



HAL
open science

MODÉLISATION EXPÉRIMENTALE ET NUMÉRIQUE DES EFFETS INDUITS PAR LA RECTIFICATION. APPLICATION À LA RECTIFICATION HAUTE PRODUCTIVITÉ

Alexandre Brosse

► **To cite this version:**

Alexandre Brosse. MODÉLISATION EXPÉRIMENTALE ET NUMÉRIQUE DES EFFETS INDUITS PAR LA RECTIFICATION. APPLICATION À LA RECTIFICATION HAUTE PRODUCTIVITÉ. Matériaux. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, 2009. Français. NNT : . tel-00812416

HAL Id: tel-00812416

<https://theses.hal.science/tel-00812416>

Submitted on 12 Apr 2013

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

N° d'ordre : 527 MI

THÈSE

présentée par

Alexandre BROSSE

pour obtenir le grade de
Docteur de l'École Nationale Supérieure des Mines de Saint-Étienne

Spécialité : Matériaux et procédés

Modélisation expérimentale et numérique des effets induits par la
rectification. Application à la rectification haute productivité

Soutenue à Saint Etienne, le 11 mai 2009

Membres du jury

Président :	Andrew TORRANCE	Professeur émérite
Rapporteurs :	Maxence BIGERELLE	Professeur, U.T.C.
	Henri-Paul LIEURADE	Docteur H.D.R., C.E.T.I.M.
Examineur :	Sébastien DESVAUX	Docteur, SKF Aeroengine
Directeurs de thèse :	Jean-Michel BERGHEAU	Professeur, ENISE
	Hédi HAMDI	Docteur H.D.R., ENISE

Spécialités doctorales :

SCIENCES ET GENIE DES MATERIAUX
 MECANIQUE ET INGENIERIE
 GENIE DES PROCEDES
 SCIENCES DE LA TERRE
 SCIENCES ET GENIE DE L'ENVIRONNEMENT
 MATHEMATIQUES APPLIQUEES
 INFORMATIQUE
 IMAGE, VISION, SIGNAL
 GENIE INDUSTRIEL
 MICROELECTRONIQUE

Responsables :

J. DRIVER Directeur de recherche – Centre SMS
 A. VAUTRIN Professeur – Centre SMS
 G. THOMAS Professeur – Centre SPIN
 B. GUY Maître de recherche – Centre SPIN
 J. BOURGOIS Professeur – Centre SITE
 E. TOUBOUL Ingénieur – Centre G2I
 O. BOISSIER Professeur – Centre G2I
 JC. PINOLI Professeur – Centre CIS
 P. BURLAT Professeur – Centre G2I
 Ph. COLLOT Professeur – Centre CMP

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

AVRIL	Stéphane	MA	Mécanique & Ingénierie	CIS
BATTON-HUBERT	Mireille	MA	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
BENABEN	Patrick	PR 2	Sciences & Génie des Matériaux	CMP
BERNACHE-ASSOLANT	Didier	PR 0	Génie des Procédés	CIS
BIGOT	Jean-Pierre	MR	Génie des Procédés	SPIN
BILAL	Essaïd	DR	Sciences de la Terre	SPIN
BOISSIER	Olivier	PR 2	Informatique	G2I
BOUCHER	Xavier	MA	Génie Industriel	G2I
BOUDAREL	Marie-Reine	MA	Génie Industriel	DF
BOURGOIS	Jacques	PR 0	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
BRODHAG	Christian	MR	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
BURLAT	Patrick	PR 2	Génie industriel	G2I
COLLOT	Philippe	PR 1	Microélectronique	CMP
COURNIL	Michel	PR 0	Génie des Procédés	SPIN
DAUZERE-PERES	Stéphane	PR 1	Génie industriel	CMP
DARRIEULAT	Michel	ICM	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
DECHOMETS	Roland	PR 1	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
DESTRAYAUD	Christophe	MA	Mécanique & Ingénierie	SMS
DELAFOSSE	David	PR 1	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
DOLGUI	Alexandre	PR 1	Génie Industriel	G2I
DRAPIER	Sylvain	PR 2	Mécanique & Ingénierie	SMS
DRIVER	Julian	DR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
FOREST	Bernard	PR 1	Sciences & Génie des Matériaux	CIS
FORMISYN	Pascal	PR 1	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
FORTUNIER	Roland	PR 1	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
FRACZKIEWICZ	Anna	MR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
GARCIA	Daniel	CR	Génie des Procédés	SPIN
GIRARDOT	Jean-Jacques	MR	Informatique	G2I
GOEURIOT	Dominique	MR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
GOEURIOT	Patrice	MR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
GRAILLOT	Didier	DR	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
GROSSEAU	Philippe	MR	Génie des Procédés	SPIN
GRUY	Frédéric	MR	Génie des Procédés	SPIN
GUILHOT	Bernard	DR	Génie des Procédés	CIS
GUY	Bernard	MR	Sciences de la Terre	SPIN
GUYONNET	René	DR	Génie des Procédés	SPIN
HERRI	Jean-Michel	PR 2	Génie des Procédés	SPIN
KLÖCKER	Helmut	MR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
LAFOREST	Valérie	CR	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
LERICHE	Rodolphe	CR	Mécanique et Ingénierie	SMS
LI	Jean-Michel	EC (CCI MP)	Microélectronique	CMP
LONDICHE	Henry	MR	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
MOLIMARD	Jérôme	MA	Mécanique et Ingénierie	SMS
MONTHEILLET	Frank	DR 1 CNRS	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
PERIER-CAMBY	Laurent	PR1	Génie des Procédés	SPIN
PIJOLAT	Christophe	PR 1	Génie des Procédés	SPIN
PIJOLAT	Michèle	PR 1	Génie des Procédés	SPIN
PINOLI	Jean-Charles	PR 1	Image, Vision, Signal	CIS
STOLARZ	Jacques	CR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
SZAFNICKI	Konrad	CR	Sciences & Génie de l'Environnement	SITE
THOMAS	Gérard	PR 0	Génie des Procédés	SPIN
VALDIVIESO	François	MA	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
VAUTRIN	Alain	PR 0	Mécanique & Ingénierie	SMS
VIRICELLE	Jean-Paul	MR	Génie des procédés	SPIN
WOLSKI	Krzysztof	CR	Sciences & Génie des Matériaux	SMS
XIE	Xiaolan	PR 1	Génie industriel	CIS

Glossaire :

PR 0	Professeur classe exceptionnelle
PR 1	Professeur 1 ^{ère} catégorie
PR 2	Professeur 2 ^{ème} catégorie
MA(MDC)	Maître assistant
DR (DR1)	Directeur de recherche
Ing.	Ingénieur
MR(DR2)	Maître de recherche
CR	Chargé de recherche
EC	Enseignant-chercheur
ICM	Ingénieur en chef des mines

Centres :

SMS	Sciences des Matériaux et des Structures
SPIN	Sciences des Processus Industriels et Naturels
SITE	Sciences Information et Technologies pour l'Environnement
G2I	Génie Industriel et Informatique
CMP	Centre de Microélectronique de Provence
CIS	Centre Ingénierie et Santé

Il faut mieux rajouter de la vie aux années que des années à la vie.

Sommaire

Lexique	v
Nomenclature	vii
Remerciements	xiii
Introduction	1
1 La rectification : connaissances de base et études existantes	5
1.1 La rectification : un procédé complexe	7
1.1.1 Historique	7
1.1.2 Définition	7
1.1.3 L'enlèvement de matière par abrasion	8
1.1.4 Paramètres du procédé	10
1.2 La rectification : un procédé mal connu	14
1.2.1 Efforts de coupe / Puissance	15
1.2.2 Température	17
1.2.3 Modèles de flux	20
1.2.4 Bilan	22
1.3 Un nouveau procédé : la rectification haute productivité (R.H.P.)	23
1.3.1 Origine	23
1.3.2 Différences entre les rectifications conventionnelle et haute productivité	24
1.3.3 Connaissances existantes	24
1.3.4 Phénomènes liés	27
1.4 Rappels sur la métallurgie des aciers	27
1.4.1 Définitions	28
1.4.2 L'équilibre des phases et les transformations métallurgiques	29
1.5 Caractéristiques des matériaux de l'étude	31
1.5.1 Un acier à roulement : le 100Cr6	32
1.5.2 Un acier inoxydable martensitique : le X40CrMoVN16-2	33
1.5.3 Affectations métallurgiques en R.H.P.	34
1.6 À propos des contraintes résiduelles	35
1.6.1 Définition	35

1.6.2	Processus de génération des contraintes	36
1.6.3	Origine des contraintes en rectification	38
1.6.4	La mesure de contraintes résiduelles par D.R.X.	39
1.7	Conclusion	41
2	Approche expérimentale : mesures et analyses	43
2.1	Mesures de températures par thermographie infrarouge	45
2.1.1	Définitions	45
2.1.2	La thermographie en rectification	47
2.1.3	Quelle caméra infrarouge ?	51
2.1.4	Mesure de l'émissivité	53
2.1.5	Traitement des résultats	54
2.2	Mesures d'efforts et puissance	55
2.2.1	Principe de mesure	55
2.2.2	Traitement des résultats	56
2.2.3	Corrélation puissance-effort	57
2.3	Montages expérimentaux	58
2.4	Essais de rectification plane	59
2.4.1	Démarche	59
2.4.2	Choix des essais	60
2.5	Résultats des mesures de température	62
2.5.1	Validation	62
2.5.2	Résultats globaux	63
2.5.3	Bilan	64
2.6	Résultats des mesures d'efforts et de puissance	65
2.6.1	Validation	65
2.6.2	Résultats globaux	65
2.6.3	Coefficient de frottement macroscopique	66
2.6.4	Modèles d'efforts	66
2.6.5	Influence du type de travail sur les efforts	69
2.6.6	Influence de la lubrification sur les efforts	69
2.6.7	Influence du matériau sur les efforts	70
2.6.8	Bilan	70
2.7	Résultats des mesures par micrographies	71
2.7.1	Effets métallurgiques induits par la rectification	71
2.7.2	Influence de la température observée par micrographie	72
2.7.3	Influence de la lubrification observée par micrographie	73
2.7.4	Bilan	73
2.8	Résultats des mesures de contraintes résiduelles	73
2.8.1	Validation	74
2.8.2	Résultats globaux	74
2.8.3	Influence de la lubrification sur les contraintes résiduelles	75
2.8.4	Bilan	76
2.9	Résultats complémentaires	77

2.9.1	Microdureté	77
2.9.2	Profondeur de passe réelle	77
2.9.3	Bilan	79
2.10	Conclusion	79
3	Approche numérique : modélisation et simulation	81
3.1	La simulation numérique par éléments finis	83
3.1.1	Principe	83
3.1.2	L'approche en diffusion-convection	83
3.1.3	Influence des caractéristiques du matériau	84
3.1.4	Bilan	85
3.2	Caractérisation d'un modèle de flux par méthode inverse	86
3.2.1	L'approche par méthode inverse	87
3.2.2	Algorithmes d'optimisation	88
3.2.3	Descriptif méthode - Choix des paramètres	92
3.2.4	Calcul en « blind test »	95
3.2.5	Bilan	97
3.2.6	Un exemple de détermination de flux par méthode inverse	98
3.3	Modèle de calcul par éléments finis	99
3.3.1	Modèle métallurgique	99
3.3.2	Modèle mécanique	101
3.4	Exemple sur un cas de rectification	103
3.4.1	Modèle	103
3.4.2	Résultats	106
3.4.3	Bilan	108
3.5	Résultats généraux	109
3.5.1	Modèles de flux	109
3.5.2	Influence de la profondeur de passe	110
3.5.3	Zone affectée métallurgiquement	111
3.5.4	Influence du matériau initial	112
3.5.5	Simulation du revenu de la martensite	112
3.6	Conclusion	113
4	Application à la rectification haute productivité cylindrique	115
4.1	Rappels	117
4.2	Approche expérimentale de la R.H.P.	117
4.2.1	Moyens	117
4.2.2	Choix et justification du plan d'expériences	118
4.2.3	Contraintes résiduelles mesurées	124
4.2.4	Étude micrographique des pièces rectifiées	126
4.2.5	Modèles de R.H.P.	127
4.2.6	Bilan	129
4.3	Approche numérique de la R.H.P.	129
4.3.1	Longueur de contact	130

SOMMAIRE

4.3.2	Extension de l'approche 2D	131
4.3.3	Influence d'un modèle tridimensionnel	133
4.3.4	Simulation numérique 3D de la rectification cylindrique	134
4.4	Conclusion sur la R.H.P.	138
4.4.1	Discussion sur les résultats	138
4.4.2	Comparaison entre expérience et simulation	138
	Conclusion générale	141
	Annexes	163
Annexe A	Les types de rectification	164
Annexe B	Diagramme Fer-Carbone	165
Annexe C	Caractérisation du 100Cr6	166
Annexe D	Caractérisation du X40CrMoVN16-2	170
Annexe E	Essais réalisés	173

Lexique

Indice w	De l'anglais <i>workpiece</i> : réfère à la pièce rectifiée
Indice s	De l'anglais <i>spindle</i> : réfère à la meule
Indice 0	En thermographie, se réfère à un corps noir
U.G.V.	Usinage grande vitesse
R.H.P.	Rectification haute productivité
C.I.	Conditions initiales
S.N.F.A.	Société nouvelle de fabrication pour l'aéronautique
R.X.	Rayons X
D.R.X.	Diffraction des rayons X
M.E.B.	Microscope électronique à balayage
Ébauche	C'est la première phase de fabrication d'une pièce dont le but est d'enlever le maximum de matière en un minimum de temps. Une sur-épaisseur est laissée à la pièce pour la finition
Finition	C'est la phase de fabrication, qui succède à l'ébauche et permet l'obtention des dimensions et tolérances finales de la pièce
Passé	Correspond, en usinage, à un passage de l'outil sur la pièce
Planage	En rectification, c'est l'opération qui consiste à réaliser un passage de la meule avec une profondeur de passe nulle

Nomenclature

Paramètres de rectification

Symbole	Unité	Signification
a_p	[m]	Profondeur de passe
b	[m]	Largeur de la passe
D_s	[m]	Diamètre de la meule
D_w	[m]	Diamètre de la pièce
f	[m.s ⁻¹]	Avance
N_s	[tr.s ⁻¹]	Vitesse de rotation de la meule
N_w	[tr.s ⁻¹]	Vitesse de rotation de la pièce
r	[m]	Rayon du tore dans le cas d'une meule R.H.P.
V_s	[m.s ⁻¹]	Vitesse de la meule
V_w	[m.s ⁻¹]	Vitesse de la pièce
V_f	[m.s ⁻¹]	Vitesse d'avance
D_e	[mm]	Diamètre équivalent
$E_{rectification}$	[J]	Énergie totale de la rectification
E_p	[J]	Énergie totale absorbée par la pièce
E_{sp}	[J.mm ⁻³]	Énergie spécifique de rectification $E_{sp} = \frac{F_t \cdot V_s}{Z}$
e_m	[m]	Épaisseur maximale du copeau : $e_m = \frac{2 \cdot L_c \cdot V_w}{V_s} \cdot \sqrt{\frac{a_p}{D_e}}$
h_{eq}	[m]	Épaisseur équivalente des copeaux : $h_{eq} = \frac{a_p \cdot V_w}{V_s}$
L_c	[m]	Longueur de contact
n	-	Exposant des modèles d'efforts
P	[W]	Puissance
$P_{thermique}$	[W]	Puissance thermique transmise à la pièce
V_c	[m.s ⁻¹]	Vitesse de coupe
Z	[m ³ .s ⁻¹]	Débit de copeaux $Z = a \cdot b \cdot V_w$
Z'	[m ² .s ⁻¹]	Débit de copeaux spécifique : c'est le débit de copeaux par unité de largeur active $Z' = \frac{Z}{b}$
ϵ_p	-	Coefficient de partition de l'énergie : $\epsilon_p = \frac{E_p}{E_{rectification}}$

Symbole	Unité	Signification
F_{t_0}'	$[N.m^{-1}]$	Effort tangentiel spécifique pour $h_{eq} = 1$
F_t	$[N]$	Effort tangentiel
F_t'	$[N.m^{-1}]$	Effort tangentiel spécifique
F_n	$[N]$	Effort normal
F_n'	$[N.m^{-1}]$	Effort normal spécifique pour $h_{eq} = 1$
n	-	Exposant de h_{eq}
μ_{macro}	-	Coefficient de frottement macroscopique $\mu_{macro} = \frac{F_n}{F_t}$

Thermographie infrarouge

Symbole	Unité	Signification
h_P	$[J.s]$	Constante de Planck $h_P = 6,62617.10^{-34}$
c_0	$[m.s^{-1}]$	Vitesse de la lumière dans le vide : $c_0 = 299792458$
c_1	$[W.m^2]$	1 ^e constante de rayonnement : $c_1 = 2\pi.h.c^2 = 3,741832.10^{-16}$
c_2	$[K.m]$	2 ^e constante de rayonnement : $c_2 = \frac{h.c}{k} = 1,438786.10^{-2}$
k_B	$[J.K^{-1}]$	Constante de Boltzmann $k_B = 1,38066.10^{-23}$
$L_0(\lambda, T)$	$[W.m^{-3}.Sr^{-1}]$	Luminance d'un corps noir
$L(\lambda, T)$	$[W.m^{-3}.Sr^{-1}]$	Luminance d'un corps réel
$R_{\lambda^1-\lambda^2}^0$	$[W.m^2]$	Rayonnement absolu (corps noir) pour la bande spectrale de λ^1 à λ^2
R_T^0	$[W.m^2]$	Puissance totale émise par unité de surface par un corps noir
R_T	$[W.m^2]$	Puissance totale émise par unité de surface par un corps réel
λ	$[m]$	Longueur d'onde
ϵ_T	$0 \leq \epsilon_T \leq 1$	Émissivité du matériau (rapport entre la luminance du corps noir et le matériau considéré)
σ_s	$[W.m^{-2}.K^{-4}]$	Constante de Stephan $\sigma_s = 5,67.10^{-8}$

Thermique

Symbole	Unité	Signification
A	$[W]$	Coefficient de flux 1 (partie indépendante de x)
B	$[W]$	Coefficient de flux 2 (partie dépendante linéairement de x)
C	$[W]$	Coefficient de flux 3 (partie dépendante du carré de x)
c	$[J.kg^{-1}.K^{-1}]$	Capacité calorifique
E	$[J]$	Énergie
H	$[J]$	Enthalpie
$K_0(x,y)$	-	Fonction de Bessel modifiée de seconde espèce et d'ordre 0
q'	$[W]$	Source de chaleur ponctuelle
$q(\zeta)$		Expression d'un flux de chaleur le long de la longueur de contact
P	$[W]$	Puissance
P_e	-	Nombre de Peclet $P_e = \frac{\rho.c.V_w.L_c}{4.\lambda}$
T	$[K]$	Température
ρ	$[kg.m^{-3}]$	Masse volumique
$\lambda(T)$	$[W.m^{-1}.K^{-1}]$	Conductivité thermique
x	$[m]$	Abscisse curviligne du flux de chaleur le long de la longueur de contact
ζ	-	Abscisse curviligne unitaire du flux de chaleur le long de la longueur de contact $\zeta = \frac{x}{L_c}$

Mécanique

Symbole	Unité	Signification
E	$[MPa]$	Module de Young
σ	$[MPa]$	Contrainte. σ_I, σ_{II} et σ_{III} sont respectivement les macro, meso et micro-contraintes
$\bar{\bar{\sigma}}_r$	-	Tenseur des contraintes résiduelles
σ_0	$[MPa]$	Limite élastique
σ_{ij}	$[MPa]$	Contrainte suivant la direction \vec{j} de la facette orientée par \vec{i}
ϵ	-	Déformation
$\dot{\epsilon}$	$[s^{-1}]$	Vitesse de déformation
ν	-	Coefficient de Poisson

Métallurgie

Symbole	Unité	Signification
T_{aus}	[K]	Température d'austénisation d'un matériau
α	-	Ferrite
γ	-	Austénite
δ	-	Phase C.C du fer au delà de 1392 °C
Lc	[m]	Épaisseur de la couche blanche sous la surface d'une pièce

Contraintes résiduelles

Symbole	Unité	Signification
A_{RX}	-	Facteur d'anisotropie radiocristallographique d'après Kröner-Eshelby
ϵ_{dd}	-	Déformation des plans inter-réticulaires d'un réseau cristallin
λ	[m]	Longueur d'onde
θ	[rad]	Angle de Bragg

Simulation numérique

Symbole	Unité	Signification
$K_{convection}$	[W.m ⁻²]	Coefficient d'échange
ϵ	-	Déformation
ϵ^e	-	Déformation élastique
ϵ^{th}	-	Déformation thermique
ϵ^{pc}	-	Déformation plastique classique
ϵ^{pt}	-	Déformation plastique de transformation
$p_i(T)$	-	Proportion de la phase i à la température T
P_i	-	Proportion maximale de la phase i pouvant être transformée
b	-	Coefficient 1 d'évolution des phases
n	-	Coefficient 2 d'évolution des phases
k	-	Coefficient 3 d'évolution des phases
\bar{p}	-	Paramètre de transformation métallurgique
τ	-	Paramètre de transformation métallurgique

Identification inverse

Symbole	Unité	Signification
α	-	Paramètre d'évolution des coefficients
F	-	Gradient de la fonction d'étude par rapport aux coefficients de la fonction
J_i	-	Matrice Jacobienne calculée à l'itération i
x	mm	Abscisse le long de L_c
W_i	-	Matrice d'évolution à l'itération i pour la méthode de Gauss Newton
Pj_0	-	Conditions initiales du paramètre Pj
Pj_i	-	Valeur du paramètre Pj à l'itération i
$T_{simu}(Pj_i)$	-	Vecteur colonne des températures simulées avec les paramètres Pj_i
T_{exp}	-	Vecteur colonne des températures mesurées expérimentalement

Remerciements

Ca y est!!! Trois ans se sont écoulés, l'aventure est terminée, et quel aventure!!! Après des moments difficiles et une fin éprouvante, il est à présent l'heure du bilan et des remerciements pour clore ce travail de longue haleine.

Quelques semaines après avoir soutenu ma thèse et au moment où j'écris ces lignes, si je regarde en arrière les trois années passées, j'ai trois sentiments qui me viennent à l'esprit.

- **Professionnellement**, le soulagement d'être aller jusqu'au bout. En effet, plusieurs fois je me suis posé la question sur l'utilité de mes travaux et sur l'intérêt de les continuer. Cela arrive à tous les thésards paraît-il mais bon aux vues des circonstances peut-être un peu plus à moi.
- **Professionnellement** toujours, une certaine fierté du travail accompli. Certes ces modestes travaux n'ont pas une grande portée scientifique, ils restent quand même entièrement le fruit de mon travail. C'est donc pourquoi j'en suis content aujourd'hui car cela m'a aidé dans mon développement personnel.
- **Personnellement** enfin, ces trois années furent bien remplies. Que ce soit dans la découverte scientifique, dans mes relations personnelles ou professionnelles, j'ai eu la chance de découvrir de nombreuses choses et de rencontrer de vrais amis.

Pour toutes ces raisons, j'adresse un grand **MERCI** à toutes les personnes qui m'ont aidé et soutenu dans l'accomplissement de ces travaux :

- Merci à ma **famille**, mes parents pour leur soutien moral et financier lors de tout mon parcours scolaire,
- merci à L'**ENISE** et tout le personnel du **LTDS** pour les travaux que l'on a pu accomplir ensemble,
- merci à mes collègues et **amis** de thèse (Fred, Nico, Pierrot, Yonggang, Alex, Guillaume, Eric, Nabil...) pour la bonne ambiance de travail et tous les bons moments passés ensemble,
- merci à **Isa** pour ses conseils et sa gentillesse,
- merci au personnel de **SKF** de m'avoir choisi pour ce travail et pour m'avoir fait confiance dans l'approche du projet,
- merci enfin à la société **E.S.I. France** qui m'a permis de soutenir dans de bonnes conditions et pour l'accueil de ceux qui sont devenus aujourd'hui bien plus que de simples « collègues de boulot »,
- enfin merci à tous ceux que je n'ai pas cités et qui m'ont aidé de près ou de loin pour ces travaux.

Introduction

Une thèse sur la rectification ??? Qui est l'inconscient pour faire cela ? Pourquoi ? Quel est l'intérêt et comment ? Qu'étudier de plus que ce que l'on connaît déjà ?

C'est certainement ce que beaucoup d'entre vous, lecteurs, allez vous dire à la vue de ce manuscrit, alors, laissez-moi vous éclaircir ces quelques points : tout d'abord, l'inconscient c'est moi Alexandre BROSE, ingénieur E.N.I.S.E.¹ qui sous la tutelle d'une thèse C.I.F.R.E.² avec la société S.N.F.A.³ et grâce aux compétences en recherche du L.T.D.S.⁴ m'y colle. Le pourquoi c'est ce que je vais essayer de vous expliquer dans cette courte introduction et le comment c'est tout l'objet de ce manuscrit.

Alors pourquoi ? Pourquoi se lancer dans l'étude d'un procédé qui physiquement semble incompréhensible et qui pourtant est fort bien connu expérimentalement ?

Tout d'abord, il faut mettre un bémol et rappeler que rien n'est vraiment incompréhensible et même s'il est vrai que la rectification est un procédé bien à part dont la modélisation n'est pas simple, plusieurs auteurs s'y sont penchés et des modèles bien établis, souvent empiriques, existent et fonctionnent très bien. Malheureusement, ces modèles sont souvent expérimentaux et donc valables seulement pour des conditions bien définies. Pourtant c'est ce qui peut sembler le moins illogique quand on regarde la complexité de ce procédé : car finalement la rectification c'est quoi ? C'est une série de grains abrasifs aux formes aléatoires et aléatoirement répartis dans la meule qui viennent au contact de la pièce dans l'espoir d'enlever de la matière. Le contact formé est alors un mélange entre frottement, coupe et labourage qui viennent chauffer localement la pièce. Bref au final, ça frotte, ça glisse, ça chauffe, ça s'use, ... Rien n'est répétitif, tout est aléatoire : voilà pourquoi, la rectification est l'un des procédés les plus complexes que l'on puisse trouver et pourtant globalement il fonctionne plutôt bien et est très souvent utilisé.

Alors pourquoi ? Insistera-t-on. Tout simplement parce que ça marche et ça marche tellement bien que c'est le moyen le plus simple pour réaliser de jolies pièces dans de faibles tolérances et avec de faibles rugosités.

Alors, si tout marche bien, pourquoi avoir besoin de l'étudier ? Parce que la rectification est un procédé lent et qu'on souhaite l'améliorer. Alors un jour, dans les ateliers de la société S.N.F.A., quelqu'un s'est dit : et pourquoi ne pas augmenter tous les paramètres et en faire un nouveau procédé plus rapide ? Et voilà comment est né le procédé de rectification

1. E.N.I.S.E. : École Nationale d'Ingénieurs de Saint Etienne

2. C.I.F.R.E. : Convention Industrielle de Formation par la REcherche

3. S.N.F.A. : Société Nouvelle de Fabrication pour l'Aéronautique aujourd'hui S.K.F. aeroengine

4. L.T.D.S. : Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes

haute productivité. Eurêka, ça marche!!! Ah non, tiens ça ne marche plus... Tiens, ça marche de nouveau. Zut! ça ne remarche plus... Comment ça se fait? Pourquoi ça ne marche pas tout le temps? Et pourquoi ne pas faire de la recherche pour comprendre ce nouveau procédé.

Et voila brièvement comment est apparu le projet dont traite ce manuscrit.

Bien sûr, il n'est pas question de tout comprendre et de tout expliquer. Ce que l'on souhaite c'est de savoir comment et pourquoi ces phénomènes se produisent pour après espérer les éviter. De même, il n'est pas question d'enfoncer des portes ouvertes et de refaire tout ce qui existe déjà mais bien d'essayer de se baser sur les connaissances existantes dans le domaine pour comprendre les phénomènes en présence. Aussi, il est évident que l'on ne va pas se jeter tête baissée dans l'étude de ce nouveau procédé mais plutôt essayer d'attaquer notre sujet méthodiquement. La tactique? Elle est très simple. On va commencer par étudier tout ce qui existe sur la rectification traditionnelle celle pratiquée tous les jours dans les ateliers du monde entier. Puis, on va essayer de reproduire ce qui existe et peut-être même trouver de nouveaux modèles grâce à de nouvelles méthodes expérimentales et numériques. Enfin, et seulement à la fin, nous allons nous pencher plus en détail sur ce nouveau procédé : **la rectification haute productivité**.

Finalement, vous pourrez retrouver cette démarche tout au long des quatre chapitres de ce manuscrit. Ainsi, si la première partie vise à présenter le procédé de rectification et les connaissances générales existantes, les deuxième et troisième parties tenteront de nouvelles approches à la fois expérimentale et numérique pour permettre une meilleure compréhension du procédé. Enfin, la quatrième partie se penchera plus en détails sur la rectification haute productivité et sa modélisation.

Pour compléter cette introduction et afin de donner au lecteur des pistes plus concrètes sur le contenu de ce manuscrit, il est possible de se ramener aux quatre questions suivantes.

- **Qu'est ce que la rectification, comment est-elle utilisée, comment l'améliorer, comment l'étudier?** Ces quelques questions feront l'objet du premier chapitre de ce manuscrit où il sera tenté de lister les différentes connaissances existantes sur la rectification et ses phénomènes induits. De brefs rappels et définitions sont donnés sur les différents procédés existants — rectification, rectification haute productivité... et leurs caractéristiques principales — types et caractéristiques des meules — puis sur les différentes possibilités existantes pour modéliser ces procédés d'abrasion et les effets qu'ils peuvent engendrer. Enfin, des notions sur la métallurgie des matériaux considérés : le 100Cr6 et le X40CrMoVN16-2 puis sur la génération et la mesure des contraintes résiduelles sont présentées.
- **Comment mesurer?** Lorsque l'on souhaite étudier de plus près ce procédé une approche expérimentale est nécessaire. Quel est l'intérêt? Tout simplement d'essayer de mesurer les efforts et les températures atteintes pendant le procédé pour pouvoir en dégager des lois. Cependant, ces mesures ne sont pas sans soulever des incertitudes sur leur précision. La mesure par thermocouple s'avère par exemple souvent délicate pour le positionnement du thermocouple et présente souvent des temps de réponse élevés peu adaptés à la rectification. Dans le deuxième chapitre, une approche expérimentale innovante en rectification est alors présentée. Pour cela, plusieurs montages et essais ont été développés en intégrant des méthodes récentes de mesures comme la thermographie infrarouge. Les bases de thermographie et les limitations de cette technique — comme l'émissivité du matériau — lors

de son application à la mesure de températures réelles sont présentées. Puis, les résultats d'essais sont donnés sous la forme de courbes d'efforts, de contraintes résiduelles et de micrographies.

- **Pourquoi de la simulation ?** Après avoir compris un peu plus ce qu'est la rectification par l'approche empirique, la logique veut que l'on tente de prédire les phénomènes observés expérimentalement. Aussi, puisque les modèles analytiques sont souvent limités, une approche par éléments finis paraît la plus adaptée. Cependant, celle-ci présente deux verrous scientifiques pour son application à la rectification : la modélisation des données d'entrée du modèle — les chargements thermomécaniques — et la prise en compte des transformations métallurgiques. La troisième partie de ce manuscrit propose une contribution à ces modèles numériques en tentant de répondre à ces verrous. Pour cela, une approche simplifiée de la simulation de la rectification est utilisée à laquelle un couplage avec les résultats expérimentaux par identification inverse est réalisé pour améliorer les modèles existants. De plus, l'utilisation d'un code permettant la simulation des transformations métallurgiques et des contraintes résiduelles dans la pièce rectifiée permet d'en analyser les effets. L'ensemble des algorithmes d'optimisation et des lois métallurgiques pour la simulation est présenté dans ce chapitre avec les résultats des simulations.
- **Et à propos de la rectification haute productivité ?** Enfin, après avoir validé nos mesures et simulations sur des cas « simples » de rectification plane, le quatrième chapitre s'intéresse à la rectification haute productivité cylindrique. Dans cette étude plus industrielle du procédé les deux approches expérimentales et numériques sont reprises pour essayer de comprendre ce nouveau procédé. Au vue des différences avec la rectification traditionnelle, des ajustements sont réalisés tout en prenant en compte les contraintes industrielles. Ainsi, un plan d'expériences fractionnaire est réalisé pour l'obtention de modèles expérimentaux de la R.H.P.. De même, un modèle tridimensionnel impliquant d'imposants calculs est nécessaire pour l'étude numérique. L'effet de ce modèle est proposé et confronté aux observations expérimentales.

Enfin, les différentes avancées expérimentales et numériques obtenues pour la modélisation de la rectification et les améliorations possibles dans ce domaine sont résumées dans la conclusion de ce manuscrit. Bonne lecture.

La rectification : connaissances de base et études existantes

L'homme qui veut s'instruire doit lire d'abord, et puis voyager pour rectifier ce qu'il a appris.

G. G. G. CASANOVA

La nature de l'intégrité des surfaces rectifiées est le résultat de l'histoire des sollicitations thermiques et mécaniques subies tout au long de sa fabrication. Ces différents chargements peuvent avoir plusieurs conséquences comme des pertes de caractéristiques mécaniques et/ou modifications métallurgiques. Dans l'optique de comprendre ces phénomènes, plusieurs notions sont importantes dans des domaines aussi variés que la physique de l'abrasion, la métallurgie des aciers, la notion de contraintes résiduelles ou encore les paramètres et modèles du procédé de rectification. Cette première partie vise à donner au lecteur les notions nécessaires à la compréhension du manuscrit. Plusieurs définitions sont données et les conclusions de précédents travaux sont reprises.

Sommaire

1.1 La rectification : un procédé complexe	7
1.1.1 Historique	7
1.1.2 Définition	7
1.1.3 L'enlèvement de matière par abrasion	8
1.1.4 Paramètres du procédé	10
1.2 La rectification : un procédé mal connu	14
1.2.1 Efforts de coupe / Puissance	15
1.2.2 Température	17
1.2.3 Modèles de flux	20
1.2.4 Bilan	22
1.3 Un nouveau procédé : la rectification haute productivité (R.H.P.) .	23
1.3.1 Origine	23
1.3.2 Différences entre les rectifications conventionnelle et haute productivité	24
1.3.3 Connaissances existantes	24
1.3.4 Phénomènes liés	27
1.4 Rappels sur la métallurgie des aciers	27
1.4.1 Définitions	28
1.4.2 L'équilibre des phases et les transformations métallurgiques	29
1.5 Caractéristiques des matériaux de l'étude	31
1.5.1 Un acier à roulement : le 100Cr6	32
1.5.2 Un acier inoxydable martensitique : le X40CrMoVN16-2	33
1.5.3 Affectations métallurgiques en R.H.P.	34
1.6 À propos des contraintes résiduelles	35
1.6.1 Définition	35
1.6.2 Processus de génération des contraintes	36
1.6.3 Origine des contraintes en rectification	38
1.6.4 La mesure de contraintes résiduelles par D.R.X.	39
1.7 Conclusion	41

1.1 La rectification : un procédé complexe

1.1.1 Historique

Le procédé de rectification est l'un des plus anciens procédés d'enlèvement de matière. En effet, depuis l'âge préhistorique et l'affûtage des lames sur des pierres granitiques, puis lors du moyen âge et la construction des premières meules à eau pour la fabrication d'outils ou d'armes, les hommes ont très vite compris que le frottement d'un matériau sur un autre plus tendre provoquait l'enlèvement de matière sur ce dernier. Ce phénomène appelé abrasion sur lequel est basée la rectification est ainsi très simple à comprendre. Cependant, même si ce procédé est connu depuis fort longtemps et malgré les premières ébauches d'une meule de Léonard de Vinci pour sa machine à polir [Wiki08], son application industrielle telle qu'elle existe aujourd'hui n'est apparue que vers la fin du XIX^e siècle avec les premières meules industrielles. De plus, il faudra encore attendre la fin des années 60, pour voir arriver les premiers travaux de recherche et les premières modélisations de ce procédé.

Aussi, face à la complexité d'une modélisation analytique de tous les phénomènes d'abrasion, la recherche s'est orientée, dès ses débuts, vers une étude plus empirique du procédé en caractérisant une relation entre la qualité des pièces et les conditions opératoires — ou paramètres machine. Ainsi, aujourd'hui encore, la rectification reste un procédé empirique dont la maîtrise comme la productivité et la qualité des pièces dépendent fortement de l'expérience de l'opérateur.

Parallèlement à ce procédé conventionnel de rectification et grâce à l'apparition d'abrasifs de plus en plus durs — tels que les carbures ou diamants —, d'autres procédés sont apparus dans des domaines élargis d'abrasion comme la rectification passe profonde ou la rectification grande vitesse. C'est dans ce contexte, qu'est apparu au début des années 90 dans les ateliers de l'entreprise S.N.F.A., un nouveau procédé de rectification à grande vitesse et passe élevée dont traite ce manuscrit.

1.1.2 Définition

La rectification¹ est un procédé d'enlèvement de matière par abrasion. Au sens industriel du terme, le Larousse la définit comme une *opération ayant pour objet le parachèvement à la meule d'une surface usinée* qui permet la réalisation de très bons états de surface — Ra² inférieurs à 0,1 μm — avec des tolérances dimensionnelles de l'ordre du micron. Ainsi, la rectification conventionnelle est un procédé très courant qui est souvent assimilé à une opération de finition — soit à la fin d'une gamme de fabrication de pièces — pour la réalisation de pièces de précision.

La rectification s'effectue sur une machine outil conçue à cet effet appelée rectifieuse — traditionnelle ou à commandes numériques — avec un outil dénommé meule. Concrètement, il s'agit de mettre en rotation et déplacer cette meule composée de grains abrasifs le long de la pièce à rectifier. La géométrie de la pièce et la définition de son mouvement conditionne alors le type de meule et son utilisation pour former plusieurs types de rectification présentés dans la section 1.1.4. La figure 1.1 présente le principe du contact meule-pièce dans le cas de la rectification plane.

Tout comme il existe plusieurs rectifieuses suivant le type de rectification désiré, il existe

1. Rectification : Action de rectifier, de corriger un défaut

2. Ra : paramètre de rugosité

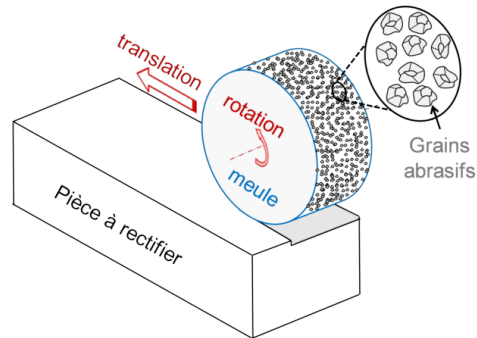


Figure 1.1 – Schéma de principe de la rectification plane.

plusieurs meules. La norme dresse alors un éventail des caractéristiques des différentes meules trouvées dans le commerce : l'ISO 525 et la série des ISO 603 présentent des généralités — caractéristiques, marquage — pour les meules agglomérées de type corindons — grains en alumine de formule Al_2O_3 — alors que l'ISO 6104 concerne les meules à super abrasifs de type C.B.N.³ ou diamant. De façon générale, une meule est généralement constituée de plusieurs grains abrasifs agglomérés autour d'un liant qui viennent au contact de la pièce à rectifier. Plus de détails sur les grains et liants seront présentés dans la section 1.1.4 de ce même chapitre. Cependant afin de montrer le caractère aléatoire de la distribution des grains d'une meule, des analyses par M.E.B.⁴ sont proposées figure 1.2 [Hege00].

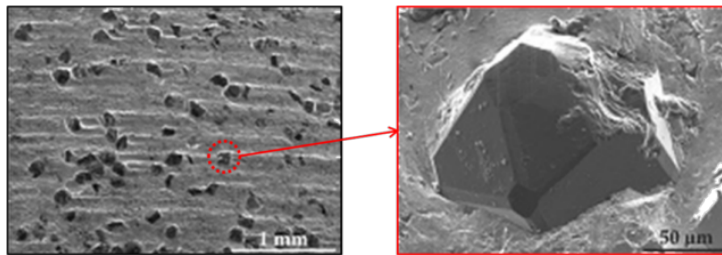


Figure 1.2 – Micrographies d'une meule par M.E.B. [Hege00].

1.1.3 L'enlèvement de matière par abrasion

Comme il a été expliqué précédemment, l'enlèvement de matière en rectification est dû à l'action abrasive des grains sur la pièce. Afin d'éclaircir le lecteur sur ce point, il apparaît donc important de présenter ce phénomène d'abrasion et la physique qui l'entoure. Aussi, pour comprendre plus aisément les effets engendrés par l'abrasion, il est courant de se ramener à l'étude d'un seul grain : c'est le domaine de la sclérométrie qui a été étudié par de nombreux auteurs [Zamb98] [Barg05]. Pour clarifier le contact grain-pièce, la figure 1.4 présente les différents scénarios possibles lors de l'approche du grain sur la pièce. Parmi ceux-ci, on retrouve, outre le phénomène voulu d'enlèvement de matière — ou coupe — présenté figure 1.3(a), des effets non désirés comme l'arrachement de grain provoquant l'usure de la meule [Sini07] — figure 1.3(b) —

3. C.B.N : Nitrure de Bore Cubique — de l'anglais *Cubic Boron Nitride* —

4. M.E.B. : Microscope Electronique à Balayage

ou encore les phénomènes de troisième corps connus en tribologie⁵ [Zamb98] — figure 1.3(c).

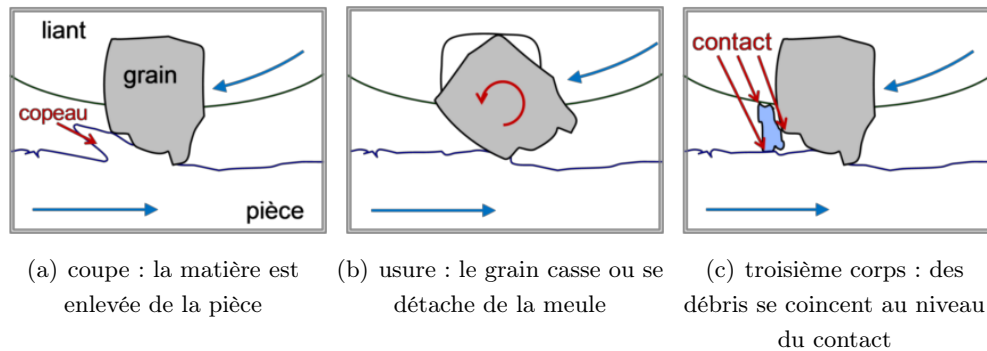


Figure 1.3 – Contact meule-grain.

En rectification, les cas 1.3(b) et 1.3(c) peuvent être limités par une bonne lubrification et un bon choix d'abrasifs, il reste donc majoritairement le phénomène d'enlèvement de matière 1.3(a). Cependant, l'enlèvement de matière idéal n'est jamais atteint en abrasion à cause des imperfections des grains. En effet, la nature, la forme et l'orientation des grains va modifier la géométrie du contact grain-pièce et en particulier l'angle d'attaque du grain. Suivant ce paramètre, il peut apparaître lors du contact trois phénomènes : coupe, fissuration ou labourage présentés par les figures 1.4 [Zamb98].

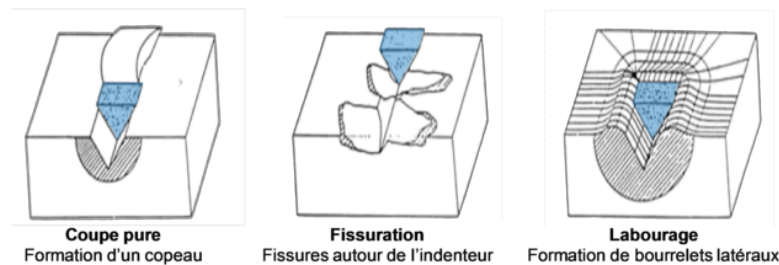


Figure 1.4 – Modes d'usure abrasive [Zamb98].

Finalement, la littérature prévoit que d'un point de vue statistique, la coupe pure serait prépondérante pour seulement 0,1 à 0,2 % des grains actifs d'une meule, le reste des grains travaillant principalement en labourage. Ces proportions sont évidemment fortement liées à la géométrie des grains — taille et forme — et valable pour une usure de meule donnée ce qui rend leur estimation difficile. Il apparaît alors évident que l'étude du procédé de rectification et les phénomènes sous-jacents d'abrasion de plusieurs grains disposés aléatoirement semble très difficile à mettre en œuvre. Une approche plus globale du procédé présentée section 1.2.2 et utilisée dans le chapitre 3 permet de s'affranchir de ces problèmes de contact et semble mieux adaptée à l'étude des phénomènes induits.

5. Tribologie : Science de l'étude du contact

1.1.4 Paramètres du procédé

Types de rectification

Le procédé de rectification peut se présenter sous plusieurs variantes suivant la géométrie des pièces à usiner — cf. [Annexe A](#). Il existe également d'autres types de rectification spécifiques à certaines applications comme la finition des engrenages ou encore des variantes avec des axes et des directions de déplacements différents [Nort]. Dans ce manuscrit, il ne sera traité que de rectification plane et cylindrique intérieure ou extérieure dont les paramètres principaux sont montrés sur les schémas 1.5 et détaillés dans la suite de cette section.

- La **rectification plane** est la variante la plus simple mais également la plus courante. La pièce, généralement de forme parallélépipédique, est fixée sur la table de la rectifieuse qui effectue un mouvement de translation comme présenté figure 1.5(a). Dans ce manuscrit, il sera souvent traité du cas particulier où la meule est plus large que la pièce — soit $f = 0$ —, permettant ainsi l'utilisation d'un modèle plan détaillé dans le chapitre 3.
- Dans le cas de pièces circulaires, le procédé est appelé **rectification cylindrique** : la pièce et la meule sont animées d'un mouvement de rotation. L'avance de la meule f s'effectue suivant son axe de rotation — axe \vec{z} sur la figure 1.5(b).

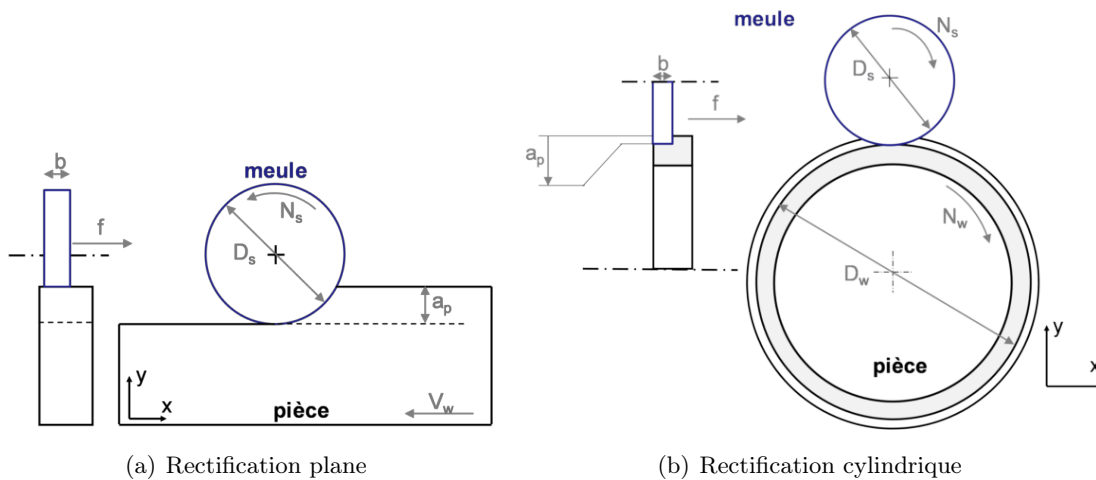


Figure 1.5 – Schémas descriptifs des types de rectification.

Indépendamment du type de rectification, le processus opératoire est généralement identique : plusieurs passes sont nécessaires à la réalisation de la pièce finie parmi lesquelles on peut identifier trois phases principales. Une première phase d'**ébauche** avec des profondeurs de passe élevées permet généralement d'enlever un maximum de matière pour s'approcher des dimensions finales de la pièce. Ensuite, plusieurs passages de **finition** sont réalisés avec des profondeurs de passe très faibles : l'idée ici est d'approcher les dimensions finales de la pièce avec le minimum d'effets indésirables — distorsions, brûlures, ... Enfin, la dernière étape de **planage** peut être réalisée. Dans ce cas, la profondeur de passe nulle va permettre l'obtention d'un meilleur état de surface — principalement du point de vue rugosité.

Les meules

Quel que soit le type de rectification utilisé, l'outil en rotation reste le même : une meule. Ainsi avant de poursuivre, il semble intéressant de faire ici un point sur sa composition et sur les meules utilisées dans nos études.

Une meule est composée de grains abrasifs et d'un liant qui peuvent être chacun de plusieurs natures. En ce qui concerne les grains, on distingue généralement les **abrasifs** de type Corindon — Alumine Al_2O_3 — ou carbure de Silicium — SiC —, des **super abrasifs** que sont les grains C.B.N. ou diamant — avec ou sans enrobage. Les caractéristiques principales d'un abrasif sont :

- sa dimension : représentée par un chiffre allant de 8 (gros) à 600 (fin) elle conditionne entre autre la résistance du grain aux efforts de coupe et la largeur du sillon dans la pièce rectifiée ;
- sa forme et rugosité : elle conditionne le pouvoir accrochant de l'abrasif au liant et également l'angle d'attaque du grain sur la pièce ;
- sa dureté : caractéristique principale d'un grain qui dépend de sa composition ;
- sa friabilité et micro fragmentation : c'est l'inverse de la ténacité. Ces grandeurs vont caractériser l'aptitude du grain à se régénérer pour créer des arêtes de coupe neuves ;
- sa conductivité et stabilité thermique : nécessaire pour limiter des pertes de caractéristiques telles que la dureté due à l'échauffement du grain ;
- sa stabilité chimique : elle caractérise l'affinité du grain avec les autres éléments chimiques.

Une fois le type d'abrasifs déterminé, il est important de choisir le meilleur moyen de les assembler pour former une meule : c'est le rôle du liant. Celui-ci peut être principalement de trois natures : **céramique**, **résinoïde** ou **métallique**. Idéalement, il doit pouvoir laisser échapper un grain usé tout en donnant le meilleur compromis entre pouvoir de coupe, état de surface et usure de la meule. Le liant a également une influence importante sur les caractéristiques macroscopiques de la meule telles que sa rigidité, conductivité thermique, résistance mécanique et thermique. Les différents liants sont classés par type :

- le liant vitrifié ou céramique : c'est le liant le plus courant pour les meules conventionnelles. Il permet une force de liaison élevée et une bonne adaptabilité au besoin. L'utilisation d'un outil d'affutage est nécessaire pour raviver les grains en contact [Torr00] ;
- le liant résinoïde : à base de résines phénoliques et polyamides, il présente l'inconvénient de se ramollir sous l'effet de la température et est donc peu utilisé en rectification. Il est à noter que les abrasifs peuvent être revêtus d'un enrobage pour une meilleure accroche de la résine ;
- le liant métallique : c'est le meilleur liant d'un point de vue mécanique. Étant donné son faible pouvoir de régénération, il est souvent utilisé avec des super abrasifs ;
- l'électrodéposition : utilisé avec les super abrasifs, ce n'est pas réellement un liant puisqu'une seule couche de grains est électrodéposée sur le corps de meule. L'électrodéposition offre d'excellentes caractéristiques et permet la réalisation de meules de forme. La figure 1.6 présente un exemple de répartition des grains sur une meule électrodéposée.

Enfin, il existe également plusieurs paramètres d'élaboration qui donnent à la meule ses caractéristiques finales et qui conditionnent son choix. Par exemple, les grains de diamant ont l'avantage de présenter une dureté très élevée mais ne peuvent pas être utilisés pour rectifier l'acier à cause d'une usure prématurée par affinité chimique. L'objet de cette partie n'étant pas

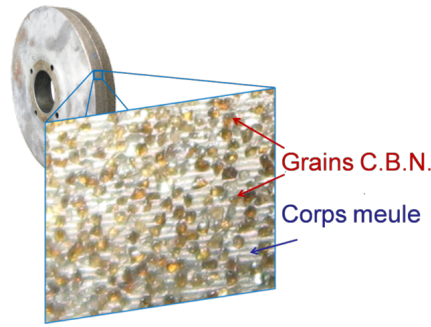


Figure 1.6 – Répartition des grains C.B.N. d’une meule électrodéposée.

de présenter exhaustivement toutes les caractéristiques des meules, le lecteur curieux pourra se ramener à des ouvrages plus détaillés [Tang85, Beau96, Hamd00]. Néanmoins, un diagramme simplifié regroupant les caractéristiques des meules en fonction des liants est donné figure 1.7.

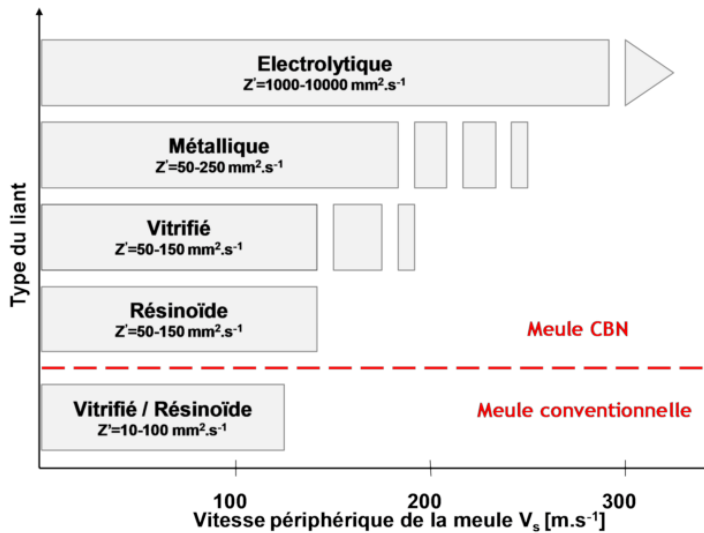


Figure 1.7 – Aide au choix du type de meule en fonction de la vitesse désirée.

Lors de nos études expérimentales, nous avons travaillé avec plusieurs types de meules en allant de la simple meule corindon — cf. figure 1.8(a) — à la meule électrodéposée et profilée pour la rectification cylindrique — cf. figure 1.8(e). Les cinq meules différentes utilisées sont présentées figure 1.8.

Paramètres en rectification

Cette partie vise à présenter l’ensemble des paramètres apparaissant dans le procédé de rectification qui seront utilisés tout au long de ce manuscrit. Ces paramètres fort bien développés dans des travaux précédents [Tang85, Malk89, Hamd00] peuvent être classés en trois catégories : les **paramètres principaux** — ou machine — qui peuvent être directement contrôlés par l’opérateur et les **paramètres secondaires** — ou calculés — qui découlent directement par calcul des paramètres principaux. Enfin, d’autres **paramètres aléatoires** et difficilement maîtrisables peuvent également influencer sur l’intégrité de la pièce. De manière générale, on notera avec un indice **s** tous les paramètres se ramenant à la meule — *spindle* en anglais — et **w** ceux de la

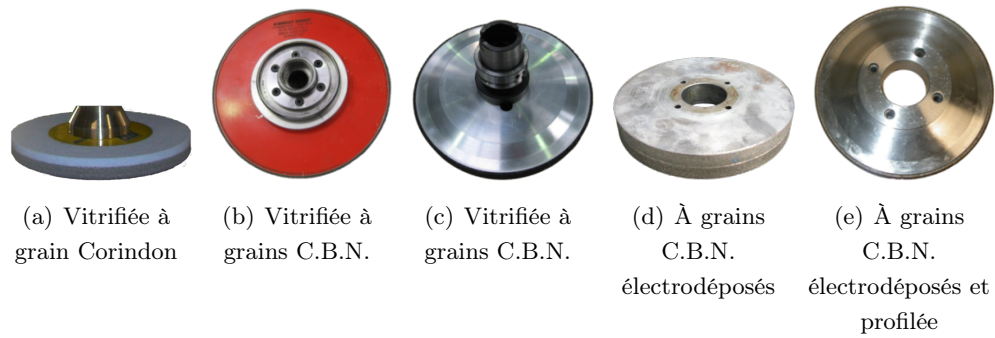


Figure 1.8 – Meules de l'étude.

pièce — *workpiece* en anglais. Ainsi, les paramètres principaux que l'on retrouve sur les figures 1.5 sont les suivants :

- la vitesse de meule $V_s = \pi \cdot N_s \cdot D_s$ [$m \cdot s^{-1}$];
- la vitesse de pièce V_w [$m \cdot s^{-1}$] souvent donnée en [$m \cdot min^{-1}$];
- la profondeur de passe a_p [m] souvent donnée en [mm] ou [μm];
- la largeur de passe b [m];
- l'avance f [$m \cdot s^{-1}$]. Il est souvent d'usage de la donner en [$mm \cdot min^{-1}$] ou [$mm \cdot tour^{-1}$] suivant le type de rectification;
- le type de travail : il est donné par les sens de V_s et V_w et peut être en opposition ou avalant comme présenté sur les figures 1.9.

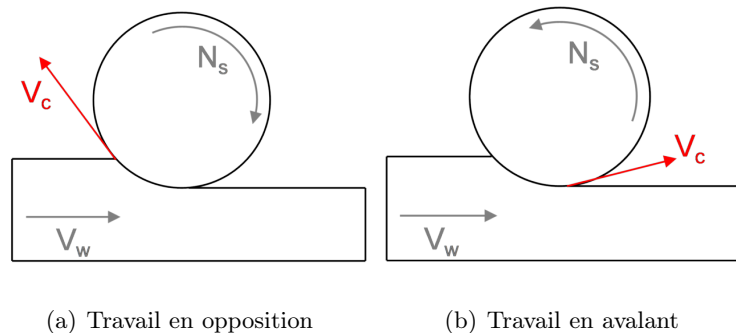


Figure 1.9 – Types de travail.

On peut à présent citer une liste non exhaustive des paramètres usuels calculés à partir des paramètres machines :

- diamètre équivalent D_e [mm] : $D_e = D_s$ en rectification plane et $D_e = \frac{D_s \cdot D_w}{D_s + D_w}$ en rectification cylindrique;
- vitesse de coupe V_c [$m \cdot s^{-1}$] : $V_c = V_s \pm V_w$ — suivant le type de travail;
- longueur de contact L_c [mm] : la longueur de contact peut être évaluée géométriquement par la relation $L_c = \sqrt{a_p \cdot D_e}$ défini par [Malk89] où D_e est le diamètre équivalent. Cette relation n'est cependant pas valable dans le cas de fortes pressions à cause de l'élasticité de la meule qui change la géométrie du contact [Zaru02];
- vitesse d'avance V_f ;
- débit de copeaux Z [$mm^3 \cdot min^{-1}$] : $Z = a \cdot b \cdot V_w$;

- débit de copeaux spécifique Z' : c'est le débit de copeaux par unité de largeur active $Z' = \frac{Z}{b}$;
- épaisseur de coupe équivalente h_{eq} [mm] : on peut la définir comme l'épaisseur théorique des copeaux par la relation $h_{eq} = \frac{a_p \cdot V_w}{V_s}$ [Hamd00] ;
- facteur d'usure G : rapport entre volume de matière rectifiée et volume d'abrasif consommé ;
- rapport entre la matière enlevée désirée et la matière enlevée réellement ;
- épaisseur maximale du copeau e_m [mm]. Il peut être estimé de façon géométrique par la relation $e_m = \frac{2 \cdot L_c \cdot V_w}{V_s} \cdot \sqrt{\frac{a_p}{D_e}}$ [Beau96] ;
- efforts et énergie spécifique E_{sp} : c'est l'énergie nécessaire pour l'enlèvement d'un volume de matière unitaire — cf. partie 1.2.1 ;
- densité de grains actifs n_g .

Il existe également d'autres paramètres importants en rectification qui peuvent jouer sur l'intégrité de la pièce rectifiée. L'expérience de l'opérateur ou la rigidité de la machine en sont des exemples. Cependant, ces paramètres étant peu maîtrisables, il est difficile de les quantifier.

Enfin, la lubrification est également un paramètre majeur pour s'assurer de l'intégrité des pièces rectifiées. En effet, outre son côté lubrifiant qui diminue le frottement à l'interface meule/pièce, le fluide de coupe permet également le refroidissement de la pièce et le décrassage de la meule.

1.2 La rectification : un procédé mal connu

Bien que la recherche sur le procédé de rectification ne soit apparue que tardivement, plusieurs auteurs ont tenté d'en déterminer des modèles. Cependant, avant de les présenter, il faut tout de même définir ce qu'on entend par *modèle*. Tönshoff [Töns92] en donne une bonne définition : *un modèle est une représentation sommaire d'un processus qui sert à relier les causes et les effets*. Ainsi, on comprend aisément qu'un modèle est destiné à établir une relation entre les paramètres d'entrée et de sortie d'un procédé dans l'optique de pouvoir prédire à l'avance des résultats. En rectification, les données d'entrée sont les paramètres précédemment cités alors que les données en sortie sont vastes : il peut s'agir de la qualité de l'état de surface finale — rugosité, dimensions — ou de son intégrité — contraintes résiduelles, affectations thermiques. Quoiqu'il en soit ces grandeurs découlent directement des efforts ainsi que de la température atteinte pendant le procédé. C'est ainsi que l'on trouve dans la littérature concernant la rectification principalement des modèles d'efforts et de température. Cette partie tente de lister plusieurs de ces travaux précédemment réalisés en rectification.

Parmi les nombreux modèles existants, on peut distinguer deux catégories.

- Les modèles analytiques sont basés sur une description mathématique de la physique de l'abrasion pour l'approximation des efforts et températures. Ensuite, par le calcul, il est possible d'estimer les changements d'état de surface comme la dureté, les contraintes résiduelles, la microstructure ... Cette modélisation prend ainsi en compte les connaissances de la physique du matériau que sont les propriétés thermiques et mécaniques.
- Les modèles empiriques sont établis à partir d'essais et ont pour but de trouver un lien simple et direct entre les conditions de rectification et les propriétés de la surface rectifiée. En fonction du paramètre à modéliser, une campagne d'essais sous forme de plans d'expé-

riences est mise en place. L'enregistrement des paramètres d'entrée et de sortie vont alors permettre de déterminer ce lien. Cette méthode relativement simple présente des inconvénients comme la difficulté d'extrapolation des résultats expérimentaux pour des méthodes et conditions de rectification différentes.

1.2.1 Efforts de coupe / Puissance

De façon générale, les efforts de coupe en rectification sont influencés par plusieurs paramètres : le type de matériau usiné, le débit de copeaux, la densité de grains actifs n_g , la géométrie des grains, le lubrifiant, ... D'un point de vue analytique, les efforts de coupe sont transmis au niveau de l'interface meule-pièce par l'intermédiaire des grains en contact. Par simplification, on peut alors se ramener dans un premier temps à l'étude du contact d'un seul grain. Dans ce cas, les effets mécaniques et thermiques des procédés de coupe comme le tournage [Vali08] ou fraisage et la rectification sont comparables et sont issus des mêmes phénomènes. La figure 1.10 présente un comparatif des zones de cisaillement et frottement en présence lors des procédés de tournage et de rectification d'un grain.

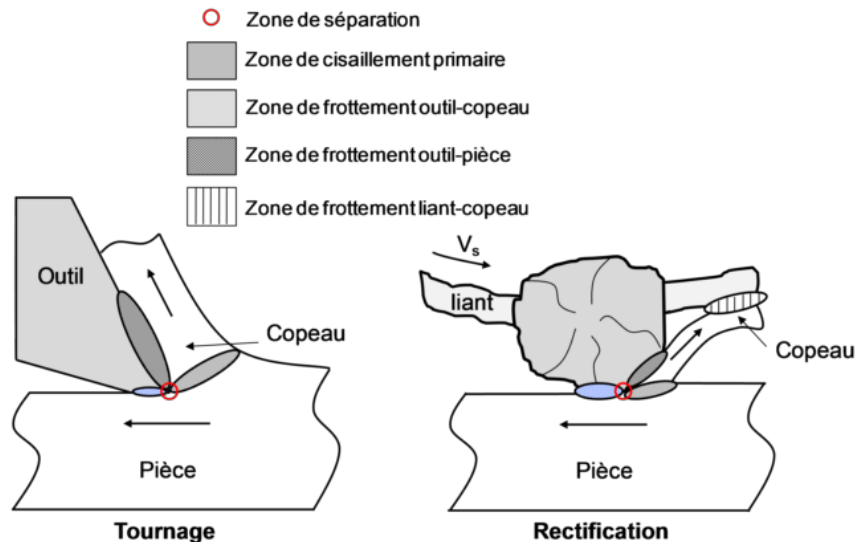


Figure 1.10 – Comparatif des zones de contact et frottement en tournage et rectification.

Il apparaît alors clairement que les phénomènes en présence sont comparables, pourtant les ordres de grandeur sont différents. En effet, l'échelle d'un grain abrasif en rectification est de l'ordre de $100 \mu\text{m}$ alors qu'une plaquette de tournage mesure quelques millimètres. De plus, le contact en rectification, n'est pas continu mais réparti sur quelques grains actifs ce qui induit localement de fortes pressions de contact.

Au final, ces différences impliquent une forte disparité sur les grandeurs principales. L'énergie spécifique E_{sp} ⁶ est par exemple largement supérieure en rectification qu'en tournage. Le tableau 1.1 présente une comparaison de ces principales grandeurs.

Indépendamment du type de rectification, on peut définir l'effort de coupe global comme la résultante de l'action de la meule sur la pièce. Cet effort peut être divisé dans le plan de la meule suivant deux directions : les directions normales et tangentielles donnant respectivement

6. Énergie spécifique : énergie nécessaire pour l'enlèvement d'un volume de matière unitaire

Grandeurs	Tournage	Rectification
Énergie spécifique [$J.mm^{-3}$]	1 - 2	20 - 100
Précision dimensionnelle [mm]	0,1 - 1	0,01 - 0,1
Rugosité de la surface usinée Ra [μm]	1 - 2	0,1 - 0,2

Tableau 1.1 – Différences entre rectification et tournage.

les efforts normal F_n et tangentiel F_t — Figure 1.11.

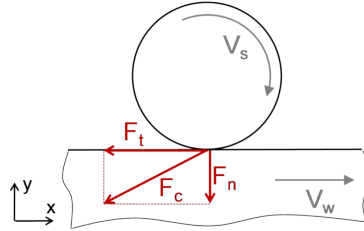


Figure 1.11 – Efforts en rectification.

Le rapport $\mu = \frac{F_t}{F_n}$ peut alors être défini comme le coefficient de frottement macroscopique entre meule et pièce. La valeur de μ est généralement comprise entre 0,3 pour les matériaux durs et 0,6 pour les matériaux mous. Ainsi, chacun de ces deux efforts est important à déterminer pour des raisons évidentes : l’effort tangentiel va permettre le calcul de la puissance absorbée $P = F_t.V_c$ alors que l’effort normal de pénétration est important pour la rigidité de l’ensemble. Parmi les modèles d’efforts existants, il existe un modèle global empirique pour l’approximation des efforts [Tang85] donné par l’équation 1.1 et dont quelques valeurs sont présentées dans le tableau 1.2.

$$F_t' = F_{t_0}' . h_{eq}^n \tag{1.1}$$

avec h_{eq} l’épaisseur équivalente de copeau, F_{t_0}' et n des coefficients à déterminer et F_t' l’effort tangentiel spécifique défini par

$$F_t' = \frac{F_t}{b}$$

Matériau	Meules	Module d’élasticité [GPa]	μ	F_{t_0}'	n
100Cr6 à 62-63 HRc	2A60I6V	40	0,38	13	0.55
100Cr6 à 62-63 HRc	2A60K6V	47	0,40	20	0.65
100Cr6 à 62-63 HRc	2A60M6V	56	0,41	23	0.72
100Cr6 à 62-63 HRc	2A80J6V	40	0,40	14	0.59
100Cr6 à 62-63 HRc	2A80K6V	45	0,40	20	0.65
100Cr6 à 62-63 HRc	2A80M6V	52	0,43	35	0.75

Tableau 1.2 – Exemple de données du modèle d’efforts de l’équation 1.1 [Tang85].

