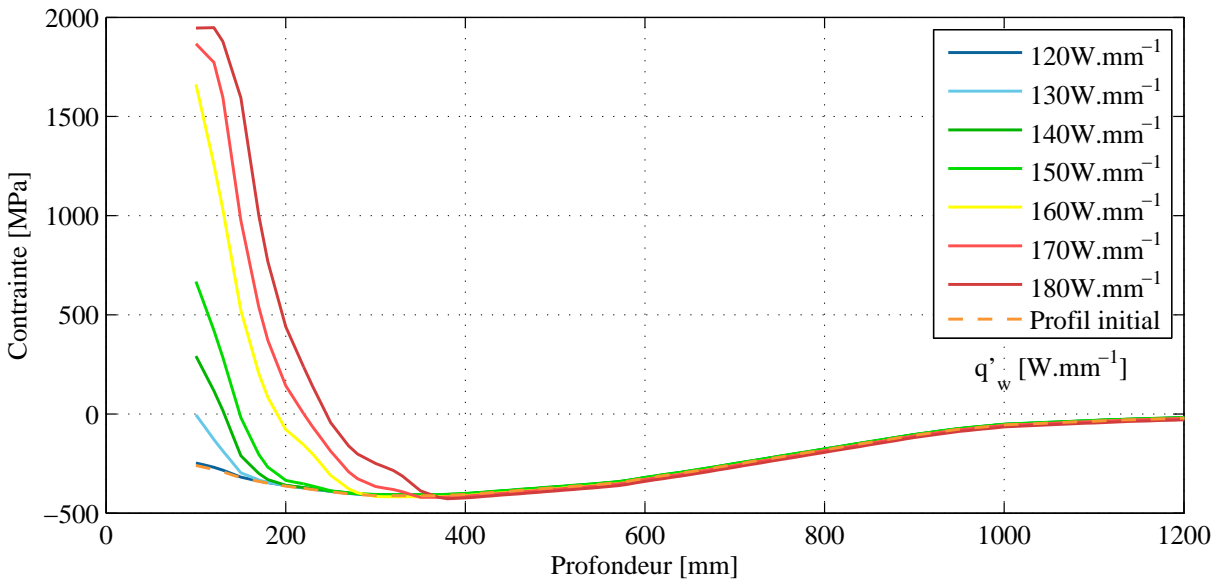


FIGURE 3.26 – Influence de q'_w sur le profil de contraintes résiduelles – $V_w = 180 \text{ mm.s}^{-1}$, $a_e = 10 \mu\text{m}$.

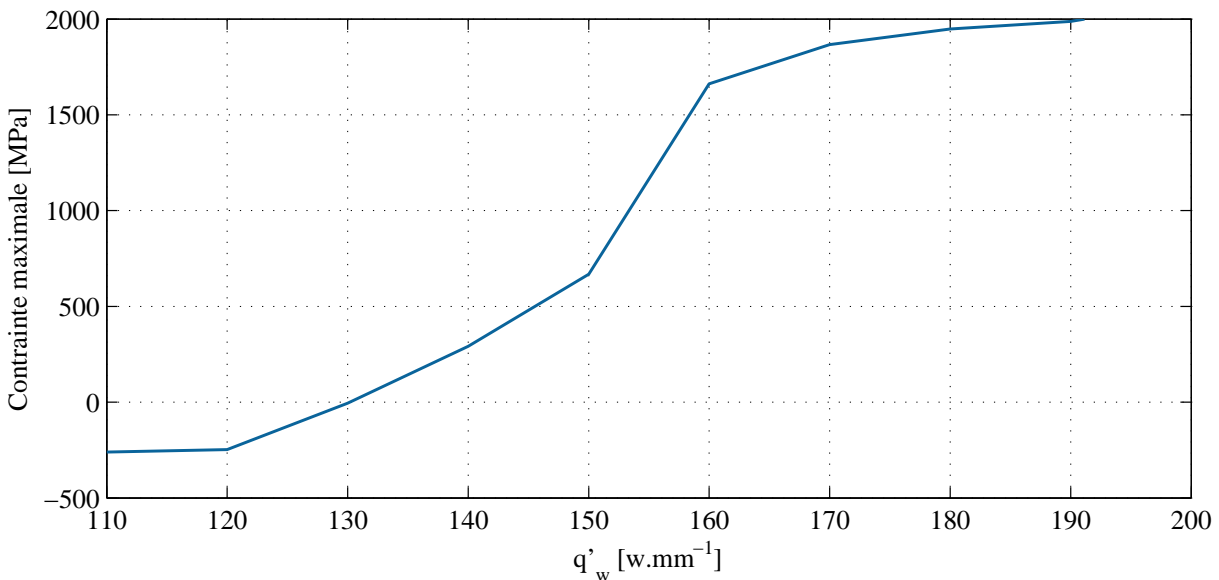


FIGURE 3.27 – Influence de q'_w sur les contraintes résiduelles en surface – $V_w = 180 \text{ mm.s}^{-1}$, $a_e = 10 \mu\text{m}$.

L'évolution de cet effet peut être observé en traçant la contrainte résiduelle maximale en fonction du flux thermique injecté (figure 3.27). Une limite de non-modification et

une limite d'effet maximal peuvent être notées. Entre ces deux limites, l'évolution est continue.

3.6 Détermination de la densité de flux thermique

Pour créer un modèle de reproduction des effets thermiques et mécaniques de la rectification, il faut connaître la puissance thermique injectée à la surface par l'outil. Les informations expérimentales permettent de déterminer celle-ci par méthode inverse. Deux approches différentes ont été effectuées : la comparaison des histoires thermiques expérimentales et numériques, et la comparaison des profils de contraintes résiduelles après rectification. Les données expérimentales sont issues des essais de rectification plane (cf. section 2.8).

3.6.1 Détermination à partir des températures

Comparaison des histoires thermiques expérimentales et numériques

En raison des résultats expérimentaux peu satisfaisants en termes de température mesurée sur les pièces nitrurées, la détermination du flux thermique a été effectuée sur les éprouvettes non-traitées.

Pour chaque jeu de conditions opératoires, l'identification du flux thermique est faite en comparant l'histoire thermique numérique à l'histoire expérimentale. La moyenne des élévations de températures ($T_{\max} - T_{\text{initiale}}$) de tous les passages de l'outil avec ce jeu de conditions a été calculée. Ensuite, le pic dont l'élévation est la plus proche de la moyenne a été sélectionné et extrait du relevé. Il sert alors de référence pour la caractérisation de q'_w .

Le modèle numérique est initialisé à la température expérimentale. La valeur de q_w est ensuite déterminée par dichotomie. L'histoire thermique numérique est comparée à la courbe expérimentale (figure 3.28). Le critère de comparaison est la différence relative entre les courbes, point à point. Pour chaque pas de discrétisation du temps – à savoir ici 1 ms – la différence relative est notée :

$$r = \frac{|T_{\text{numérique}} - T_{\text{expérimentale}}|}{T_{\text{expérimentale}}} \quad (3.4)$$

Un histogramme de r est ensuite établi. Il donne ainsi la répartition de la différence relative (figure 3.28). Plus la distribution est serrée vers zéro, plus les histoires sont proches. Plus le pic est resserré sur lui-même, plus la différence relative est constante.

Les résultats numériques ont montré une excellente capacité du modèle à reproduire l'histoire thermique vue par le thermocouple.

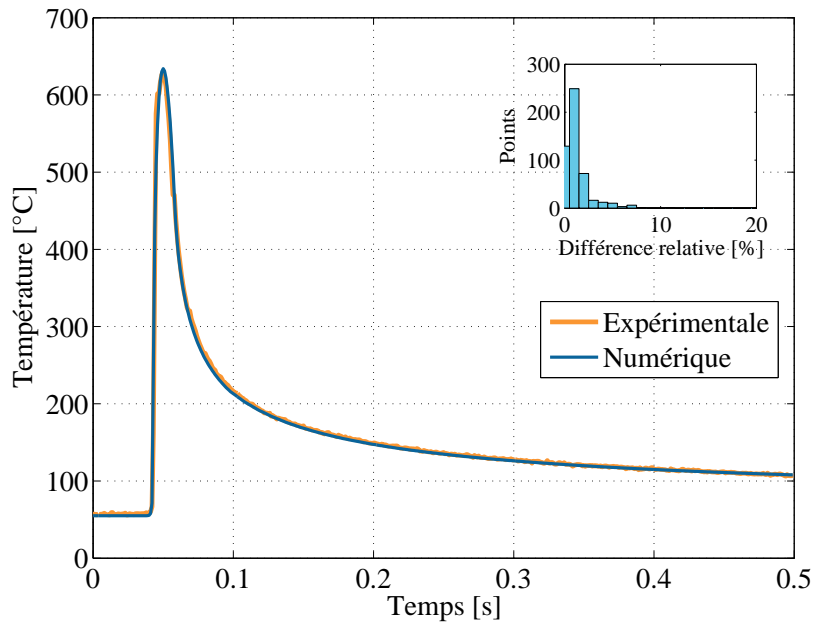


FIGURE 3.28 – Comparaison de l’histoire thermique expérimentale et numérique – $V_w = 140 \text{ mm.s}^{-1}$, $a_e = 15 \mu\text{m}$.

Étude sur le domaine $a_e - V_w$

Pour chaque point du domaine, le flux thermique générant la température correspondant à la moyenne expérimentale a été trouvée. Ceci a été fait grâce au modèle 2D avec thermocouple feuille (figure 3.9). Le point de mesure numérique est le nœud de la surface situé au centre du thermocouple. Les valeurs ont ensuite été interpolées entre ces points pour former un domaine (figure 3.29).

On peut remarquer une évolution en forte corrélation avec le débit spécifique Z'_w . Une description du flux thermique sur le domaine peut donc être donnée sous la forme :

$$q'_w = \alpha (Z'_w)^\beta \quad (3.5)$$

La meilleure approximation de ce type fixe α à 57, 1 et β à 0, 77 (figure 3.30). L’erreur relative est faible sur les points du centre du domaine. Tout comme pour les estimations expérimentales de la température et des efforts, l’erreur est conséquente pour les faibles valeurs de a_e .

3.6.2 Détermination à partir des contraintes résiduelles

Méthode de simulation

La comparaison des contraintes expérimentales et numériques ne peut pas être réalisée pendant la coupe. Elle est faite *a posteriori* en comparant les gradients sous la surface rectifiée. Expérimentalement, la rectification est réalisée par une succession de nombreuses

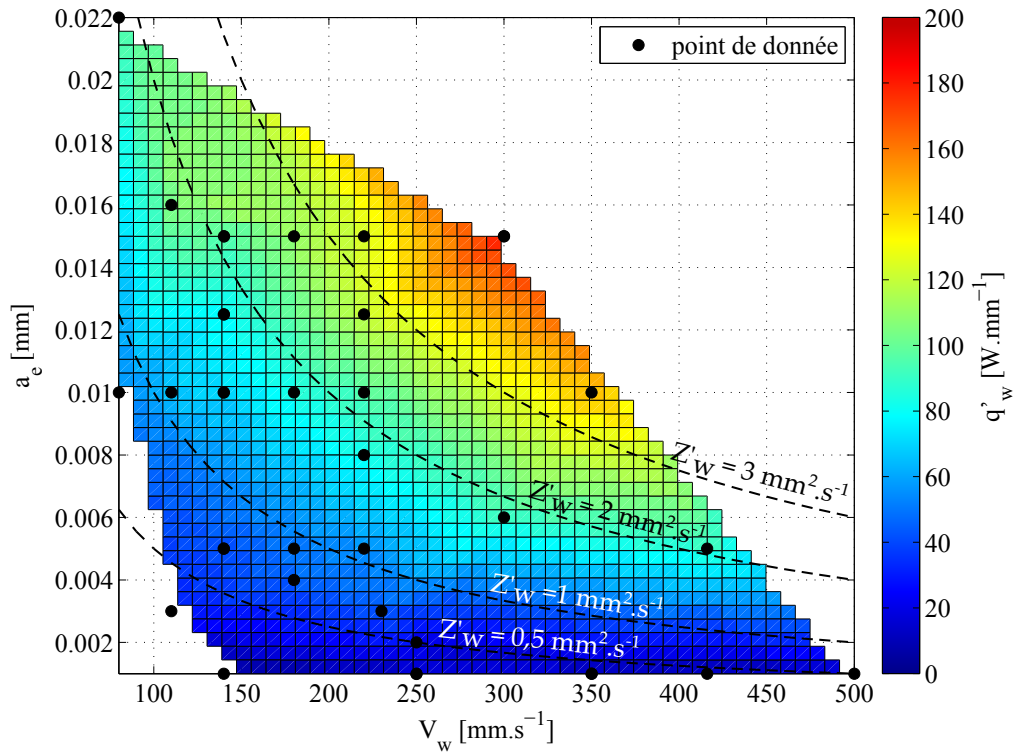


FIGURE 3.29 – Interpolation de q'_w sur le domaine $V_w - a_e$ à partir de la température.

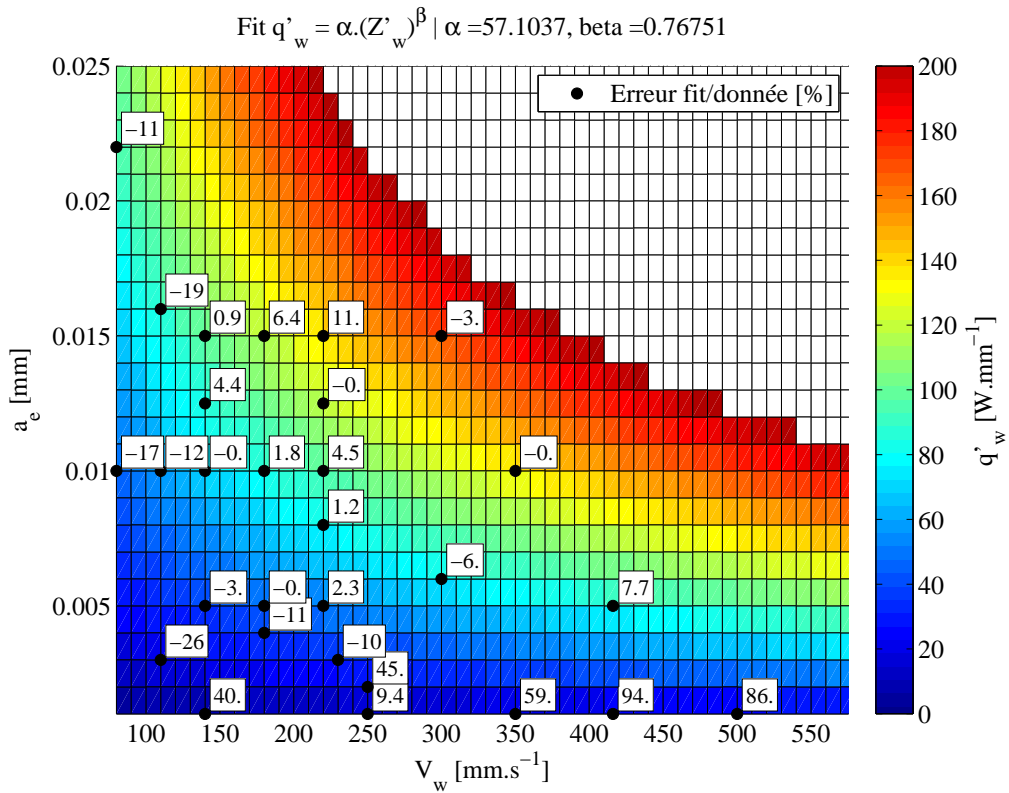


FIGURE 3.30 – Estimation de q'_w sur le domaine $V_w - a_e$ à partir de la température.

passes, mais cette quantité de passages de la source thermique ne peut pas être effectuée avec le modèle. Ceci est dû à des raisons de temps de calcul et de volume de données trop importants. Un seul passage de l'outil numérique est donc réalisé avant la comparaison des profils. Il est supposé que l'altération des contraintes soit causée par le dépassement d'un seuil limite, et non d'une progression au cours des passes. Le massif est initialisé à une température de 20 °C.

Comparaison des profils

Les valeurs expérimentales de contraintes résiduelles sont issues des essais sur le matériau nitruré (cf. section 2.8.5). Ces profils ont servi de référence pour identifier le flux thermique. Le critère utilisé pour la détermination est la contrainte maximale. Le profil numérique présente une profondeur de modification plus grande que l'expérimental (figure 3.31). Ceci peut être dû aux propriétés mécaniques de la couche nitrurée. Il a en effet été observé que la mise en place d'une limite d'élasticité plus élevée a tendance à limiter la profondeur affectée par la mise en traction (Annexe E). Il peut ainsi être supposé que l'estimation de la limite d'élasticité imposée au modèle est en deçà de sa valeur réelle.

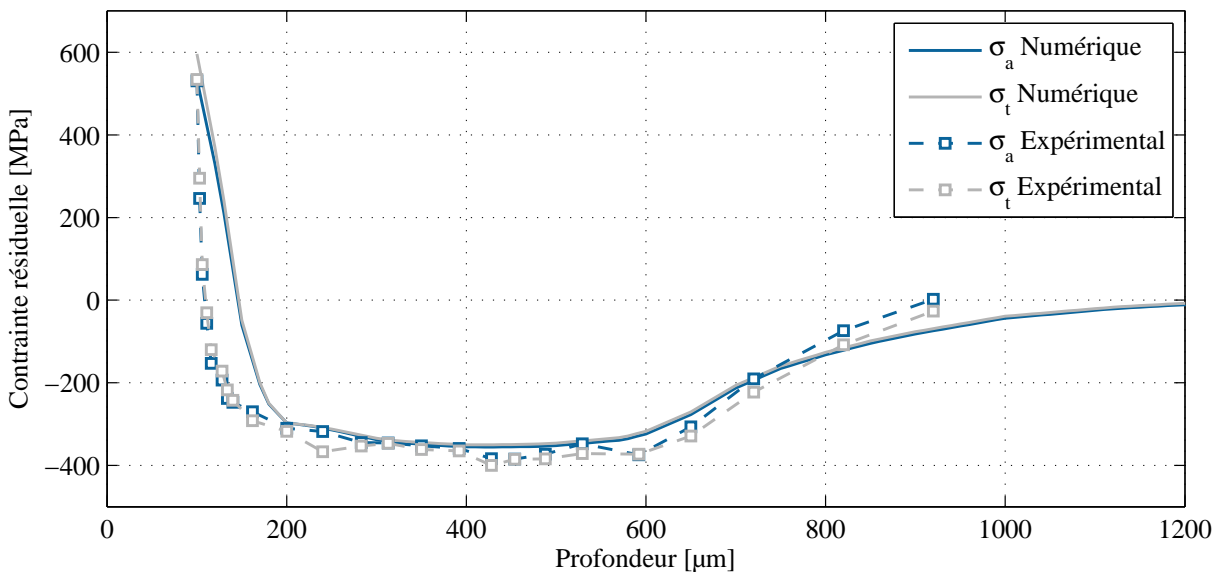


FIGURE 3.31 – Comparaison des contraintes résiduelles expérimentales et numériques – $V_w = 35 \text{ mm.s}^{-1}$, $a_e = 10 \mu\text{m}$.

Étude sur le domaine $a_e - V_w$

Le flux thermique spécifique déduit à partir des mesures de contraintes résiduelles présente une évolution similaire à celui calculé à partir des mesures de températures ou de contraintes. La vitesse d'avance a un rôle plus important que la profondeur de passe dans la génération de contraintes de traction (figure 3.32). Ceci peut s'expliquer par le fait que l'augmentation de la vitesse relative entre les grains et la surface crée un étirement

plus important de la surface. Le fait que la contrainte la plus élevée soit trouvée de façon systématique dans la direction tangentielle conforte cette théorie.

Bien que dans le même ordre de grandeur, le flux calculé grâce aux contraintes résiduelles est plus élevé que celui identifié grâce aux mesures de température sur le matériau non nitruré (figure 3.29). Les températures expérimentales pour le matériau nitruré sont inférieures à celles du non-traité, ce qui signifie que les flux thermiques proposés par le modèle sont encore plus faibles. Ainsi, l'écart est encore plus important.

Afin de comprendre cette différence, il conviendrait de vérifier les résultats expérimentaux en utilisant un autre moyen de mesure. La forme de la source a une influence sur la température à la surface [Brosse 2009], mais la forme triangulaire a été validée lors de cette étude. Elle n'a donc pas été modifiée. Une piste d'étude est la température initiale de la pièce. En effet, les simulations ont été réalisées avec un massif initialisé à 20 °C. Cependant, il a pu être remarqué pendant les essais que la pièce subissait une élévation globale de température. Cette dernière n'a pas été mesurée, mais il semblerait qu'elle influe sur la puissance à injecter pour créer des déformations plastiques.

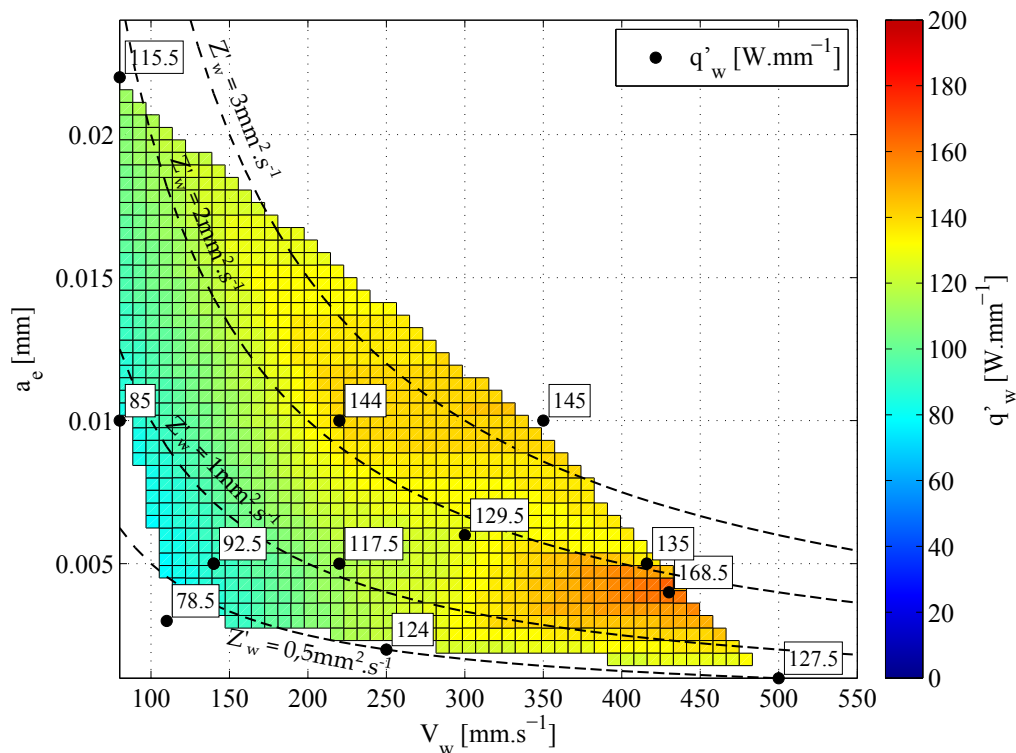


FIGURE 3.32 – Interpolation de q'_w sur le domaine $V_w - a_e$ à partir des contraintes résiduelles.

La méthode de détermination du flux thermique par l'observation des contraintes donne des résultats cohérents vis-à-vis des autres méthodes. Pour réaliser ce type de modèle, beaucoup plus d'hypothèses ont du être posées que pour une étude purement thermique. Les sources d'erreur sont donc plus nombreuses. Cette méthode présente ainsi surtout un fort intérêt pour les cas où l'instrumentation n'est pas possible.

Influence de la température initiale

Les contraintes résiduelles à la surface étant dictées par la température atteinte au cours de la rectification, il convient d'étudier l'influence de la température initiale de la pièce. La rectification d'une pièce a été simulée dans des conditions identiques en termes de vitesse, largeur de contact et puissance thermique appliquée. Seule la température d'initialisation des nœuds du modèle a été modifiée. Il apparaît que la température maximale évolue de façon linéaire en fonction de la température initiale, alors que la contrainte résiduelle maximale présente une croissance non-uniforme (figure 3.33). La température de la pièce avant passage de l'outil a donc une très forte influence sur son état final.

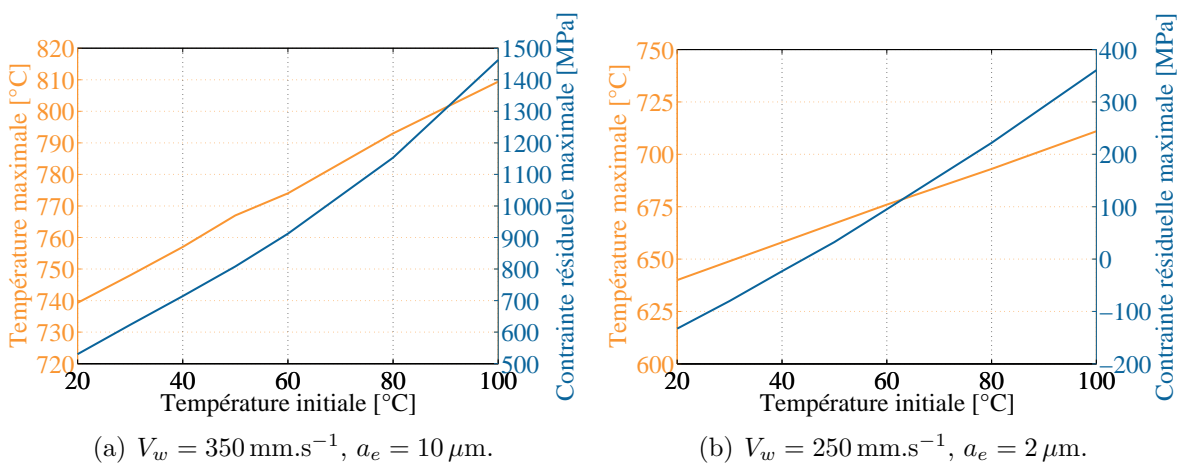


FIGURE 3.33 – Influence de la température initiale sur la température maximale et la contrainte résiduelle maximale.

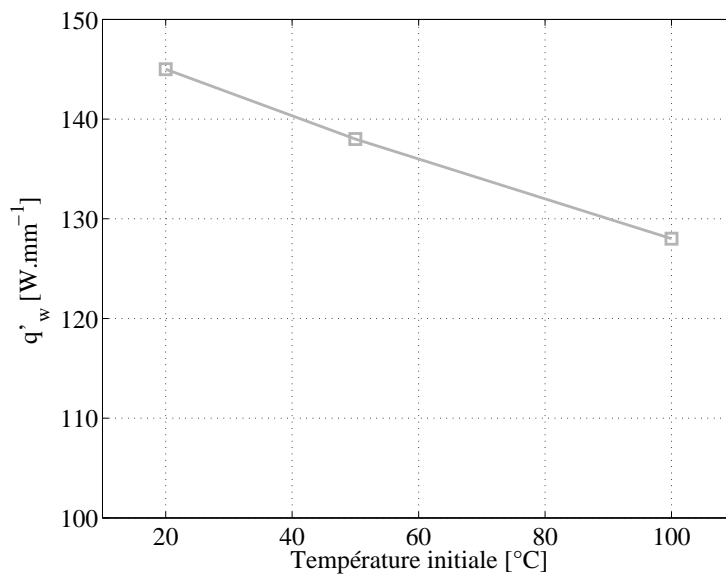


FIGURE 3.34 – Flux thermique spécifique q'_w injecté en fonction de la température initiale de la pièce pour atteindre le niveau de contraintes résiduelles expérimentales.

Il est également possible de déterminer la densité de flux générant le même état de contraintes final, lorsque la température initiale est modifiée (figure 3.34). Sur la plage $[20^\circ\text{C}, 100^\circ\text{C}]$, le flux baisse de façon quasi affine par rapport à l'augmentation de la température initiale.

La forte lubrification mise en place dans les machines de rectification a pour but d'assurer ce refroidissement de la pièce. Cependant, il convient de vérifier l'échauffement réel des pistes rectifiées, par mesure pyrométrique par exemple.

3.7 Caractérisation du coefficient de partage ε_w

Le coefficient de partage ε_w est le rapport de la puissance entrant la pièce q_w divisée par la puissance fournie à la meule par la broche P_s [Guo and Malkin 2000] :

$$\varepsilon_w = \frac{q_w A_c}{P_s} = \frac{q'_w b_d}{P_s} = \frac{q'_w b_d}{F_T V_s} \quad (3.6)$$

ε_w a été calculé pour chaque point des essais de rectification plane sur matériaux non-trituré (cf. section 2.8). Sa valeur est admise entre 0,5 et 0,85 dans la littérature pour la rectification traditionnelle [Sato 1961, Kohli et al. 1995, Malkin and Guo 2007, Guo et al. 1999]. Les valeurs déterminées sur le domaine $a_e - V_w$ sont comprises dans cette plage (figure 3.35).

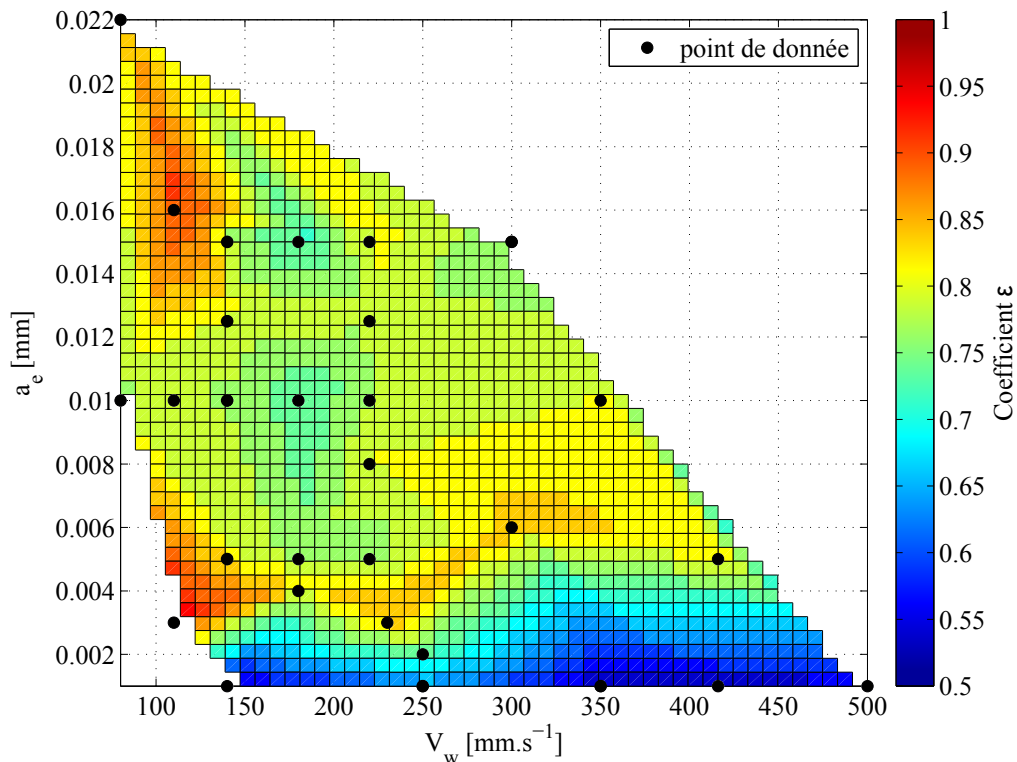


FIGURE 3.35 – Coefficient ε_w sur le domaine $V_w - a_e$.

Il est plus faible pour les essais réalisés avec un a_e de $0,001\text{ mm}$, ce qui signifie que dans ces conditions, la puissance fournie à la meule est moins convertie en chaleur qui rentre dans la pièce. Cela est bénéfique en termes d'endommagement thermique.

3.8 Effet géométrique de la rectification de pistes à billes

3.8.1 Modèle thermomécanique 3D de rectification de pistes à billes

Modèle géométrique

Une piste de roulement à billes est un solide de révolution disposant également d'un plan de symétrie orthogonal à son axe. Certaines parties vont donc recevoir un chargement identique. Il est donc intéressant de ne pas représenter ces doublons et ainsi gagner en temps de calcul. Le modèle géométrique peut être simplifié selon ces symétries (figure 3.36). De la piste complète, l'axisymétrie permet de ne garder qu'un quartier. Il doit être assez large pour observer le passage du chargement complet. Il a été décidé de conserver $1/72^{\text{ème}}$ de la circonférence. Ce quartier ayant une propriété de symétrie, le modèle a été réduit à une seule moitié. La géométrie de la figure 3.36(c) constitue la partie minimale à garder pour représenter l'effet de la source sur toute la pièce.

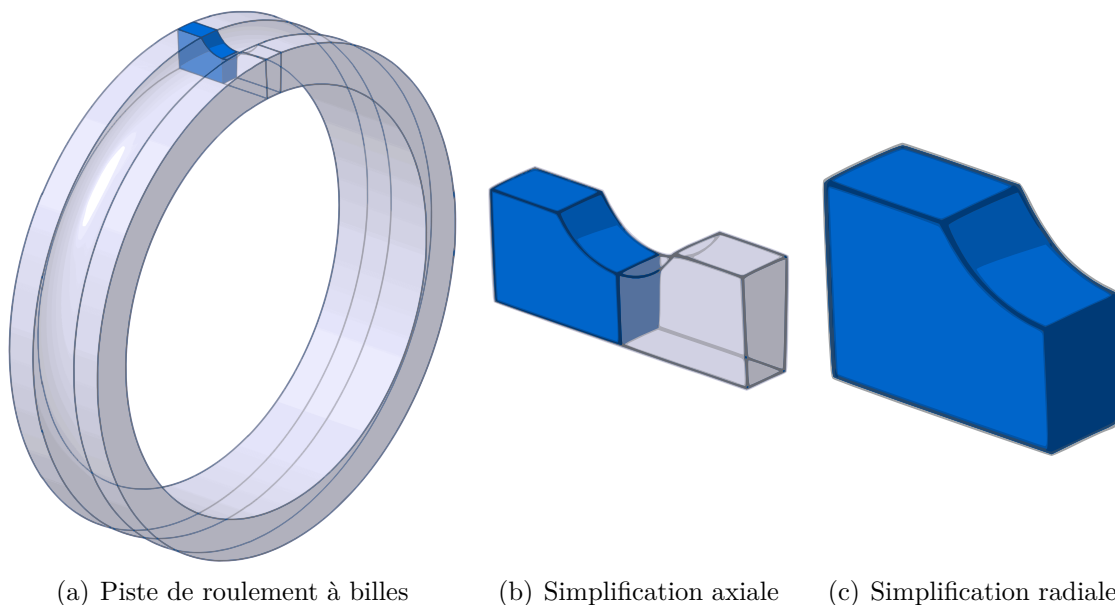


FIGURE 3.36 – Simplification du modèle géométrique.