Une fois les efforts de coupe mesurés ou modélisés, il est aisé d’obtenir la puissance absorbée puis l’énergie spécifique E_s par la relation 1.2.

$$E_{sp} = \frac{P}{Z} = \frac{F_t.V_c}{Z} \approx \frac{F_t.V_s}{Z} = \frac{F_t'.V_s}{Z'} = \frac{F_t'}{h_{eq}} \tag{1.2}$$

En injectant la relation 1.2 dans l'équation 1.1, on peut redéfinir alors le modèle de l'énergie spécifique par l'équation 1.3.

$$E_{sp} = F_{t_0}' \cdot h_{eq}^{n-1} \quad (1.3)$$

Finalement, il convient de déterminer les coefficients F_{t_0}' et n pour des conditions de rectification données afin d'obtenir un modèle d'efforts. Ces paramètres peuvent être aisément mesurés par l'intermédiaire de dynamomètres mais malheureusement l'extrapolation pour des conditions extérieures au domaine de mesure expérimental n'est pas évidente compte tenu de la forte non linéarité du procédé. Aussi, il est à noter que certaines études tentent de généraliser le choix des paramètres par des approches de logique floues [Ali97, Nand04].

Bref, si des modèles analytiques d'efforts peuvent être déterminés pour un seul grain et de façon similaire au tournage [Vali08], ils deviennent très difficiles à obtenir globalement car dépendant de nombreux paramètres. Ainsi, bien que certains auteurs travaillent sur la modélisation statistique de la répartition des grains [Hou03], la majorité des travaux rencontrés se basent sur une approche expérimentale de la mesure des efforts [Töns80, Coue05, Kwak06, Liu08] avec même pour certains la prise en compte des phénomènes vibratoires [Oryn99, Drew01].

Au final, si les efforts de coupe sont très importants pour la détermination de la puissance absorbée, ils sont peu influents sur l'intégrité de l'état de surface de la pièce finale. En effet, il est couramment admis [Tang85, Malk89] que la plus importante partie de l'énergie est transformée en énergie thermique lors du contact. Celle-ci se distribue alors entre la pièce, la meule, les copeaux, le lubrifiant et l'environnement [Rowe97]. Finalement, ce sont plutôt ces températures qui sont à l'origine d'endommagements possibles de l'état de surface qu'il est important d'étudier.

1.2.2 Température

La modélisation de la température atteinte en rectification est depuis longtemps un axe de recherche important. On retrouve ici encore deux écoles : une approche analytique [Lien06, Jaeg42] — chronologiquement la première — et des approches purement expérimentales [Xu01]. Ainsi, le premier modèle encore utilisé aujourd'hui consiste à déterminer les températures par l'estimation du flux thermique rentrant dans la pièce. Pour cela, on utilise une approche originale baptisée « méthode globale », où l'on modélise seulement les effets induits par la meule s'affranchissant ainsi des problèmes liés au contact, enlèvement de matière . . . L'avantage de cette méthode est qu'elle simplifie grandement la modélisation du procédé tout en offrant l'avantage de pouvoir être utilisée pour d'autres procédés [Bros07]. La figure 1.12 présente le modèle global appliqué à la rectification.

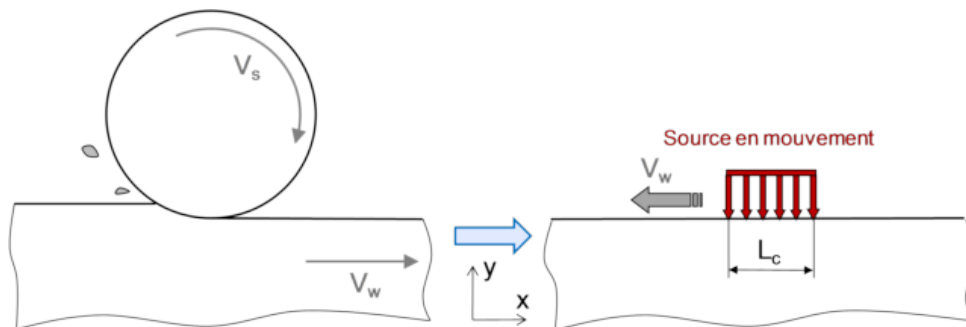


Figure 1.12 – Modèle global en rectification.

L'avantage majeur de cette méthode étant l'utilisation d'un système simplifié, celui-ci peut être résolu de façon générale à partir de l'équation de la chaleur 1.4.

$$-\rho \cdot \frac{\partial H}{\partial t} + \text{div}(\lambda \cdot \vec{\text{grad}}(T)) + Q = 0 \quad (1.4)$$

où ρ est la masse volumique du matériau, H son enthalpie spécifique, λ sa conductivité thermique et T le champ de température recherché.

Pour appliquer cette relation à notre cas de rectification, il convient de se placer en régime stationnaire — $\frac{\partial H}{\partial t} = 0$ — et faire apparaître un terme de transport [Berg04] issu de la vitesse relative de chaque point de la pièce par rapport à la source pour obtenir la relation 1.5.

$$-\rho \cdot c \cdot \vec{V} \cdot \vec{\text{grad}}(T) + \text{div}(\lambda \cdot \vec{\text{grad}}(T)) + Q = 0 \quad (1.5)$$

avec c la capacité calorifique du matériau supposé constante en fonction du temps et \vec{V} le vecteur vitesse du matériau.

Appliquons alors cette relation générale à un exemple en deux dimensions de la figure 1.13 soumis à une source de chaleur ponctuelle se déplaçant à la vitesse V .

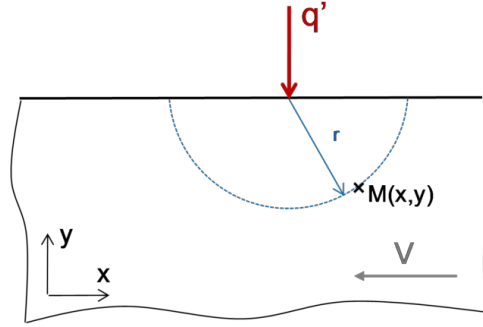


Figure 1.13 – Source ponctuelle en mouvement.

Avec un λ constant et en supposant aucune source de chaleur interne soit $Q = 0$, on obtient alors la relation 1.6.

$$\rho \cdot c \cdot V \cdot \frac{\partial T}{\partial x} + \lambda \cdot \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) = 0 \quad (1.6)$$

Supposons alors la température ayant la forme

$$T = T_0 + e^{\frac{-\rho \cdot c \cdot V \cdot x}{2 \cdot \lambda}} \cdot \phi(x, y) \quad (1.7)$$

où T_0 est la température initiale et $\phi(x, y)$ une fonction inconnue à déterminer. On calcule les valeurs de gradients suivants.

$$\begin{cases} \frac{\partial T}{\partial x} = e^{\frac{-\rho \cdot c \cdot V \cdot x}{2 \cdot \lambda}} \cdot \left(-\frac{\rho \cdot c \cdot V}{2 \cdot \lambda} \cdot \phi + \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) \\ \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = e^{\frac{-\rho \cdot c \cdot V \cdot x}{2 \cdot \lambda}} \cdot \left(\left(\frac{\rho \cdot c \cdot V}{2 \cdot \lambda} \right)^2 \cdot \phi - \frac{\rho \cdot c \cdot V}{\lambda} \cdot \frac{\partial \phi}{\partial x} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} \right) \\ \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = e^{\frac{-\rho \cdot c \cdot V \cdot x}{2 \cdot \lambda}} \cdot \frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} \end{cases} \quad (1.8)$$

En combinant les équations 1.6 à 1.8, on obtient alors la relation 1.9.

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} = \left(\frac{\rho \cdot c \cdot V}{2 \cdot \lambda} \right)^2 \cdot \phi \quad (1.9)$$

que l'on peut écrire en coordonnées cylindriques sous la forme :

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \phi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{d^2 \phi}{d\theta^2} - \left(\frac{\rho \cdot c \cdot V}{2 \cdot \lambda} \right)^2 \cdot \phi = 0 \quad (1.10)$$

avec $r = \sqrt{(x^2 + y^2)}$. Puis, en accord avec Carslaw [Cars59], on considère ϕ dépendant seulement de r pour obtenir :

$$\frac{d^2 \phi}{dr^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{d\phi}{dr} = \left(\frac{\rho \cdot c \cdot V}{2} \right)^2 \cdot \phi \quad (1.11)$$

L'équation 1.11 est alors écrite comme une équation différentielle de Bessel modifiée de seconde espèce et du second ordre dont la solution est donnée par la fonction de Bessel $K_0 \left(\frac{\rho \cdot c \cdot V \cdot r}{2 \cdot \lambda} \right)$. On obtient alors l'équation 1.12 solution de 1.6 donnant l'expression de la température en tout point $M(x,y)$ situé à une distance r de la source ponctuelle q' .

$$T = T_0 + \frac{q'}{\pi \cdot \lambda} \cdot e^{-\frac{\rho \cdot c \cdot V \cdot x}{2 \cdot \lambda}} \cdot K_0 \left(\frac{\rho \cdot c \cdot V \cdot r}{2} \right) \quad (1.12)$$

Cette relation 1.12 définit la répartition de température pour une source de chaleur q' ponctuelle. Dans le cas de la rectification du modèle 1.12, il est nécessaire d'intégrer cette équation le long de la longueur de contact L_c par rapport à une variable ζ pour obtenir l'équation 1.13 fournie par Jaeger [Jaeg42] et repris par Malkin [Malk07] qui donne l'expression analytique du champ de température d'un corps semi-infini soumis à un flux de chaleur d'équation $q(\zeta)$ répartie sur L_c .

$$T = T_0 + \frac{1}{\pi \cdot \lambda} \cdot \int_0^{L_c} \left\{ q(\zeta) \cdot e^{-\frac{\rho \cdot c \cdot V \cdot (x-\zeta)}{2 \cdot \lambda}} \cdot K_0 \left(\frac{\rho \cdot c \cdot V}{2 \cdot \lambda} \cdot ((x-\zeta)^2 + y^2) \right) \right\} d\zeta \quad (1.13)$$

Ainsi, il suffit de remplacer le paramètre V par la vitesse d'avance V_w pour obtenir une première approximation du champ de températures atteint pendant rectification ce qui donne en posant $C_1 = \frac{\rho \cdot c \cdot V_w}{2 \cdot \lambda}$.

$$T = T_0 + \frac{1}{\pi \cdot \lambda} \cdot \int_0^{L_c} \left\{ q(\zeta) \cdot e^{-C_1 \cdot (x-\zeta)} \cdot K_0 (C_1 \cdot ((x-\zeta)^2 + y^2)) \right\} d\zeta \quad (1.14)$$

Cette relation analytique est très importante et souvent utilisée en rectification pour la détermination des champs de températures ou de la température maximale T_m atteinte que l'on peut évaluer à partir de 1.14 par la relation 1.15.

$$T_m = 1,595 \cdot q \cdot \sqrt{\frac{L_c}{\lambda \cdot \rho \cdot c \cdot V_w}} \quad (1.15)$$

On verra cependant dans la suite de ce manuscrit que cette solution analytique peut être insuffisante dans certains cas et devra être améliorée — par exemple grâce à des résolutions numériques. Pourtant, dans la majorité des cas cette solution peut s'avérer suffisante pour l'évaluation des températures. Il se pose cependant la question de la forme et de la valeur du flux de chaleur donné par l'équation de $q(\zeta)$. Quel est son influence sur les températures et comment peut-il être déterminé? C'est le sujet de la prochaine partie.

1.2.3 Modèles de flux

La forme et la valeur du flux de chaleur sont évidemment très influentes sur la répartition des températures dans la pièce. Il est couramment établi dans la littérature que la presque totalité de l'énergie de rectification $E_{rectification}$ est transformée en chaleur. Cette chaleur est alors distribuée dans tous les corps en contact : pièce, outil, copeau, fluide, air. Or, la quantité intéressante pour la modélisation est la proportion de cette énergie transmise à la pièce E_p qui correspond à la puissance thermique $P_{thermique}$ déterminée analytiquement par le calcul de la relation 1.16.

$$P_{thermique} = \int_0^{L_c} \{q(\zeta)\} d\zeta \quad (1.16)$$

D'un point de vue plus expérimental, on peut définir [Malk89, Rowe97] le coefficient de partition ϵ_P comme le rapport entre l'énergie transmise à la pièce et l'énergie totale suivant la relation 1.17 .

$$\epsilon_P = \frac{E_p}{E_{rectification}} \quad (1.17)$$

Si les premiers travaux sur ce coefficient de partition ϵ_P sont purement empiriques et permettent d'estimer une fourchette de valeurs entre 0,65 et 0,85 pour des meules et des vitesses conventionnelles, d'autres auteurs [Malk89, Rowe97] ont tenté une modélisation plus globale de ce coefficient.

Dans ses travaux, Malkin présente ainsi le coefficient ϵ_P comme une proportion d'énergie liée, aux phénomènes d'abrasion — cf. figures 1.4 et 1.11. Il estime alors sur la base de validations expérimentales que la totalité de la chaleur générée par frottement est absorbée par la pièce, tout comme les déformations plastiques générées par labourage. Il estime enfin sur la base d'expériences antérieures [Malk74] que 55 % de l'énergie liée à la coupe est transmise à la pièce — les 45 % restant s'évacuent par le copeau. Au final, le ratio ϵ_P peut alors être exprimé par la relation 1.18.

$$\epsilon_P = \frac{E_{frottement} + E_{labourage} + 0,55.E_{copeau}}{E_{rectification}} = \frac{E_{rectification} - 0,45.E_{copeau}}{E_{rectification}} \quad (1.18)$$

Ce modèle bien que simplifié présente l'avantage de donner de bonnes approximations validées par plusieurs études. Il a été complété récemment par des méthodes de mesures plus précises utilisant des thermocouples [Lefe06] ou la mesure du rayonnement infrarouge [Zaru02, Hwan03]. Ainsi, afin d'améliorer les modèles analytiques, plusieurs auteurs ont travaillé sur la détermination du flux par méthode inverse [Guo96a, Guo96b, Kim06].

Enfin, il est à noter que le type de rectification est d'une grande influence sur le coefficient de partition. Il est en effet courant d'observer des taux inférieurs à 10 % dans le cas de rectification passe profonde [Kim97, Jin01].

Le deuxième paramètre important en rectification concerne la forme du flux de chaleur rentrant dans la pièce. En effet, si pour de faibles profondeurs un flux rectangulaire est utilisé par similitude avec le polissage, la tendance actuelle est de modéliser la source de chaleur générée par rectification avec un flux triangulaire en proportionnalité avec le volume de matière enlevée [Malk89, Hamd00]. On trouve cependant également des auteurs travaillant avec des flux de forme bi-triangulaire [Mahd95a] ou même exponentielle dans des cas de rectification passe

profonde [Jin06]. Pourtant alors que la forme du flux de chaleur varie suivant les auteurs, il est très important pour la distribution des températures [Rowe97]. La figure 1.14 présente ainsi une comparaison des courbes de température en surface issues de calculs analytiques utilisant des flux de forme triangulaire ou rectangulaire et pour trois valeurs de longueurs de contact : $L_c = 2, 3$ et 4 mm. Pour chacune des courbes présentées la puissance spécifique $P'_{thermique}$ fournie à la pièce ainsi que la vitesse d'avance de la pièce sont identiques et choisies respectivement à 60 W.mm^{-1} et 100 m.min^{-1} .

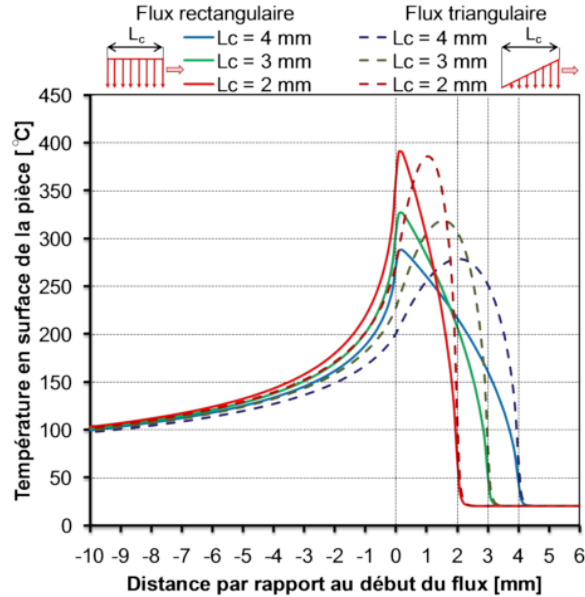


Figure 1.14 – Comparaison analytique des profils de température issus de flux de chaleur rectangulaire et triangulaire pour différentes longueurs de contact L_c .

Grâce, à cette comparaison, on peut remarquer plusieurs points très importants pour la suite de nos travaux. La forme du flux de chaleur est prépondérante non seulement sur la valeur de la température atteinte mais surtout sur sa distribution. On peut ainsi remarquer qu'un flux de chaleur rectangulaire déplace le maximum de température en amont de la source par rapport à un flux triangulaire. On peut noter également que l'augmentation de la longueur de contact sur laquelle se répartit la même puissance va élargir la zone chauffée tout en diminuant la température maximale atteinte. Enfin, il est important de préciser que seules deux formes de flux de chaleur sont présentées ici et que si la mesure de température par thermocouple rappelle plutôt une forme de flux triangulaire — figure 1.15 —, il n'est pas exclu que ces températures soient issues d'autres formes de flux comme le proposent certains auteurs [Mahd99b, Jin06]. Cependant, devant la bonne corrélation des résultats, on pourrait se demander quels sont les intérêts à approfondir les modèles existants. Il existe en réalité deux limitations majeures à ces modèles purement analytiques. La première se trouve dans le choix de modèle de flux de chaleur thermique qui est très influent sur les résultats et la seconde consiste en l'impossibilité de la prise en compte des phénomènes non linéaires comme les caractéristiques du matériau qui évoluent avec les changements de phase.

Mesures de température

Plusieurs méthodes sont possibles pour la mesure des températures atteintes en rectification dont une comparaison non exhaustive peut être trouvée dans la littérature [Xu01]. La première méthode couramment employée utilise des thermocouples : ceux-ci sont noyés dans la pièce ou soudés sur sa surface afin de mesurer la température atteinte pendant la rectification. La figure 1.15 présente la comparaison d'une mesure réalisée par thermocouple avec un modèle analytique triangulaire lors d'un essai de rectification plane.

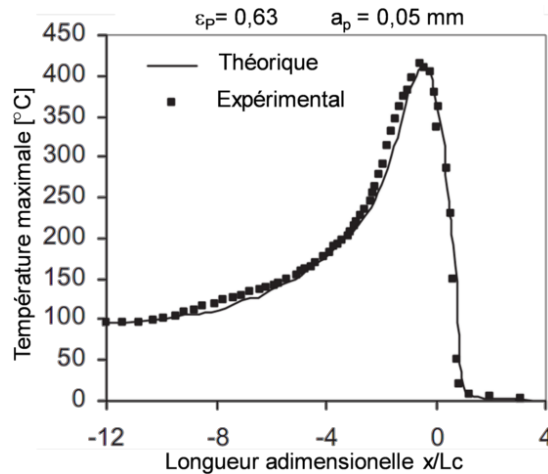


Figure 1.15 – Comparaison entre expérimentation et modèle analytique [Malk07].

Bien que ces résultats paraissent en concordance, la véracité des mesures par thermocouple peut être discutée. Plusieurs facteurs limitants sont en effet liés à l'utilisation des thermocouples en rectification que ce soit par leur conception ou leur utilisation. La première limitation [Thom06] porte sur les résolutions du thermocouple : que ce soit d'un point de vue spatial — par leur taille — ou temporelle — temps de réponse d'environ 10 ms — ceux-ci sont souvent mal adaptés aux ordres de grandeurs des cinétiques de chauffage observées en rectification de l'ordre de $3500 \text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$ [Hamd04]. Le deuxième inconvénient majeur de l'utilisation des thermocouples en rectification est lié à l'instrumentation. Les thermocouples sont en effet souvent noyés dans la pièce ce qui implique non seulement une mesure destructive mais surtout une singularité dans le matériau. Enfin, le thermocouple fournit seulement un point de mesure ce qui oblige l'expérimentateur à en positionner plusieurs et réaliser plusieurs passes successives. Pour pallier à ces problèmes, plusieurs approches sont en cours de développement : l'utilisation de thermocouples microsoudés [Cava98] limite par exemple la taille du thermocouple mais la méthode la plus prometteuse semble être l'utilisation de la thermographie infrarouge [Zaru02, Bros08]. Cette technique et son utilisation seront développées plus en détails dans le chapitre 2 de ce manuscrit.

1.2.4 Bilan

La rectification est un procédé très ancien dont les travaux de recherche sont nombreux. Cependant, chaque auteur travaille sur un type de rectification et utilise ses hypothèses et modèles. Au final, il apparaît alors difficile d'obtenir une loi générale qui permette de prédire correctement les efforts ou la température dans une pièce rectifiée. En effet, bien que plusieurs bonnes approximations existent et sont suffisantes pour beaucoup d'applications, la problématique de

notre sujet nous amène à rechercher des précisions importantes qui ne sont pas respectées par ces modèles généraux et qui nécessite donc une amélioration concernant le modèle de flux de chaleur rentrant dans la pièce. Aujourd'hui, grâce au développement de méthodes de mesure par thermographie, on peut espérer obtenir de meilleurs résultats sur la valeur des températures dans la pièce qui pourront permettre une meilleure approximation du flux. Ces deux points feront l'objet des deux prochaines parties du manuscrit qui sont respectivement : la thermographie infrarouge — partie 2.1 — et la détermination du flux par méthode inverse — partie 3.2. Enfin, il est également important de signaler que des méthodes numériques tels que les éléments finis peuvent être utilisées afin de prendre en compte les non linéarités du matériau : ce sera l'objet de la partie 3.3.

1.3 Un nouveau procédé : la rectification haute productivité (R.H.P.)

Comme il est présenté dans l'historique, la rectification classiquement utilisée dans les ateliers est un procédé relativement ancien. Cependant, il est question dans ce manuscrit d'un procédé qui se différencie de la rectification conventionnelle sur plusieurs domaines à tel point qu'il peut être considéré comme un procédé à part entière. Ce nouveau type de rectification qui est inconnu à notre connaissance a été baptisé : Rectification Haute Productivité ou R.H.P. par analogie avec le nom du procédé anglo-saxon le plus proche : l'H.E.D.G.⁷. Comme très peu de travaux existent sur ce procédé, il semble intéressant de présenter ici une liste des différences principales qu'il présente avec les procédés classiques.

1.3.1 Origine

La R.H.P est un procédé récent, crée avec l'arrivée des nouveaux procédés d'U.G.V.⁸ dans un souci d'augmenter les cadences de production tout en maintenant ou améliorant la qualité des pièces rectifiées. Ainsi, bien que basé sur le même procédé d'abrasion que la rectification conventionnelle, le passage à la haute productivité a apporté beaucoup de changements et nécessité plusieurs développements dont la conception des meules. En effet, les meules R.H.P. sont soumises à de fortes vitesses de rotations qui ont rendu difficile l'utilisation de liants classiques. C'est donc seulement avec l'arrivée de l'électrodéposition des grains C.B.N. que sont apparus les premiers essais concluants de R.H.P..

Au final, bien plus qu'une amélioration, ce passage à la grande productivité a créé un nouveau procédé de fabrication dont il est important pour le lecteur de comprendre ici le sens réel. Le schéma 1.16 reprend ainsi de façon simplifiée les différents modes de rectification placés sur un diagramme d'abscisse les vitesses — de meule et de pièce — et d'ordonnée la profondeur de passe pour montrer la place importante de ce nouveau procédé.

Il est donc important de différencier la R.H.P. des autres procédés existants. Il est ainsi nullement question de se rapprocher du procédé de rectification passe profonde qui utilise des profondeurs de passe très élevées — jusqu'à $a_p = 10 \text{ mm}$ — mais des vitesses faibles, ou du

7. H.E.D.G : de l'anglais :*High Efficiency Deep Grinding*

8. U.G.V. Usinage à Grande vitesse

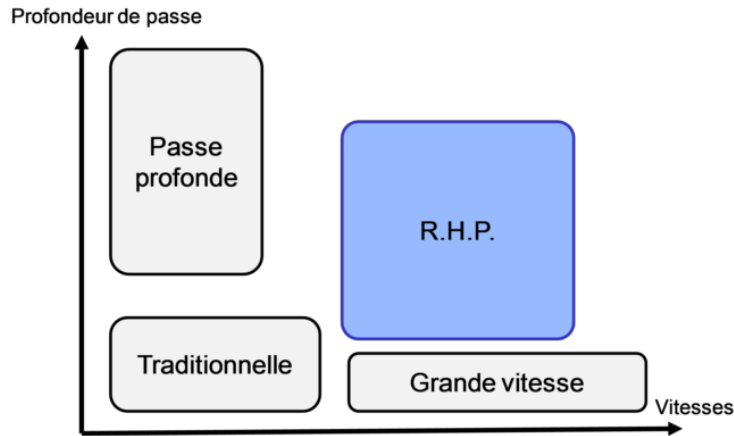


Figure 1.16 – Schéma de comparaison des différents modes de rectification [Wern95].

procédé de R.G.V.⁹ qui à l'inverse utilise des vitesses élevées — jusqu'à $V_c = 1000 \text{ m.s}^{-1}$ en laboratoire — mais des profondeurs de passe très faibles et des alliages choisis — type aluminium — [Torb04]. Le procédé de R.H.P. consiste plutôt en une homothétie de la rectification conventionnelle pour travailler tous les matériaux — y compris les plus durs — à la fois avec des vitesses et des profondeurs de passe élevées.

1.3.2 Différences entre les rectifications conventionnelle et haute productivité

Le procédé de R.H.P. étant créé dans une zone non exploitée de la rectification, les valeurs des « paramètres procédés » à utiliser ne sont pas connus. On peut cependant estimer un ordre de grandeur de ces paramètres comparativement avec les procédés classiques. Ce récapitulatif est présenté dans le tableau 1.3.

Types de rectification	a_p [mm]	V_s [m.s^{-1}]	V_w [m.min^{-1}]	E_{sp}
conventionnelle	0,02 - 0,1	20 - 50	5 - 30	10 - 50
passe profonde	1 - 20	20 - 40	0,1 - 5	5 - 10
grande vitesse	0,01 - 0,05	60 - 1000	10 - 30	-
haute productivité	0,1 - 2	60 - 160	40 - 140	10 - 100

Tableau 1.3 – Différences de grandeurs entre la R.H.P. et les procédés classiques de rectification.

Parmi, les autres différences importantes, il faut également souligner le type de meule utilisé ou encore l'utilisation d'une machine à commandes numériques à forte rigidité et fort couple de broche. Enfin, contrairement à la rectification passe profonde, les forts débits de copeaux de la R.H.P. permettent de maintenir une température raisonnable de la pièce sans nécessiter un débit de lubrification très élevé.

1.3.3 Connaissances existantes

La rectification haute productivité est un procédé totalement nouveau qui n'est pas traité dans la littérature française. Cependant, comme il a déjà été mentionné, il existe un homologue

9. R.G.V : Rectification Grande Vitesse

anglais à la R.H.P. développé par des auteurs de l'université de Liverpool [Rowe01a, Jin03] sous le nom de : H.E.D.P. ou *High Efficiency Deep Grinding*.

Dans ces travaux, on retrouve alors la différence du procédé de H.E.D.G. avec les autres procédés que ce soit par rapport à sa mise en œuvre ou sa modélisation. Il est par exemple admis que la modélisation du flux de chaleur ne se fait non plus sur une surface plane comme en rectification classique — figure 1.12 — mais avec un plan incliné pour prendre en compte l'effet de la profondeur de passe plus importante comme présenté figure 1.17.

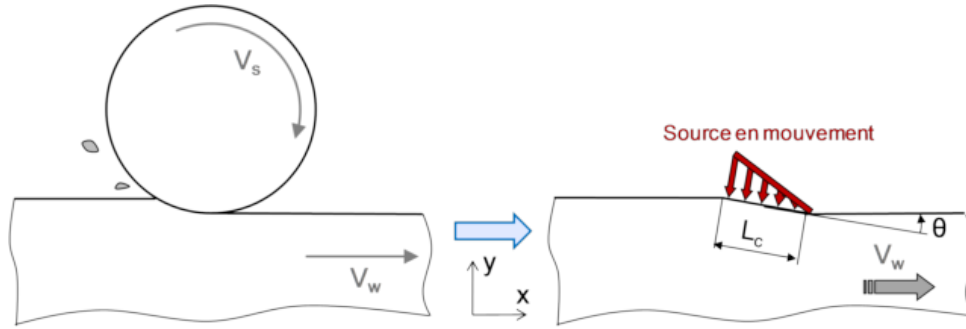


Figure 1.17 – Modèle global en H.E.D.G..

Ainsi Rowe [Rowe01a] présente son modèle de flux de chaleur triangulaire incliné d'un angle θ et qui peut s'écrire par analogie avec l'équation analytique — équation 1.13 — d'un flux de chaleur en mouvement, sous la forme donnée par l'expression 1.19.

$$T = T_0 + \frac{1}{\pi \cdot \lambda} \cdot \int_0^{L_c} \left\{ q(\zeta) \cdot e^{-C_1 \cdot (x - \zeta \cdot \cos(\theta))} \cdot K_0 \left(C_1 \cdot ((x - \zeta \cdot \cos(\theta))^2 + ((y - \zeta \cdot \sin(\theta))^2) \right) \right\} d\zeta \quad (1.19)$$

avec $\sin(\theta) = \frac{a_p}{L_c}$ tel que présenté figure 1.17.

Ensuite, si l'on regarde de plus près le contact meule-pièce — figure 1.18 —, il paraît plus judicieux d'utiliser une modélisation suivant l'arc de cercle du contact ce qui semble donner de meilleurs résultats [Rowe01b, Kuri03].

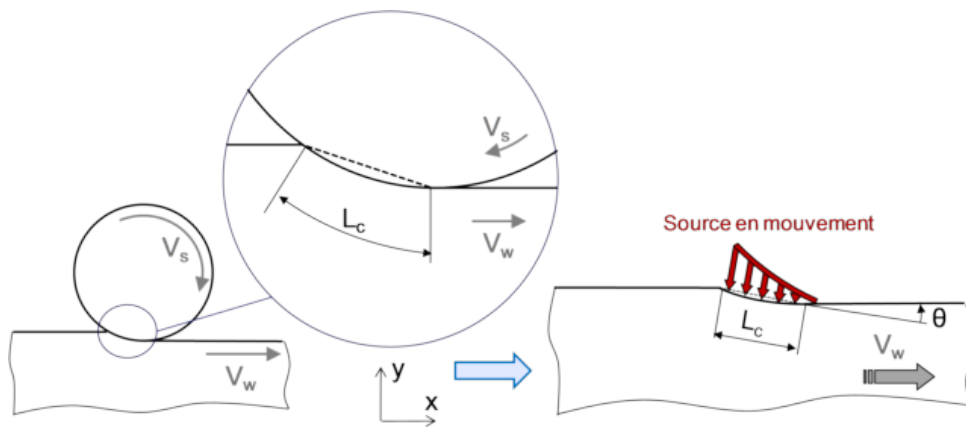


Figure 1.18 – Modèle de rectification suivant un arc de contact.

Il a également été démontré que la proportion de chaleur entrant dans la pièce, bien que mettant en jeu des énergies spécifiques très élevées, est généralement plus faible qu'en rectifica-

tion conventionnelle [Jin03] — figure 1.19. Ce phénomène peut s’expliquer par la diminution de l’énergie spécifique de rectification avec l’augmentation du débit de copeaux présenté figure 1.20.

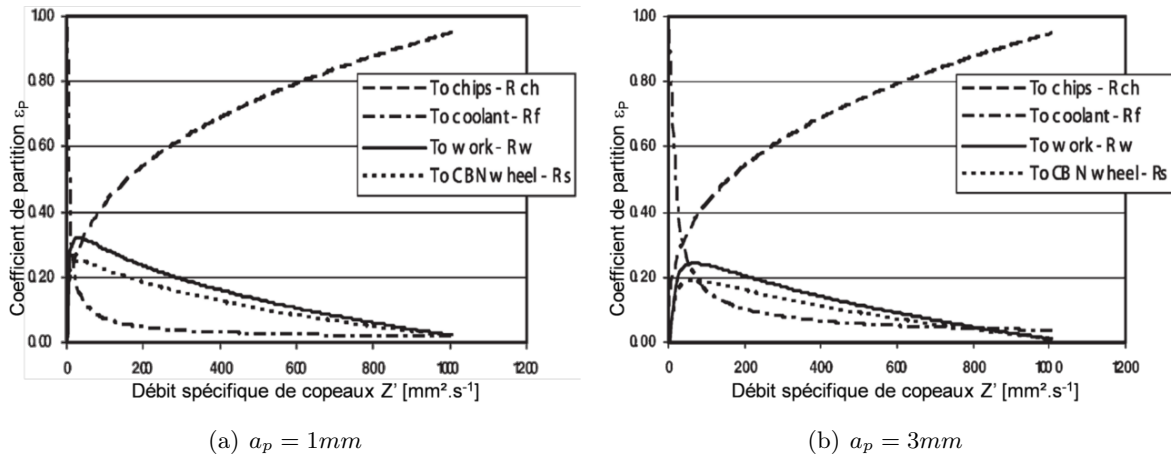


Figure 1.19 – Coefficients de partition d’énergie [Jin03].

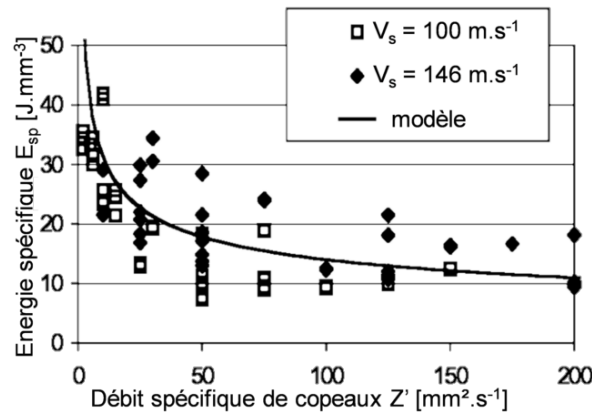


Figure 1.20 – Variation de l’énergie spécifique de rectification en fonction du débit de matière enlevée [Step02].

Enfin, il est également important de noter que certains résultats issus de la rectification grande vitesse peuvent être intéressants pour l’étude de la R.H.P. : c’est le cas par exemple de la lubrification. Plusieurs auteurs ont en effet travaillé sur le développement de méthodes de lubrification et ses effets sur les pièces rectifiées [Rame01, Sino02, Ben 06, Sino06]. Ainsi, suivant le montage utilisé, une diminution de 40 % des efforts de rectification peut être observée [Rame01]. Plus récemment, certains auteurs proposent même l’utilisation d’un fluide comme l’azote liquide pour un meilleur refroidissement [Nguy07].

Finalement, il est également à souligner que l’H.E.D.G. est un procédé de rectification plane dont l’application à la rectification cylindrique telle que réalisée dans le quatrième chapitre de ce manuscrit n’est que très peu connue. Certains auteurs [Step02, Coml06] ont tenté cette approche en cylindrique pour la rectification des vilebrequins. Leurs conclusions montrent que l’application à la rectification cylindrique est possible et semble promettre de très bons résultats.

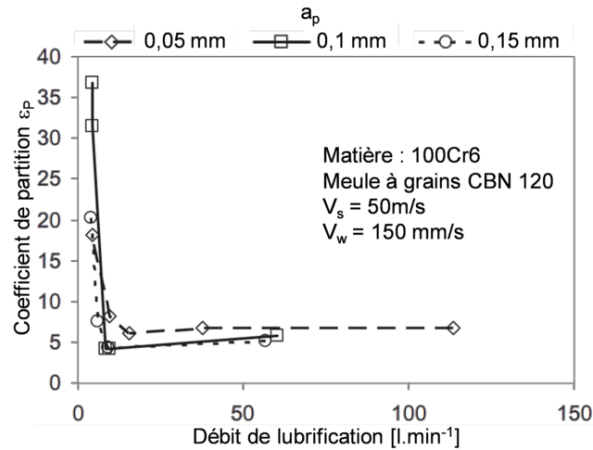


Figure 1.21 – Coefficient de partition H.E.D.G..

1.3.4 Phénomènes liés

Le passage à la rectification haute productivité n'est pas sans conséquence sur l'intégrité de la pièce rectifiée. En effet, l'un des principaux inconvénients de la rectification est la forte quantité de chaleur générée [Snoe78] qui peut engendrer des effets indésirables comme des brûlures, perte de caractéristiques mécaniques ou encore changements de phase. Pendant le procédé de R.H.P., l'énergie spécifique augmentant, on peut s'attendre à obtenir des températures plus élevées. Pourtant, contrairement à la rectification passe profonde, le débit de matière enlevée est également important ce qui peut mener à de très bonnes qualités des surfaces. Finalement, l'apparition d'endommagement des surfaces en R.H.P. est mal connue et dans certaines conditions, des brûlures ou contraintes résiduelles peuvent apparaître. Ces phénomènes gênants pour les manufacturiers sont mal maîtrisés et nécessite donc une étude plus approfondie. Aussi, avant de réaliser ces investigations, il paraît important de faire un point sur les deux phénomènes majeurs liés à la rectification : les changements de phase et les contraintes résiduelles. Les deux prochaines parties de ce chapitre sur l'état de l'art des connaissances en rectification présente alors respectivement les éléments de base nécessaires à la compréhension de ces deux points.

1.4 Rappels sur la métallurgie des aciers

Pour une meilleure compréhension de l'étude, il peut sembler intéressant de réaliser un récapitulatif des connaissances de base sur les matériaux. Cette partie présente donc des généralités sur les aciers puis des détails plus spécifiques sur les matériaux de l'étude.

Un acier est un alliage principalement à base de fer et de carbone. Ces deux composés se présentent sous plusieurs phases — ou formes allotropiques — suivant leurs conditions — température, pression. Nous proposons ici un bref rappel de ses trois phases principales que sont la ferrite, l'austénite et la martensite et d'autres. Les valeurs fournies sont données à titre indicatif pour des conditions classiques — pression atmosphérique. Le lecteur pourra se reporter à des ouvrages plus détaillés pour plus d'explications [Laco90, Barr97, Bhad01].

1.4.1 Définitions

Ferrite

La ferrite est une phase de l'acier composé de fer α , sous la forme d'une structure C.C.¹⁰. Cette phase est observable lorsque la température est inférieure à 911 °C ou supérieure à 1392 °C si la teneur en carbone est très faible — il est alors appelé fer δ . Le passage de la structure C.F.C.¹¹ de l'austénite du fer à la structure C.C. de la ferrite, lorsque la température descend en dessous de 911 °C, résulte de l'apparition progressive du ferromagnétisme dans la structure cubique centrée. En effet, pour des raisons liées à l'arrangement cristallin, l'alignement des spins¹² responsable du ferromagnétisme tend à stabiliser la structure cubique centrée. La solubilité du carbone dans la ferrite est faible — environ 0,02 % massique — à cause du faible espace entre les atomes de fer par rapport à la taille de l'atome de carbone. La figure 1.22 présente les modes d'inclusions possibles des atomes de carbone dans la structure cubique centrée de la ferrite.

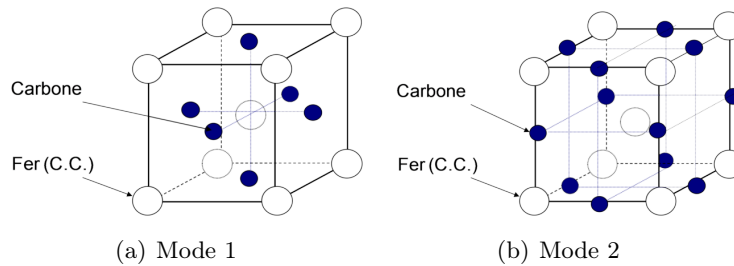


Figure 1.22 – Modes possibles d'inclusions du carbone dans le fer α .

Austénite

L'austénite est constitué de fer γ sous la forme d'une structure cubique à faces centrées (C.F.C.). Elle apparaît entre 911 °C et 1392 °C et est de nature paramagnétique. La solubilité du carbone y est plus importante que dans la ferrite — jusqu'à 2,1 en pourcentage massique. De même que la figure 1.22, il est présenté le mode d'inclusion possible des atomes de carbone dans la structure cubique faces centrées de l'austénite figure 1.23.

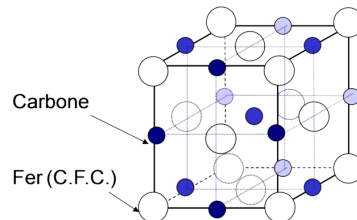


Figure 1.23 – Mode d'inclusion du carbone dans le fer γ .

10. C.C. : Cubique Centrée

11. C.F.C. : Cubique à Faces Centrées

12. Spin : propriété quantique intrinsèque d'une particule [Wiki08]

Martensite

La martensite est une phase métastable de l'acier créée lors du refroidissement brutal — la trempe — de l'austénite. Sa composition est donc similaire à l'austénite. Elle se trouve cependant sous une forme quadratique à cause des éléments interstitiels qui déforment la structure C.F.C. initiale. Cette déformation est la cause d'une dureté très élevée — supérieure à 800 HV¹³ — qui est très recherchée par les métallurgistes.

Autres phases

Il existe d'autres phases souvent présentes dans les aciers au carbone, qui sont la conséquence de leurs compositions et des traitements thermiques comme la trempe ou le revenu, dont les principales sont listées ci après.

- **Cémentite** : la cémentite ou carbure de fer est un composé chimique dont la formule est Fe_3C . Elle contient 6,67 % de carbone. C'est un composé très dur mais très fragile.
- **Perlite** : la perlite est un constituant biphasé de l'acier. C'est un agrégat formé de 89 % de ferrite et 11 % de cémentite. Sa structure est généralement formée de lamelles alternées de cémentite et de ferrite.
- **Bainite** : c'est un agrégat de ferrite et de carbures. Ce constituant présente les mêmes phases que la perlite mais il a une structure particulièrement fine, souvent en aiguilles, qui lui confère de bonnes propriétés mécaniques. Elle est dure et assez facile à usiner.

1.4.2 L'équilibre des phases et les transformations métallurgiques

Diagrammes

L'ensemble des proportions de phase pour un état d'équilibre est donné par une représentation que l'on appelle diagramme de phases. La figure 1.24 montre l'exemple classique du diagramme binaire fer-carbone — donné de façon plus détaillé dans l'Annexe B. On peut retrouver les phases présentées précédemment qui séparent les alliages à base de fer et carbone en quatre grandes familles :

- les aciers hypoeutectoïdes à faible taux de carbone qui est absorbé dans la perlite ;
- les aciers eutectoïdes dont la quantité de carbone est égale à la quantité pouvant être inclus dans les phases ferrito-perlitiques ;
- les aciers hypereutectoïdes saturés en carbone et donc chargés en cémentite ;
- les fontes dont le pourcentage de carbone est supérieur à 2 %.

On peut également observer sur le diagramme 1.24 les deux valeurs Ac_1 et Ac_3 qui définissent respectivement le début et la fin d'austénisation¹⁴ et qui varient avec la température.

Enfin, il faut signaler que ces diagrammes de phases sont souvent simplificateurs puisqu'ils font intervenir seulement un élément dans le fer — ici le carbone — pour les diagrammes dit binaires voire parfois deux éléments — par exemple le carbone et le chrome — pour les diagrammes tertiaires. Les matériaux d'usage général sont en réalité composés de plusieurs éléments qui peuvent avoir des influences sur les domaines du diagramme : ainsi certains éléments peuvent être α -gène ou γ -gène — respectivement le chrome et le nickel [Barr97] — et modifier les zones

13. HV : dureté Vickers

14. Austénisation : phase de transformation de la ferrite vers l'austénite

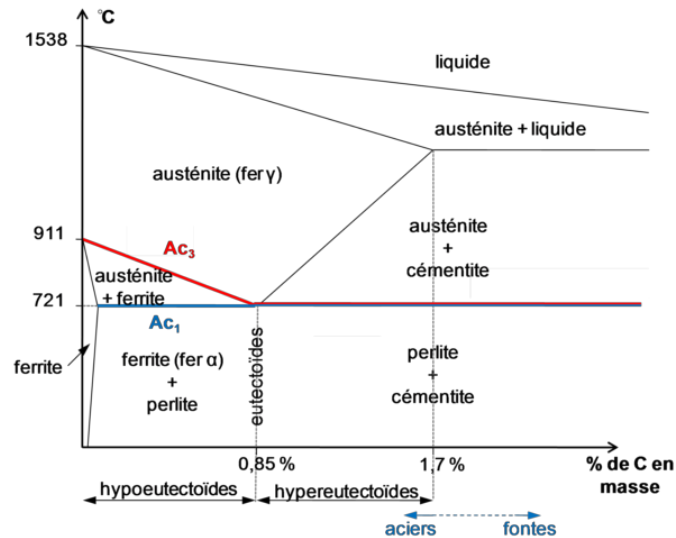


Figure 1.24 – Diagramme de phases simplifié fer-carbone.

de formations ou les caractéristiques des phases. Il est également à souligner que les diagrammes de phase présente le matériau dans un état d'équilibre à température ambiante et ne prend donc pas en compte les cinétiques de chauffage et de refroidissement. Celles-ci sont généralement prises en compte par d'autres diagrammes :

- les diagrammes Temps - Transformations - Température (T.T.T.) ;
- les diagrammes Transformations à Refroidissement Continu (T.R.C.).

Rôle des éléments d'addition

Les éléments en présence dans les alliages ferreux ont beaucoup d'influence sur les caractéristiques finales du matériau. Le pourcentage de Nickel va par exemple influencer la zone stable de l'austénite pour créer les aciers inoxydables dits austénitiques — composés de phase γ à température ambiante. On présente ici les effets majeurs des principaux éléments additionnels :

- Cr : il forme avec le carbone des carbures de chrome de type Cr_23C_6 aux joints de grains. C'est à lui que l'on doit la résistance des aciers inoxydables aux agents oxydants ;
- Ni : pour des teneurs allant jusqu'à 9 %, il augmente le domaine de stabilité de la phase austénitique — élément α -gène — et améliore la résistance à la corrosion acide ;
- Mo : dans des proportions allant de 1 à 3 %, il renforce l'action du chrome en améliorant la tenue à la plupart des milieux corrosifs ;
- N : l'azote peut être inclus dans certains alliages. Il est globalement plus soluble que le carbone dans le fer et agit de deux façons sur l'alliage :
 - sous la forme d'éléments interstitiels en précipités fins — de type $M_{23}C_8$ et M_2N ¹⁵. Il crée alors un durcissement de l'alliage,
 - sous la forme d'éléments en substitution qui augmentent la résistance à la corrosion.

15. M représente un élément chimique. Ici le Chrome Cr ou le Fer Fe

Généralités sur la microstructure d'un matériau

En chimie des matériaux, un alliage est formé de plusieurs phases. Les précipités peuvent également être caractérisés comme une phase répartie de façon hétérogène dans une phase majoritaire — par exemple la ferrite. Leur apparition, appelée phénomène de précipitation a lieu soit dans une phase liquide — lors d'un refroidissement — soit dans une phase solide. Dans les deux cas, la formation de cette phase hétérogène se fait en deux étapes : la germination et la croissance. La précipitation se réalise généralement lors d'un refroidissement lent — la trempe permet ainsi d'éviter cette réaction — où des germes vont apparaître dans la phase principale — généralement à proximité des défauts. Ces germes sont dus à la diffusion de certains éléments en saturation dans la matrice principale. Ils vont alors se développer pour créer des précipités. Le nombre et la taille des ces précipités sont liés à plusieurs phénomènes complexes — éléments d'alliages, écrouissage, . . . — mais leur plus forte dépendance reste relative à la température et cinétiques thermiques. Ainsi, il suffit généralement de chauffer la pièce pour voir apparaître une remise en solution des précipités.

Traitements thermiques

Les traitements thermiques sont des opérations de chauffage suivies de refroidissement qui ont pour but de donner à une pièce mécanique des propriétés spécifiques à son usage — dureté, ductilité, . . . Un traitement thermique ne modifie pas la composition chimique d'un alliage mais peut en outre modifier sa constitution — forme allotropique — ou sa structure — taille de grain et répartition des constituants. Pour ce faire, il existe trois traitements thermiques principaux des aciers qui sont : la trempe, le revenu ou le recuit et plusieurs autres traitements chimiques comme la cémentation, nitruration, carbonitruration, . . . Un procédé de traitement se déroule de manière générale en trois étapes dont l'exemple le plus commun, la trempe, est donné ci après.

1. Le chauffage jusqu'à la température T_{aus} de trempe qui correspond à un état austénitique — généralement $T_{aus} = Ac_3 + 50$.
2. Le maintien à la température T_{aus} de durée suffisante pour permettre l'homogénéité thermique jusqu'au cœur de la pièce et la mise en solution des carbures dans le fer.
3. Le refroidissement par immersion — ou trempe — dans un milieu convenable, suffisamment rapide pour éviter la transformation correspondant à la constitution prévue par le diagramme d'équilibre.

Il existe ainsi plusieurs paramètres influents sur le résultat d'une trempe comme, la composition chimique de l'acier, la température de trempe et la loi de refroidissement donné par le diagramme T.R.C.. La trempe est habituellement suivie d'un revenu qui consiste en un chauffage en dessous de la température Ac_1 puis d'un refroidissement. Le revenu réalise un compromis entre deux caractéristiques finales du matériau : sa fragilité et sa dureté. Il augmente l'allongement et surtout la résilience mais il diminue la dureté, la limite élastique et la résistance à la traction.

1.5 Caractéristiques des matériaux de l'étude

Dans cette partie, on se concentrera plus précisément sur les matériaux de nos études. On présentera de manière commune les résultats issus de la bibliographie et d'essais réalisés au

laboratoire.

1.5.1 Un acier à roulement : le 100Cr6

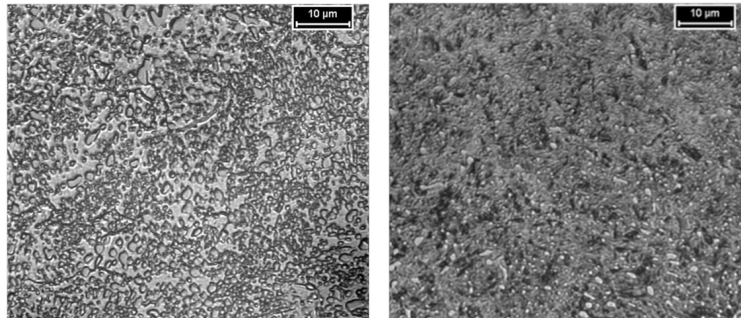
Métallurgie

Le 100Cr6 — ou AISI 52100 — est un matériau bien connu de tous les fabricants de roulements pour sa bonne résistance à la corrosion et à la fatigue [Putt07]. Sa composition est donnée dans le tableau 1.4.

éléments	C	Si	Mn	S	Cr	Mo	P
% massique	0,95 - 1,10	0,15 - 0,35	0,20 - 0,40	≤ 0,025	1,35 - 1,60	≤ 0,10	≤ 0,030

Tableau 1.4 – Composition de l’acier 100Cr6.

Pour nos études, la fourniture en 100Cr6 s’est faite auprès de la société Sidenor dont le certificat de coulée est donné dans l’Annexe C. Il se présente à l’état recuit sous forme de perlite globulaire pour une dureté d’environ 200 HV¹⁶ comme montré figure 1.25(a). On lui fait alors subir une trempe à l’huile à 830 °C suivie d’un revenu à 180 °C de 2 heures pour obtenir une dureté à cœur de 728 HV soit environ 61 HRC¹⁷. Après revenu, on obtient alors une structure chargée de cémentite en réseaux ouverts et quelques inclusions de sulfure présentée figure 1.25(b).



(a) Etat recuit : Perlite globulaire (b) Etat trempé-revenu : Cémentite en réseaux ouverts

Figure 1.25 – Micrographies du 100Cr6 après attaque au Nital.

Caractérisation

Le 100Cr6 est un matériau dont les caractéristiques ont été étudiées par plusieurs auteurs [Poul99, Cost04, Haba06]. Parmi, ces caractéristiques mécaniques principales, on peut relever une limite d’élasticité σ_0 de 2360 MPa à 20 °C. Il existe deux lois de comportement thermo-élasto-viscoplastique pour le 100Cr6 données par les équations 1.20 et 1.21 et déterminées respectivement par Poulachon [Poul99] pour le tournage dur et Costes [Cost04] pour la coulée. Leurs expressions sont données en 1.20 et 1.21 puis une comparaison est tracée figure 1.26 pour

16. Micro-dureté Vickers sous une charge de 500g

17. Conversion d’après la norme DIN 50150

diverses vitesses de déformations $\dot{\epsilon}$.

$$\sigma_{eq} = (\sigma_0 + k \cdot \epsilon^n) \cdot (1 - a \cdot T) \cdot \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}}{D}\right)^{\frac{1}{p}} \quad (1.20)$$

$$\sigma_{eq} = \sigma_0 + K(T) \cdot \sqrt{3}^{m(T)+1} \cdot \dot{\epsilon}^{m(T)} \cdot \epsilon^{n(T)} \quad (1.21)$$

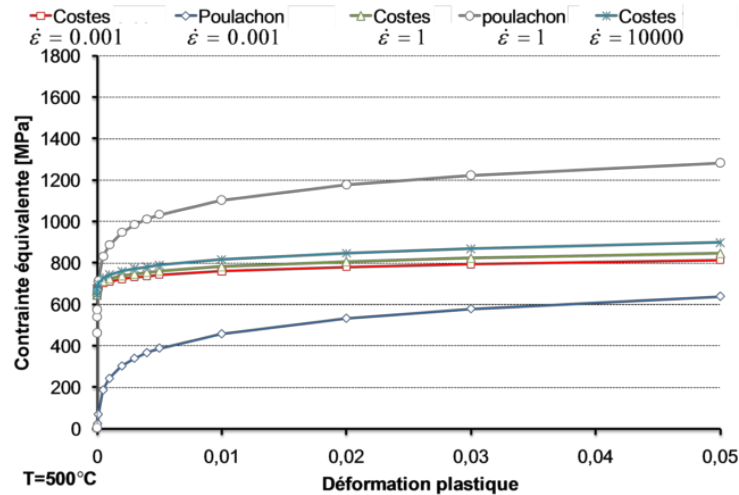


Figure 1.26 – Comparatif des lois du 100Cr6.

Avec ces deux équations, on peut alors noter de grandes différences dans la modélisation du matériau et dans l'effet de la vitesse de déformation. Il faut ici noter que la relation 1.20 a été déterminée pour du 100Cr6 dans un état brut de trempe et pour des vitesses de déformation de l'ordre de 10^3 à 10^4 s^{-1} . Or, la vitesse de déformation en rectification peut être beaucoup plus élevée nécessitant des lois plus adaptées [Umbr04]. De même, le revenu bien souvent négligé peut avoir de l'influence [Shi04]. Une discussion plus poussée sera alors réalisée sur le choix de la loi dans le chapitre 3.

1.5.2 Un acier inoxydable martensitique : le X40CrMoVN16-2

Métallurgie

Le X40CrMoVN16-2 — ou AMS 5925 — est un acier inoxydable martensitique dénommé XD15N par Aubert & Duval et Chromex 40 par S.K.F.. Sa composition est donnée dans la table 1.5. Il s'agit en fait d'un acier à fort pourcentage en chrome et faible en nickel — d'où martensitique — et enrichi à l'azote. L'adjonction d'azote dans le matériau est réalisée par un procédé complexe de refonte sous laitier ou P.E.S.R. ¹⁸ qui en fait un matériau au coût élevé et donc peu courant. Il est principalement réservé pour des conditions sévères d'utilisation comme la réalisation de roulements pour l'aéronautique [Pedr99, Giro, Giro02]. Sa composition est donnée dans le tableau 1.5.

L'alimentation en X40CrMoVN16-2 s'est faite auprès de la société Aubert & Duval dont le certificat de coulée est donné dans l'Annexe D. L'apport d'azote de taille d'atome inférieure au carbone va permettre une meilleure dissolution dans la matrice et donc une présence de carbures

18. P.E.S.R : de l'anglais : *Pressure ElectroSlag Remelting*

éléments	C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	Va	N
% massique	0,42	0,25	0,47	0,30	15,35	1,74	0,29	0,205

Tableau 1.5 – Composition de l’acier X40CrMoVN16-2.

très fins. On lui fait subir une austénisation à 1050 °C sous argon suivi d’une trempe à l’azote, d’une stabilisation et d’un revenu à 180 °C sous azote pour obtenir une dureté à cœur de 690 HV soit environ 59 HRc¹⁹. Après revenu, on obtient alors une structure chargée de fins carbures présentée figure 1.27.

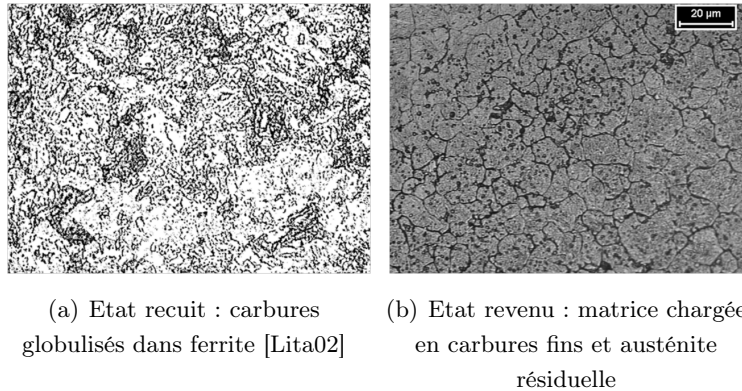


Figure 1.27 – Micrographies du Chromex après attaque au Picral.

Caractérisation

Le X40CrMoVN16-2 étant un matériau récent et peu utilisé, il n’existe à notre connaissance pas de lois de comportement mécanique le caractérisant. On peut cependant citer plusieurs travaux [Pedr99, Lita02, Béné05] qui ont permis de le caractériser d’un point de vue métallurgique, et donnent ces principales caractéristiques mécaniques résumées dans le tableau 1.6.

Limité élastique [MPa]	2330
Allongement A [%]	3,2
Module de Young E [GPa]	205
Ténacité K_{ic} [MPa. \sqrt{m}]	17

Tableau 1.6 – Caractéristiques à 20 °C de l’acier X40CrMoVN16-2 à l’état trempé et revenu de 180 °C.

1.5.3 Affectations métallurgiques en R.H.P.

Si la température maximale atteinte est trop importante et dépasse les températures de changements de phase, on peut voir apparaître des zones de revenu ou retrempe sur la surface rectifiée. Certains travaux de recherche montrent même que l’on pourrait utiliser cette énergie pour réaliser des trempes superficielles et ainsi durcir le matériau en surface [Mahd98]. Cette technique n’est cependant pas applicable industriellement pour l’instant et les brûlures qui modifient

19. Conversion d’après la norme DIN 50150

les caractéristiques mécaniques en surface ne sont donc pas désirées. Les figures 1.28 montrent des exemples de brûlures obtenues après rectification haute productivité sur du 100Cr6 et du X40CrMoVN16-2.

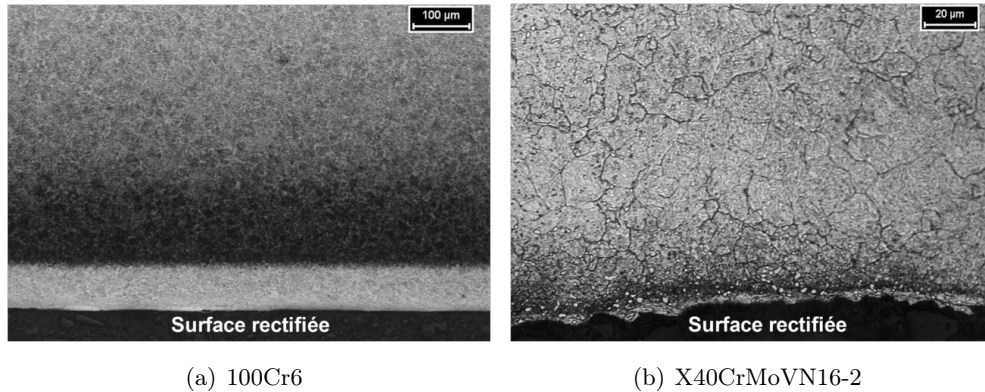


Figure 1.28 – Exemples de brûlures sur pièces rectifiées.

1.6 À propos des contraintes résiduelles

1.6.1 Définition

La contrainte résiduelle peut être définie comme la contrainte présente dans une pièce libre de toutes sollicitations. Sa valeur est très importante pour la tenue en fatigue des pièces. Elle provient de l'historique de fabrication de la pièce depuis l'élaboration du matériau jusqu'à son usinage. Cette contrainte résiduelle va venir s'ajouter à la contrainte fonctionnelle pendant l'utilisation de la pièce et peut ainsi provoquer de façon inattendue un dépassement de la limite d'élasticité du matériau et donc un endommagement précoce de la pièce. De façon générale, il est alors facile de comprendre que pour une pièce sollicitée en traction, un état de contrainte résiduelle de compression sera préféré pour assurer une meilleure tenue, et inversement. L'autre phénomène directement lié aux contraintes résiduelles concerne les déformations qui proviennent de la libération de ces contraintes. Ainsi, une maîtrise des contraintes résiduelles est nécessaire pour assurer la tenue mécanique des pièces et limiter leurs déformations.

Il existe en réalité non pas une contrainte mais bien un tenseur $\bar{\bar{\sigma}}_r$ de contraintes résiduelles dans une pièce. La figure 1.29 définit ainsi les contraintes résiduelles suivant les trois directions dans un volume de matière unitaire.

$$\bar{\bar{\sigma}}_r = \left\{ \begin{array}{ccc} \sigma_{XX} & \sigma_{XY} & \sigma_{XZ} \\ \sigma_{YX} & \sigma_{YY} & \sigma_{YZ} \\ \sigma_{ZX} & \sigma_{ZY} & \sigma_{ZZ} \end{array} \right\} \quad (1.22)$$

Une contrainte résiduelle peut également être définie suivant trois ordres de grandeurs en fonction du volume de matière étudié [SERA97, Dakh06]. Ainsi, alors qu'une contrainte d'ordre 1 σ_I est une moyenne sur plusieurs grains, une contrainte d'ordre 2 σ_{II} est une moyenne sur un seul grain et une contrainte d'ordre 3 σ_{III} se localise à l'intérieur d'un grain de part sa non homogénéité et les dislocations. Le tableau 1.7 reprend les différentes grandeurs de contraintes

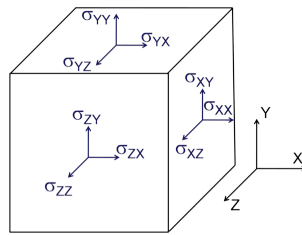


Figure 1.29 – Contraintes résiduelles dans une pièce.

existantes. Lorsqu'on parle de contrainte résiduelle, il s'agit en fait d'une combinaison des ordres 1 à 3. Il est à noter également que la mesure et la diffraction des rayons X en particulier donnent généralement la macrocontrainte qui est également celle étudiée en mécanique numérique.

Ordre contrainte	macro-contrainte σ_I	meso-contrainte σ_{II}	micro-contrainte σ_{III}
Echelle	1 phase	1 grain	dans un grain
Illustration			

Tableau 1.7 – Les ordres de grandeurs des contraintes.

1.6.2 Processus de génération des contraintes

Les contraintes résiduelles, qui sont donc des contraintes internes équilibrées, sont la conséquence des hétérogénéités de déformation plastique que peuvent engendrer des sollicitations mécaniques, thermiques ou chimiques. Étant donné qu'aucun traitement chimique n'est appliqué en rectification, il est aisément admissible [Lita02] que la déformation chimique est négligeable. Par contre, les sollicitations thermiques et mécaniques ont des effets importants et contraires qu'il est utile de comprendre car elles sont généralement liées en rectification. La meilleure façon de découpler leurs effets est alors d'utiliser la simulation numérique.

Effets d'une sollicitation mécanique

L'effet d'une action mécanique sur un corps est très bien étudié dans la littérature. C'est par exemple le cas du toilage où l'effet thermique est souvent négligeable. Il est alors admis que dans ce cas la sollicitation mécanique apporte des contraintes de compression en surface de la pièce [Rech08]. La figure 1.30 présente des exemples de profils de contraintes résiduelles

induites par des sollicitations mécaniques et thermiques sans changement de phases. Ces courbes, présentées dans un but illustratif, montrent l'évolution de la contrainte dans la profondeur de la pièce pour diverses sollicitations. Ainsi, si une sollicitation mécanique implique une contrainte de compression en surface, la thermique génère à l'inverse un pic de traction. Dans tous les cas, cette contrainte en surface de la pièce est suivie par un état de contrainte inverse en sous couche avant de revenir autour de zéro. Les valeurs en peau et sous couche, ainsi que la profondeur affectée dépendent bien évidemment de la forme de la sollicitation.

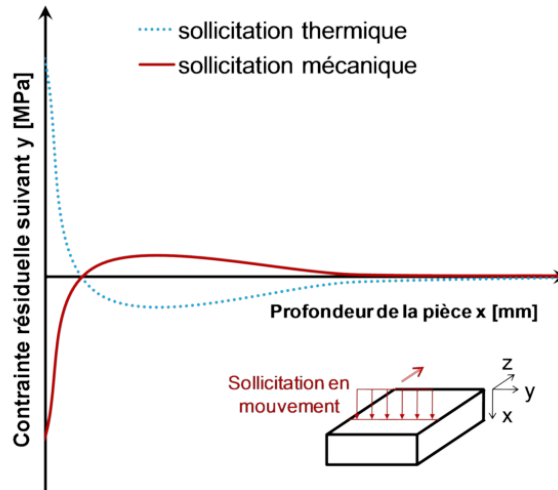


Figure 1.30 – Exemple de profils de contraintes résiduelles [Chen00].

Effets d'une sollicitation thermique

Les contraintes d'origines thermiques sont dues à la dilatation ou aux changements de phase dans la pièce. Une bonne façon d'illustrer l'apparition de ces contraintes peut être faite par l'utilisation d'un essai Satoh — ou dilatométrie bloquée — [Cava98]. Rappelons tout d'abord qu'un essai Satoh consiste à chauffer de façon homogène une barre bloquée à ses extrémités pour en empêcher la dilatation. De part ce montage, il va apparaître dans la barre des contraintes dépendantes des vitesses de refroidissement. La figure 1.31 présente une illustration de l'évolution de la contrainte axiale lors d'un essai Satoh. Il est à noter que dans un souci de simplification, l'effet de la plasticité de transformation n'est pas présenté dans ce schéma mais sera pourtant pris en compte dans nos simulations. Le lecteur pourra cependant trouver plus de détails sur son influence dans la littérature [Peti00].

Lors du chauffage, on obtient naturellement des contraintes de compression jusqu'à atteindre la limite d'élasticité du matériau — point A — qui diminue alors en fonction de la température jusqu'à austénisation qui implique une contrainte approximativement nulle de part la faible limite élastique de l'austénite — point B. Lors du refroidissement, le matériau va d'abord suivre la limite élastique de l'austénite évoluant avec la température puis plusieurs scénarios peuvent se produire suivant la vitesse de refroidissement. Si le refroidissement est suffisamment lent, on verra apparaître une phase ferrito-perlitique qui engendre une diminution de la contrainte de part la réduction de volume — points C, D. Une fois la transformation terminée, la contrainte va alors de nouveau augmenter pour devenir positive jusqu'à atteindre la limite élastique du matériau — Point E — pour donner un niveau de contraintes résiduelles positif — point F. Dans le cas

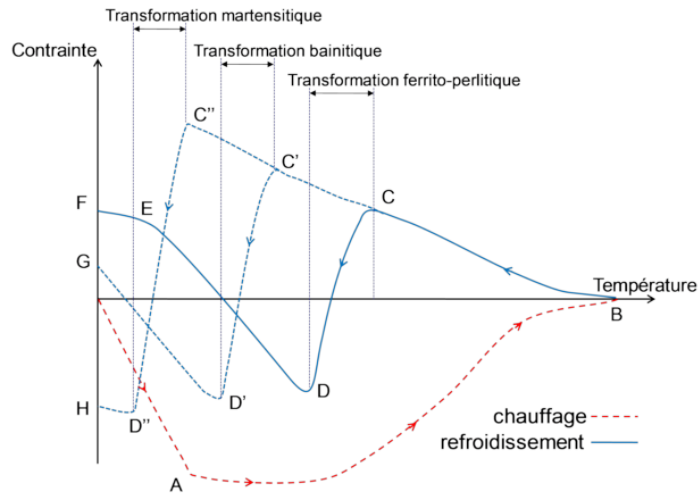


Figure 1.31 – Illustration d’une courbe contrainte-température d’un essai Satoh.

de refroidissements plus rapides, on verra alors apparaître plus tardivement des transformations bainitiques — points C', D' — ou martensitiques — points C'', D'' — qui peuvent donner à l'inverse des états résiduels de compression — point H.