Les dimensions de la pièce sont celles des éprouvettes B-130. Le rayon r_w de la piste est donc de $7,9\text{ mm}$ et le diamètre de la piste de 130 mm . Le maillage comporte $107\,136$ éléments 3D hexaédriques et $10\,832$ éléments 2D quadrangles sur la peau extérieure (fi-

gure 3.37). Le maillage est raffiné sous la piste de roulement car c'est dans cette zone que se situent les forts gradients thermique et mécanique lors de la rectification. Les premiers 500 μm sont composés de mailles d'une hauteur de 25 μm , puis les 500 suivants de mailles d'une hauteur de 50 μm . Les mailles de la piste ont une longueur et une largeur d'environ 120 μm .

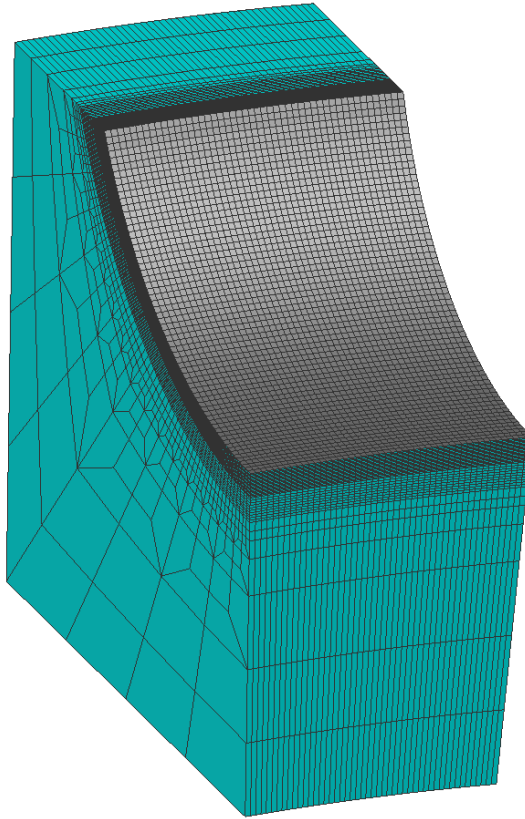


FIGURE 3.37 – Maillage du modèle géométrique.

Conditions aux limites

Les faces en contact avec l'air sont en réalité refroidies par le lubrifiant lors de la coupe. Elles sont donc affectées d'un coefficient de convection $h_{\text{lubrifiant}}$ de $5\,000\text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$. Les faces dans la direction longitudinale reçoivent un coefficient de transfert thermique acier/acier h_c de $10^4\text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ [Kaza 2010]. La symétrie de la face au fond de la piste est reproduite par une condition de flux nul à l'interface. Les conditions mécaniques sont imposées par le blocage de certains degrés de liberté des nœuds qui sont sur les faces extérieures. Une liberté est laissée suivant le plan de symétrie. Le déplacement est autorisé suivant la direction radiale pour les nœuds des deux faces radiales (figure 3.38). Cela donne les degrés de liberté nécessaire pour l'écrasement de la pièce sous l'effort ou le gonflement dû à la dilatation thermique.

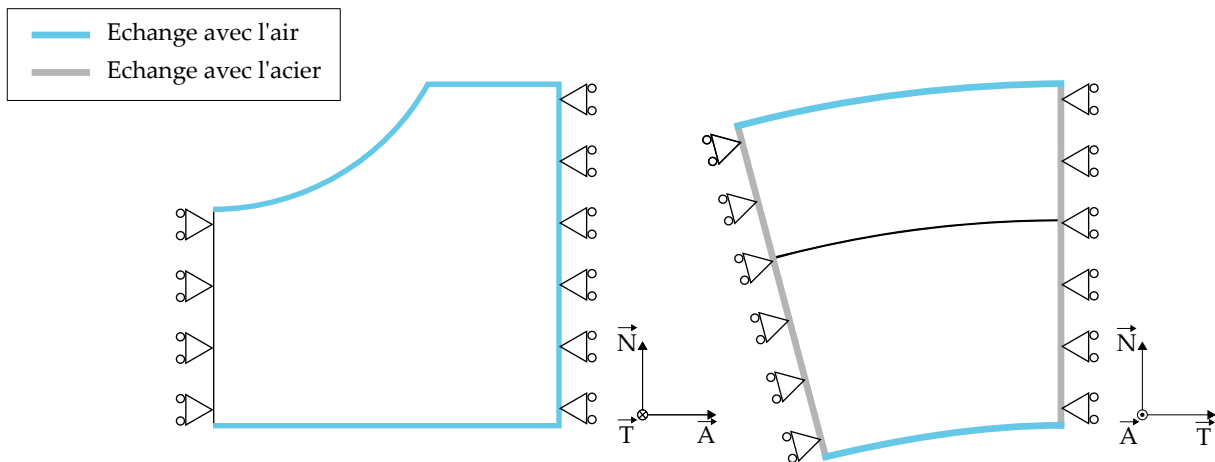


FIGURE 3.38 – Conditions mécaniques aux limites du modèle de piste à billes.

Chargement thermique

Pour la rectification de pistes à billes, la surface active de la meule est une portion de tore. Seule une faible partie de cette surface est en contact avec la pièce. Le rayon de la meule est très grand par rapport à la longueur de contact. Cette dernière peut donc être considérée comme étant uniforme sur toute la largeur de la piste. Le contact est modélisé par un cylindre court de rayon r_s 8mm, correspondant à celui de l'extrémité de l'outil. La longueur du cylindre est égale à l_c réelle (figure 3.39).

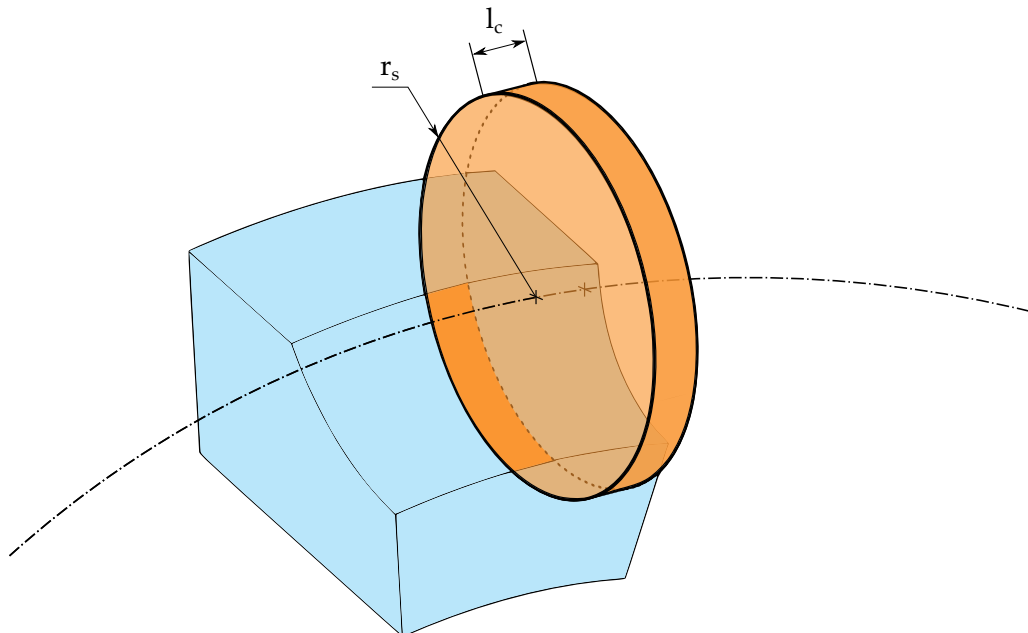


FIGURE 3.39 – Volume affecté par le chargement thermique.

Cette source décrit un mouvement de rotation autour de l'axe de révolution de la pièce (cf. annexe F). La distance entre l'axe du cylindre et l'axe de la pièce est pilotée.

En fonction de la configuration choisie, le solveur calcule quelles mailles de la surface sont comprises dans la zone le cylindre, et leur applique le chargement.

La densité de flux appliquée est triangulaire dans le plan (\vec{n}, \vec{t}) . Il est constant dans la direction axiale (figure 3.40).

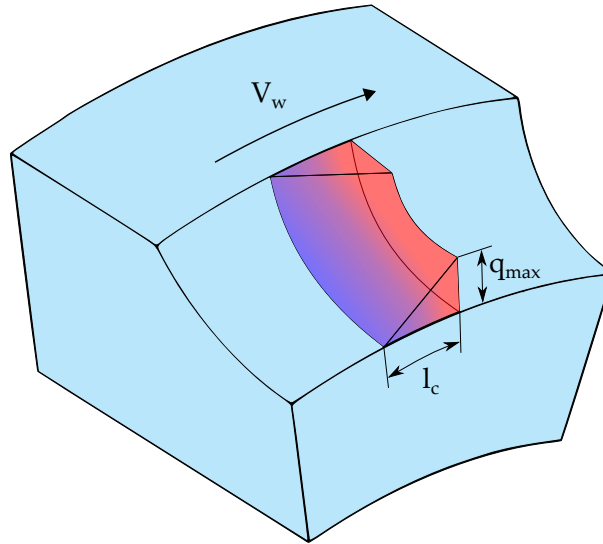


FIGURE 3.40 – Densité de flux appliqué à la piste de roulement.

3.8.2 Calculs

Les calculs thermique et mécanique sont liés par couplage faible. Pour une passe de l'outil, le temps de simulation thermique est de 15 min et le temps de simulation mécanique est de 4 h45 min sur un processeur simple cœur cadencé à 3,7 GHz. Ces temps sont acceptables d'un point de vue industriel. D'une façon générale, le critère de durée maximale acceptable est la nuit. L'utilisateur doit pouvoir lancer son calcul le soir et récupérer son résultat le lendemain matin.

3.8.3 Validation du modèle vis-à-vis des données expérimentales

Le passage de la source sur la piste génère une élévation de température plus importante sur le centre que sur le bord (figure 3.41). Cela est cohérent avec ce type de géométrie. L'état de contraintes locales sous l'outil a la même morphologie (figure 3.42).

Afin de valider le modèle sur la géométrie de piste à billes, les profils de contraintes résiduelles ont été comparés (figures 3.43, 3.44, 3.45). Les éprouvettes expérimentales sont celles de la section 2.2.2. Le profil initial de contraintes de nitruration qui est imposé aux pièces est toujours le même. Les variations entre les résultats expérimentaux ne sont pas compensées, mais le profil initial a peu d'impact sur la valeur maximale atteinte en surface.

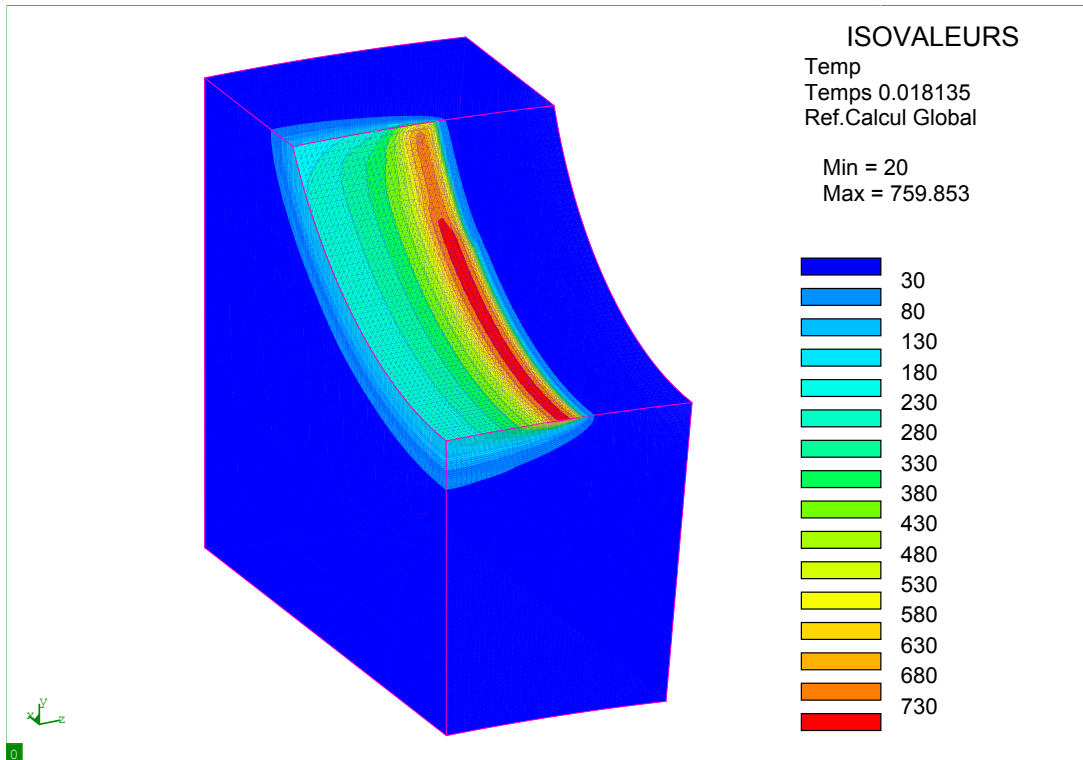


FIGURE 3.41 – Température – Cas B130-C.

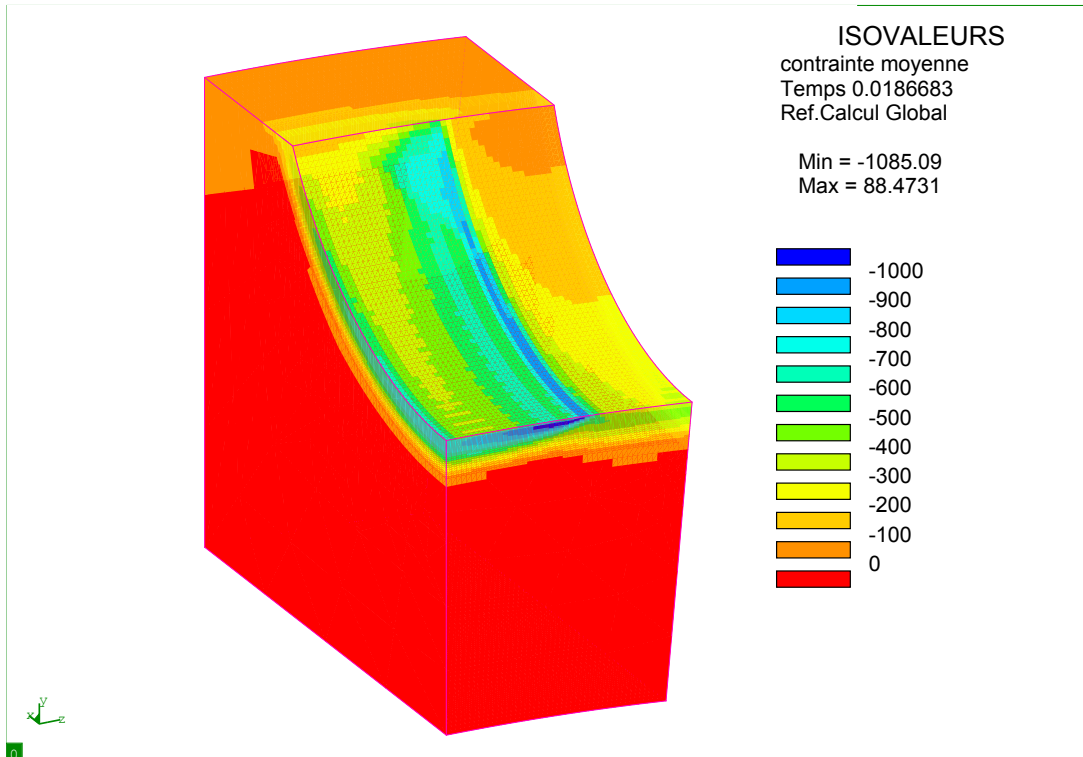


FIGURE 3.42 – Contrainte moyenne – Cas B130-C.

Le profil expérimental utilisé comme référence est le profil le plus critique entre σ_a et σ_t . La reproduction de la mise en traction est fidèle. Les flux spécifiques ont été identifiés pour chaque cas (table 3.2). Ils sont cohérents avec ce qui a été observé pour la rectification plane.

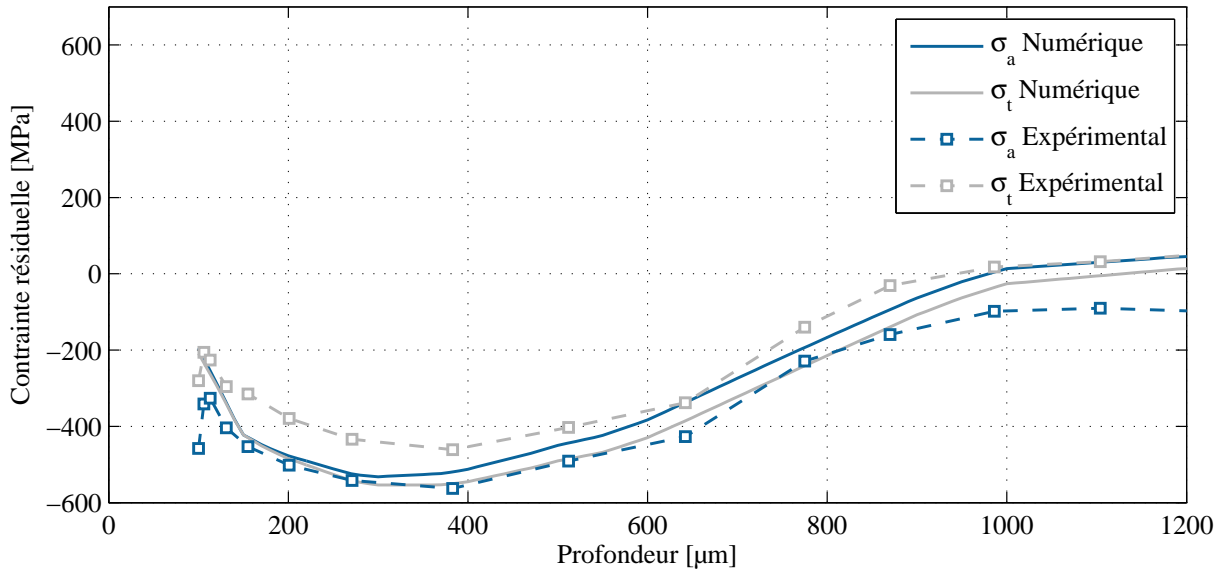


FIGURE 3.43 – Contraintes résiduelles expérimentales et numériques – cas B130-B.

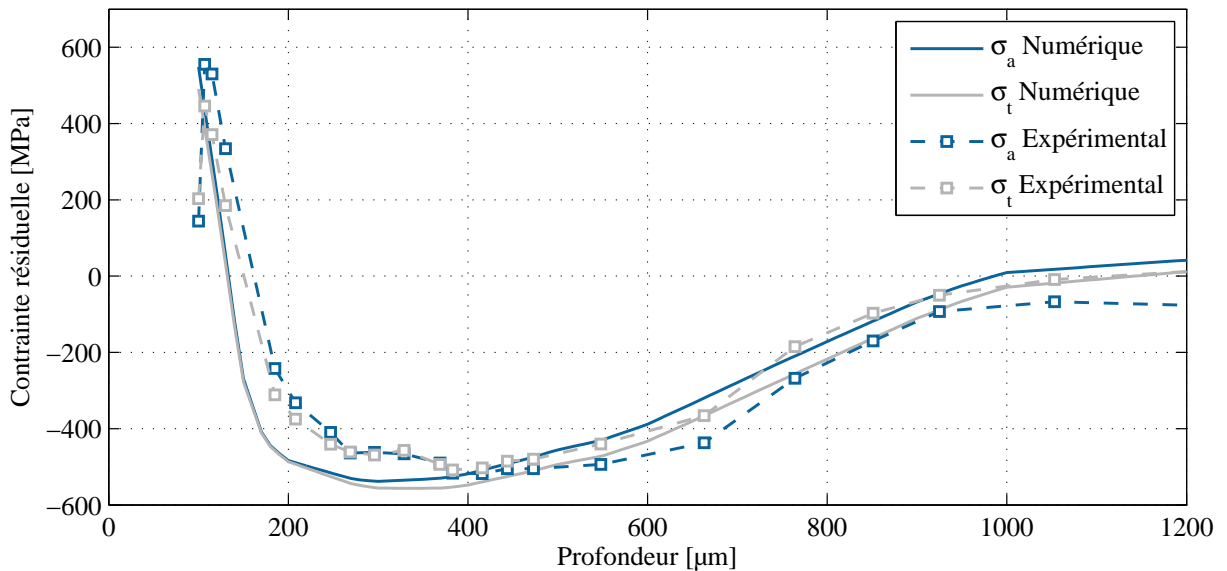


FIGURE 3.44 – Contraintes résiduelles expérimentales et numériques – cas B130-C.

Les profils expérimentaux présentent une chute des contraintes à la surface. Elle peut être assimilée à la mise en compression se produisant habituellement en rectification [Sallem 2014]. Le cumul de cette mise en compression avec la forte traction due à la thermique, peut expliquer le profil de ces pièces. Il arrive que cette compression soit due à des changements de phase [Hamdi 2000], mais ici, aucune transformation n'a été observée. Il s'agit

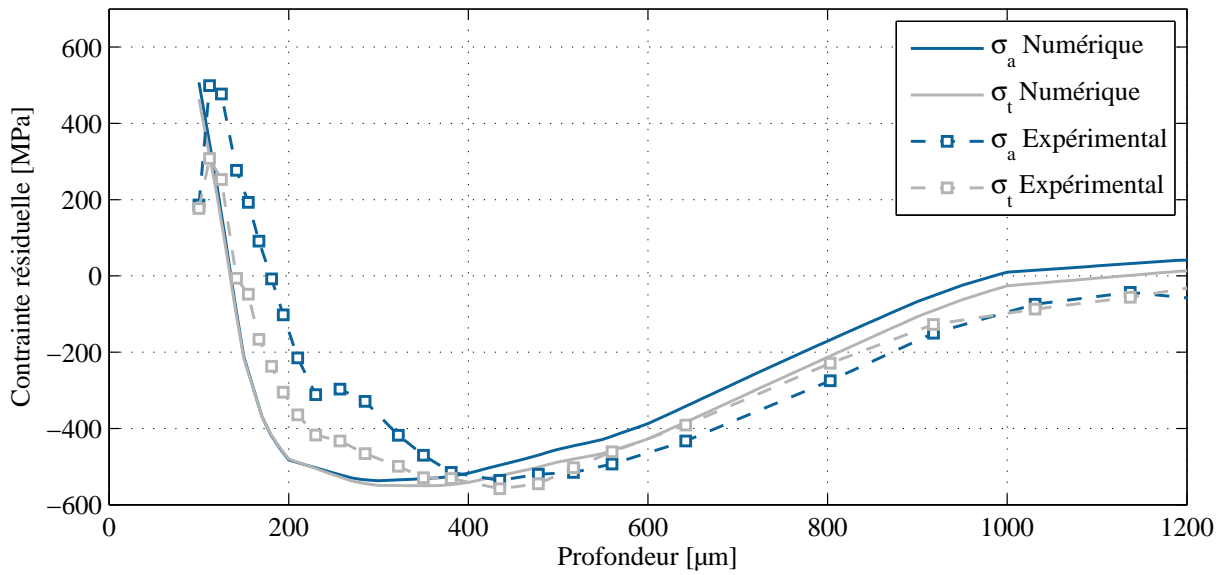


FIGURE 3.45 – Contraintes résiduelles expérimentales et numériques – cas B130-D.

vraisemblablement d'un effet mécanique de l'outil tel qu'il peut être observé en galetage ou toilage. Le modèle ne permet pas aujourd'hui de le reproduire. Un modèle thermomécanique rendant compte de ce mécanisme nécessiterait probablement plus de puissance thermique pour atteindre la valeur maximale à la même profondeur que les profils expérimentaux. Le profil de contraintes sous cette profondeur se retrouverait également affecté par un décalage, qui améliorerait également l'estimation par rapport au modèle actuel.

 TABLE 3.2 – Flux thermique spécifique – essais pistes à billes $\emptyset 130$ mm.

Cas	q'_w [$\text{W}\cdot\text{mm}^{-1}$]
B130-B	95,5
B130-C	135,5
B130-D	136

3.8.4 Simulations multi-passes

Afin de vérifier la cohérence de l'utilisation d'un modèle monopasse, des simulations multi-passes ont été réalisées. En effet, l'influence du grand nombre de passages de l'outil sur la surface au cours de la rectification doit être pris en compte. De plus, l'évolution de la surface de contact peut avoir une influence sur l'histoire thermomécanique de la piste à billes.

Pleine piste

Ce cas d'étude représente la phase au cours de laquelle l'outil est en contact avec la piste sur toute sa section, et donc que $r_w = r_s$. Une légère augmentation de la contrainte

de traction à la surface peut être observée au cours de passages successifs (figure 3.46). Ceci est causé par l'élévation de température du massif, dont l'effet a été mis en avant dans la section 3.6.2. La différence sur le profil de contraintes final est faible vis-à-vis de l'augmentation considérable du temps de calcul (figure 3.47).

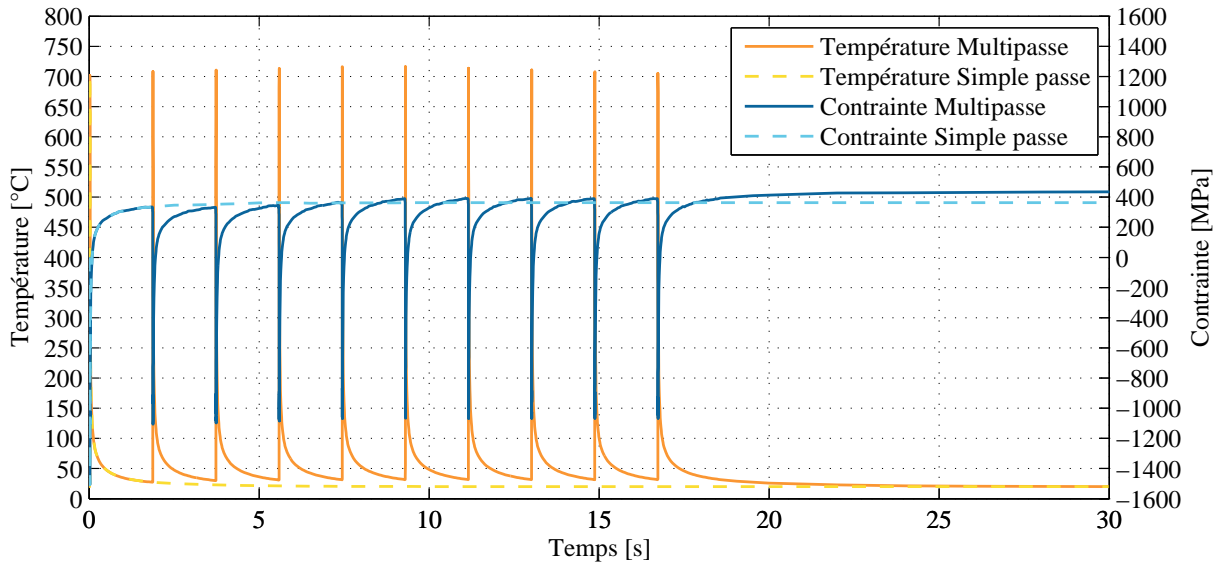


FIGURE 3.46 – Comparaison des histoires thermiques et mécaniques d’une simulation multipasse avec une simple passe – cas B130-D.

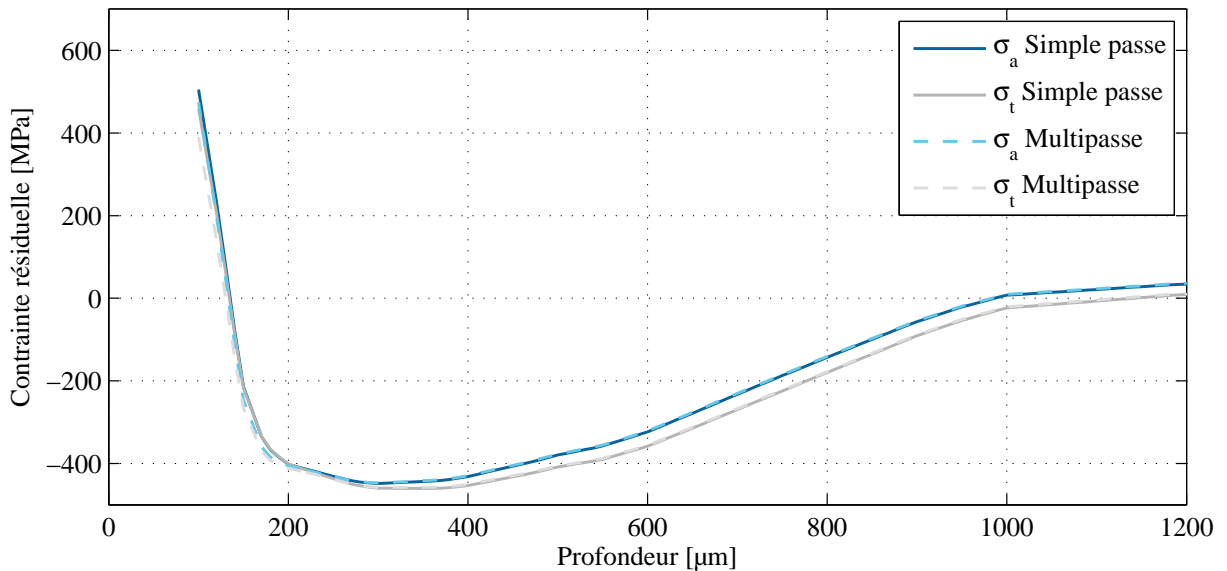


FIGURE 3.47 – Comparaison des profils de contraintes résiduelles d’une simulation multipasse avec une simple passe – cas B130-D.

Avec évolution de la zone de contact

Lors de la rectification en plongée droite d’une piste de roulement à billes, la zone de contact meule-pièce évolue (cf. section 2.1). Lors des premières passes, elle se limite aux

bords de la piste. Elle grandit ensuite au fil des passes jusqu'à recouvrir l'ensemble de la section de la piste (figure 3.48).

L'avance par tour, pilotée par V_f , est très faible, et implique un très grand nombre de passages de l'outil sur la surface. Cette cinématique n'a pas pu être reproduite numériquement, car elle implique un temps de calcul et un volume de données très important. La différence de l'histoire thermique en fonction de l'altitude sur la piste peut être représentée par une évolution de la densité de flux thermique selon l'altitude (figure 3.49). Un essai numérique avec un *flux équivalent aux passages répétés* pourrait fournir une distribution de contraintes résiduelles similaires à l'expérimental en une simple passe.

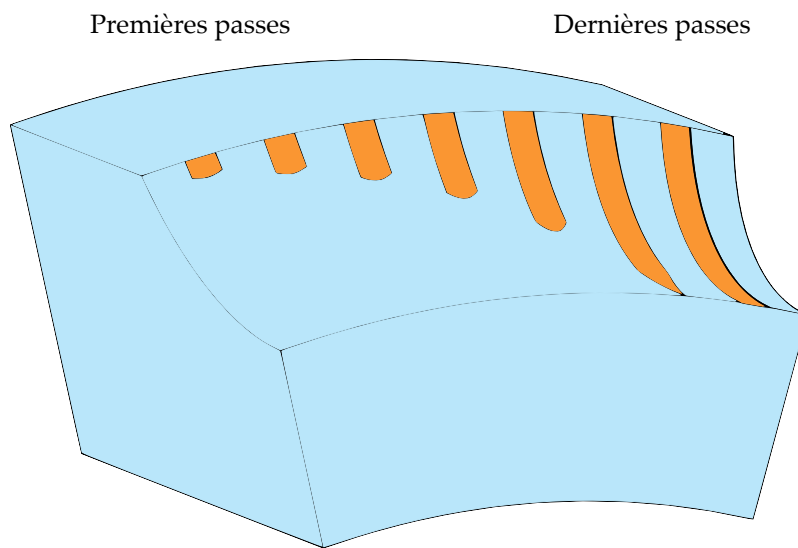


FIGURE 3.48 – Évolution de l'interface meule-pièce au cours de la plongée.

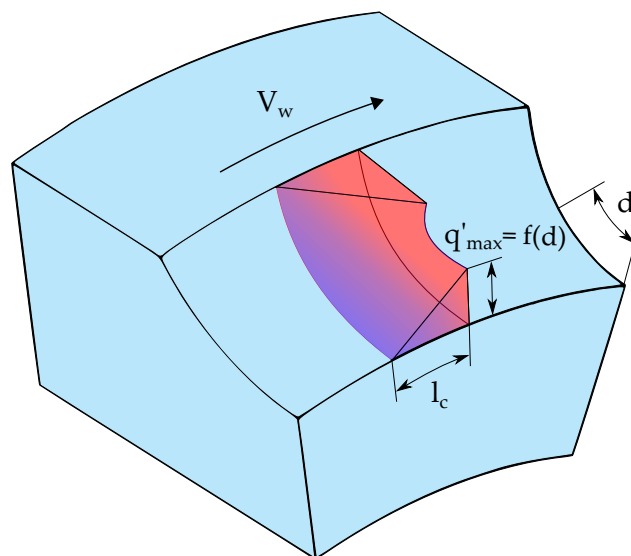


FIGURE 3.49 – Densité de flux évolutive.

La validation expérimentale de ce type de chargement nécessite d'avoir des gradients de contraintes sur le bord de la piste. L'obtention de ce type de données par analyse D.R.X. demande une étude de faisabilité, et la mise en place de moyens de polissage adaptés. De plus, la comparaison avec des résultats numériques ne pourra se faire que si l'effet de coin est reproduit de façon correcte. Ces limitations techniques sont à lever avant de pouvoir valider cette proposition de modèle.

3.9 Conclusion

Dans cette partie, la création d'un modèle thermomécanique de la rectification de pistes de roulement en acier nitruré a été exposée. Le développement du modèle a mené à de nombreuses interrogations sur la représentation des phénomènes thermiques et mécaniques intervenant dans les procédés étudiés.

L'état de contraintes résiduelles dans la pièce avant rectification est dicté par la nitruration. Durant le traitement thermo-chimique, il est supposé que l'ensemble des contraintes générées par les étapes d'usinage sont relâchées. En effet, la température de nitruration de 550 °C permet le détensionnement de la pièce. Les seules contraintes résiduelles subsistant après nitruration sont donc dues à l'insertion d'azote dans le réseau cristallin et sous forme de précipités.

Ces contraintes ont été injectées dans les modèles géométriques en calculant la profondeur de chaque élément du maillage et en y imposant une déformation locale. Celle-ci est établie par interpolation de la profondeur de chaque élément sur un profil de contraintes expérimentales. Cette méthode peut s'appliquer à n'importe quelle géométrie, mais ne prend pas en compte les *effets de coin*.

Lors du chaînage du procédé de rectification, le volume de matière retiré par la meule est désactivé, afin de respecter la position d'application du chargement vis-à-vis du profil de contraintes.

La nitruration affecte fortement les propriétés mécaniques de la zone sous la surface, et donc le comportement de celle-ci face aux sollicitations thermomécaniques. Une des principales caractéristiques est l'augmentation de la limite d'élasticité. Elle a pu être déterminée grâce à la loi de Tabor. Le modèle géométrique a été divisé en couches de 100 μm , chacune avec une limite correspondant à son approximation par la loi.