Bilan

Au final, à la vue des remarques précédemment décrites, on peut essayer de résumer le signe des contraintes résiduelles de surface en fonction de chaque sollicitation dans le tableau 1.8.

Sollicitations	MÉCANIQUE	THERMIQUE		
		sans transformations	avec transformations	
			ferritique	martensitique
Contrainte en surface	Compression	Traction	Traction	Compression

Tableau 1.8 – Type de contraintes résiduelles attendues en fonction de la sollicitation.

Dans le tableau 1.8, les résultats proviennent d’une sollicitation donnée mais dans la réalité, les phénomènes sont couplés. La mécanique a par exemple pour effet de générer une puissance thermique qui va à son tour influencer sur les caractéristiques mécaniques. Au final, plutôt qu’un seul type de sollicitation, dans un procédé réel — comme la rectification — il s’agit plutôt d’une combinaison de différentes sollicitations qui donnent la contrainte résiduelle finale [Mahd99a].

1.6.3 Origine des contraintes en rectification

Le principal phénomène induit par le procédé de rectification est la génération de contraintes résiduelles sous la surface rectifiée. Il est à noter que ces contraintes sont bien souvent recherchées par l’industriel pour augmenter la résistance de ces pièces. En effet, les contraintes de compression en peau sont bénéfiques pour la résistance à la fissuration et tous les problèmes liés de corrosion sous contrainte. Certains auteurs [Chen00] utilisent même la notion de température de transition critique qui caractérise la température maximale où les contraintes de surface passent d’un état de compression à traction. Cependant, la forte température atteinte en rectification génère souvent pour des conditions normales d’ébauche des contraintes de traction en peau [Skal91].

1.6.4 La mesure de contraintes résiduelles par D.R.X.

Il existe plusieurs méthodes pour mesurer des contraintes résiduelles. Que ce soit des méthodes destructives : méthode du trou incrémental, méthode de la flèche . . . ou non destructives : diffraction des rayons X (D.R.X.), diffraction de neutrons, bruit Barkausen, ultrasons, . . . Aujourd'hui, la méthode la plus développée et qui semble la plus adaptée à la rectification est la mesure par diffraction des rayons X dont il est présenté les principaux points.

Principe

Le premier point essentiel pour la mesure de contrainte par rayons X est d'abord de mesurer un matériau compatible : celui-ci doit posséder une structure cristalline qui diffracte les R.X. ce qui n'est pas le cas des matériaux non cristallins de type polymère. Ensuite, afin de mener à bien une mesure, il est nécessaire d'être en possession d'une tête goniométrique alimentée par un générateur haute tension et refroidie qui va générer les rayons X à la longueur d'onde λ souhaitée — de 10^{-11} à 10^{-8} m — et de détecteurs — généralement de 1 à 4 — qui vont récolter le signal diffracté et l'analyser via un microprocesseur. De même, afin d'assurer des valeurs mesurées correctes, il est important de posséder des échantillons de référence pour étalonner la machine, et des appareils de polissage électrolytique pour mesurer des profils de contraintes. La figure 1.32 présente un schéma d'une tête de mesure par D.R.X. à deux détecteurs.

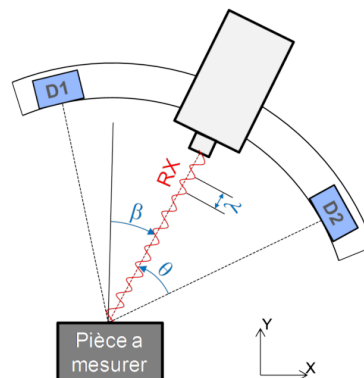


Figure 1.32 – Principe de la mesure par D.R.X..

Lors de la mesure de la contrainte de surface σ_{xx} , la tête va réaliser plusieurs points de mesure à différents angles β . Pour chacun de ces essais, le signal diffracté est mesuré par les détecteurs D1 et D2 positionnés à l'angle θ prédéterminé par la loi de Bragg 1.23. Pour chaque point, l'acquisition est réalisée avec un nombre de coups N_{coups} et un temps d'acquisition par coup t_{coup} choisis empiriquement en fonction du matériau et du type de diaphragme²⁰ utilisé. Enfin, la valeur de la déformation ϵ_{xx} est obtenue par la relation des $\sin^2\Psi$. Il est à signaler que la diffraction par rayons X peut également permettre de mesurer le taux d'austénite résiduelle dans une pièce par mesure comparative des pics d'austénite et martensite.

Mesure - analyse

L'obtention des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X consiste à mesurer la distance inter réticulaires d pour une famille de plans — hkl — choisie en fonction du matériau

20. Le diaphragme ou collimateur est l'embout qui focalise les rayons X sur la zone de mesure

à étudier suivant la relation de Bragg 1.23 [Noya87, SERA97].

$$2.d.\sin\theta = n.\lambda \quad (1.23)$$

avec θ l'angle de diffraction de Bragg, n l'ordre de diffraction et λ la longueur d'onde choisie des rayons X.

Depuis la mesure du pic diffracté illustrée par les figures 1.33, plusieurs algorithmes existent pour la détermination des grandeurs nécessaires au calcul des contraintes. Parmi ces grandeurs, le point milieu θ_m et la variation $\Delta 2\theta$ entre le pic mesuré et un pic de référence sont nécessaires. La détermination du point milieu est réalisée dans notre cas par corrélation d'une partie du pic avec une parabole — sur les 15 % supérieurs du pic par exemple.

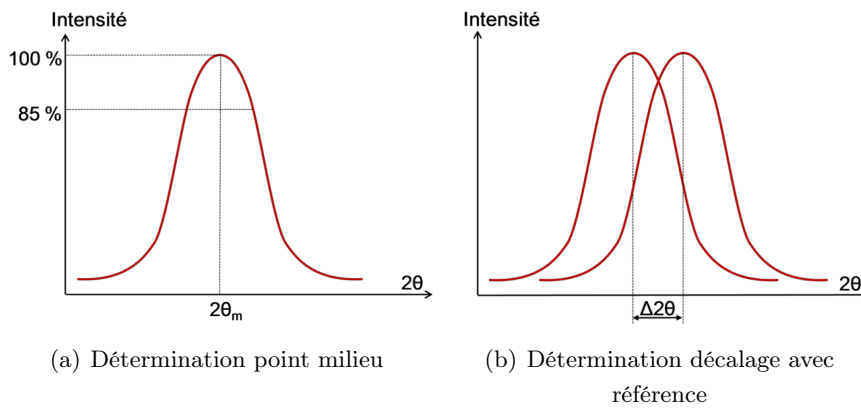


Figure 1.33 – Principe de mesure sur pic de diffraction.

La mesure du déplacement $\Delta 2\theta$ du pic de diffraction permet de déterminer la déformation ϵ_{dd} des plans inter réticulaires sélectionnés par la relation 1.24 :

$$\epsilon_{dd} = \frac{\Delta d}{d} = -\frac{1}{2} \cdot \cotan(\theta) \Delta 2\theta \quad (1.24)$$

Enfin, en combinant la loi des $\sin^2\Psi$, la déformation ϵ_{dd} et la mécanique des milieux continus, on peut obtenir l'expression 1.25 de la contrainte de surface σ_{xx} .

$$\sigma_{xx} = -\frac{1}{2} \cdot \cotan(\theta) \cdot \frac{\pi}{180} \cdot A_{RX} \cdot \frac{\Delta \cdot 2\theta}{\sin^2\Psi} \quad (1.25)$$

avec A_{RX} une constante élastique radiocristallographique calculée à partir des caractéristiques mécaniques macroscopiques : E le module d'élasticité, ν le coefficient de Poisson du matériau et du facteur d'anisotropie radiocristallographique selon le modèle de Kröner-Eshelby.

Sources d'erreurs

Il est important de souligner que la méthode de mesure de contrainte par diffraction de rayons X est une méthode relativement récente qui présente son lot d'incertitudes et d'erreurs de mesure [SERA97]. On peut classer ces erreurs en trois grandes classes :

- **Les erreurs de mesures** : ce sont toutes les erreurs possibles pendant la mesure des pics de diffractions. Elles peuvent être dues à de mauvais réglages de l'appareil — hauteur de mesure, calibrage, point de mesure, polissage pour profils ...

- **Les erreurs théorique** : ce sont toutes les erreurs liées aux hypothèses de la diffractométrie. En effet, le phénomène de diffraction ou diffusion est fortement lié au matériau : chaque matériau réagit différemment face à un bombardement de rayons X en fonction de sa composition et structure. Ainsi, les hypothèses de la théorie de diffraction comme l'isotropie du matériau ne sont pas forcément vérifiées. On peut également mettre ici toutes les erreurs liées aux algorithmes de calcul — correction d'intensité, méthode de détermination de la position du pic ou encore algorithme de compensation d'enlèvement de matière pour les profils.
- **Les erreurs d'interprétation** : ce sont essentiellement les erreurs qui apparaissent lors du passage de la distance inter réticulaire à la valeur de la contrainte résiduelle par l'intermédiaire des différentes lois — comme la loi des $\sin^2\Psi$ — et des paramètres matériau.

Finalement, il est important de constater que les contraintes résiduelles sont très difficiles à mesurer de façon précise. Certains auteurs estiment même des erreurs de mesure allant de 30 à 250% [Ali97]. Les résultats sont cependant intéressants qualitativement et comparativement entre deux études.

1.7 Conclusion

La difficulté de la modélisation du procédé de rectification et la prédiction des processus de génération des contraintes internes et/ou affectations métallurgiques tient, notamment, à la complexité du couplage thermo-mécano-métallurgique combiné à de nombreuses non linéarités physiques des matériaux. Pourtant les opérations de rectification et plus particulièrement la rectification haute productivité apporte de nombreux avantages et nécessite des investigations plus approfondies. Dans ce premier chapitre, tous les mécanismes responsables des températures importantes atteintes pendant la rectification sont présentés ainsi que les différents effets physiques liées à l'obtention de telles températures comme les transformations métallurgiques et/ou contraintes résiduelles. Pour chaque phénomène une description a été donnée ainsi qu'un bilan des modèles existants. La suite de ce manuscrit se concentrera dans un premier temps à déterminer de façon plus précise les efforts et températures apparaissant au cours de la rectification classique et haute productivité afin de pouvoir par la suite tenter leur prédiction par simulation numérique.

Approche expérimentale : mesures et analyses

Quand on ne sait pas où on va, il faut y aller... et le plus vite possible.

DEVISE SHADOKS

Il a été démontré dans le premier chapitre que la rectification est un procédé complexe dont la modélisation passe obligatoirement par une phase d'expérimentation. À ce propos, plusieurs montages et essais ont été développés afin de pouvoir mesurer *in situ* les sollicitations engendrées par le procédé — efforts et température. L'analyse *a posteriori* des résultats permet une meilleure compréhension des effets induits — changements de phase, contraintes résiduelles — pour la rectification conventionnelle et à haute productivité. Cette deuxième partie vise à présenter l'ensemble des montages et techniques développés pour mener à bien nos mesures ainsi que présenter et analyser les résultats obtenus. Une corrélation entre les paramètres mesurés durant l'essai, les transformations métallurgiques observées, les conditions opératoires et les contraintes résiduelles mesurées par D.R.X. est réalisée afin de présenter de nouveaux modèles. D'autres paramètres tels que les profils de dureté ou l'influence du type de meule sont également discutés.

Sommaire

2.1 Mesures de températures par thermographie infrarouge	45
2.1.1 Définitions	45
2.1.2 La thermographie en rectification	47
2.1.3 Quelle caméra infrarouge ?	51
2.1.4 Mesure de l'émissivité	53
2.1.5 Traitement des résultats	54
2.2 Mesures d'efforts et puissance	55
2.2.1 Principe de mesure	55
2.2.2 Traitement des résultats	56
2.2.3 Corrélation puissance-effort	57
2.3 Montages expérimentaux	58
2.4 Essais de rectification plane	59
2.4.1 Démarche	59
2.4.2 Choix des essais	60
2.5 Résultats des mesures de température	62
2.5.1 Validation	62
2.5.2 Résultats globaux	63
2.5.3 Bilan	64
2.6 Résultats des mesures d'efforts et de puissance	65
2.6.1 Validation	65
2.6.2 Résultats globaux	65
2.6.3 Coefficient de frottement macroscopique	66
2.6.4 Modèles d'efforts	66
2.6.5 Influence du type de travail sur les efforts	69
2.6.6 Influence de la lubrification sur les efforts	69
2.6.7 Influence du matériau sur les efforts	70
2.6.8 Bilan	70
2.7 Résultats des mesures par micrographies	71
2.7.1 Effets métallurgiques induits par la rectification	71
2.7.2 Influence de la température observée par micrographie	72
2.7.3 Influence de la lubrification observée par micrographie	73
2.7.4 Bilan	73
2.8 Résultats des mesures de contraintes résiduelles	73
2.8.1 Validation	74
2.8.2 Résultats globaux	74
2.8.3 Influence de la lubrification sur les contraintes résiduelles	75
2.8.4 Bilan	76
2.9 Résultats complémentaires	77
2.9.1 Microdureté	77
2.9.2 Profondeur de passe réelle	77
2.9.3 Bilan	79
2.10 Conclusion	79

2.1 Mesures de températures par thermographie infrarouge

L'expérience et la mesure sont nécessaires pour déterminer la température atteinte pendant la rectification. Dans la plupart des travaux — cf. chapitre 1 —, les auteurs réalisent des mesures en utilisant des thermocouples. Pourtant, ce moyen a été démontré comme incomplet et insuffisant pour la rectification — taille du thermocouple, positionnement . . . — [Hwan03, Bata05, Lefe06]. Pour nos expériences, on propose d'utiliser la technique — relativement récente — de mesure par thermographie [Thom06] qui a fait l'objet de plusieurs développements présentés dans cette partie.

2.1.1 Définitions

Avant de décrire et de montrer nos moyens de mesure par thermographie, il peut paraître intéressant de rappeler quelques notions sur le rayonnement. Des informations plus détaillées pourront cependant être trouvées dans des travaux spécialisés [Caba96, Gaus99, Paja01].

Thermographie

L'A.F.N.O.R.¹ définit la thermographie comme la *technique permettant d'obtenir, au moyen d'un appareillage approprié, l'image thermique d'une scène observée dans un domaine spectral de l'infrarouge*. Elle permet en effet de mesurer à distance et sans contact la température d'un objet par mesure du rayonnement infrarouge qu'il émet. Tout comme les rayons X, le rayonnement infrarouge fait partie du spectre électromagnétique dans une bande spectrale située entre des longueurs d'onde de $0,75 \mu\text{m}$ à $1000 \mu\text{m}$. Ce spectre infrarouge peut encore être divisé en trois catégories : l'infrarouge proche de $0,75 \mu\text{m}$ à $1,5 \mu\text{m}$, l'infrarouge moyen entre $1,5 \mu\text{m}$ et $20 \mu\text{m}$ et enfin l'infrarouge lointain de $20 \mu\text{m}$ à $1000 \mu\text{m}$.

Corps noir

Un corps noir est une entité ayant la propriété d'absorber toutes les radiations. Un tel corps n'existe pas à l'état naturel mais peut être obtenu soit à l'aide d'un revêtement absorbant, soit par un piège à rayonnement — cavité dans une pièce.

Luminance ou brillance

La luminance notée L [$\text{W}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{sr}^{-1}$] est une grandeur correspondant à l'intensité d'une source de rayonnement électromagnétique dans une direction donnée, divisée par l'aire apparente de cette source dans cette même direction. La luminance d'un corps noir L_0 en fonction de λ et T est donnée par la relation de Planck 2.1.

$$L_0(\lambda, T) = \frac{2\pi \cdot h_P \cdot c_0^2 \cdot \lambda^{-5}}{e^{\frac{h_P \cdot c_0}{\lambda \cdot k_B \cdot T}} - 1} = \frac{c_1 \cdot \lambda^{-5}}{\pi \cdot \left(e^{\frac{c_2}{\lambda \cdot T}} - 1 \right)} \quad (2.1)$$

avec $c_1 = 2\pi \cdot h_P \cdot c_0^2 = 3,741832 \cdot 10^{-16}$ [$\text{W}\cdot\text{m}^2$] la 1^e constante de rayonnement, $c_2 = \frac{h_P \cdot c_0}{k_B} = 1,438786 \cdot 10^{-2}$ [$\text{K}\cdot\text{m}$] la 2^e constante de rayonnement, λ la longueur d'onde [m] et T la tempé-

1. A.F.N.O.R. : Association Française de NORmalisation

rature $[K]$ — $h_P = 6,62617 \cdot 10^{-34} [J.s]$ étant la constante de Planck, $c_0 = 299792458 [m.s^{-1}]$ la vitesse de la lumière dans le vide et $k_B = 1,38066 \cdot 10^{-23} [J.K^{-1}]$ la constante de Boltzmann.

La figure 2.1 présente le tracé de la luminance issue de la loi de Planck suivant la longueur d'onde et la température. Ce tracé présente des particularités intéressantes comme la décroissance du pic de rayonnement en fonction de la longueur d'onde, ou sa forte progression avec la température.

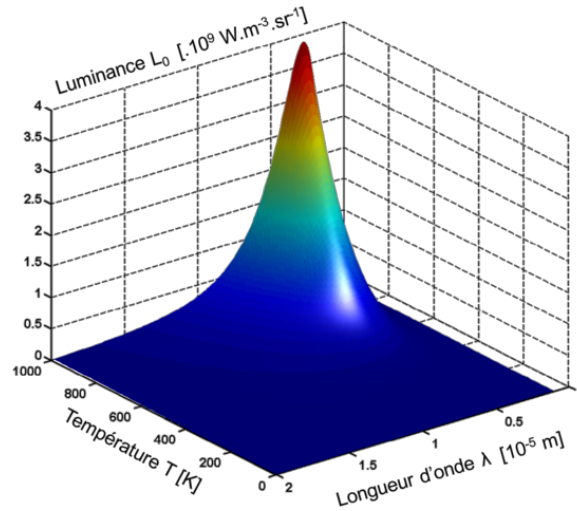


Figure 2.1 – Loi de Planck pour un corps noir dans le vide.

Emissivité

Pour comprendre ce paramètre très important qu'est l'émissivité, il est nécessaire d'étudier de façon indépendante un rayon frappant la surface d'un corps. Dans ce cas, comme le montre la figure 2.2, le rayon sera divisé en trois rayonnements dont seule une fraction notée ϵ_T est absorbée par la pièce. Il est alors facile de comprendre que ce ratio dépend directement du matériau et de la surface de la pièce. Ainsi, un corps noir tel que précédemment défini se retrouve caractérisé par la possibilité d'absorber ou d'émettre avec un ratio de 1.

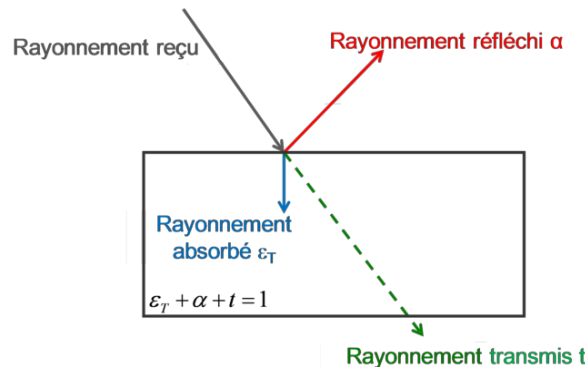


Figure 2.2 – Division du rayonnement au contact d'un corps réel.

De la même façon, lorsqu'un corps est porté à la température T — par exemple avec une source externe comme c'est le cas en rectification —, il émettra un rayonnement dans le même rapport ϵ_T . À partir de ce phénomène, on définit l'émissivité notée ϵ_T d'un corps réel — ou corps

gris — comme le rapport entre le rayonnement L émis par ce corps et celui d'un corps noir dans les mêmes conditions. On obtient alors l'équation 2.2 où L_0 est la luminance d'un corps noir.

$$\epsilon_T = \frac{L}{L_0} \quad (2.2)$$

L'émissivité est une caractéristique très difficile à déterminer car dépendante de nombreux paramètres comme l'état de surface du matériau — rugosité, oxydation, ... — mais aussi la température, la longueur d'onde, ... Pourtant, c'est un paramètre très important pour la détermination des températures réelles dans une pièce. On peut estimer la sensibilité de la température par rapport à l'émissivité par l'équation 2.3.

$$\Delta T = \frac{\lambda.T^2}{\epsilon_T.C_2}.\Delta\epsilon_T \quad (2.3)$$

Autres lois

La loi 2.1 de Planck peut être simplifiée. Dans le cas de longueurs d'onde courtes — $\lambda T \leq 5000 \mu m.K$ —, on peut l'approcher par la loi 2.4 de Wien alors qu'à l'inverse pour des grandes longueurs d'onde — $\lambda T \geq 100000 \mu m.K$ — l'approximation 2.5 de Rayleigh-Jeans est plus adaptée.

$$\frac{dR(\lambda T)}{d\lambda} = 2\pi.h.c^2.\lambda^{-5}.e^{-\frac{h.c}{\lambda.k.T}} \quad (2.4)$$

$$\frac{dR(\lambda T)}{d\lambda} = 2\pi.h.c^2.\lambda^{-4} \quad (2.5)$$

La loi de Stephan-Boltzmann 2.6 donne la puissance totale R_T^0 émise par un corps noir par unité de surface.

$$R_T^0 = \int_0^\infty L_0(\lambda, T) d\lambda = \sigma_s.T^4 \quad (2.6)$$

avec R_T^0 la puissance émise par m^2 dans toutes les directions d'émission, σ_s la constante de Stephan $\sigma_s = 5.67.10^{-8} [W.m^{-2}.K^{-4}]$ et T la température en Kelvin $[K]$.

La loi du déplacement de Wien 2.7 permet la détermination approximative de la longueur d'onde avec le maximum de rayonnement en fonction de la température.

$$\lambda_{max} = \frac{h_P.c_0}{4,9651.k_B.T} = \frac{2,8987685.10^{-3}}{T} \quad (2.7)$$

Cette relation permet ainsi d'obtenir rapidement la longueur d'onde fournissant le maximum de rayonnement pour une température fixée. On peut par exemple noter que pour une température de 750 K — soit environ 477 °C —, cette longueur d'onde maximale est de l'ordre de 3,9 μm .

2.1.2 La thermographie en rectification

L'utilisation de la thermographie en rectification est simple dans son principe. Il suffit comme il est montré sur la figure 2.3 de positionner une caméra infrarouge sur le côté de la pièce pendant la rectification pour en mesurer son rayonnement.

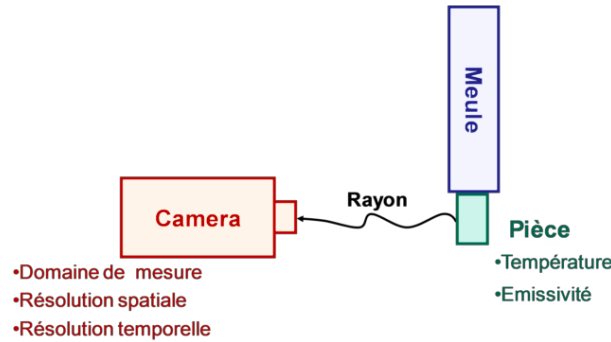


Figure 2.3 – Principe de la thermographie appliqué à la rectification.

En rectification, la thermographie apporte de nombreux avantages par rapport aux mesures traditionnelles de température par thermocouples. On retrouve ainsi de meilleures précisions à la fois spatiale et temporelle qui font souvent défaut aux thermocouples [Thom06] mais également une cartographie complète de températures et non plus un seul point de mesure. De plus, contrairement au thermocouple et à leur défaut de positionnement dans une pièce, on peut grâce à une caméra infrarouge « voir » la zone de la pièce en contact avec la meule et ainsi repérer précisément les points mesurés. Enfin, le dernier avantage de la thermographie est que la mesure se réalise sans contact et sans endommagement de la pièce et n’affecte donc pas les champs de température.

À l’inverse, la thermographie amène également son lot de défauts et d’imperfections. La **première hypothèse** — et la plus forte — concerne le fait que la thermographie, utilisant un rayonnement, proscrit toute utilisation de lubrifiant. Il faut donc faire l’hypothèse que à cause des fortes pressions de contact, le fluide de coupe n’intervient que peu sur la quantité de chaleur rentrant dans la pièce mais plutôt sur le refroidissement de la pièce. De cette façon, l’utilisation du fluide peut être modélisée simplement *a posteriori* par simulation numérique — cf. chapitre 3. Cette hypothèse est également vérifiée expérimentalement par les mesures d’efforts de la prochaine section 2.6.6. La **deuxième hypothèse** réalisée lors de la mesure par thermographie concerne la validité du champ de température mesuré. En effet, comme il est montré sur la figure 2.4, la caméra ne mesure pas la température sous la meule mais sur la face de la pièce qui rayonne.

On peut alors se demander si la différence de températures entre la face et l’intérieur de la pièce est importante et pourrait fausser les résultats. Là encore, la simulation peut nous permettre de répondre rapidement à cette question. On réalise pour cela un calcul tridimensionnel d’une pièce soumise à l’action d’un flux triangulaire et on analyse les champs de température obtenus sous la source et à 35 mm de la source comme illustré par la figure 2.5.

Pour ce calcul, on utilise une longueur de contact de 10 mm sur lequel se déplace un flux d’une puissance totale de 2000 W à la vitesse $V_w = 150 \text{ mm.s}^{-1}$ soit 9 m.min^{-1} . Dans un premier temps le rayonnement n’est pas pris en compte : seul l’effet de la convection dans l’air génère le refroidissement de la pièce par l’intermédiaire d’un coefficient d’échange constant $K_{convection} = 15 \text{ W.m}^{-2}$. Puis le rayonnement est pris en compte par l’intermédiaire d’un coefficient d’échange équivalent défini par :

$$K_{equivalent} = K_{convection} + K_{rayonnement} \quad (2.8)$$

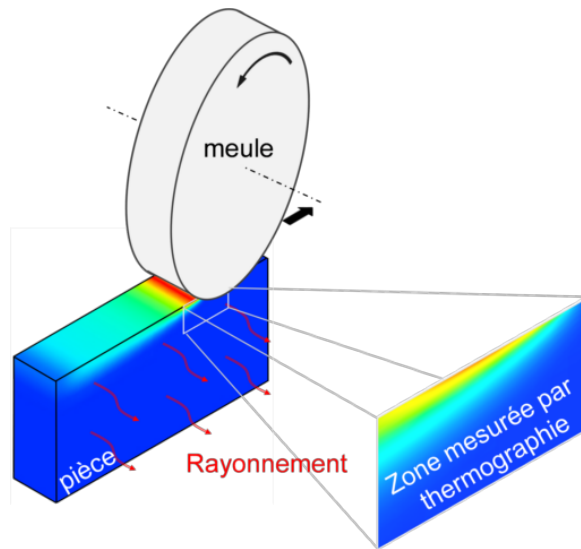


Figure 2.4 – Mesure des champs de température par thermographie.

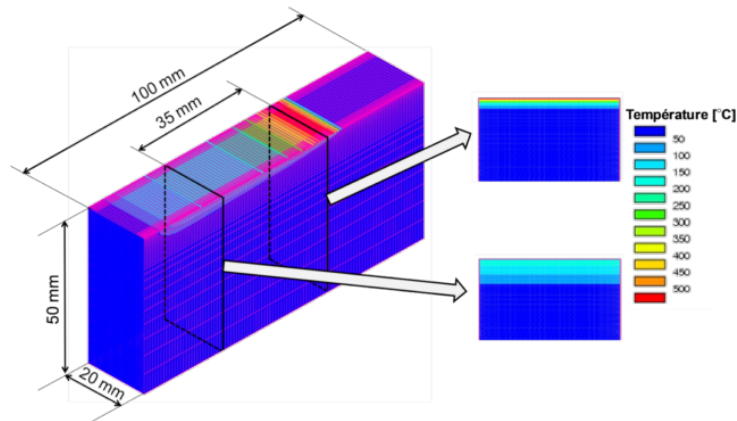


Figure 2.5 – Modèle de calcul pour la vérification de l'influence du rayonnement.

Dans ce cas, le coefficient $K_{convection}$ reste donc constant — égale à 15 W.m^{-2} — alors que le $K_{rayonnement}$ évolue suivant la relation 2.6. Finalement, l'évolution de ce coefficient équivalent en fonction de la température est représenté sur la figure 2.6.

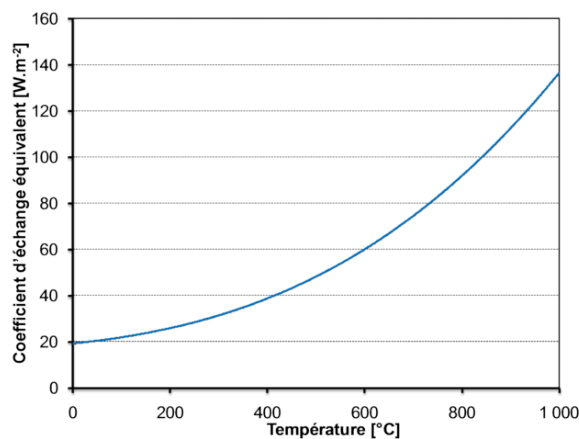


Figure 2.6 – Coefficient d'échange équivalent.

On donne sur les figures 2.7(a) et 2.7(b), le résultat des champs de température en surface lors des deux calculs — avec et sans prise en compte du rayonnement — et pour deux points de mesure : sous la source de chaleur et en arrière de la source. Étant donné la forte influence de la température sur le coefficient $K_{\text{rayonnement}}$, on présente également les résultats 2.8 réalisés avec le même flux de chaleur mais qui se déplace à une vitesse trois fois inférieure — soit 50 mm.s^{-1} — induisant alors une température plus élevée dans la pièce.

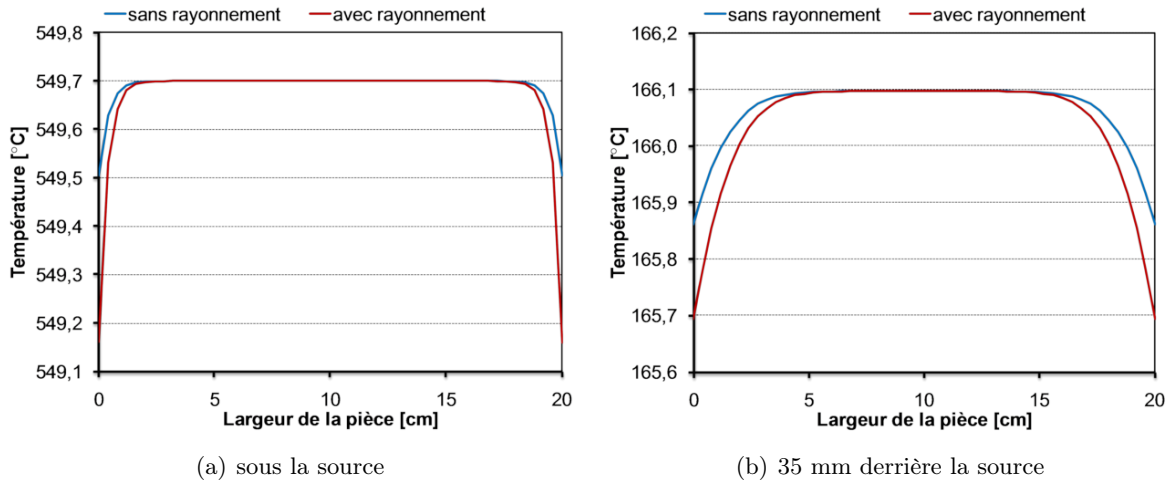


Figure 2.7 – Influence du rayonnement pour $V = 150 \text{ mm.s}^{-1}$.

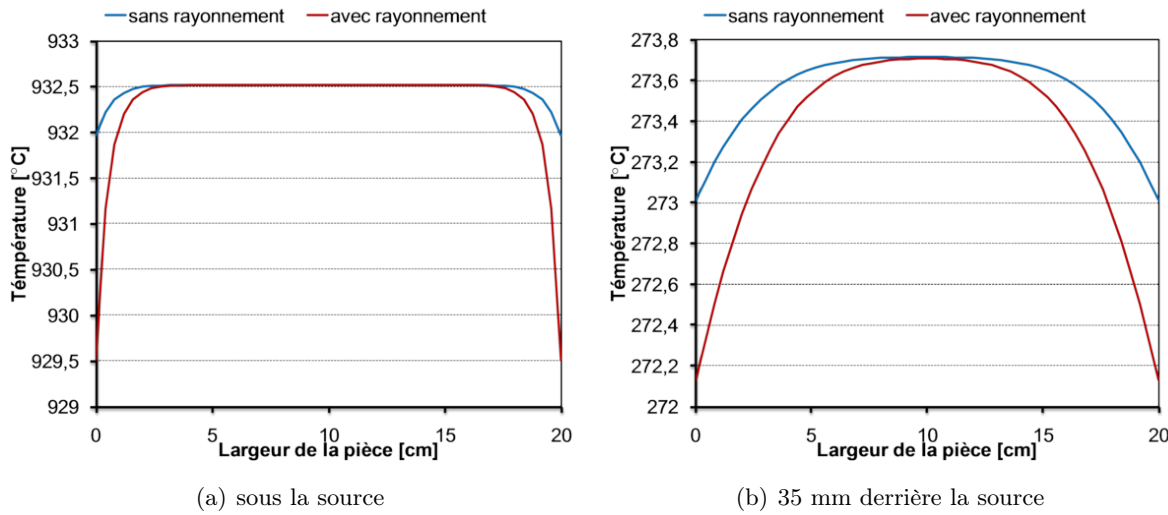


Figure 2.8 – Influence du rayonnement pour $V = 50 \text{ mm.s}^{-1}$.

Avec les résultats présentés, on peut rapidement analyser l'influence du rayonnement sur la température en surface. Il apparaît clairement que celui-ci amène très peu d'écart — largement inférieur à 1 % pour $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ — entre la température sur les bords et la température au milieu de la pièce. De plus, la thermographie mesure la température au niveau du contact meule/pièce et c'est l'endroit où l'effet de la dissipation thermique est minimale. Finalement, on peut aisément supposer que la température mesurée en surface est assimilée à la température au cœur. Cette

hypothèse très importante permettra dans le chapitre 3 de supposer le flux unidirectionnel ce qui peut se modéliser par un problème bidimensionnel et simplifiera nos modèles — essentiellement en terme de temps de simulation.

Finalement, l'influence du rayonnement peut et sera négligée — sauf mention contraire — dans le reste du manuscrit.

La **troisième hypothèse** — et source possible d'erreur — amenée avec la mesure par thermographie concerne le principe même de la thermographie et son analyse. En effet, la grandeur mesurée est bien une luminance et non pas une température — cf. section 2.1.1. Le passage de la luminance à la température nécessite un post-traitement qui demande une parfaite connaissance de l'expérimentation et la maîtrise des différents paramètres de la caméra — pour limiter les erreurs comme le bruit — mais aussi des acquis sur la physique qui gouverne cette mesure. Les prochaines parties visent à présenter dans l'ordre l'utilisation de la caméra puis le traitement des résultats permettant l'obtention des températures dans la pièce.

2.1.3 Quelle caméra infrarouge ?

Une caméra infrarouge va — sur le même principe qu'une caméra standard — mesurer à l'aide d'un capteur — généralement en antimoniure d'indium *InSb* et par balayage spatial — le niveau de rayonnement reçu par l'intermédiaire de son objectif — souvent en germanium car transparent et polyoptique. Pourtant, plusieurs paramètres sont importants et peuvent conditionner les résultats obtenus. Parmi ces paramètres, on retrouve la sensibilité de la caméra, l'objectif choisi, la fenêtre spectrale mesurée, le temps d'intégration choisi, son étendue d'échelle et sa précision. Ce sont tous ces paramètres qui font d'une caméra son efficacité à mesurer la luminance et que l'on va brièvement expliquer pour la caméra de nos essais de la figure 2.9.



Figure 2.9 – Caméra Flir Systems utilisée lors de nos essais.

Notre caméra est une caméra Flir Systems[©] composée d'un capteur de 320 par 256 pixels qui convertit le rayonnement dans la fenêtre spectrale de 3 à 5 μm en un signal sur 14 bits — soit 16384 niveaux. Le choix de cette caméra à ondes courtes est justifié par la figure 2.10 qui présente la loi de Planck 2.1 tracée pour plusieurs ordres de température. Il s'avère alors que pour une pièce chauffée entre 0 et 1000 Kelvins — qui est l'ordre de grandeur attendu en rectification — cette bande spectrale permet d'acquérir une grande majorité du rayonnement de la pièce pour une meilleure précision. Son choix est également guidé par le fait que l'air peut être supposé transparent dans cette gamme de longueurs d'onde [Gaus99].

Notre caméra est équipée de quatre types d'objectifs qui vont faire varier la précision spatiale de notre mesure. On pourra donc utiliser soit l'objectif microscope pour une précision maximum ou une combinaison des trois bagues d'allongements pour une zone mesurée plus grande. La résolution spatiale varie alors de 9 μm à quelques centaines de μm suivant la zone observée — de 6 à 20 mm^2 —.

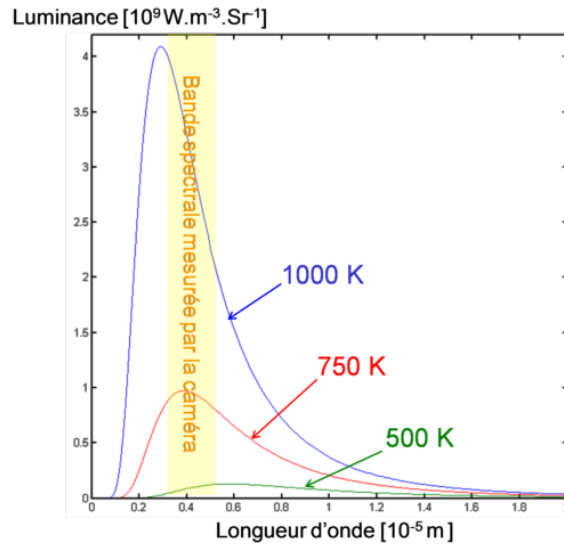


Figure 2.10 – Choix de la bande spectrale d’une caméra.

La résolution temporelle de notre caméra est conditionnée par deux grandeurs : le temps d’intégration du capteur — équivalent au temps d’ouverture du diaphragme sur un appareil photographique — et la fréquence d’échantillonnage du signal. Le temps d’intégration est choisi en fonction du rayonnement attendu et il influence la mesure : plus il sera élevé, plus le niveau résultant sera dépourvu de bruit. Cependant, un temps trop élevé implique une moyenne trop importante qui va filtrer et éliminer des pics de rayonnement. Un compromis doit alors être déterminé avant mesure. Il est à signaler qu’un filtre atténuant 100 fois le signal peut également être utilisé pour avoir un temps d’intégration élevé à des températures importantes sans saturation du capteur. La fréquence d’acquisition du signal est quant à elle conditionnée par le volume de données à transmettre. Pour une acquisition avec le capteur complet — 320 par 256 pixels —, cette fréquence est constante et égale à 425 Hz.

Finalement, la mesure avec une caméra à ondes courtes — qui possède une plus faible étendue d’échelle mais une meilleure précision par rapport à l’émissivité — présente de bonnes résolutions spatiales et temporelles largement supérieures à celles de thermocouples [Thom06]. Il est pourtant à noter que de nouvelles techniques utilisant des thermocouples microsoudés peuvent permettre d’atteindre des résolutions comparables mais présentent encore des inconvénients majeurs comme le positionnement ou le temps de réponse.

Une liste sommaire de la démarche à suivre pour la réalisation d’une mesure par thermographie est présentée.

1. La calibration sur corps noir : avant toute mesure, il est important de calibrer notre caméra sur un corps noir d’émissivité ϵ_T égale à 1 dans les mêmes conditions — objectifs, temps d’intégration, filtre, ... — que la mesure finale afin de connaître la réponse du capteur en terme de niveaux au rayonnement perçu. Un exemple de calibration sur corps noir est donné par la courbe 2.11, on peut remarquer que pour les paramètres choisis, une saturation du capteur apparaît aux alentours de 500 °C. Il est important également de noter que cette réponse n’est pas linéaire avec la température.
2. Le choix du temps d’intégration : il apparaît évident que le choix du temps d’intégration est primordial pour une bonne mesure : il doit être suffisamment important pour assurer

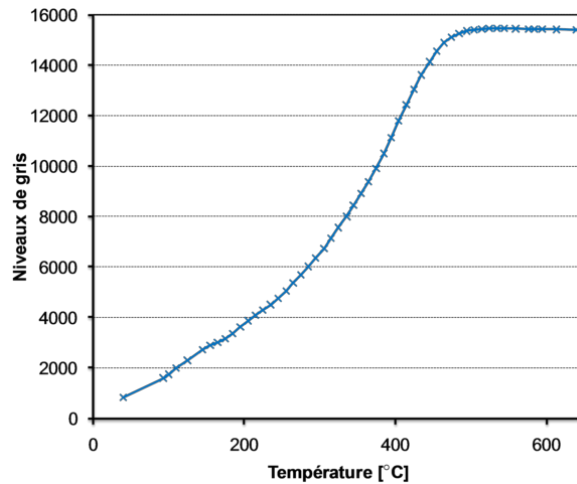


Figure 2.11 – Exemple de calibration sur corps noir : temps d’intégration 0,03 ms.

une bonne quantité de signal tout en évitant la saturation du capteur. Il est généralement nécessaire de réaliser plusieurs essais pour le déterminer.

3. L’étalonnage du capteur : juste avant une mesure, une procédure automatique d’homogénéisation du capteur — appelé N.U.C.² — est réalisée afin d’éliminer tout mauvais pixel.
4. La mesure : les essais et acquisitions de niveaux de gris sont réalisés.
5. Le post traitement : il s’agit de choisir les cartes de luminances les plus pertinentes à traiter pour obtenir des cartes de température avec les conditions de calibrations utilisées. Cette étape très importante et gourmande en temps est détaillée dans la section 2.1.5.

2.1.4 Mesure de l’émissivité

On l’a déjà vu dans ce manuscrit, et cela est très bien démontré dans la littérature [Thom06], l’émissivité est un paramètre primordial pour l’obtention des températures. Elle dépend de nombreux paramètres comme l’état de surface de la pièce mais également de la température [Herv05]. Afin de pouvoir traiter les cartes de luminances obtenues, un montage expérimental a été développé pour mesurer l’émissivité de notre matériau en fonction de la température et est présenté figure 2.12. L’idée de ce montage est très simple : il s’agit de mesurer le rayonnement reçu pour une pièce de notre matériau pour différentes températures. D’un autre côté, nous avons déjà mesuré le rayonnement d’un corps noir — cf. figure 2.11 — ainsi l’émissivité pourra être aisément déterminée par le rapport de ces deux courbes.

En pratique, la réalisation de cette idée pourtant simple, n’en est pas moins complexe. En effet, l’oxydation pouvant influencer sur l’émissivité, il est nécessaire de réaliser l’expérience sous un gaz neutre comme l’azote. De plus pour éviter tout rayonnement autre que celui de la pièce, le système de raccordement doit être non seulement étanche mais également refroidi. Enfin, la pièce mesurée doit posséder les mêmes caractéristiques que les pièces de nos essais — surface rectifiée — pour s’affranchir de la dépendance de l’émissivité avec l’état de surface. Finalement, la pièce est chauffée par paliers par l’intermédiaire d’un four régulé et la température réelle est mesurée sur la face rayonnante par l’intermédiaire d’un thermocouple de type K dont le temps

2. N.U.C. : Non Uniformity Correction

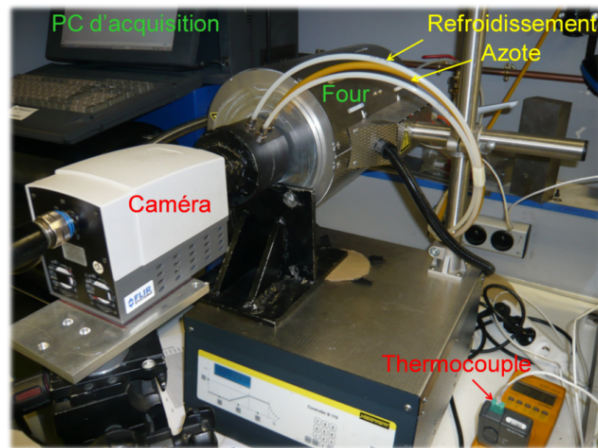


Figure 2.12 – Montage pour la détermination de l'émissivité d'un matériau.

de réponse n'est pas contraignant dans ce cas. Plusieurs essais peuvent permettre de tracer une première approximation expérimentale de l'émissivité du 100Cr6 donnée figure 2.13.

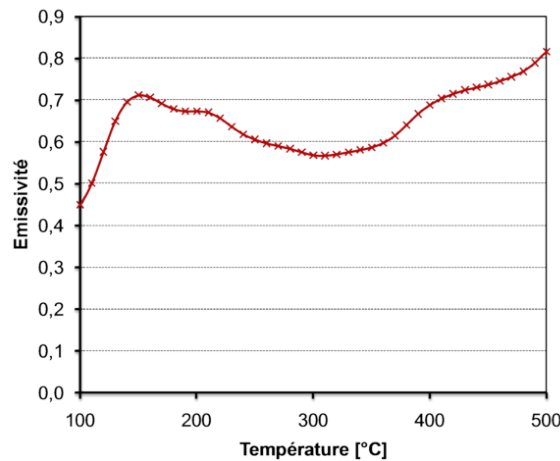


Figure 2.13 – Emissivité expérimentale du 100Cr6 — surface rectifiée, non oxydée.

Malgré les difficultés de mesure, cette courbe expérimentale de l'émissivité du 100Cr6 fournit des valeurs cohérentes avec la littérature. On peut observer des fluctuations qui peuvent s'expliquer par l'évolution de la microstructure avec la température. Aussi, bien que sa précision et son étendue puissent être améliorées, cette courbe présente l'avantage d'être adaptée à nos essais de rectification.

2.1.5 Traitement des résultats

Comme il a déjà été mentionné, la caméra fournit une carte de luminances qu'il est nécessaire de « post-traiter » pour obtenir les températures réelles. Pour cela, plusieurs techniques de traitement d'images connues sont utilisées. L'ensemble de ces traitements font l'objet d'une procédure développée sous le logiciel Matlab[®]. La première étape consiste en une rotation et un recadrage de l'image afin d'obtenir la zone intéressante où les luminances sont les plus importantes. Ensuite, l'intégration numérique de la loi de Planck couplée avec la loi de l'émissivité, qui est une fonction de la température, nous permet l'obtention d'une première carte de températures brutes. Cette

carte peut alors parfois nécessiter un filtrage pour une meilleure lisibilité. Un filtre passe-bas de type gaussien [Bouk07] est alors appliqué pour obtenir la carte de température finale. La figure 2.14 présente l'image de 320 par 256 pixels directement fournie par la caméra et la même carte après traitement donnant les températures dans la pièce. Cet exemple est basé sur une mesure réelle lors de la rectification d'une pièce en 100Cr6 avec les conditions suivantes : $V_s = 37,2 \text{ m.s}^{-1}$, $V_w = 6,85 \text{ m.min}^{-1}$ et $a_p = 0,04 \text{ mm}$. La taille d'un pixel est de $80 \mu\text{m}$ et le temps d'intégration choisi $10 \mu\text{s}$.

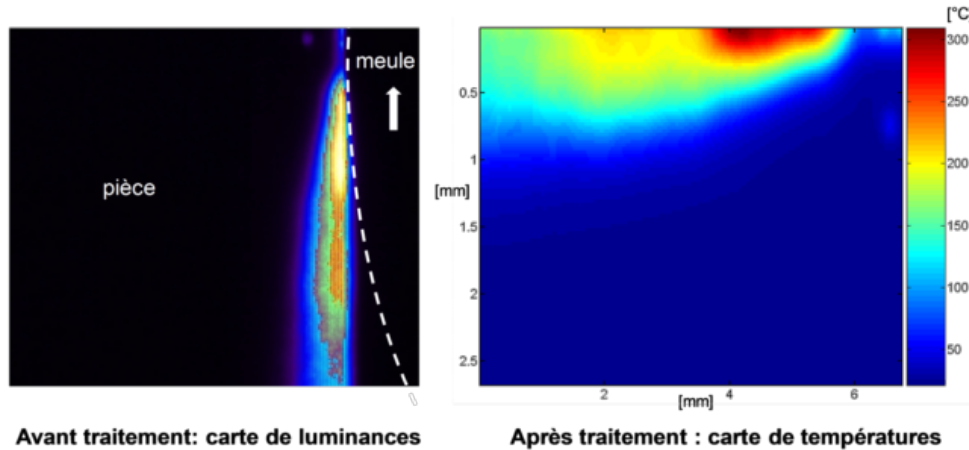


Figure 2.14 – Carte expérimentale de températures avant et après traitement.

2.2 Mesures d'efforts et puissance

2.2.1 Principe de mesure

Afin de pouvoir déterminer expérimentalement les efforts appliqués sur la pièce en cours de rectification, deux types d'acquisitions ont été choisis. Un dynamomètre piézoélectrique de type Kistler[©] 9257A est positionné sous la pièce à rectifier afin de mesurer les efforts appliqués dans les trois directions de l'espace : F_{normal} , $F_{tangential}$ et $F_{transversal}$ de la figure 2.15. L'avantage de la table Kistler[©] est d'avoir une fréquence propre élevée — supérieure à 4 kHz — ce qui permet d'obtenir une bonne plage de réponse du procédé. Le seuil minimum de réponse est inférieur à 0,01 N pour une sensibilité de $7,5 \text{ pC.N}^{-1}$. Pour certains essais, la mesure complémentaire de la puissance absorbée par la machine a également été utilisée soit pour vérifier les mesures d'efforts, soit car la table était impossible à utiliser.

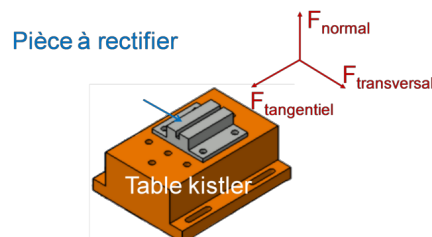


Figure 2.15 – Efforts mesurés par le dynamomètre.

Le problème principal qui apparaît lors de la mesure d'effort en rectification est lié au contact

discontinu de la meule et concerne l'apparence bruitée [Drew01, Liu08] du signal obtenu qui rend difficile l'obtention de paramètres réalistes. En effet, ce qui est intéressant pour la modélisation de la rectification c'est de connaître la valeur moyenne ou maximale des efforts appliqués sur la pièce pendant le contact. Dans ce but, la section suivante présente les méthodes utilisées pour permettre d'extraire à partir d'un signal brut — figure 2.16(a) —, le signal exploitable de la figure 2.16(b). Dans cette section, la totalité des résultats présentés sont issus d'essais utilisant une meule électrodéposée 1.8(d) à grain C.B.N. de taille $151 \mu m$. Les conditions de l'essai référencé F16 — voir détails des essais en annexe — sont les suivantes :

- $a_p = 0,1 \text{ mm}$
- $V_w = 20 \text{ m.min}^{-1}$
- $V_s = 40 \text{ m.s}^{-1}$
- $b = 10 \text{ mm}$

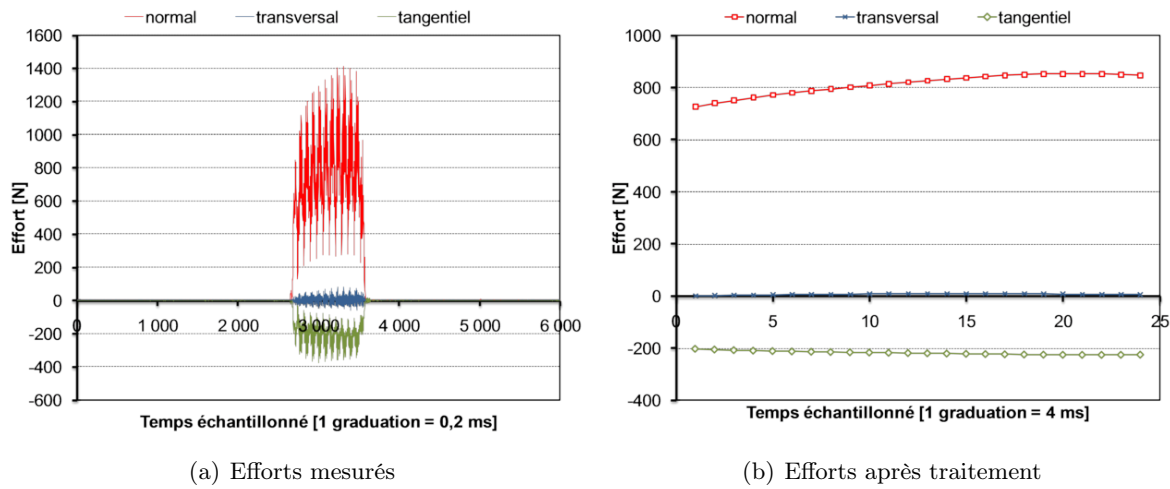


Figure 2.16 – Traitement des mesures d'efforts issues du dynamomètre.

2.2.2 Traitement des résultats

Le principe même de la rectification où le contact n'est pas continu implique des efforts ayant de fortes variations sur des fréquences élevées avec des pics de fréquences calculés par analyse harmonique aux alentours de 350 et 780 Hz — cf. figure 2.16(a). Afin de pouvoir utiliser ces valeurs, il est donc nécessaire de les filtrer par l'intermédiaire d'un filtre passe bas — dans notre cas, un filtre gaussien. Pour un meilleur traitement, ce lissage est couplé avec un ré-échantillonnage du signal pour passer de 5000 points par seconde — valeur fixée pour tous les essais — à 250. De même, tout le problème du traitement des efforts consiste à déterminer à partir du signal brut des informations utiles, c'est à dire l'effort pendant la phase stabilisée du contact et non pas les phases d'approches ou transitoires de contact. Sur ce point, il est choisi de tracer pour chaque triplette d'efforts — F_{normal} , $F_{tangentiel}$ et $F_{transversal}$ —, la variation de l'effort normal. Sur cette courbe 2.17, il est alors assez facile de déterminer automatiquement la zone de contact stabilisée pour pouvoir tracer finalement les efforts finaux recentrés sur la zone de contact de la figure 2.16(b).

L'ensemble de cette procédure de traitement a fait l'objet d'un algorithme développé sous

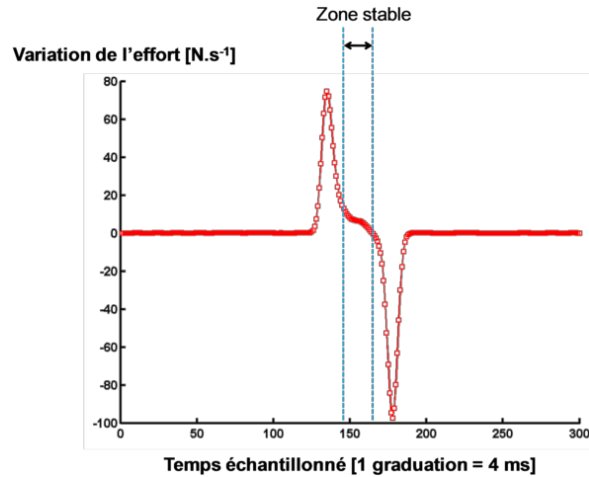


Figure 2.17 – Tracé de la dérivée de l'effort normal.

le logiciel Matlab[©] afin de traiter en masse nos résultats. Dans un souci de comparaison plus facile des résultats, l'effort maximale atteint et une approximation linéaire par moindres carrés des efforts sont également calculés comme présenté sur la figure 2.18.

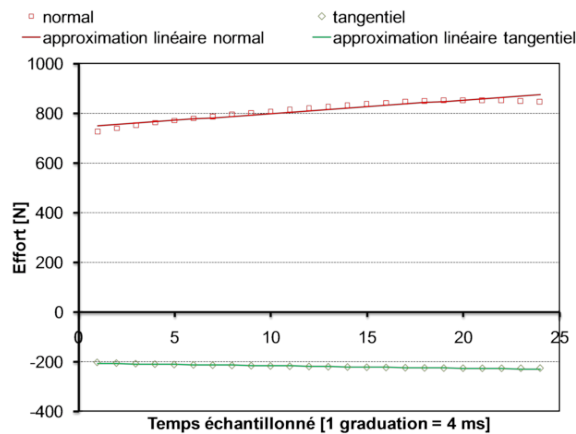


Figure 2.18 – Exploitation des mesures d'efforts.

2.2.3 Corrélation puissance-effort

De la même façon que les mesures d'efforts, il est possible d'extraire de la mesure de puissance des données intéressantes et comparatives. Cependant, le nombre de points du signal étant fixé par le système d'acquisition, aucun échantillonnage supplémentaire n'est réalisé. La courbe de puissance de l'essai F16 est présentée sur la figure 2.19.

Pour cet essai, la puissance active maximale mesurée est de 7836 Watts. Comparé aux 8256 Watts de la puissance mesurée par le produit de l'effort tangentiel maximal par la vitesse de meule, cela apporte un écart de 5 % entre les valeurs. De la même façon, une étude comparative est réalisée sur 68 essais utilisant la même meule avec des conditions d'usinage différentes ce qui entraîne une différence maximale de 10 % entre la puissance calculée via l'effort et la puissance mesurée directement. Cette différence bien que non négligeable peut toutefois s'expliquer par le faible taux d'échantillonnage de la mesure de puissance qui vient écrêter la valeur maximale.

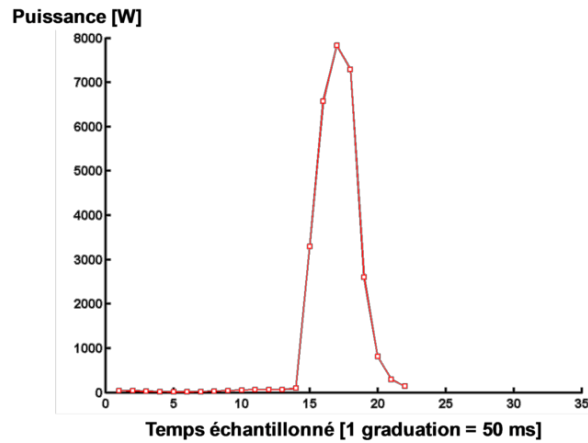


Figure 2.19 – Mesure de puissance pour l’essai F16.

D’une façon générale, la valeur d’effort sera prise comme référence alors que la valeur de puissance sera utilisée pour validation en étant conscient de cette différence.

2.3 Montages expérimentaux

Cette partie vise à présenter les montages développés pour les essais de rectification. Les contraintes sur ce projet sont de pouvoir mesurer la température par thermographie et les efforts par dynamomètre pendant l’essai et cela sur une plage de paramètres la plus importante possible. Aussi, afin de pouvoir procéder aux réglages de la caméra — comme la distance focale ou la perpendicularité de l’axe optique avec la face à mesurer — un système de positionnement est nécessaire. Le système se doit également d’être démontable rapidement et de s’adapter sur le plus d’équipement possible. Pour cela, un système de plaque de support, tables micrométriques et cales de positionnement est choisi. Une vue d’ensemble du montage réalisé est présentée sur la figure 2.20.

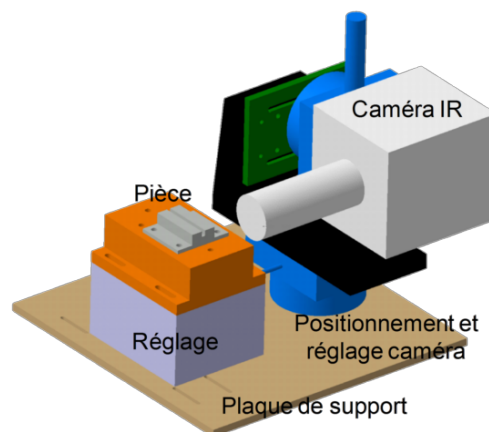
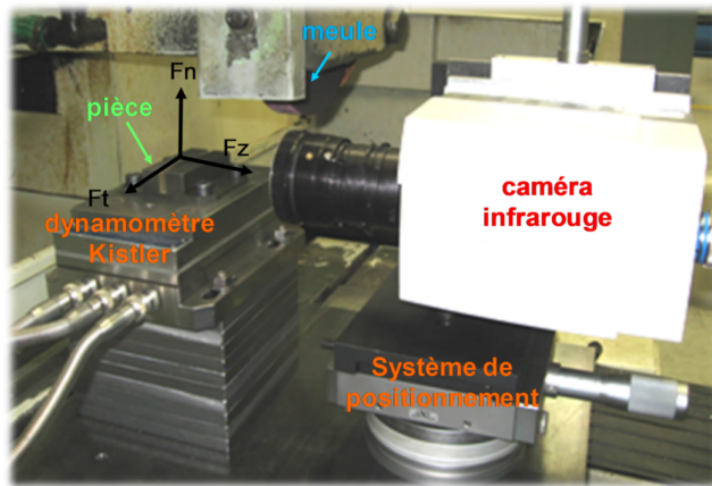
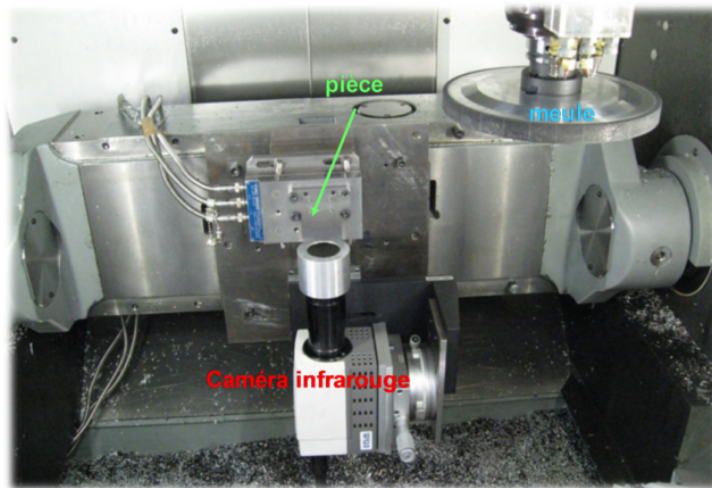


Figure 2.20 – Vue d’ensemble du montage.

Le montage réalisé est présenté sur les figures 2.21 pour les deux types de machines utilisées : une rectifieuse conventionnelle à vernier et une commande numérique 5 axes Hermle[©].



(a) sur machine conventionnelle



(b) sur machine à commandes numériques

Figure 2.21 – Photos des montages pour les essais de rectification.

2.4 Essais de rectification plane

Cette section vise à présenter les différents essais réalisés avec les montages précédemment présentés. L'objectif final étant la compréhension de la rectification haute productivité du X40CrMoVN16-2, il est important de comprendre la démarche utilisée et l'intérêt des différentes séries d'essais réalisées successivement.

2.4.1 Démarche

Premièrement, une série d'essais — **essais 1** — est réalisée sur une machine conventionnelle avec un matériau connu — le 100Cr6 — et dans des conditions « classiques » de rectification dans un souci de pouvoir comparer les résultats obtenus avec ceux de la littérature et ainsi valider nos expériences. Ensuite, des essais — **essais 2** — utilisant des conditions opératoires plus proches de la R.H.P. sont réalisés sur le même matériau mais sur une machine à commandes numériques et avec une meule C.B.N. appropriée. Une troisième série d'essais — **essais 3** —

sera ensuite réalisée dans les mêmes conditions que les essais 2 mais sur du X40CrMoVN16-2 afin d'étudier l'influence du matériau. De même, des essais avec une meule électrodéposée et deux tailles différentes de grain seront réalisés comparativement. Ces essais 1 à 3 sont réalisés en laboratoire par un procédé de rectification plane avec une meule plus large que la pièce pour utiliser la caméra infrarouge.

Enfin, une quatrième série — **essais 4** — sera réalisée dans des conditions réelles de fabrication — rectification cylindrique mais sans moyens de mesure *in situ* — et présentée dans le chapitre 4 de ce manuscrit.

Il est important de noter ici que les essais 2 et 3 étant limités par les capacités de la machine, les valeurs des paramètres d'usinage sont dans la partie inférieure du domaine de la rectification haute productivité. Il est tout de même intéressant de les analyser comparativement aux essais 4, réalisés avec une machine de production, qui sont quant à eux tout à fait représentatifs de la réalité de la R.H.P..

Pour chacun de ces essais un plan d'expériences [Alex95] est réalisé et plusieurs séries de mesures étudiées.

2.4.2 Choix des essais

Essai 1 : conventionnelle et 100Cr6

Objectif :

Le but de ces premiers essais est de réaliser une première série de mesures afin de mettre au point nos systèmes d'acquisitions et de valider en même temps nos moyens de mesures.

Moyens :

- Rectifieuse traditionnelle,
- Meules corindon et C.B.N.,
- Les pièces utilisées qui suivent le plan 2.22 sont en 100Cr6 et trempées à 62 HRc .

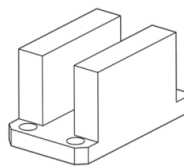


Figure 2.22 – Vue d'ensemble d'une pièce des essais 1.

Choix essais :

Lors de cette première série d'essais, l'idée principale est d'aborder le procédé de rectification de manière simple et de valider nos moyens de mesure. La rectifieuse traditionnelle utilisant une vitesse de rotation de broche constante, les paramètres que l'on fera varier sont la profondeur de passe et la vitesse d'avance.

Mesures réalisées :

Des essais avec caméra infrarouge mais sans lubrification et des essais sans caméra infrarouge mais avec lubrification sont réalisés. Pour chaque essai, les efforts sont mesurés et des micrographies réalisées.

Essai 2 : commandes numériques et 100Cr6**Objectif :**

- Déterminer l'apparition de brûlures et/ou contraintes résiduelles sur des pièces rectifiées en 100Cr6,
- Observer l'influence de la lubrification.

Moyens :

- Commande numérique 5 axes,
- Meules C.B.N. Triefus de taille de grain $126 \mu m$,
- 58 pièces en 100Cr6 de dimensions $56 \times 56 \times 15$ à l'état trempé puis revenu — $830 \text{ }^\circ\text{C}$ puis $180 \text{ }^\circ\text{C}$ — pour une dureté de 62/63 HRc et montées sur un support comme présenté figure 2.23.

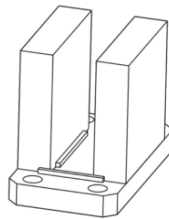


Figure 2.23 – Vue d'ensemble du système pièce et support.

Choix essais :

La machine à commandes numériques permettant plus de possibilités, les essais réalisés sont choisis plus méthodiquement. Un plan d'expériences factoriel complet à 3 facteurs de 3 niveaux est réalisé avec lubrification alors qu'un plan factoriel de 3 facteurs et 3 niveaux est réalisé sans lubrification et avec caméra infrarouge. Une approche en surface de réponse est également réalisée avec l'aide de points supplémentaires issus d'un plan composite et des essais complémentaires sont réalisés pour observer l'influence de la lubrification. Les conditions complètes des essais sont présentées dans l'[Annexe E](#).

Mesures réalisées :

Comme pour la première série, des essais sont réalisées avec et sans caméra infrarouge alors que les efforts sont mesurés à chaque fois. Des micrographies et mesures de contraintes par D.R.X. sont également réalisées. Des essais comparatifs de mesures de contraintes ont été réalisés sur deux appareillages différents — machines PROTO et SET-X — .

Remarques :

La C.N. utilisée implique des limitations techniques d'utilisation : $V_w = 35 \text{ m.min}^{-1}$; $V_s = 72 \text{ m.s}^{-1}$

Essai 3 : commandes numériques et X40CrMoVN16-2**Objectif :**

- Déterminer l'influence du matériau sur la rectification,
- Observer l'influence de la taille de grain.

Moyens :

- Commande numérique 5 axes,
- Meules CBN Triefus $126 \mu m$ et électrodéposé URMA $151 \mu m$ et $256 \mu m$,

- 58 pièces en X40CrMoVN16-2 à l'état trempé puis revenu.

Choix essais :

Afin de pouvoir réaliser des comparaisons, ces essais sont réalisés dans les mêmes conditions que les essais 2.

Mesures réalisées :

Des mesures par caméra infrarouge et table Kistler sont effectuées.

Remarques :

La C.N. utilisée implique des limitations techniques d'utilisation : $V_w = 35 \text{ m.min}^{-1}$; $V_s = 72 \text{ m.s}^{-1}$

Essai 4 : Rectifieuse numérique et X40CrMoVN16-2

Objectif :

Déterminer les paramètres influents et leur interaction sur l'apparition des changements métallurgiques, de l'épaisseur affectée métallurgiquement et des contraintes résiduelles.

Moyens :

- Rectifieuse à commandes numériques spéciale
- Meules de R.H.P.
- Anneaux en X40CrMoVN16-2 à l'état trempé + revenu

Choix essais :

Ces essais ont fait l'objet de l'élaboration d'un plan d'expériences spécifique pour répondre aux contraintes scientifiques et industrielles. Son choix est présenté dans le chapitre 4 de ce manuscrit.

Mesures réalisées :

Pour des raisons techniques, seule l'acquisition de la puissance a été utilisée pendant les essais. Des mesures de contraintes résiduelles, microdureté et micrographiques sont réalisées.

Au final, le tableau 2.1 présente un récapitulatif des différents essais réalisés. L'ensemble de ces essais fournissent une grande masse d'informations qui ont toutes été traitées de la manière présentée précédemment — cf. sections 2.1.5 et 2.2.2. Les prochaines parties de ce manuscrit visent à donner les résultats les plus significatifs obtenus par nos essais. Ceux-ci seront alors présentés indépendamment des trois séries avec à chaque fois le souci de valider nos résultats et de proposer de nouveaux modèles. Le lecteur pourra se référer à l'Annexe E pour plus de détails.

2.5 Résultats des mesures de température

2.5.1 Validation

On présente figure 2.24 une carte de thermographie issue des essais 1. Dans ce cas, les paramètres de coupe utilisés sont les suivants :

- $V_w = 6,85 \text{ m.min}^{-1}$
- $V_s = 37,2 \text{ m.s}^{-1}$
- $a_p = 0,03 \text{ mm}$
- $D_s = 250 \text{ mm}$
- Meule : vitrifiée à grains C.B.N.

		Essai 1	Essai 2	Essai 3	Essai 4
MACHINE UTILISÉE		traditionnelle	C.N.	C.N.	C.N. améliorée
MATÉRIAU		100Cr6	100Cr6	CH40	CH40
MEULE		Corindon 1.8(a) et C.B.N. 1.8(b)	C.B.N. 1.8(c)	C.B.N. 1.8(c) 151 μm et C.B.N. 1.8(c) 252 μm	C.B.N. 1.8(e)
PARAMÈTRES	a_p [mm]	0,04 - 0,2	0,009 - 0,311	0,009 - 0,311	0,2 - 0,7
	V_s [$m.s^{-1}$]	35 - 37	6,3 - 73,6	6,3 - 73,6	70 - 130
	V_w [$m.min^{-1}$]	6,8 - 18	4,8 - 35	4,8 - 35	60 - 140
MESURES	Efforts	oui	oui	oui	non
	Puissance	non	oui	oui	oui
	Température	oui	oui	oui	non
	Micrographies	oui	oui	non	oui
	Contraintes	oui	oui	non	oui

Tableau 2.1 – Récapitulatif des essais réalisés.

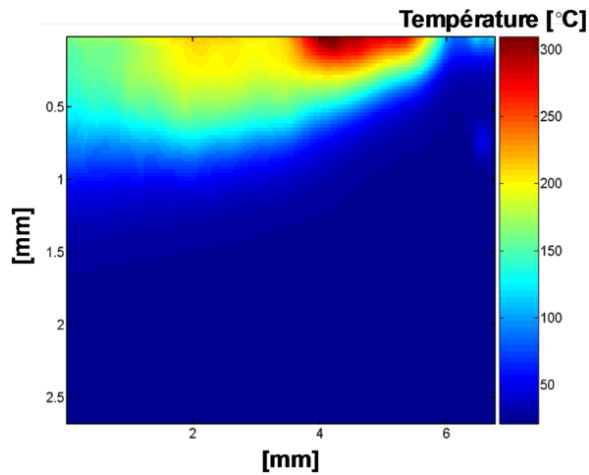


Figure 2.24 – Résultats de thermographie — essai 1.

Cette carte de température est intéressante pour deux raisons majeures. Tout d'abord, elle présente une bonne corrélation avec des résultats existants dans des conditions similaires et permet ainsi de valider les systèmes de mesure et de traitement en terme de valeurs maximales. Ensuite, elle fournit des informations supplémentaires comme la distribution de la température.

2.5.2 Résultats globaux

La figure 2.25 présente des images de luminances obtenues lors d'un essai de surfaçage sur du X40CrMoVN16-2.

Sur ces isovalues la répartition du flux de chaleur généré à l'interface peut être observée.

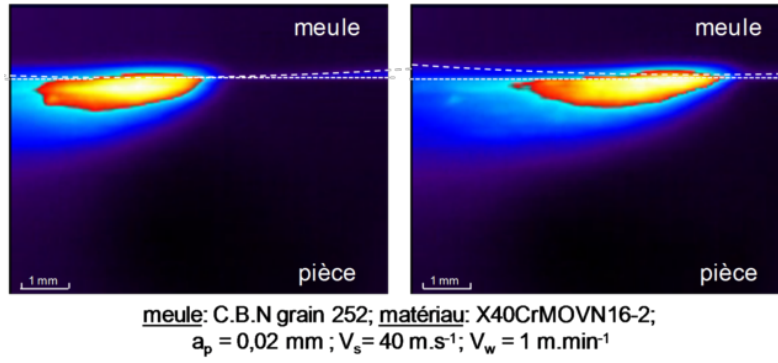


Figure 2.25 – Résultats de thermographie — essai 3.

On constate en effet en accord avec la littérature, une légère évacuation de la chaleur dans la meule. Cette quantité n’a cependant pas été évaluée car elle n’influe pas sur l’intégrité de la pièce mais seulement sur la durée de vie de la meule. Il est également notable que la distribution de la température sous la source varie peu entre deux instants, ce qui justifie l’aspect stationnaire du procédé.

Dans le cadre de ce manuscrit, l’intérêt majeur de la mesure de température consiste à observer l’apparition des changements de phases. Or, les températures maximales atteintes pendant l’essai peuvent être un bon indicateur de ces phénomènes. À ce propos, le tableau 2.2 présente les valeurs maximales des températures atteintes lors des essais 2.

Essai	Température maximale atteinte [$^{\circ}C$]
C1	989
C2	736
C3	982
C4	887
C5	725
C6	599
C7	502
C8	555
C0 1	989
C0 2	989
C0 3	989
C0 avalant 1	948
C0 avalant 2	972

Tableau 2.2 – Températures maximales mesurées par thermographie — essai 2.

2.5.3 Bilan

La mesure par thermographie est un moyen très utile pour observer les températures en rectification. De part ses avantages face à la mesure par thermocouple, plusieurs remarques peuvent en découler.

- Les champs de température sous le contact sont observés directement pendant la rectifica-

tion. La position de la pièce et de la meule peuvent être facilement repérées et la longueur de contact peut même être vérifiée. Ces résultats permettent une toute nouvelle approche de la rectification par la mesure directe des champs de températures et non plus de quelques points.

- La rectification apparaît comme un procédé stationnaire dont la distribution de la température ne varie que peu sous la meule tout au long de la pièce. Cette vérification permet de valider l'hypothèse quasi-statique réalisée numériquement.
- Les températures atteintes peuvent dépasser la température d'austénisation du 100Cr6. Cette constatation valide l'intérêt de la prise en compte des transformations métallurgiques dans l'étude de la rectification.

À l'inverse, les résultats proposés présentent des limitations qui devront faire l'objet du plus grand soin dans de futurs travaux.

- La mesure de l'émissivité est un point important. Les montages réalisés ont permis une mesure de celle-ci jusqu'à des températures de 500 °C. Son extrapolation au-delà de cette valeur peut générer des incertitudes.
- La rectification génère souvent du bruit qui peut affecter la mesure. En effet, il n'est pas rare qu'une étincelle passe devant la caméra au moment du contact rendant ainsi, la cartographie inutilisable. Afin d'éviter ce problème, il est nécessaire de réaliser plusieurs essais sur le même point de mesure ce qui alourdi longuement les temps d'expérimentation.
- Le choix des constantes de la caméra est primordial. C'est un juste milieu entre la saturation du capteur et la précision des résultats. Dans l'idéal, ce temps devrait être changé pour chaque essai ce qui pour des raisons de temps de calibration et de traitement n'a pas été réalisé. Certains résultats peuvent alors paraître saturés comme c'est le cas de la température maximale du tableau 2.2 qui semble plafonnée à 989 °C. Ainsi, bien que cette valeur permette déjà de justifier l'apparition des transformations de phases, la température atteinte en réalité peut être supérieure.

2.6 Résultats des mesures d'efforts et de puissance

2.6.1 Validation

Afin de valider nos mesures d'efforts, deux résultats sont proposés : les mesures des efforts tangentiels réalisés pendant les essais 1 et les résultats des essais au centre de notre plan d'expérience. Les résultats des essais 1 de la figure 2.26 correspondent à une gamme de paramètres courante et peuvent être comparés avec la littérature alors que les essais au centre du graphique 2.27 permettent de justifier la répétabilité de nos mesures.

Les mesures des essais 1 présentent des résultats correspondant à ce que l'on pouvait attendre d'après la littérature [Malk89, Drew01, Brin05, Liu08]. Ensuite, l'écart maximum observé sur les essais au centre est de 7 % ce qui permet d'estimer l'erreur maximale pouvant être réalisée pour chaque mesure.

2.6.2 Résultats globaux

On présente ici les résultats obtenus pour les essais 2 et 3 — respectivement la figure 2.28 et les figures 2.29 et 2.30 — en terme d'efforts et de puissances.

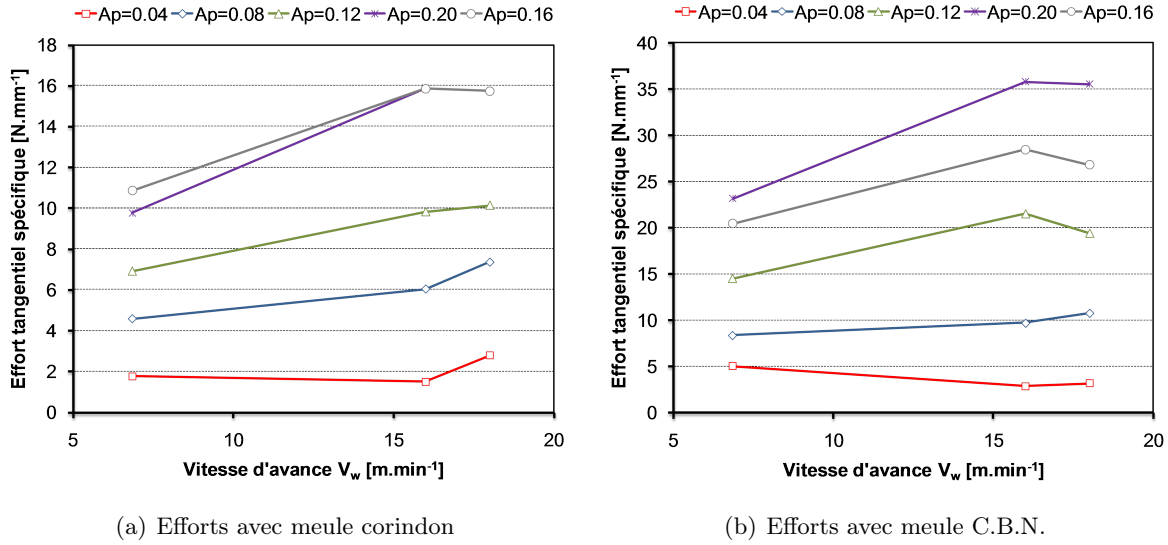


Figure 2.26 – Résultats d’efforts tangentiels des essais 1.

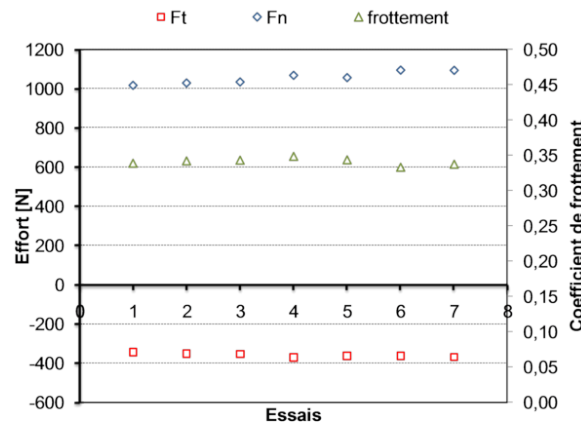


Figure 2.27 – Essais au centre du domaine d’expériences — essais 3.

Ces résultats sont riches de renseignements en ce qui concerne la rectification haute productivité. Les courbes d’efforts et puissance suivent des tendances classiques en rectification : les efforts diminuent lorsque la vitesse de coupe augmente. On observe également de faibles variations des efforts lors du changement de type de grain.

2.6.3 Coefficient de frottement macroscopique

La figure 2.31 présente le coefficient de frottement macroscopique que l’on peut extraire à partir des mesures des efforts normaux et tangentiels par la relation $\mu_{macro} = \frac{F_n}{F_t}$. On observe une décroissance de ce coefficient avec la vitesse de coupe de la même façon que pour les efforts.

2.6.4 Modèles d’efforts

Une modélisation des efforts est réalisée à partir des mesures effectuées. La forme choisie est basée sur l’équation 1.1 qui lie les efforts directement à l’épaisseur équivalente h_{eq} de copeau par

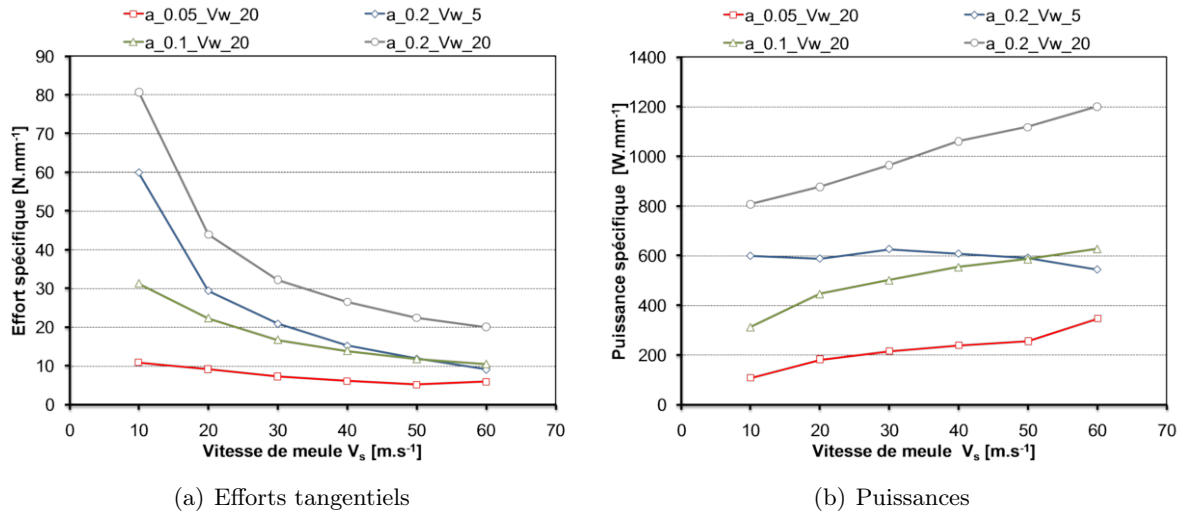


Figure 2.28 – Efforts et puissances des essais 2.

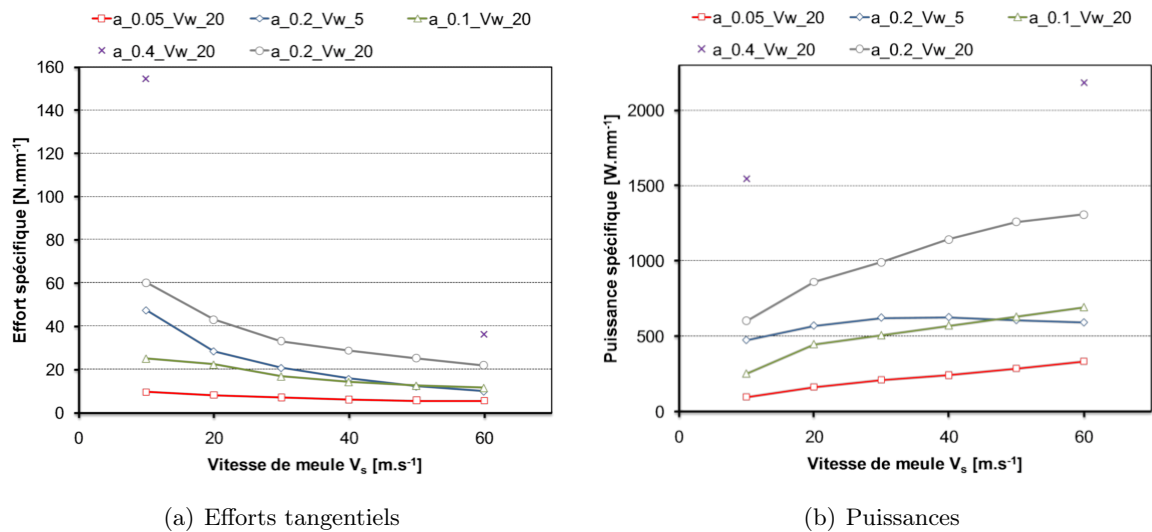
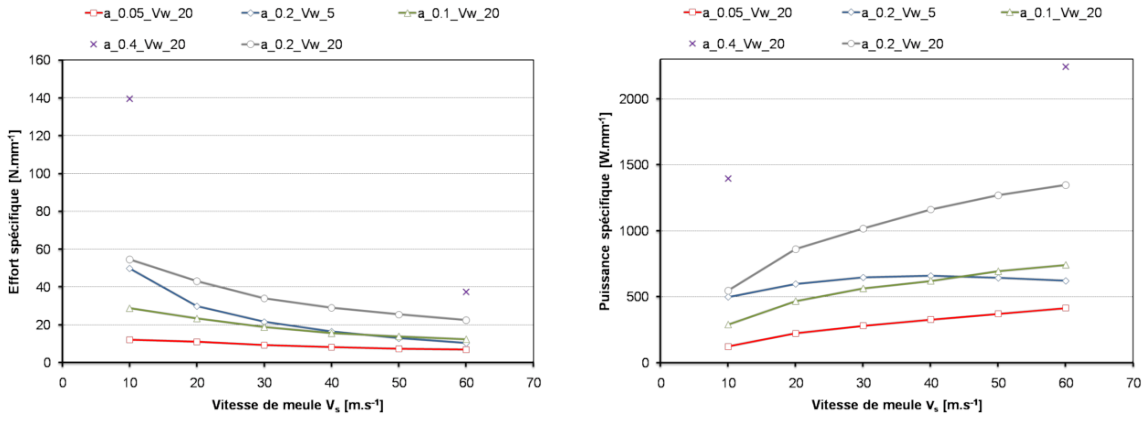


Figure 2.29 – Efforts et puissances pour une meule à grains 151 — essais 3.

l'intermédiaire des paramètres F'_{t_0} et n . Ces paramètres ont été déterminés par la méthode des moindres carrés pour les deux matériaux étudiés et la meule C.B.N. 1.8(c) comme le résume le tableau 2.3. Les figures 2.32 et 2.33 présentent les résultats obtenus pour ces deux séries d'essais.

meule	F'_{t_0} [N.mm ⁻¹]	n
vitrifiée C.B.N. grain 126	18,79	0,63
électrodéposée C.B.N. grain 151	16,22	0,84
électrodéposée C.B.N. grain 252	18,44	0,75

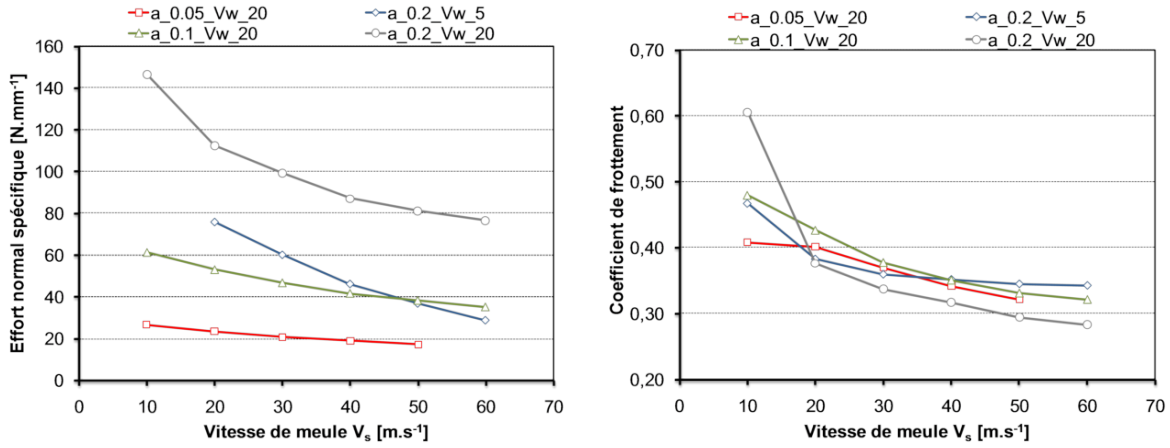
Tableau 2.3 – Modèles d'efforts.



(a) Efforts tangentiels

(b) Puissances

Figure 2.30 – Efforts et puissances pour une meule à grains 252 — essais 3.



(a) Efforts normal

(b) Coefficient de frottement macroscopique

Figure 2.31 – Efforts normaux et coefficients de frottement des essais 2.

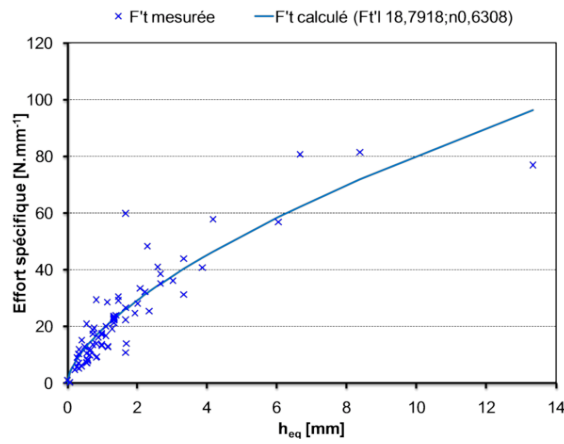


Figure 2.32 – Modèle d'effort spécifique pour le 100Cr6.

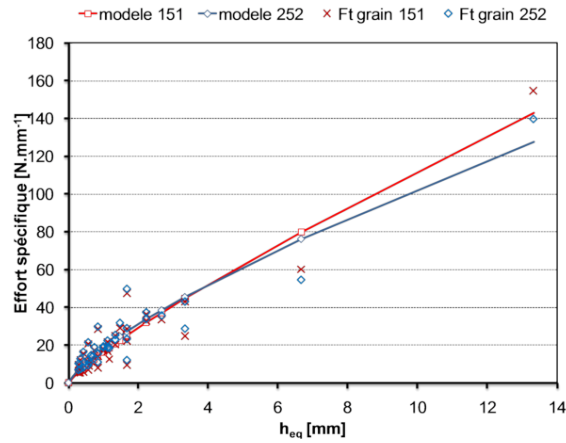


Figure 2.33 – Modèle d'effort spécifique pour le X40CrMoVN16-2.

2.6.5 Influence du type de travail sur les efforts

Le type de travail — avalant ou opposition suivant la figure 1.9 — s'avère être un paramètre important sur les efforts. La figure 2.34 montre son influence pour des conditions fixées. Deux essais ont été réalisés pour chaque type de travail. On observe alors son influence non seulement sur le signe de l'effort mais aussi sur sa valeur absolue. L'effort tangentiel se révèle plus important en valeur absolue lorsque le travail est en opposition. Cette tendance se confirme également dans les mêmes proportions lorsque l'on observe l'effort normal — cf. tableaux de résultats en annexe.

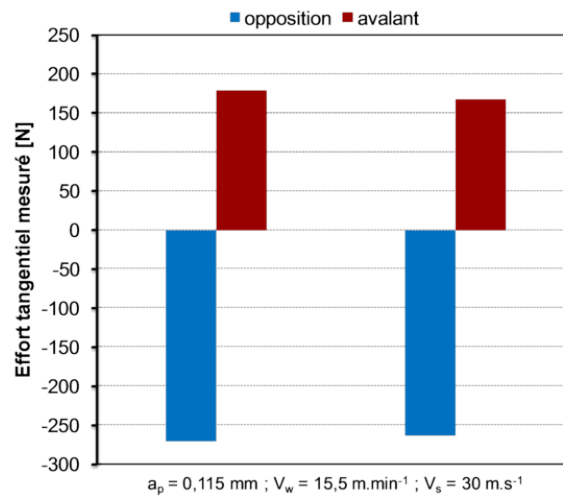


Figure 2.34 – Influence du type de travail — essais 2.

2.6.6 Influence de la lubrification sur les efforts

Tout comme le type de travail, l'influence de la lubrification sur les efforts a été vérifiée. Pour ces essais, le lubrifiant utilisé est de l'huile soluble Mobilcut 222 à 6 %. Les résultats obtenus sont repris dans le graphique 2.35. Les efforts observés apparaissent quasiment identiques que ce soit avec ou sans lubrification.

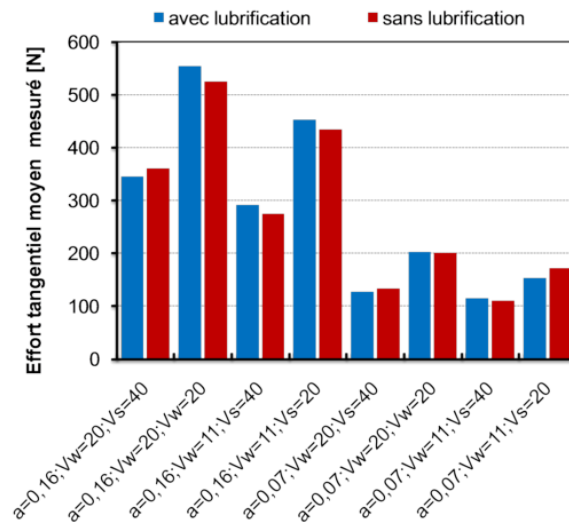


Figure 2.35 – Influence de la lubrification sur les efforts.

2.6.7 Influence du matériau sur les efforts

Le changement du matériau rectifié est comparé pour la même meule C.B.N. vitrifiée —figure 1.8(c) — dans le graphique 2.36. Les variations quoique faibles montrent une tendance à obtenir des efforts plus faibles pour le X40CrMoVN16-2.

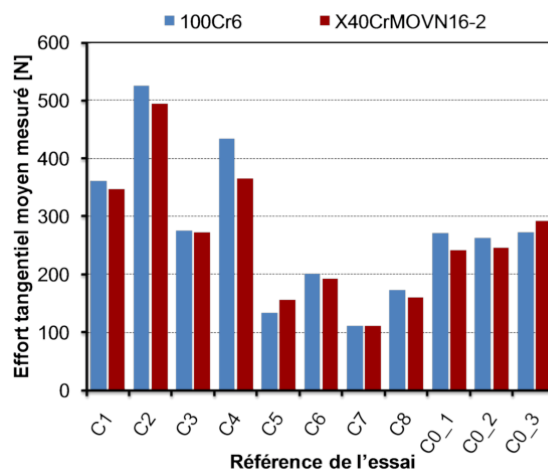


Figure 2.36 – Influence du matériau.

2.6.8 Bilan

La mesure d'efforts étant la plus facile à réaliser, une quantité importante de résultats peut être obtenue. Parmi ceux-ci plusieurs points importants se détachent.

- Les mesures d'efforts se révèlent très **fiables** en terme de résultats. Des essais identiques montrent en effet une bonne répétabilité des résultats.
- Le **coefficient de frottement** au même titre que les efforts diminuent lorsque la vitesse de coupe augmente. Ce phénomène provient d'une meilleure coupe au niveau du contact local.

- La **lubrification** s'avère peu influente sur les efforts. Ce point peut s'expliquer par de fortes pressions de contact qui empêchent l'effet lubrifiant de l'huile. Son rôle est cantonné au refroidissement de la pièce et au « décrassage » de la meule.

2.7 Résultats des mesures par micrographies

Dans cette section, la métallurgie des pièces rectifiées est présentée après attaque chimique et analyse microscopique. Chacune des pièces est découpée suivant le protocole 2.37 puis enrobée et polie. Une attaque chimique est réalisée soit au nital pour le 100Cr6 ou au picral pour le X40CrMoVN16-2. L'analyse se fait sur microscope optique Leica.

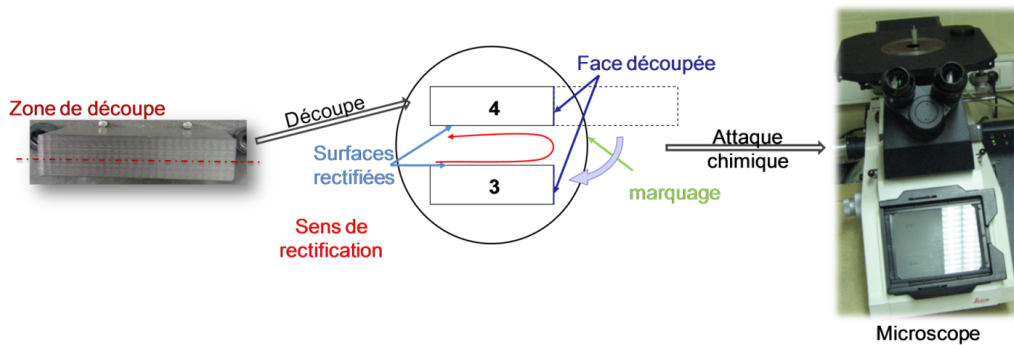


Figure 2.37 – Procédure de découpe - enrobage.

2.7.1 Effets métallurgiques induits par la rectification

Certaines pièces rectifiées présentent des brûlures. D'un point de vue micrographique, elles se présentent souvent comme l'essai T19 de la figure 2.38.

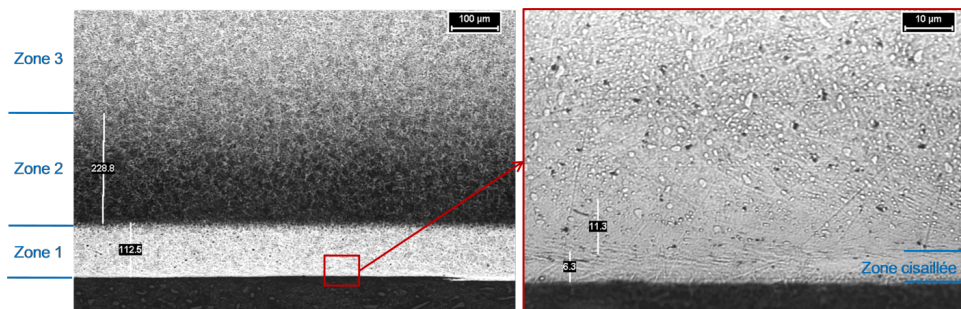


Figure 2.38 – Exemple de zone affectée sur du 100Cr6 — essais 2.

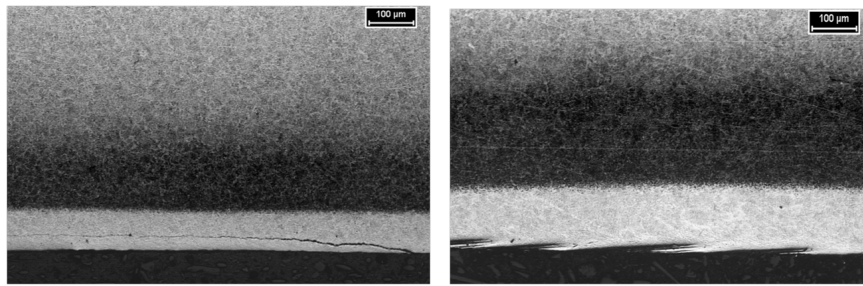
On observe classiquement sur ces pièces la présence de trois zones sous la surface rectifiée.

- la zone 1 : elle se présente sous la surface sous la forme d'une couche blanche. Celle-ci peut être liée à des phénomènes de cisaillement ou de retrempe. Un « zoom » sur cette surface montre cependant que la zone cisailée est très faible et parfois nulle : il s'agit alors majoritairement d'une phase retrempee par la rectification ;
- la zone 2 : c'est la zone sombre qui suit généralement la zone blanche. Dans cette zone, la structure de base de la pièce a subi un revenu ;

- la zone 3 : on retrouve à des profondeurs qui varient suivant les conditions de rectification, la matrice initiale du 100Cr6.

La taille des zones 1 et 2 varie en fonction des paramètres de rectification. Certains cas se présentent sans affectation, d'autres seulement avec une zone revenue. Ces observations peuvent être facilement comparables à celles observées par Ramesh lors du tournage dur du 100Cr6 [Rame08].

Il existe également d'autres phénomènes qui peuvent apparaître sur les surfaces rectifiées de façon beaucoup plus rare : c'est le cas de fissurations, ou de stries montrées figure 2.39. Ces points sont également compréhensibles par un raisonnement thermo-mécanique : l'apparition de fissuration provient simplement d'une contrainte trop élevée en sous couche alors que l'apparition de stries peut s'expliquer par une surchauffe excessive du matériau jusqu'à un état proche de la phase liquide.



(a) Apparition de fissuration

(b) Apparition de stries

Figure 2.39 – Effets induits par la rectification.

2.7.2 Influence de la température observée par micrographie

On présente sur le graphique 2.40, l'évolution de la couche blanche mesurée sur plusieurs essais en fonction de la température [Yous08].

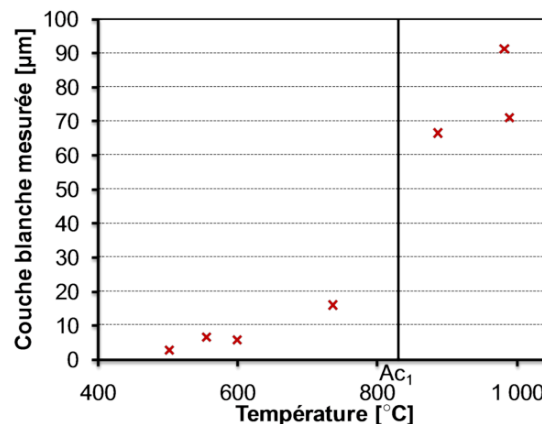


Figure 2.40 – Évolution de la couche blanche en fonction de la température.

Ici encore, tout comme dans le cas du tournage [Rame08], l'évolution des paramètres crée une élévation de la température maximale atteinte. Il est ensuite montré qu'une élévation de la température augmente l'intensité de la couche blanche spécialement quand la température dépasse

la température d'austénitisation. Il est alors possible de quantifier d'après ce graphique deux ordres de grandeurs de la zone blanche : la zone de cisaillement qui apparaît à des températures inférieures à l'austénitisation et ne dépasse pas les 20 μm puis la zone purement martensitique qui peut atteindre 100 μm .

2.7.3 Influence de la lubrification observée par micrographie

La figure 2.41 présente une micrographie d'une pièce rectifiée sans lubrification. Ici encore, les trois zones précédemment décrites apparaissent. On peut néanmoins constater un état de surface beaucoup plus affecté par le mauvais « dégrassement » de la meule.

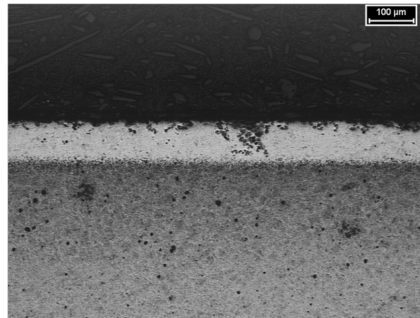


Figure 2.41 – Micrographie sur pièce rectifiée sans lubrification — essais 2 pièce C3.

2.7.4 Bilan

Les mesures par micrographies sont souvent les plus difficiles à obtenir de façon quantitative et objective. En effet, les manipulations — polissage, attaque, point d'observation — sont sujettes à l'attention et le savoir-faire de l'expérimentateur. Il est de part ce fait souvent difficile de pouvoir réaliser des analyses sur les micrographies seules. Ici, ces résultats, mesurés dans les mêmes conditions, sont intéressants comparativement entre eux et avec les autres résultats. Il est ainsi possible de tirer de ces analyses tous les phénomènes apparaissant suite à la rectification : transformations métallurgiques de différentes natures, fissuration ou cisaillement de la surface.

2.8 Résultats des mesures de contraintes résiduelles

La mesure des contraintes résiduelles est un des points principaux de notre étude. Celles-ci ont été réalisées sur la majorité des pièces sur trois points présentés figure 2.42 : un point au début de la pièce, un point au milieu et un point vers la fin.

Sauf indication contraire, la mesure au point milieu sera choisie comme valeur de référence. Les points aux extrémités sont réalisés afin d'observer l'influence des effets de bord sur les contraintes. La machine utilisée pour nos essais est une PROTO[®] à deux détecteurs et tube Chrome localisée au L.T.D.S.. Le calcul du rayonnement diffracté est réalisé par la mesure à 75 % de la hauteur du pic.

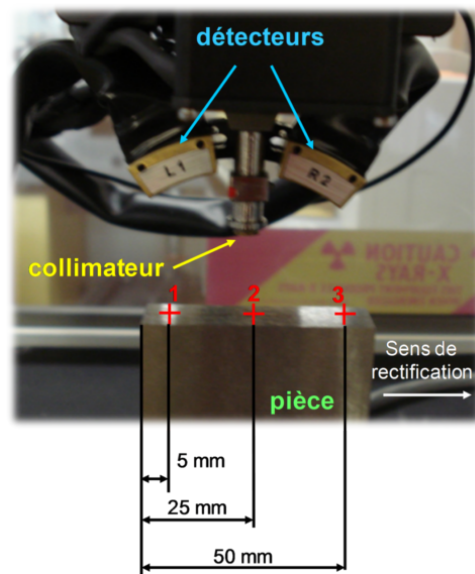


Figure 2.42 – Détails du montage et position des points mesurés par D.R.X. sur machine PROTO.

2.8.1 Validation

Les sources d'erreurs lors d'une mesure pouvant être nombreuses, des mesures comparatives sur un autre appareillage D.R.X. ont été réalisées sur trois pièces des essais 2. Celles-ci sont mesurées sur un appareillage SET-X de la société S.K.F. Les résultats des contraintes en surface de cette étude sont présentés sur les diagrammes 2.43.

On observe une bonne corrélation des résultats en terme de valeur de contraintes et ce quelque soit son type — traction ou compression. Une meilleure précision est observée sur les mesures avec la machine PROTO[®]. Cette différence s'explique simplement par la technologie plus récente des détecteurs ce qui permet une meilleure acquisition du signal pour un même diaphragme, temps d'acquisition et nombre de coups.

2.8.2 Résultats globaux

La mesure de contraintes en surface a été réalisée sur l'ensemble des pièces des essais 1 et 2. Si la totalité des résultats est présentée en annexe, les plus significatifs sont données par les graphiques 2.44 et 2.45.

Bien que limité en nombre de points, le graphique 2.44 des contraintes des essais 1 est intéressant pour observer de premières tendances. Les trois courbes présentent une évolution similaire avec la profondeur de passe : plus elle augmente, plus la contrainte passe en compression. À l'inverse, la vitesse d'avance semble augmenter la contrainte lorsqu'elle grandit.

Sur ce graphique 2.45, quelques points sont observables :

- l'évolution des contraintes le long de la pièce est similaire pour tous les essais : le point 1 est souvent différent des points 2 et 3 qui eux ont généralement la même valeur ;
- une inversion de signe de la contrainte apparaît lorsque l'on augmente la profondeur de passe.

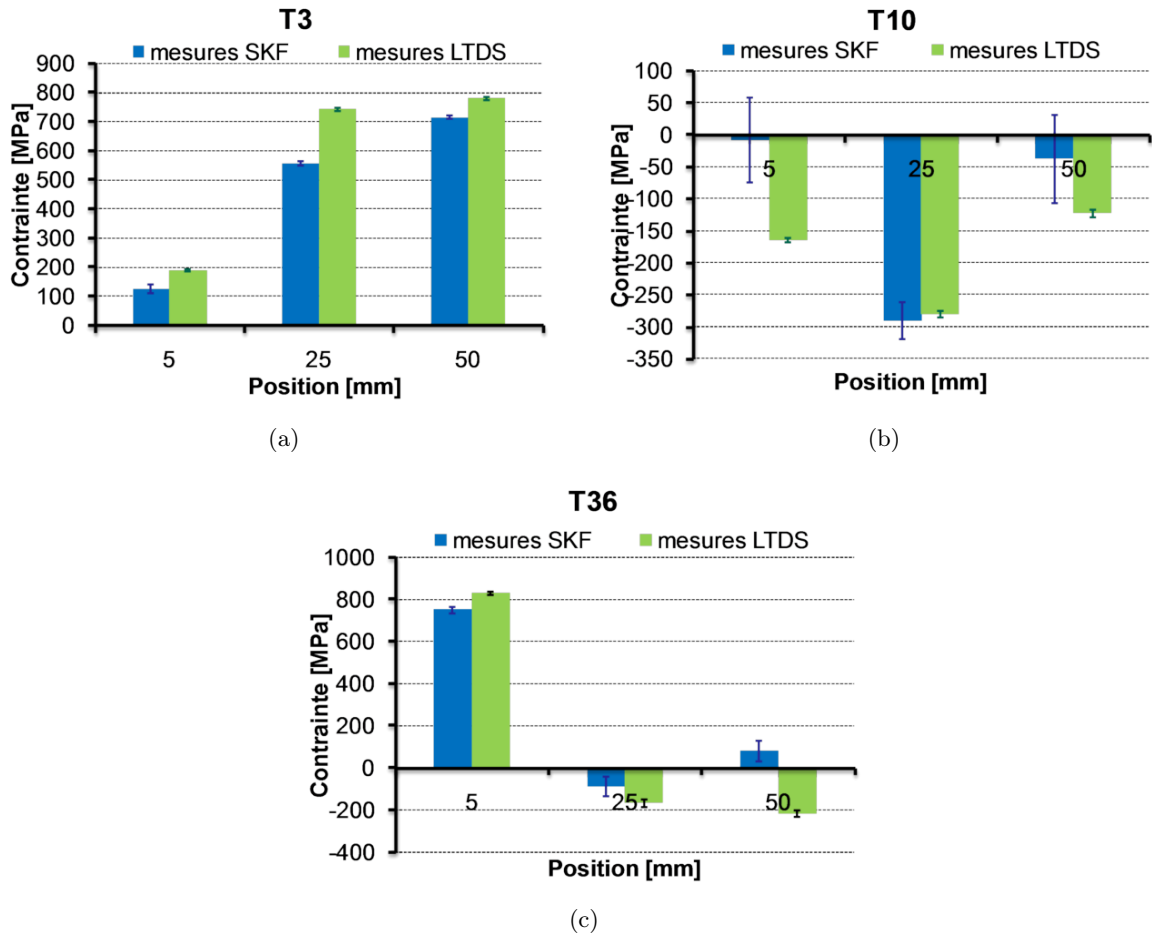


Figure 2.43 – Mesures comparatives des contraintes résiduelles de surface avec deux appareils de mesure.

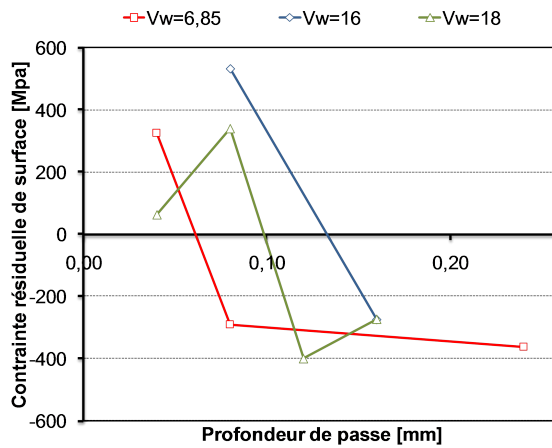


Figure 2.44 – Contraintes en surface lors de l'essai 1.

2.8.3 Influence de la lubrification sur les contraintes résiduelles

La figure 2.46 présente les résultats de contraintes en surface mesurées sur les essais 2. La comparaison d'essais avec et sans lubrification — respectivement essais T et C en annexe — est donnée.

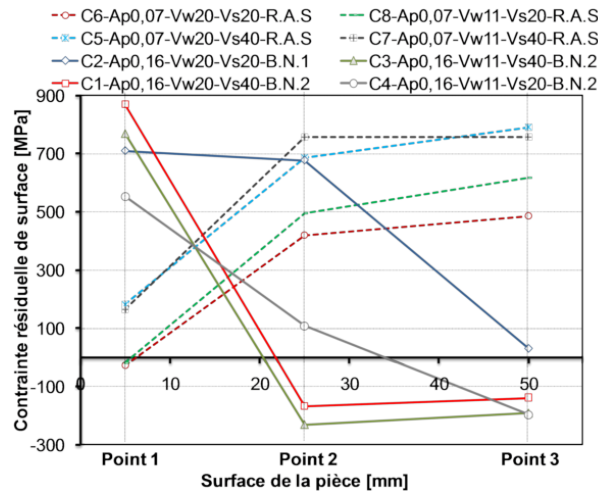


Figure 2.45 – Contraintes en surface lors de l’essai 2.

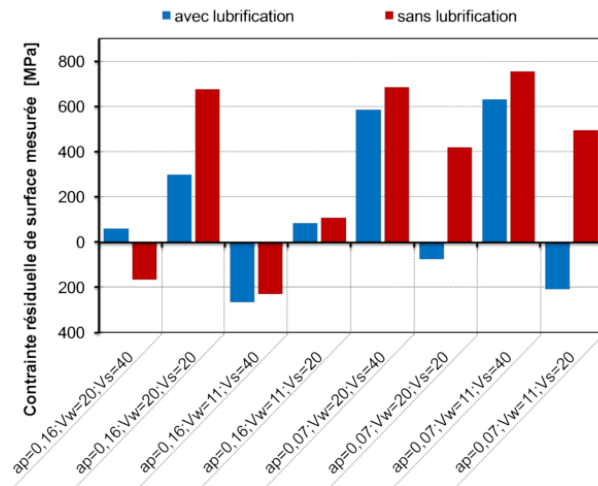


Figure 2.46 – Influence de la lubrification sur les contraintes résiduelles — essais 2 —.

L’influence de la lubrification sur les contraintes résiduelles apparaît similaire à celle observée sur les efforts. Ainsi, hormis les incertitudes de la mesure par D.R.X. — cf. section 1.6.4 —, la lubrification semble créer une tendance à diminuer la contrainte de traction.

2.8.4 Bilan

De façon générale, on observe expérimentalement que pour de faibles profondeurs de passe une augmentation des vitesses V_s et V_w entraîne une élévation de la valeur de contrainte résiduelle. Cette tendance s’inverse pour des profondeurs de passe plus élevées. En effet, pour des profondeurs supérieures à 0,16 mm les contraintes résiduelles diminuent quand V_s augmente. On note aussi que l’influence de V_w est légère par rapport à celle de V_s . La lubrification joue également un rôle sur la valeur de la contrainte en surface : avec lubrification, la contrainte change alors que les efforts ne varient pas — cf. section 2.35 —. Ceci s’explique simplement par une diminution de la température lors de la lubrification qui implique un plus faible état de traction.

2.9 Résultats complémentaires

2.9.1 Microdureté

De manière complémentaire aux micrographies, des mesures de microduretés sont réalisées dans la profondeur de la pièce suivant la figure 2.47. Les résultats pour quatre pièces significatives sont présentés sur le graphique 2.48.

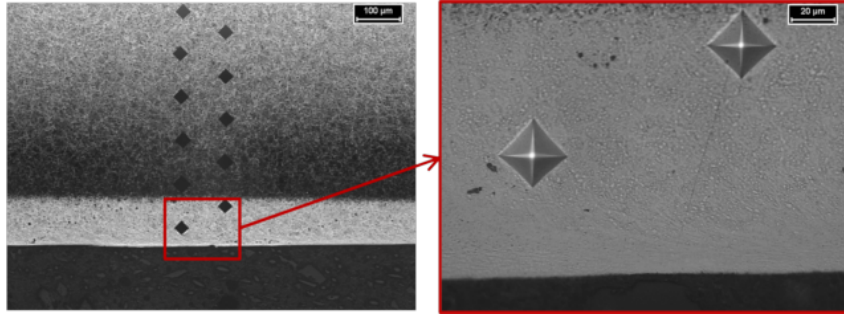


Figure 2.47 – Profil de microdureté mesuré.

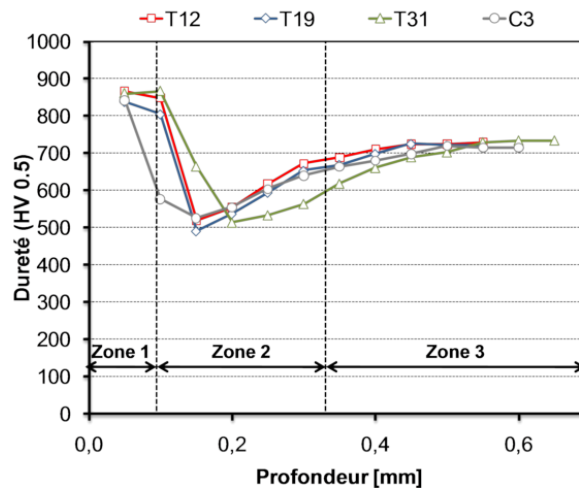


Figure 2.48 – Résultats de microdureté sur le 100Cr6 — essais Vickers HV500.

On observe que la dureté de la couche blanche est environ de 10 % plus élevée que la matrice initiale. Ceci permet de retrouver par la microdureté, les trois zones observées par micrographie. La zone 1 présente ainsi un durcissement atteignant la valeur moyenne de 880 HV alors que dans la zone de transition entre la couche blanche et la matrice initiale, la dureté chute rapidement pour atteindre des valeurs minimales de 500 HV. Cette différence de dureté entre ces deux zones s'estompe progressivement avant d'atteindre un seuil de stabilisation à la valeur moyenne de 700 HV correspondant à la dureté initiale.

2.9.2 Profondeur de passe réelle

On l'a vu grâce aux précédents résultats, l'un des points les plus influents de la R.H.P. est la profondeur de passe. Celle-ci est en effet, et de façon logique, très importante quant à la génération de la température et donc des effets induits par la rectification. Il peut alors être

intéressant de se demander quelle est la variation de sa valeur réelle par rapport à la consigne demandée par l'opérateur. Pour cela, des mesures de la profondeur de passe réelle enlevée sur la pièce sont réalisées. Ces résultats sont présentés par la figure 2.49(a) pour les essais 1 sur machine traditionnelle. La figure 2.49(b) présente quant à elle les valeurs obtenues lors des essais 2 sur machine à commande numérique. La mesure est réalisée avec un comparateur mécanique pour la machine traditionnelle et un capteur de position embarqué — type Renishaw[©] — pour la commande numérique.

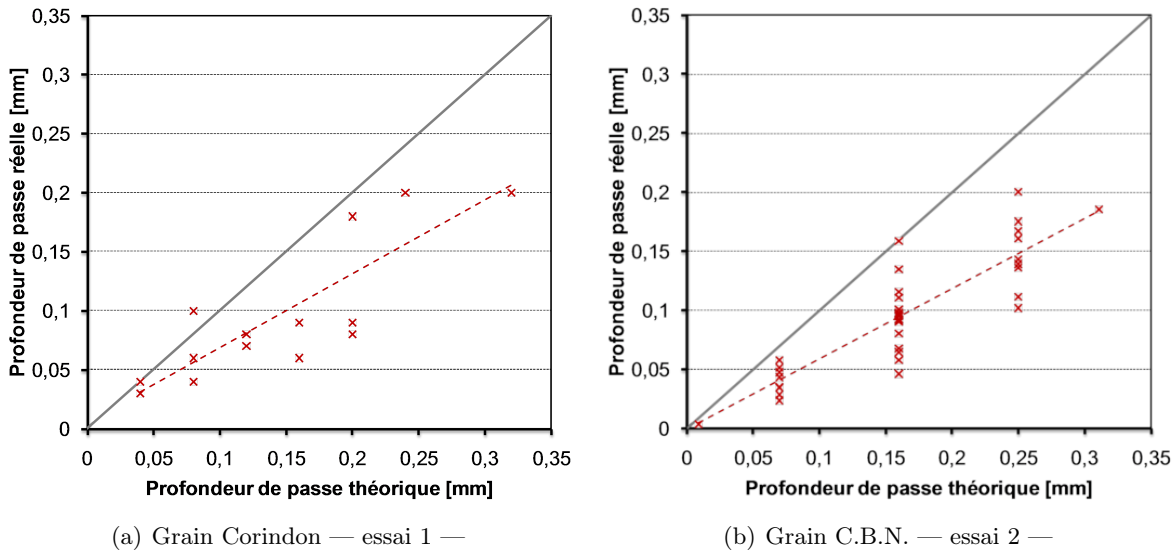


Figure 2.49 – Comparaison des profondeurs de passe réelles mesurées avec leurs valeurs de consigne.

L'ensemble de ces résultats montre un bilan clair : la profondeur de passe réelle diffère fortement de sa valeur théorique désirée. On relève en effet des écarts moyens de 30 % pour les essais 1 et de 40 % pour les essais 2. Ces variations sont à relier à plusieurs causes.

- L'élasticité de la meule. Principalement, pour des meules vitrifiées, cet effet est lié à la déformation de la meule sous le chargement normal F_n . Il peut être amplifié par la diminution importante du module de Young avec la température [Zhan93, Zaru02] ;
- L'élasticité de la pièce. De façon similaire à la meule, l'influence de la température sur le matériau de la pièce va augmenter sa déformation élastique sous la zone de contact ;
- La rigidité de la machine. Son effet pouvant être questionné lors de l'utilisation d'une rectifieuse traditionnelle — figure 2.49(a) —, il paraît négligeable avec une machine à C.N. — figure 2.49(b).
- Les vitesses du procédé peuvent affectées la profondeur de passe réelle. Cet effet est illustré par le tracé de l'écart en fonction de la vitesse de coupe V_c figure 2.50.

Finalement, si ces variations permettent de comprendre l'intérêt du planage en finition lors de la réalisation de pièces aux tolérances dimensionnelles sévères, on peut se demander son influence pour des phases d'ébauches sur la modélisation de la rectification. D'un point de vue expérimental, ce phénomène est transparent et ne change en rien nos résultats. Par contre d'un point de vue modélisation la longueur de contact réelle peut être affectée et se trouver diminuée d'environ 20 %. Cette diminution devra être prise en compte pour de meilleurs résultats.

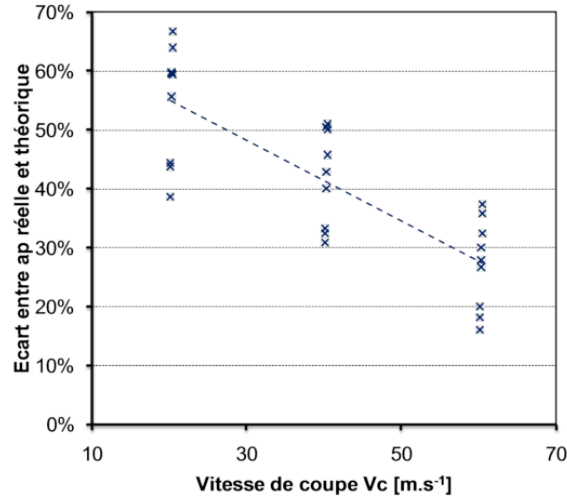


Figure 2.50 – Variation de la profondeur de passe réelle avec la vitesse de coupe — essais 2.

2.9.3 Bilan

Ces quelques résultats complémentaires permettent finalement de valider ou d'élargir nos modèles.

- la microdureté valide les phénomènes de couche observés par micrographie. La différence de dureté entre les différentes couches sous la surface permet bien de conclure sur l'apparition en surface d'une martensite à la dureté plus élevée que le matériau initial ;
- la mesure de la profondeur de passe réellement usinée apporte un doute sur la modélisation de la longueur de contact fournie par Malkin [Malk89]. Il serait alors intéressant de prendre en compte cette diminution de longueur de contact dans sa formulation.

2.10 Conclusion

Dans ce chapitre, il est question de la mesure expérimentale des effets induits par la rectification. Pour ces travaux, plusieurs montages et essais ont été réalisés qui permettent une meilleure compréhension des phénomènes induits par la rectification.

- Un procédé innovant de **mesure de température** pendant la rectification a été mis en place par l'intermédiaire de la thermographie infrarouge. Ce procédé de mesure sans contact permet d'obtenir une cartographie détaillée des températures sous le contact pour chaque essai expérimenté avec d'intéressantes résolutions spatiales et temporelles.
- L'influence des principaux paramètres machine a été étudiée sur plusieurs mesures comparatives. La profondeur de passe a_p est souvent révélée comme l'un des facteurs les plus influents sur les efforts, températures, contraintes résiduelles . . .
- La **lubrification** s'avère un paramètre peu influent sur la température atteinte sous le contact. Ce faible effet, que l'on détecte lors de la mesure d'efforts, devient plus significatif sur les valeurs de contrainte de surface.
- Des nouveaux **modèles d'efforts** ont été développés pour chaque couple meule-pièce utilisés.

Les résultats de ce chapitre peuvent être nuancés par quelques facteurs limitant.

- La mesure par thermographie s'avère difficile à traiter pour tous les essais réalisés de part la présence de bruit lors de la mesure. Une solution serait de tripler chaque essai afin d'obtenir à chaque fois des données exploitables. Ces travaux nécessitant beaucoup de temps n'ont pas pu être effectués dans cette première approche.
- Les essais réalisés ont été limités par les machines utilisées. En effet, afin de faire l'hypothèse d'un flux unidirectionnel, la largeur de contact b est égale à la largeur de la pièce ce qui implique des puissances absorbées importantes atteignant les limites de la machine. De même, des problèmes de rigidité de la broche peuvent expliquer certains phénomènes de « broûtage » apparus dans quelques cas. Ces problèmes devraient être palliés par l'achat récent au L.T.D.S. d'une nouvelle machine dédiée à la R.H.P. présentant de forts couples et vitesses de rotation.

Approche numérique : modélisation et simulation

Pour ce qui est de l'avenir, il ne s'agit pas de le prévoir, mais de le rendre possible.

ANTOINE DE SAINT-EXUPÉRY

Après s'être intéressé à la rectification d'un point de vue bibliographique puis expérimental, cette nouvelle partie traite de la modélisation et simulation numérique de la rectification. Un nouveau modèle par éléments finis est proposé qui vise à prédire les affectations métallurgiques et les contraintes résiduelles sur les pièces rectifiées. Pour ce faire, un travail conséquent a été réalisé sur la modélisation numérique du comportement du matériau et sur l'apport d'énergie fournie à la pièce. Ce dernier point a fait l'objet du développement d'une méthode inverse pour la détermination du flux de chaleur entrant dans la pièce présentée au début de ce chapitre. Les modèles numériques thermique, métallurgique et mécanique sont ensuite présentés et plusieurs calculs réalisés.

Sommaire

3.1	La simulation numérique par éléments finis	83
3.1.1	Principe	83
3.1.2	L'approche en diffusion-convection	83
3.1.3	Influence des caractéristiques du matériau	84
3.1.4	Bilan	85
3.2	Caractérisation d'un modèle de flux par méthode inverse	86
3.2.1	L'approche par méthode inverse	87
3.2.2	Algorithmes d'optimisation	88
3.2.3	Descriptif méthode - Choix des paramètres	92
3.2.4	Calcul en « blind test »	95
3.2.5	Bilan	97
3.2.6	Un exemple de détermination de flux par méthode inverse	98
3.3	Modèle de calcul par éléments finis	99
3.3.1	Modèle métallurgique	99
3.3.2	Modèle mécanique	101
3.4	Exemple sur un cas de rectification	103
3.4.1	Modèle	103
3.4.2	Résultats	106
3.4.3	Bilan	108
3.5	Résultats généraux	109
3.5.1	Modèles de flux	109
3.5.2	Influence de la profondeur de passe	110
3.5.3	Zone affectée métallurgiquement	111
3.5.4	Influence du matériau initial	112
3.5.5	Simulation du revenu de la martensite	112
3.6	Conclusion	113

3.1 La simulation numérique par éléments finis

Face à la résolution de l'équation de la chaleur 1.4, plusieurs approches sont possibles. Tout d'abord, une solution analytique peut être déterminée comme il est démontré dans le chapitre 1 de ce manuscrit avec l'équation 1.13. Cependant, et bien que cette méthode soit souvent appliquée pour la rectification, elle apporte plusieurs limites et notamment néglige les non linéarités de l'équation de la chaleur — comme la dépendance des caractéristiques du matériau avec la température. Pour contrer cette limitation, une approche numérique va permettre une résolution itérative de cette équation non linéaire pour en déterminer une solution approchée [Brin06]. La méthode des éléments finis de part son découpage du milieu réel va permettre également une meilleure approximation des conditions aux limites de notre modèle.

3.1.1 Principe

Sans refaire ici le développement de la méthode des éléments finis, il peut paraître important de rappeler qu'elle consiste en une approche variationnelle — ou formulation faible — de l'équation aux dérivées partielles à résoudre — l'équation de la chaleur en thermique — associée aux conditions aux limites du système.

La résolution du système s'effectue alors sur un découpage en éléments du milieu continu à l'intérieur desquels les inconnues — la température en thermique — sont interpolées par l'intermédiaire des valeurs aux nœuds. Il est à noter que les éléments quadrangle de part leurs nombres de nœuds supérieurs présentent une meilleure interpolation que les éléments triangulaires. De même, la distorsion des éléments d'un maillage influe sur la précision des résultats obtenus. De manière générale, l'ensemble des calculs présentés dans ce manuscrit utilisent des éléments quadrangles linéaires, les plus adaptés à notre problème [Berg04].

Enfin, lors d'un calcul par éléments finis, le milieu est en contact, à ses frontières, avec l'extérieur à la température T_0 . En thermique, la relation générale d'échange avec l'extérieur est donnée par la condition de Fourier pour chaque point de la frontière par la relation

$$\varphi = -\lambda \cdot \vec{\text{grad}}(T) \cdot \vec{n} = -\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right) = h(T - T_0) \quad (3.1)$$

Le cas particulier $h \mapsto \infty$ conduit alors à la condition de Dirichlet, où la température est imposée, $T = T_0$, alors que $h \mapsto 0$ correspond à une valeur connue de la densité de flux de chaleur φ , c'est la condition de Neumann ou flux imposé.

3.1.2 L'approche en diffusion-convection

Pour résoudre par éléments finis le problème thermique précédemment posé d'un flux de chaleur en mouvement, deux solutions sont possibles.

- Le calcul pas à pas — ou **source mobile**. Le déplacement du flux de chaleur est alors réalisé sur un massif immobile avec un calcul à chaque pas de temps des températures. Cette méthode permet d'étudier les **phases transitoires** d'élévation de la température mais implique un temps de calcul élevé et une dépendance forte de la solution avec la mise en données éléments finis — taille de maille, pas de calcul, ...
- La résolution en **diffusion-convection** thermique permet de façon similaire à l'équation analytique 1.13 de Jaeger, la résolution de l'**état stationnaire** des températures d'un

massif par l'adjonction d'un terme lié à la vitesse. Cette méthode fournit des résultats très rapides — car nécessite un seul pas de temps de calcul — avec une sensibilité plus faible des paramètres aux caractéristiques du maillage.

Les figures 3.1 présentent l'évolution de la température de surface d'une pièce soumise à un flux de chaleur en fonction de la taille du maillage. Les cas avec l'option source mobile et convection sont présentés sur un exemple concret de flux de chaleur. De la même façon, une comparaison est présentée figure 3.2 entre le modèle numérique en diffusion-convection et la solution analytique précédemment étudiée dans le chapitre 1 pour des sources de forme rectangulaire et triangulaire. Le maillage éléments finis utilisé pour le calcul en diffusion-convection a été choisi de dimensions suffisamment grandes par rapport à la source de chaleur pour le supposer semi-infini — comme c'est le cas analytiquement.

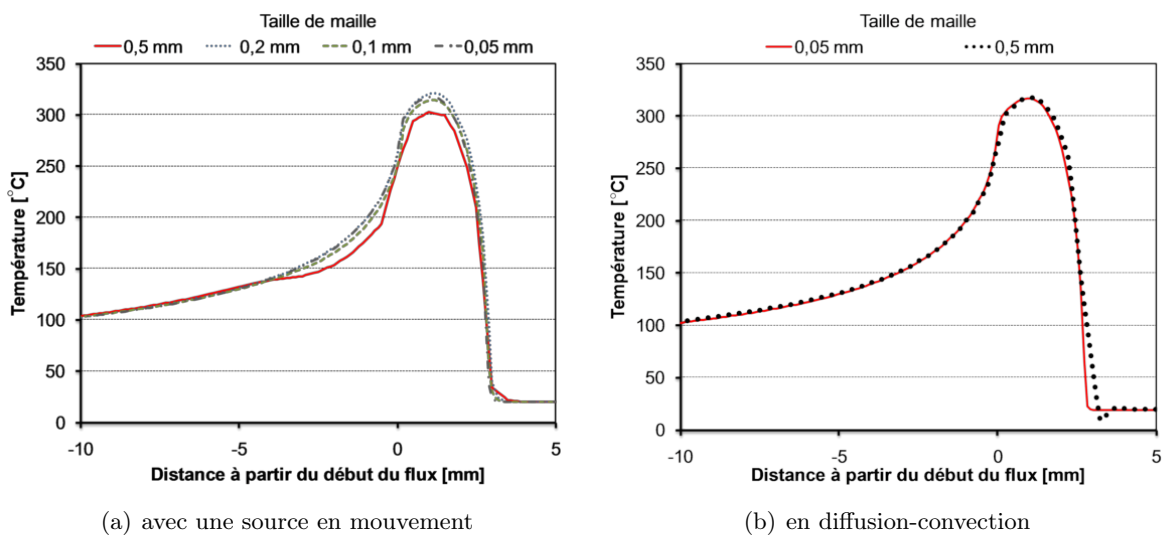


Figure 3.1 – Comparaison entre les profils de température de surface obtenus avec ou sans diffusion-convection.

On remarque une très bonne corrélation de la méthode par éléments finis avec les solutions analytiques par la résolution en diffusion-convection avec en plus une faible dépendance de cette méthode à la taille de maille. À l'inverse, un calcul de la solution pas à pas présente une solution qui dépend fortement de la taille du maillage et qui nécessite un maillage très fin — $\leq 0,05 \text{ mm}$ dans notre exemple — pour obtenir une bonne approximation. Aussi, étant donné les forts gains en temps de calcul — de 17 s à 65 min —, l'approche en diffusion-convection sera favorisée pour les calculs thermiques.

3.1.3 Influence des caractéristiques du matériau

On présente respectivement sur les figures 3.3 et 3.4, l'influence de l'utilisation des caractéristiques thermo-dépendantes et thermo-métallo dépendantes du 100Cr6 pour différentes valeurs de la puissance spécifique totale d'un flux triangulaire.