Malgré de nombreuses études sur le sujet, la longueur de contact réelle entre l'outil et la pièce en rectification est encore discutée. Le thermocouple feuille mis en place pour mesurer la température à l'interface meule-pièce a été utilisé pour déterminer la longueur de contact réelle du couple matériau-meule de cette étude. La méthode consiste à reproduire les essais par simulation à l'aide d'un modèle en deux dimensions. La longueur de la source numérique est pilotée pour obtenir l'histoire thermique qui approxime le mieux le relevé de l'histoire expérimentale. Le rapport entre dimension théorique et réelle a été établi à 1,3.

Le thermocouple feuille est intrusif et ses couches d'isolant sont susceptibles de perturber le flux thermique, faussant ainsi la mesure. L'influence du thermocouple sur les résultats a été estimée grâce à la création d'un modèle 2D reproduisant les différents composants du capteur et leur affectant les propriétés thermiques correspondantes. L'étude a montré une forte influence de l'épaisseur des *ponts* connecteurs entre le capteur et le massif de la pièce. Les données expérimentales sur la profondeur de film isolant consommé

par le passage de l'outil, ainsi qu'une analyse numérique de l'effet de l'épaisseur des ponts sur la température, ont permis de prévoir une surestimation comprise entre 10 et 25 %.

La mise en traction de la surface observée expérimentalement a pu être reproduite par le passage d'une source thermique pure sur la surface d'une pièce. Sous le chargement, la matière cherche à se déformer sous l'effet de la dilatation thermique. Elle est cependant bloquée par le massif relativement froid qui l'entoure, ce qui génère des contraintes de compression. Dans les cas où le flux injecté à la surface dépasse un certain seuil, la matière sous la meule se déforme de façon plastique. Ceci est facilité par la chute de la limite d'élasticité avec l'élévation de température. Pendant le refroidissement, la déformation plastique persiste, créant des contraintes de traction.

La densité de flux thermique entrant dans la pièce a pu être caractérisée grâce aux données expérimentales pour le 32CrMoV13 non nitruré. La fidélité de l'histoire thermique numérique par rapport aux résultats expérimentaux est très bonne. La comparaison des histoires thermiques pour plusieurs conditions de rectification a permis d'obtenir une cartographie du flux spécifique sur un domaine $a_e - V_w$. Une surface décrivant l'évolution de $q'w$ a été établie. Elle montre une forte dépendance au débit spécifique $Z'w$ de la meule.

La démarche de détermination du flux thermique entrant dans la pièce a également été faite à partir du profil de contraintes résiduelles sous la surface. Les résultats ont permis de faire une bonne description qualitative de la puissance injectée à la pièce en fonction des paramètres machine V_w et a_e . La méthode devrait être confrontée à un autre type de mesure plus directe du flux, car le modèle s'appuie sur de nombreuses hypothèses, qui pourraient être ajustées et raffinées.

Le coefficient de partage ε_w , donnant la proportion de la puissance totale à l'interface qui rentre dans la pièce, a été déterminé à l'aide des relevés d'efforts expérimentaux et de l'estimation numérique du flux thermique. Il est compris ici entre 0,45 et 0,9, en fonction de la vitesse périphérique de la pièce et de la profondeur de passe.

Les informations obtenues grâce aux modèles simplifiés ont permis de créer un modèle de la rectification de pistes à billes en acier nitruré. C'est un modèle thermomécanique dont le chargement est une sollicitation thermique pure. La distribution de la densité de flux est linéique dans la direction d'avance de la zone de contact meule-pièce et constante dans la direction transverse.

Le modèle a été validé grâce à des données expérimentales de contraintes résiduelles, et affiche des résultats satisfaisants de reproduction des gradients de contraintes. Le seul point de comparaison disponible pour cette étude est le fond de la piste. Il peut être supposé qu'un chargement équivalent évolutif vis-à-vis de l'altitude sur la piste serait plus représentatif. Il apparaît donc que cette voie soit à explorer grâce à l'obtention de données expérimentales supplémentaires.

Conclusion générale et perspectives

Conclusion générale

Le travail présenté dans ce manuscrit a pour objectif de contribuer à la compréhension des mécanismes de dégradation de l'intégrité de surface de pièces en acier nitruré au cours de leur rectification. Les premiers symptômes visibles de cette détérioration sont des réseaux de fissures qui apparaissent sur les surfaces rectifiées. Une investigation expérimentale a également mis en avant une altération de l'état de contraintes résiduelles sous la peau de la pièce. Une telle surface n'est pas propice à une utilisation fonctionnelle. D'un point de vue industriel, ces phénomènes ont donc des conséquences économiques, écologiques et sur la durée de vie des pièces. Ainsi, dans le secteur aéronautique, toute non-maîtrise de l'intégrité de surface des pièces est considérée comme étant un problème critique.

Les pièces étudiées sont les pistes intérieures des roulements à billes en 32CrMoV13 nitruré. Celles-ci sont taillées directement dans les éléments de transmission de puissance afin de réduire la masse de l'ensemble propulseur, diminuer son encombrement, et éliminer les risques de fretting-corrosion qui peuvent apparaître à l'interface entre un arbre et une bague rapportée. En contrepartie, toute non-conformité sur une piste intégrée à l'élément de transmission implique le rebut d'une pièce ayant subi de nombreuses opérations de mise en forme. Ceci est d'autant plus critique lors des dernières opérations de la gamme de fabrication, quand la pièce a la plus forte valeur ajoutée.

Une exploration des cas industriels aux symptômes similaires fait apparaître un facteur récurrent : la sollicitation thermique répétée du matériau. Un certain nombre de

facteurs aggravants ont aussi pu être identifiés. La température maximale et la vitesse de refroidissement jouent un rôle important. Un gradient de propriétés mécaniques sous la surface, ou une couche en surface différente du massif, a également été mis en cause. La rugosité de la surface et l'oxydation jouent un rôle important sur l'amorçage des fissures. Les contraintes résiduelles de traction accélèrent leur propagation.

Ces causes probables sont des conditions que l'on retrouve dans la rectification de pistes en acier nitruré. Le procédé est connu pour générer une quantité d'énergie importante lors de l'abrasion de la matière par la meule. La lubrification, indispensable pour limiter les échauffements lors du procédé, fait subir à la surface des refroidissements violents après chaque passage de l'outil. La nitruration a induit un gradient de propriétés mécaniques et de contraintes résiduelles sous la peau de la pièce. Enfin, les stries de rectification sont autant d'aspérités locales qui peuvent favoriser l'amorçage d'une fissure. La pression locale très élevée sous les grains abrasifs ajoute encore un risque potentiel de fracture du matériau.

Dans le but de pouvoir caractériser l'impact de la rectification sur l'intégrité de surface, une revue des efforts de coupe et des flux thermiques à l'interface meule-pièce a été réalisée. Les multiples facteurs influant sur la thermique du procédé ont été identifiés. Ceux-ci proviennent du matériau, du type de grain abrasif, de la topologie et de la préparation de la meule, du choix du lubrifiant, et évidemment des conditions opératoires. Les paramètres machine retenus sont la vitesse de la zone de contact meule pièce sur la surface rectifié V_w et la profondeur d'engagement de l'outil dans la matière a_e , appelée *profondeur de passe*. Le produit de ces deux paramètres donne le débit spécifique Z'_w . C'est la quantité de matière retirée par unité de temps, divisé par la largeur active de l'outil.

Afin de mener une recherche expérimentale rigoureuse, une revue des moyens de mesure de température à l'interface meule-pièce a été réalisée. Les thermocouples sont apparus comme étant le type de capteur le plus adapté à cette étude. Une déclinaison particulière, nommée thermocouple feuille, a été choisie. L'implantation de ce thermocouple consiste à couper la pièce en deux et tailler une gorge dans l'une des faces ainsi créées. Une feuille conductrice en alliage fer-nickel, appelé constantan, entourée de feuilles isolantes en film polyimide, est ensuite placée dans la gorge, de façon à déboucher à la surface. La feuille et la pièce sont reliées aux bornes d'une centrale d'acquisition. Une fois les 2 parties de la pièce replaquées ensemble, la surface peut être rectifiée. Lorsque le thermocouple est arasé, les bourrelets de matière à la surface créent des contacts entre le film et la pièce. Le circuit électrique est donc fermé et le thermocouple produit une tension proportionnelle à la température des ponts connecteurs grâce à l'effet Seebeck.

À ces mesures de températures à l'interface meule pièce, ont été associées des acquisitions d'efforts grâce à une table dynamométrique. Les résultats ont permis de déterminer le coefficient de frottement apparent du procédé et la puissance mécanique à l'interface avec $P_m = V_s \cdot F_T$.

Ces moyens ont permis de réaliser des cartographies expérimentales de températures et d'efforts en rectification plane, sur un domaine $V_w - a_e$ s'étendant de 80 à 500 mm.s⁻¹ et de 1 à 22 μm. Les cartes ont été produites pour la rectification du métal de base et le métal nitruré. Des limites de capacité de la meule ont cependant restreint le domaine. Certaines combinaisons trop élevés ne sont pas acceptées par l'outil car le débit de matière retirée est limitant. Des lois de comportement empiriques ont été établies pour la température et les efforts. Les efforts ont pu être exprimés en fonction du débit alors que la température peut être approximée par une loi de puissance sur chacun des paramètres. Les résultats de température sur le 32CrMoV13 nitruré sont plus difficiles à obtenir car la matière se déforme très peu et ne favorise donc pas la création de ponts connecteurs à la surface. Les températures relevées suggèrent un échauffement moindre sur le matériau nitruré, mais cela nécessiterait une confirmation par un autre moyen de mesure. Les efforts quand à eux, sont sensiblement identiques.

Les profils de contraintes résiduelles ont été observés sur le même domaine que les températures et les efforts. La valeur à la surface rectifiée montre une évolution en lien avec le débit spécifique, et donc avec les efforts. Ce lien devrait être exploré. Effectivement, il serait intéressant industriellement de pouvoir s'assurer de conserver les contraintes de compression dans le matériau en fixant un critère d'efforts maximal durant la rectification. Les efforts étant relativement faciles à déterminer grâce à la puissance électrique fournie à la broche, ce moyen peut être mis en place de façon non intrusive.

Dans le but d'apporter des éléments d'information sur l'histoire thermomécanique de la surface au cours de la coupe, un modèle 3D de la rectification de pistes à billes en 32CrMoV13 nitruré a été développé. En premier lieu, plusieurs verrous ont dû être levés à l'aide de modèles simplifiés.

La nitruration génère un profil de contraintes résiduelles sous la surface, qui doit être pris en compte lors de la simulation de la rectification. Cet état initial est en effet indispensable pour pouvoir comparer les profils de contraintes après rectification. La méthode utilisée ici été de recréer le profil expérimental en injectant les déformations correspondantes pour chaque élément du maillage de calcul par éléments finis. Cette technique s'applique à n'importe quelle géométrie de surface, mais ne traite pas l'*effet de coin*. Lors du chaînage avec des simulations de rectification, l'épaisseur de matière entre la côte initiale et la côte finale est désactivée, afin d'appliquer la rectification sur la face finale.

Les propriétés mécaniques du matériau sont modifiées par la nitruration, et notamment la limite d'élasticité. Sa caractérisation par des essais de traction est complexe. Cependant, elle est indispensable pour la modélisation du comportement mécanique de la pièce. Elle a été déterminé grâce à la loi de Tabor à partir de profils de dureté relevés sous la piste. Elle a ensuite été appliquée aux éléments du maillage.

En rectification, la longueur de contact réelle est supérieure à la valeur théorique, à cause des déformations de l'outil et de la pièce. Le rapport entre les deux a été étudié par

diverses méthodes dans la littérature, mais est très variable selon les cas. Elle a été déterminée ici par la création d'un modèle 2D comprenant le thermocouple. La comparaison des histoires numériques et expérimentales a permis d'établir un rapport de 1.3.

L'impact de la thermique sur les contraintes résiduelles a été observé sur un modèle 3D de rectification plane. Le mécanisme de génération de contraintes peut être mis en avant par le tracé de l'histoire thermomécanique d'un point de matière dans un graphe température-contrainte. En plaçant la limite d'élasticité dans le même graphe, il est possible de voir quand le matériau plastifie. Le critère d'observation pour les contraintes est le critère de von Mises.

Ces développements ont été incorporés dans des modèles 3D de rectification plane et de plongée droite.

Les résultats des essais instrumentés ont été utilisés pour caractériser le flux thermique entrant dans la pièce. Ceci a été réalisé à partir des températures et des contraintes résiduelles. Les valeurs de flux trouvées à l'aide des contraintes sont plus élevées que celles déterminées par les mesures de température. La prise en compte de la température initiale du massif lors des simulations permet de réduire ce décalage, mais pas de manière suffisante. Une mesure de température avec un autre type de capteur pourrait valider les mesures par thermocouple feuille.

Le modèle de rectification des pistes à billes a été utilisé pour déterminer les valeurs du flux thermique rentrant dans la pièce à l'interface avec la meule. La mise en traction due à la thermique est bien reproduite, cependant la chute de contraintes en surfaces n'est pas répliquée. La mise en compression est généralement associée aux sollicitations mécaniques, qui ne sont pas représentées par ce modèle.

Les simulations multipasses ont montré que le modèle simple passe est pertinent vis-à-vis de la différence de temps de calcul. L'échauffement du massif créé par les passes peut être reproduit en initialisant les nœuds du modèle à la température voulue. Celle-ci devrait être déterminée de façon expérimentale.

Perspectives

La compréhension des liens entre les conditions opératoires de rectification sur un acier nitruré et l'intégrité de la surface résultante a été améliorée au cours des travaux de cette thèse. La génération de contraintes résiduelles et de faïençage par rectification a été maîtrisée pour différentes formes de pièce, mais les conditions de vitesse et profondeur de passe sont très différentes selon les géométries. Une étude orientée sur la génération de défauts en fonction du diamètre de la pièce ou de l'outil permettrait d'identifier d'autres facteurs que ceux déterminés ici.

La cause de l'apparition de fissures plus commune sur les pièces de grand diamètre a pu être identifiée par l'étude géométrique de la rectification. Il paraît important d'assurer une conversion rapide de ces résultats en outils d'aide au choix des conditions opératoires pour l'industriel.

Les essais instrumentés ont été effectués sans lubrification, mais cela éloigne les résultats de ce qui pourrait être attendu en conditions industrielles. Bien que la méthode de thermocouple feuille soit performante, il faudrait envisager de la remplacer par un moyen résistant au lubrifiant. Dans le même temps, la fréquence d'acquisition devrait être augmentée car bien que la fréquence de 1 kHz soit acceptable pour l'étude de la rectification, elle ne produit que très peu de points de données lors du passage de l'outil dans les conditions les plus rapides.

Le modèle de rectification de pistes nitrurées reproduit les mécanismes que l'étude visait à caractériser, mais certains points sont à développer afin d'augmenter sa fidélité. La technique de reproduction des contraintes de nitruration développée ici a permis de disposer d'un état initial convenable pour la création d'un modèle de rectification, mais elle a des limitations en termes de reproduction de l'effet de coin. La simulation de la nitruration donnerait des informations sur la concentration des éléments de la couche nitrurée et ainsi permettrait de connaître le comportement de la couche en fonction de la température. Par la suite, la définition d'un chargement équivalent de rectification dont la densité de puissance évolue suivant l'altitude de la piste à bille pourra être envisagée.

Le chargement du modèle est purement thermique. Il ne crée pas la compression locale de la matière, qui se traduit par une chute des contraintes dans le cas d'une pièce en traction. La reproduction de ces phénomènes, dus à la mécanique devraient être incorporés en se basant sur les travaux issus de l'étude du galetage ou du toilage.

Les simulations ont démontré que l'état de contraintes de traction pouvait être atteint en un simple passage du chargement sur la pièce. Cela laisse présager que la cause de la dégradation de surface n'est pas de la fatigue thermique, mais plutôt un choc thermique initial. Les fissures seraient alors propagées dans cette matière en traction par le passage répété des outils. Des essais en simple passe pourraient donner des éléments pour vérifier cette théorie.

Enfin, la nitruration produit des précipités qui pourraient être des lieux d'amorces de fissures dans le champs de contraintes. L'influence de la nitruration est une possibilité d'étude future, notamment en faisant varier les conditions de traitement. De plus, les traitements mécaniques de surface sont connus pour homogénéiser la structure du matériau nitruré.

Annexes



Banc réduit de magnétoscopie

A.1 Dimensionnement de la bobine

Le champ magnétique rémanent pour les pièces observées en magnétoscopie est fixé entre 6 400 et 12 800 Å.m^{-1} . Étant donnée la complexité de la forme des pièces, le banc a été dimensionné pour générer 30 000 Å.m^{-1} . Cela correspond à un champ de référence $B = 3,67.10^{-2} \text{ T}$. Pour un solénoïde infini, le champs délivré est donné par l'équation A.1 :

$$B = \mu_0 \cdot \frac{N}{L} \cdot I = \mu_0 \cdot n \cdot I \quad (\text{A.1})$$

Avec μ_0 perméabilité du vide, N le nombre de spires, L la longueur de la bobine et I l'intensité du courant passant par le fil. n est le nombre de spires par mètre.

L'intensité I délivrée par le transformateur 24 V est de 10 A. Afin de supporter l'intensité I sans échauffement, le fil de cuivre doit avoir une section de $2,5 \text{ mm}^2$, ce qui correspond à un fil de diamètre 1,8 mm une fois enrobé. La longueur de la bobine a été fixée à 100 mm, soit 20 mm de plus que la longueur de l'éprouvette de test. Dans la suite des calculs, la bobine a été supposée comme étant infinie afin de simplifier les calculs.

Le nombre de spires par mètre est de :

$$n = \frac{1}{1,8.10^{-3}} = 555,5 \quad (\text{A.2})$$

Le nombre de spires sur la longueur est ainsi :

$$N = \lfloor n \cdot L \rfloor = \lfloor 555,5 \times 0,1 \rfloor = 55 \quad (\text{A.3})$$

La densité de flux magnétique délivré par une couche de spires est fixe. La valeur du champ peut être augmentée par superposition de couches. On considère que toutes les couches créent un champs identique. Le nombre de couches minimal C_{min} est donc :

$$C_{min} = \frac{B}{\mu_0 \cdot n \cdot I} = \frac{3,76 \cdot 10^{-2}}{4 \times \pi \times 10^{-7} \times 555,5 \times 10} = 5,39 \quad (\text{A.4})$$

Il faut donc 6 couches pour assurer la génération d'un champ magnétique convenable. L'introduction d'un noyau ferromagnétique a pour effet d'augmenter la valeur du champ, ce qui assure un champ plus élevé que celui calculé. Les mesures de champ rémanent sur l'éprouvette cylindrique de cette étude a montré un champ rémanent autour de $5000 \text{ \AA} \cdot \text{m}^{-1}$, ce qui est en dessous du seuil autorisé. Cependant, il a été convenable pour révéler des fissures.

A.2 Photos du banc réduit de magnétoscopie



FIGURE A.1 – Bobine du banc.

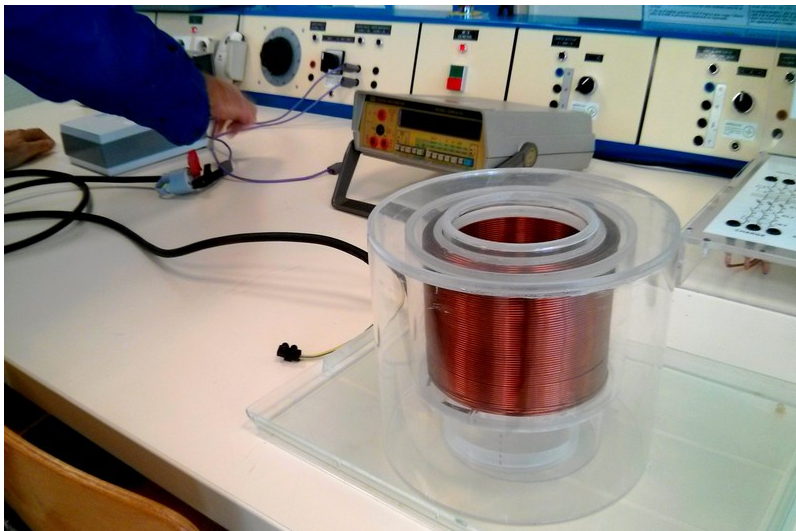


FIGURE A.2 – banc complet lors de la phase de tests.

B

Caractéristiques de la meule

La désignation des meules de rectification est fixée par la norme NF ISO 525. Elle renseigne la forme, les dimensions, les caractéristiques des constituants et la vitesse maximale d'utilisation.

La forme est référencée par un numéro. Pour une meule droite il est de 1 selon la norme (figure B.1).

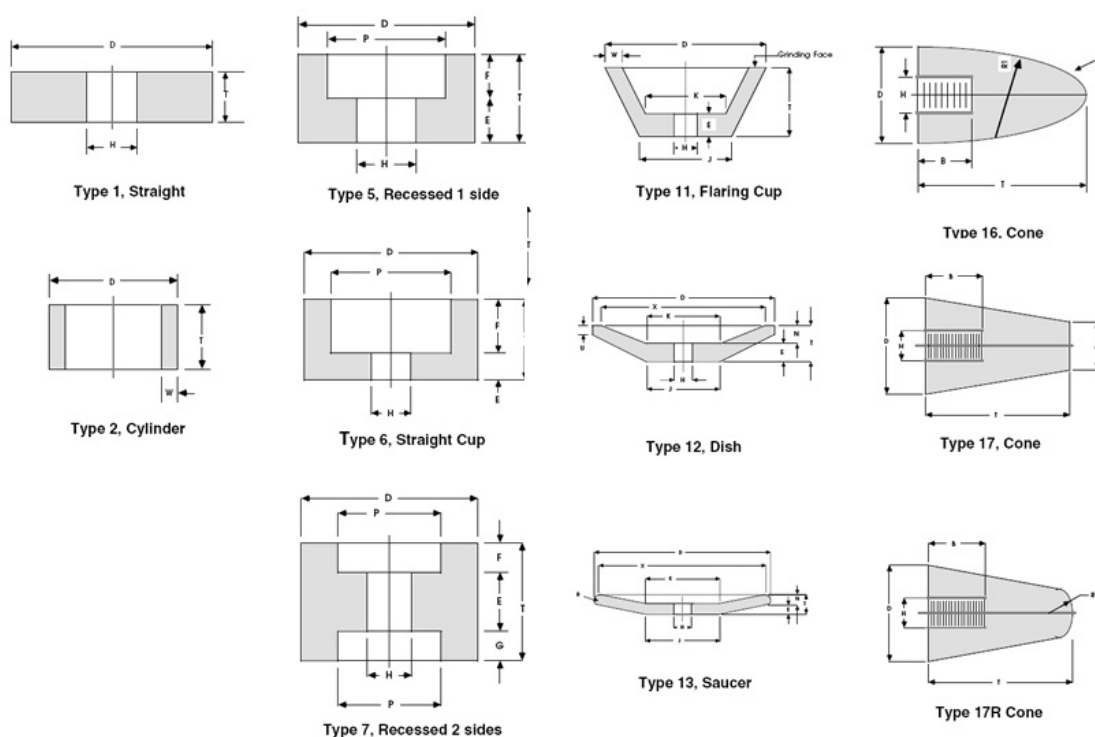


FIGURE B.1 – Types de meule selon NF ISO 525 [WoodTech-Entreprises 2015].

TABLE B.1 – Caractéristiques des constituants selon NF ISO 525.

	Type d'abrasif	Nature de l'abrasif	Taille du grain	Mélange de grains	Grade	Structure	Type d'agglomérant
Facultatif (F)							
Obligatoire (O)	F	O	O	F	O	F	O
Exemple	51	A	36	1	L	5	V

Les dimensions sont définies dans l'ordre *Diamètre extérieur* \times *épaisseur* \times *Diamètre intérieur*.

Les caractéristiques des constituants sont notés selon l'ordre de la table B.1.

- Le type d'abrasif est une lettre : A pour l'oxyde d'alumine, C pour le carbure de silicium et Z pour l'alumine de zirconium ;
- La taille de grain est définie par leur capacité à passer à travers une grille standardisée. Le nombre correspond au nombre de lignes par pouces de la grille ;
- Le mélange de grosseurs de grains est généralement un nombre de 1 à 9. Il est propre au fabricant ;
- Le grade est utilisé pour désigner la dureté de la meule, de A à Z, respectivement le plus doux et le plus dur ;
- L'indication de porosité, optionnelle, est souvent un nombre de 0 à 99 ;
- Le type d'agglomérant est une lettre. B pour la résine synthétique, et V pour un liant vitrifié, sont les plus courants.

La vitesse limite est exprimée en mètres par seconde. Elle correspond à la vitesse périphérique maximale admissible par la meule.

Définition de l'éprouvette plane

C.1 Plan des éprouvettes planes

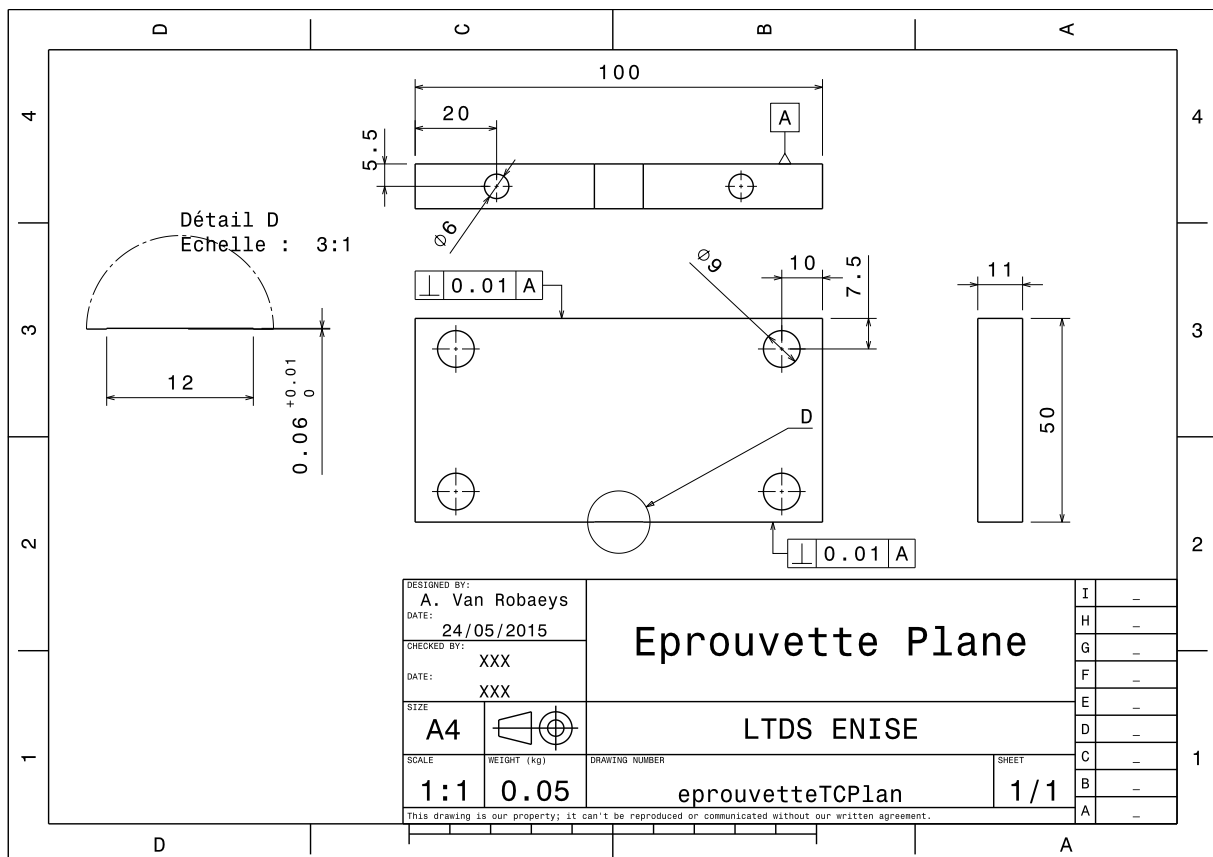


FIGURE C.1 – Plan de l'éprouvette plane pour essais instrumentés.

D

Effet de la nitruration sur les contraintes résiduelles après rectification

Afin de visualiser l'apport du profil de nitruration au modèle, les résultats de simulations de rectification avec et sans profil initial ont été comparées (figure D.1). Le cas étudié est de la rectification plane. Les paramètres sont $V_w = 350 \text{ mm.s}^{-1}$ et $a_e = 10 \mu\text{m}$. Le flux spécifique q'_w est de 145 W.mm^{-1} . Ce cas génère de la traction à la surface et modifie le profil de contraintes résiduelles.

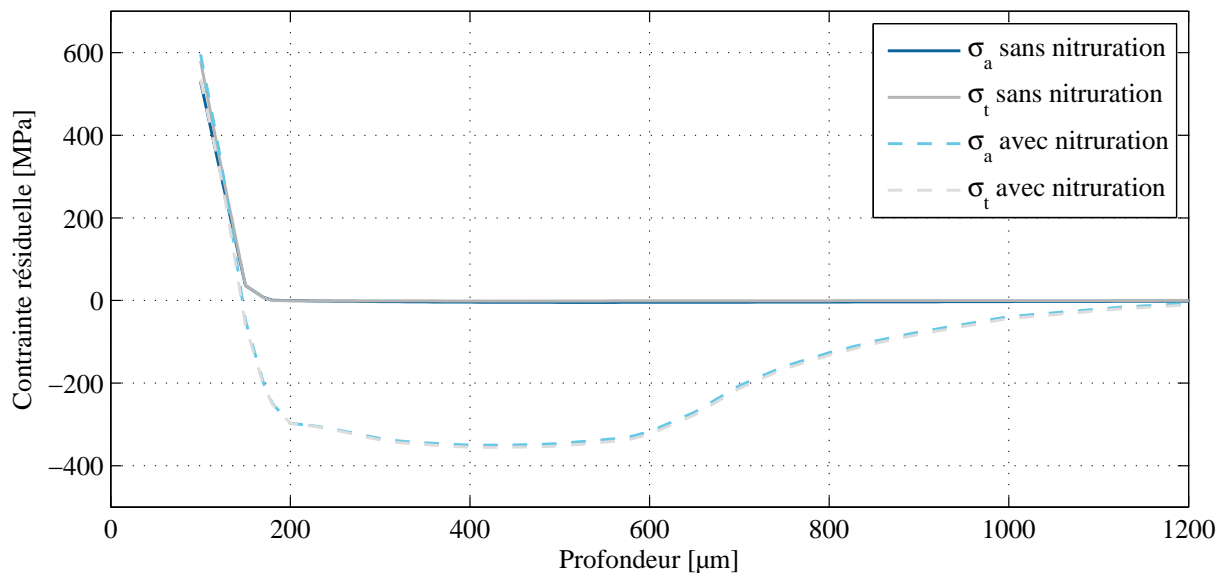


FIGURE D.1 – Comparaison des profils après rectification.

La mise en traction de la surface est identique avec ou sans nitruration. L'altération des deux profils se fait sur la même profondeur, avec ensuite un retour au profil initial. Ceci indique que la valeur de contraintes résiduelles en surface après rectification ne dépend pas

*ANNEXE D. EFFET DE LA NITRURATION SUR LES CONTRAINTES
RÉSIDUELLES APRÈS RECTIFICATION*

du profil initial. Cette observation est importante vis-à-vis des simulations : les résultats ne sont pas altérés par le profil initial injecté.

E

Effet du gradient de limite d'élasticité sur les contraintes résiduelles après rectification

Afin de visualiser l'effet de l'introduction d'un gradient de limite d'élasticité, les résultats de simulations de rectification avec et sans ont été comparées (figure E.1). Le cas étudié est de la rectification plane. Les paramètres sont $V_w = 350 \text{ mm.s}^{-1}$ et $a_e = 10 \text{ }\mu\text{m}$.

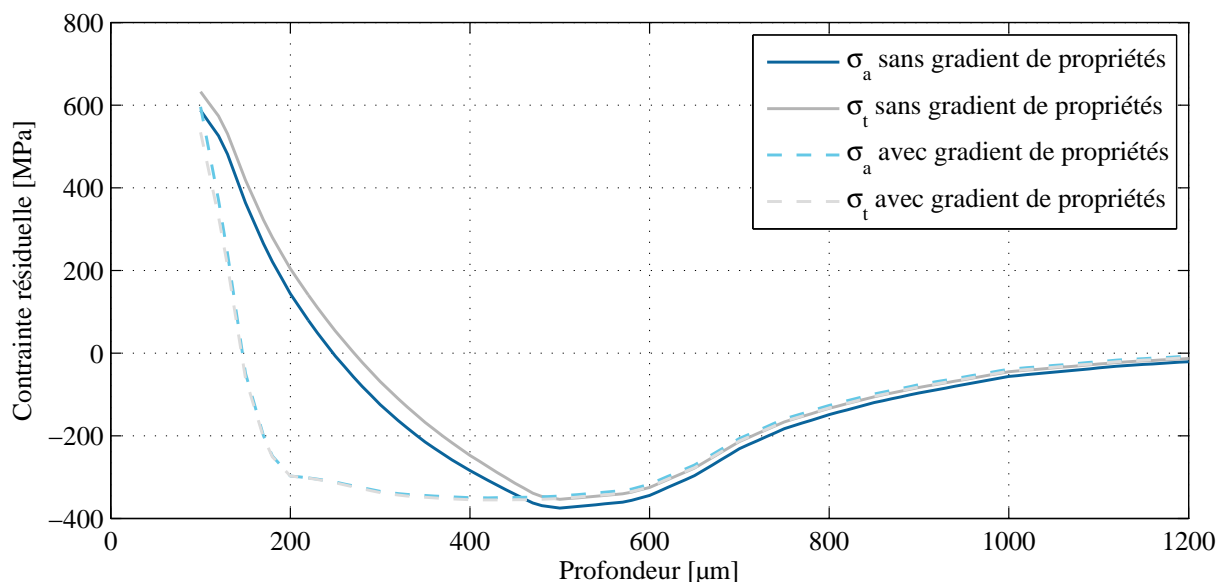


FIGURE E.1 – Comparaison des profils après rectification.

La contrainte résiduelle expérimentale en surface pour ce cas est de 600 MPa . Pour le cas sans gradient de propriétés, le flux spécifique q'_w est de 103 W.mm^{-1} . Lorsque le gradient de limite d'élasticité est introduit dans le modèle, le flux spécifique générant le même état de dégradation est de 145 W.mm^{-1} . La plus haute limite impose donc de fournir une puissance thermique plus élevée à la surface de la pièce pour créer la même

*ANNEXE E. EFFET DU GRADIENT DE LIMITE D'ÉLASTICITÉ SUR LES
CON-TRAINTES RÉSIDUELLES APRÈS RECTIFICATION*

valeur de contraintes à la surface. La profondeur affectée est bien moins importante dans le cas avec le gradient, ce qui est plus représentatif des résultats expérimentaux (figure [3.31](#)).