On peut remarquer que l'influence de l'utilisation des caractéristiques thermo-dépendantes du matériau, n'est pas significative pour des températures inférieures à $600 \text{ }^\circ\text{C}$. Au delà de cette valeur, apparaissent des variations de température dues aux changements des caractéristiques

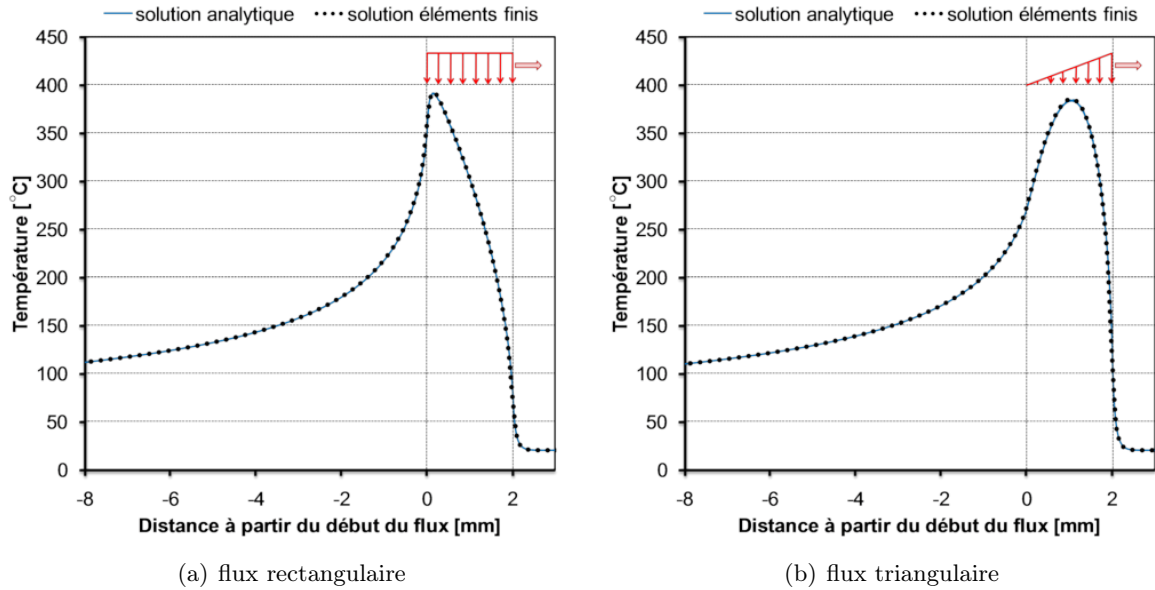


Figure 3.2 – Comparaison entre les profils de température de surface obtenus par éléments finis en diffusion-convection et analytiquement.

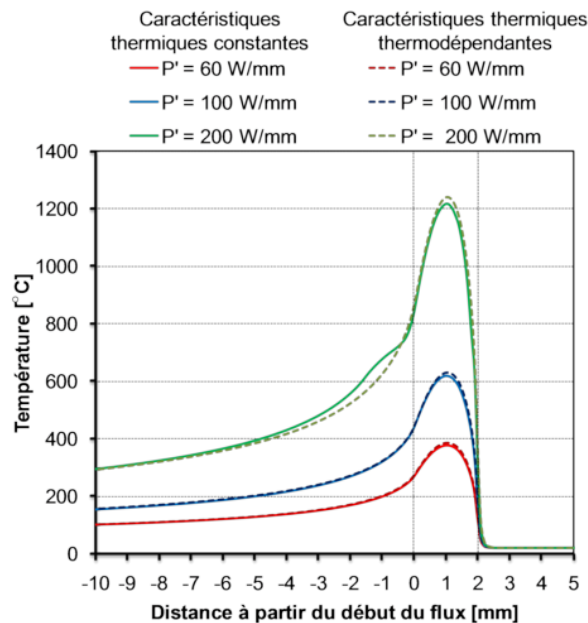


Figure 3.3 – Influence de la thermodépendance des caractéristiques thermiques sur la température.

thermiques du matériau. De la même façon, lorsque les températures atteintes sont supérieures à $800\text{ }^{\circ}\text{C}$ ou plus précisément au début de l'austénisation du matériau, il est nécessaire de prendre en considération les changements de phase et les caractéristiques thermiques dépendantes de chaque phase.

3.1.4 Bilan

Finalement, face aux résultats présentés, le lecteur pourrait être en droit de se poser la question quant à l'utilité des éléments finis pour la simulation des températures dans une pièce.

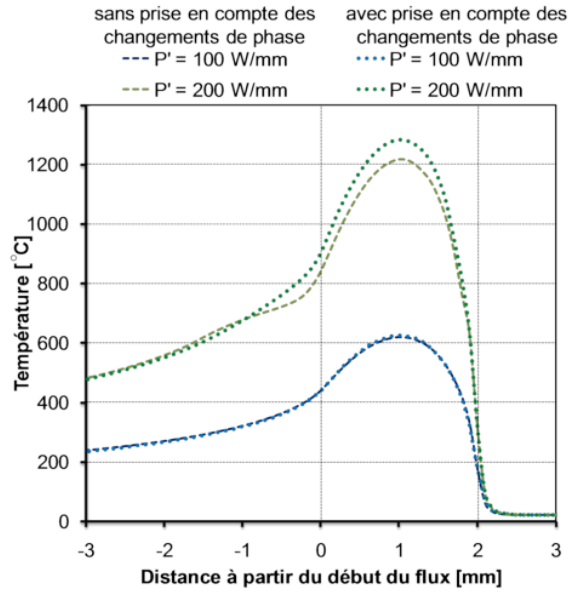


Figure 3.4 – Influence des changements de phase sur la température.

Pour répondre à cette interrogation, on peut citer plusieurs avantages de la méthode des éléments finis.

Tout d’abord, il est à signaler que les résultats par éléments finis sont exactement superposables à ceux d’une solution analytique pour des temps de calculs souvent raisonnables ce qui constitue un premier avantage. On peut ensuite souligner la possibilité de résoudre numériquement les non linéarités de l’équation analytique comme les caractéristiques thermo-dépendantes du matériau qui présentent un effet non négligeable. Les éléments finis proposent également une meilleure résolution des conditions aux limites ce qui est plus adapté à la simulation de pièces concrètes. Enfin, l’intérêt principal consiste à pouvoir simuler grâce aux éléments finis les conséquences induites par la température comme les changements métallurgiques ou les contraintes résiduelles.

Cependant, avant de poursuivre la section 3.3 de ce chapitre, il est nécessaire d’améliorer notre modèle et de connaître au mieux la température atteinte pendant rectification. Pour cela, l’idée est de se baser sur les valeurs expérimentales du chapitre 2 : c’est l’objectif de la méthode inverse de la prochaine section de ce manuscrit.

3.2 Caractérisation d’un modèle de flux par méthode inverse

On a vu précédemment que la forme du flux de chaleur influence beaucoup sur la répartition de la température en surface. Or, cette répartition est primordiale pour la détermination des phénomènes induits comme les contraintes résiduelles et/ou changements de phase. Toute la subtilité consiste alors à trouver le meilleur modèle de flux de chaleur avant de poursuivre notre étude numérique.

Plusieurs auteurs se sont penchés sur cette modélisation, qui couple à la fois des mesures et du calcul. Les premiers travaux sur ce point ont justifiés une forme de flux triangulaire par le couplage de mesures par thermocouple et de modèles analytiques [Guo96b, Guo96a, Malk07]. Puis, pour améliorer la mesure, certains se sont penchés sur la thermographie couplée avec des

modèles analytiques [Le N98]. Enfin, devant l'imprécision du calcul analytique, plusieurs auteurs ont travaillé sur des approches inverses utilisant des méthodes numériques [Mahd95b, Hong00, Kim06]. Cependant, et on l'a vu dans les différentes sections précédentes, les modèles analytiques comme la mesure par thermocouple apportent de fortes imprécisions sur l'estimation du flux de chaleur — forme et valeur —. Au final, tout le challenge présenté dans cette partie consiste à coupler les éléments finis et la méthode de mesure par thermographie pour l'obtention du flux de chaleur par méthode inverse.

3.2.1 L'approche par méthode inverse

Les méthodes inverses servent à déterminer de manière empirique un ou des paramètres qui ne s'obtiennent pas facilement de façon analytique. L'idée principale est de comparer un résultat expérimental avec ceux d'un modèle dont on change les paramètres d'entrée de manière itérative afin de se rapprocher de la solution optimale caractérisée par l'erreur minimum comme présenté sur le schéma 3.5.

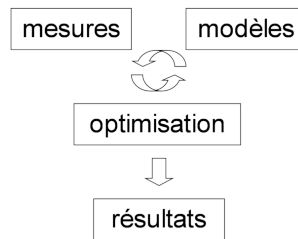


Figure 3.5 – Principe d'une méthode inverse.

Dans notre cas de la rectification, la température est directement liée au flux de chaleur entrant dans la pièce. Or, bien que la connaissance de ce flux soit souhaitée, sa mesure n'est pas possible directement et doit passer par la mesure de température [Batt04]. Aussi, comme la mesure des champs de température est possible grâce à la thermographie, l'idée est de remonter au flux d'où le terme de méthode inverse.

Au final, on se retrouve alors en possession d'un champ de températures T_{exp} mesuré expérimentalement et d'un champ de températures $T_{simu}(Pj)$ obtenus numériquement à partir de coefficients notés Pj . Ce que l'on souhaite minimiser c'est l'erreur réalisée entre ces deux champs de températures $T_{exp} - T_{simu}(Pj)$.

On utilise pour cela une méthode itérative dont le déroulement est présenté figure 3.6. Tout d'abord, la première étape d'initialisation consiste à choisir les conditions initiales c'est à dire les valeurs initiales Pj_0 de nos j paramètres à déterminer. Puis, le champ de températures $T_{simu}(Pj_0)$ issu du calcul numérique est simulé. Ce champ de températures $T_{simu}(Pj_0)$ à l'itération 0 est alors comparé avec le champ expérimental T_{exp} suivant un critère ϵ choisi. Si ce critère est suffisant, la convergence est assurée et l'algorithme s'arrêtera, sinon, une optimisation des paramètres Pj est réalisée pour obtenir une nouvelle carte simulée $T_{simu}(Pj_{i+1})$ et ce jusqu'à la convergence de l'algorithme.

Avec ce diagramme, il est compréhensible que trois points principaux listés ci-après vont caractériser notre approche inverse.

- Les paramètres à déterminer Pj . Le choix de ces paramètres et de leurs conditions initiales influence fortement les résultats obtenus. Dans notre cas, ces paramètres sont directement

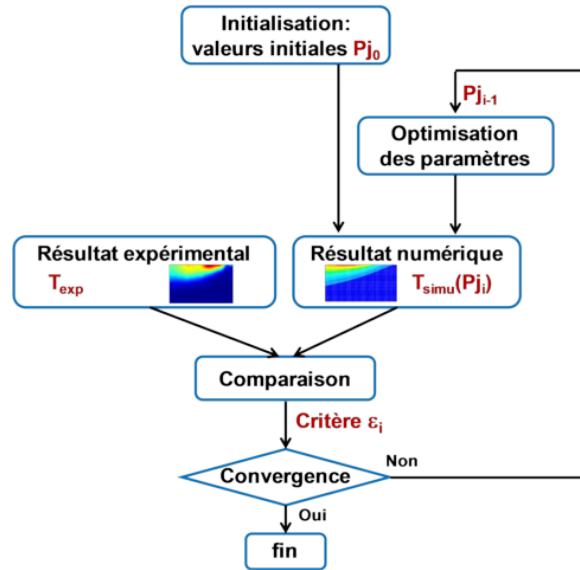


Figure 3.6 – Algorithme itératif d’une méthode inverse.

reliés au flux de chaleur entrant dans la pièce que l’on souhaite modéliser. Le choix de ces paramètres et de tous les réglages numériques seront présentés dans une prochaine partie.

- Le calcul de l’erreur est également très influent sur les résultats de nos méthodes. Dans notre étude l’erreur est calculée par la quantification de la racine carrée de la moyenne des différences de températures au carré notée erreur R.M.S.¹. Ce choix porté par la littérature se traduit mathématiquement par la relation 3.2.

$$erreur = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (T_{iexp} - T_{isimu})^2}{n}} \quad (3.2)$$

avec T_{iexp} et T_{isimu} pour i allant de 1 à n les valeurs des vecteurs colonne associés respectivement aux cartes de température expérimentale T_{exp} et $T_{simu}(P_{ji})$ simulée à l’instant i .

- Le choix du processus d’optimisation. En effet, si la structure de l’algorithme reste identique, l’optimisation des jeux de paramètres peut être réalisée par plusieurs méthodes ou algorithmes qui se classent en trois grandes familles :
 - les algorithmes implicite
 - les algorithmes explicite
 - les algorithmes stochastique

Dans la prochaine section, on tentera de lister brièvement ces trois approches tout en présentant les algorithmes utilisés pour notre étude.

3.2.2 Algorithmes d’optimisation

Il existe de nombreuses méthodes pour l’identification de paramètres [Dela07a]. Une présentation rapide des trois grandes familles d’algorithmes d’optimisation est suggéré ici en s’arrêtant plus en détails sur les deux méthodes utilisées : les algorithmes de Gauss-Newton et stochastique.

1. R.M.S. : racine de la moyenne des carrés. De l’anglais *Root Mean Square*

Les algorithmes de type implicite

Les algorithmes implicite sont basés sur une méthode itérative qui, à chaque itération j considère l'ensemble des points de mesure pour la détermination de paramètres de l'itération $j + 1$. L'algorithme de Gauss-Newton détaillé ci-après fait partie de cette famille.

Les paramètres P_j sont incrémentés de l'itération i à $i + 1$ par l'intermédiaire du calcul d'une matrice d'évolution W_i à chaque itération et d'un paramètre de régulation α , suivant l'équation 3.3.

$$P_{j_{i+1}} = P_{j_i} + \alpha \cdot W_i \quad (3.3)$$

La matrice d'évolution du système à l'itération i apparaît alors primordiale pour la vitesse et la direction de descente de l'algorithme. Le terme α quant à lui est simplement un paramètre de régulation pouvant être optimisé pour une convergence plus rapide grâce à des techniques comme le *linesearch* développé plus loin. La matrice W_i est définie à l'aide de la matrice Jacobienne J_i du système suivant la relation 3.4.

$$W_i = (J_i^T J_i)^{-1} \cdot J_i^T \cdot (T_{exp} - T_{simu}(P_{j_i})) \quad (3.4)$$

Pour mieux comprendre les avantages et inconvénients de cette méthode, prenons l'exemple d'une fonction de deux paramètres que l'on souhaite minimiser et dont on connaît la courbe d'erreur en fonction de ses paramètres tel que présentée figure 3.7.

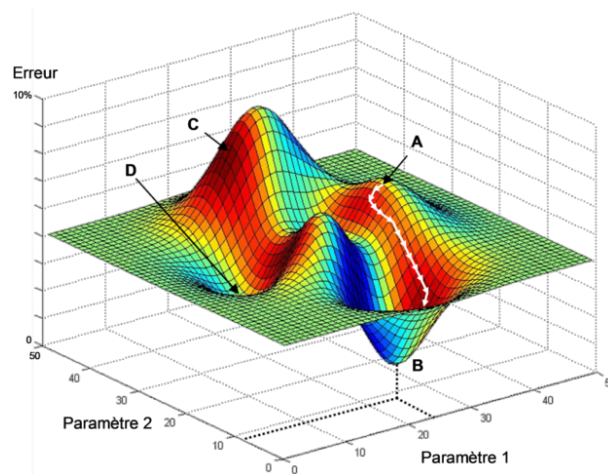


Figure 3.7 – Exemple de la méthode itérative de Gauss Newton pour la minimisation d'une fonction à deux paramètres.

Imaginons alors que l'on applique la méthode de Gauss Newton sur cette fonction en partant des conditions initiales du point A. L'algorithme basé sur une méthode de descente de gradient va alors suivre les pentes de plus forts gradients — en rouge sur la figure 3.7 — pour atteindre le couple de paramètres du point B présentant l'erreur minimale. Le chemin parcouru est représenté sur le graphe par des flèches blanches — chaque flèche représentant une itération. Dans ce cas, l'algorithme converge vers la solution correctement pour obtenir la meilleure solution de la fonction ou **minimum global** du point B.

Imaginons maintenant pour la même fonction que les conditions initiales de notre algorithme soient le couple de paramètre du point C. Dans la même logique de suivre les pentes à forts

gradients, l'algorithme convergera vers le « creux » voisin pour obtenir la solution du point D qui est un **minimum local** et non le minimum global de la fonction.

Face à cet exemple simple, on peut alors constater la limitation majeure de la méthode de Gauss-Newton qui est son problème de minimum local. À l'inverse, cette méthode présente l'avantage de donner des résultats rapidement et de façon stable et répétitif. La fiabilité de cet algorithme diminue lorsque le nombre de paramètres à identifier P_j augmente.

Il est à noter que des moyens peuvent être mis en place pour éviter de tomber dans ces minimums locaux. Il suffit pour cela d'optimiser le choix des conditions initiales ou encore de jouer sur la valeur du paramètre de régulation α . Ainsi, dans l'exemple présenté où α vaut 1, la variation de α reviendrait schématiquement à modifier la longueur des flèches pour chaque itération afin de pouvoir sauter des « bosses ».

Les algorithmes de type explicite

Dans les méthodes explicites, l'évolution des paramètres de P_{j_i} à $P_{j_{i+1}}$ se calcule exclusivement à partir de l'état précédent et d'une estimation de la valeur courante. De manière générale, ils sont ainsi plus faciles à implémenter et plus rapides en résolution mais malheureusement uniquement stables pour certaines conditions.

Le filtre de Kalman [Daou99], utilisé dans une large gamme de domaines technologiques, et l'algorithme des moindres carrés récursif sont deux exemples de méthodes explicites pour l'identification de paramètres.

Les algorithmes de type stochastique

Les méthodes stochastiques sont, de part leur nature, différentes des méthodes implicites et explicites car elles sont basées sur la théorie des probabilités et des processus aléatoires. Ainsi, contrairement aux algorithmes déterministes, les méthodes stochastiques contiennent une part d'aléatoire qui offre à l'algorithme une meilleure capacité d'exploration de l'espace. Elles améliorent souvent le taux de convergence des algorithmes vers la solution recherchée et permettent aussi d'éviter certains pièges, tels les extrema locaux d'une fonction numérique, lorsque l'objectif est de trouver un extremum global [Dela07b]. Le principe de l'algorithme stochastique itératif utilisé est détaillé ci-après.

Si la démarche itérative de la méthode inverse reste identique — schéma 3.6 —, les conditions initiales ne sont plus choisies arbitrairement mais déterminées aléatoirement dans un espace borné et suivant des conditions fixées. De même, le passage de l'itération i à $i + 1$ n'est plus réalisé par l'intermédiaire d'une matrice d'évolution mais par un calcul aléatoire commandé par deux paramètres primordiaux : le nombre de points calculés N et le nombre de points sélectionnés N_b .

Afin d'illustrer de manière plus simple, ce processus itératif est présenté sur un exemple à deux paramètres avec la figure 3.8.

Tout comme la méthode de Gauss-Newton, on souhaite déterminer le couple de paramètres qui optimise notre fonction à l'intérieur d'un espace donné. L'algorithme stochastique va alors générer aléatoirement une population N de couples de paramètres à l'intérieur de cet espace : c'est la phase d'initialisation. Puis, pour chacun de ces couples — points verts de la figure —, la fonction recherchée est estimée et son erreur avec la carte expérimentale calculée. Parmi, ces N valeurs obtenues, un nombre N_b de points possédant le critère désiré minimum est alors choisi

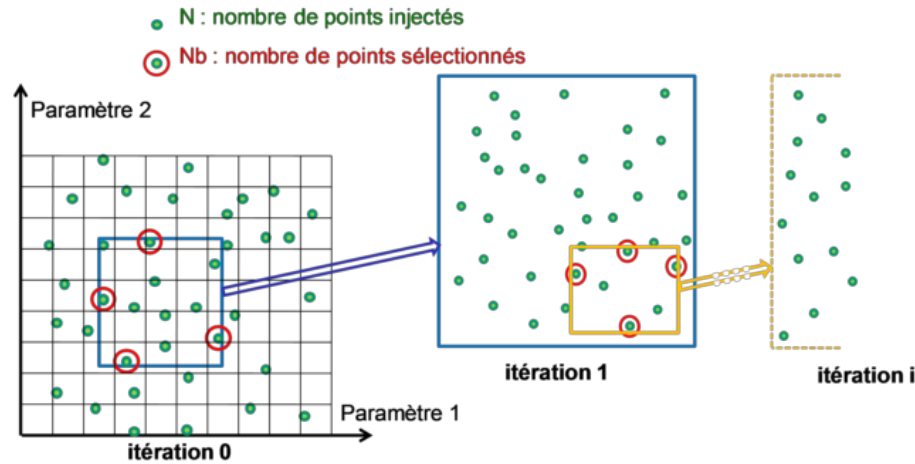


Figure 3.8 – Exemple d'utilisation de la méthode itérative stochastique pour la minimisation d'une fonction à deux paramètres.

pour créer un nouvelle espace borné : c'est la phase de comparaison. Enfin, lors de l'itération suivante, N nouveaux points seront choisis dans le nouvel espace, puis N_b seront sélectionnés *et caetera* jusqu'à l'obtention de notre critère d'arrêt.

Finalement, l'algorithme stochastique apporte un gain de temps considérable puisqu'il ne procède à aucune inversion de matrice ni calcul de gradients. Néanmoins, de part son caractère aléatoire, deux calculs identiques lancés successivement ne suivront pas le même chemin et peuvent donner des résultats légèrement différents. Il est donc nécessaire de reproduire pour les mêmes conditions plusieurs fois le même calcul afin d'obtenir statistiquement la solution optimale.

De plus, l'algorithme stochastique assure l'obtention du minimum global à condition d'avoir choisi convenablement ses paramètres. Ainsi, il paraît évident que les paramètres N et N_b — tout comme les C.I.² pour Gauss Newton — ont une importance considérable non seulement sur la rapidité de la convergence mais également sur l'erreur réalisée. Le choix de ces paramètres sera discuté dans la prochaine partie alors qu'un tableau récapitulatif des deux méthodes développées est présenté ci après.

Algorithme	Gauss-Newton	Stochastique
Type	déterministe implicite	aléatoire
Solution trouvée	possibilité de minimum local	assure le minimum global
Caractéristiques	robuste, stable, répétitif	fiable, facile, non-répétitif
Paramètres	α , C.I.	N , N_b

Tableau 3.1 – Récapitulatif des algorithmes utilisés.

Face aux qualités et inconvénients de chaque méthode, il apparaît alors difficile d'en choisir une seule pour nos essais. Aussi, afin de comparer les méthodes et assurer de meilleurs résultats les deux algorithmes précédemment détaillés ont été utilisés — Gauss-Newton et stochastique. Avant de pouvoir tester nos algorithmes, il est cependant important de choisir les différents critères principaux de notre méthode inverse — implémentation, critère d'arrêt, forme de flux,

2. C.I. : Conditions Initiales

... — ainsi que les paramètres propres aux algorithmes.

3.2.3 Descriptif méthode - Choix des paramètres

Les deux méthodes utilisées qui sont les algorithmes de Gauss-Newton et stochastique ont toutes deux fait l'objet d'une implémentation sous le logiciel Matlab[©] [Nais07]. Les calculs numériques des cartes de températures ont quant à eux été réalisés par éléments finis à l'aide du logiciel commercial Sysweld[©]. Aussi, afin de pouvoir exploiter nos résultats, quelques points importants sont à préciser comme le choix des paramètres d'optimisation. Cette section présente et justifie l'ensemble des différents choix de notre étude.

Forme du flux

Afin de faire le choix de la forme du flux supposé rentrer dans la pièce, il est intéressant de noter que celui-ci est conditionné par plusieurs constatations :

- Premièrement, la littérature sur le sujet fournit plusieurs exemples de flux de chaleur qui sont parfois rectangulaire, souvent triangulaire mais aussi quelquefois bilinéaire, exponentiel ou parabolique.
- Deuxièmement, la procédure d'identification des paramètres est assez complexe et ne peut donc pas être utilisée avec toute forme de flux. Ainsi, le nombre de paramètres à identifier est limité et ils doivent être indépendants.
- Enfin, la forme du flux est liée à l'énergie spécifique qui semble suivre la quantité de matière enlevée sur la pièce par la meule. Ainsi, si cette quantité de matière peut être assimilée comme triangulaire en rectification classique, le passage à la R.H.P. ne permet plus cette hypothèse. La forme de flux semble alors plutôt suivre la meule pour avoir une forme parabolique.

Fort de ces constatations, la forme du flux de chaleur $Q(x)$ entrant dans la pièce est choisie comme un polynôme d'ordre 2 défini par l'équation 3.5 et la figure 3.9 avec $x \in [0; 1]$ l'abscisse normée le long de la longueur de contact. Cette forme amène alors à l'identification des trois paramètres P_j : A, B et C pour chaque carte expérimentale.

$$Q = A + B \cdot x + C \cdot x^2 \tag{3.5}$$

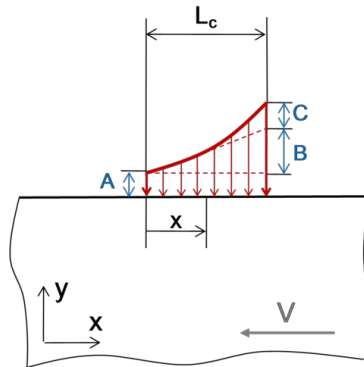


Figure 3.9 – Forme du flux de chaleur — 3 paramètres A, B et C à déterminer.

Au final, la forme du flux choisie présente l'avantage d'être une fonction continue de trois paramètres indépendants et qui permet de généraliser les formes principales existantes : rectangulaire, triangulaire et parabolique.

Espace de simulation

Pour des raisons de simplicité de mise en œuvre et de gain de temps de calcul, la partie simulation est détachée totalement de l'identification par l'intermédiaire d'un espace de simulation pré-calculé dont le principe est présenté avec la figure 3.10. Il s'agit en fait de réaliser dans un domaine borné de nos paramètres P_j à déterminer, un nombre limité de points de calculs. Tout autre point de l'espace de simulation nécessaire à l'identification est déterminé par interpolation cubique des proches voisins.

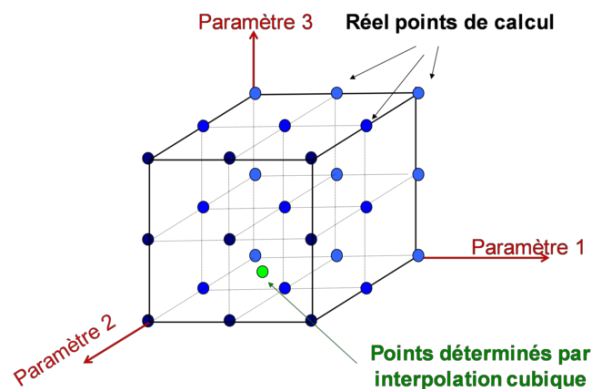


Figure 3.10 – Méthode de l'espace de simulation pour trois paramètres.

L'intérêt de cette méthode est triple : premièrement, cela permet de découpler totalement les parties de calculs par éléments finis et d'identifications évitant ainsi tout problème d'interface entre logiciels, puis cela nous offre un gain de temps pour le calcul de l'espace qui sera identique pour nos deux méthodes d'identifications et enfin cela nous permet de borner l'espace dans une zone physiquement possible.

À l'inverse, cette hypothèse supplémentaire pose la question de la taille de l'espace à utiliser, ainsi que des bornes des paramètres.

Choix de l'espace de simulation

Nous avons considéré un espace de simulation \mathbf{N} de taille $11 \times 11 \times 11$ — c'est à dire 11 points de calcul réels pour le paramètre 1, 11 pour le 2^e et 11 pour le 3^e — pour effectuer toutes nos simulations. Cette configuration paraissait la plus avantageuse, puisque suffisamment affinée, mais sans trop de cartes à calculer pour limiter le temps d'identification et de calcul. Néanmoins, il est indispensable de vérifier si la taille et la forme de l'espace a une influence sur les solutions obtenues. Deux autres espaces de simulation ont été étudiés à cet effet. Un domaine de petite taille \mathbf{S} et de dimension variable avec les paramètres $5 \times 6 \times 7$, et un autre de grande taille \mathbf{L} $21 \times 21 \times 21$ ont été étudiés.

Il apparaît alors que l'influence de la taille de l'espace de simulation sur les résultats est faible. En effet, lors de la comparaison entre les espaces \mathbf{S} et \mathbf{N} , \mathbf{S} et \mathbf{L} , et \mathbf{N} et \mathbf{L} , l'erreur

d'interpolation maximale reste quasiment constante. Le seul paramètre changeant est le temps de calcul.

De même, une autre vérification importante concerne la linéarité de l'espace de simulation. En effet, si l'espace comporte un « creux » par rapport à l'un des paramètres, il y a un risque d'obtenir un minimum local et non le minimum global.

Finalement, en laissant libre un paramètre et en faisant varier les deux autres, on observe bien la linéarité des paramètres A, B et C, aussi bien pour un espace de taille $11 \times 11 \times 11$ que pour un espace $5 \times 6 \times 7$, ce qui permet également d'affirmer que la taille de l'espace de simulation n'a pas d'influence importante sur les coefficients identifiés.

Critère d'arrêt

Le calcul de l'erreur de la carte simulée par rapport à la carte expérimentale est réalisé par l'intermédiaire de l'indicateur R.M.S.³ défini par l'équation 3.2.

L'erreur R.M.S. va alors être utilisée afin de fournir un critère d'arrêt à l'algorithme par comparaison avec une valeur dite de convergence. Autrement dit, l'algorithme s'arrêtera lorsque la variation des paramètres entre deux itérations de l'algorithme sera inférieure à un critère de convergence choisi.

Optimisation du paramètre α pour l'algorithme de Gauss-Newton (G.N.)

L'optimisation du paramètre α peut être réalisée de deux manières. Il est possible de chercher manuellement un paramètre qui convient, et réaliser tous les pas de l'identification avec ce paramètre, ou bien, utiliser une méthode dite de *linesearch* [Fran04], qui réalise cette optimisation à chaque pas de l'itération. Le but ici est de chercher quelle valeur de α minimisera l'erreur à chaque itération. Ainsi, il est possible de s'affranchir, dans la plupart des cas, des problèmes de minimums locaux, vers lesquels l'algorithme de G.N. peut converger. Une version simplifiée de cette méthode a été implémentée dans l'algorithme de Gauss-Newton. Son principe est simple : plutôt que de calculer le gradient en fonction de α afin d'en déterminer l'optimum, on se contente de calculer à chaque itération, l'erreur de l'itération suivante en utilisant plusieurs valeurs de α et de prendre ainsi le cas présentant l'erreur minimum.

De cette façon, l'optimisation de α influe peu sur le temps de calcul à chaque itération tout en permettant une diminution du temps de calcul global — par une diminution du nombre d'itérations — et en garantissant une meilleure convergence vers le minimum global.

Choix des conditions initiales

Comme il est décrit précédemment, si les conditions initiales — C.I. — sont choisies aléatoirement pour l'algorithme stochastique, elles sont primordiales pour la méthode de G.N. et conditionnent non seulement le temps de convergence mais aussi la fiabilité de la solution. Il paraît en effet évident que plus les C.I. seront proches de la solution à trouver, plus la convergence sera rapide et stable — c'est à dire avec peu de variations de l'erreur entre des itérations successives.

3. R.M.S. : *Root Mean Square* en anglais

Pour déterminer les C.I., il est choisi de calculer l'erreur pour chacune des cartes de l'espace de simulation, par rapport à la carte expérimentale. Ce calcul préliminaire ne tient compte que de l'erreur en terme de température, et ne réalise aucune optimisation des paramètres déterminés. Ceux-ci appartiennent en effet à l'espace de simulation, puisque le calcul d'erreur est réalisé sur chaque itération de l'espace, puis par la sélection de l'itération ayant l'erreur la plus faible. Grâce à cette optimisation, une convergence bien plus rapide est obtenue — 30% de temps de calcul en moins — et une stabilité bien meilleure, puisque les variations des paramètres identifiés sont très faibles.

Choix de N et N_b pour l'algorithme stochastique

Les paramètres N et N_b sont prépondérants pour s'assurer de la fiabilité de la réponse obtenue avec l'algorithme stochastique. Afin de choisir au mieux la valeur de ces paramètres, plusieurs tests ont été réalisés. La figure 3.11 présente l'évolution de l'erreur R.M.S. obtenue en fonction du rapport $\frac{N}{N_b}$.

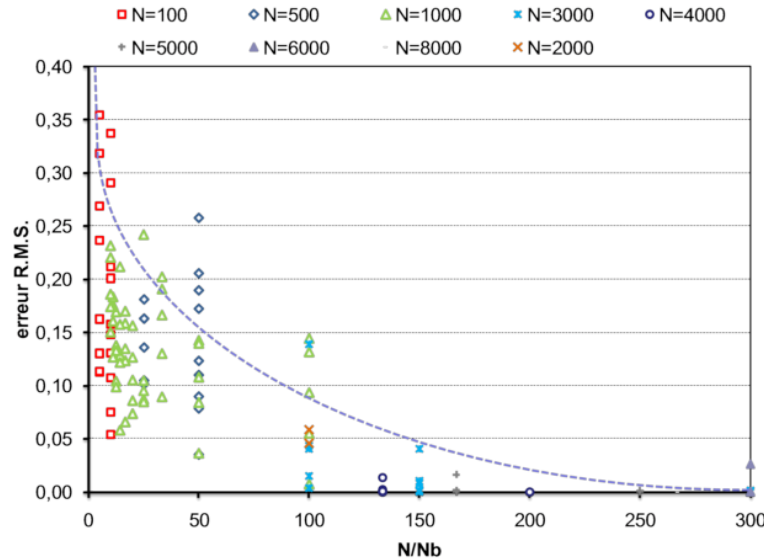


Figure 3.11 – Évolution de l'erreur en fonction du ratio $\frac{N}{N_b}$.

Comme on pouvait l'imaginer, on obtient une erreur qui décroît en fonction du ratio $\frac{N}{N_b}$. On peut cependant constater que cette décroissance évolue de façon exponentielle. Une fois ce ratio choisi, il se pose la question du choix des valeurs de ses deux paramètres. Celles-ci peuvent être choisis par l'intermédiaire du temps de calcul. En effet, comme le montrent les graphiques 3.12, l'influence du paramètre N est plus grande que N_b sur le temps de calcul. On choisira donc pour un ratio $\frac{N}{N_b}$ constant, un N et N_b respectivement le plus faible et plus élevé possible.

3.2.4 Calcul en « blind test »

La technique du *Blind test* — ou test en aveugle — est bien adaptée à la détermination de la fiabilité des algorithmes. Cette technique est simple : on réalise une procédure d'identification sur des paramètres que l'on connaît déjà pour observer la convergence de nos algorithmes.

Dans notre cas, plusieurs essais ont été réalisés avec des couples de paramètres différents afin de tester plusieurs configurations de cas réels. De manière générale, on observe une bonne conver-

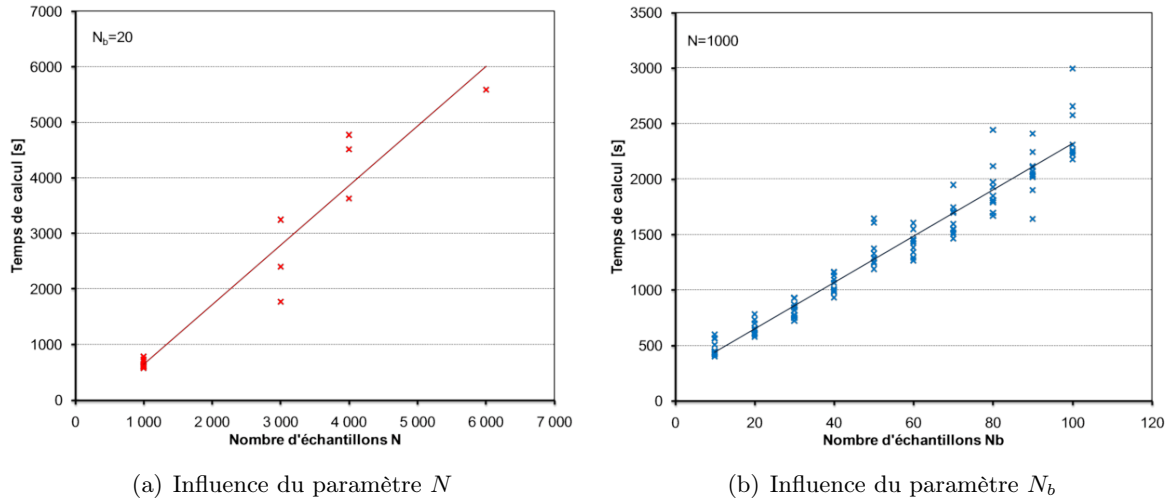


Figure 3.12 – Influence des paramètres sur le temps de calcul.

gence des deux algorithmes vers la même solution. Pourtant, certaines observations méritent un peu plus d'attention. C'est le cas par exemple des oscillations qui peuvent apparaître lors de l'identification de paramètres avec la méthode de Gauss-Newton. Cet effet peut être illustré par la figure 3.13(a) qui présentent une solution où les paramètres B et C présentent la même fluctuation autour de la solution. À l'inverse, dans les cas où la solution recherchée comporte l'un des paramètres B ou C nul — B dans le cas 3.13(b) présenté —, aucune fluctuation n'apparaît sur les paramètres.

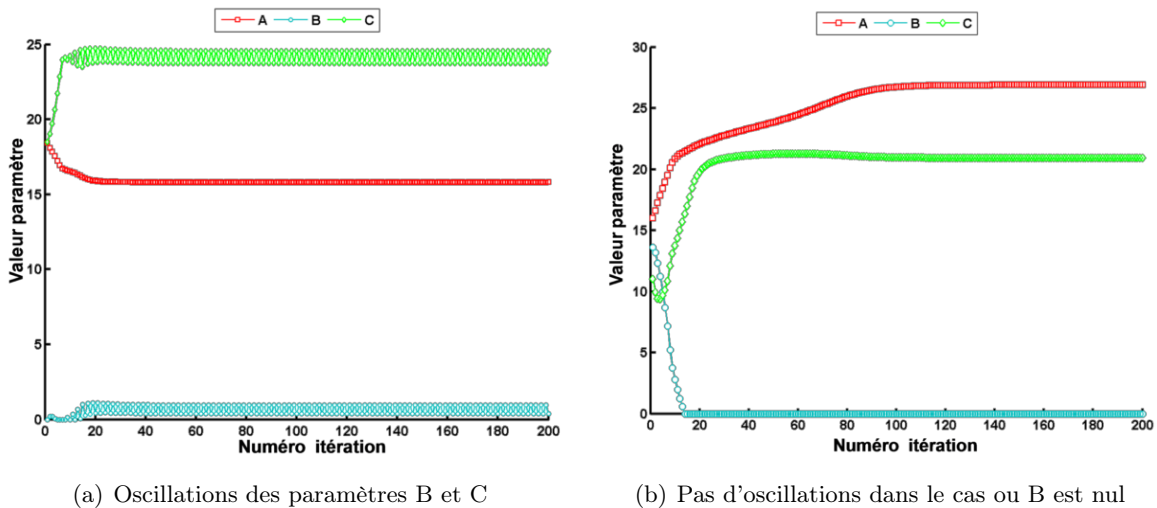


Figure 3.13 – Phénomènes rencontrés lors de *blind tests* avec l'algorithme de Gauss-Newton.

Ce phénomène d'oscillations peut se comprendre et s'expliquer par la prépondérance du paramètre A sur les paramètres B et C pour la détermination des champs de température. En effet, bien que B et C soient indépendants de part leur construction, leur influence sur le champ de température est faible par rapport au paramètre A. C'est pourquoi dans les « blind tests » réalisés, aucune oscillation n'a été relevée sur le paramètre A. De même, cela explique le fait que dès que l'un des paramètres B ou C est nul, le second ne présente pas d'oscillation.

De la même façon, des exemples significatifs de « blind test » utilisant l'algorithme stochastique sont présentés avec les figures 3.14. Sur ces deux courbes, la solution recherchée est la même, seul le paramètre N change.

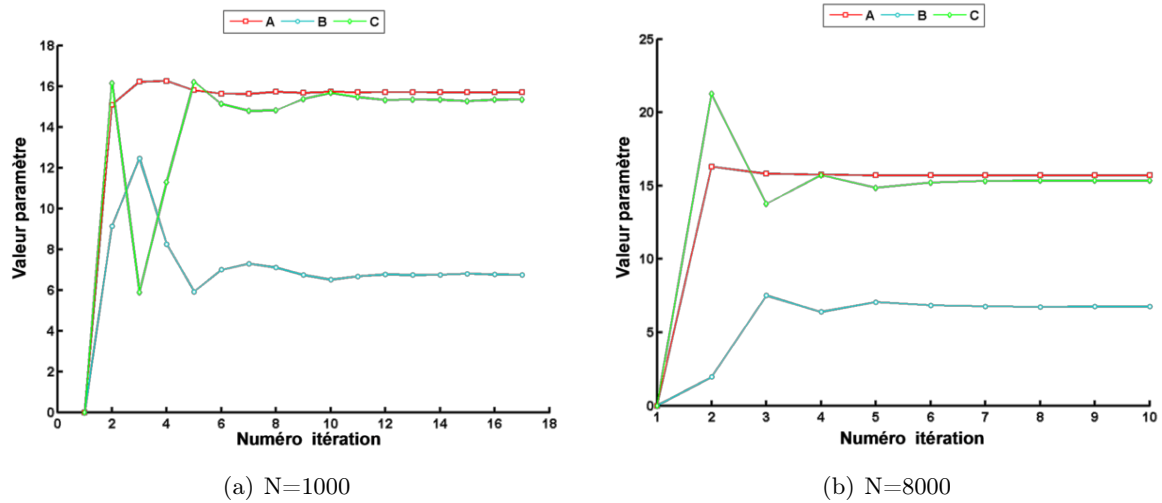


Figure 3.14 – Exemple d'identification en *blind test* avec l'algorithme stochastique — $N_b = 20$.

Comme avec l'algorithme de Gauss-Newton, l'étude par « blind-test » de l'algorithme stochastique est riche d'enseignements :

- l'évolution des paramètres apparaît saccadée de part l'approche aléatoire de la méthode ;
- la convergence est plus rapide en terme de nombre d'itération que G.N.
- les résultats sont similaires pour les deux calculs présentés ; L'augmentation de N n'apporte alors que peu d'intérêt en terme d'erreur mais permet une diminution du nombre d'itérations — de 17 à 10.

3.2.5 Bilan

Grâce aux différents calculs présentés, on peut tirer plusieurs conclusions ou points importants relatifs aux méthodes d'identifications inverses à utiliser pour notre problème de détermination du flux de chaleur.

Tout d'abord, la **méthode de Gauss-Newton** qui est l'une des plus utilisée de la littérature présente de nombreux avantages comme sa capacité à répéter les résultats et à fournir une évolution progressive vers la solution. De plus, grâce à des optimisations comme le **linesearch**, le **choix des conditions initiales** ainsi que la bonne linéarité de nos domaines, les problèmes de **minimums locaux** peuvent être évités dans la plupart des cas. Pourtant, face aux choix des paramètres de notre étude cette méthode peut présenter quelques **oscillations** pouvant apporter une imprécision des résultats. On peut également noter que cette méthode reste d'après la littérature assez sensible au bruit de mesure.

À l'inverse, la **méthode d'identification stochastique** fournit des évolutions des paramètres beaucoup plus saccadées. Ce phénomène dû au caractère aléatoire de l'évolution des paramètres assure d'obtenir le **minimum global** de notre solution. Cependant, le choix des paramètres N et N_b est très important et va permettre une certaine « maîtrise » des oscillations

et de l'erreur de la solution. On peut remarquer également que la méthode stochastique converge en beaucoup moins d'itérations.

3.2.6 Un exemple de détermination de flux par méthode inverse

Afin de clarifier notre propos, il est commenté dans cette partie un cas réel de test [Bros08]. Pour cet exemple, les conditions opératoires sont issues de la section 2.5.1 avec $V_w = 6,85 \text{ m.min}^{-1}$, $V_s = 37,2 \text{ m.s}^{-1}$, $a_p = 0,03 \text{ mm}$ et une meule C.B.N. de diamètre 250 mm .

Les résultats des paramètres sont présentés dans la table 3.2 suivant les deux algorithmes et plusieurs cas.

Option	Gauss Newton		Stochastique ($N_b = 20$)			
	CI	CI+LS	N=100	N=1000	N=3000	N=8000
A	12,6	10,0	10,6	10,0	9,6	9,6
B	9,8	12,6	18,6	24,3	25,6	25,7
C	20,2	9,8	12,2	5,7	4,7	4,7
Erreur	16,6	16,6	12,83	12,78	12,77	12,77

Tableau 3.2 – Tableau comparatif des algorithmes d'optimisation sur les résultats d'un essai de rectification.

On remarque, pour cet exemple que l'algorithme stochastique fournit une erreur R.M.S. inférieure à l'algorithme de G.N.. De façon logique, l'augmentation du paramètre N permet un affinement de la solution par une diminution de l'erreur. À l'inverse, l'algorithme de G.N. n'arrive pas — dans ce cas — à atteindre le même niveau d'erreur et ce quelles que soient les options de calculs. Il est à noter que la puissance thermique $P_{p_{thermique}}$ entrant dans la pièce et calculée par la relation 1.16 est de 113 W.mm^{-1} ce qui fournit un rapport ϵ_P de 0,6. Finalement, la figure 3.15 présente une superposition de la courbe expérimentale et numérique présentant l'erreur minimale.

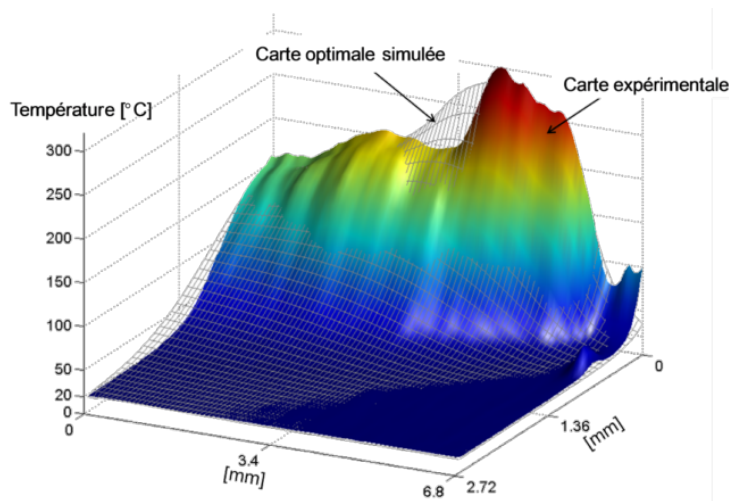


Figure 3.15 – Comparatif entre la carte expérimentale et la carte optimisée — A=9,6 ; B=25,7 ; C=4,7.

Bilan

On constate malgré le nombre de paramètres une bonne convergence des algorithmes d'optimisation vers la solution optimale. Il existe cependant deux points remarquables.

- La forme du flux s'avère optimale dans le cas de l'exemple pour une combinaison des paramètres A, B et C non nuls. Celle-ci se révèle être ni rectangulaire, ni triangulaire ou exponentielle mais une combinaison de ces formes.
- Le bruit expérimental s'avère pénalisant pour l'algorithme de Gauss-Newton qui converge difficilement vers une solution présentant une erreur supérieure.

Au final, si la méthode inverse présentée montre des améliorations possibles du flux de chaleur, elle est limitée dans son utilisation par deux sources d'erreurs.

- La première est liée à la mesure expérimentale. L'imprécision de la thermographie et le bruit de la mesure influencent la qualité du résultat. Sur ce point, il a été démontré que certains algorithmes sont plus sensibles. L'utilisation combinée de plusieurs méthodes s'avère alors intéressante pour garantir la meilleure corrélation possible.
- Les erreurs numériques sont également une source possible d'incertitude. Celles-ci sont cependant maîtrisées pour la plupart grâce au choix des paramètres et aux « blind tests » effectués.

3.3 Modèle de calcul par éléments finis

Bien que de nombreux résultats soient obtenus par la méthode des éléments finis, ceux-ci sont souvent issus de calculs thermique purs et donnent des résultats similaires à un calcul analytique — cf. la partie 3.1. Pourtant, si l'on veut aller plus loin avec les éléments finis et pouvoir simuler des phénomènes induits par la R.H.P., il est nécessaire de simuler l'apparition des changements de phase et des contraintes résiduelles. Pour cela, il faut donc utiliser le couplage entre les domaines thermique, métallurgique et mécanique fourni par le logiciel Sysweld[©]. Cette partie vise à présenter les différentes fonctions utilisées et leur utilisation.

3.3.1 Modèle métallurgique

Tout ce qui concerne le modèle thermique, a déjà été largement présenté dans les parties précédentes. Il a ainsi été discuté des différents modèles éléments finis — convection ou source mobile — ainsi que de la validité des résultats obtenus en fonction de plusieurs paramètres. La section 3.2 a présenté le moyen de déterminer de manière optimale la forme du flux de chaleur rentrant dans la pièce par l'intermédiaire d'une méthode inverse basée sur les résultats expérimentaux du chapitre 2.

Cependant, lorsque l'on modélise le procédé de rectification ou de rectification haute productivité, les températures de changements de phases peuvent être dépassées. Pour une bonne corrélation, il est donc important de prendre en compte ces transformations dans notre modèle par éléments finis.

La simulation numérique des changements de phase est réalisée au sein du code implicite Sysweld[©] par un couplage fort avec la thermique. Elle est basée sur trois modèles fondamentaux : une loi de mélange [Syst08], les modèles de transformations [Berg04] et la loi de Leblond [Lebl84].

La loi de mélange de la relation 3.6 considère tout simplement que dans un matériau chacune des phases est indépendante. Le matériau final est donc assimilé à une superposition de différentes phases. Il est à noter que les éléments comme les carbures ou précipités interstitiels peuvent être pris en compte par cette approche en tant que phase.

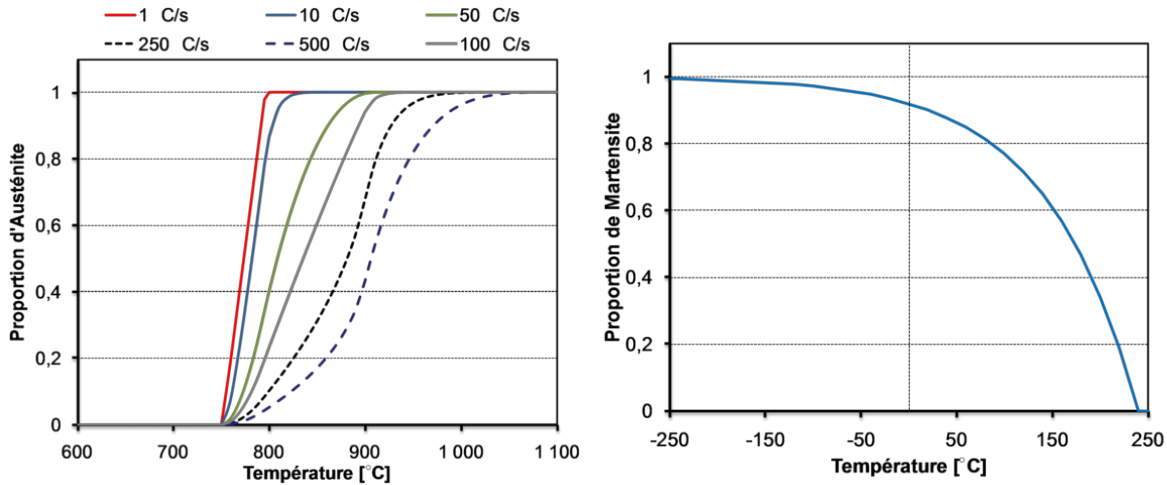
$$p_{\text{Ferrite}} + p_{\text{Perlite}} + p_{\text{Bainite}} + p_{\text{Austenite}} + p_{\text{Martensite}} + \dots = 1 \quad (3.6)$$

L'évolution de la proportion des phases en fonction de la température et des cinétiques de chauffage ou refroidissement peut être décrit pour l'ensemble des transformations usuelles par deux modèles. Les transformations anisothermes ferritiques, perlitiques, bainitiques et austénitiques sont modélisées par la loi 3.7 de Johnson-Mehl-Avrami alors que la transformation martensitique indépendante de la vitesse de refroidissement est généralement modélisée empiriquement par la relation 3.8 de Koistinen-Marburger.

$$p(T,t) = P. \left(1 - e^{-b(T).t^n(T)}\right) \quad (3.7)$$

$$p(T) = P. \left(1 - e^{-k(M_s - T)}\right) \quad (3.8)$$

avec b et n des paramètres de la cinétique de changement de phase, à la température considérée, p la proportion volumique de phase transformée, P la proportion de phase maximale pouvant être transformée, M_s la température de début de transformation martensitique, et k un paramètre. Les figures 3.16 proposent un tracé des modèles de l'évolution des phases austénite et martensitique pour le 100Cr6.



(a) Proportion d'austénite au chauffage selon Johnson-Mehl-Avrami

(b) Proportion de martensite au refroidissement selon Koistinen Marburger

Figure 3.16 – Modèles d'évolution des proportions d'austénite au chauffage et de martensite au refroidissement.

Enfin, l'intégration numérique de l'évolution des phases est donné par l'équation différentielle de Leblond.

$$\dot{p} = \frac{\bar{p}(T) - p}{\tau(T)} \quad (3.9)$$

avec \bar{p} et τ , deux paramètres à ajuster en fonction de la température pour reproduire le diagramme T.R.C.. On parle de « calage » de ces paramètres.

Cette expression 3.9 peut ensuite être généralisée de manière à retrouver la cinétique de Johnson-Mehl-Avrami dans des conditions isothermes sous la forme.

$$\dot{p} = n(T) \cdot \frac{\bar{p}(T) - p}{\tau(T)} \cdot \left[\ln \left(\frac{\bar{p}(T)}{\bar{p}(T) - p} \right) \right]^{\frac{n(T)-1}{n(T)}} \quad (3.10)$$

Validation 1 maille

Afin d'illustrer et de valider le modèle numérique présenté, un essai sur une seule maille, dont la température est imposée, est donné sur les figures 3.17. La température est choisie comme une rampe linéaire au chauffage comme au refroidissement. Le matériau est choisi dans un état théorique qui comprend un mélange des quatre phases avec 30% de ferrite, bainite et austénite et 10% de martensite. Plusieurs vitesses de chauffage et refroidissement sont représentées pour balayer l'ensemble des domaines du diagramme T.R.C donné dans l'Annexe C.

Plusieurs points sont intéressants à observer sur les courbes 3.17 qui valident les simulations. L'austénisation se réalise correctement depuis l'ensemble des phases jusqu'à obtenir un matériau en totalité ou partiellement austénitique suivant les vitesses de chauffage. Partant d'un matériau à haute température à l'état austénitique, la création des différentes phases évoluent suivant les vitesses de refroidissement. À basse vitesse de refroidissement, la transformation ferrito-perlitique est totale pour revenir à l'état perlitique du matériau. À l'inverse, l'accroissement de la vitesse de refroidissement provoque l'augmentation de la proportion d'austénite transformée en martensite.

3.3.2 Modèle mécanique

La modélisation des contraintes résiduelles après rectification est un sujet très intéressant et pourtant peu développé par une approche avec des éléments finis. Dans notre modèle, le calcul des contraintes résiduelles basé sur une approche issue du procédé de soudage peut se scinder en deux étapes. Tout d'abord, un calcul thermo-métallurgique est effectué en considérant une source de chaleur calibrée à partir de mesures expérimentales afin de reproduire l'histoire thermique et métallurgique de la pièce. Ensuite, une analyse thermo-élasto-plastique est réalisée en intégrant les champs thermiques obtenus à l'étape précédente.

Le calcul des déformations puis l'équilibre mécanique est alors résolu par les équations de conservation de la quantité de mouvement 3.11 et de conservation de la masse 3.12.

$$\text{div}(\bar{\sigma}) + \rho \cdot \vec{f} = \vec{0} \quad (3.11)$$

$$\text{div}(\vec{v}) = 0 \quad (3.12)$$

La déformation totale ϵ peut s'exprimer suivant la relation 3.13 comme une somme des différentes déformations : élastique ϵ^e , thermique ϵ^{th} , plastique classique ϵ^{pc} et plastique de transformation ϵ^{pt} .

$$\epsilon = \epsilon^e + \epsilon^{th} + \epsilon^{pc} + \epsilon^{pt} \quad (3.13)$$

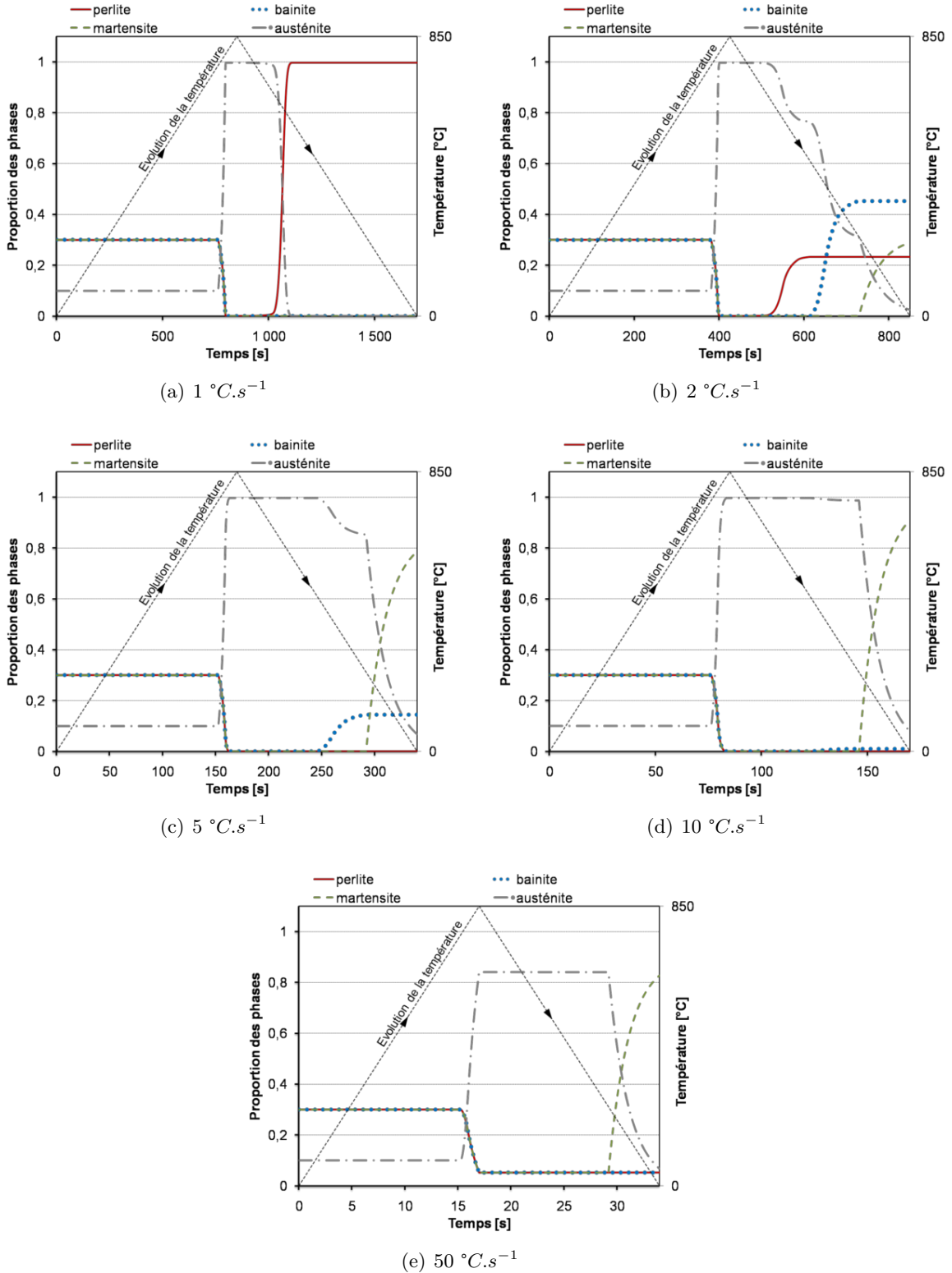


Figure 3.17 – Évolution des proportions de phases simulées pour plusieurs vitesses de chauffage et de refroidissement.

L'influence de la métallurgie sur l'état de contraintes résiduelles est alors visible sur quatre aspects :

- la déformation élastique ϵ^e par l'intermédiaire de la limite d'élasticité du matériau calculée

- par pondération des limites d'élasticité de chaque phase avec la proportion p_i ;
- la déformation thermique ϵ^{th} indépendante pour chaque phase ;
- la déformation plastique classique via les lois de comportement indépendante pour chaque phase ;
- la déformation plastique de transformation lors de changements de phase qui a tendance à ramener les contraintes vers zéro — même pour des contraintes inférieures à la limite d'élasticité —. La plasticité de transformation — ou l'accroissement de la plasticité lors d'un changement de phase [Peti00] — permise par le modèle de Leblond [Lebl89] est prise en compte par Systus[©].

Les caractéristiques mécaniques utilisées sont présentées en fonction de chaque phase dans l'Annexe C.

Validation 1 maille

Tout comme la simulation métallurgique, on propose de vérifier notre modèle thermo-métallo-mécanique par la simulation d'un essai Satoh sur une seule maille avec la figure 1.31. Le matériau est supposé dans un état initial ferrito-perlitique et le chargement thermique linéaire au chauffage comme au refroidissement entre 0 à 1000 °C. L'évolution de la contrainte interne est donnée avec les figures 3.18 pour deux vitesses différentes.

Ces résultats de par leur bonne cohérence valident notre modèle de simulation de la génération des contraintes. On remarque une très forte influence des transformations de phase sur la contrainte finale. Avec de faibles vitesses de refroidissement, la transformation perlitique implique généralement une contrainte finale de traction alors que la transformation martensitique plus tardive génère une contrainte de compression. Ces effets sont bien représentés par notre modèle pour le 100Cr6.

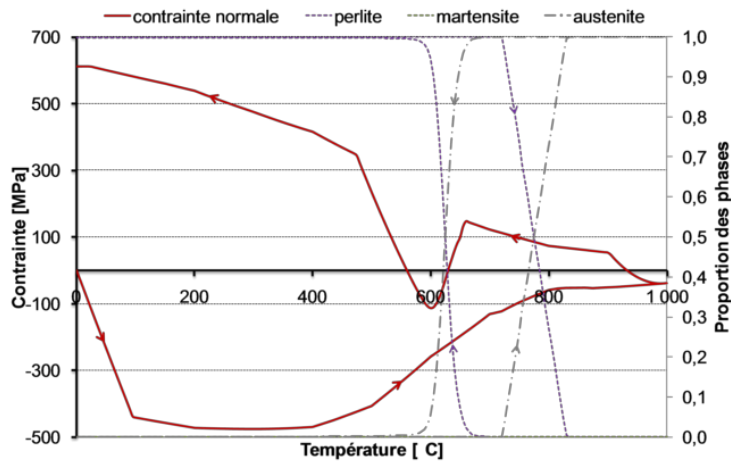
3.4 Exemple sur un cas de rectification

Avant de fournir les résultats concernant plusieurs essais, on propose de détailler ici un exemple réel de rectification. L'essai choisi est celui correspondant aux essais T34 à T39 du plan d'expériences sur le 100Cr6 — cf. partie 2.4.2 —. Les conditions opératoires de ces essais sont une profondeur de passe de 0,16 mm, une vitesse d'avance de 20 $m.min^{-1}$ et une vitesse de meule de 40 $m.s^{-1}$. Ces conditions correspondent également à l'essai C1 sans lubrification où la mesure par thermographie fournit une température maximale de 989 °C. À ces températures, on peut s'attendre à des transformations métallurgiques comme le prouve la micrographie figure 3.19 de l'essai T38. Le tableau 3.3 présente un résumé des résultats obtenus expérimentalement.

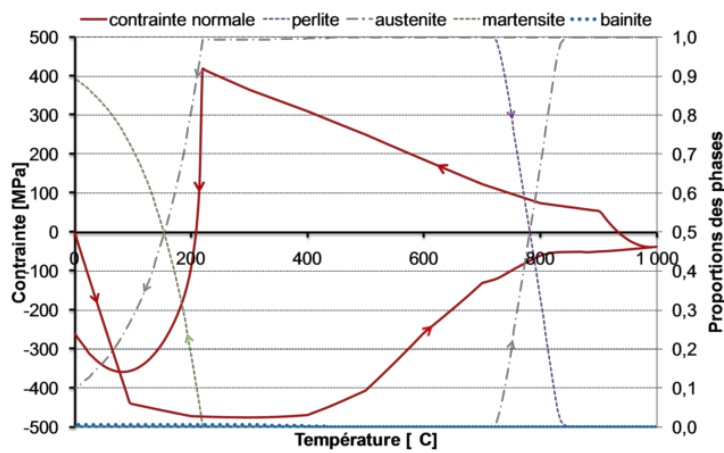
3.4.1 Modèle

Maillage

Le maillage de l'essai T38 représente la totalité de la pièce de l'essai. Ces dimensions sont de 56 × 56 mm avec une taille de maille constante de 0,05 mm dans la direction d'avance du flux et un raffinement sous la surface — afin de modéliser au mieux les phénomènes en sous couche — pour un total d'environ 90000 nœuds.



(a) $1\text{ }^{\circ}\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$



(b) $10\text{ }^{\circ}\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$

Figure 3.18 – Evolution simulée de la contrainte normale par dilatométrie bloquée.

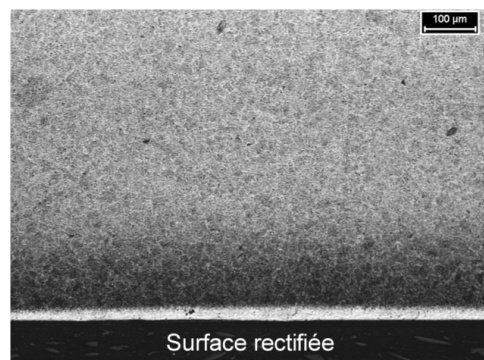


Figure 3.19 – Micrographie après rectification de l’essai T38.

Thermo-métallurgie

La mesure expérimentale nous fournit une puissance spécifique moyenne d’environ $860\text{ W}\cdot\text{mm}^{-1}$ qui se répartit sur la longueur de contact $L_c = \sqrt{a\cdot D_s} = 6,3\text{ mm}$ et peu sensible à l’utilisation de la lubrification. Dans le modèle utilisé, cette puissance est répartie suivant la

Essai	P'_{\max} [$W.mm^{-1}$]	Ft'_{\max} [$N.mm^{-1}$]	Fn'_{\max} [$N.mm^{-1}$]	T_{\max} [$^{\circ}C$]	σ_{amont} [MPa]	σ_{milieu} [MPa]
T34	852	-23	69	non mesurée	810	-195
T35	823	-24	69	non mesurée	827	-85
T36	888	-25	71	non mesurée	829	-217
T37	855	-24	71	non mesurée	814	-203
T38	841	-24	73	non mesurée	826	-164
T39	883	-25	73	non mesurée	849	-236
C1	933	-24	76	989	869	-139

Tableau 3.3 – Récapitulatif des résultats expérimentaux.

longueur de contact de façon triangulaire et se déplace à la vitesse de 333 mm.s^{-1} . L'échange avec l'air est pris en compte comme un coefficient d'échange de 30 W.m^{-2} alors que la lubrification est considérée comme une source de chaleur négative constante sur les 20 mm en arrière du flux de chaleur.

Mécanique

Le calcul mécanique est réalisé de deux façons possibles : avec prise en compte du chargement normal mesuré à 20 N.mm^{-1} et supposé uniforme sur la longueur de contact puis sans prise en compte de cet effort. Dans tous les cas, la thermique et les transformations métallurgiques sont prises en compte par des coefficients de dilatation thermo-métallo dépendants. Au niveau des conditions aux limites, un blocage du bas du modèle est réalisé suivant \vec{x} et \vec{y} en rapport avec l'essai expérimental. La figure 3.20 présente une illustration du modèle utilisé.