F

Définition de la source thermique mobile

F.1 Positionnement géométrique

Dans le modèle 3D de rectification de pistes à billes, la pièce est fixe et la zone de chargement se déplace à la surface de la piste en fonction des paramètres machine. Le point d'origine du repère global O_w est situé sur l'axe de la pièce, dans le plan de symétrie de la piste (figure F.1). L'angle Θ est donné en fonction du temps grâce au diamètre de la pièce et la vitesse de rotation :

$$\Theta = \frac{V_w}{\frac{d_w}{2}} . t \quad (\text{F.1})$$

Afin que la source démarre hors de la pièce, un $\Theta_{initial}$ est imposé :

$$\Theta_{initial} = -\frac{\frac{l_c}{2}}{\frac{d_w}{2}} \quad (\text{F.2})$$

La longueur de contact notée l_c ici est égale à l_c réelle. On a donc :

$$\Theta = \Theta_{initial} + \frac{V_w}{\frac{d_w}{2}} . t \quad (\text{F.3})$$

Le cylindre est défini grâce à la position de son centre C . Sa position est donnée par la distance au centre O_w : $O_w C = L$. La position de C dans le repère global est ainsi :

$$\begin{pmatrix} 0 \\ L.\cos\Theta \\ L.\sin\Theta \end{pmatrix} \quad (\text{F.4})$$

Au cours du temps, le cylindre est en rotation autour de l'axe \vec{A} . Dans le repère $(C, \vec{A}_c, \vec{N}_c, \vec{T}_c)$ attaché au cylindre, le volume occupé par le cylindre est défini par un critère de distance par rapport à l'axe (C, \vec{T}_c) . La position de tout point $M (A_M, N_M, T_M)$ par rapport au point C est donnée par :

$$\overrightarrow{CM} = \begin{pmatrix} A_M - A_C \\ N_M - N_C \\ T_M - T_C \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R_1 \\ R_2 \\ R_3 \end{pmatrix} \quad (\text{F.5})$$

Le point M est compris dans le cylindre infini d'axe (C, \vec{T}_c) si :

$$\sqrt{R_1^2 + (R_2 \cdot \cos\theta + R_3 \cdot \sin\theta)^2} \leq R_w \quad (\text{F.6})$$

La hauteur du cylindre est défini par des bornes sur l'axe \vec{T}_c . Le point M est compris entre ces bornes si :

$$-\frac{l_c}{2} \leq R_2 \cdot \sin\theta + R_3 \cdot \cos\theta \leq \frac{l_c}{2} \quad (\text{F.7})$$

F.2 Distribution de la densité de flux thermique

La distribution linéique de la densité de flux est fixée entre les deux bornes sur \vec{T}_c (figure F.2). Étant donné que la zone de chargement est centrée en C , la description de la densité est la suivante :

$$q'(d) = \frac{q'_{max}}{l_c} \cdot d + \frac{q'_{max}}{2} \quad (\text{F.8})$$

avec :

$$q'_{max} = \frac{2 \cdot q'_w}{l_c} \quad (\text{F.9})$$

donc :

$$q'(d) = \frac{2 \cdot q'_w}{l_c^2} d + \frac{q'_w}{l_c} \quad (\text{F.10})$$

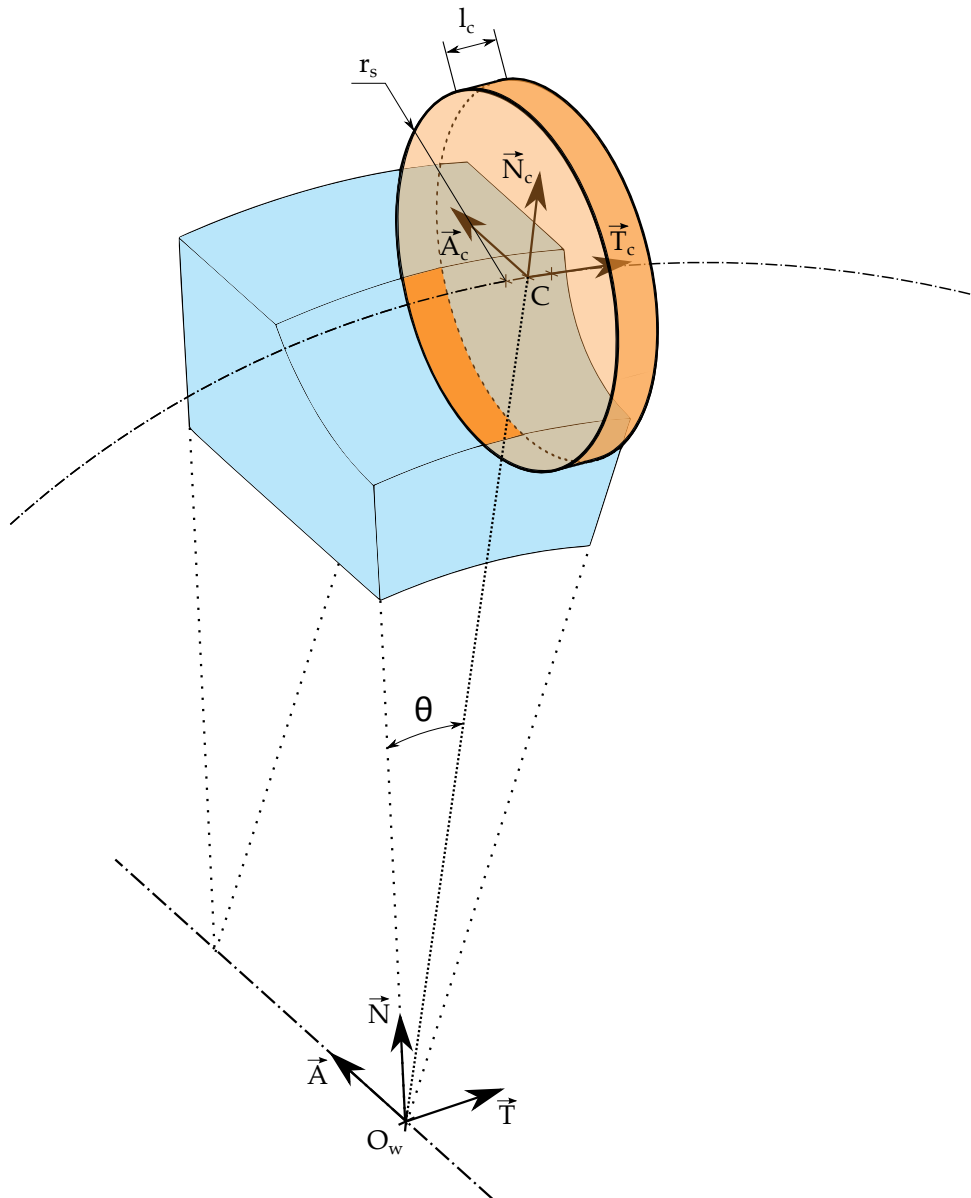


FIGURE F.1 – Paramétrage de la source mobile.

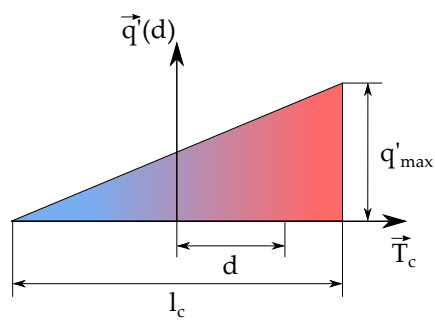


FIGURE F.2 – Représentation de la densité de flux.

Bibliographie

Aeronamic (2015). <http://www.aeronamic.com/>.

Airbus-Helicopters (2015). <http://www.airbushelicopters.com>.

Anderson, D., Warkentin, A., and Bauer, R. (2008). Comparison of numerically and analytically predicted contact temperatures in shallow and deep feed grinding with infrared measurements. *International journal of machine tools and manufacture*, 48 :320–328.

Arzur, J., Lescalier, C., Bomont, O., and Martin, P. (2001). Limitations thermiques du procédé de rectification. *XVème Congrès français de mécanique*, pages 131–136.

Asahi (2013). Asahi diamond - diamond & cbn wheels.

Aubert&Duval (2015). <http://www.aubertduval.fr/>.

Badger, J. and Torrance, A. (2000a). Burn awareness. *Cutting tool engineering*, 52 :3.

Badger, J. and Torrance, A. (2000b). A comparison of two models to predict grinding forces from wheel surface topography. *International journal of machine tools & manufacture*, 40 :1099–1120.

Bakato, A., Rowe, W., and Morgan, M. (2005). Temperature measurement in high efficiency deep grinding. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45 :1231–1245.

Barge, M. (2005). *Etude expérimentale et numérique des mécanismes de coupe par abrasion*. PhD thesis, Ecole Centrale de Lyon.

- Barrallier, L. (1992). *Génèse des contraintes résiduelles de nitruration - Etude expérimentale de modélisation*. PhD thesis, Laboratoire Mecasurf.
- Barrau, O. (2004). *Etude du frottement et de l'usure d'acier à outils de travail à chaud*. PhD thesis, Institut National Polytechnique de Toulouse.
- Bergheau, J. (2004). Modélisation numérique des procédés de soudage. *Techniques de l'ingénieur*, BM7758 :1–15.
- Bergheau, J. and Fortunier, R. (2010). *Finite element simulation of heat transfer*. ISTE.
- Beswick, J. (1988). Skf 3 a structural steel for hub units. *Ball bearing journal*, 231 :32–41.
- Bhadeshia, H. (2001). Steels for bearings. *Progress in materials science*, 57 :268–435.
- Brinksmeier, E., Cammett, J., König, W., Leskovar, P., Peters, J., and Tönhoff, H. (1982). Residual stresses - measurement and causes in machining processes. *Annals of the CIRP*, 31 :491–510.
- Brosse, A. (2009). *Modélisation expérimentale et numérique des effets induits par la rectification - Application à la rectification haute productivité*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne.
- Brosse, A., Naisson, P., Hamdi, H., and Bergheau, J. (2008). Temperature measurement and heat flux characterization in grinding using thermography. *Journal of materials processing technology*, 201 :590–595.
- Brown, R., Wager, J., and Watson, J. (1977). An examination of the wheel-work interface using an explosive device to suddenly interrupt the surface grinding process. *Annals of the CIRP*, 25 :143–146.
- Cameron, A., Bauer, R., and Warkentin, A. (2009). An investigation of the effects of wheel-cleaning parameters in creep-feed grinding. *International journal of machine tools & manufacture*, 50 :126–130.
- Carslaw, H. and Jaeger, J. (1959). *Conduction of heat in solids*. Oxford University Press.
- Chaussin, C. and G.Hilly (1952). *Métallurgie*.
- Chen, X., Rowe, W., and McCormack, D. (2000). Analysis of the transitional temperature for tensile residual stress in grinding. *Journal of materials processing technology*, 107 :216–221.
- Crank, J. (1975). *The mathematics of diffusion*. Oxford Science Publications.
- Daffos, C. (2004). *Endommagement des outils de forgeage traités par nitruration*. PhD thesis, INSA Toulouse.

- Dai, W., Ma, M., and Chen, J. (2007). The thermal fatigue behavior and cracking characteristics of hot-rolling material. *Materials science and engineering*, 448 :25–32.
- Davies, D. and Gittos, B. (1989). Gear steels for future helicopter transmissions. *Proceedings of the institution of mechanical engineers*, 203 :113–121.
- Dawson, P. and Malkin, S. (1984). Inclined moving heat source model for calculating metal cutting temperatures. *Journal of engineering for industry*, 106 :179–186.
- DeVries, W. R. (1992). *Analysis of material removal processes*.
- Diaconnu, G. (2004). *Contribution à l'optimisation des revêtements des moules de fonderie - application aux outillages de coulée centrifuge*. PhD thesis, I.N.P.T.
- Doman, D., Warkentin, A., and Bauer, R. (2009). Finite element modeling approaches in grinding. *International journal of machine tools and manufacture*, 49 :109–116.
- Dunn, R., Whiteley, G., and Fairhurst, W. (1970). *Les aciers alliés et alliages au molybdène dans la fabrication des appareils à pression*. Climax Molybdenum Company.
- Duprat, D. (1997). Fatigue et mécanique de la rupture des pièces en acier léger. *Techniques de l'ingénieur*, bm5052 :1–16.
- Duscha, M., Klocke, F., d'Entremont, A., and Wegner, B. L. H. (2010). Investigation of temperatures and residual stresses in speed stroke grinding via fea simulation and practical tests. *Proceedings in Manufacturing Systems*, 5 :143–148.
- Ebert, F.-J. (2007). An overview of performance characteristics, experiences and trends of aerospace engine bearings technologies. *Chinese journal of aeronautics*, 20 :378–384.
- Ebert, F.-J. (2009). Fundamentals of design and technology of rolling element bearings. *Chinese journal of aeronautics*, 23 :123–136.
- El-Helieby, S. and Rowe, G. (1980). A quantitative comparison between residual stresses and fatigue properties of surface-ground bearing steel (en 31). *Wear*, 58 :155–172.
- FEI (2015). <http://www.feiconsultants.com/>.
- Fissolo, A., Amiable, S., Ancelet, O., Mermaz, F., Stelmaszyk, J., Constantinescu, A., Robertson, C., Vincent, L., V.Maillot, and Bouchet, F. (2009a). Crack initiation under thermal fatigue : An overview of cea experience. part i : Thermal fatigue appears to be more damaging than uniaxial isothermal fatigue. *International Journal of Fatigue*, 31 :587–600.

- Fissolo, A., Amiabile, S., Ancelet, O., Mermaz, F., Stelmaszyk, J., Constantinescu, A., Robertson, C., Vincent, L., V.Maillot, and Bouchet, F. (2009b). Crack initiation under thermal fatigue : An overview of cea experience. part ii : Application of various criteria to biaxial thermal fatigue tests and a first proposal to improve the estimation of thermal fatigue damage. *International Journal of Fatigue*, 31 :1196–1210.
- Garcia, T. (1998). Mémoire cnam - criques 32cdv13 nitruré. Master's thesis, C.N.A.M.
- Girodin, D. (2008). Deep nitrided 32crmov13 steel for aerospace bearings applications. *NTN Technical Review*, 76.
- Glenny, E., Northwood, J., Shaw, S., and Taylor, T. (1958). A technique for thermal-shock and thermal-fatigue testing based on the use of fluidized solids. *Journal of the Institute of Metals*, 87 :294–302.
- Glodowski, R. J. (2011). Vanadium in medium and high carbon steels. *Strategic Minerals Corporation*, pages 1–6.
- Gu, D. and Wager, J. (1990). Further evidence on the contact zone in surface grinding. *Annals of the CIRP*, 39 :349–362.
- Gu, D. Y. and Wager, J. G. (1988). New evidence on the contact zone in grinding - contact length, sliding and cutting regions. *Annals of the CIRP*, 37 :335.
- Guo, C. and Malkin, S. (2000). Energy partition and cooling during grinding. *Journal of manufacturing process*, 2 :151–157.
- Guo, C., Wu, Y., Varghese, V., and Malkin, S. (1999). Temperatures and energy partition for grinding with vitrified cbn wheels. *Annals of the CIRP*, 48 :247–250.
- Guobin, L., Jianjun, W., Yanfei, J., and Guiyun, L. (2000). The nucleation and propagation of a thermal fatigue crack in 4cr2nimov steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 100 :63–66.
- Haddar, N. (2003). *Fatigue thermique d'un acier inoxydable austénitique 304L - simulation de l'amorçage et de la croissance des fissures*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Hamdi, H. (2000). *Contribution à l'étude de la physique de l'interface meule-pièce dans le cadre de la rectification conventionnelle et à grande vitesse*. PhD thesis, Ecole centrale de Lyon.
- Hamdi, H., Zahouani, H., and Bergheau, J. (2004). Residual stresses computation in a grinding process. *Journal of materials processing technology*, 147 :277–285.

- Hayashi, M. (1998). Thermal fatigue of type 304 stainless steel in simulated bwr environment. *Nuclear Engineering and Design*, 184 :135–144.
- Heinzel, C., Solter, J., Jermolajev, S., Kolkwitz, B., and Brinksmeier, E. (2014). A versatile method to determine thermal limits in grinding. *2nd CIRP conference on surface integrity*, pages 131–136.
- Howes, T. (1991). Avoiding thermal damage in grinding. *Abrasive engineering society*.
- Hwang, J., Kompella, S., Chandrasekar, S., and Farris, T. N. (2003). Measurement of temperature field in surface grinding using infrared imaging system. *Journal of tribology*, 125 :377–383.
- Inasaki, I. (1987). Grinding of hard and brittle materials. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 36 :463–471.
- Inoue, T. (2001). *Handbook of materials behavior models : Failures of materials. Volume II*. Academic Press.
- Jaeger, J. (1942). Moving sources of heat and the temperature at sliding contact. *Royal Society of New South Wales - Journal and Proceedings*, 76 :202–224.
- Jegou, S., Barrallier, L., Kubler, R., and Somers, M. (2011). Evolution of residual stress in the diffusion zone of a model fe-cr-c alloy during nitriding. *Journal of Heat Treatment and Materials*, 66 :135–142.
- Jin, T. and Stephenson, D. (2004). Three dimensional finite element simulation of transient heat transfer in high efficiency deep grinding. *CIRP annals - Manufacturing technology*, 53 :259–262.
- Kaza, G. (2010). *Contribution à l'étude de la résistance thermique de contact et à sa modélisation à travers l'écrasement de l'interface tôle/outil dans la mise en forme à chaud*. PhD thesis, Université de Toulouse.
- Kermouche, G., Rech, J., Hamdi, H., and Bergheau, J. (2010). On the residual stress field induced by a scratching round abrasive grain. *Wear*, 269 :86–92.
- Kim, N., Kwak, J., and Kim, H. (2006). Heat flux distribution model by sequential algorithm of inverse heat transfer for determining workpiece temperature in creep feed grinding. *International journal of machine tools & manufacture*, 46 :2086–2093.
- Kirchheim, A., Otter, D., Kobler, D., Bräuer, K., Lehmann, A., and Schaffner, G. (2008). *From Sensor to transmitter*. Kistler Group.