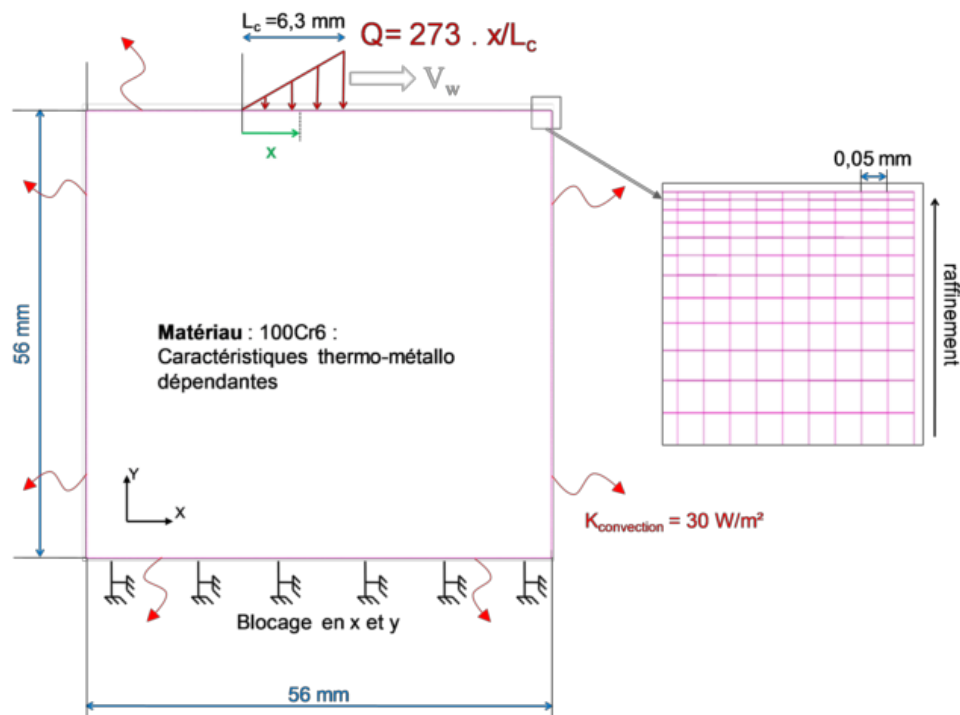


Figure 3.20 – Modèle de l'essai T38.

3.4.2 Résultats

Calcul Thermo-métallurgique

La figure 3.21 donne le champ de température simulé et les figures 3.22 présentent les proportions de phases simulées avec ou sans prise en compte de la lubrification.

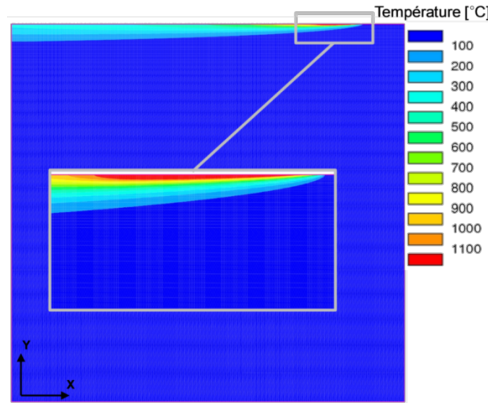


Figure 3.21 – Températures simulées lors de l'essai T38.

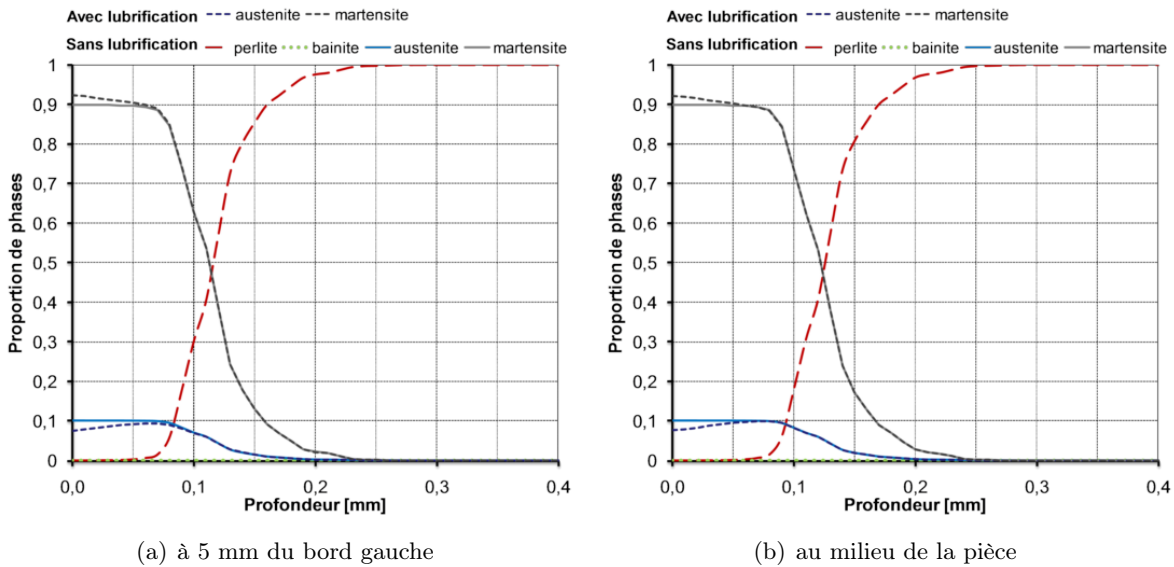


Figure 3.22 – Proportion de phases simulées avec ou sans lubrification.

Plusieurs observations sont possibles en ce qui concerne la métallurgie. On observe ainsi que la profondeur affectée est plus faible sur les bords de la pièce de par un refroidissement plus rapide. De même, on peut observer que la lubrification n'apporte pas de modification sur la profondeur affectée et amplifie seulement la création de martensite sous la surface.

Calcul Mécanique

À la suite du calcul thermo-métallurgique, un calcul mécanique est réalisé. Celui-ci est réalisé dans plusieurs cas afin d'observer l'influence des paramètres : les figures 3.23 présentent les profils de contraintes résiduelles simulées. Ces mêmes profils sont donnés figures 3.24 avec la prise en

compte de l'effort normal puis figures 3.25 avec en plus l'influence de la lubrification. Pour chaque cas, les résultats sont présentés au milieu de la pièce — 28 mm — et sur un bord — 5 mm.

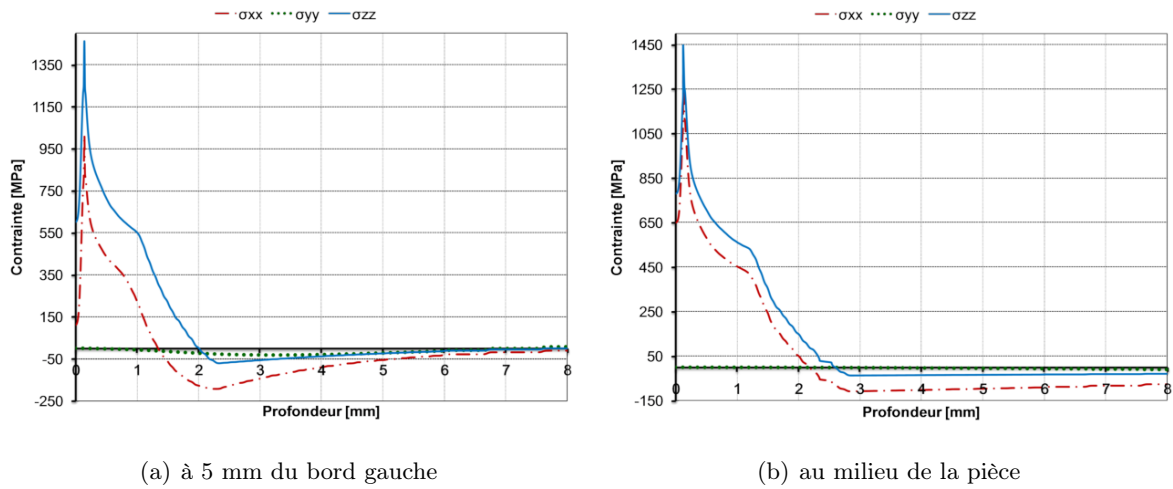


Figure 3.23 – Contraintes résiduelles simulées.

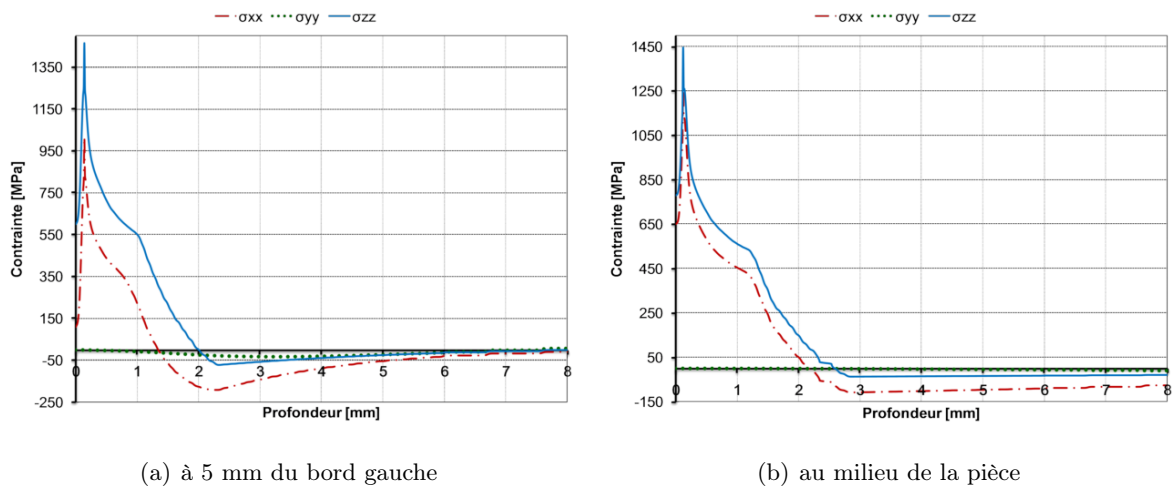


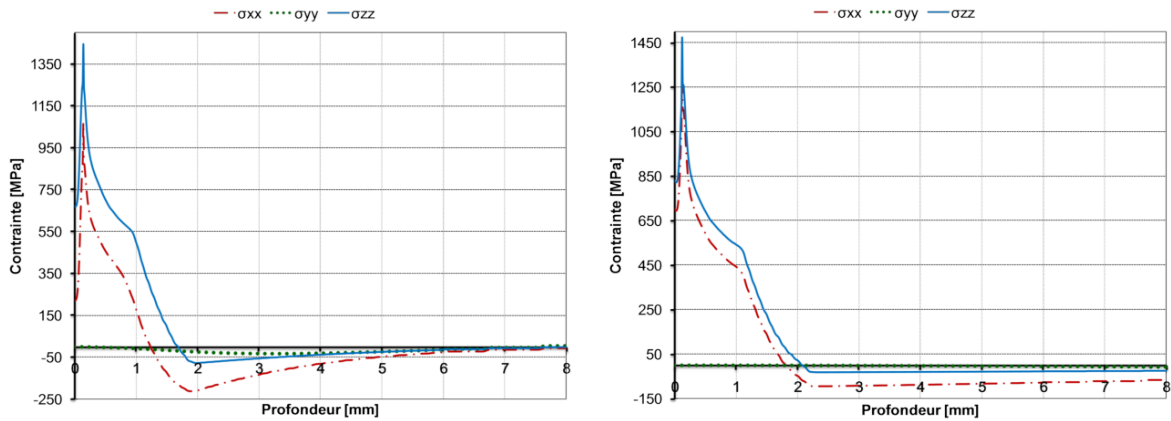
Figure 3.24 – Contraintes résiduelles simulées avec prise en compte du chargement mécanique.

Avec les résultats de la simulation, il est possible de souligner plusieurs points :

- le chargement normal n'influence en rien les profils de contrainte. Ce résultat prévisible par la littérature est retrouvé et justifié ;
- la lubrification influe très peu sur les profils simulés. Ce phénomène s'explique par la faible profondeur affectée sous la surface.

Finalement, les profils simulés sont similaires à ceux qu'il était possible d'attendre [Moul01] — cf. partie 1.30. Pourtant, deux points peuvent surprendre un lecteur averti :

- le pic de compression amené par le changement de phase en surface apparaît très proche de celle-ci et ne permet pas l'obtention d'une contrainte de compression en surface ;
- en sous couche, le pic de traction est bref mais présente une valeur élevée — supérieure à 1000 MPa ;

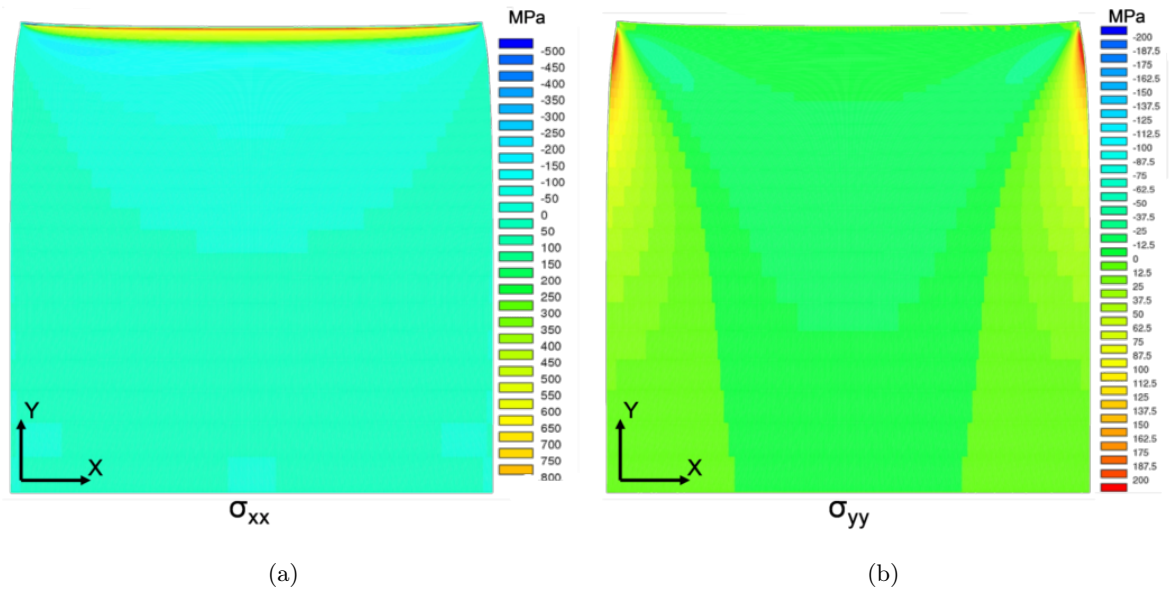


(a) à 5 mm du bord gauche

(b) au milieu de la pièce

Figure 3.25 – Contraintes résiduelles simulées avec prise en compte du chargement mécanique et de la lubrification.

Pour expliquer ces phénomènes, on peut tracer les isovaleurs des contraintes σ_{xx} et σ_{yy} . Celles-ci sont présentées sur les figures 3.26 avec la déformée multipliée d'un facteur 50.



(a)

(b)

Figure 3.26 – Cartographies des contraintes résiduelles simulées de l'essai 38.

On retrouve alors sur ces graphiques 3.26 la différence — ou effet de bord — observée entre un point situé au milieu et sur un bord de la pièce. En effet, la contrainte importante σ_{xx} crée une déformation « en cuvette » de la pièce. Cette déformée est à l'origine de contraintes σ_{yy} sur les bords de la pièce.

3.4.3 Bilan

La simulation numérique est un outil intéressant pour prédire les contraintes résiduelles. Sur ce premier exemple, on a pu observer que les transformations métallurgiques pouvaient être

simulées de façon correcte par éléments finis. Le pic de compression en surface prévu par la littérature peut en effet être simulé convenablement. Dans le cas de notre exemple, on observe cependant que la vitesse d'avance élevée provoque une zone affectée très faible qui ne permet pas un état de compression en surface. Si l'on compare ces résultats numériques avec les résultats expérimentaux, on observe pourtant des différences significatives. Celles-ci peuvent être liées à plusieurs phénomènes — modèle thermo-métallo-mécanique imprécis, incertitude de mesure ... Dans la prochaine partie de ce chapitre, on essaiera de présenter à la fois des résultats globaux de simulation mais aussi d'expliquer l'influence de quelques paramètres sur les résultats.

3.5 Résultats généraux

Cette section vise à présenter de façon globale les résultats obtenus par méthode inverse et simulation numérique.

3.5.1 Modèles de flux

Suite à des difficultés liées à la mesure par thermographie — cf. chapitre 2 — le nombre d'essais exploitable par méthode inverse est limité. Ceux-ci sont néanmoins présentés pour les essais 1 — cf. chapitre 2 — avec l'évolution en fonction de la profondeur de passe des paramètres A, B et C des graphiques 3.27.

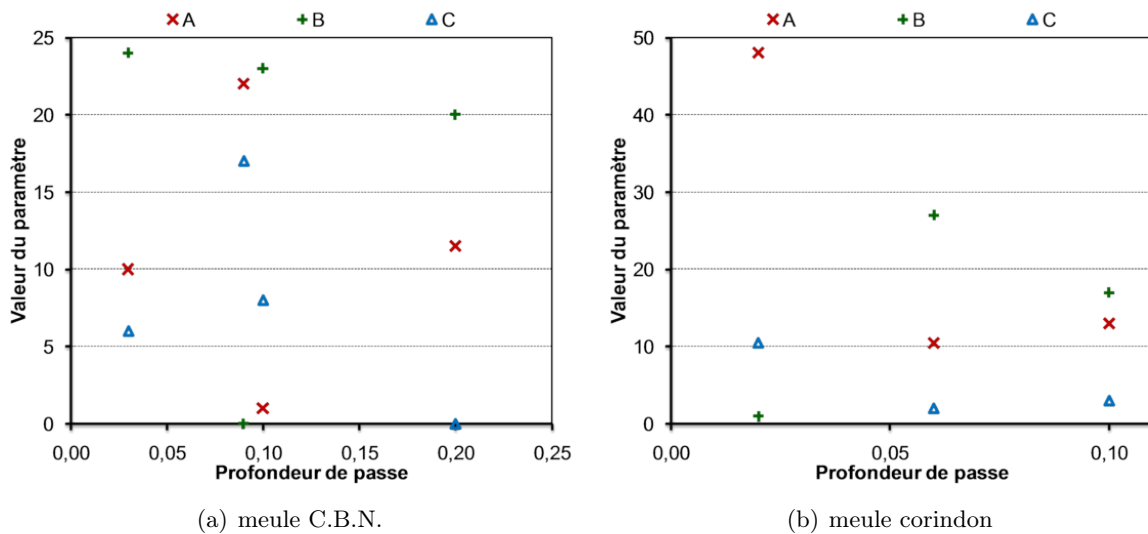


Figure 3.27 – Evolution des paramètres A, B, C de l'équation 3.5 du flux thermique.

Les résultats présentés ne sont pas en quantité suffisante pour permettre la généralisation d'un modèle de flux. Pourtant, plusieurs points peuvent être soulignés.

- Dans le cas d'une meule corindon et avec une profondeur de passe très faible, on retrouve une prédominance du paramètre A responsable de la forme rectangulaire du flux.
- Avec des profondeurs de passe proche de la rectification, on observe sur la figure 3.27(a) l'importance du paramètre B représentant la forme triangulaire du flux.
- Enfin, une rupture semble se produire — pour $a_p = 0,1 \text{ mm}$ — qui va inverser la forme du flux.

Finalement, même si ces premiers résultats nécessitent confirmation, on peut d’ores et déjà apercevoir une évolution des paramètres en fonction de la profondeur de passe a_p . Ceux-ci évoluent, comme le prédit la littérature, d’un flux rectangulaire pour de faibles profondeurs à un flux majoritairement parabolique lorsque a_p est plus élevé en passant par une forme de flux triangulaire. L’intérêt de ces premiers travaux est de montrer que le passage entre les différents procédés n’est pas aussi catégorique que la littérature le prévoit mais évolue de façon continue avec a_p . Une étude plus poussée de ces paramètres pourrait permettre l’élaboration d’un modèle de flux en fonction de a_p .

3.5.2 Influence de la profondeur de passe

La profondeur de passe est un élément majeur de la rectification. On l’a observé expérimentalement, elle est la cause d’une température élevée dans la pièce. De plus, c’est le paramètre qui influe le plus sur la longueur de contact et par ce fait sur la forme du flux de chaleur. Sur ce point, deux hypothèses sont souvent réalisées :

- la profondeur de passe est supposée constante lors de tout l’essai. Cette hypothèse se révèle fautive avec la mesure expérimentale. En effet, non seulement la profondeur de passe réelle est différente de la consigne mais elle n’est pas constante sur toute la longueur de la pièce comme en témoignent les mesures de contraintes résiduelles ;
- le second point concerne la longueur de contact. Celle-ci n’est pas linéaire comme souvent supposé mais en fait répartie sur l’arc de contact meule-pièce. On est alors en droit de se demander l’influence de la matière enlevée sur la température dans la pièce.

Afin de vérifier l’influence de la matière enlevée en avant de la meule, on trace sur le graphique 3.28 les températures observées dans un cas extrême : $a_p = 1 \text{ mm}$. Pour cet exemple, la même puissance est appliquée sur une longueur de contact de 10 mm avec puis sans prise en compte de la matière enlevée.

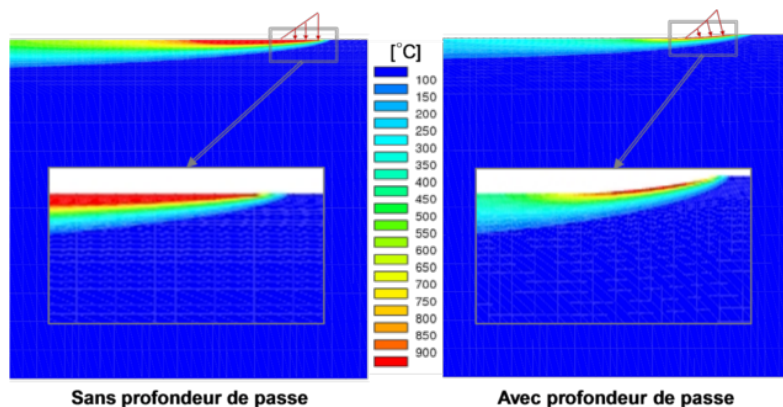


Figure 3.28 – Influence de la profondeur de passe réelle sur le flux de chaleur.

On observe alors dans ce cas, une nette différence entre les deux distributions de température. Le modèle global utilisé tend en réalité à augmenter, pour un même flux, la température de la pièce. Ce phénomène s’explique simplement par une conduction de la chaleur dans la matière à l’avant de la meule. Le flux de chaleur réel observé au niveau de la surface rectifiée est alors différent de la forme triangulaire supposée comme le montre la figure 3.29.

Il est cependant important de faire remarquer au lecteur deux points :

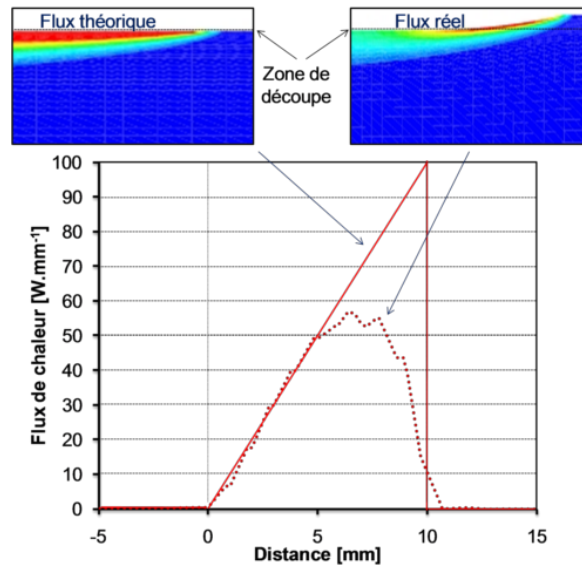


Figure 3.29 – Influence de la profondeur de passe sur le flux de chaleur — $a_p = 0,5\text{mm}$.

- cette différence de température significative tend vers zéro pour une profondeur de passe nulle ;
- ce phénomène ne change en rien la méthode inverse développée qui se base sur une mesure expérimentale d'une carte de température complète.

3.5.3 Zone affectée métallurgiquement

L'intérêt de la simulation numérique est de pouvoir réaliser facilement plusieurs calculs pour observer de façon indépendante les effets des paramètres. À ce sujet, on propose d'étudier l'influence du paramètre V_w sur l'épaisseur de la couche blanche L_c . La figure 3.30 présente ces résultats pour différentes valeurs de flux.

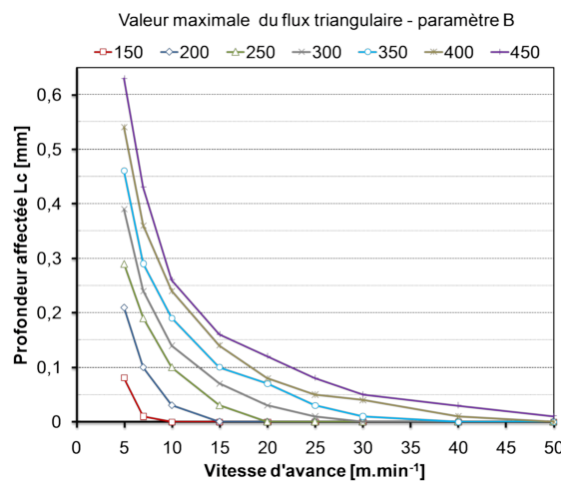


Figure 3.30 – Influence de l'avance sur la zone affectée.

On observe sur ces courbes 3.30 une décroissance exponentielle de la zone affectée.

3.5.4 Influence du matériau initial

Si les essais de simulation ont été réalisés avec un matériau de base ferritique, dans la réalité le matériau est à l'état martensitique trempé et revenu. Aussi, si cette différence ne doit pas changer les températures atteintes dans la pièce, elle peut jouer sur les contraintes résiduelles. Il est alors proposé de réaliser ici un calcul complémentaire pour vérifier cet effet. La seule différence avec la section 3.4 de ce chapitre consiste à utiliser à présent les caractéristiques mécaniques de la martensite pour la matrice de base. Avec ce test, on observe une courbe de contrainte qui présente exactement la même forme que les courbes 3.23. La seule différence amenée par le changement du matériau initial est au niveau des valeurs de contraintes résiduelles. En effet, la martensite possède une limite élastique supérieure à la ferrite ce qui induit logiquement des contraintes plus élevées.

3.5.5 Simulation du revenu de la martensite

Dans cette sous-partie, on se propose d'essayer de simuler le revenu du matériau initial que l'on peut observer micrographiquement comme une zone sombre — cf. figure 3.19 — À cet effet, une phase supplémentaire est intégrée au calcul numérique ainsi qu'une transformation au chauffage de la matrice initiale vers cette nouvelle phase de martensite revenu. Les conditions de simulation sont celles de l'essai T38 et les résultats de cette simulation sont présentés figure 3.31.

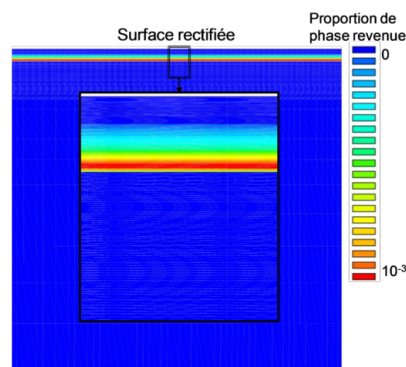


Figure 3.31 – Simulation de la phase revenue de la martensite.

Comme le montre la figure 3.31, la phase revenue de la martensite peut être simulée numériquement. La position de la zone sombre observée expérimentalement se retrouve alors numériquement. La quantité de phase créée est cependant très faible et paraît peu réaliste. Cet écart peut s'expliquer par un mauvais réglage de la transformation du revenu car elle n'est pas observable sur un diagramme T.R.C.. Une solution pourrait être d'utiliser un calcul de dureté par une loi de mélange des phases. Blondeau [Blon75] a par exemple tenté cette approche pour des aciers faiblement alliés. L'approche pour un matériau comme le 100Cr6 n'existe pas dans la littérature et devrait être développée.

3.6 Conclusion

Dans cette partie, on a essayé de présenter de façon globale l'apport de la simulation numérique pour modéliser un procédé comme la rectification. Il est en effet possible de pouvoir prédire numériquement les transformations métallurgiques apparaissant dans la pièce ce qui se révèle d'un grand intérêt pour la prédiction des contraintes résiduelles induites. Cependant, la simulation dans son état actuel présente encore des points limitants. En effet, si le lecteur compare les résultats numériques et expérimentaux, il pourra apercevoir des différences notables sur les contraintes résiduelles. Pour expliquer ces écarts, plusieurs pistes sont possibles et ont été abordées.

- Tout d'abord, le modèle numérique utilisé peut être mis en cause, non pas au niveau du maillage, conditions aux limites ou chargement qui ont été testés puis validés mais plutôt dans le choix des modèles métallurgiques et mécaniques. Un « calage » plus approfondi de ces données — par exemple via la dureté du revenu — pourrait permettre de meilleurs résultats.
- Certains phénomènes n'ont pas été pris en compte. C'est le cas de la profondeur de passe réelle et de la matière enlevée en avant de la meule. Son effet peu connu dans la littérature a été démontré comme non négligeable lors de la R.H.P..

Malgré ces points à améliorer, l'intérêt des méthodes numériques pour la prédiction des phénomènes induits a été démontré et plusieurs constats importants peuvent être retenus.

- Une méthode inverse a été développée pour obtenir la forme de flux optimale rentrant dans la pièce. Cette méthode présente l'avantage de « coller » au plus près de la réalité tout en restant adaptable à d'autres procédés. Un approfondissement de cette méthode permettra l'établissement d'un nouveau modèle numérique de simulation de la rectification adapté à chaque configuration — plane, cylindrique, R.H.P. . . .
- La simulation numérique permet d'étudier l'influence de paramètres de façon indépendante alors qu'ils ne le sont pas entièrement dans la réalité. Cette étude a permis de montrer par exemple l'influence de la vitesse d'avance sur la couche de matériau transformée.
- La simulation des contraintes résiduelles sur une pièce réelle a permis de montrer l'importance de la géométrie de la pièce rectifiée. Des effets de bord peuvent en effet apparaître qui ont une influence prouvée sur la qualité des surfaces rectifiées.

Application à la rectification haute productivité cylindrique

Ne craignez pas d'être lent, craignez seulement d'être à l'arrêt.

PROVERBE CHINOIS

Avec l'étude de la rectification de manière bibliographique, expérimentale et numérique présentée dans les parties précédentes, plusieurs résultats et observations ont été mis en évidence sur le procédé de rectification. À présent, il est temps de s'intéresser à la rectification haute productivité. Ce procédé a été étudié dans un premier temps par une approche expérimentale industrielle. Une approche numérique plus académique de la R.H.P. est ensuite développée pour analyser les verrous actuels à la prédiction des contraintes résiduelles induites. Finalement, après un bref descriptif de ce procédé, cette partie présente les travaux réalisés de façon expérimentale et numérique sur le procédé de rectification haute productivité. Des essais en conditions réelles d'usinage réalisés sur le X40Cr40MnN16-2 pour le cas de la rectification cylindrique sont développés et des modèles tridimensionnels de calculs sont discutés.

Sommaire

4.1 Rappels	117
4.2 Approche expérimentale de la R.H.P.	117
4.2.1 Moyens	117
4.2.2 Choix et justification du plan d'expériences	118
4.2.3 Contraintes résiduelles mesurées	124
4.2.4 Étude micrographique des pièces rectifiées	126
4.2.5 Modèles de R.H.P.	127
4.2.6 Bilan	129
4.3 Approche numérique de la R.H.P.	129
4.3.1 Longueur de contact	130
4.3.2 Extension de l'approche 2D	131
4.3.3 Influence d'un modèle tridimensionnel	133
4.3.4 Simulation numérique 3D de la rectification cylindrique	134
4.4 Conclusion sur la R.H.P.	138
4.4.1 Discussion sur les résultats	138
4.4.2 Comparaison entre expérience et simulation	138

4.1 Rappels

La R.H.P. telle qu'elle a été présentée dans le chapitre 1 de ce manuscrit est différente sur plusieurs points de la rectification classique. En effet, son objectif premier est de diminuer les temps d'ébauche et pour cela des conditions sévères de rectification sont utilisées. Parmi les différences majeures que l'on peut rencontrer avec le procédé étudié dans les chapitres 2 et 3 de ce manuscrit, il en est proposé une liste non exhaustive.

- Le type de rectification : en R.H.P, il s'agit d'un procédé de rectification cylindrique et non plus plane.
- La machine de rectification est différente. Comme observé avec les essais présentés précédemment, une limitation — couple, rigidité ... — peut être induite par une commande numérique « classique ». La R.H.P. s'effectue donc sur une machine spéciale dédiée à ce procédé.
- La meule est également différente des meules plates classiques. En effet, si le type et la taille de grain ne changent guère, la forme profilée de la meule varie et influe sur le contact.

À la vue de ces points, le contact meule/pièce s'avère différent de celui étudié dans le cas d'une meule plate en rectification plane. La modélisation de ce procédé doit par conséquent en être différente. Cependant, la majorité des hypothèses précédemment démontrées restent valables. Il est simplement nécessaire de réaliser des ajustements quant au modèle utilisé. Les formes et longueurs de contact ainsi que la géométrie des pièces feront l'objet d'un soin particulier. Aussi, dans le but de comprendre un peu plus ce nouveau procédé de R.H.P., il sera abordé suivant deux approches : une approche expérimentale pour déterminer les paramètres influents sur l'intégrité des pièces et une approche numérique destinée à évaluer l'effet des différences précitées sur la pièce.

4.2 Approche expérimentale de la R.H.P.

Dans le cadre de la modélisation du procédé de rectification haute productivité, il est nécessaire de comprendre quels paramètres influent sur la qualité des pièces. Les essais réalisés au sein de l'entreprise S.K.F. ont pour but d'étudier le procédé dans des conditions industrielles. Cependant, face aux contraintes de production de l'industrie, plusieurs limitations sont imposées comme l'impossibilité d'utiliser des moyens de mesures embarqués tel que la thermographie ou la mesure d'efforts ou encore le nombre réduit d'essais réalisables pour raison financière. Pour faire face au mieux à ces contraintes, un plan d'expériences fractionnaire a été développé afin d'optimiser le nombre d'essais. Les résultats présentés sont des mesures *a posteriori* comme les micrographies, valeurs de contraintes résiduelles ou micro-dureté.

4.2.1 Moyens

Afin de mener à bien notre campagne d'essais, deux types de pièces en X40CMoVN16-2 sont à notre disposition : un anneau de diamètre 530 *mm* et d'épaisseur 30 *mm* à l'état trempé puis revenu sur lequel plusieurs essais peuvent être réalisés et dix bagues de roulement trempées, revenues puis rectifiées en finition de diamètre moyen 430 *mm*. Pour ces pièces, un essai de micro-dureté Vickers — indenteur pyramidale à base carrée — avec une charge de 500g révèle

une dureté à coeur de 685 HV.

Ces pièces d'essais sont présentées figures 4.1 alors que la meule utilisée pour cette étude est celle de la figure 4.2.

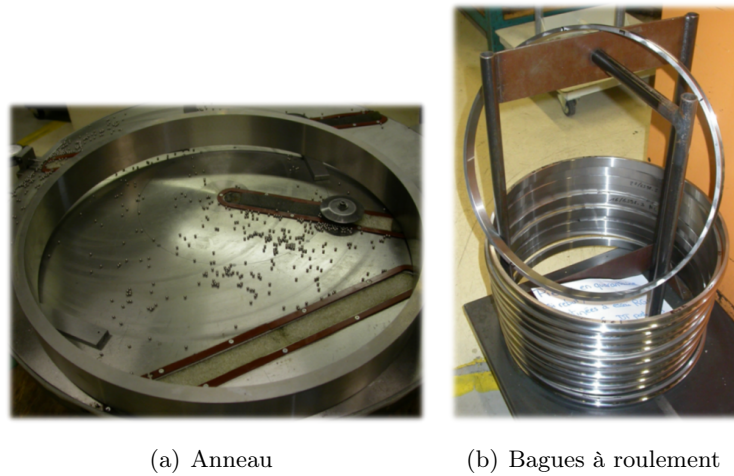


Figure 4.1 – Pièces utilisées pour la réalisation des essais en rectification cylindrique haute productivité.

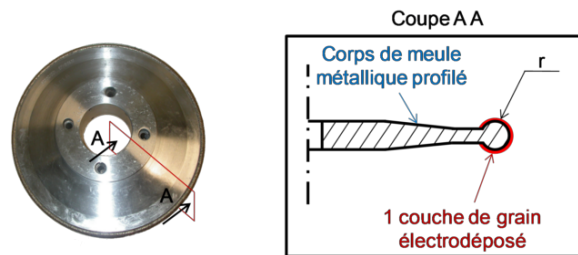


Figure 4.2 – Meule R.H.P..

Comme le montre le schéma descriptif d'une meule R.H.P, elle est constituée d'un corps métallique sur lequel est déposée électrolytiquement une couche de grains C.B.N. Le montage de l'ensemble des essais est réalisé sur une machine à commande numérique permettant de forts couples et de grandes vitesses de rotation comme le montre la figure 4.3.

4.2.2 Choix et justification du plan d'expériences

Le but de cette campagne d'essais est de déterminer les paramètres influents et leur interaction sur l'apparition des changements métallurgiques, de l'épaisseur affectée et des contraintes résiduelles. Pour réaliser cela de façon optimale, il est nécessaire de mettre en place un plan d'expériences. La méthodologie du choix de ce plan peut se décomposer en plusieurs étapes :

- détermination des facteurs influents ;
- choix des paramètres et niveaux ;
- détermination et choix des interactions calculées ;
- choix de la matrice d'expériences ;
- adaptation de la matrice standard au cas réel ;
- choix des valeurs des niveaux ;

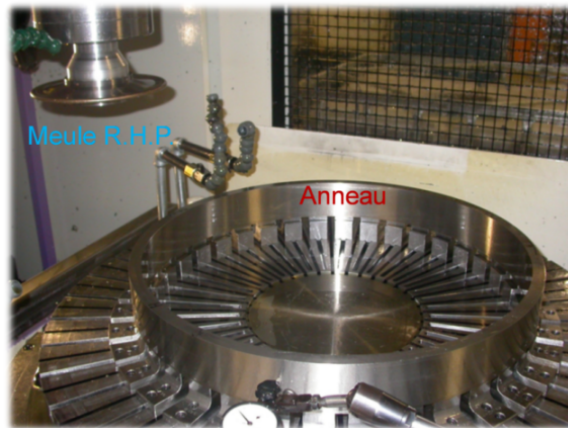


Figure 4.3 – Illustration du montage pour la réalisation des essais en rectification cylindrique.

- essais ;
- analyse des résultats.

Détermination des facteurs influents

La première étape d'un plan d'expériences consiste à déterminer tous les paramètres influents sur les résultats mesurés. Dans l'étude présentée ici, les contraintes résiduelles et l'épaisseur affectée métallurgiquement mais aussi la micro-dureté, la rugosité, les formes et dimensions du copeau ainsi que la puissance absorbée sont relevées. Toutes ces mesures à l'exception de la puissance absorbée, qui est mesurée de façon moyenne pendant l'essai, sont réalisées de manière destructive sur les échantillons. Cette étude permet alors de classer les paramètres en quatre familles : meule, pièce, procédé et autres, listés dans le tableau 4.1.

MEULE	PIÈCE	PROCÉDÉ	DIVERS
type	diamètre	machine	débit, type de lubrification
diamètre	épaisseur	opérateur	température extérieure
grain	matière	rigidité - vibrations	coefficients d'échange
usure	caractéristiques	vitesse de meule	type d'abrasion
caractéristiques	précontraintes internes	vitesse de pièce	coefficient de frottement
précontraintes internes		avance par tour	
		travail opposition/avalant	
		profondeur de passe	

Tableau 4.1 – Liste des paramètres influents sur l'état d'une pièce rectifiée.

Choix des paramètres et niveaux

Parmi tous les facteurs influents, il est important de dégager les paramètres qui vont être pris en compte dans le plan d'expériences de ceux dont on peut négliger l'effet et les supposer constants pendant les essais. Ainsi, les paramètres suivants ont été retenus comme prépondérants :

1. Vitesse de meule V_s

2. Vitesse de pièce V_w
3. Profondeur de passe a_p
4. Avance par tour f
5. Travail opposition / avalant
6. Diamètre pièce D_w
7. Épaisseur pièce
8. Débit lubrification Q_{lub}
9. Type meule

Si l'influence des quatre premiers paramètres, qui sont les paramètres « machine », semble évidente, il peut être intéressant de justifier le choix des deux suivants. Le type de travail paraît important dans la physique de l'abrasion, ne serait-ce que par son influence sur l'éjection du copeau. À l'inverse, le choix du diamètre de la pièce peut être discutable au premier abord puisque ce n'est pas un critère modifiable par l'entreprise dans sa production quotidienne. Ici, il va permettre de déterminer, par le biais de la longueur de contact meule/pièce, l'influence du diamètre de la meule. Enfin, les paramètres épaisseur pièce, débit lubrification, type meule n'ont pas été pris en compte dans le plan d'expériences car leurs effets sont déjà connus : il est par exemple évident qu'une augmentation du débit de lubrification va permettre un meilleur refroidissement et donc une baisse de la Z.A.M.¹. Par contre, quelques essais complémentaires seront réalisés afin de vérifier les proportions de ces influences.

Pour chacun des six paramètres restants du plan d'expériences, il est nécessaire de déterminer le nombre de niveaux que l'on va étudier. Plus le nombre de niveaux est élevé, plus l'approximation sera bonne mais plus le nombre d'essais sera important. Pour ces travaux, il a été choisi une approximation linéaire donc à deux niveaux pour chaque paramètre.

Détermination et choix des interactions calculées

Finalement, six paramètres ont été retenus pour le plan d'expériences, ce qui implique 15 interactions d'ordre 1, 20 d'ordre 2, 15 d'ordre 3, 6 d'ordre 4 et 1 d'ordre 5. Il est raisonnablement impossible d'étudier toutes ces interactions et donc il est nécessaire de les limiter.

Souvent, dans les plans d'expériences, les interactions d'ordre supérieur à 1 sont négligées. Dans notre cas, certaines de ces interactions seront cependant étudiées car elles correspondent à des paramètres bien connus en rectification :

- la vitesse de coupe est l'interaction entre les vitesses de meule, de pièce et le type de travail ;
- l'épaisseur de coupe équivalente est l'interaction entre la profondeur de passe et les vitesses de meule et pièce ;
- le débit de copeaux est l'interaction entre la profondeur de passe, l'avance par tour et la vitesse de pièce.

Choix de la matrice d'expériences

L'étude préliminaire a permis de dégager les six paramètres principaux à étudier sur une variation de deux niveaux ce qui en théorie devrait impliquer $2^6 = 64$ essais afin d'obtenir les effets

1. Z.A.M. : Zone Affectée Métallurgiquement

purs de chaque paramètre. Cependant, pour diminuer ce nombre trop important industriellement d'essais, il existe des méthodes dites de « plans fractionnaires » [Alex95]. Ces méthodes basées sur des études statistiques permettent en négligeant certaines interactions d'obtenir des effets peu biaisés. Ainsi, plutôt que les 64 essais nécessaires à une matrice complète, il est choisi d'utiliser une matrice à 16 essais et de l'optimiser à notre cas.

Adaptation de la matrice standard au cas réel

Dans un plan d'expériences à 16 essais, la matrice utilisée possède 16 lignes et 15 colonnes ce qui permet d'étudier complètement 4 facteurs A,B,C,D et leurs interactions d'ordre 1, 2 et 3 comme montré par le tableau 4.2.

Essai	Niveaux Facteurs				Interaction ordre 1						Interaction ordre 2 et 3				
	A	B	C	D	AB	AC	BC	AD	BD	CD	ABC	ABD	ACD	BCD	ABCD
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	2	1	1	1	2	2	2	1	2	2	2	2
3	1	1	2	1	1	2	2	1	1	3	2	1	2	2	2
4	1	1	2	2	1	2	2	2	2	4	2	2	1	1	1
5	1	2	1	1	2	1	3	1	3	1	2	2	1	2	2
6	1	2	1	2	2	1	3	2	4	2	2	1	2	1	1
7	1	2	2	1	2	2	4	1	1	3	1	2	2	1	1
8	1	2	2	2	2	2	4	2	4	4	1	1	1	2	2
9	2	1	1	1	3	3	1	3	1	1	2	2	2	1	1
10	2	1	1	2	3	3	1	4	2	2	2	1	1	2	1
11	2	1	2	1	3	4	2	3	1	3	1	2	1	2	1
12	2	1	2	2	3	4	2	4	2	4	1	1	2	1	2
13	2	2	1	1	4	3	3	3	3	1	1	2	2	2	1
14	2	2	1	2	4	3	3	4	4	2	1	2	1	1	2
15	2	2	2	1	4	4	4	3	3	3	2	1	1	1	2
16	2	2	2	2	4	4	4	4	4	4	2	2	2	2	1
L1	BCDE	ACDE	ABDE	ABCE	CDE	BDE	ADE	BCE	ACE	ABE	DE	CE	BE	AE	E
L2	BCF	CF	BF	BCDF	ACF	ABF	F	ABCDF	CDF	BDF	AF	ACDF	ABDF	DF	ADF
L3	A + BCF	B + CF	C + BF	D	AB + CDE + ACF	AC + ABF + BDE	BC + ADE + F	AD + BCE	BD + CDF + ACE	CD + BDF + ABE	ABC + DE + AF	ABD + CE	ACD + BE	BCD + AE + DF	E + ADF
L4	A	B	C	D	AB + CDE	BDE	F	AD	BD	ABE	DE	CE	BE	AE	E

Tableau 4.2 – Matrice initiale d'un plan d'expériences à 16 essais.

Afin d'augmenter le nombre de facteurs, on va « alier » la colonne ABCD avec un cinquième facteur E. Le générateur d'alias ainsi créé est donc $G1 = ABCDE$ et va venir biaiser toutes les colonnes avec des termes croisés — ligne L1 sur la matrice. Ainsi, la colonne 1 donnera par exemple l'effet mélangé de A et de BCDE.

Pour créer le 6^e facteur F on répète la procédure en générant l'alias $G2 = ADEF$ qui nous donne les effets supplémentaires de la ligne L2. Finalement, la matrice modifiée à 16 essais permet d'étudier 6 facteurs et certaines interactions. Si l'on néglige les interactions d'ordre 4, on se trouve avec les effets donnés ligne L3 pour chaque colonne.

On remarque que pour l'instant on ne pourrait pas calculer avec cette matrice les effets seuls des facteurs principaux A, B, C, D, E seuls. En effet, ceux-ci sont biaisés par les interactions : BCF, CF, BF, BC, ADE, ADF. Ainsi, si l'on veut pouvoir obtenir des effets « purs », il faut pouvoir négliger ces interactions ce qui va guider le choix des facteurs suivants :

- A : Avance par tour
- B : Profondeur passe
- C : Travail opposition / avalant
- D : Vitesse de meule
- E : Vitesse de pièce
- F : Diamètre pièce

La matrice d'essais finale permettra alors de calculer les effets supposés « purs » des facteurs A, B, C, D, E, F et des interactions ABE : vitesse de coupe, BDE : épaisseur de coupe équivalente et AB + CDE : AB + vitesse de coupe de la ligne L4.

Choix des valeurs de niveaux

Les valeurs par niveau ont été choisies de façon à ce que les valeurs au centre — niveau 1,5 — correspondent aux paramètres de coupe utilisés en production courante. Les niveaux 1 et 2 sont ensuite choisis de façon symétrique de chaque coté de cette valeur centrale. Le niveau 3 correspond à des paramètres en conditions extrêmes exploitant au maximum les possibilités de la machine. À l'inverse des autres paramètres, quatre niveaux d'arrosage sont choisis dont la différence porte non pas sur le débit mais la localisation de l'arrosage. En effet, deux types de buses de lubrification on été disposés sur le montage

- des buses de gros diamètres qui « arrosent » l'ensemble meule pièce.
- des buses de faibles diamètres placées proches du contact qui vont permettre un « décrassage » de la meule au niveau du contact.

Essais

Au final, le plan d'expériences à 16 essais est réalisé sur l'anneau à raison de 8 essais sur chacune des bagues tel que présenté figure 4.4 avec un débit d'arrosage d'huile entière constant de 100 $l.min^{-1}$.

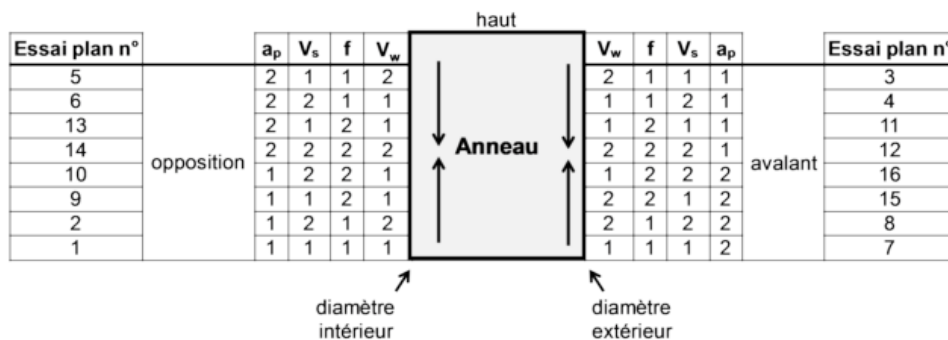


Figure 4.4 – Essais réalisés sur l'anneau.

L'ensemble des essais usinés sur le diamètre intérieur sont réalisés en opposition alors que les essais sur le diamètre extérieur sont en avalant ce qui a pour effet de lier les paramètres diamètre de pièce et type de travail.

Les bagues à roulements ont quant à elles été rectifiées suivant des conditions supplémentaires telles que présentées par la figure 4.5.

	Niveaux	Valeurs
Vitesse de meule	1	70 m.s^{-1}
	1,5	100 m.s^{-1}
	2	130 m.s^{-1}
	3	150 m.s^{-1}
Vitesse de pièce	1	60 m.min^{-1}
	1,5	100 m.min^{-1}
	2	140 m.min^{-1}
	3	150 m.min^{-1}
Profondeur de passe	1	$0,20 \text{ mm}$
	1,5	$0,45 \text{ mm}$
	2	$0,70 \text{ mm}$
	3	$1,00 \text{ mm}$
Type de travail	1	opposition
	2	avalant
Avance par tour	1	$0,02 \text{ mm.tour}^{-1}$
	1,5	$0,07 \text{ mm.tour}^{-1}$
	2	$0,12 \text{ mm.tour}^{-1}$
	3	$0,15 \text{ mm.tour}^{-1}$
Arrosage	0	aucun arrosage
	1	sans buses gros diamètre
	2	sans buses petit diamètre
	3	arrosage maximum

Tableau 4.3 – Présentation des valeurs de niveaux choisies.

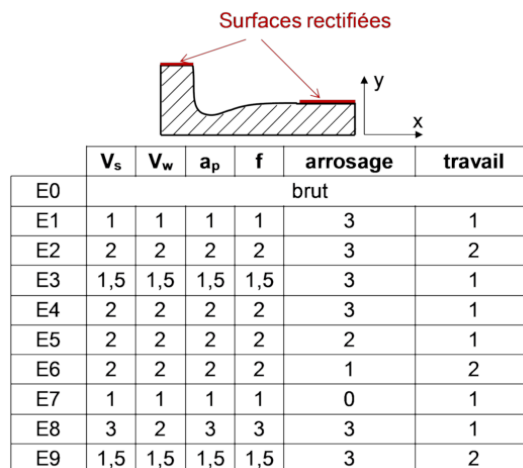


Figure 4.5 – Essais réalisés sur les bagues à roulements.

Finalement, les différentes mesures réalisées *a posteriori* sur les pièces d'essais sont riches d'enseignement pour l'apparition des contraintes résiduelles et des affectations métallurgiques lors de la R.H.P.. Dans les prochaines sections de cette partie, on propose de présenter les résultats obtenus sur ces deux points puis on tentera une modélisation plus globale du procédé.

4.2.3 Contraintes résiduelles mesurées

Les mesures de contraintes résiduelles de surface ont été réalisées par la société S.K.F. sur un appareillage de type SET-X — cf. validation partie 2.43. Les valeurs étudiées sont les contraintes longitudinales sur la face de la pièce rectifiée.

Chacune des mesures présentées a été effectuée suivant trois points décalés de 120 degrés sur l’anneau. Par souci de clarté, seule la valeur moyenne est donnée et les incertitudes de mesure — cf. partie 1.6.4 — ne sont pas présentées. Celles-ci présentent en effet une fourchette constante qui ne présente que peu d’intérêt pour comparer les valeurs. Les résultats de ces mesures sont présentés pour l’anneau sur le graphique 4.6 et pour les bagues à roulement sur le graphique 4.7.

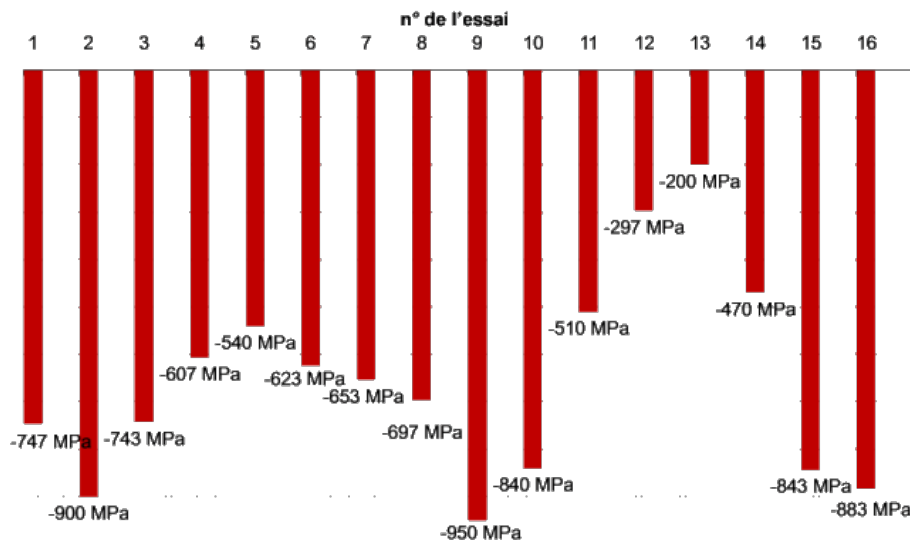


Figure 4.6 – Valeurs de contraintes résiduelles mesurées en surface sur anneau.

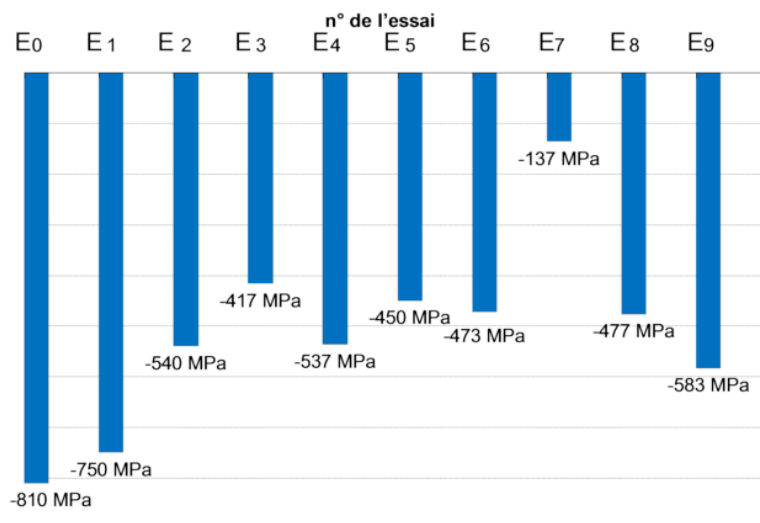


Figure 4.7 – Valeurs de contraintes résiduelles mesurées en surface sur les bagues de roulements.

D’après ces résultats, il est intéressant de noter quelques points :

- Les valeurs de contraintes montrent de la compression en surface. Ce type de contraintes est caractéristique de la rectification lors d’une opération de finition ou superfinition.
- Les pièces réalisées dans les mêmes conditions de rectification présentent le même niveau de contraintes aussi bien sur l’anneau que les bagues à roulement — par exemple l’essai 1 et E1. Ce point permet de valider la répétitivité de nos essais.
- L’ordre de grandeur des contraintes peut atteindre des valeurs importantes de compression proches de la limite d’élasticité σ_0 du matériau.

Afin de comprendre plus en détail l’apparition des contraintes résiduelles, des profils sont réalisés dans la profondeur de quelques pièces. L’enlèvement de matière est réalisé par polissage électrolytique pour éviter l’apport de nouvelles sollicitations et un algorithme de compensation de la matière est utilisé. Les pièces sélectionnées pour ces profils sont :

- pièce E0 : une bague à roulement brute non usinée. Cette pièce correspond à l’état initial de toutes nos bagues à roulement issues d’un procédé de rectification de finition ;
- pièce E1 : une bague à roulement usinée avec des paramètres de niveaux faibles et l’arrosage maximum. Cet essai permet d’observer le profil de contrainte sur une pièce sans affectations métallurgiques ;
- pièce E7 : une bague à roulement usinée dans les mêmes conditions que l’essai E1 mais sans lubrification. Ce profil permet d’observer l’influence de la lubrification sur les contraintes à cœur ;
- pièce 13 : sur alésage de l’anneau réalisé dans des conditions critiques. Par rapport à l’essai E1, la profondeur et l’avance par tour sont au niveau 2.

La figure 4.8 présente sur la même échelle l’ensemble de ces résultats de profils.

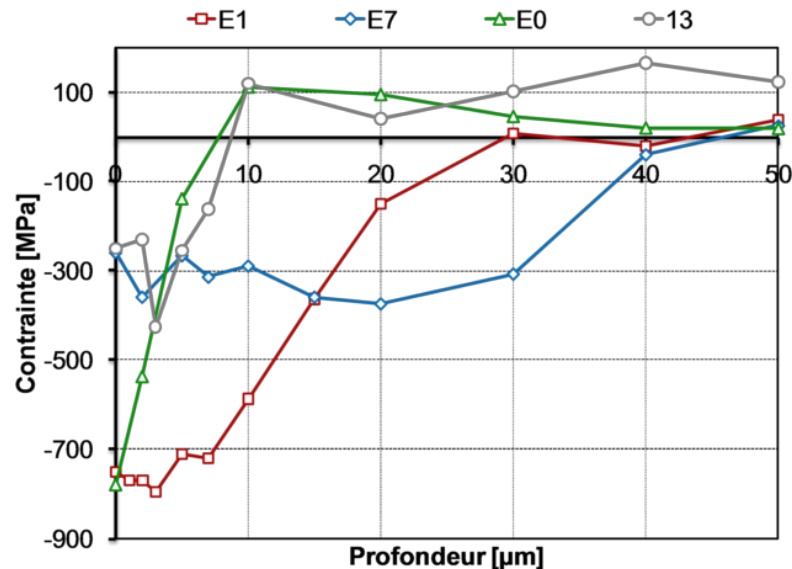


Figure 4.8 – Profils de contraintes résiduelles mesurés par D.R.X..

D’après ces résultats, il est possible de réaliser un premier bilan relatif aux contraintes résiduelles générées par la R.H.P..

- L’état brut des bagues de roulement usinées correspond à un état de contrainte favorable de compression en surface. La profondeur des contraintes de compression observées est de l’ordre de $8 \mu\text{m}$ pour un retour à zéro vers $40 \mu\text{m}$. Or, la plus faible profondeur de passe de

nos essais est de $200\ \mu\text{m}$. On peut donc supposer que la surface initiale de nos pièces a été éliminée et que les contraintes mesurées sur les bagues sont seulement issues de nos essais.

- Le profil de contrainte observé pour la pièce E1 usinée dans les conditions de R.H.P. présente également un profil de contrainte convenable de compression. On note cependant une pénétration plus importante à cœur des contraintes.
- L'essai E7 présente une contrainte plus aléatoire à proximité de la surface. La profondeur affectée est également plus importante avec une contrainte de compression observée jusqu'à $40\ \mu\text{m}$.
- L'essai 13 réalisé sur l'anneau présente une courbe de contrainte peu affectée en profondeur comme en surface. On observe cependant des fluctuations en surface qui peuvent être témoins de transformations métallurgiques.

Il est encore une fois important de mettre un bémol sur les mesures de contraintes résiduelles par D.R.X.. En effet, lors de la mesure d'un profil de contrainte viennent s'ajouter aux incertitudes de mesure du procédé — cf. chapitre 1 — des incertitudes supplémentaires dues à l'enlèvement de matière. Des pics de contraintes très localisés comme ceux que l'on peut calculer numériquement seront alors naturellement lissés lors de la mesure.

4.2.4 Étude micrographique des pièces rectifiées

Une étude micrographique a été réalisée sur l'ensemble des pièces d'essai pour observer les affectations liées aux conditions de rectification. On observe alors sur certaines pièces des couches affectées en surface. La figure 4.9 illustre ces zones observées après rectification d'une des pièces d'essais.

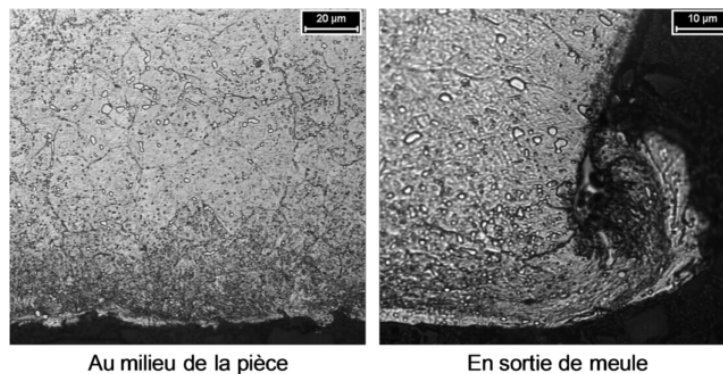


Figure 4.9 – Exemples de micrographies sur pièce en X40CrMoVN16-2 rectifiée — essai E7.

Il est également possible d'essayer de tirer des analyses métallurgiques, une première dépendance avec les contraintes résiduelles mesurées. On observe sur les pièces :

- essai E0 : échantillon de référence sans observations particulières ;
- essai E1 : aucune dégradation n'apparaît visuellement ou avec un microscope optique ;
- essai E7 : sans lubrification, on observe visuellement des brûlures sur la pièce et une zone blanche au microscope ;
- essai 13 : une zone sombre apparaît sous la surface, probablement liée à un revenu de la martensite initiale.

Le graphique 4.10 présente les valeurs de l'épaisseur de la zone affectée — couche sombre et couche blanche ajoutées — mesurée micrographiquement et de façon moyenne sur les essais de l'anneau.

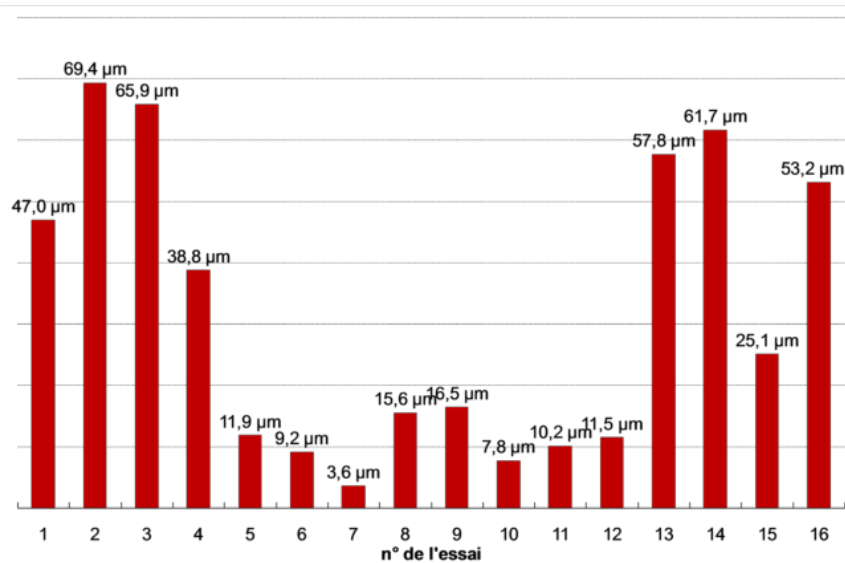


Figure 4.10 – Valeurs de l'épaisseur des couches affectées mesurées expérimentalement.

Il est alors possible de faire à nouveau quelques remarques sur l'étude micrographique :

- les essais du plan d'expériences sur l'anneau n'ont pas beaucoup affecté la pièce : sur l'ensemble des essais, seulement quatre présentent des modifications métallurgiques majeures ;
- les essais complémentaires des bagues à roulement présentent presque tous des affectations ;
- les brûlures, quand elles sont observées, semblent plus importantes au bord lors de l'entrée de la meule dans la pièce ;
- les contraintes résiduelles sont liées aux phénomènes de brûlures : les valeurs faibles de contraintes correspondent aux essais avec une zone affectée importante.

4.2.5 Modèles de R.H.P.

Face aux nombreuses observations expérimentales, il est important d'essayer de rassembler les résultats obtenus autour de modèles afin d'en faciliter la compréhension. Pour cela, plusieurs choix sont possibles depuis l'étude séparée des paramètres jusqu'à un modèle de prédiction des contraintes résiduelles en passant par des analyses d'influence.

Influence des paramètres principaux

Pour faciliter la compréhension du procédé, on propose de tracer figure 4.11 l'effet séparé des paramètres principaux sur les contraintes résiduelles.

Partant de contraintes dans un état initial de compression, on s'aperçoit que la majorité des paramètres ont tendance à faire décroître cette contrainte de surface lorsqu'on les augmente.

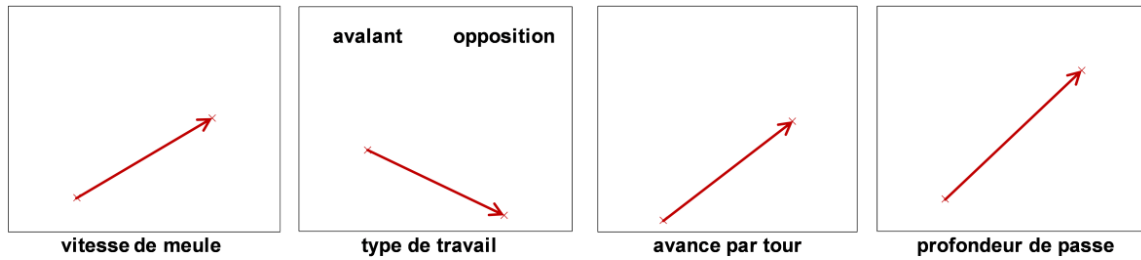


Figure 4.11 – Influence des paramètres sur les contraintes résiduelles de surface.

Diagrammes d'influence

Grâce à la théorie des plans d'expériences, il est possible de calculer les effets des six facteurs choisis sur les résultats mesurés. On peut alors évaluer l'influence de chaque paramètre indépendamment de leur interaction. Ce travail, tracé sous la forme de camemberts avec la figure 4.12, permet de montrer l'influence de nos paramètres sur les contraintes résiduelles et les transformations métallurgiques.

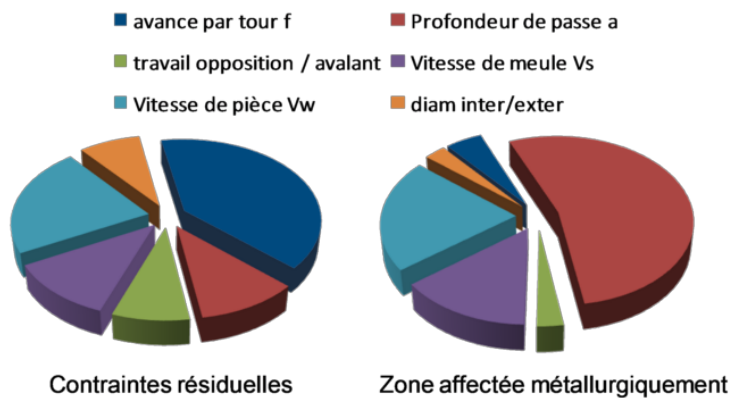


Figure 4.12 – Influence des paramètres sur les contraintes résiduelles et affectations métallurgiques.

Plusieurs points sont remarquables grâce à l'analyse de ces diagrammes :

- le travail et le diamètre ont la même influence ce qui est normal car les deux paramètres ont variés de façon liée : cependant, de par la corrélation des valeurs de contraintes entre anneau et bagues, on peut justifier dans notre cas que le diamètre n'est pas significativement influent.
- la profondeur de passe se révèle comme le paramètre essentiel qui génère l'apparition de transformations métallurgiques.
- la profondeur de passe apparaît moins influente en ce qui concerne les contraintes, pour laisser place à l'avance par tour.
- aucun des paramètres ne présente de très faibles valeurs et donc aucun ne peut être négligé.

Modèle de contraintes longitudinales de surface

Toujours grâce au plan d'expériences réalisé sur l'anneau, il est possible de tenter une modélisation des contraintes résiduelles issues de la R.H.P.. La relation 4.1 présente ce modèle approché

des contraintes en fonction des paramètres d'usinage.

$$\sigma = 3,55.V_s + 4400.f + 80.a_p - 0,35.Vw + 116,5.T - 782 \quad (4.1)$$

avec T le type de travail de valeur 1 pour avalant et -1 pour opposition.

Cette équation est déterminée en faisant l'hypothèse simplificatrice de variations linéaires — car les mesures sont réalisées sur deux niveaux. Sa validité sur le domaine d'expérience est donc correcte mais son extrapolation apparaît discutable. Des essais composites supplémentaires pourraient permettre d'évaluer l'erreur commise. Aussi, même si sa validité est discutable, cette équation présente l'avantage d'évaluer rapidement les contraintes résiduelles de surface.

4.2.6 Bilan

Avec les résultats expérimentaux, on peut déduire un premier bilan quant aux contraintes résiduelles et affectations métallurgiques induites par le procédé de R.H.P.

- Les contraintes de surface de nos essais sont toutes de compression. Ce point est très positif pour la durée de vie en fatigue des roulements.
- Des affectations métallurgiques apparaissent sur quelques pièces qui peuvent amener des chutes de caractéristiques des surfaces rectifiées.
- Un lien semble s'établir entre contraintes et brûlures en surface : plus la pièce apparaît affectée métallurgiquement, plus les contraintes sont faibles.

De même, ces travaux ont été bénéfiques d'un point de vue expérimental sur deux points.

- Des domaines de fonctionnement présentant de très bonnes caractéristiques de la pièce rectifiée ont été déterminés.
- Des diagrammes d'influence et un modèle prédictif des contraintes résiduelles sont fournis pour permettre un choix plus facile des conditions d'usinage.

Enfin, il est important de signaler que ces travaux concernent une première étude du procédé de R.H.P.. L'optimisation du procédé devra passer par une étude expérimentale plus complète ainsi qu'un modèle numérique. Ainsi, si les premiers travaux expérimentaux ont été présentés, la prochaine partie de ce chapitre porte à présent sur l'élaboration d'un modèle numérique plus proche de la rectification haute productivité.

4.3 Approche numérique de la R.H.P.

Dans le précédent chapitre de ce manuscrit, la simulation numérique du procédé de rectification a été abordée. Il a été montré que la simulation numérique pouvait permettre de retrouver les contraintes résiduelles en surface d'origine thermique et métallurgique. Or, avec la R.H.P. non seulement le type de rectification, mais aussi les contraintes résiduelles mesurées sont différentes. Il apparaît alors que le modèle de simulation numérique actuel ne permet pas de prédire les contraintes dans le cas de R.H.P. cylindrique. Pour expliquer ces phénomènes mesurés expérimentalement, la simulation numérique du procédé de R.H.P. nécessite des modifications. Les trois points suivants dont il est proposé d'étudier les effets numériquement peuvent paraître améliorables :

- le type de rectification et les dimensions des meules peuvent influencer la longueur de contact ;

- la forme circulaire des pièces peut influencer d'un point de vue structurelle les contraintes résiduelles ;
- l'avance par tour perpendiculaire aux vitesses de pièce et de meule implique un chargement en trois dimensions nécessitant une modélisation plus complexe.

4.3.1 Longueur de contact

La longueur et la forme du contact sont très importantes en rectification classique et conditionnent le flux thermique entrant dans la pièce — cf. chapitre 1. Avec le procédé de R.H.P., la pièce comme la meule est de forme cylindrique. De plus, la meule de nos essais est en fait torique au niveau du contact comme le montre la figure 4.2 du chapitre 1. La matière enlevée à chaque passage de la meule est alors étudiée à l'aide d'un logiciel de C.A.O.² et présentée par la figure 4.13.

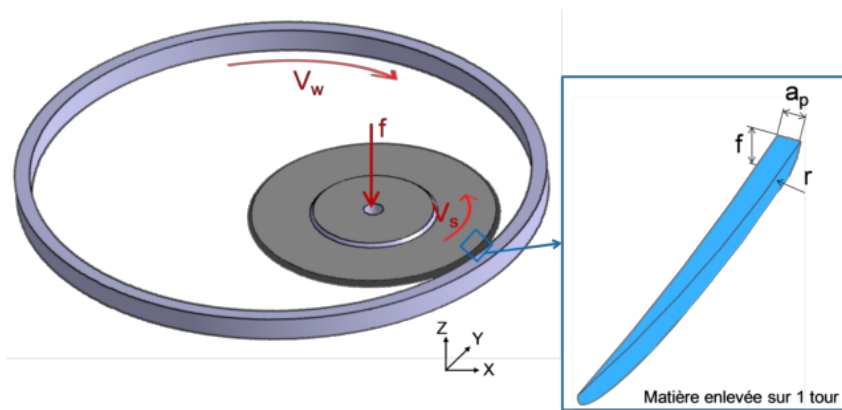


Figure 4.13 – Volume de matière enlevée pour un tour de la pièce.

Il est alors évident que le volume de matière enlevée est très différent de celui de la rectification plane. En effet, s'il est possible de retrouver la longueur de contact dans le plan dans la direction de V_s , on ne se trouve plus dans le cas d'une profondeur de passe constante sur \vec{z} de par l'avance f et le rayon de la tore r .

Finalement, il est alors nécessaire de calculer les deux longueurs de contact suivantes.

- La longueur suivant la direction de V_s . Comme dans le cas de la rectification plane, elle se calcule par la relation $\sqrt{a_p \cdot D_e}$ qui fait intervenir le diamètre équivalent D_e . Par souci de comparaison, on prendra cette longueur identique aux précédents calculs et de valeur 6,3 mm.
- La longueur suivant la direction de f . Elle peut être évaluée de la même façon par la relation $\sqrt{a_p \cdot 2 \cdot r}$ faisant intervenir le rayon r de la tore. Dans notre exemple, la meule présente un rayon de 3 mm ce qui conduit à la valeur arrondie de $\sqrt{0,16 \cdot 6} = 1$ mm.

Finalement, la faible surface qui découle du contact meule-pièce en R.H.P. peut être la raison de ce changement de comportement observé expérimentalement. Dans les prochaines parties, on se propose de vérifier cette influence par une approche numérique. La comparaison se fera graduellement en tentant une comparaison entre la rectification plane et cylindrique puis l'influence d'un calcul tridimensionnel sera étudiée pour enfin tester le cas réel de la R.H.P..

2. C.A.O. : Conception Assistée par Ordinateur

4.3.2 Extension de l'approche 2D

Modèle

Dans cette partie, on se propose d'essayer de montrer l'influence du passage à la rectification circulaire sur l'intégrité de la pièce. En effet, la structure fermée d'un anneau peut changer l'évolution des contraintes résiduelles. Pour vérifier cette hypothèse un nouveau modèle de rectification cylindrique a été développé. Les conditions de rectification sont choisies identiques à l'essai T38 du chapitre 2 afin de pouvoir comparer nos résultats de simulation avec ceux de la partie 3.4.2 du chapitre 3. Le modèle numérique développé représente un huitième d'un anneau de diamètre intérieur 400 mm. La symétrie de l'anneau est prise en compte au niveau des conditions aux limites choisies aux bords du maillage. L'état initial du matériau est ferritique. Le flux de chaleur se déplace à la vitesse V_w sur la pièce et deux passages successifs du flux sont réalisés. L'ensemble de ces informations sont reprises par la figure 4.14.

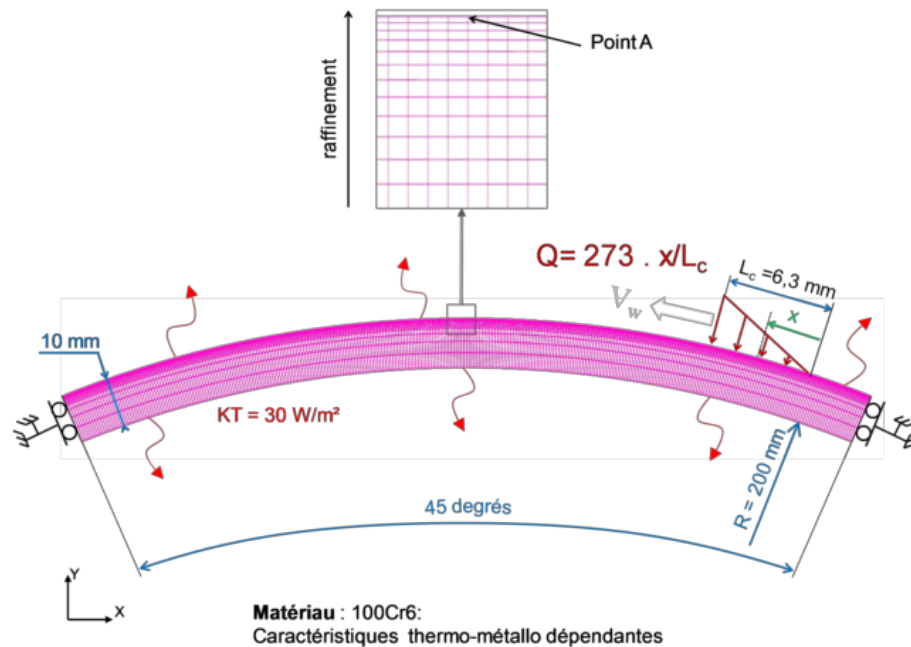


Figure 4.14 – Modèle de l'approche 2D cylindrique.

Résultats

La durée pour le calcul thermo-métallurgique est de 755 secondes en temps processeur³ et de 2705 s pour la mécanique soit un total d'environ 1 heure. Les résultats métallurgiques sont présentés pour le point A par les courbes 4.15. Le profil des contraintes résiduelles dans la profondeur de la pièce au niveau du point A est donné après refroidissement — au temps $t = 1000$ s — par la figure 4.16.

Plusieurs observations peuvent être réalisées sur ces premiers résultats. Tout d'abord, il est notable que la température maximale atteinte est plus élevée lors du deuxième passage du flux de chaleur. Ce phénomène provient de la différence de conductivité de la phase martensitique créée

3. Serveur de calcul linux 64 bits, quadricoeur 4 x 3,6 GHz, 16 Go de mémoire vive

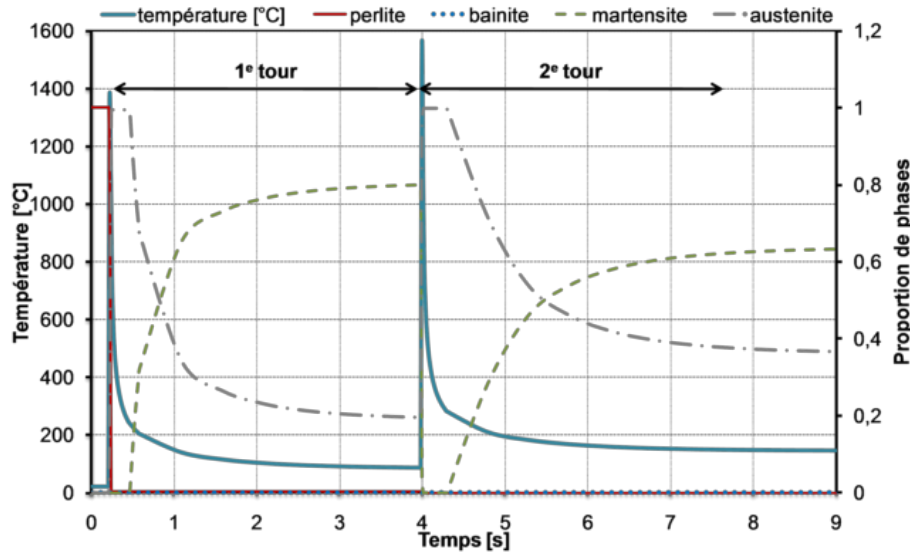


Figure 4.15 – Résultats de la thermométallurgie au point A.

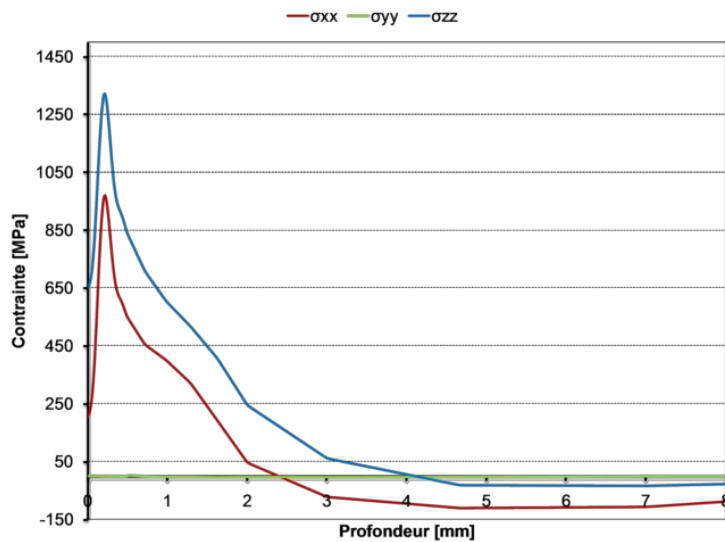


Figure 4.16 – Profils de contraintes résiduelles dans la profondeur du point A à t = 1000 s.

lors du premier passage. Cet écart d'environ 10% s'avère également influant sur la proportion des phases à l'issue du deuxième passage.

On peut ainsi facilement supposer que la mauvaise conductivité de la martensite va permettre un maintien plus long d'une température élevée en surface et donc d'un gradient de refroidissement plus lent. La transformation qui s'en suit va alors être diminuée et générer une proportion de martensite inférieure d'environ 20 % entre le premier et le deuxième tour. On peut cependant supposer que cette tendance va se stabiliser pour les tours suivants qui donneront des résultats similaires à ceux du deuxième tour. Dans tous les cas, aucune transformation bainitique n'apparaît.

Si l'on étudie à présent les profils de contraintes résiduelles simulés, il est possible de retrouver les résultats observés en rectification plane. On observe en effet pour les mêmes raisons, la même

évolution des contraintes. On retrouve en effet une valeur de contrainte nulle suivant \vec{y} et des profils présentant un pic de traction en sous-couche suivant \vec{x} et \vec{z} .

4.3.3 Influence d'un modèle tridimensionnel

Dans cette section, l'influence d'une modélisation tridimensionnelle sur les contraintes résiduelles est étudiée. Le maillage de l'étude précédente est alors prolongé suivant la direction \vec{z} jusqu'à une épaisseur de 8 mm. Le maillage ainsi formé comporte un nombre de noeuds d'environ 170000. Les conditions aux limites sont identiques au modèle bidimensionnel. Le chargement est toujours de forme triangulaire et s'applique sur l'épaisseur complète de 8 mm. Le modèle ainsi présenté est repris par la figure 4.17.

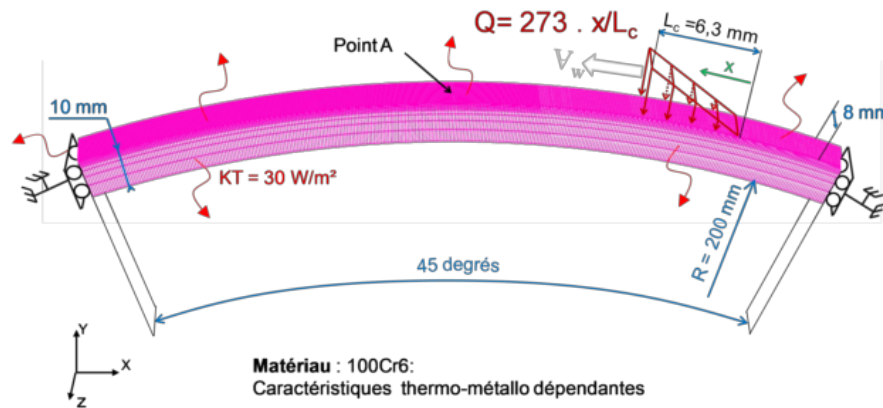


Figure 4.17 – Modèle de l'approche 3D cylindrique.

Les calculs thermométallurgique et mécanique sont réalisés dans les mêmes conditions que précédemment pour deux tours du flux thermique. Le temps moyen de calcul est de l'ordre de trois semaines pour les deux étapes. Les résultats dépouillés au point A situé au milieu de la pièce sont donnés figures 4.18 et 4.19.

Cette fois encore, il est possible d'analyser les deux résultats proposés.

- Les résultats thermométallurgiques apparaissent tout à fait semblables aux résultats du calcul bidimensionnel de la figure 4.16. Sur ce point l'influence du passage 2D à 3D paraît donc quasiment nulle.
- Avec l'analyse des résultats du calcul mécanique, il est possible de s'apercevoir de différences notables sur les profils de contraintes résiduelles après refroidissement. En effet, si le pic de traction en sous couche demeure, la principale différence réside dans l'inversement des tendances entre les profils σ_{xx} et σ_{zz} . La contrainte σ_{xx} devient ainsi plus élevée que σ_{zz} qui présente une valeur de compression en surface.

Pour clarifier ces différences, la visualisation des contraintes sur une coupe est proposée par la figure 4.20. Sur cette figure, les contraintes σ_{xx} , σ_{yy} et σ_{zz} sont présentées pour une section du modèle dans le plan (y,z) et passant par le point A.

Finalement, au vu de la comparaison entre des calculs similaires 2D et 3D, on peut tirer les conclusions suivantes.

- Les contraintes dans le sens de la déformation planes — σ_{zz} — sont surévaluées par le modèle 2D. L'hypothèse des déformations planes généralisées s'avère donc pénalisante.

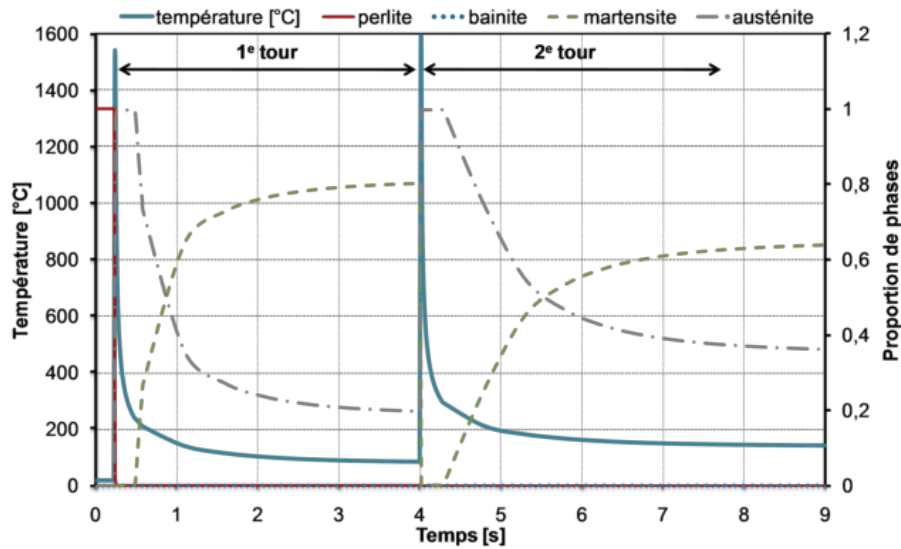


Figure 4.18 – Résultats de la thermométallurgie au point A.

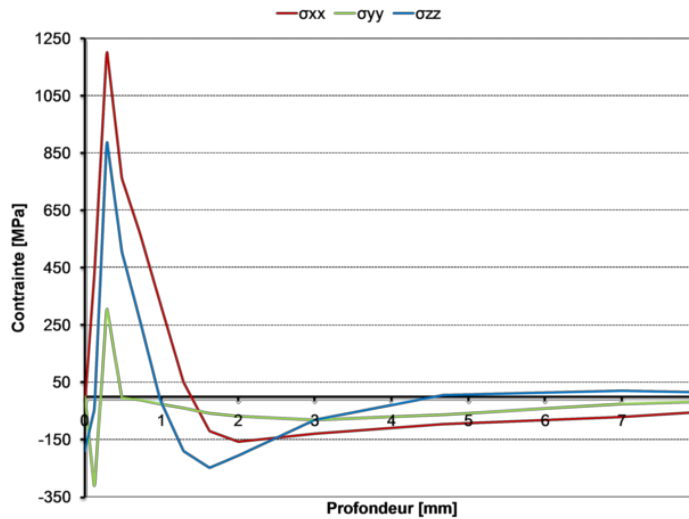


Figure 4.19 – Profils de contraintes résiduelles dans la profondeur du point A à $t = 1000$ s.

- Les contraintes circonférentielles — σ_{xx} — sont plus élevées dans le calcul tridimensionnel.

4.3.4 Simulation numérique 3D de la rectification cylindrique

Dans cette partie, l'idée est de simuler le procédé de rectification cylindrique en prenant en compte l'avance par tour f suivant l'axe de rotation de la meule. Pour cela, le modèle — maillage et conditions aux limites — du cas 3D précédent est réutilisé. Un flux de chaleur bilinéaire — linéaire suivant \vec{x} et linéaire suivant \vec{z} — est appliqué sur la surface de contact de $6,3 \times 1 = 6,3 \text{ mm}^2$ déterminée dans la section 4.3.1 précédente. Le modèle numérique utilisé ainsi qu'un zoom sur la densité de flux de chaleur appliquée à la surface supérieure du modèle sont respectivement donnés figures 4.21 et 4.22.

Tout comme les études précédentes de ce chapitre, les calculs thermométallurgiques puis

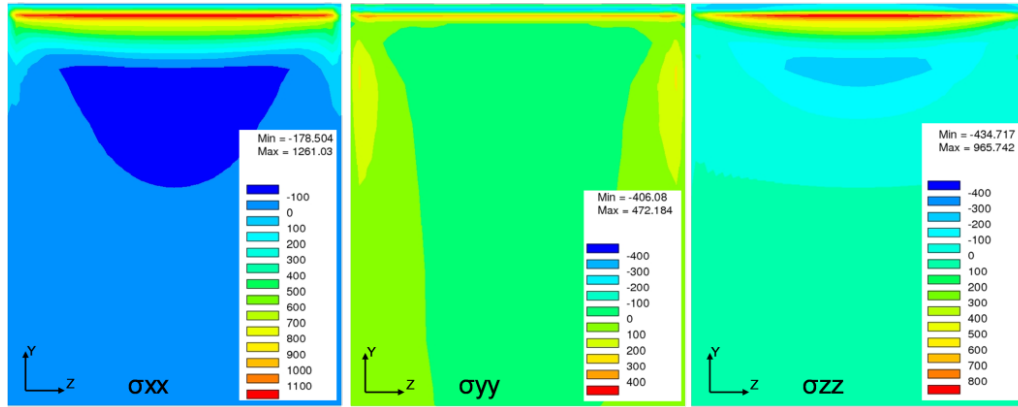


Figure 4.20 – Profils de contraintes résiduelles dans le plan (y,z) passant par A à t = 1000 s.

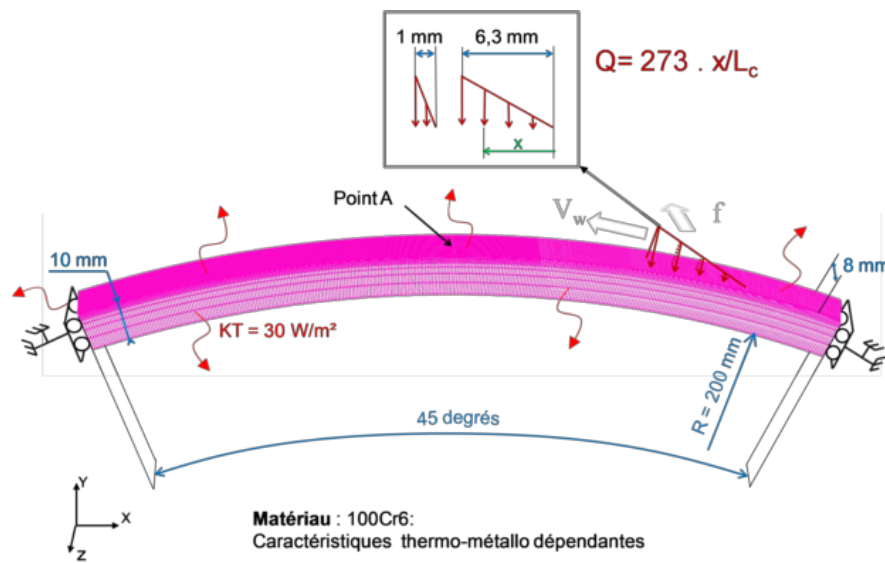


Figure 4.21 – Modèle de la rectification cylindrique.

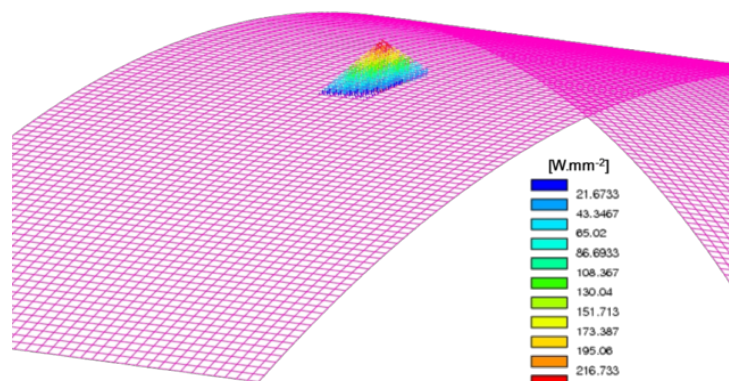


Figure 4.22 – Zoom sur le chargement appliqué.

mécaniques sont réalisés pour deux tours du flux de chaleur et jusqu'à refroidissement de la pièce. Cependant, dans ce cas pour simuler l'avance de $0,2 \text{ mm.tour}^{-1}$ le flux de chaleur est

également animé d'une vitesse suivant l'axe \vec{z} . La figure 4.23 montre l'exemple de la proportion de phase ferritique où l'influence de ce décalage entre les deux tours peut être observée.

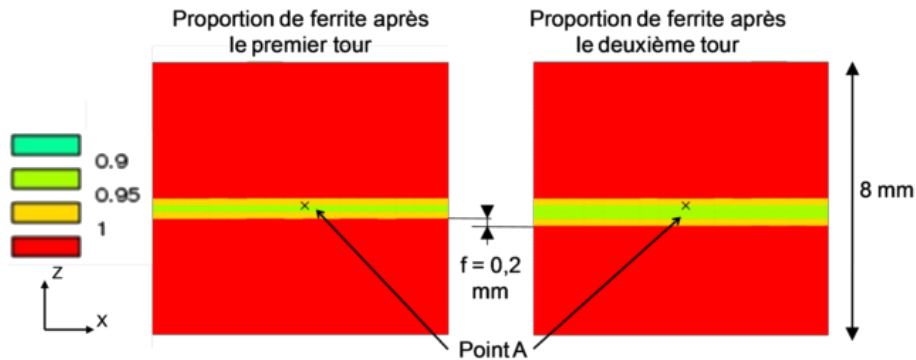


Figure 4.23 – Vue de la surface supérieure de la proportion de ferrite simulée.

Les évolutions des températures et des proportions de phases sont données par le graphique 4.24.

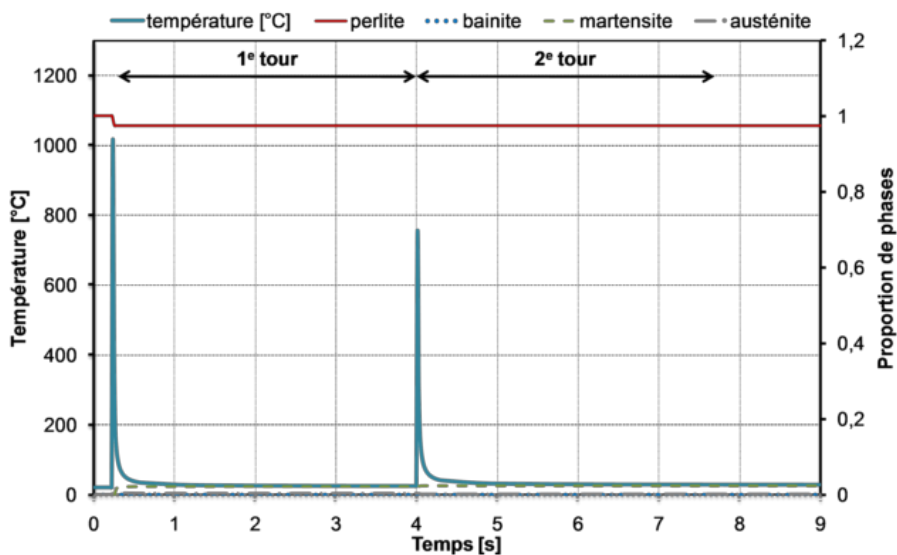


Figure 4.24 – Résultats de la thermométallurgie au point A.

En ce qui concerne les températures observées, deux remarques apparaissent par comparaison avec le modèle précédent.

- Une diminution de la température maximale atteinte lors du premier passage du flux est observée alors que les flux sont identiques. Outre le fait que la surface étant plus faible, la puissance thermique totale est inférieure, cette baisse de la température s'explique par la diffusion latérale de la chaleur.
- Une baisse significative de la température lors du deuxième passage du flux de chaleur peut également être observée au point A. Ce phénomène s'explique facilement par l'avance f donnée au flux et sa répartition linéaire suivant \vec{z} . Ainsi, lors de la deuxième passe le chargement thermique appliqué au point A est inférieur.

Les résultats thermiques montrent finalement de forts écarts avec les précédents résultats ob-

tenus ce qui implique également des différences sur les changements de phases apparues. En effet, l'application de l'avance par tour et de la surface de contact réelle diminuent considérablement les températures et transformations métallurgiques. Ce nouveau paramètre qu'est l'avance par tour s'avère numériquement très influent sur les transformations métallurgiques. Il pourrait alors s'avérer intéressant dans d'éventuels futurs travaux de simulation de déterminer numériquement les conditions optimales d'avance affectant le moins la pièce.

L'analyse des profils des contraintes résiduelles est ensuite réalisée. De la même façon que précédemment, on trace non seulement les profils de contraintes après refroidissement mais aussi la répartition de ces contraintes résiduelles dans le plan (y,z) passant par le point A. Ces résultats sont donnés respectivement par les graphiques 4.25 et 4.26.

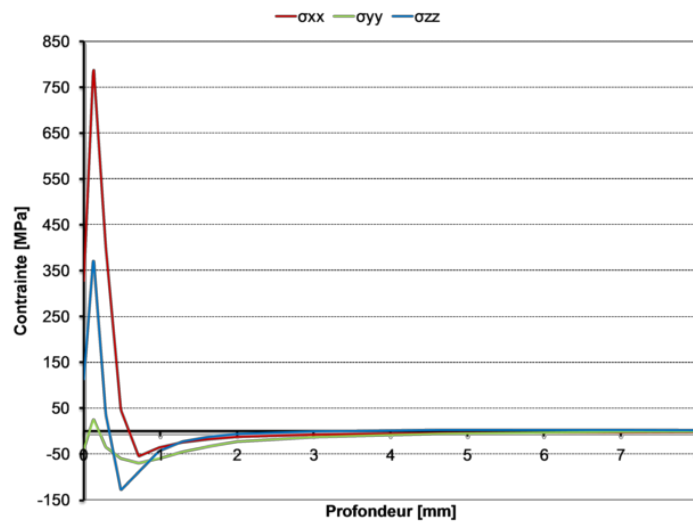


Figure 4.25 – Profils de contraintes résiduelles dans la profondeur du point A à $t = 1000$ s.

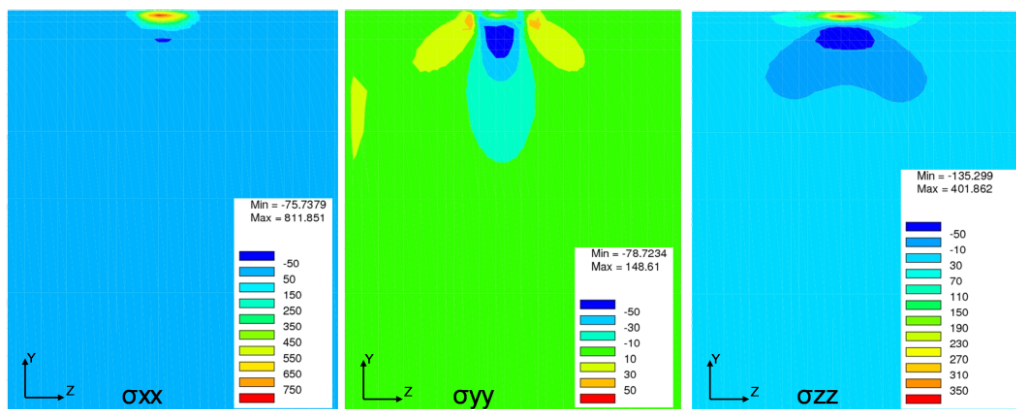


Figure 4.26 – Profils de contraintes résiduelles dans le plan (y,z) passant par A à $t = 1000$ s.

Une fois encore, on observe par la simulation du procédé de rectification cylindrique que les niveaux de contraintes obtenus sont inférieurs aux cas bidimensionnels. La contrainte σ_{zz} se trouve en particulier encore diminuée. Une explication possible est que l'avance ne génère pas d'effet d'asymétrie sur les contraintes résiduelles. Cette hypothèse qui devra être vérifiée

pour plus de tours du flux et d'autres vitesses, permet de montrer la faible influence du sens de rectification d'une pièce sur son état final.

4.4 Conclusion sur la R.H.P.

4.4.1 Discussion sur les résultats

D'un point de vue expérimental, un plan d'expériences a été réalisé pour la détermination de l'influence des paramètres de rectification sur la métallurgie et les contraintes résiduelles des pièces rectifiées. De ces mesures apparaissent plusieurs résultats qui permettent une bonne analyse du procédé de R.H.P.. Des diagrammes d'influence ainsi qu'un modèle prédictif des contraintes résiduelles ont été calculés et validés dans le domaine expérimental choisi. Bien que ces modèles puissent difficilement être étendus à d'autres plages de fonctionnement, ils permettent une approximation rapide et une aide sur le choix des paramètres « machine » à appliquer en fonction des résultats souhaités.

D'un point de vue numérique, plusieurs calculs ont été réalisés avec un souci de comparaison des résultats. Ceux-ci ne permettent pas de retrouver les valeurs expérimentales de contraintes mais fournissent néanmoins une meilleure compréhension de la simulation de la rectification cylindrique. On a ainsi pu montrer que la différence entre la rectification plane et cylindrique n'était pas liée à la structure de la pièce mais plutôt à la forme et la vitesse d'avance du flux. De même, il est montré que la R.H.P. nécessite des calculs tridimensionnels pour pouvoir obtenir des résultats corrects. Les modèles étudiés montrent en effet que l'influence d'une passe sur la suivante est non négligeable en terme de températures, proportions de phases et contraintes résiduelles. De plus, l'hypothèse souvent utilisée en rectification plane des déformations planes généralisées apporte de fortes différences sur la contrainte en \vec{z} calculée avec le modèle 3D. L'approche en 2D déformations planes de la rectification plane s'avère néanmoins intéressante pour obtenir des résultats rapidement à condition de garder à l'esprit qu'elle pénalise les résultats obtenus.

Un calcul tridimensionnel représentant l'usinage complet de la pièce et non pas seulement deux tours pourrait être envisagé. Il est cependant important de noter que cela implique des temps de calculs et des espaces de stockage très importants — plusieurs mois et quelques centaines de gigaoctets. Ces temps de calculs trop longs pour une approche industrielle dédiée à la production en série sont pour l'instant pénalisant pour l'étude numérique de la R.H.P..

4.4.2 Comparaison entre expérience et simulation

Toute la difficulté de cette étude, mais qui en fait son plus grand intérêt, consiste à travailler à la fois sur les approches expérimentales et numériques de la rectification et de la rectification grande vitesse. Aussi, bien que chaque partie puisse s'étudier séparément et fournisse des informations complémentaires à des échelles différentes, il est toujours intéressant de les confronter.

Dans le cas étudié dans cette partie du manuscrit, il est question de la rectification cylindrique haute productivité. Ce procédé a été étudié expérimentalement de façon industrielle en utilisant du X40CrMOVN16-2 comme matériau puis numériquement par une approche académique avec le 100Cr6 comme matériau.

Au final si de nombreux préjugés ont pu être levés par ces deux approches, leur comparaison s'avère difficile. En regardant par exemple seulement les contraintes résiduelles de surface obte-

nues à l'issue du procédé, on observe que l'expérience trouve une contrainte majoritairement de compression alors que la simulation prédit plus souvent des contraintes de traction. Pourtant, aucun de ces deux résultats ne peut être jugés aberrants. Il est alors possible d'expliquer ces différences par plusieurs points soulevés par ce manuscrit :

- la différence de matériau précédemment citée,
- la définition de la forme du flux de chaleur et sa valeur,
- la précision des mesures expérimentales,
- la qualité des modèles numériques de comportement du matériau.

Conclusion Générale

Après avoir étudié la rectification de façon générale, expérimentale puis numérique, le nouveau procédé de rectification haute productivité, qui en est une déclinaison, s'avère plus compréhensible. Ainsi, l'objectif de cette étude était de permettre une meilleure compréhension de la rectification haute productivité afin de pouvoir prédire l'ensemble des phénomènes induits et ainsi faciliter le choix des conditions d'usinage. Le travail proposé présente l'avantage de répondre à ce besoin à la fois par des approches expérimentales et numériques. Au final, l'expérimentateur comme le numéricien pourront trouver ici des points non traités dans chacun des domaines. Pour ces personnes, il est important de rappeler à nouveau que ce travail consiste plutôt à étudier la rectification de façon transverse entre les différents domaines de la physique pour utiliser les avantages propres à chaque méthode.

Finalement, s'il pouvait paraître irréalisable de comprendre la totalité des phénomènes mis en jeu par la rectification, les travaux réalisés visent à donner une meilleure compréhension de la rectification et de l'optimisation de ses paramètres. Aussi, ces travaux s'inscrivant dans une démarche à long terme, il est à présent l'heure du bilan afin de « passer le flambeau » aux éventuels successeurs.

Le **premier chapitre** de ce manuscrit présente le procédé de rectification dans son ensemble. Un descriptif de ce procédé est présenté de façon globale ainsi que les problématiques générées. Deux points primordiaux apparaissent dans la littérature quant à l'intégrité des surfaces rectifiées : les affectations métallurgiques et les contraintes résiduelles en surface de la pièce. La température atteinte lors de la rectification s'avère alors comme un point crucial du procédé qui influe sur l'intégrité des pièces rectifiées. Du point de vue de la modélisation, une revue des différentes approches analytiques et numériques de la rectification est proposée puis celles-ci sont comparées. À ce sujet, la modélisation du contact et de la quantité de chaleur transmise à la pièce est révélée comme être l'un des verrous majeurs de la modélisation des températures. Enfin, des explications sur l'apparition des transformations métallurgiques et sur la génération des contraintes résiduelles sont fournies. Les matériaux de l'étude ont fait l'objet d'une étude bibliographique et métallurgique dont les différents résultats obtenus ont été discutés.

Grâce à cette étude bibliographique, l'intérêt de notre approche est justifié. En effet, bien qu'elle soit souvent utilisée dans les ateliers de production, la rectification est un procédé couteux en terme de temps. Ces travaux se placent ainsi dans le cadre de son optimisation pour un gain de productivité. Or, cette optimisation passe obligatoirement par une phase de compréhension

et de modélisation de ce procédé. Le peu de recherche dans ce sens montre la complexité d'une approche locale — à l'échelle du grain — de l'enlèvement de matière par abrasion. L'approche globale présentée dans ce manuscrit, qui s'intéresse seulement à l'intégrité de la pièce, s'avère plus adaptée à répondre à la problématique industrielle.

Dans le **deuxième chapitre** de ce manuscrit, il est question de la rectification d'un point de vue expérimentale. Dans ce domaine, deux méthodes ont été utilisées pour la détermination des efforts et températures atteints dans la pièce. L'acquisition des efforts est réalisée par un dynamomètre de type Kistler[©] alors que la mesure des températures utilise la méthode de thermographie infrarouge. Sur chacun de ces points, des procédures de calibration et de traitement ont été développées pour maîtriser les résultats proposés.

Grâce à ces techniques, divers plans d'expériences ont pu être utilisés pour comprendre la rectification. Des premiers essais ont ainsi permis la validation de nos modèles dans des conditions de rectification classiques alors que des essais supplémentaires ont permis d'approcher les conditions de la R.H.P. pour les deux matériaux de l'étude. Des modèles d'efforts ont été obtenus ainsi que des cartographies complètes de températures. De ces travaux, plusieurs constatations peuvent être observées. L'influence de la profondeur de passe s'est ainsi révélée comme un paramètre majeur de l'apparition des températures élevées dans la pièce. De même, la mesure par caméra infrarouge s'est avérée comme une avancée très prometteuse pour l'expérimentation de la rectification. Celle-ci permet en effet une meilleure adaptation aux procédés de rectification, qui présentent de forts gradients de température, et ouvre la porte à de nouvelles possibilités de mesures.

Le **troisième chapitre** de ce manuscrit propose un apport à la simulation numérique du procédé de rectification. Cette contribution est axée sur deux points : la modélisation de l'apport de chaleur du procédé à la pièce et la prise en compte numériquement des transformations métallurgiques.

Le choix d'une méthode inverse pour la détermination de l'équation du flux de chaleur s'est révélé possible grâce à la méthode de mesure des champs de température par thermographie. Plusieurs algorithmes ont été confrontés d'abord sur un cas test puis sur des cartographies réelles. De ces résultats peuvent être dégagées plusieurs constatations. Le bruit de mesure lié aux premiers essais de thermographie s'avère pénalisant pour des méthodes implicites de type Gauss-Newton. À l'inverse, les méthodes d'identification aléatoires de type stochastique se sont révélées les plus aptes à converger vers une solution minimisant l'écart entre les champs de températures expérimentaux et numériques. Ces premiers résultats permettent déjà d'entrevoir la possibilité d'une modélisation du flux de chaleur en fonction des conditions d'usinage.

D'un point de vue de la simulation par éléments finis du procédé de rectification, l'apport se porte sur la prise en compte des transformations métallurgiques durant la rectification. Les résultats de calculs confrontés à des mesures micrographiques permettent d'observer une bonne corrélation des phases simulées en fonction de la profondeur de la pièce. Des calculs allant jusqu'à l'obtention des contraintes résiduelles dans les pièces rectifiées permettent également de retrouver des tendances intéressantes. Il a été démontré que les transformations qui apparaissent sur de très faibles épaisseurs peuvent générer des pics de traction importants en sous-couche proche de la surface et peuvent expliquer les fissures observées expérimentalement.

La mauvaise corrélation des résultats d'un point de vue quantitatif peut s'expliquer par la définition simplifiée des lois élasto-plastiques à écrouissage isotrope des phases du 100Cr6.

Enfin, avec le **quatrième chapitre**, il est question de la rectification haute productivité. Dans cette partie les deux approches numériques et expérimentales des chapitres précédents ont été reprises et appliquées au nouveau procédé de rectification haute productivité. Un plan d'expériences à l'élaboration poussée a été développé pour répondre aux contraintes industrielles en terme de nombre d'essais. L'influence des paramètres a été déterminée et l'importance de certains comme la profondeur de passe sur les zones affectées a été retrouvée et quantifiée. Par l'analyse des résultats d'essais, un modèle linéaire de prédiction des contraintes résiduelles dans la zone étudiée est également fourni pour une première approche.

D'un point de vue numérique, plusieurs avancées ont été faites sur la modélisation de la rectification. Il a ainsi été montré que l'utilisation d'un modèle cylindrique s'avère peu influente sur les contraintes résiduelles. Par contre, la comparaison de calculs bidimensionnels et tridimensionnels montre le manque de précision de l'hypothèse des déformations planes pour la rectification. De plus, lors de la modélisation de la R.H.P. l'avance devient un nouveau paramètre très influent sur les contraintes résiduelles et mérite une grande attention. Les premiers résultats de simulation de la R.H.P. montrent en effet que l'état de la matière sous la pièce est lié non seulement au passage de la meule à l'instant étudié mais également aux tours précédents et suivants.

Ainsi, il est possible de conclure ces travaux par ce constat : outre les temps de calculs conséquents, la prédiction des contraintes résiduelles par une approche numérique est limitée par deux points : le modèle de flux entrant dans la pièce et les caractéristiques thermo-métallogénériques du matériau. Dans ce manuscrit plusieurs travaux ont permis d'avancer sur le premier point :

- un système d'expérimentation a été développé afin de pouvoir mesurer les efforts et la température dans la pièce ;
- une méthode inverse a été programmée puis validée afin d'obtenir le flux thermique le plus proche de la réalité ;
- un modèle numérique a été développé. Celui-ci basé sur un matériau connu — le 100Cr6 — a été étoffé et permet la simulation des transformations métallurgiques et des contraintes résiduelles induites.

Au final, on laisse au successeur de ces travaux une boîte à outils dont il pourra se servir pour approfondir ce domaine. Cependant, si l'ensemble du travail réalisé présente une modélisation globale du procédé de rectification, il est cependant nécessaire de considérer ses limites et donc les perspectives de ces travaux.

- Un modèle de flux fonction des paramètres de rectification pourra être obtenu par application de la méthode inverse à un grand nombre d'essais. On rappelle cependant au successeur que plusieurs acquisitions par thermographie seront nécessaires pour chaque essai afin d'améliorer les mesures. Ce point très gourmand en temps pourrait permettre une meilleure approximation du flux de chaleur.
- Les paramètres du modèle métallurgique du 100Cr6 peuvent être améliorés et d'autres matériaux étudiés. Ce point qui nécessite de longues manipulations expérimentales n'a pas été abordé dans ces travaux pour des raisons de temps.

- La prise en compte de certains points négligés dans cette première approche permettrait d'améliorer les résultats. Par exemple, la profondeur de passe réelle est apparue nécessaire dans la simulation de la rectification haute productivité.

Pour conclure ces travaux, il est important de rappeler une dernière fois la complexité du procédé d'abrasion, autant à l'échelle du grain que de la meule ou de la machine. Ce procédé multi-échelle est également multi-physique et fait intervenir de nombreux domaines de la physique depuis la métallurgie des matériaux en passant par les plans d'expériences et jusqu'à la diffraction des rayons X.

Ainsi, s'il est intéressant de prédire numériquement des résultats afin d'envisager des optimisations du procédé, celles-ci auront toujours besoin de l'expérimentation et de l'œil averti de l'utilisateur pour les valider ou les *rectifier*...

Références bibliographiques

- [Alex95] J. ALEXIS : *Pratique industrielle de la méthode Taguchi*. AFNOR, 1995. ISBN 2-12-465008-4.
- [Ali97] Y. M. ALI et L. C. ZHANG : Estimation of residual stresses induced by grinding using a fuzzy logic approach. *Journal of Materials Processing Technology*, 63(1-3):875–880, janvier 1997.
- [Barg05] M. BARGE : *Etude expérimentale et numérique des mécanismes de coupe par abrasion*. Thèse de doctorat, Ecole centrale de Lyon, 2005.
- [Barr97] J. BARRALIS et G. MAEDER : *Métallurgie : Elaboration, Structures-propriétés, normalisation*. AFNOR, 1997.
- [Bata05] A.D. BATAKO, W.B. ROWE et M.N. MORGAN : temperature measurement in high efficiency deep grinding. *International journal of machine tools and manufacture*, 45:1231–1245, 2005.
- [Batt04] J.-L. BATTAGLIA, L. PUISEGUR, H. ELMOUHASSI, J.-P. NADEAU et J.-C. BATSALE : Méthode d'estimation du flux de chaleur dans les outils d'usinage. *Mécanique et Industries*, 5:49–60, 2004.
- [Beau96] J. BEAUCHET : *La rectification des pièces de révolution*. Bonhomme, R., 1e édition, 1996.
- [Ben 06] N. BEN FREDJ, H. SIDHOM et C. BRAHAM : Ground surface improvement of the austenitic stainless steel aisi 304 using cryogenic cooling. *Surface and Coatings Technology*, 200(16-17):4846–4860, avril 2006.
- [Berg04] J. M. BERGHEAU et R. FORTUNIER : *Simulation numérique des transferts thermiques par éléments finis*. Hermes, 2004. ISBN 2-7462-0976-4.
- [Bhad01] H.K.D.H BHADESHIA : *Bainite in Steels : transformations, microstructure and properties*. IOM Communications Ltd, 2 édition, 2001.
- [Blon75] R. BLONDEAU, P. MAYNIER, J. DOLLET et B. VIEILLERAD-BARON : Prévion de la dureté, de la résistance et de la limite d'élasticité des aciers au carbone et faiblements alliés d'après leur composition et leur traitement thermique. *mémoires scientifiques revue métallurgie*, 1:759–769, 1975. version papier.
- [Béné05] A. BÉNÉTEAU, P. WEISBECKER, G. GEANDIER, E. AEBY-GAUTIER et B. APPOLAIRE : Austenitization and precipitate dissolution in high nitrogen steels : an in

- situ high temperature x-ray synchrotron diffraction analysis using the rietveld method. *Materials Science and Engineering A*, 393(1-2):63–70, février 2005.
- [Bouk07] N. BOUKALA : *Estimation de la qualité des images médicales, en particulier radiographiques, en vue d'une exploitation dans un processus de reconstruction 3D*. Thèse de doctorat, Université de Saint-Etienne, 2007.
- [Brin05] E. BRINKSMEIER, C. HEINZEL et L. MEYER : Development and application of a wheel based process monitoring system in grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(1):301–304, 2005.
- [Brin06] E. BRINKSMEIER, J.C. AURICH, E. GOVEKAR, C. HEINZEL, H.-W. HOFFMEISTER, F. KLOCKE, J. PETERS, R. RENTSCH, D.J. STEPHENSON, E. UHLMANN, K. WEINERT et M. WITTMANN : Advances in modeling and simulation of grinding processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 55(2):667–696, 2006.
- [Bros07] A. BROSSE, F. VALIORGUE, H. HAMDI, J. RECH et J. M. BERGHEAU : *Une nouvelle approche des conséquences thermomécaniques induites par les procédés d'usinage : application à la rectification et au tournage*, Proceedings du congrès français de mécanique, 2007. 6 pages.
- [Bros08] A. BROSSE, P. NAISSON, H. HAMDI et J. M. BERGHEAU : Temperature measurement and heat flux characterization in grinding using thermography. *Journal of Materials Processing Technology*, 201:590–595, may 2008.
- [Caba96] F. CABANNES : *Température de surface : mesure radiative*. Rapport technique, Techniques de l'ingénieur, 1996.
- [Cars59] H.S. CARSLAW et J.C. JAEGER : *Conduction of Heat in Solids*. Oxford University Press, 2 édition, 1959.
- [Cava98] N. CAVALLO : *Contribution à la validation expérimentale de modèles décrivant la Z.A.T. lors d'une opération de soudage*. Thèse de doctorat, I.N.S.A. de Lyon, 1998.
- [Chen00] X. CHEN, W.B. ROWE et D.F. MCCORMACK : Analysis of the transitional temperature for tensile residual stress in grinding. *Journal of Materials Processing Technology*, 107:216–221, 2000.
- [Coml06] P. COMLEY, I. WALTON, T. JIN et D.J. STEPHENSON : A high material removal rate grinding process for the production of automotive crankshafts. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 55(1):347–350, 2006.
- [Cost04] F. COSTES : *Modélisation thermomécanique tridimensionnelle par éléments finis de la coulée continue d'aciers*. Thèse de doctorat, Ecole des Mines de Paris, 2004.
- [Coue05] J. A. COUEY, E. R. MARSH, B. R. KNAPP et R. R. VALLANCE : Monitoring force in precision cylindrical grinding. *Precision Engineering*, 29(3):307–314, juillet 2005.
- [Dakh06] R. DAKHLAOUI : *Analyse du comportement mécanique des constituants d'un alliage polycristallin multiphasé par diffraction des rayons X et neutronique*. Thèse de doctorat, E.N.S.A.M Paris, 2006.
- [Daou99] N. DAOUAS et M.S. RADHOUANI : Version étendue du filtre de kalman discret appliquée à un problème inverse de conduction de chaleur non linéaire. *International journal of thermal science*, 39:191–212, 1999.

- [Dela07a] A. DELALLEAU : *Analyse du comportement mécanique de la peau humaine in vivo*. Thèse de doctorat, Université Jean Monnet de Saint-Etienne, 2007.
- [Dela07b] A. DELALLEAU : A new stochastic inverse identification of the mechanical properties of human skin. *International Conference on Multidisciplinary Design Optimization and Applications*, 1, 2007.
- [Drew01] S. J. DREW, M. A. MANNAN, K. L. ONG et B. J. STONE : The measurement of forces in grinding in the presence of vibration. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41(4):509–520, mars 2001.
- [Fran04] P.E FRANDSEN, K. JONASSON, H.B NIELSEN et O. TINGLEFF : Unconstrained optimization. *DTU*, 3rd Edition, 2004.
- [Gaus99] G. GAUSSORGUES : *La thermographie infrarouge : principes, technologies, applications*. Technique et documentation, 4 édition, 1999.
- [Giro] D. GIRODIN et G. DUDRAGNE : *Aciers à roulements pour applications aéronautiques*. SNR Roulements.
- [Giro02] D. GIRODIN, L. MANES, J.Y MORAUX et J-M. de MONICAULT : *Characterisation of the XD15N high nitrogen martensitic stainless steel for aerospace bearings*, Proceedings de 4th International Conference on Launcher Technology "Space Launcher Liquid Propulsion", décembre 2002.
- [Guo96a] C. GUO et S. MALKIN : Inverse heat transfer of grinding, part 2 : Applications. *Journal of Engineering for Industry*, 118:143–149, 1996.
- [Guo96b] C. GUO et Stephen MALKIN : Inverse heat transfer of grinding, part 1 : Methods. *Journal of Engineering for Industry*, 118:137–142, 1996.
- [Haba06] M. HABAK : *Etude de l'influence de la microstructure et des paramètres de coupe sur le comportement en tournage dur de l'acier à roulement 100Cr6*. Thèse de doctorat, Ensam Angers, 2006.
- [Hamd00] H. HAMDI : *Contribution à l'étude de la physique de l'interface meule-pièce dans le cadre de la rectification traditionnelle et à grande vitesse*. Thèse de doctorat, Ecole centrale Lyon, 2000.
- [Hamd04] H. HAMDI, H. ZAHOUANI et J. M. BERGHEAU : Residual stresses computation in a grinding process. *Journal of Materials Processing Technology*, 147:277–285, 2004.
- [Hege00] J. Bernardus J-W. HEGEMAN : *Fundamentals of grinding :Surface conditions of ground materials*. Thèse de doctorat, Groningen, 2000.
- [Herv05] P. HERVE : *Mesure de l'émissivité thermique*. Rapport technique, techniques de l'ingénieur, 2005.
- [Hong00] K.K. HONG et C.Y. LO : An inverse analysis for the heat conduction during a grinding process. *journal of material processing technology*, 105:87–94, 2000. version papier.
- [Hou03] Z. B. HOU et R. KOMANDURI : On the mechanics of the grinding process - part i. stochastic nature of the grinding process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(15):1579–1593, décembre 2003.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [Hwan03] J. HWANG, S. KOMPELLA, T. CHANDRASEKAR et N. FARRIS : Measurement of temperature field in surface grinding using infra-red (ir) imaging system. *Journal of tribology*, 125:377–383, 2003. version papier.
- [Jaeg42] J. JAEGER : Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts. *Journal and Proc.of the Royal Society of NSW*, 76:203–224, 1942. article papier.
- [Jin01] T. JIN, G.Q. CAI, H.D. JEONG et N.K. KIM : Study on heat transfer in super high speed grinding : energy partition to the workpiece in hedg. *Journal of Materials Processing Technology*, 111:261–264, 2001.
- [Jin03] T. JIN et D. J. STEPHENSON : Investigation of the heat partitioning in high efficiency deep grinding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(11): 1129–1134, septembre 2003.
- [Jin06] T. JIN et D.J. STEPHENSON : Heat flux distributions and convective heat transfer in deep grinding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(14): 1862–1868, novembre 2006.
- [Kim97] N.K. KIM, C. GUO et S. MALKON : Heat flux distribution and energy partition in creep-feed grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 46(1):227–232, 1997.
- [Kim06] H-J. KIM, N-K. KIM et J-S. KWAK : Heat flux distribution model by sequential algorithm of inverse heat transfer for determining workpiece temperature in creep feed grinding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(15):2086–2093, décembre 2006.
- [Kuri03] T. KURIYAGAWA, K. SYOJI et H. OHSHITA : Grinding temperature within contact arc between wheel and workpiece in high-efficiency grinding of ultrahard cutting tool materials. *Journal of Materials Processing Technology*, 136(1-3):39–47, mai 2003.
- [Kwak06] J-S. KWAK, S-B. SIM et Y-D. JEONG : An analysis of grinding power and surface roughness in external cylindrical grinding of hardened scm440 steel using the response surface method. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(3-4):304–312, mars 2006.
- [Laco90] P. LACOMBE, B. BAROUX et Beranger G. : *Les aciers inoxydables*. Les éditions de la physique, 1990.
- [Le N98] C. LE NILIOT et P. GALLET : Infrared thermography applied to the resolution of inverse heat conduction problems : recovery of heat line sources and boundary conditions. *Revue générale de Thermique*, 37:629–643, septembre 1998.
- [Lebl84] J.B. LEBLOND et J. DEVAUX : A new kinetic model for anisothermal metallurgical transformations in steels including effect of austenite grain size. *Acta Metallurgica*, 32(1):137–146, janvier 1984.
- [Lebl89] J. B. LEBLOND, J. DEVAUX et J. C. DEVAUX : Mathematical modelling of transformation plasticity in steels i : Case of ideal-plastic phases. *International Journal of Plasticity*, 5(6):551–572, 1989.
- [Lefe06] A. LEFEBVRE, P. VIEVILLE, P. LIPINSKI et C. LESCALIER : Numerical analysis of grinding temperature measurement by the foil/workpiece thermocouple method. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(14):1716–1726, novembre 2006.

- [Lien06] J. H. LIENHARD 4 et J. H. LIENHARD 5 : *A heat transfer textbook*. Cambridge massachusetts, 2006.
- [Lita02] A. LITALIEN : *Caracterisation d'une nuance d'acier inoxydable martensitique enrichie a l'azote : resistance a la corrosion ; Proposition d'un traitement de trempe de surface pour application aeraunautique*. Thèse de doctorat, Université de Rouen, 2002.
- [Liu08] Q. LIU, X. CHEN, Y. WANG et N. GINDY : Empirical modelling of grinding force based on multivariate analysis. *Journal of Materials Processing Technology*, 203:420–430, 2008.
- [Mahd95a] M. MAHDI et L. ZHANG : Applied mechanics in grinding-part 4 : the mechanism of grinding induced phase transformation. *International journal of machine tools manufacturing*, 35:1397–1409, 1995.
- [Mahd95b] M. MAHDI et L. ZHANG : The finite element thermal analysis of grinding processes by adina. *Computers & Structures*, 56:313–320, 1995.
- [Mahd98] M. MAHDI et L. ZHANG : Applied mechanics in grinding-part 6 : residual stresses and surface hardening by coupled thermo-plasticity and phase transformation. *International journal of machine tools manufacturing*, 38:1289–1304, 1998.
- [Mahd99a] M. MAHDI et L. ZHANG : Applied mechanics in grinding-part 7 : Residual stresses induced by the full coupling of mechanical deformation, thermal deformation and phase transformation. *International journal of machine tools manufacturing*, 39:1285–1298, 1999.
- [Mahd99b] M. MAHDI et L. ZHANG : Residual stresses in ground components caused by coupled thermal and mechanical plastic deformation. *Journal of Material Processing Technologies*, 95:238–245, 1999.
- [Malk74] S. MALKIN : Thermal aspects of grinding part 2 - surface temperature and workpiece burn. *Journal of engineering for industry*, 96:184–1191, 1974.
- [Malk89] S. MALKIN : *Grinding Technology : theory and applications of machining with abrasives*. Society of manufacturing Engineers, 1989.
- [Malk07] S. MALKIN et C. GUO : Thermal analysis of grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(2):760–782, 2007.
- [Moul01] P.N. MOULIK, H.T.Y. YANG et S. CHANDRASEKAR : Simulation of thermal stresses due to grinding. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43:831–851, 2001.
- [Nais07] P. NAISSON : Modélisation thermomécanique du procédé de rectification cylindrique. Mémoire de Master, Ecole doctorale de saint etienne, 2007.
- [Nand04] A. K. NANDI et D. K. PRATI HAR : Design of a genetic-fuzzy system to predict surface finish and power requirement in grinding. *Fuzzy Sets and Systems*, 148(3):487–504, décembre 2004.
- [Nguy07] T. NGUYEN, I. ZARUDI et L. C. ZHANG : Grinding-hardening with liquid nitrogen : Mechanisms and technology. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(1):97–106, janvier 2007.
- [Nort] NORTON : La rectification sans centre ou centerless. Rapport technique, Norton S.A.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [Noya87] I. C. NOYAN et J.B. COHEN : *Residual stress measurment by diffraction and interpretation*. Springer-Verlag, isbn 0-387-96378-2 édition, 1987.
- [Oryn99] F. ORYNSKI et W. PAWLOWSKI : The influence of grinding process on forced vibration damping in headstock of grinding wheel of cylindrical grinder. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 39(2):229–235, février 1999.
- [Paja01] D. PAJANI : Thermographie - principes et mesure. Rapport technique, techniques de l'ingénieur, 2001.
- [Pedr99] F. PEDRISET, P. DE VERNON et J.Y. MORAUX : Les aciers inoxydables martensitiques : nouvelle nuance à l'azote acier x.d 15 n.w. *Traitement thermique*, 314:19–24, 1999.
- [Peti00] S. PETIT-GROSTABUSSIAT : *Conséquences mécaniques des transformations structurales dans les alliages ferreux*. Thèse de doctorat, I.N.S.A. de Lyon, 2000.
- [Poul99] G. POULACHON : *Aspects phénoménologiques, mécaniques et métallurgiques en tournage c-BN des aciers durcis*. Thèse de doctorat, École nationale supérieure d'arts et métiers de Cluny, 1999.
- [Putt07] W. PUTTGEN, B. HALLSTEDT, W. BLECK, J.F. LOFFLER et P.J. UGGOWITZER : On the microstructure and properties of 100cr6 steel processed in the semi-solid state. *Acta Materialia*, 55(19):6553–6560, novembre 2007.
- [Rame01] K. RAMESH, S. H. YEO, Z. W. ZHONG et K. C. SIM : Coolant shoe development for high efficiency grinding. *Journal of Materials Processing Technology*, 114(3):240–245, août 2001.
- [Rame08] A. RAMESH et S. N. MELKOTE : Modeling of white layer formation under thermally dominant conditions in orthogonal machining of hardened aisi 52100 steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(3-4):402–414, mars 2008.
- [Rech08] J. RECH, G. KERMOUCHE, W. GRZESIK, C. GARCÍA-ROSALES, A. KHELLOUKI et V. GARCÍA-NAVAS : Characterization and modelling of the residual stresses induced by belt finishing on a aisi 52100 hardened steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 208(1-3):187–195, novembre 2008.
- [Rowe97] W. B. ROWE, S. C. E. BLACK, B. MILLS, M. N. MORGAN et H. S. QI : *Grinding temperatures and energy partitioning*, volume 453, Proceedings de Royal society of London, 1997.
- [Rowe01a] W. B. ROWE : Thermal analysis of high efficiency deep grinding. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41(1):1–19, janvier 2001.
- [Rowe01b] W. B. ROWE et T. JIN : Temperatures in high efficiency deep grinding (hedg). *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 50(1):205–208, 2001.
- [SERA97] SERAM : *Determination des contraintes par diffraction des rayons X*. ENSAM Paris, Feb. 1997.
- [Shi04] J. SHI et C. R. LIU : Flow stress property of a hardened steel at elevated temperatures with tempering effect. *International Journal of Mechanical Sciences*, 46(6):891–906, juin 2004.

- [Sini07] M. T. SINIAWSKI, S. J. HARRIS et Q. WANG : A universal wear law for abrasion. *Wear*, 262(7-8):883–888, mars 2007.
- [Sino02] O. SINOT : *Etude de l'influence des sollicitations thermiques et mécaniques sur le procédé de rectification à grande vitesse par contournage en vue de son optimisation*. Thèse de doctorat, Université de Metz, 2002.
- [Sino06] O. SINOT, P. CHEVRIER et P. PADILLA : Experimental simulation of the efficiency of high speed grinding wheel cleaning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(2):170–175, février 2006.
- [Skal91] N. SKALLI, A. TURBAT et J.F. FLAVENOT : Prévission des contraintes résiduelles d'origine thermique en rectification plane. *Revue française de mécanique*, 1:69–76, 1991.
- [Snoe78] R. SNOEYS, K.U. LEUVEN, M. MARIS, J. WO, N.F. Peters et K.U. LEUVEN : Thermally induced damage in grinding. *Annals of the CIRP*, 27:571–581, 1978.
- [Step02] D.J. STEPHENSON, T. JIN et J. CORBETT : High efficiency deep grinding of a low alloy steel with plated cbn wheels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 51(1):241–244, 2002.
- [Syst08] SYSTUS : *Manuels de référence Sysworld 2008*. ESI Group, 2008.
- [Tang85] J. C. TANGUY : *Rectification : Connaissances de base et données pratiques*. ISBN 2-85400-048-X, 1985.
- [Thom06] G. THOMAS, H. HAMDI, A. BROSSE, J. JAY et J. RECH : *Grinding thermal fields measurments by infrared microscopy*, Proceedings de advances in materials and processing technologies, 2006.
- [Töns80] H.K. TÖNSHOFF, G. ROHR et P.G. ALTHAUS : Process control in internal grinding. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 29(1):207–211, 1980.
- [Töns92] H.K. TÖNSHOFF, J. PETERS, I. INASAKI et T. PAUL : Modelling and simulation of grinding processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 41(2):677–688, 1992.
- [Torb04] S. TORBATY : Rectification très grande vitesse. Rapport technique, techniques de l'ingénieur, 2004.
- [Torr00] A. A. TORRANCE et J. A. BADGER : The relation between the traverse dressing of vitrified grinding wheels and their performance. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40(12):1787–1811, septembre 2000.
- [Umbr04] D. UMBRELLO, J. HUA et R. SHIVPURI : Hardness-based flow stress and fracture models for numerical simulation of hard machining aisi 52100 bearing steel. *Materials Science and Engineering A*, 374(1-2):90–100, juin 2004.
- [Vali08] F. VALIORGUE : *Amélioration des méthodes de simulation numérique de la génération des contraintes résiduelles : application au tournage finition du 316L*. Thèse de doctorat, Ecole des Mines de Saint Etienne, 2008.
- [Wern95] G. WERNER : *High-Efficiency-Deep-Grinding (HEDG) Une nouvelle variante de rectification à haut rendement combinant rectification profonde et grande vitesse*. DIF, 1995.