- Kohli, S., Guo, C., and Malkin, S. (1995). Energy partition to the workpiece for grinding with aluminium oxide and cbn abrasive wheels. *ASME Journal of Engineering for Industry*, 117 :160–168.
- Krauss, M. and Scholtes, B. (2004). Thermal shock damage of hot-work tool steel aisi h11 in hard turned, electroeroded, shot-peened or deep-rolled surface conditions. *Journal of Material Science and Technology*, 20 :93–96.
- Kruszynski, B. and van Lutterwelt, C. (1991). An attempt to predict residual stresses in grinding metals with the aid of a new grinding parameter. *Annals of the CIRP*, 40 :335–337.
- Kruszynski, B. W. and Woljczik, R. (2001). Residual stress in grinding. *Journal of materials processing technology*, 109 :254–257.
- Köster, A. (1997). *Fatigue thermique d'un alliage pour aubes de turbopompe astronautique - le SUPERWASPALLOY*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Lacaille, V., Morel, C., Feulvarch, E., Kermouche, G., and Bergheau, J. (2014). Finite element analysis of the grain size effect on diffusion in polycrystalline materials. *Computational Materials Science*, 95 :187–191.
- Lavine, A., Malkin, S., and Jen, T. (1989). Thermal aspects of grinding with cbn wheels. *Annals of the CIRP*, 38 :557–560.
- Le, H. (2006). *Etude de la propagation d'une fissure sous chargement thermique cyclique induisant un gradient de température dans l'épaisseur*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique.
- Leblond, J., Pont, D., Devaux, J., Bru, D., and Bergheau, J. (1997). *Metallurgical and mechanical consequences of phase transformations in numerical simulations of welding processes - Modeling in welding, Hot Powder forming and casting - Chapter 4*. ASM International.
- Lefebvre, A. (2005). *Etude expérimentale et analytique pour la caractérisation des échanges thermiques locaux et globaux à l'interface meule-pièce en rectification*. PhD thesis, Université de Metz.
- Lefebvre, A., Lanzetta, F., Lipinski, P., and Torrance, A. (2012). Measurement of grinding temperatures using a foil/workpiece thermocouple. *International journal of machine tools & manufacture*, 58 :1–10.
- Lefebvre, A., Vieville, P., Lipinski, P., and Lescalier, C. (2006). Numerical analysis of grinding temperature measurement by the foil/workpiece thermocouple method. *International journal of machine tools & manufacture*, 46 :1716–1726.

- Lequeux, J. (1973). *Contribution à l'étude de la sensibilité aux criques de rectification dans les aciers trempés*. PhD thesis, Université Nancy I.
- Lequien, P. (2014). Etude thermique en rectification plane par thermocouple noyé - approche expérimentale et numérique. Master's thesis, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne.
- Linke, B. (2008). Dressing process model for vitrified bonded wheels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57 :345–348.
- Liétard, A. (1975). Rectification. *Techniques de l'ingénieur*, b1698.
- Liu, Q., Chen, X., Wang, Y., and Gindy, N. (2008). Empirical modelling of grinding force based on multivariate analysis. *Journal of Materials Processing Technology*, 203 :420–430.
- Liu, Y., Warkenton, A., Bauer, R., and Gong, Y. (2013). Investigation of different grain shapes and dressing to predict surface roughness in grinding usin kinematic simulations. *Precision engineering*, 37 :758–764.
- Mahdi, M. and Zhang, L. (1997). Applied mechanics in grinding - v : thermal residual stresses. *International journal of machine tools and manufacture*, 37 :619–633.
- Maillot, V. (2003). *Amorçage et propagation de réseaux de fissures de fatigue thermique dans un acier inoxydable austénitique de type X2*. PhD thesis, Ecole Centrale Lille.
- Makino, H., Suto, T., and Fukushima, E. (1966). An experimental investigation of the grinding process. *Journal of Mechanical Laboratory of Japan*, 12 :17.
- Malkin, S. (1989). *Grinding technology : Theory and applications of machining with abrasives*.
- Malkin, S. and Guo, C. (2007). Thermal analysis of grinding. *CIRP annals*, 56 :760–782.
- Mamalis, A. G., Kundra, J., and Markopoulos, A. (2003). Numerical simulation for the determination of the temperature fields and the heat affected zones in grinding. *Production systems and information engineering*, 1 :3–16.
- Marsh, D. (1981). A thermal shock fatigue study of type 304 and 316 stainless steel. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 4 :179–195.
- Matulaitis, V. (1956). Electrical discharge grinding of tools. *American Society of Tool and Manufacturing Engineers*, MR56-106.
- Medjedoub, F. (2004). *Détermination des paramètres influant sur le phénomène d'endommagement thermique des moules en fonderie sous pression d'aluminium*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.

- Merchant, M. (1999). 20th century evolution of basic machining technology - an interpretive review. *Proceedings of the 5th International Conference on Advanced Manufacturing Systems and Technology*, pages 1–10.
- Mishra, V. K. and Salonitis, K. (2013). Empirical estimation of grinding specific forces and energy based on a modified werner grinding model. *Procedia CIRP*, 8 :287–292.
- Mondelin, A. (2012). *Modélisation de l'intégrité des surfaces usinées : Application au cas du tournage finition de l'acier inoxydable 15-5PH*. PhD thesis, Ecole Centrale de Lyon.
- Montay, G. (2001). *Détermination des contraintes résiduelles par la méthode du trou incrémental*. PhD thesis, UTT.
- Moulik, P., Yang, H., and Chandrasekar, S. (2001). Simulation of thermal stresses due to grinding. *International journal of mechanical sciences*, 43 :831–851.
- NTN (2010). Ntn rolling bearings handbook.
- Pascal, R. (2003). *Modélisation du traitement thermique superficiel par induction*. PhD thesis, Ecole Centrale de Lyon.
- Persson, A., Hogmark, S., and Begonstöm, J. (2004). Simulation and evaluation of thermal fatigue cracking of hot work tool steels. *International journal of fatigue*, pages 1095–1107.
- Pickering, F. (1988). Some beneficial effects of nitrogen in steel. *Proceedings of the 1st International Conference "High Nitrogen Steels"*, 1.
- Pistorus, P. and Marais, J. (1995). Thermal fatigue of steel tyres on urban railway systems. *International journal of fatigue*, 17 :471–475.
- Rabbe, P., Lieugarde, H., and Galtier, A. (2000). Essais de fatigue - partie i. *Techniques de l'ingénieur*, m4170 :1–22.
- Ragen, M., Anthony, D., and Spitzer, R. (2002). A comparison of the mechanical and physical properties of contemporary and new alloys for the aerospace bearing application. *Bearing Steel Technology*, pages 362–374.
- Rech, J., Kermouche, G., Grzesik, W., García-Rosales, C., Khellouki, A., and García-Navas, V. (2008). Characterization and modelling of the residual stresses induced by belt finishing on a aisi52100 hardened steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 208 :187–195.
- Rowe, W., Black, S., Mills, B., and Qi, H. (1996). Analysis of grinding temperatures by energy partitioning. *Proceedings of the institution of mechanical engineers*, 210 :579–588.

- Rowe, W., Black, S., Mills, B., Qi, H., and Morgan, M. (1995). Experimental investigation of heat transfer in grinding. *CIRP annals*, 44 :329–332.
- Rowe, W., Morgan, M., and Black, S. (1998). Validation of thermal properties in grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 47 :275–279.
- Rowe, W., Pettit, J., Boyle, A., and Moruzzi, J. (1988). Avoidance of thermal damage in grinding and prediction of the damage threshold. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 37 :327–320.
- Rowe, W. B. (2001). Thermal analysis of high efficiency deep grinding. *International journal of machine tools and manufacture*, 41 :1–19.
- Rowe, W. B. (2009). *Principles of modern grinding*.
- Rowe, W. B., Morgan, M. N., Qi, H. S., and Zheng, H. W. (1993). The effect of deformation on the contact area in grinding. *CIRP annals*, 42 :409–412.
- Sallem, H. (2014). *Étude de l'aptitude à la rectification des aciers rapides supérieurs - Application aux cylindres de laminage de des alliages d'aluminium*. PhD thesis, École Nationale Supérieure des Mines de Saint-Étienne.
- Sato, K. (1961). Grinding temperature. *Bull. of Japan Society of Grinding Engineers*, 1 :31–33.
- Sbitti, A. (2009). *Propagation des fissures 2D et 3D planes sous chargement thermomécanique à amplitudes variables*. PhD thesis, Université Pierre et Marie Curie.
- Sbitti, A. and Taheri, S. (2010). Crack arrest in high cycle thermal fatigue crazing. *Nuclear Engineering and Design*, 240 :30–38.
- Shaw, M. and Vyas, A. (1994). Heat affected zones in grinding of steel. *Annals of the CIRP*, 43 :279–282.
- SKF (2012). *Rolling bearings*.
- Taheri, S. (2005). Le faïençage thermique à grand nombre de cycles, un phénomène lié à la structure. *Mécanique et Industries*, 6 :331–335.
- Tanguy, J. (1985). *Rectification : Connaissances de base et données pratiques*. CETIM.
- Tawakoli, T. (1993). *High Efficiency Deep Grinding*. VDI-Verlag GmbH/ MEchanical Engineering Publications, London.
- Taylor, F. (1906). On the art of cutting metals. *American Society of Tool and Manufacturing Engineers*, 28.

- Torbaty, S. (2004). Rectification très grande vitesse. *Techniques de l'ingénieur*, bm7220.
- Torrance, A. and Badger, J. (2000). The relation between the traverse dressing of vitrified grinding wheels and their performance. *International journal of machine tools & manufacture*, 40 :1787–1811.
- Torres, M. and Voorwald, H. (2002). An evaluation of shot peening, residual stress and stress relaxation on the fatigue life of aisi 4340 steel. *International Journal of Fatigue*, 24 :877–886.
- Ueda, T., Sato, M., and Nakayama, K. (1996). Cooling characteristics of cutting grain in grinding. *CIRP annals - Manufacturing technology*, 45 :293–298.
- Ueda, T., Sato, M., Sugita, T., and Nakayama, K. (1995). Thermal behaviour of cutting grain in grinding. *Annals of the CIRP*, 44 :325–328.
- Ueda, T., Tanaka, H., and Torii, A. (1993). Measurement of grinding temperature of active grains using infrared radiation pyrometer with optical fiber. *Annals of the CIRP*, 42 :405–408.
- Valiorgue, F. (2008). *Simulation des processus de génération de contraintes résiduelles en tournage du 316L : Une nouvelle approche numérique et expérimentale*. PhD thesis, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne.
- Valiorgue, F., Brosse, A., Naisson, P., Rech, J., Hamdi, H., and Bergheau, J. (2013). Emissivity calibration for temperatures measurement using thermography in the context of machining. *Applied Thermal Engineering*, 58 :321–326.
- Verkerk, J. (1975). The real contact length in cylindrical plunge grinding. *Annals of the CIRP*, 24 :259–264.
- Walmag, G., Skoczynski, R., and Breyer, J. (2001). Improvement of the work roll performance on the 2050 mm hot strip mill at iscor vanderbijlpark. *La revue de métallurgie*, pages 295–304.
- Wang, S., Lu, Y., Yao, M., and Wang, R. (1998). Compressive residual stress introduced by shot peening. *Journal of Materials Processing Technology*, 73 :64–73.
- Withers, P. (2007). Residual stress and its role in failure. *Reports on progress in physics*, 70 :2211–2264.
- Wong, J. (2007). *Analyse de l'endommagement par fatigue thermique et modélisation du comportement thermomécanique de couples disques-garnitures de type TGV*. PhD thesis, Ecole Centrale Lille.
- WoodTech-Entreprises (2015). <http://www.woodtechttooling.com>.

- Xu, X. (2001). Experimental study on temperatures and energy partition at the diamond-granite interface in grinding. *Tribology international*, 34 :419–426.
- Young, W. (1968). Are you getting maximum performance from your diecasting dies. *American Society of Tool and Manufacturing Engineers*, CM68-587.
- Youssef, S., Ben-Sallem, W., Brosse, A., and Hamdi, H. (2004). Residual stresses and metallurgic transformations induced by grinding. *Journal of Materials Processing Technology*, 3 :277–285.
- Yu, X. and Lau, W. (1999). A finite-element analysis of residual stress in stretch grinding. *Journal of materials processing technology*, 94 :13–22.
- Zambelli, G. and Vincent, L. (1998). Matériaux et contacts : une approche tribologique. *Presses polytechniques et universitaires romandes*.
- Zaretsky, E. V. (2013). Rolling bearing steels - a technical and historical perspective - part 1. *Power transmission engineering*, April :40–45.
- Zaretsky, E. V., Parker, R. J., Anderson, W. J., and Miller, S. T. (1965). Effect of component differential hardness on residual stress and rolling-contact fatigue. *NASA technical note*, D-2664 :1–14.
- Zhou, Z. and van Lutterwelt, C. (1992). The real contact length between grinding wheel and workpiece - a new concept and new measuring method. *Annals of the CIRP*, 41 :387–391.

École Nationale d'Ingénieurs de Saint-Étienne

École Centrale de Lyon

N° d'ordre : 2015ENISE0036

Alexis VAN ROBAEYS

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL STUDY OF HEAT CHECKING DURING GRINDING OF NITRIDED 32CrMoV13 STEEL

Speciality: Mechanics

Keywords : Grinding, heat checking, thermal, nitriding, thermo-mechanical, model, thermocouple

Abstract :

Helicopter power transmission parts are manufactured in high-tensile steel 32CrMoV13, which is case-hardened by nitriding. After nitriding, functional surfaces such as bearing races are grinded in order to give them adequate tolerances, roughness and surface topology. When not properly controlled, the grinding operation can create micro-crack networks on the finished surface.

The aim of the study was to gain an understanding of the phenomenon by determining the local conditions at the surface generating and propagating the cracks.

A literature study highlighted a strong link between micro-cracks and cyclic thermal loads. This load was identified for grinding operations by measuring the temperature and forces at the tool-workpiece interface. The results have shown a strong link between specific removal rate, efforts, and thermal load. The analysis of residual stresses after grinding showed the existence of a transition domain in which the surface is not cracked, but is in a tensile state.

A 3D thermo-mechanical numerical model for grinding of nitrided 32CrMoV13 steel was developed using SYSWELD®, in order to predict the residual stress distribution in the workpiece after grinding. It uses a pure thermal load to represent the action of the tool on the surface. Its magnitude and distribution were studied in order to accurately represent the material removal induced by the grinding wheel.

Thanks to the simulations, the degradation mechanism was exposed: under the thermal load, the matter heats up locally and undergoes a high compression, surpassing its tensile stress. During cooling, the damaged matter then passes to a tensile state, prone to cracking.

N° d'ordre : 2015ENISE0036

Alexis VAN ROBAEYS

ÉTUDE EXPÉRIMENTALE ET NUMÉRIQUE DU FAÏENÇAGE THERMIQUE EN RECTIFICATION DU 32CrMoV13 NITRURÉ

Spécialité: Mécanique

Mots clefs : Rectification, faïençage, thermique, nitruration, modélisation, thermomécanique, thermocouple

Résumé :

Les éléments de transmission d'hélicoptère sont réalisés en acier à haute limite d'élasticité 32CrMoV13. Les pièces sont nitrurées afin de leur conférer une dureté superficielle élevée. Après nitruration, les surfaces fonctionnelles telles que les pistes de roulements sont rectifiées afin de respecter des tolérances géométriques, de rugosité et de topologie de surface. Lorsque non-maîtrisée, l'opération de rectification peut générer des réseaux de microfissures sur la surface finie. Ce défaut est communément appelé faïençage.

Le but de l'étude était de comprendre ce phénomène grâce à la détermination des conditions locales qui génèrent et propagent ces fissures à l'interface meule-pièce.

Une étude de la bibliographie a mis en avant un lien fort entre faïençage et sollicitations thermiques cycliques. L'identification de cette sollicitation en rectification a été réalisée grâce à des relevés de température et d'efforts à l'interface outil/pièce. Les résultats ont démontré une corrélation entre le débit spécifique, les efforts et le flux thermique absorbé par la pièce. L'analyse des contraintes résiduelles après rectification a permis de mettre en évidence l'existence d'un domaine de transition dans lequel la surface n'est pas fissurée, mais comporte des contraintes résiduelles de traction.

Un modèle thermomécanique 3D de rectification du 32CrMoV13 nitruré a été développé dans le logiciel de simulation par éléments finis SYSWELD® pour prédire la distribution de contraintes résiduelles dans une pièce après rectification. L'action de l'outil est reproduite par un chargement thermique pur. Sa puissance et sa distribution ont été étudiées afin qu'il représente l'enlèvement de matière engendré par la meule.

Grâce à la simulation, le mécanisme d'endommagement a pu être visualisé : sous le chargement, le matériau s'échauffe localement et subit ainsi une compression dépassant sa limite d'élasticité. Lors du refroidissement, le matériau endommagé bascule ensuite dans un état de traction, propice à la fissuration.