- [Wiki08] WIKIPEDIA : <http://fr.wikipedia.org>, 2008.
- [Xu01] X. XU et S. MALKIN : Comparison of methods to measure grinding temperatures. *journal of manufacturing science and engineering*, 123:191–195, 2001. version papier.
- [Yous08] S. YOUSSEF : Corrélation entre les transformations métallurgiques et les contraintes résiduelles induites lors d'une opération de rectification du 100cr6 trempé à 62 hrc. Mémoire de Master, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Monastir, 2008.
- [Zamb98] G. ZAMBELLI et L. VINCENT : *Matériaux et contacts : une approche tribologique*. Presses polytechniques et universitaires romandes, 1998.
- [Zaru02] I. ZARUDI et L. C. ZHANG : A revisit to some wheel-workpiece interaction problems in surface grinding. *International journal of machine tools and manufacture*, 42(8):905–913, juin 2002.
- [Zhan93] K.C. ZHANG et AL : Applied mechanics in grinding 3 : A new formula for contact length prediction and comparison of available models. *International journal of machine tools and manufacture*, 33:587–597, 1993.

Liste des figures

1.1	Schéma de principe de la rectification plane.	8
1.2	Micrographies d'une meule par M.E.B. [Hege00].	8
1.3	Contact meule-grain.	9
1.4	Modes d'usure abrasive [Zamb98].	9
1.5	Schémas descriptifs des types de rectification.	10
1.6	Répartition des grains C.B.N. d'une meule électrodéposée.	12
1.7	Aide au choix du type de meule en fonction de la vitesse désirée.	12
1.8	Meules de l'étude.	13
1.9	Types de travail.	13
1.10	Comparatif des zones de contact et frottement en tournage et rectification.	15
1.11	Efforts en rectification.	16
1.12	Modèle global en rectification.	17
1.13	Source ponctuelle en mouvement.	18
1.14	Comparaison analytique des profils de température issus de flux de chaleur rec- tangulaire et triangulaire pour différentes longueurs de contact L_c	21
1.15	Comparaison entre expérimentation et modèle analytique [Malk07].	22
1.16	Schéma de comparaison des différents modes de rectification [Wern95].	24
1.17	Modèle global en H.E.D.G..	25
1.18	Modèle de rectification suivant un arc de contact.	25
1.19	Coefficients de partition d'énergie [Jin03].	26
1.20	Variation de l'énergie spécifique de rectification en fonction du débit de matière enlevée [Step02].	26
1.21	Coefficient de partition H.E.D.G..	27
1.22	Modes possibles d'inclusions du carbone dans le fer α	28
1.23	Mode d'inclusion du carbone dans le fer γ	28
1.24	Diagramme de phases simplifié fer-carbone.	30
1.25	Micrographies du 100Cr6 après attaque au Nital.	32
1.26	Comparatif des lois du 100Cr6.	33
1.27	Micrographies du Chromex après attaque au Picral.	34
1.28	Exemples de brûlures sur pièces rectifiées.	35
1.29	Contraintes résiduelles dans une pièce.	36
1.30	Exemple de profils de contraintes résiduelles [Chen00].	37

1.31	Illustration d'une courbe contrainte-température d'un essai Satoh.	38
1.32	Principe de la mesure par D.R.X..	39
1.33	Principe de mesure sur pic de diffraction.	40
2.1	Loi de Planck pour un corps noir dans le vide.	46
2.2	Division du rayonnement au contact d'un corps réel.	46
2.3	Principe de la thermographie appliqué à la rectification.	48
2.4	Mesure des champs de température par thermographie.	49
2.5	Modèle de calcul pour la vérification de l'influence du rayonnement.	49
2.6	Coefficient d'échange équivalent.	49
2.7	Influence du rayonnement pour $V = 150 \text{ mm.s}^{-1}$	50
2.8	Influence du rayonnement pour $V = 50 \text{ mm.s}^{-1}$	50
2.9	Caméra Flir Systems utilisée lors de nos essais.	51
2.10	Choix de la bande spectrale d'une caméra.	52
2.11	Exemple de calibration sur corps noir : temps d'intégration 0,03 ms.	53
2.12	Montage pour la détermination de l'émissivité d'un matériau.	54
2.13	Emissivité expérimentale du 100Cr6 — surface rectifiée, non oxydée.	54
2.14	Carte expérimentale de températures avant et après traitement.	55
2.15	Efforts mesurés par le dynamomètre.	55
2.16	Traitement des mesures d'efforts issues du dynamomètre.	56
2.17	Tracé de la dérivée de l'effort normal.	57
2.18	Exploitation des mesures d'efforts.	57
2.19	Mesure de puissance pour l'essai F16.	58
2.20	Vue d'ensemble du montage.	58
2.21	Photos des montages pour les essais de rectification.	59
2.22	Vue d'ensemble d'une pièce des essais 1.	60
2.23	Vue d'ensemble du système pièce et support.	61
2.24	Résultats de thermographie — essai 1.	63
2.25	Résultats de thermographie — essai 3.	64
2.26	Résultats d'efforts tangentiels des essais 1.	66
2.27	Essais au centre du domaine d'expériences — essais 3.	66
2.28	Efforts et puissances des essais 2.	67
2.29	Efforts et puissances pour une meule à grains 151 — essais 3.	67
2.30	Efforts et puissances pour une meule à grains 252 — essais 3.	68
2.31	Efforts normaux et coefficients de frottement des essais 2.	68
2.32	Modèle d'effort spécifique pour le 100Cr6.	68
2.33	Modèle d'effort spécifique pour le X40CrMoVN16-2.	69
2.34	Influence du type de travail — essais 2.	69
2.35	Influence de la lubrification sur les efforts.	70
2.36	Influence du matériau.	70
2.37	Procédure de découpe - enrobage.	71
2.38	Exemple de zone affectée sur du 100Cr6 — essais 2.	71
2.39	Effets induits par la rectification.	72
2.40	Évolution de la couche blanche en fonction de la température.	72

2.41	Micrographie sur pièce rectifiée sans lubrification — essais 2 pièce C3.	73
2.42	Détails du montage et position des points mesurés par D.R.X. sur machine PROTO.	74
2.43	Mesures comparatives des contraintes résiduelles de surface avec deux appareils de mesure.	75
2.44	Contraintes en surface lors de l'essai 1.	75
2.45	Contraintes en surface lors de l'essai 2.	76
2.46	Influence de la lubrification sur les contraintes résiduelles — essais 2 —.	76
2.47	Profil de microdureté mesuré.	77
2.48	Résultats de microdureté sur le 100Cr6 — essais Vickers HV500.	77
2.49	Comparaison des profondeurs de passe réelles mesurées avec leurs valeurs de consigne.	78
2.50	Variation de la profondeur de passe réelle avec la vitesse de coupe — essais 2.	79
3.1	Comparaison entre les profils de température de surface obtenus avec ou sans diffusion-convection.	84
3.2	Comparaison entre les profils de température de surface obtenus par éléments finis en diffusion-convection et analytiquement.	85
3.3	Influence de la thermodépendance des caractéristiques thermiques sur la tempé- rature.	85
3.4	Influence des changements de phase sur la température.	86
3.5	Principe d'une méthode inverse.	87
3.6	Algorithme itératif d'une méthode inverse.	88
3.7	Exemple de la méthode itérative de Gauss Newton pour la minimisation d'une fonction à deux paramètres.	89
3.8	Exemple d'utilisation de la méthode itérative stochastique pour la minimisation d'une fonction à deux paramètres.	91
3.9	Forme du flux de chaleur — 3 paramètres A, B et C à déterminer.	92
3.10	Méthode de l'espace de simulation pour trois paramètres.	93
3.11	Èvolution de l'erreur en fonction du ratio $\frac{N}{N_b}$	95
3.12	Influence des paramètres sur le temps de calcul.	96
3.13	Phénomènes rencontrés lors de <i>blind tests</i> avec l'algorithme de Gauss-Newton.	96
3.14	Exemple d'identification en <i>blind test</i> avec l'algorithme stochastique — $N_b = 20$	97
3.15	Comparatif entre la carte expérimentale et la carte optimisée — A=9,6 ; B=25,7 ; C=4,7.	98
3.16	Modèles d'évolution des proportions d'austénite au chauffage et de martensite au refroidissement.	100
3.17	Èvolution des proportions de phases simulées pour plusieurs vitesses de chauffage et de refroidissement.	102
3.18	Evolution simulée de la contrainte normale par dilatométrie bloquée.	104
3.19	Micrographie après rectification de l'essai T38.	104
3.20	Modèle de l'essai T38.	105
3.21	Températures simulées lors de l'essai T38.	106
3.22	Proportion de phases simulées avec au sans lubrification.	106
3.23	Contraintes résiduelles simulées.	107

3.24	Contraintes résiduelles simulées avec prise en compte du chargement mécanique. .	107
3.25	Contraintes résiduelles simulées avec prise en compte du chargement mécanique et de la lubrification.	108
3.26	Cartographies des contraintes résiduelles simulées de l'essai 38.	108
3.27	Evolution des paramètres A, B, C de l'équation 3.5 du flux thermique.	109
3.28	Influence de la profondeur de passe réelle sur le flux de chaleur.	110
3.29	Influence de la profondeur de passe sur le flux de chaleur — $a_p = 0,5mm$	111
3.30	Influence de l'avance sur la zone affectée.	111
3.31	Simulation de la phase revenue de la martensite.	112
4.1	Pièces utilisées pour la réalisation des essais en rectification cylindrique haute productivité.	118
4.2	Meule R.H.P..	118
4.3	Illustration du montage pour la réalisation des essais en rectification cylindrique.	119
4.4	Essais réalisés sur l'anneau.	122
4.5	Essais réalisés sur les bagues à roulements.	123
4.6	Valeurs de contraintes résiduelles mesurées en surface sur anneau.	124
4.7	Valeurs de contraintes résiduelles mesurées en surface sur les bagues de roulements.	124
4.8	Profils de contraintes résiduelles mesurés par D.R.X..	125
4.9	Exemples de micrographies sur pièce en X40CrMoVN16-2 rectifiée — essai E7.	126
4.10	Valeurs de l'épaisseur des couches affectées mesurées expérimentalement.	127
4.11	Influence des paramètres sur les contraintes résiduelles de surface.	128
4.12	Influence des paramètres sur les contraintes résiduelles et affectations métallurgiques.	128
4.13	Volume de matière enlevée pour un tour de la pièce.	130
4.14	Modèle de l'approche 2D cylindrique.	131
4.15	Résultats de la thermomécanique au point A.	132
4.16	Profils de contraintes résiduelles dans la profondeur du point A à $t = 1000$ s.	132
4.17	Modèle de l'approche 3D cylindrique.	133
4.18	Résultats de la thermomécanique au point A.	134
4.19	Profils de contraintes résiduelles dans la profondeur du point A à $t = 1000$ s.	134
4.20	Profils de contraintes résiduelles dans le plan (y,z) passant par A à $t = 1000$ s.	135
4.21	Modèle de la rectification cylindrique.	135
4.22	Zoom sur le chargement appliqué.	135
4.23	Vue de la surface supérieure de la proportion de ferrite simulée.	136
4.24	Résultats de la thermomécanique au point A.	136
4.25	Profils de contraintes résiduelles dans la profondeur du point A à $t = 1000$ s.	137
4.26	Profils de contraintes résiduelles dans le plan (y,z) passant par A à $t = 1000$ s.	137
27	Les types de rectification selon Larousse.	164
28	Diagramme Fer Carbone.	165
29	Certificat du 100Cr6 de l'étude	166
30	Diagramme T.R.C. simplifié du 100Cr6	167
31	Comparatif des caractéristiques du 100Cr6.	168
32	Paramètres issus de la loi de Costes.	169
33	Comparaisons des lois du 100Cr6.	169

34	Certificat du X40CrMoVN16-2 de l'étude	170
35	Diagramme T.R.C. simplifié du X40CrMoVN16-2	171
36	Diagramme de phases simplifié du X40CrMoVN16-2	172
37	Tableau des essais réalisés sur le 100Cr6 — puissance et efforts.	173
38	Tableau des essais réalisés sur le 100Cr6 — puissance et efforts.	174
39	Tableau des mesures par D.R.X. sur essais 2.	175
40	Tableau des essais 3 — meule C.B.N. vitrifiée.	175
41	Tableau des essais 3 — meule C.B.N. grain 151.	176
42	Tableau des essais 3 — meule C.B.N. grain 252.	176

Liste des tableaux

1.1	Différences entre rectification et tournage.	16
1.2	Exemple de données du modèle d'efforts de l'équation 1.1 [Tang85].	16
1.3	Différences de grandeurs entre la R.H.P. et les procédés classiques de rectification.	24
1.4	Composition de l'acier 100Cr6.	32
1.5	Composition de l'acier X40CrMoVN16-2.	34
1.6	Caractéristiques à 20 °C de l'acier X40CrMoVN16-2 à l'état trempé et revenu de 180 °C.	34
1.7	Les ordres de grandeurs des contraintes.	36
1.8	Type de contraintes résiduelles attendues en fonction de la sollicitation.	38
2.1	Récapitulatif des essais réalisés.	63
2.2	Températures maximales mesurées par thermographie — essai 2.	64
2.3	Modèles d'efforts.	67
3.1	Récapitulatif des algorithmes utilisés.	91
3.2	Tableau comparatif des algorithmes d'optimisation sur les résultats d'un essai de rectification.	98
3.3	Récapitulatif des résultats expérimentaux.	105
4.1	Liste des paramètres influents sur l'état d'une pièce rectifiée.	119
4.2	Matrice initiale d'un plan d'expériences à 16 essais.	121
4.3	Présentation des valeurs de niveaux choisies.	123
4	Coefficients de la loi de comportement du 100Cr6 selon Poulachon.	169

Index

A	
Abrasion	
coefficient de partition	19
usure abrasive	7
Algorithme stochastique	
paramètres	92
principe	87
Algorithmes d'identification	
comparaison	88
explicite	87
implicite	86
Gauss-Newton	86
stochastique	87
Austénite	
définition	27
modèle de Johnson-Mehl-Avrami	97
C	
Coefficient de partition	19
Contraintes résiduelles	
mesures en R.H.P.	119
résultats	70
Corps noir	
définition	42
Couche blanche	
mesure	69
micrographies	34
simulation	108
D	
D.R.X.	
mesures	voir Contraintes résiduelles
sources d'erreurs	39
E	
Ebauche	9
F	
définition	iii
Efforts	
traitement des résultats	53
Emissivité	
définition	43
mesure	50
F	
Ferrite	
définition	26
Finition	9
définition	iii
Flux thermique	
exemple de résultats	95
forme	89
modèle	106
G	
Grain	
photographie	7
L	
Longueur de contact	
en R.H.P.	125
Lubrification	
hypothèse	45
influence sur contraintes	73
influence sur efforts	66
influence sur micrographies	70
Luminance	
définition	42
loi de Planck	42
M	
Martensite	
définition	27

Annexes

Le fou se croit sage et le sage se reconnaît fou.

W. SHAKESPEARE

Sommaire

Annexe A Les types de rectification	164
Annexe B Diagramme Fer-Carbone	165
Annexe C Caractérisation du 100Cr6	166
Annexe D Caractérisation du X40CrMoVN16-2	170
Annexe E Essais réalisés	173

Annexe A Les types de rectification

Parmi les différents types de rectification, le Larousse propose un descriptif des principaux.

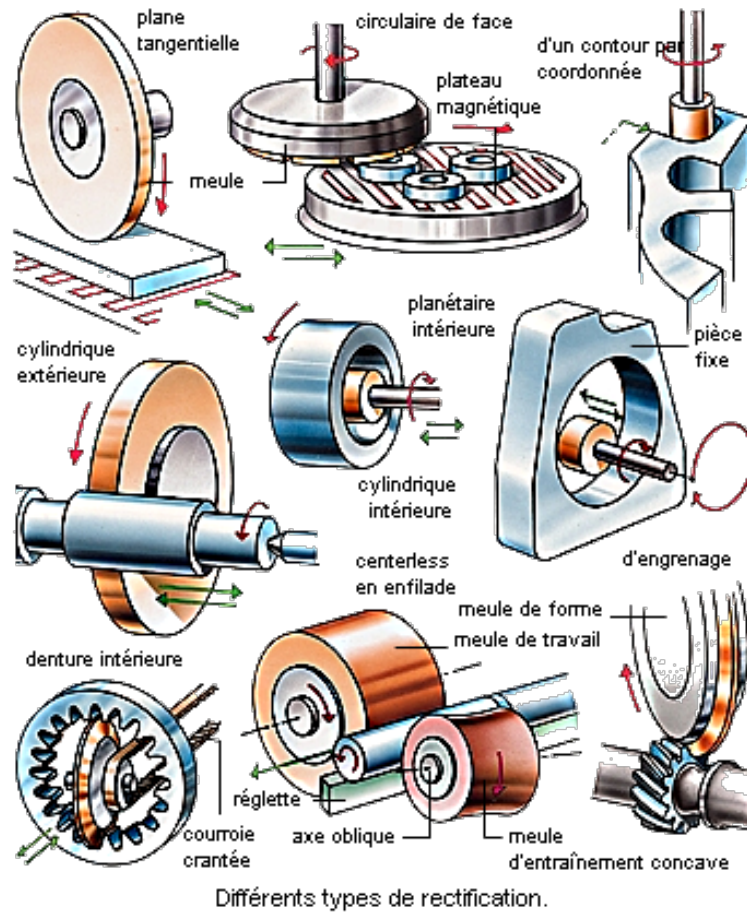


Figure 27 – Les types de rectification selon Larousse.

Annexe B

Diagramme Fer-Carbone

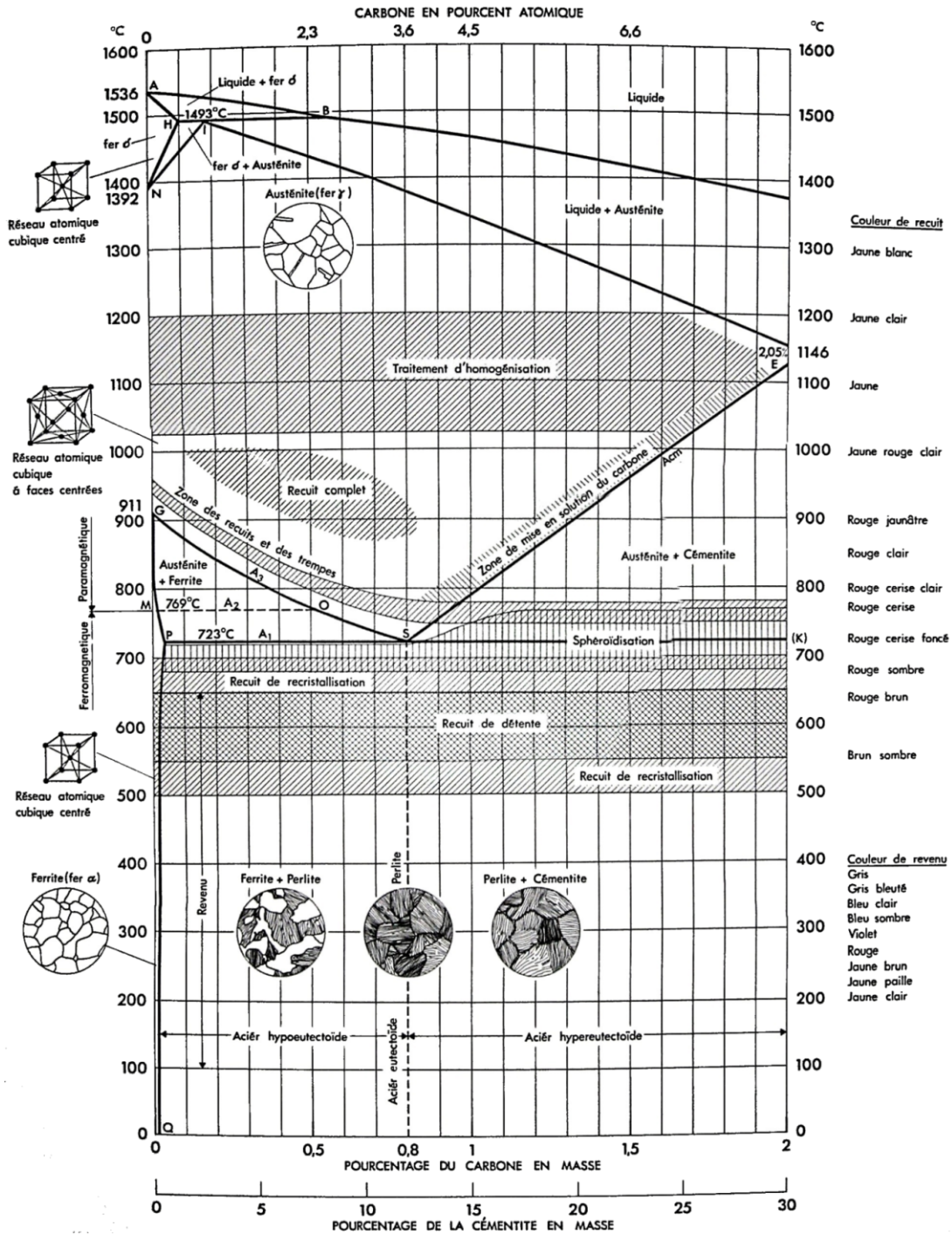


Figure 28 – Diagramme Fer Carbone.

Annexe C Caractérisation du 100Cr6

Composition

Il est présenté ici, le certificat de coulée du 100Cr6 utilisé dans ce manuscrit.

		E.R. SGI 1080205 ISO 9001:2000 ISO/TS 16949:2002		CERTIFICADO DE CALIDAD QUALITY REPORT CERTIFICAT DE CONTROLE According to DIN-50.048/3.1 EN-10.204			Nº Certificado 137136								
Clientes/Customer/Client THYSSENKRUPP MATERIALS FRANCE		Acero/Steel/Acier 100CR6		Especificaciones/Specifications/C.d.c. F.M.02636 REV.C/18.11.02 SINOR 35.565/5.04			Tipo de Corte/Route/Voie C.CONTINUE 310X240								
Ref.Ord./Work. Order/Ref.robres 7028872/ 000080		Nº Colado/Heat n°/Nº de coulée E70508		Dimensión/Size R_80,000		Tolerancia/Tolerance		Peso/Weight/Poids 3,288 KG							
Nº piezas/Nº pieces		T.Térmico/Heat treat/Etat de Livraison RECUIT DE COALESCENCE			Ref.Piezas/Part.N./Ref.piece		Albarán/D.N./B.L. B120220								
COMPOSICIÓN QUÍMICA / CHEMICAL COMPOSITION / COMPOSITION CHIMIQUE %															
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	V	Cu	Sn	Al	Ti	O ₂	H ₂	
1,030	0,280	0,320	0,011	0,010	1,800	0,050	0,120	0,005	0,145	0,010	0,037	0,002	11	1,900	
ENSAYOS MECANICOS / MECHANICAL TESTS / ESSAIS MECANIQUES															
TRATAMIENTO TÉRMICO / HEAT TREAT / ETAT DE T.T.				PROB TEST	Rm	Ra x 0,2	A%	E %	Resiliencia Impact Test Resilience Tipo: Unid;	Dureza Hardness Dureté HB					
DURETE DES BARRES										185/190					
ENSAYOS TEMPLABILIDAD / HARDENABILITY TESTS / ESSAIS TREMPABILITE															
ENSAYOS METALOGRAFICOS / METALOGRAPHIC TESTS / ESSAIS METALOGRAFIQUES															
MICROINCLUSIONES/MICROINCLUSION LIERNKONTOMET ABTM E-481				SEP 1570/71	T.GRAN/GRAIN SIZE/GRANDEUR DU GRAN			MACROCI/MA/MACRO N/MACROCHIFFRE							
A				B				C	D						
F		G		F		G		F		G		F		G	
1,0		-		0,5		-		-		-		0,5		-	
ESTRUCTURAS/STRUCTURES															
ENSAYOS NO DESTRUCTIVOS / NON DESTRUCTIVE TESTS / ESSAIS NON DESTRUCTIVES															
DEFECTOS INTERNOS INTERNAL DEFECTS DEFAUTS INTERNES				O.K. 100%											
DEFECTOS SUPERFICIALES SURFACE DEFECTS DEFAUTS EN SURFACE				O.K. 100%											
ANTIEMULSION NOIL CONTROL CONTROL ANTIMELAGE				SPECTRO 100%											
S/SEP. 1520 N°2.3 N°3.0 N°4.2 N°5.1 N°7.2 T. DE CORROYAGE: 14.80 TEMPLABILITE: T.850°C 1/2H/HUILE: 64.5 HRC								 ISABEL UZKIANO 25.07.2007 SERVICIO METALURGICO METALLURGICAL SERVICE SERVICE METALLURGIQUE							

Figure 29 – Certificat du 100Cr6 de l'étude

Diagramme T.R.C.

Il est présenté ici, un diagramme T.R.C. approché du 100Cr6.

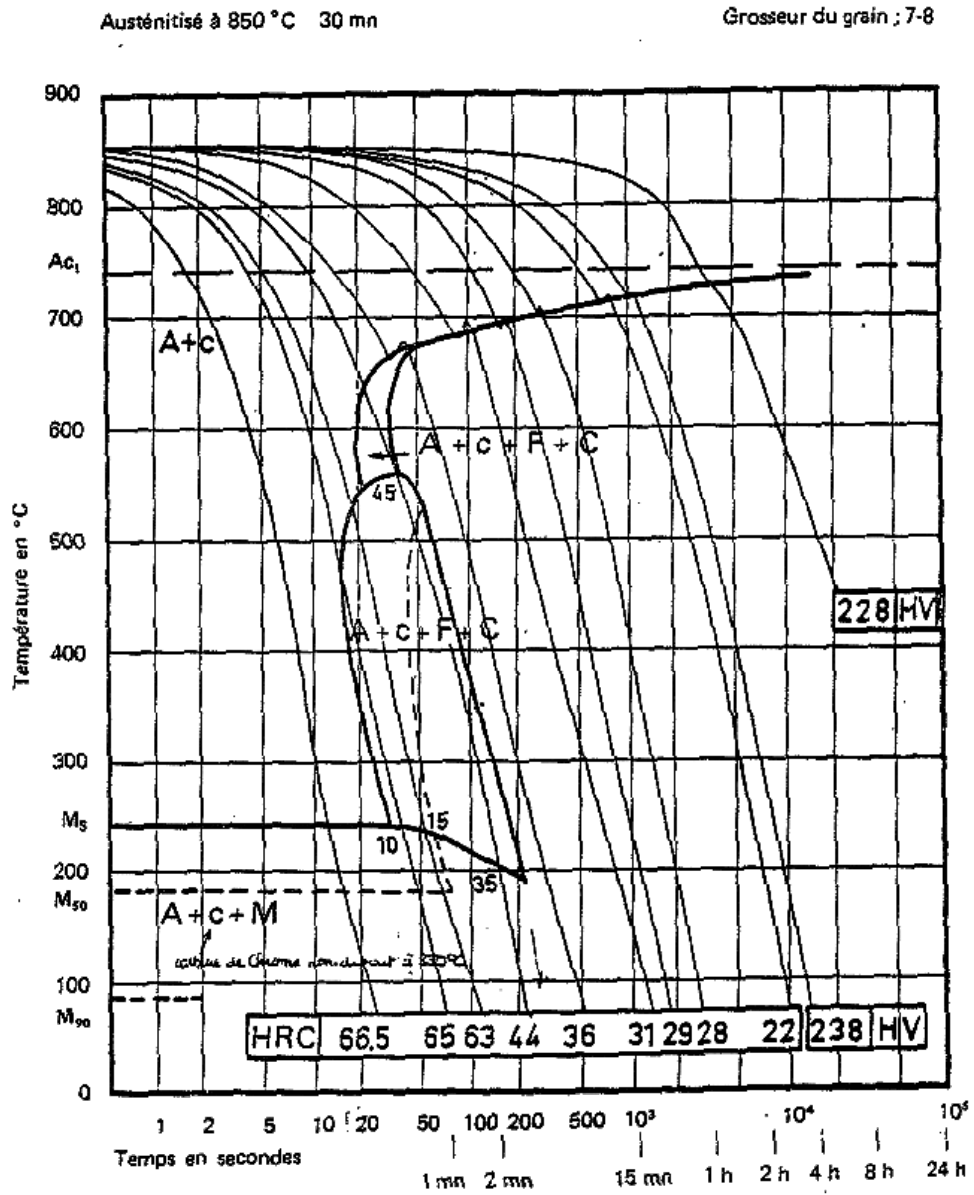


Figure 30 – Diagramme T.R.C. simplifié du 100Cr6

Caractéristiques intrinsèques

Cette section présente les différentes caractéristiques thermiques, métallurgiques et mécaniques observées sur le 100Cr6.

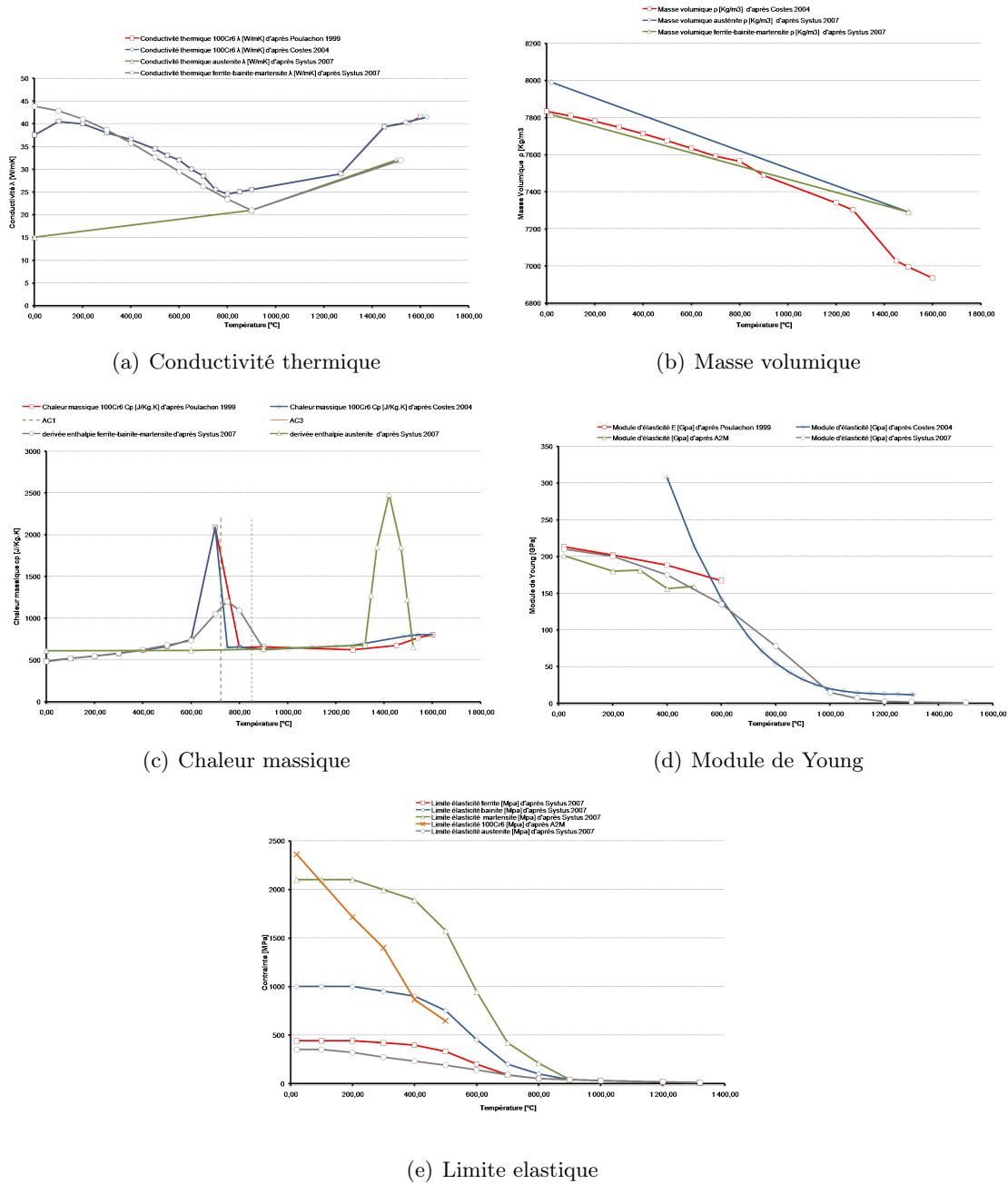


Figure 31 – Comparatif des caractéristiques du 100Cr6.

Lois de comportement

Selon Poulachon

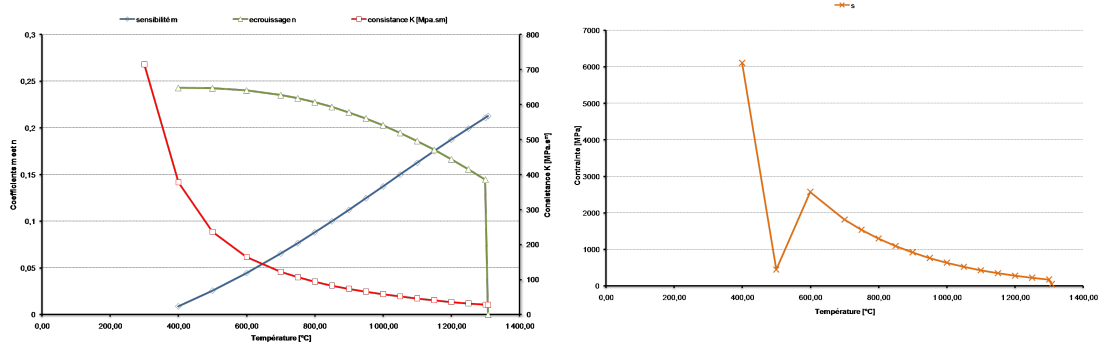
$$\sigma_{eq} = (\sigma_0 + k \cdot \epsilon^n) \cdot (1 - a \cdot T) \cdot \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}}{D}\right)^{\frac{1}{p}} \quad (2)$$

σ_0	k	n	a	D	p
$11,0.32.10^6 [Pa]$	4783.10^6	0,0946	12,9	pas de sensibilité	

Tableau 4 – Coefficients de la loi de comportement du 100Cr6 selon Poulachon.

Selon Costes

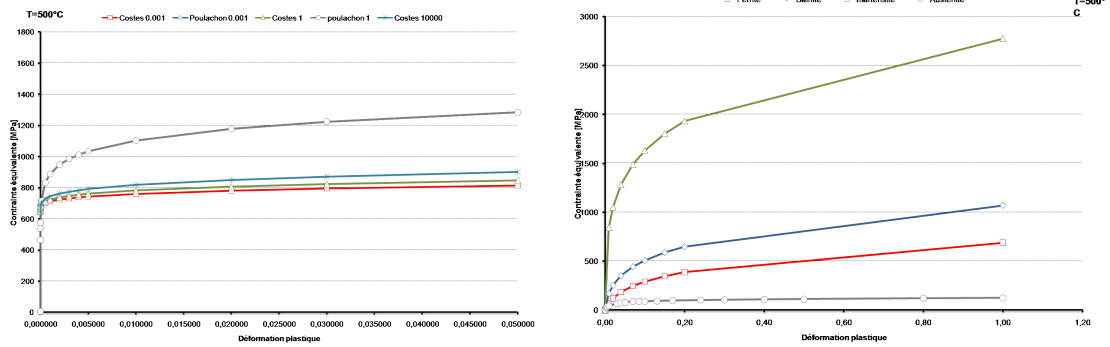
$$\sigma_{eq} = \sigma_0 + K(T) \cdot \sqrt{3}^{m(T)+1} \cdot \dot{\epsilon}^{m(T)} \cdot \epsilon^{n(T)} \quad (3)$$



(a) Coefficients de la loi de comportement du 100Cr6 selon Costes [Cost04]

(b) Paramètre d'érouissage

Figure 32 – Paramètres issus de la loi de Costes.



(a) Comparatifs lois

(b) Loi des phases dans le logiciel Systus [Syst08]

Figure 33 – Comparaisons des lois du 100Cr6.

Annexe D Caractérisation du X40CrMoVN16-2

Composition

Il est présenté ici, le certificat de coulée du X40CrMoVN16-2 utilisé dans ce manuscrit.

AUBERT & DUVAL <small>ALLIAGES</small>		CERTIFICAT DE RECEPTION TYPE 3.1.B <small>conformément à NF EN 10204 et NF L 08-015</small> INSPECTION CERTIFICATE TYPE 3.1.B <small>according to NF EN 10204 and NF L 08-015</small>		N° : <i>CL57/61</i> A/C09/7237-0/AD																
Livraison: LES ANCIENNES le 24/09/2002 / SM Delivery N/Ref: 9432 02 01		DESIGNATION-QUANTITE-DIMENSIONS-POIDS Description-Quantity-Dimensions-Weight		PAGE : 1 / 1																
Nuance: X.D 15 N.U Qualité:		1 barre dia. 65 144 kg																		
Etat de livraison: Recuit Condition: Laminage+Ecrouissage		Lingot HY 871108 Référence : 400401-065,0																		
Commande et Spécifications <small>purchase order & specifications</small> Commande n° 420711 du 21/05/2002 Projet de cahier des charges T 5071/00 a (poste 20)		SNFA FABRICATIONS AERONAUTIQUES ZI NO 2 - BATTERIE 900 ROUVIGNIES 59300 VALENCIENNES																		
ANALYSE/ANALYSIS Unité/Unit : % (m/m) sauf mention spécifique/except specific mention.																				
Coulée C Si Mn S P Ni Cr Mo V Fe																				
HY 8711 0.406 0.16 0.41 <.0020 0.014 <0.30 15.64 1.80 0.30 Compl.																				
la20 N2																				
ZN 0.20																				
Reception sur Produit Livré <small>Delivery Acceptance Test</small>		Traction <small>Tensile Test</small>		Flexion par Choc <small>Impact Test</small>																
Etat Métallurgique <small>Metallurgical Condition</small>		Sens Rm Rp A5 z % Sens		Dureté <small>Hardness</small>																
Recuit				HB = 223																
Sur surlongueur : 1050°C/30mn/H+(-80°C)/2h +180°C/2h/A				HRC = 60.3																
Résultats complémentaires <small>Complementary Results</small>		Observations / Remarques																		
DIMENSIONS : Conformes HOMOGENEITE DU LOT : Vérifiée DEFILTS INTERNES : Contrôle par ultrasons suivant critère TFP 0.8 conforme DEFILTS DE SURFACE : Conforme MACROSTRUCTURE : Suivant ASTM A 604 conforme MICROINCLUSIONS : Suivant ASTM E 45 conforme (indice maxi)																				
<table border="1"> <tr> <td></td> <td>A</td> <td>B</td> <td>C</td> <td>D</td> </tr> <tr> <td>minces</td> <td>0</td> <td>0</td> <td>0</td> <td>1</td> </tr> <tr> <td>épaisses</td> <td>0</td> <td>0</td> <td>0</td> <td>0.5</td> </tr> </table>							A	B	C	D	minces	0	0	0	1	épaisses	0	0	0	0.5
	A	B	C	D																
minces	0	0	0	1																
épaisses	0	0	0	0.5																
MICROSTRUCTURE - à l'état de livraison : Structure coalescée - conforme - à l'état traité : Conforme - grain ASTM E 112 n° 11																				
PROPRETE MAGNETOSCOPIQUE : Suivant norme AIR 0819 classe 3 conforme DECARBURATION : Nulle																				
nous déclarons que la fabrication citée est conforme aux exigences du contrat et que après vérifications et essais, elle répond en tout point aux exigences spécifiées, aux normes et règlements applicables, sauf exceptions, réserves ou dérogations en matière dans le présentie déclaration de conformité.		Signatures et visas / Signatures and visas																		
		AUBERT & DUVAL H: D. FOUGEROUSS																		

Figure 34 – Certificat du X40CrMoVN16-2 de l'étude

Diagramme T.R.C.

Il est présenté ici, un diagramme T.R.C. approché du X40CrMoVN16-2.

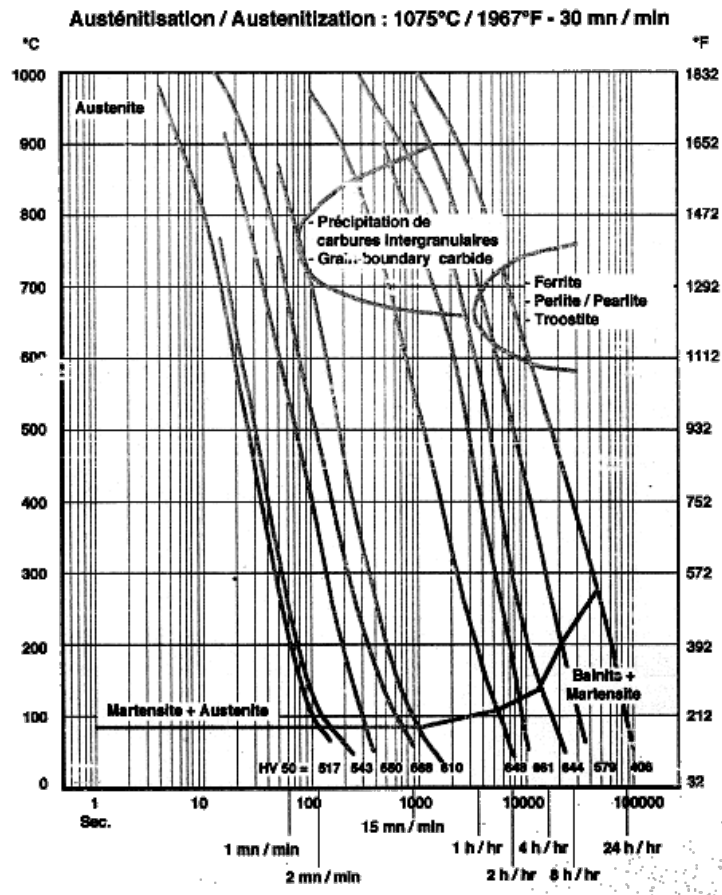


Figure 35 – Diagramme T.R.C. simplifié du X40CrMoVN16-2

Diagramme de phases

Il est présenté ici, un diagramme de phases approché du X40CrMoVN16-2.

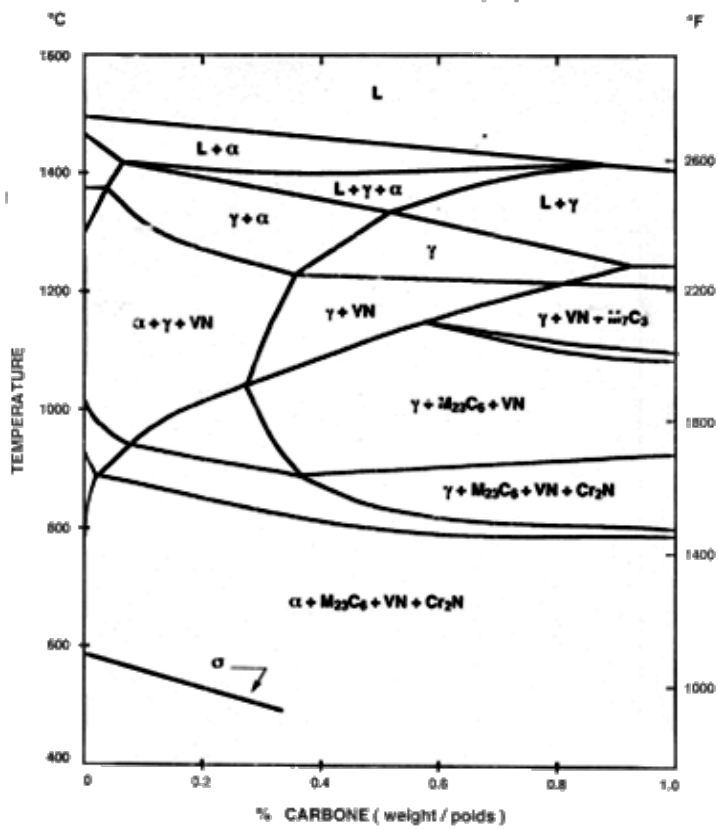


Figure 36 – Diagramme de phases simplifié du X40CrMoVN16-2

Annexe E Essais réalisés

Essai 1

Essai	Meule	Ap	Apr réel	Vf	b	Ft moyen	Fn moyen/mm	Fn moyen	Ft max	Fn max	Ft min	Fn min	Puissance	Débit de copeaux	Puissance spécifique	
4	CBN	0,04	0,03	6,85	7,4	37,2	5,0	16,8	124,7	291,8	671,3	-149,591	-87,053	1385,7	161,1	8,6
5	CBN	0,04	0,04	16	7	19,9	2,8	6,3	44,3	281,7	533,9	-122,3	-87,3	741,7	501,9	1,5
6	CBN	0,04	0,04	16	8	25,2	3,1	7,7	61,8	302,2	517,7	-149,2	-88,5	937,4	564,6	1,7
7	CBN	0,08	0,1	6,85	7	58,6	8,4	29,6	207,2	289,5	738,2	-137,6	-67,6	2188,8	537,1	4,1
8	CBN	0,08	0,06	16	8,3	80,5	9,7	29,8	247,3	274,0	675,5	-118,5	-74,9	2996,9	752,8	4,0
9	CBN	0,08	0,04	16	6,6	71,0	10,8	32,7	216,1	283,6	717,9	-169,5	-91,5	2646,0	564,6	4,7
10	CBN	0,12	0,08	6,85	8,6	124,6	14,5	47,5	408,6	318,2	1067,5	-98,2	-90,6	4639,4	429,7	10,8
11	CBN	0,12	0,08	16	6,6	142,0	21,5	76,3	503,9	349,2	1081,7	-51,5	-39,4	5290,5	1063,7	5,3
12	CBN	0,12	0,07	18	8,5	165,0	19,4	67,3	571,9	350,0	1152,3	-51,5	-43,1	6145,3	988,0	6,2
13	CBN	0,16	0,09	6,85	9,5	194,3	20,4	67,3	639,4	506,8	1317,5	-150,2	-36,5	7235,3	483,4	15,0
14	CBN	0,16	0,09	16	8,9	253,0	28,4	107,1	953,2	579,1	2021,1	-88,3	-27,8	9425,3	1129,2	8,3
15	CBN	0,16	0,06	16	9,4	251,8	26,8	101,4	953,3	535,5	1857,9	-236,9	-52,3	8379,0	846,9	11,1
16	CBN	0,20	0,09	6,85	9,5	220,0	23,2	80,3	762,4	1369,9	2955,5	-498,6	-338,4	8194,0	483,4	16,9
17	CBN	0,20	0,18	16	8,4	300,2	35,7	136,6	1147,1	873,2	2032,5	-322,0	-217,6	11181,3	2258,3	5,0
19	CBN	0,20	0,08	18	8,7	308,7	35,5	132,4	1151,6	782,7	2038,5	-284,7	-241,9	11496,3	1129,2	10,2
20	CBN	0,24	0,2	6,85	8,5	206,0	24,2	77,0	654,7	1128,7	2074,0	-757,1	-485,6	7674,0	1074,3	7,1
21	CBN	0,24	0,2	6,85	8,5	206,8	24,3	80,7	686,1	470,8	1819,7	-164,9	-200,4	7702,1	1074,3	7,2
18	CBN	0,32	0,2	16	8,6	417,4	48,5	167,7	1441,9	973,2	2036,1	-46,6	-230,8	15546,5	2509,3	6,2
30	CORINDO	0,04	0,02	6,85	15	26,4	1,8	6,4	95,7	58,0	157,2	-2,0	28,7	928,5	10,1	91,6
31	CORINDO	0,04	0,02	16	15	22,4	1,5	4,6	68,7	48,3	142,0	-9,9	4,8	788,3	23,7	33,3
32	CORINDO	0,04	0,02	18	15	41,4	2,8	6,9	103,8	108,7	211,0	-18,8	10,5	1456,8	26,6	54,7
33	CORINDO	0,08	0,04	6,85	15	68,3	4,6	11,2	168,2	158,8	307,6	-5,6	64,0	2401,7	20,3	118,4
34	CORINDO	0,08	0,04	16	15	90,3	6,0	17,1	256,1	206,2	501,1	0,7	77,8	3173,7	47,4	67,0
35	CORINDO	0,08	0,04	18	15	110,1	7,3	15,2	228,2	225,0	493,7	21,1	31,8	3869,8	53,3	72,6
39	CORINDO	0,12	0,06	6,85	15	103,5	6,9	11,3	169,3	218,0	439,5	-44,5	-6,5	3638,7	30,4	119,6
38	CORINDO	0,12	0,06	16	15	147,2	9,8	23,4	350,9	332,7	773,5	-27,6	58,5	5173,5	71,1	72,8
40	CORINDO	0,12	0,06	18	15	152,0	10,1	33,3	500,0	341,5	950,0	-84,7	148,1	5343,4	79,9	66,8
41	CORINDO	0,16	0,08	6,85	15	162,7	10,8	28,0	419,7	269,1	722,0	34,3	182,8	5718,8	40,6	141,0
30b	CORINDO	0,16	0,08	16	15	238,0	15,9	47,2	707,8	381,5	1187,9	82,0	295,5	8366,6	94,7	88,3
31b	CORINDO	0,16	0,08	18	15	236,2	15,7	43,3	649,8	495,6	1325,4	-47,7	90,0	8305,9	106,6	77,9
33b	CORINDO	0,20	0,1	6,85	15	146,3	9,8	26,1	390,9	361,2	856,0	-54,7	-15,2	5143,3	50,7	101,4
32b	CORINDO	0,20	0,1	16	15	238,1	15,9	45,7	686,1	509,7	1573,6	-115,6	-107,4	8370,4	118,4	70,7
34b	CORINDO	0,20	0,1	18	15	73,3	4,9	15,7	236,2	418,4	811,1	-155,8	-190,7	2578,4	133,2	19,4
-----	CORINDO	0,32	0,16	6,85	15		0,0									
35b	CORINDO	0,32	0,16	16	15	72,8	4,9	13,3	198,9	349,8	769,9	-196,9	-133,2	2560,2	189,5	13,5
35c	CORINDO	0,32	0,16	18	15	88,1	5,9	13,6	203,5	557,3	760,4	-116,2	-167,1	3097,4	213,2	14,5

Figure 37 – Tableau des essais réalisés sur le 100Cr6 — puissance et efforts.

Essai 2

Pièce	Mesures Puissance et efforts							Coefficients calculés				
	Ap (mm)	Vw (m/min)	Vs (m/s)	Puissance [W]		Efforts [N]		Z' [mm²/s]	Vw/Vs	Heq [µm]	P' max [W/mm]	Es (moy) [N/mm²] [µmm³]
				active	Ft max	Fn max						
Plan Taguchi	T1	0,07	20	20	3743	-203	476	23,3	0,0167	1,17	260	11
	T2	0,07	20	40	4484	-127	352	23,3	0,0083	0,58	319	13
	T3	0,07	29	60	5845	-116	345	33,8	0,0081	0,56	427	12
	T4	0,16	29	20	12128	-614	1511	77,3	0,0242	3,87	813	10
	T5	0,16	11	40	10711	-291	870	29,3	0,0046	0,73	745	24
	T6	0,07	20	60	5156	-99	281	23,3	0,0056	0,39	370	15
	T7	0,07	29	20	3913	-222	541	33,8	0,0242	1,69	279	8
	T8	0,16	29	60	15274	-319	982	77,3	0,0081	1,29	1147	13
	T9	0,25	11	40	16219	-449	1553	45,8	0,0046	1,15	1140	24
	T10	0,16	11	60	10725	-205	628	29,3	0,0031	0,49	767	24
	T11	0,07	11	20	2861	-153	364	12,8	0,0092	0,64	197	15
	T12	0,25	29	60	22630	-466	1693	120,8	0,0081	2,01	1686	12
	T13	0,16	20	20	12034	-554	1497	53,3	0,0167	2,67	771	15
	T14	0,25	11	60	15864	-318	1222	45,8	0,0031	0,76	1166	23
	T15	0,07	29	40	4835	-158	485	33,8	0,0121	0,85	372	10
	T16	0,25	29	20	17236	-842	2364	120,8	0,0242	6,04	1136	10
	T17	0,25	11	20	15244	-686	2027	45,8	0,0092	2,29	965	22
	T18	0,16	20	40	11726	-345	1018	53,3	0,0083	1,33	850	15
	T19	0,25	20	60	19202	-396	1419	83,3	0,0056	1,39	1431	15
	T20	0,25	20	20	18463	-810	2257	83,3	0,0167	4,17	1156	15
	T21	0,16	20	60	13210	-263	840	53,3	0,0056	0,89	967	17
	T22	0,07	11	60	3648	-77	222	12,8	0,0031	0,21	277	19
	T23	0,25	20	40	19201	-522	1815	83,3	0,0083	2,08	1336	15
	T24	0,16	29	40	13522	-399	1175	77,3	0,0121	1,93	983	12
	T25	0,16	11	20	9282	-452	1127	29,3	0,0092	1,47	611	21
	T26	0,25	29	40	20046	-583	1874	120,8	0,0121	3,02	1445	11
T27	0,07	11	40	3842	-114	325	12,8	0,0046	0,32	281	20	
T28	0,16	20	6,364	9561	-940	1680	53,3	0,0524	8,38	518	12	
T29	0,16	20	73,636	13880	-217	687	53,3	0,0045	0,72	995	17	
T30	0,16	4,864	40	5699	-166	444	13,0	0,0020	0,32	412	29	
T31	0,311	20	40	22972	-655	2426	103,7	0,0083	2,59	1639	10	
T32	0,16	35,136	40	13792	-417	1254	93,7	0,0146	2,34	1015	15	
T33	0,009	20	40	280	trop faible	3,0	0,0083	0,08	19	6		
T34	0,16	20	40	12779	-352	1031	53,3	0,0083	1,33	896	16	
T35	0,16	20	40	12349	-355	1036	53,3	0,0083	1,33	885	15	
T36	0,16	20	40	13316	-372	1069	53,3	0,0083	1,33	941	17	
T37	0,16	20	40	12819	-363	1058	53,3	0,0083	1,33	911	16	
T38	0,16	20	40	12619	-365	1096	53,3	0,0083	1,33	907	16	
T39	0,16	20	40	13239	-369	1095	53,3	0,0083	1,33	933	17	
Essai camera	C1	0,16	20	40	13017	-361	1137	53,3	0,0083	1,33	915	16
	C2	0,16	20	20	10523	-525	1368	53,3	0,0167	2,67	701	13
	C3	0,16	11	40	9846	-275	845	29,3	0,0046	0,73	695	22
	C4	0,16	11	20	8842	-434	1143	29,3	0,0092	1,47	584	20
	C5	0,07	20	40	4663	-133	384	23,3	0,0083	0,58	333	13
	C6	0,07	20	20	3657	-200	472	23,3	0,0167	1,17	255	10
	C7	0,07	11	40	3883	-111	308	12,8	0,0046	0,32	277	20
	C8	0,07	11	20	3340	-173	413	12,8	0,0092	0,64	226	17
	C0_1	0,115	15,5	30	7597	-271	832	29,7	0,0086	0,99	524	17
	C0_2	0,115	15,5	30	7452	-263	807	29,7	0,0086	0,99	511	17
C0_3	0,115	15,5	30	7715	-272	830	29,7	0,0086	0,99	529	17	
C0_avalant_1	0,115	15,5	30	6870	-179	717	29,7	0,0086	0,99	408	15	
C0_avalant_2	0,115	15,5	30	6799	-167	701	29,7	0,0086	0,99	394	15	
Essais complementaires	F1	0,05	20	10	1605	-163	400	16,7	0,0333	1,67	108	6
	F2	0,05	20	20	2632	-141	352	16,7	0,0167	0,83	182	11
	F3	0,05	20	30	3028	-115	311	16,7	0,0111	0,56	216	12
	F4	0,05	20	40	3321	-96	283	16,7	0,0083	0,42	239	13
	F5	0,05	20	50	3533	-82	257	16,7	0,0067	0,33	255	14
	F6	0,05	20	60	5193	trop faible	16,7	0,0056	0,28	346	21	
	F7	0,2	5	10	10481	-748	1601	16,7	0,0083	1,67	599	42
	F8	0,2	5	20	8946	-435	1136	16,7	0,0042	0,83	588	36
	F9	0,2	5	30	9082	-324	900	16,7	0,0028	0,56	626	36
	F10	0,2	5	40	8513	-243	691	16,7	0,0021	0,42	608	34
	F11	0,2	5	50	8245	-190	551	16,7	0,0017	0,33	591	33
	F12	0,2	5	60	7471	-147	430	16,7	0,0014	0,28	544	30
	F13	0,1	20	10	4978	-440	919	33,3	0,0333	3,33	313	10
	F14	0,1	20	20	6617	-338	794	33,3	0,0167	1,67	446	13
	F15	0,1	20	30	7139	-264	699	33,3	0,0111	1,11	502	14
	F16	0,1	20	40	7901	-218	623	33,3	0,0083	0,83	554	16
	F17	0,1	20	50	8119	-189	572	33,3	0,0067	0,67	586	16
	F18	0,1	20	60	8728	-168	525	33,3	0,0056	0,56	628	17
	F19	0,2	20	10	10890	-1331	2199	66,7	0,0333	6,67	807	11
	F20	0,2	20	20	13668	-634	1685	66,7	0,0167	3,33	878	14
	F21	0,2	20	30	13913	-502	1488	66,7	0,0111	2,22	965	14
	F22	0,2	20	40	15258	-414	1305	66,7	0,0083	1,67	1061	15
	F23	0,2	20	50	15609	-358	1219	66,7	0,0067	1,33	1118	16
	F24	0,2	20	60	16546	-325	1147	66,7	0,0056	1,11	1201	17
	F25	0,4	20	10	12049	-1105	3998	133,3	0,0333	13,33	770	6

Figure 38 – Tableau des essais réalisés sur le 100Cr6 – puissance et efforts.

Mesures contraintes par DRX sur Proto																
en bleu pièces envoyées chez SNFA pour découpe-enrobage				paramètres par défaut gain 16, nombre expositions 10, temps d'exposition 2s sauf commentaire												
Pièce	Ap (mm)	Vw (m/min)	Vs (m/s)	Position 1 x = 5mm				Position 2 x = 25mm				Position 3 x = 50mm				Remarques
				σ Norm(Mpa)		σ Cisail(Mpa)		σ Norm(Mpa)		σ Cisail(Mpa)		σ Norm(Mpa)		σ Cisail(Mpa)		
				Valeur	Incertitude	Valeur	Incertitude	Valeur	Incertitude	Valeur	Incertitude	Valeur	Incertitude	Valeur	Incertitude	
BRUT 1				410	20	75	5	305	10	66	5	234	8	58	4	
BRUT 2				156	1658	-76	8	426	12	25	6	206	20	17	10	plusieurs checks
apres trempe				48	16	11	8	16	21	10	24	22	16	11		
Surfaçage				620	13	-33	6	601	13	-34	6	618	17	-34	8	
T1	0,07	20	20	-286	15	-21	7	-77	17	2	8	137	17	3	8	RAS
T2	0,07	20	40	137	14	13	7	266	13	26	6	277	14	21	7	RAS
T3	0,07	29	80	186	9	-1	4	742	13	33	6	778	9	33	4	RAS
T4	0,16	29	20	602	17	-1	8	424	43	22	21	338	43	28	21	BN.1
T5	0,16	11	40	836	11	31	5	268	44	46	21	195	41	-11	20	BN.2
T6	0,07	20	60	393	13	28	6	606	9	21	4	612	11	16	5	BN.1
T7	0,07	29	20	285	9	-6	4	27	15	10	7	283	18	17	9	RAS
T8	0,16	29	60	912	13	35	6	189	30	-6	14	-224	31	27	15	BN.2
T9	0,25	11	40	-135	40	26	19	168	38	19	18	-106	35	14	17	BN.3
T10	0,16	11	60	-165	29	-10	14	280	38	15	19	-122	54	23	28	BN.3
T11	0,07	11	20	-455	14	-26	7	-208	13	-6	6	-139	14	-1	7	BN.1
T12	0,25	29	60	177	41	47	20	168	32	23	15	-162	39	44	19	BN.3
T13	0,16	20	20	683	25	24	12	296	48	33	23	56	49	13	24	BN.2
T14	0,25	11	60	255	39	34	19	450	17	16	8	-132	18	32	9	BN.3
T15	0,07	29	40	334	15	20	7	624	14	24	7	589	11	25	5	BN.1
T16	0,25	29	20	822	17	13	8	53	48	14	23	63	43	19	21	BN.1
T17	0,25	11	20	69	45	35	22	108	40	11	19	-118	32	28	15	BN.2
T18	0,16	20	40	914	12	4	8	59	45	17	22	-238	49	43	24	BN.2
T19	0,25	20	60	49	33	53	16	-182	28	30	13	-222	34	47	16	BN.3
T20	0,25	20	20	686	14	-5	7	-182	36	1	19	-113	42	23	20	BN.2
T21	0,16	20	60	832	15	21	8	-199	29	12	14	-204	35	22	17	BN.3
T22	0,07	11	60	894	11	4	6	637	5	-1	3	462	5	-7	3	BN.1
T23	0,25	20	40	316	40	38	19	147	34	34	16	-183	39	31	19	BN.3
T24	0,16	29	40	825	11	11	6	49	37	15	18	-179	38	30	18	BN.2
T25	0,16	11	20	39	11	-9	5	83	43	14	21	-162	45	17	22	BN.2
T26	0,25	29	40	918	14	7	7	-190	52	40	25	-183	36	18	17	BN.3
T27	0,07	11	40	441	11	3	5	832	12	4	6	605	10	3	5	BN.1
T28	0,16	20	6,364	100	18	4	9	318	18	6	9	456	19	9	9	RAS
T29	0,16	20	73,636	817	11	8	5	195	22	29	11	-206	36	32	17	BN.1
T30	0,16	4,864	40	514	7	-2	3	-239	45	14	22	-278	39	6	19	BN.2
T31	0,311	20	40	-117	54	28	26	160	31	40	15	-157	31	12	15	BN.2
T32	0,16	35,136	40	682	13	4	6	165	35	9	17	-107	42	14	20	BN.2
T33	0,069	20	40	636	18	-8	9	633	14	-5	7	437	11	-3	6	RAS
T34	0,16	20	40	510	12	7	6	-146	45	29	22	-195	34	30	16	BN.2
T35	0,16	20	40	827	14	8	7	154	26	-15	13	-85	45	2	22	BN.2
T36	0,16	20	40	269	16	18	7	130	37	16	18	-217	29	28	34	BN.2
T37	0,16	20	40	814	13	4	6	-131	41	17	20	-203	44	35	21	BN.2
T38	0,16	20	40	826	14	1	7	-140	58	20	28	-164	34	7	17	BN.2
T39	0,16	20	40	849	12	7	6	-106	50	11	24	-230	37	16	18	BN.2
C1	0,16	20	40	899	7	-18	3	-167	65	40	31	-139	41	29	20	BN.2
C2	0,16	20	40	709	15	-3	7	677	25	1866	12	31	46	11	22	BN.1
C3	0,16	11	40	769	16	3	8	232	36	12	19	-192	53	38	26	BN.2
C4	0,16	11	20	553	16	-2	8	108	37	22	18	-197	49	19	24	BN.2
C5	0,07	20	40	163	17	15	8	685	14	19	7	789	18	11	9	RAS
C6	0,07	20	20	-27	12	4	8	620	22	28	11	485	20	23	10	RAS
C7	0,07	11	40	165	15	10	7	756	10	6	5	757	15	16	7	RAS
C8	0,07	11	20	-19	20	5	10	495	22	17	11	616	18	-3	9	RAS

Figure 39 – Tableau des mesures par D.R.X. sur essais 2.

Essai 3

meule CBN vitrifiée Essai camera 1 pièce par essai sans lubrification	Pièce	Ap [mm]	Vw [m/min]	Vs [m/s]	Efforts [N]					Coefficients calculés				
					Ft max	Fn max	Z' [mm²/s]	Vw/Vs	Heq [µm]	P' max [W/mm]	F't mesurée	Es (moy) [N/mm²]	[J/mm3]	
	C1	0,16	20	40	-347	1011	53,3	0,0083	1,33	979	24	0		
	C2	0,16	20	40	-494	1115	53,3	0,0167	2,67	687	34	0		
	C3	0,16	11	40	-272	838	29,3	0,0046	0,73	771	19	0		
	C4	0,16	11	20	-365	762	29,3	0,0092	1,47	507	25	0		
	C5	0,07	20	40	-156	464	23,3	0,0083	0,58	442	11	0		
	C6	0,07	20	20	-192	418	23,3	0,0167	1,17	267	13	0		
	C7	0,07	11	40	-111	323	12,8	0,0046	0,32	314	8	0		
	C8	0,07	11	20	-161	359	12,8	0,0092	0,64	223	11	0		
	C0.1	0,115	15,5	30	-241	706	29,7	0,0086	0,99	512	17	0		
	C0.2	0,115	15,5	30	-247	781	29,7	0,0086	0,99	524	17	0		
	C0.3	0,115	15,5	30	-292	826	29,7	0,0086	0,99	619	21	0		

Figure 40 – Tableau des essais 3 — meule C.B.N. vitrifiée.

N° d'ordre : 527MI

Alexandre BROSSE

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL MODELING OF EFFECTS
INDUCED BY THE GRINDING PROCESS. APPLICATION TO THE HIGH
EFFICIENCY DEEP GRINDING PROCESS

Speciality : Materials and processes

Keywords : Grinding, numerical simulation, experimentation, metallurgy, inverse method, thermography, X-Ray diffraction, AISI 52100, X40CrMoVN16-2

Abstract :

Grinding is one of the most complex material removal processes where many domains of physics take place. Nowadays, studies on grinding are still to be improved even if it is often used for manufacturing high-quality parts. Indeed, during grinding, many phenomena can appear such as burns or cracks that can affect the integrity of the ground surface and need to be controlled. They are linked to the amount of thermal and mechanical energy that enter the workpiece. Thus, in order to improve the grinding process and its productivity, ameliorations have to be made concerning measurements and predictions of such phenomena.

In this work, the use of current measurement methods such as thermography for temperature or X-ray diffraction for residual stresses help to improve the models of grinding. Many results with better accuracy are shown and they explain the relation between the grinding parameters and the damage of the surface.

Numerical simulation is the other way of understanding and predicts damage for the grinding process. The metallurgical transformations that can appear during grinding are taken into account and an inverse method is used for the modeling of thermo-mechanicals loads entering the workpiece.

École Nationale Supérieure des Mines
de Saint-Étienne

N° d'ordre : 527 MI

Alexandre BROSSE

MODÉLISATION EXPÉRIMENTALE ET NUMÉRIQUE DES EFFETS
INDUITS PAR LA RECTIFICATION. APPLICATION À LA
RECTIFICATION HAUTE PRODUCTIVITÉ

Spécialité: Matériaux et procédés

Mots clefs : Rectification, simulation numérique, mesures, métallurgie, méthode inverse, thermographie infrarouge, diffraction rayons X, 100Cr6, X40CrMoVN16-2

Résumé :

La rectification est un procédé de fabrication indispensable à la réalisation de pièces nécessitant des états de surface de qualité. C'est aussi un des procédés les plus complexes car il fait intervenir de nombreux domaines de la physique dont les interactions sont aujourd'hui encore mal maîtrisées. Ainsi, plusieurs endommagements (brûlures, fissures,...) générés par le contact de la meule sur la pièce usinée peuvent apparaître. Ces phénomènes liés aux apports d'énergie thermique et mécanique de la meule à la pièce ont des origines diverses (transformations métallurgiques, dilatation ...). Dans un souci d'optimiser ou d'améliorer la productivité du procédé de rectification, la mesure, la compréhension et la prédiction de ces phénomènes sont alors nécessaires.

Dans ces travaux, de nombreux axes de recherche autour du procédé de rectification sont traités. L'utilisation de techniques actuelles comme la mesure de température par thermographie ou de contraintes résiduelles par diffraction des rayons X a permis de déterminer de nouveaux modèles expérimentaux. Ces résultats montrent notamment le faible effet de la lubrification sur la température maximale atteinte pendant le procédé.

La prédiction des endommagements passe ensuite par la simulation par éléments finis du procédé. Face aux différents chargements thermodynamiques présents au niveau du contact entre meule et pièce, une approche globale est utilisée couplée avec une méthode inverse sur les résultats expérimentaux. L'originalité est également apportée par la prise en compte numérique des transformations métallurgiques ce qui s'est révélé comme indispensable pour une modélisation proche de la réalité.